

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

Bárbara Batista dos Santos

AVALIAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS PARA REPRESENTAR PROCESSOS
EROSIVOS NA FORMAÇÃO DE BRECHAS EM BARRAGENS DE SOLO
COESIVO POR GALGAMENTO

Belo Horizonte

2021

Bárbara Batista dos Santos

**AVALIAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS PARA REPRESENTAR PROCESSOS
EROSIVOS NA FORMAÇÃO DE BRECHAS EM BARRAGENS DE SOLO
COESIVO POR GALGAMENTO**

Versão final

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: Aloysio Portugal Maia Saliba

Belo Horizonte

2021

S586a

Santos, Bárbara Batista dos.

Avaliação de modelos numéricos para representar processos erosivos na formação de brechas em barragens de solo coesivo por galgamento [recurso eletrônico] / Bárbara Batista dos Santos. – 20121.

1 recurso online (xiv, 147 f.: il., color.) : pdf.

Orientador: Aloysio Portugal Maia Saliba.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 142-147.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia sanitária - Teses. 2. Recursos hídricos - Desenvolvimento - Teses. 3. Barragens e açudes - Ruptura - Teses. 4. Solos - Erosão - Teses. I. Saliba, Aloysio Portugal Maia. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 628(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos

Avenida Antônio Carlos, 6627 - 4º andar - 31270-901 - Belo Horizonte – BRASIL

Telefax: 55 (31) 3409-1882 - posgrad@desa.ufmg.br

http://www.smarh.eng.ufmg.br

FOLHA DE APROVAÇÃO

Avaliação de Modelos Numéricos Para Representar Processos Erosivos Na Formação de Brechas Em Barragens de Solo Coesivo Por Galgamento

BÁRBARA BATISTA DOS SANTOS

Dissertação defendida e aprovada pela banca examinadora constituída pelos Senhores:


Prof. ALOYSIO PORTUGAL MAIA SALIBA

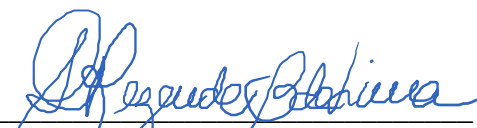

Prof. RUI MIGUEL LAGE FERREIRA



Prof. EDER DANIEL TEIXEIRA


Profa ANA LETÍCIA PILZ DE CASTRO

Aprovada pelo Colegiado do PG SMARH

Versão Final aprovada por


Profª. Sonaly Cristina Rezende Borges de Lima
Coordenadora


Prof. Aloysio Portugal Maia Saliba
Orientador

Belo Horizonte, 09 de agosto de 2021.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus pela vida e saúde para realização desta pesquisa.

Aos meus pais pelo amor incondicional e incentivo em todas as etapas da vida no âmbito pessoal e profissional.

Ao meu irmão, Diogo, por ser meu ombro amigo e maior incentivador na continuação dos meus estudos acadêmicos.

Ao meu orientador Prof. Dr. Aloysio Portugal Maia Saliba por toda paciência, incentivo e por compartilhar parte do seu vasto conhecimento comigo. Sem dúvidas a sua orientação foi peça chave para o desenvolvimento e conclusão desta pesquisa.

Aos professores do EHR pelos ensinamentos, conselhos e dedicação durante as disciplinas cursadas no programa.

Aos colegas do SMARH por dividir esses anos de pós-graduação agregando conhecimento, leveza e companheirismo.

Aos colegas e profissionais da POTAMOS Engenharia por todo apoio durante o mestrado desde o início durante a realização das disciplinas até o final no desenvolvimento da dissertação. Obrigada pelo apoio e incentivo além da disponibilização dos *softwares* para realização da pesquisa. Em especial destaco os engenheiros Denis Plec, Leonardo Melo, Alexandre Braga e Murilo Gonçalves que de alguma forma estiveram presente na elaboração da pesquisa.

Ao meu amor, Moisés, por todo companheirismo, apoio e carinho nessa etapa de finais de semana e noites de estudo. Obrigada por estar ao meu lado nos momentos difíceis e comemorando cada nova conquista.

RESUMO

Condições climáticas adversas ou dimensionamento inadequado pode levar barragens ao galgamento, dando início a um processo erosivo no talude de jusante, o qual pode resultar na ruptura da barragem. Esse processo erosivo resulta na formação de brecha, a depender do tipo de solo utilizado no barramento, grau de compactação, número de alteamentos e estruturas de drenagem no maciço, por exemplo. Portanto, a formação e evolução da brecha devem ser estudadas em concordância com as particularidades de cada estrutura, sem que haja uma metodologia única para abranger os diversos cenários observados na prática. Assim, objetivou-se nesta pesquisa, avaliar as características geotécnicas e hidráulicas envolvidas nesse processo erosivo e adotadas nos modelos numéricos. Inicialmente, através do desenvolvimento e formação de brecha observada no modelo físico construído por Saliba (2009), foram determinados os parâmetros numéricos utilizando-se as características físicas do solo e cálculo dos coeficientes de erosão durante o processo de galgamento do modelo. Como resultado, obteve-se uma oscilação do coeficiente de erodibilidade (k_d) entre 0,42 e 31,6 $\text{cm}^3/\text{N.s}$. Observou-se que a variação dos parâmetros pode ser justificada pela influência ou não de macroestruturas turbulentas quando os coeficientes foram aplicados aos modelos numéricos determinísticos baseados em análises físicas propostos por Robinson e Hanson (1994) e Temple *et al.* (2005), através dos *softwares* unidimensionais WINDAM C e DL BREACH. Visando avaliar qualitativamente como o escoamento turbulento comporta no talude de jusante durante o processo de erosão superficial e a jusante do *headcut*, diferentes geometrias foram analisadas através da Modelagem Numérica de Fluídos (CFD – *Computational Fluid Dynamics*) no *software* FLOW-3D® aplicando-se os modelos de turbulência SST $\kappa - \omega$. Corroborando com as observações laboratoriais e análises unidimensionais, observou-se que a atuação da tensão cisalhante e velocidade do escoamento ocorrem de maneira mais expressiva nos trechos do talude paralelos ao escoamento, enquanto que a jusante do *headcut* ocorre a separação do escoamento com a formação de gradiente adverso de pressão, notando-se uma menor influência da tensão cisalhante e da velocidade na face do *headcut* e aumento das pressões.

Palavras-Chave: Ruptura de Barragens, Galgamento, *Headcut*, erodibilidade.

ABSTRACT

Adverse weather conditions or inadequate sizing of erosive dams, there may be inefficiency in storing and absorbing an extreme flood event in the reservoir, culminating in the overtopping of the structure. With the overtopping flow over the dam, an erosion process begins on the downstream slope, which can result in a rupture. The erosive process of breach formation will have some peculiarities depending on the type of soil used in the dam, degree of compaction and drainage structures in dam, for example. Then, it is noted that the formation and evolution of the breach must be studied in accordance with the particularities of each structure, without there being a single methodology to cover the various scenarios observed in practice. Therefore, the objective of this work was to evaluate the geotechnical and hydraulic characteristics involved in this erosive process and adopted in numerical models. Initially, through the development and formation of gaps observed in the physical model built by Saliba (2009), the numerical parameters were determined using the physical characteristics of the soil and calculation of erosion coefficients during the model overtopping process. As a result, an oscillation of the erodibility coefficient (k_d) between 0.42 and 31.6 $\text{cm}^3/\text{N}\cdot\text{s}$ was obtained. It was observed that the variation of parameters could be justified by the influence or not of turbulent macrostructures when the coefficients were applied to one-dimensional deterministic models based on physical analysis proposed by Robinson and Hanson (1994) and Temple et al. (2005), through unidimensional models WINDAM C e DL BREACH. Aiming to qualitatively evaluate how turbulent flow behaves on the downstream slope during the surface erosion process and downstream of the headcut, different geometries were analyzed using Computational Fluid Dynamics (CFD) in the FLOW-3D® software applying the SST $\kappa - \omega$ and RNG turbulence models. Corroborating with laboratory observations and one-dimensional analyses, it was observed that the action of shear stress and flow velocity occur more significantly in the slope sections parallel to the flow, while downstream of the headcut occurs the scour hole with the formation of adverse pressure gradient, noting a lesser influence of shear stress on the face of the headcut.

Keywords: Dam Break, Breach, Overtopping, Headcut, Erodibility.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 3.1 - Parâmetros geométricos de uma brecha hipotética.	22
Figura 3.2 – Evolução da geometria da brecha para solo menos coesivo.	23
Figura 3.3 - Evolução da geometria da brecha para solo mais coesivo.	23
Figura 3.4 – Definição da seção transversal da brecha de acordo com o Método A.	24
Figura 3.5 - Definição da seção transversal da brecha de acordo com o Método B.	25
Figura 3.6 – Comparação dos métodos diretos de hidrograma de ruptura com o balanço de massa e curva de descarga a jusante.	26
Figura 3.4 – Fluxograma para escolha do modelo de formação de brecha.	29
Figura 3.5 – Comparação entre a transmissão de forças entre as partículas de areias e argilas.	31
Figura 3.6 – Processo erosivo superficial em maciços de solo não-coesivos.	33
Figura 3.7 – Divisão do processo erosivo de formação de brecha a partir da perspectiva do tipo de material.	33
Figura 3.8 – Sequência erosiva em maciços granulares com núcleo impermeável.	34
Figura 3.9 – Processo erosivo de headcut em maciços de solo coesivo.	35
Figura 3.10 – Sequência de evolução do processo erosivo a 95% de GC (Grau de Compactação).	36
Figura 3.11 – Processo erosivo durante o galgamento em um maciço de solo coesivo: (a) Formação de cascatas em pequenas quedas de água; (b) Consolidação das cascatas; (c) <i>Headcut</i> no talude de jusante; (d) <i>Headcut</i> no talude de montante; (e) Vazão inicia a passagem através da brecha e (f) Transição para o estágio final da brecha.	37
Figura 3.12 – Regimes de escoamentos hidráulicos e zonas de erosão.	38
Figura 3.13 – Evolução do processo erosivo.	40
Figura 3.14 – Classificação do solo de acordo com a erodibilidade.	43
Figura 3.15 – Comparação entre resultados obtidos em laboratório (JET) e modelo reduzido de formação de brecha.	46
Figura 3.16 – Linha de água e perfil de erosão do material nos modelos reduzidos.	47
Figura 3.17 – Resultados obtidos na comparação entre os modelos reduzidos e testes de laboratório pelo método JET.	48
Figura 3.18 – Variação do coeficiente de erodibilidade em função do teor de umidade, índice de plasticidade e porcentagem de argila.	49

Figura 3.19 - Tensão cisalhante em função do tamanho médio da partícula.	51
Figura 3.20 – Velocidade crítica em função do tamanho médio da partícula.	51
Figura 3.21 – Tensão de cisalhamento e velocidade em canal em regime permanente.	52
Figura 3.22 – Croqui esquemático do aparato e da distribuição da tensão cisalhante.....	54
Figura 3.23 – Parâmetros utilizados na queda de água.....	57
Figura 3.24 – Parâmetros calculados.	57
Figura 3.25 – Forças atuantes durante a formação da queda de água.....	59
Figura 3.26 – Migração do <i>headcut</i> medido e calculado em dois testes.	62
Figura 3.27 – Detalhamento das forças atuantes nas partículas submersas.	63
Figura 3.28 - Detalhamento das forças atuantes no <i>headcut</i>	67
Figura 3.29 – Relação observada entre os coeficientes C e kd	69
Figura 3.30 – Relação entre o índice de erodibilidade do <i>headcut</i> (k_h) e máxima energia potencial dissipada.	70
Figura 3.31 – Análise da erosão superficial do maciço.	73
Figura 3.32 – Direcionamento do fluxo de água na formação de brecha em dique e barragem.	78
Figura 3.33 – Passo de cálculo do modelo computacional HR-BREACH.....	86
Figura 3.34 – Hidrograma medido <i>versus</i> hidrograma calculado (Experimento 14).	90
Figura 3.35 – Evolução da brecha medida <i>versus</i> calculada (Experimento 14).	91
Figura 3.36 – Evolução da velocidade e área da brecha para cálculo do hidrograma de ruptura.	91
Figura 3.37 – Evolução da brecha no DL BREACH.....	92
Figura 3.37 – Diagrama de forças atuantes na desestabilização do bloco de <i>headcut</i>	93
Figura 3.38 – Atualização do modelo hidráulico HEC-RAS com a inserção da evolução da brecha a partir do modelo numérico proposto no software DL BREACH.....	95
Figura 3.39 – Conservação de massa através do volume de controle.....	96
Figura 3.40 – Infinitesimal elemento fluido com forças de superfície atuando na direção x	98
Figura 3.41 – Escoamento turbulento sobre degrau descendente.	103
Figura 3.42 – Croqui esquemático do aparato experimental com as dimensões e localização do modelo fixo do <i>headcut</i>	104
Figura 3.43 – Linhas de fluxo (Superior) e vetores (Inferior) observados no modelo 1.	104
Figura 3.44 – Contornos referente a: (a) Magnitude da velocidade; (b) Componente horizontal da velocidade; (c) Componente vertical da velocidade.	106

Figura 3.45 – Típico <i>headcut</i> escoamento.....	107
Figura 3.46 – Tensão cisalhante do leito do fundo calculada para os cenários 1, 2 e 3.	108
Figura 3.47 – Tensão cisalhante da parede calculada para os cenários 1, 4 e 5.....	108
Figura 4.1 – Geometria do modelo reduzido avaliado (medidas encontram-se em metros). ..	111
Figura 4.2 – Envoltória de resistência – Ensaio de cisalhamento triaxial não drenado (CU).	113
Figura 4.3 – Curva granulométrica do Solo utilizado – Três amostras mensuradas.	115
Figura 4.4 – Estados e limites de consistência de solos finos.	115
Figura 4.5 – Modelo reduzido com observação dos fenômenos de erosão predominantes. .	118
Figura 4.6 – Geometria utilizada nos modelos computacionais.	120
Figura 4.7 – Geometria final observada na simulação do modelo reduzido.	125
Figura 4.8 – Geometria dos maciços avaliados no Flow-3D®.	127
Figura 4.9 – Geometria dos canais inseridas no Flow-3D®.	128
Figura 4.10 – Malha numérica cúbica global e local utilizada nas simulações no Flow-3D®.	129
Figura 4.11 – Geometria renderizada e utilizada no Flow-3D®.....	130
Figura 4.12 – Malha numérica cúbica global e local utilizada nas simulações no Flow-3D® - Exemplificada com a Geometria 2.	130
Figura 4.13 – (a) Simulação sem o preenchimento do trecho de jusante (b) Simulação com o preenchimento do trecho de jusante.	132
Figura 5.1 – Cálculo do coeficiente de erodibilidade (k_d) pela análise da erosão superficial.	134
Figura 5.2 – Cálculo do coeficiente de erodibilidade (k_d) e coeficiente da taxa de migração (C) pela análise da migração do <i>headcut</i>	135
Figura 5.3 – Resultados WINDAM C: Hidrograma de ruptura e evolução da largura da brecha nos Cenários 1, 1B e 1E.....	138
Figura 5.4 – Resultados WINDAM C: Hidrograma de ruptura e desenvolvimento da elevação de fundo da brecha nos Cenários 1, 1B e 1E.	138
Figura 5.5 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e evolução da largura da brecha nos Cenários 2A e 2D.	139
Figura 5.6 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e evolução da largura da brecha nos Cenários 2, 2B e 2C.	139

Figura 5.7 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e desenvolvimento da elevação de fundo da brecha nos Cenários 2A e 2D.....	140
Figura 5.8 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e desenvolvimento da elevação de fundo da brecha nos Cenários 2, 2B e 2C.	140
Figura 5.9 – Resultados dos cenários mais representativos nos modelos numéricos WINDAM C (Cenário 1E) e DL-BREACH (Cenário 2D).	143
Figura 5.10 –Cenário i – Velocidade de escoamento e vetores de velocidade na região a jusante dos <i>headcuts</i>.	145
Figura 5.11 –Cenário i – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das pressões ao longo do escoamento e (b) Distribuição das pressões em perspectiva.	146
Figura 5.12 – Cenário i – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das tensões cisalhantes ao longo do escoamento e (b) Distribuição das tensões cisalhantes em perspectiva.	147
Figura 5.13 –Cenário ii – Velocidade de escoamento e vetores de velocidade na região a jusante dos <i>headcuts</i>.	149
Figura 5.14 –Cenário ii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das pressões ao longo do escoamento e (b) Distribuição das pressões em perspectiva.	150
Figura 5.15 –Cenário ii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das tensões cisalhantes ao longo do escoamento e (b) Distribuição das tensões cisalhantes em perspectiva.	151
Figura 5.16 –Cenário iii – Velocidade de escoamento e vetores de velocidade na região a jusante do <i>headcut</i>.	152
Figura 5.17 –Cenário iii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das pressões ao longo do escoamento e (b) Distribuição das pressões em perspectiva.	153
Figura 5.18 –Cenário iii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das tensões cisalhantes ao longo do escoamento e (b) Distribuição das tensões cisalhantes em perspectiva.	154

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Propriedades dos solos avaliados.	48
Tabela 3.2 – Valores aproximados do kd relativo a compactação e porcentagem de argila... ..	49
Tabela 3.3 – Determinação empírica do coeficiente de taxa de migração (<i>C2</i>).	74
Tabela 3.4 – Consolidação dos modelos computacionais.	76
Tabela 3.5 – Consolidação das características dos modelos de formação de brecha analisados.	77
Tabela 3.6 - Cálculo das etapas do processo de formação de brecha em solos coesivos utilizando o modelo computacional WINDAM C.	82
Tabela 3.7 – Parâmetros de entrada para caracterização dos solos para utilização dos modelos de <i>Headcut</i>	83
Tabela 3.8 – Características físicas dos maciços de solo coesivo utilizados nos experimentos.	88
Tabela 3.9 – Parâmetros utilizados e resultados obtidos por medições e pelo modelo computacional.	89
Tabela 4.1 – Consolidação das características físicas dos solos utilizados.	112
Tabela 4.2 – Cálculo da tensão cisalhante não-drenada	113
Tabela 4.3 – Consolidação dos dados necessários para caracterização do solo.	121
Tabela 4.4 – Curva Cota x Volume do reservatório.	121
Tabela 4.5 – Coeficiente de descarga – Modo de falha galgamento.	123
Tabela 4.6 – Cenários avaliados – Parâmetros de erosão.	123
Tabela 4.7 – Cenários avaliados – Modelagem no software FLOW-3D®.	133
Tabela 5.1 – Parâmetros de erosão calculados.	135
Tabela 5.2 – Parâmetros de erosão obtidos na literatura.	135
Tabela 5.3 – Cenários avaliados – Parâmetros de erosão	137

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	<i>American Society of Testing and Materials</i>
CFD	Dinâmica Computacional dos Fluidos (<i>Computational Fluid Dynamic</i>)
CPH	Centro de Pesquisas Hidráulicas e Recursos Hídricos
DLBREACH	<i>Dam/Levee Breach Model</i>
DNS	Simulação Numérica Direta (<i>Direct Numerical Simulation</i>)
EFA	<i>Erosion Function Apparatus</i>
EMBREA	Embankment Breach
FAVOR	<i>Fractional Area/Volume Obstacle Representation</i>
HET	<i>Hole Erosion Test</i>
JET	<i>Jet Erosion Test</i>
LES	Simulação de Grande Escala (<i>Large Eddy Simulation</i>)
MBCA	Mistura Borracha Cimento Água
MDF	Método das Diferenças Finitas
MEF	Método dos Elementos Finitos
MVF	Método dos Volumes Finitos
NBR	Norma Brasileira
NRCS	<i>Natural Resources Conservation Service</i>
PAE	Plano de Ação Emergencial
RANS	Média de Reynolds para Equações de Navier-Stokes (<i>Reynolds Averaged Navier-Stokes</i>)
RNG	Grupo de Equações Re-Normalizadas (<i>Re-Normalisation Group</i>)
SIMBA	<i>Simplified Breach Analysis</i>
SNISB	Sistema Nacional de Informações sobre Segurança de Barragens
SST	Transpote de Tensão Cisalhante
STL	<i>Standart Triangle Language</i>
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
USACE	<i>United States Army Corps of Engineeres</i>
USBR	<i>United States Bureau of Reclamation</i>
USDA	<i>United States Department of Agriculture</i>
VOF	Volume de Fluido (<i>Volume of Fluid</i>)
WINDAM	<i>Windows Dam Analysis Modules</i>
$a_{1,2,3}$	fator de forma

B_{ave}	largura média da brecha
B_b	largura inferior da brecha
B_t	largura superior da brecha
B_w	nível de água a jusante do <i>headcut</i>
c	coesão do solo
c_u	tensão de cisalhamento não drenada
c_x	coeficiente de atrito em x
c_y	coeficiente de atrito em y
$c_{\%}$	porcentagem de argila
C	coeficiente de taxa de migração do <i>headcut</i>
C_d	coeficiente de descarga
D	diâmetro da partícula
D_a	profundidade de aproximação
d_s	distância até o ponto em que as forças estão sendo aplicadas
E	taxa de energia dissipada por unidade de largura do <i>headcut</i>
E_t	taxa de energia necessária para causar a migração do <i>headcut</i>
E_v	erosão na face vertical do <i>headcut</i>
ϵ	profundidade erodida no tempo em que ocorre a falha da superfície
F	número de Froude ao quadrado
f_M	fator de atrito de Darcy-Weisbach do modelo
f_P	fator de atrito de Darcy-Weisbach do protótipo
F_y	força de elevação
F_x	força de arraste
$f_{x,y,z}$	força de corpo por unidade de massa com componente nas direções x, y e z
$F_{x,y,z}$	força resultante nas direções x, y e z
g	aceleração da gravidade
H	altura do <i>headcut</i>
H_{brecha}	altura da brecha
H_b	carga hidráulica dada pela diferença no nível de água do reservatório e a elevação do fundo da brecha
H_c	carga hidráulica dada pela diferença no nível de água do reservatório e a elevação da crista
H_w	altura de água acima do fundo da brecha
J_s	índice relacionado à resistência do solo ao deslocamento das partículas

k	constante de von Kármán
k_b	índice relativo ao tamanho médio do bloco ou diâmetro médio do solo granular
k_d	coeficiente de erodibilidade
K_d	índice ligado à tensão de cisalhamento entre as partículas
k_h	índice de erodibilidade do <i>headcut</i>
k_{sm}	coeficiente de correção de submergência
L	comprimento da superfície de ruptura no <i>headcut</i>
M_s	índice de cisalhamento do solo
N	força de atrito entre as partículas
P	força ocasionada pela pressão da água
q	vazão específica
q_b	vazão específica na área da brecha
q_u	resistência à compressão não confinada
Q_b	vazão na área da brecha
Q_p	vazão de pico no hidrograma de ruptura
Q_{sc}	vazão em outras porções além da brecha durante o galgamento
R_h	raio hidráulico
S_f	declividade da linha de energia do escoamento
T	distância entre cada <i>headcut</i>
τ	tensão de cisalhamento imposta pelo escoamento
τ_c	tensão de cisalhamento crítica para o início do processo erosivo
t_f	tempo entre rupturas
T_f	tempo de formação da brecha
τ_h	tensão de cisalhamento máxima horizontal
T_h	componente resultante horizontal da força cisalhante a jusante
τ_0	tensão de cisalhamento do solo
T_0	erosão no pé do <i>headcut</i> necessária para a instabilização do degrau
T_p	tempo da vazão de pico no hidrograma de ruptura
τ_v	tensão de cisalhamento máxima vertical
T_v	componente resultante vertical da força cisalhante a jusante
u	velocidade média do escoamento
u, v, w	escalares do vetor velocidade nas direções x , y e z
v	velocidade da partícula

\vec{V}	vetor velocidade com escalares u , v e w nas direções x , y e z
V_a	velocidade média de aproximação
V_w	volume da água acima do fundo da brecha
w	largura da crista excluindo a largura da brecha
w_s	peso da partícula submerso
W_s	peso do bloco de solo do <i>headcut</i>
W_w	peso da água acima do <i>headcut</i>
x, y e z	coordenadas do sistema cartesiano tridimensional
X_p	localização da máxima pressão
y_0	profundidade em que a velocidade logarítmica é igual a zero
y	profundidade do escoamento
Z	declividade lateral da brecha
\dot{Z}	erodibilidade do material ou taxa de erosão
Z_s	seno do ângulo entre a face da barragem a jusante e a horizontal
θ	ângulo de ruptura do plano de superfície
ϕ	ângulo de atrito
ρ	densidade do fluido
ρ_d	densidade aparente do solo
ρ_s	densidade da partícula
κ	energia cinética turbulenta
$\Delta\tau$	flutuações das tensões cisalhante imposta pelo fluido devido à turbulência
$\Delta\sigma$	flutuações das tensões normal imposta pelo fluido devido à turbulência
ω	frequência turbulenta
θ_c	parâmetro de Shields
γ_w	peso específico da água
ε	taxa de dissipação de κ por unidade de massa
μ	viscosidade dinâmica
η	viscosidade
λ_d	fator de escala do diâmetro
λ_L	fator de escala do comprimento
$\lambda_{\rho_s^*}$	fator de escala da densidade do solo

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	18
2	OBJETIVOS	21
2.1	Objetivo Geral	21
2.2	Objetivos Específicos	21
3	REVISÃO DA LITERATURA	22
3.1	Modelos de formação de brecha	22
3.1.1	Formação de brecha através do processo erosivo durante o galgamento – Solo coesivo e solo não-coesivo	30
3.2	Erodibilidade	40
3.2.1	Coefficiente de erodibilidade	44
3.2.2	Tensão de cisalhamento	50
3.2.3	Aparatos para determinação dos parâmetros de erodibilidade	52
3.3	Migração do fenômeno Headcut no processo de formação de brecha	54
3.3.1	Modelos numéricos – Tensão cisalhante e desestabilização do maciço	56
3.3.2	Modelos numéricos – Energia dissipada.....	68
3.4	Modelos computacionais unidimensionais.....	74
3.4.1	SIMBA / WINDAM C	80
3.4.2	HR-BREACH (EMBREA)	85
3.4.3	DL BREACH.....	87
3.5	Modelos computacionais CFD	95
3.5.1	Modelos de turbulência	99
3.5.2	Separação de escoamento	103
4	MATERIAIS E MÉTODOS	110
4.1	Modelo reduzido	110
4.1.1	Caracterização física do solo	112

4.1.2	Medição dos parâmetros de erodibilidade e migração do <i>headcut</i>	117
4.2	Modelagem computacional	119
4.2.1	Modelagem numérica unidimensional	120
4.2.2	Modelagem numérica CFD.....	125
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	133
5.1	Parâmetros de erodibilidade e migração do <i>headcut</i>	133
5.2	Cenários avaliados - Modelagem unidimensional	137
5.3	Cenários avaliados - Modelagem CFD.....	144
5.3.1	Cenário i – Geometria 1	144
5.3.2	Cenário ii – Geometria 2.....	148
5.3.3	Cenário iii – Geometria 3.....	152
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	156
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	160

1 INTRODUÇÃO

As barragens propiciam benefícios à população há mais de 5.000 anos, com a barragem mais antiga registrada no mundo, Barragem de Jawa na Jordânia, datado em torno de 3.000 A.C. (MELO, 2014). Os reservatórios formados por essas estruturas viabilizam a irrigação, abastecimento de cidades e indústrias, geração de energia elétrica, controle de cheias e disposição de rejeitos produzidos a partir das atividades de mineração. Apesar das notórias contribuições para desenvolvimento da sociedade, as barragens também possuem um risco potencial devido ao volume e às características físico-químicas do material armazenado (ROCHA, 2015).

A ruptura de uma barragem pode culminar em impactos consideráveis que, a depender do porte da estrutura, podem se prolongar por quilômetros de distância no trecho a jusante. As consequências danosas ao meio ambiente e a bens materiais decorrentes da falha da estrutura certamente irão ocorrer (WAHL, 1998). Já a perda de vidas humanas dependerá se a região ocupada pela população a jusante será atingida pela onda de ruptura e se o alerta ocorrerá em tempo hábil para evacuação dos habitantes em zona de risco.

Visando a elaboração de medidas preventivas e corretivas na presença de condições potenciais de ruptura da barragem, a Política Nacional de Segurança de Barragens exige a elaboração do Plano de Ação Emergência (PAE) para todas as barragens classificadas como médio e alto dano potencial associados ou alto risco, a critério do órgão fiscalizador (BRASIL, 2020). O PAE apresenta as ações que devem ser executadas pelo empreendedor em caso de emergência e identifica os agentes que serão notificados dessa ocorrência. Dentre as ações exigidas, encontra-se a estratégia de divulgação e alerta para as comunidades em emergência devido à proximidade do empreendimento.

Nesse contexto, o conhecimento da duração da formação da brecha mediante um evento de ruptura possibilita a obtenção do tempo disponível para alerta e evacuação da região a jusante e, por meio da propagação hidrodinâmica da cheia resultante, permitirá estimar os níveis de inundação e velocidades de escoamento associados. Portanto, o entendimento de como a brecha se forma na ocorrência de uma falha no barramento é crucial para uma resposta mais realista à emergência.

As barragens podem ser classificadas como não-erosivas, quando constituídas de concreto, erosivas em situações em que o maciço é composto por solo ou rocha, e mista quando é formada por materiais que se enquadram nas duas condições anteriores (WU *et al.*, 2011). Quando constituídas por material que pode ser erodido, a depender das características físicas, esse pode ser classificado como coesivo ou não-coesivo. De acordo com Zhong *et al.* (2019), as barragens de solo coesivo são as mais amplamente utilizadas ao redor do mundo. Segundo Wu *et al.* (2011) a maior parte das estruturas são constituídas por argila, silte ou areia com núcleo argiloso ou coberta por argila. No Brasil, barragens homogêneas em solo coesivo compactado são comuns, sendo que em 18/07/2021 havia 5.799 barragens identificadas como de “Terra” dentre as 22.170 cadastradas no Sistema Nacional de Informações sobre Segurança de Barragens (SNISB).

Mediante condições climáticas adversas ou dimensionamento inadequado das barragens erosivas, pode haver uma ineficiência em armazenar e amortecer um evento de cheia extrema no reservatório, culminando no galgamento da estrutura. Com a passagem do escoamento sobre o maciço tem-se o início um processo erosivo no talude de jusante da estrutura, o qual pode resultar na ruptura da barragem. De acordo Costa e Schuster (1988), aproximadamente 89% das barragens formadas naturalmente romperam por galgamento enquanto 10% tiveram como modo de falha o *piping*.

A respeito do galgamento, algumas questões devem ser consideradas. Segundo observações de ensaios laboratoriais e estudos de casos, alguns autores ressaltaram que há diferenças entre o processo erosivo e o nível freático em solos coesivos e não-coesivos com a passagem de cheias sobre o maciço ocasionadas pelo galgamento (POWLEDGE *et al.*, 1990 e HANSON, COOK E HUNT, 2005).

O processo erosivo de formação de brecha também terá algumas peculiaridades caso o maciço de solo não-coesivo e bem compactado, o qual pode apresentar um comportamento erosivo similar a estruturas compostas por solo coesivo. Na situação em que a barragem for heterogênea e possuir núcleo argiloso, será observado um processo erosivo na superfície até atingir o núcleo da estrutura, gerando uma mudança nas características erosivas em função da distinção entre os materiais que compõem o maciço (WU *et al.*, 2011). Nota-se assim que a formação de brecha deve ser estudada em concordância com as particularidades de cada

estrutura, sem que haja uma metodologia única para abranger os diversos cenários observados na prática.

A aplicação do processo de formação de brecha individualizado na superação do emprego de equações de regressão, apesar de serem mais amplamente utilizadas para obter os parâmetros de brecha (WAHL *et al.*, 2008), visa reduzir as incertezas trazidas com a utilização das equações paramétricas e de regressão.

Tanto nas equações de regressão quanto nos modelos físicos os autores consideram o tempo de início da brecha o período que antecede a chegada do processo erosivo na crista (FROEHLICH, 2008; WAHL, 2004). Todavia, a dinâmica durante esse período varia de acordo com o tipo de solo e características físicas do maciço que necessitam ser particularizadas visto que esse intervalo de tempo ocorre de maneira mais lenta do que a formação da brecha e pode ser um indicativo importante de início da falha da estrutura, corroborando assim para um acréscimo no tempo de alerta da população a jusante.

Mediante a preponderância de barramentos constituídos por solo coesivo e a recorrência de rupturas ocasionadas pelo modo de falha galgamento, esta pesquisa tem como objetivo avaliar o mecanismo do processo erosivo de formação de brecha em maciço homogêneo de solo coesivo decorrente do galgamento.

Apesar de recentes pesquisas na literatura serem voltadas para representar a formação e evolução do processo erosivo de formação de brecha através de simplificações metodológicas (MORRIS *et al.*, 2012; CEATI, 2017 e WU, 2016), não foram encontrados estudos visando avaliar a influência do escoamento turbulento na erosão do maciço mediante a aplicação de ferramenta fluidodinâmica computacional. Portanto, a presente pesquisa visa avaliar as simplificações numéricas aplicadas nos modelos unidimensionais e verificar se a metodologia empregada retrata as influências do escoamento turbulento observadas no maciço de jusante.

2 OBJETIVOS

2.1 *Objetivo Geral*

Como objetivo geral da pesquisa, pretende-se avaliar qualitativamente e quantitativamente o mecanismo do processo erosivo de formação de brecha por galgamento em modelos numéricos em maciço de barragens de solo homogêneo compactado, comparando a resultados obtidos em modelo reduzido.

2.2 *Objetivos Específicos*

Como objetivos específicos, espera-se:

- Calcular e avaliar os coeficientes de erodibilidade mensurados no modelo reduzido;
- Avaliar a representatividade do processo erosivo observado na formação de brecha do modelo reduzido em modelos numéricos unidimensionais; e;
- Avaliar a influência do escoamento turbulento na erosão no maciço a partir a resolução numérica das equações de Navier-Stokes mediante aplicação de ferramenta fluidodinâmica computacional (CFD).

3 REVISÃO DA LITERATURA

3.1 Modelos de formação de brecha

A ocorrência de um modo de falha em uma estrutura composta por solo pode resultar no início de um processo erosivo e, conseqüentemente, na formação de uma abertura/vala no maciço, denominada brecha, cujo desencadeamento corrobora para liberação da água ou material armazenado no reservatório da barragem. De acordo com Wahl (2004), para cálculo dos hidrogramas de ruptura utilizados em estudos de ruptura hipotéticos de barragens, a brecha se inicia quando o volume do reservatório deixa de ficar confinado devido à falha iminente no maciço. Durante a fase de desenvolvimento, a vazão defluente aumenta consideravelmente, finalizando o tempo de formação quando não há mais mudanças na geometria da brecha. Em alguns casos, a etapa final da brecha coincide com o tempo de pico do hidrograma de ruptura, mas em reservatórios relativamente pequenos a máxima vazão defluente pode ocorrer antes da brecha se desenvolver totalmente.

Os parâmetros de brecha podem ser divididos em dois grupos: Parâmetros geométricos e hidráulicos. De acordo com Xu e Zhang (2009), a geometria da brecha é caracterizada pela profundidade (H_{brecha}), largura superior (B_t), média (B_{ave}) e inferior (B_b) e declividade lateral (Z), conforme apresentado na Figura 3.1. De acordo com os autores, a brecha normalmente tem uma geometria trapezoidal e que as combinações de três dos cinco parâmetros apresentados são suficientes para representar o formato e tamanho da abertura.

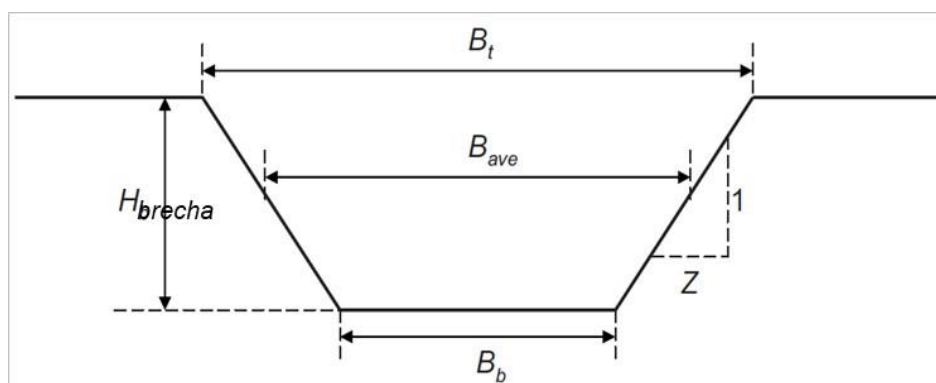


Figura 3.1 - Parâmetros geométricos de uma brecha hipotética.

Fonte: Xu e Zhang (2009).

Baseado em informações consolidadas nos históricos de rupturas de barragens, foram observados formatos de brechas retangular e trapezoidal, segundo Zhong *et al.* (2019). Os autores apresentam ainda que, para barramentos constituídos por solos menos coesivos, durante o processo erosivo de formação de brecha, ocorre um deslizamento das laterais que estão sob a água, e o solo é direcionado para a parte inferior da brecha, tendendo a formar uma geometria trapezoidal (Figura 3.2). Para solos mais coesivos, com a passagem do escoamento na abertura do maciço, a largura inferior e a profundidade da brecha irão aumentar devido à erosão nas laterais e na base, apresentando um formato próximo ao retangular, conforme ilustrado na Figura 3.3.

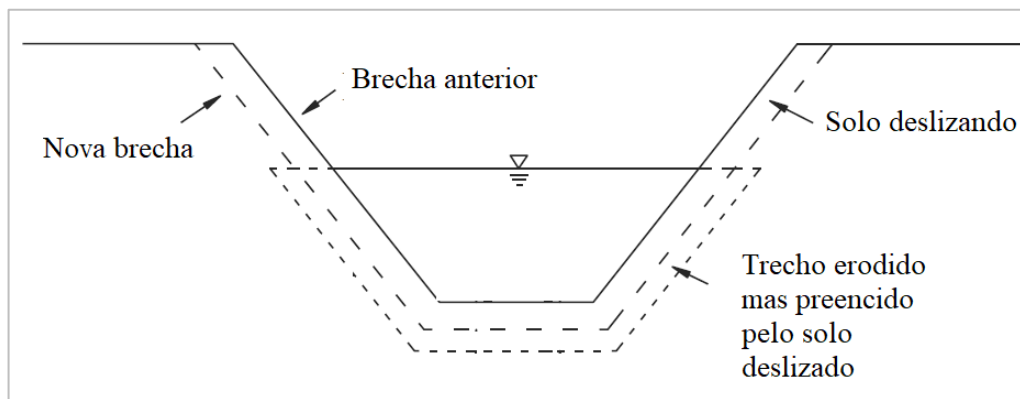


Figura 3.2 – Evolução da geometria da brecha para solo menos coesivo.

Fonte: Zhong *et al.* (2019) adaptado.

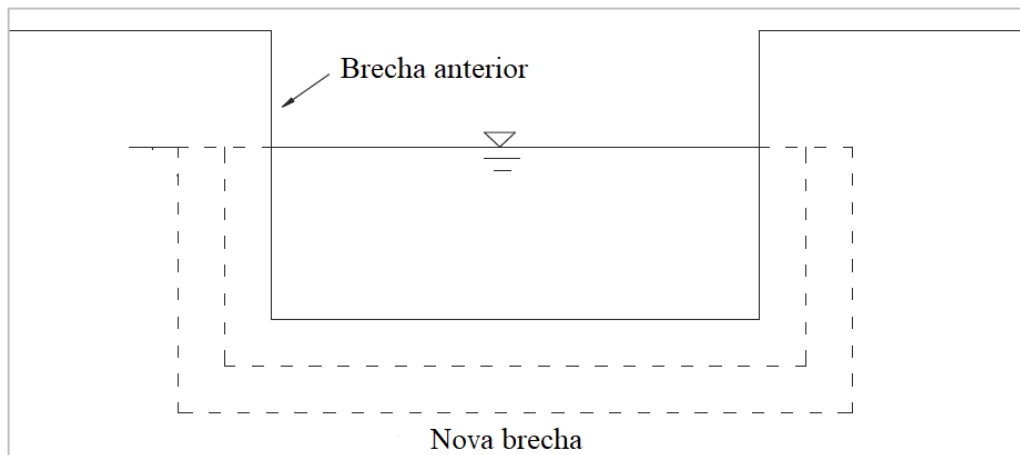


Figura 3.3 - Evolução da geometria da brecha para solo mais coesivo.

Fonte: Zhong *et al.* (2019) adaptado.

Bento *et al.* (2017) compararam o hidrograma de ruptura diretamente calculado pelo produto da velocidade e área da brecha obtidos por dois distintos métodos medidos (Método A e

Método B) em laboratório com o balanço de massa do reservatório e cálculo teórico da curva de descarga do mesmo modelo reduzido. O Método A considera como seção transversal um simples plano de intercepção no ponto mais a montante da crista submersa (Figura 3.4), o qual é o método mais difundido para o cálculo do hidrograma quando considerada a evolução da brecha através do processo erosivo. Já o Método B propõe a existência de uma linha curva cujo fundo é próximo a um valor constante referente a uma região da crista que não sofreu erosão (Figura 3.5).

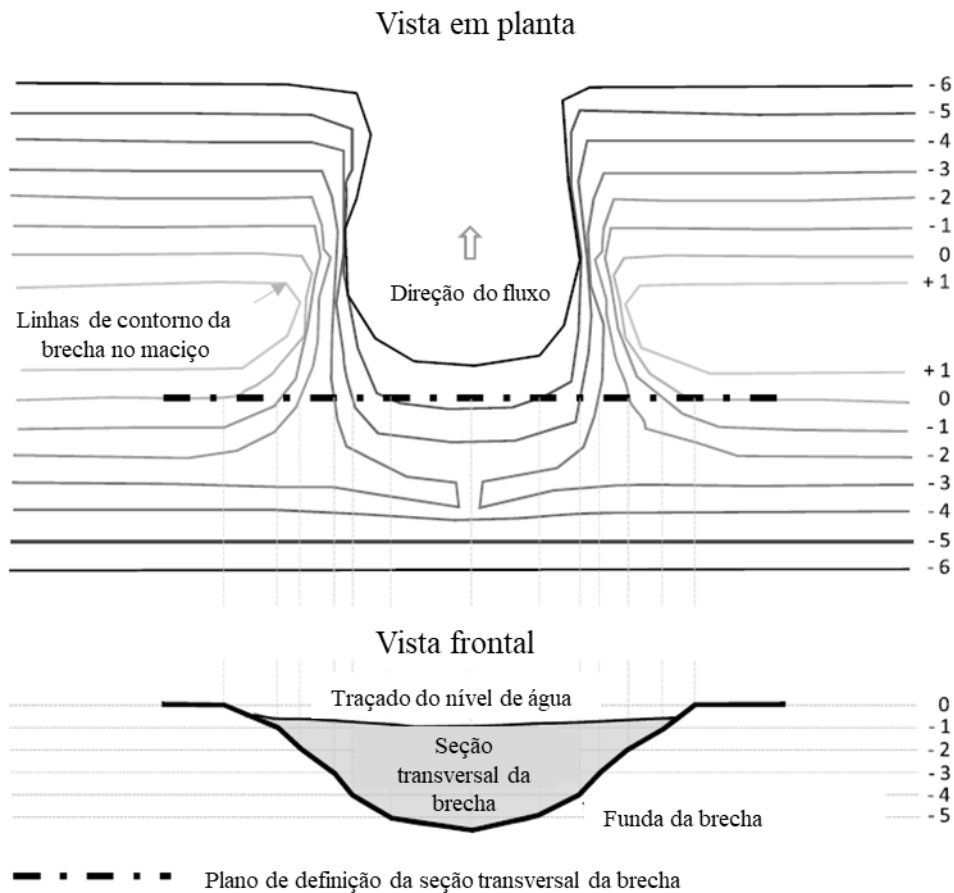


Figura 3.4 – Definição da seção transversal da brecha de acordo com o Método A.
Fonte: Bento *et al.* (2017).

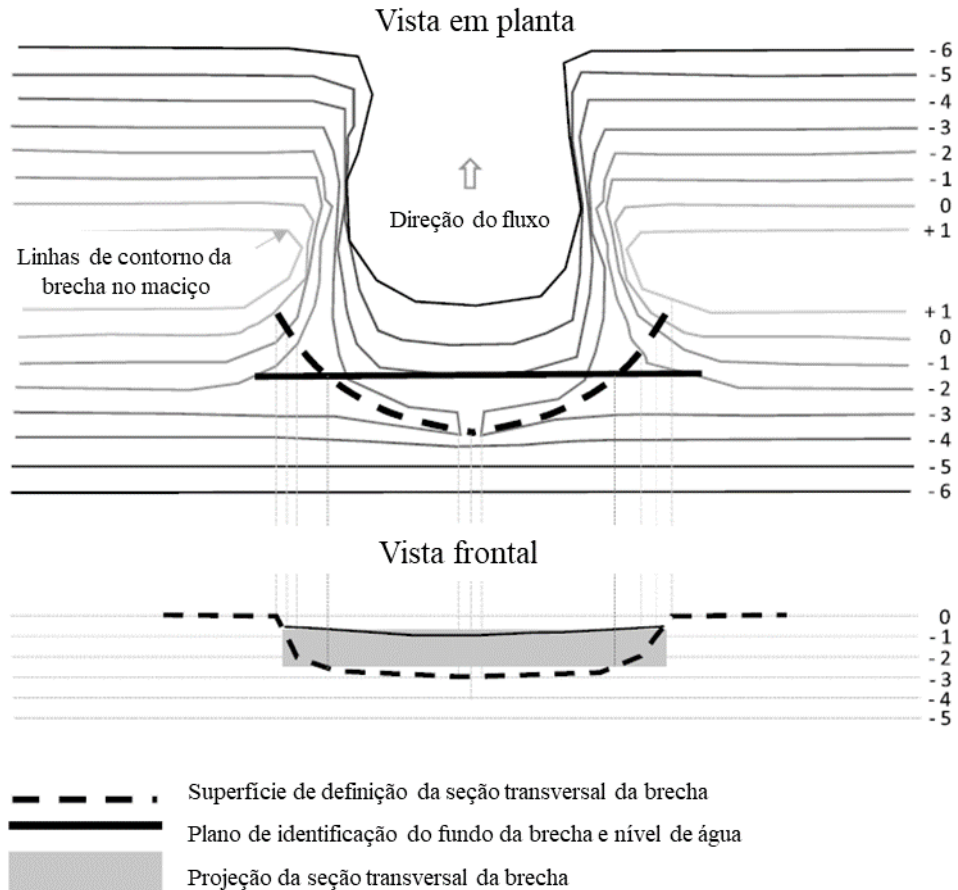


Figura 3.5 - Definição da seção transversal da brecha de acordo com o Método B.
 Fonte: Bento et al. (2017)

Como resultado, conforme ilustrado na Figura 3.6, os autores obtiveram que o Método A apresenta valores de área e velocidade menores se comparados com o Método B, culminando em uma vazão subestimada a qual é inferior a inclusive a descarga afluente. A razão para essa diferença é reflexo da limitação da largura e velocidade na seção de controle transversal utilizada no Método A. Nesse método, não são consideradas as velocidades e área da seção em nas laterais os quais também tem impacto na descarga defluente. O Método B, em contrapartida, ao utilizar como seção de cálculo todo o arco, englobando diferentes planos, se aproxima melhor dos cálculos e medições do hidrograma de ruptura.

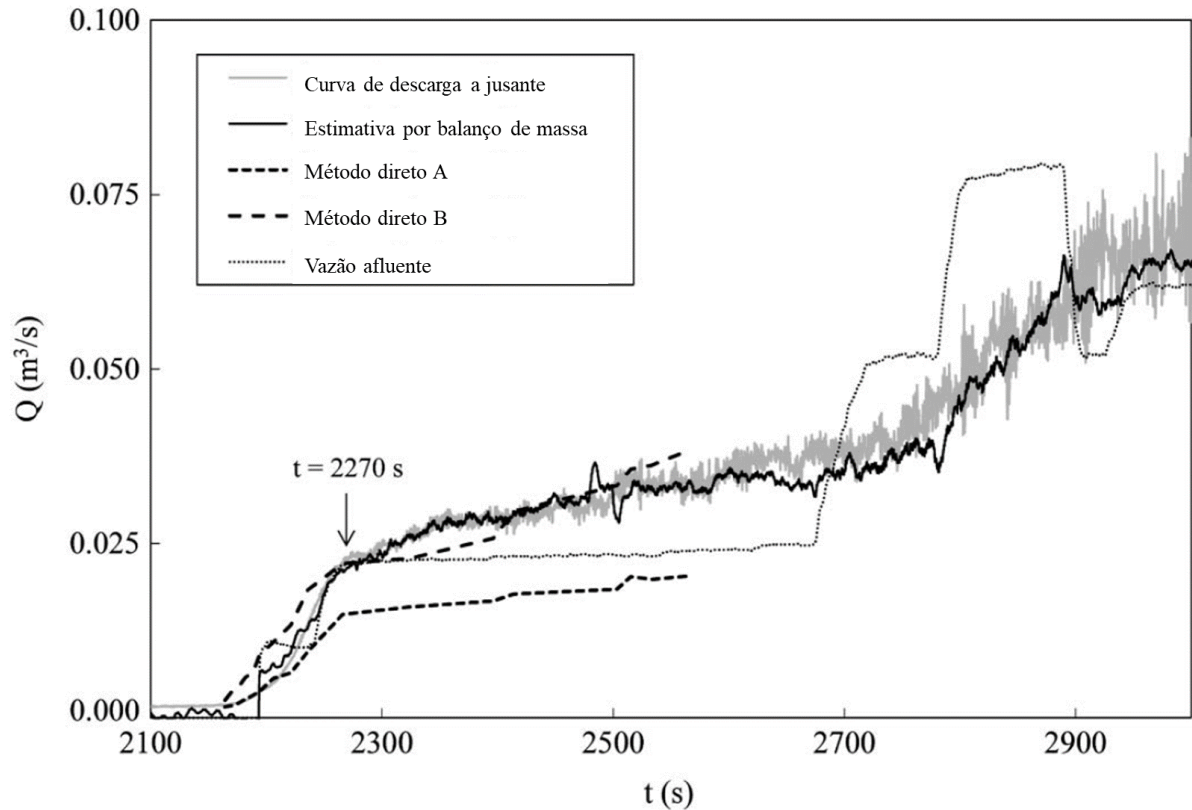


Figura 3.6 – Comparação dos métodos diretos de hidrograma de ruptura com o balanço de massa e curva de descarga a jusante.

Fonte: Bento et al. (2017)

Quanto aos parâmetros hidráulicos, a caracterização é realizada a partir da vazão de pico e do tempo de início e formação da brecha (XU e ZHANG, 2009). Segundo Wahl (2004), o tempo de desenvolvimento da brecha não inclui o longo período que precede o início do extravasamento do volume do reservatório para jusante. O conhecimento desse tempo antecedente pode contribuir para a intervenção no desenvolvimento da ruptura, a comunicação e a evacuação da população a jusante da estrutura.

Dodge (1988) *apud* Wahl (1998) agrupou em quatro diferentes categorias os modelos que visam a obtenção dos parâmetros de formação de brecha. Acrescido do modelo semifísico descrito por Hassan, Morris e Goff (2019), foram listados os modelos existentes de formação de brecha:

- Modelos Físicos: analisam o desenvolvimento da brecha e hidrograma defluente a partir de modelos de erosão baseados em princípios hidráulicos, transporte de sedimentos e mecânica dos solos;
- Modelos Semifísicos: analisam o hidrograma defluente a partir da inserção da taxa de erosão ou dos limites da geometria da brecha, sem a definição como dado de entrada do tempo de formação da brecha;
- Modelos Paramétricos: utilizam as equações de previsão para estimar o tempo de falha e a geometria final da brecha. O crescimento da brecha ao longo do tempo é realizado a partir de um processo linear ou senoidal e o hidrograma defluente é obtido a partir dos princípios hidráulicos. Apesar da vantagem de ser um método rápido, simples e com a necessidade de poucos parâmetros para caracterização da estrutura, os modelos paramétricos não levam em consideração, na maioria dos casos, importantes fatores como o processo construtivo da estrutura, modo de falha e propriedades do material que compõe o barramento como a erodibilidade do solo, por exemplo (HASSAN, MORRIS E GOFF, 2019);
- Modelos de equações de previsão: estimam os parâmetros característicos da brecha por meio de relações de regressão de dados de casos históricos de ruptura observados. De acordo com Rocha (2015), as variáveis tradicionalmente utilizadas para cálculo dos parâmetros característicos da brecha (geometria, tempo de formação ou vazão de pico do hidrograma de ruptura) são: altura de água acima do fundo da brecha – H_w , altura da brecha – H_{brecha} , volume da água acima do fundo da brecha – V_w e produto da altura da barragem pelo volume do reservatório – *dam factor*;
- Modelos de análise comparativas: utilizam os parâmetros de brecha ou vazão de pico de uma barragem que rompeu e foi bem documentada na literatura, desde que a estrutura em análise possua características físicas similares.

No intuito de verificar as incertezas associadas à aplicação das equações empíricas, Wahl (2004) comparou as formulações com um banco de dados constituído por 108 estruturas. O autor obteve erros de até $\pm 75\%$ na largura da brecha dentre os 70 a 80 casos testados. De maneira geral, os resultados indicam incertezas para largura da brecha, tempo de falha e vazão de pico de aproximadamente 33%, 100% e 50% a 100%, respectivamente.

Zhong *et al.* (2019) compararam os resultados de modelos paramétricos e modelos físicos com os dados mensurados na formação de brecha de três estruturas. Os autores concluíram que um modelo físico baseado em uma modelagem bem elaborada apresenta desempenho melhor do que os modelos de regressão. Além disso, os autores destacam a capacidade dos modelos numéricos com embasamento físico em obter a vazão de pico, largura média final da brecha, tempo de ruptura e implementam os estudos com resultados detalhados como o hidrograma de ruptura e de todo o processo de evolução da brecha.

De acordo com Hassan, Morris e Goff (2019), na escolha do método de formação de brecha deve-se analisar o nível de risco a jusante com a ruptura da estrutura associado às incertezas das metodologias. Segundo os autores, os modelos paramétricos apresentam incertezas e devem ser evitados para cenários que envolvem riscos elevados. Quanto aos modelos baseados em análises físicas, os autores afirmam que reduzem essa imprecisão associada na representação da brecha, sendo mais recomendado seu emprego em análises que envolvam maiores riscos e necessitem de uma maior acurácia nos resultados. Além disso, Hassan, Morris e Goff (2019) mencionam que, diante da significativa quantidade de incertezas presente nos modelos paramétricos, geralmente recomenda-se a utilização dos métodos baseados em modelagens físicas mesmo com a adoção de valores obtidos na literatura para os parâmetros quando desconhecidos e/ou não mensurados.

A Figura 3.7 ilustra um fluxograma para auxiliar na escolha do método de formação de brecha.

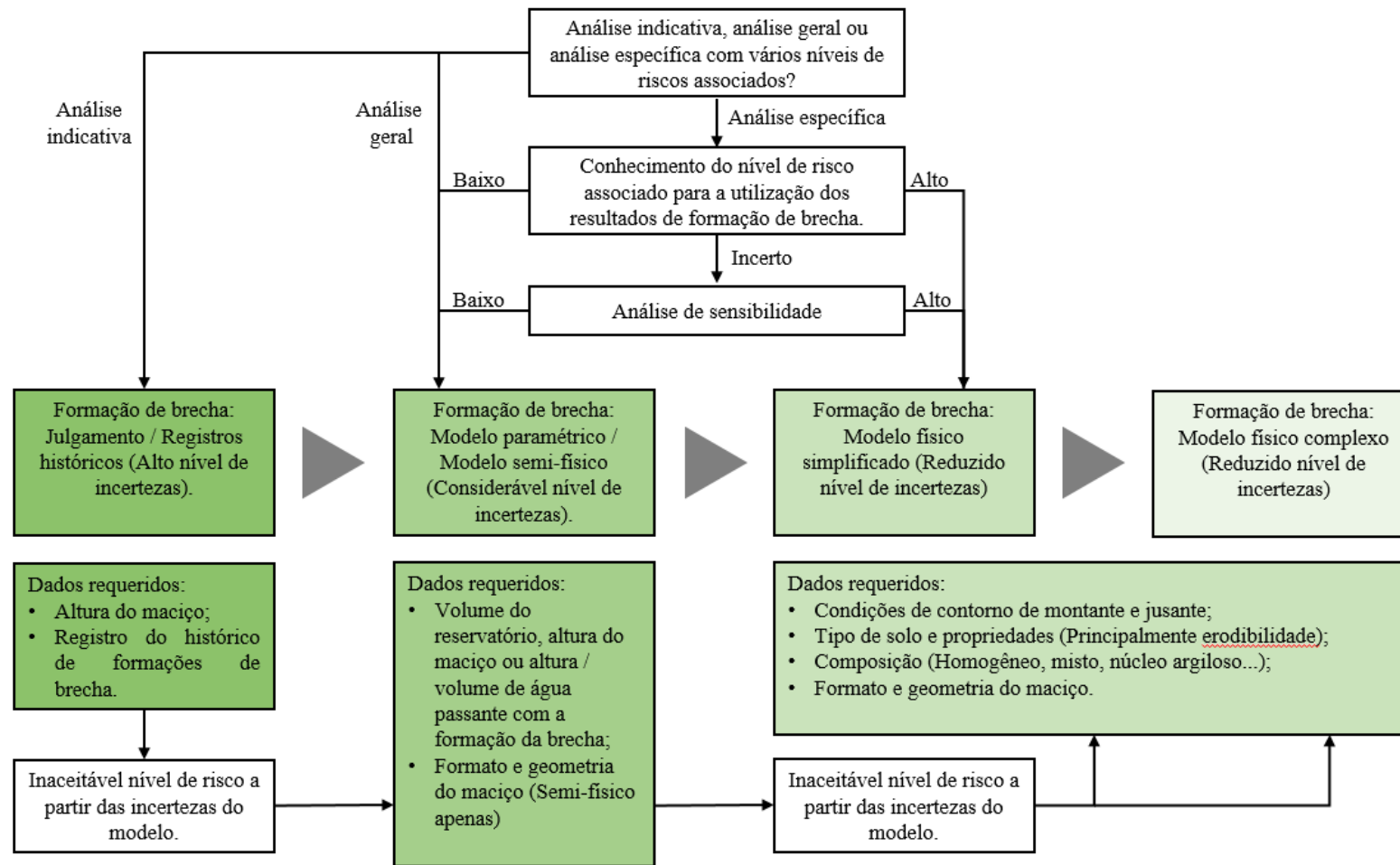


Figura 3.7 – Fluxograma para escolha do modelo de formação de brecha.

Fonte: Hassan, Morris e Goff (2019) adaptado.

Nesta dissertação será dado enfoque à representação da formação de brecha a partir da análise do processo erosivo do maciço, conforme apresentado em modelos físicos, quando submetido a escoamento decorrentes da ruptura por galgamento.

A metodologia proposta visa priorizar a avaliação das características de cada maciço, que muitas vezes não podem ser adequadamente representadas ou produzem muitas incertezas quando utilizadas em modelos paramétricos. Embora esses modelos de regressão tenham sido utilizados consideravelmente até então, acredita-se que o estado da arte deve caminhar no sentido da particularização do mecanismo de formação de brecha visto que se esperam variações conforme o tipo de material empregado na construção da estrutura, grau de compactação, número de alteamentos e geometria do barramento, além do nível de água e volume do reservatório, por exemplo. Assim, pretende-se que futuras pesquisas de ruptura hipotética estejam baseados na análise da evolução da formação de brecha dada a configuração da estrutura em detrimento da utilização de modelos que estipulam a geometria final do fenômeno como premissa, sem a análise do seu processo como um todo.

3.1.1 Formação de brecha através do processo erosivo durante o galgamento – Solo coesivo e solo não-coesivo

De acordo com Saucier, Howard e Isaac (2009), a resistência do material ao processo erosivo tem influência da granulometria, do atrito entre as partículas, da permeabilidade e da homogeneidade do material, e do grau de compactação atingido pelo material durante a construção. Saliba (2009) pôde constatar que a resistência à erosão do solo compactado aumenta significativamente com o aumento do grau de compactação em experimentos de galgamento de diques construídos em canais.

A transferência entre as forças de contato difere entre os grãos de argila e os grãos de areias. Entre grãos arenosos, normalmente, as forças transmitidas são suficientes para expulsar a água da superfície, permitindo o contato entre os minerais. Em função da forma e tamanho das partículas, as forças gravitacionais são preponderantes na formação estrutural nos solos granulares. De acordo com Espósito (2012), essas estruturas são denominadas do tipo intergranular. Além disso, solos arenosos possuem a chamada coesão aparente, a qual é ocasionada pela tensão capilar imposta pela água quando em contato com os grãos.

Entretanto, essa coesão irá ocorrer até certo ponto de forma que, quando totalmente o solo estiver totalmente saturado, esse fenômeno desaparece.

Tratando-se de argilas, as partículas são envolvidas por moléculas de água quimicamente adsorvidas a elas. Essas moléculas são responsáveis pela transmissão de forças uma vez que as forças de contato não são suficientes para removê-las, sendo, por isso, a dependência da resistência das argilas à velocidade de carregamento a que são submetidas (PINTO, 2006).

De acordo com Estigoni *et al.* (2012), essa relação do sedimento argiloso com a água determina o comportamento coesivo do material, fazendo com que a capacidade coesiva favoreça na formação de flocos, apesar da granulometria fina. Essa atração eletroquímica que ocorre entre as partículas é responsável pela formação da chamada coesão real. A Figura 3.8 ilustra essa diferença de contatos entre os grãos de areia e argila.

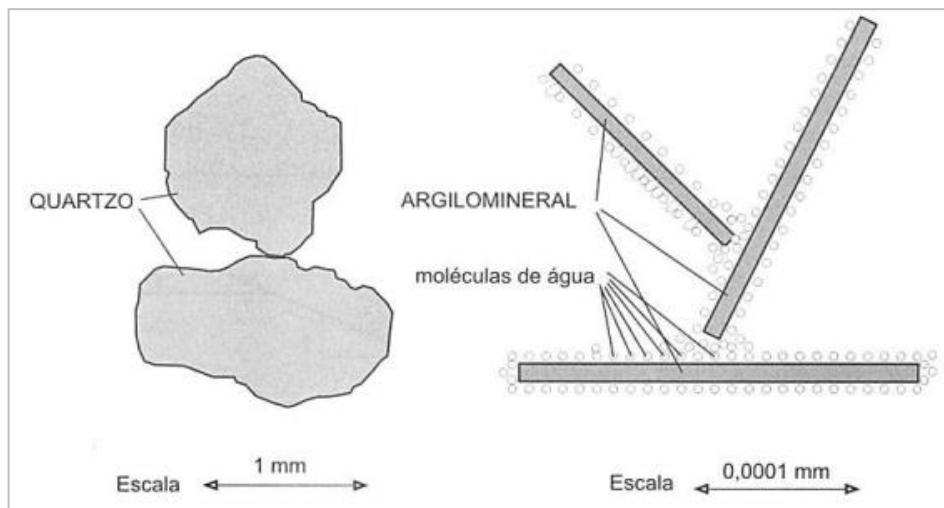


Figura 3.8 – Comparação entre a transmissão de forças entre as partículas de areias e argilas.

Fonte: Pinto (2006).

A NBR 6502 (ABNT, 1995) estipula que a fração fina do solo (silte e argila) é representada por grãos menores que 0,075 mm, que corresponde à abertura da peneira nº 200. Ainda como classificação existente, a norma cita que a fração é considerada argilosa para diâmetros abaixo de 0,002 mm, apresentando coesão e plasticidade.

Deve-se notar que as nomenclaturas empregadas para expressar as frações de um solo são também utilizadas para designar o próprio solo. Assim, um solo dito argiloso, segundo Pinto

(2006), é um solo cujo comportamento se assemelha ao de uma argila, mesmo que possua diâmetros correspondentes às frações de silte e argila. O autor destaca que a presença da família de minerais-argila, que correspondem predominantemente à fração argila e possuem formatos de placa, conferem plasticidade aos solos argilosos e, portanto, é uma característica que deve ser considerada quando a classificação do tipo de solo, conferindo assim uma melhor caracterização do comportamento argiloso do que o teor de argila presente. Levando em consideração esses conceitos, a classificação unificada, elaborada pelo professor Casagrande, a partir de observações dos índices de consistência (Limites de Atterberg) e comportamento de solos, deu origem a carta de plasticidade para distinguir dentre os solos finos os solos argilosos, orgânicos e siltosos.

Powledge *et al.* (1990) listaram seis fatores que influenciam no início e na taxa de erosão, sendo eles: (1) Configuração do maciço, tipo e densidade do material. Taludes menos íngremes e aterros bem compactados tendem a reduzir a erosão; (2) Máxima velocidade, a qual é determinada pela altura do maciço, elevação do reservatório, coeficiente de rugosidade, declividade do maciço de jusante e vazão; (3) Trechos com descontinuidades, erosões existentes, bermas, rodovias e bueiros contribuem para formações de turbulência e erosões locais; (4) Presença de nível de água no talude de jusante do maciço reduz a erosão uma vez que a energia consegue ser dissipada; (5) Distribuição uniforme da vazão ao longo do talude conduz a uma distribuição uniforme da erosão e (6) Sistemas de drenagem superficial no maciço podem causar um aumento abrupto na erodibilidade dos materiais mais coesivos das camadas superiores, ocasionando o chamado *undercutting*.

A evolução do processo erosivo e conseqüente formação de brecha do maciço devido ao galgamento difere de acordo com o tipo de solo. Em barramentos de solo não-coesivo, trata-se de uma erosão superficial progressiva a qual se inicia quando a tensão de cisalhamento excede a tensão crítica da camada (SHARMA et al., 2013). Esse fenômeno em maciços de solo não-coesivo está mais próximo de ser representado por equações de transporte de sedimentos, uma vez que essas formulações foram desenvolvidas para representar normalmente sedimentos que compõem os leitos dos rios ao longo do escoamento, compactados apenas pela água (SALIBA, 2009) e com estabilidade relacionada ao balanço entre forças de atrito entre grãos, forças de arraste e peso próprio submerso. De acordo com Wu (2016), essa erosão superficial

também é apresentada em maciços com ausência de coesão devido à falta de compactação. O autor ilustra o fenômeno conforme apresentado na Figura 3.9. Segundo Morris (2011), apesar da distinção no processo de formação de brecha entre solos coesivos e não-coesivos, diferentes processos podem ser observados em maciços de mesma composição granulométrica com diferentes graus de compactação e teor de umidade, uma vez que o processo construtivo resulta em diferentes erodibilidades do solo. A Figura 3.10 apresenta sob a perspectiva do tipo de material que compõe o maciço a separação entre os processos de formação de brecha.

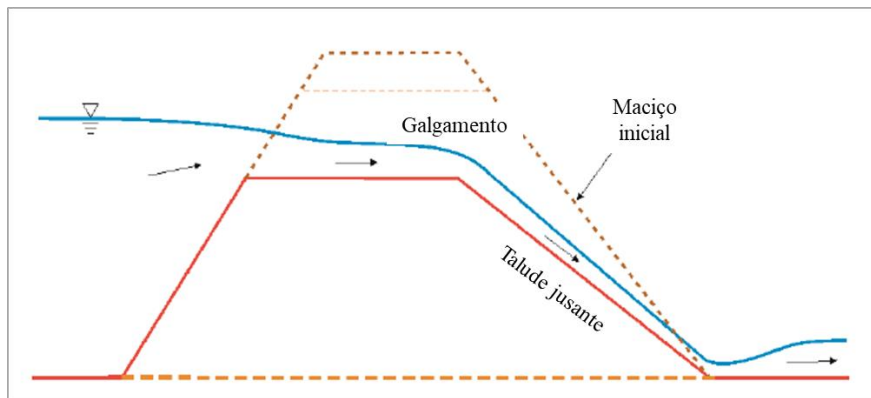


Figura 3.9 – Processo erosivo superficial em maciços de solo não-coesivos. Fonte: Wu (2016).

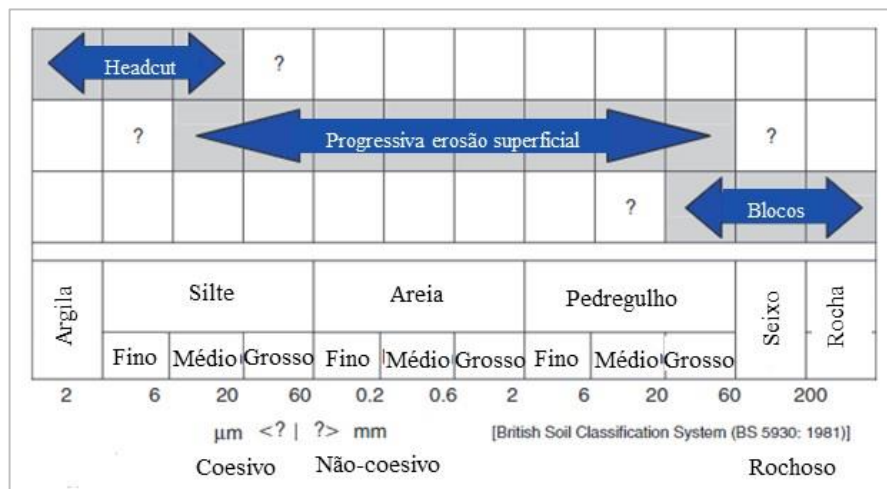


Figura 3.10 – Divisão do processo erosivo de formação de brecha a partir da perspectiva do tipo de material. Fonte: Morris, Hanson E Hassan (2008).

Tratando-se de estruturas constituídas de solo granular com núcleo argiloso ou algum outro trecho do maciço impermeável, a estrutura pode ficar comprometida mesmo antes do início

do galgamento. De acordo com Powledge *et al.* (1990), para esse tipo de maciço, uma vez que o nível do reservatório ultrapassa a elevação do trecho impermeável interno, inicia-se uma percolação de água pelo talude de jusante o qual já pode inserir um risco à estrutura. Com o galgamento, esse nível freático eleva ainda mais, acelerando a erosão a jusante. O fenômeno se inicia no pé do barramento ou em uma região próxima, uma vez que trata-se de um trecho com infiltração pré-existente e em que o fluxo turbulento é maior. A Figura 3.11 ilustra a sequência erosiva descrita por Powledge *et al.* (1990) para maciços granulares com núcleo impermeável.

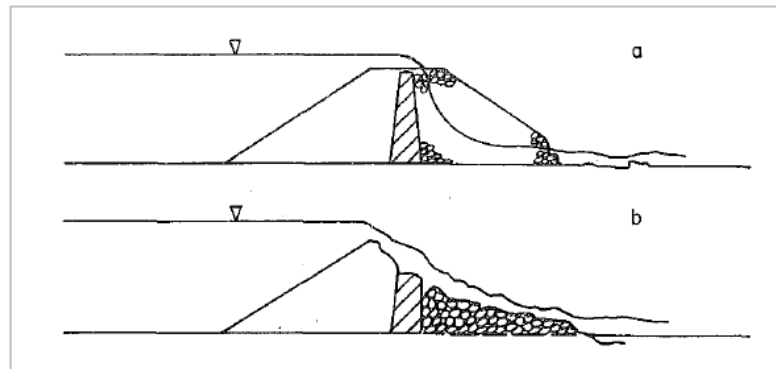


Figura 3.11 – Sequência erosiva em maciços granulares com núcleo impermeável.
Fonte: Powledge *et al.* (1990).

Para estruturas compostas por solos coesivos, os escoamentos são turbulentos, rasos e acelerados, limitando assim a aplicabilidade das equações de transporte de sedimentos. De fato, solos compactados apresentam resistência à erosão muito superior à de solos aluvionares, em que a consolidação ocorreu de forma natural e com níveis distintos de energia de compactação (SALIBA, 2009).

Para esse tipo de solo, a erosão é descrita na literatura como *Headcut Erosion* (Figura 3.12), que se trata da formação e migração de degraus com ângulos próximos a 90° ao longo do maciço, formando inicialmente cascatas em erosão regressiva, ou seja, com progressão a partir do trecho mais baixo do talude de jusante para depois atingir a crista e, ao longo do tempo, torna-se uma única cascata (POWLEDGE *et al.*, 1990, WU *et al.*, 2011 e WU, 2016). Saliba (2009), Figura 3.13, visualizou esse processo nos experimentos de galgamento realizados em maciços de solo compactado no interior de canais, também descrito em Hanson

et al. (2011), Figura 3.14, que registraram o processo de formação de brecha em um modelo físico durante o galgamento de um barramento com solo coesivo.

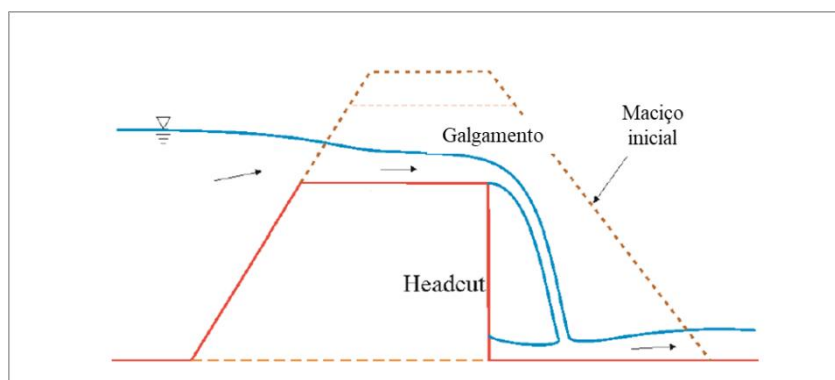


Figura 3.12 – Processo erosivo de headcut em maciços de solo coesivo.

Fonte: Wu (2016).

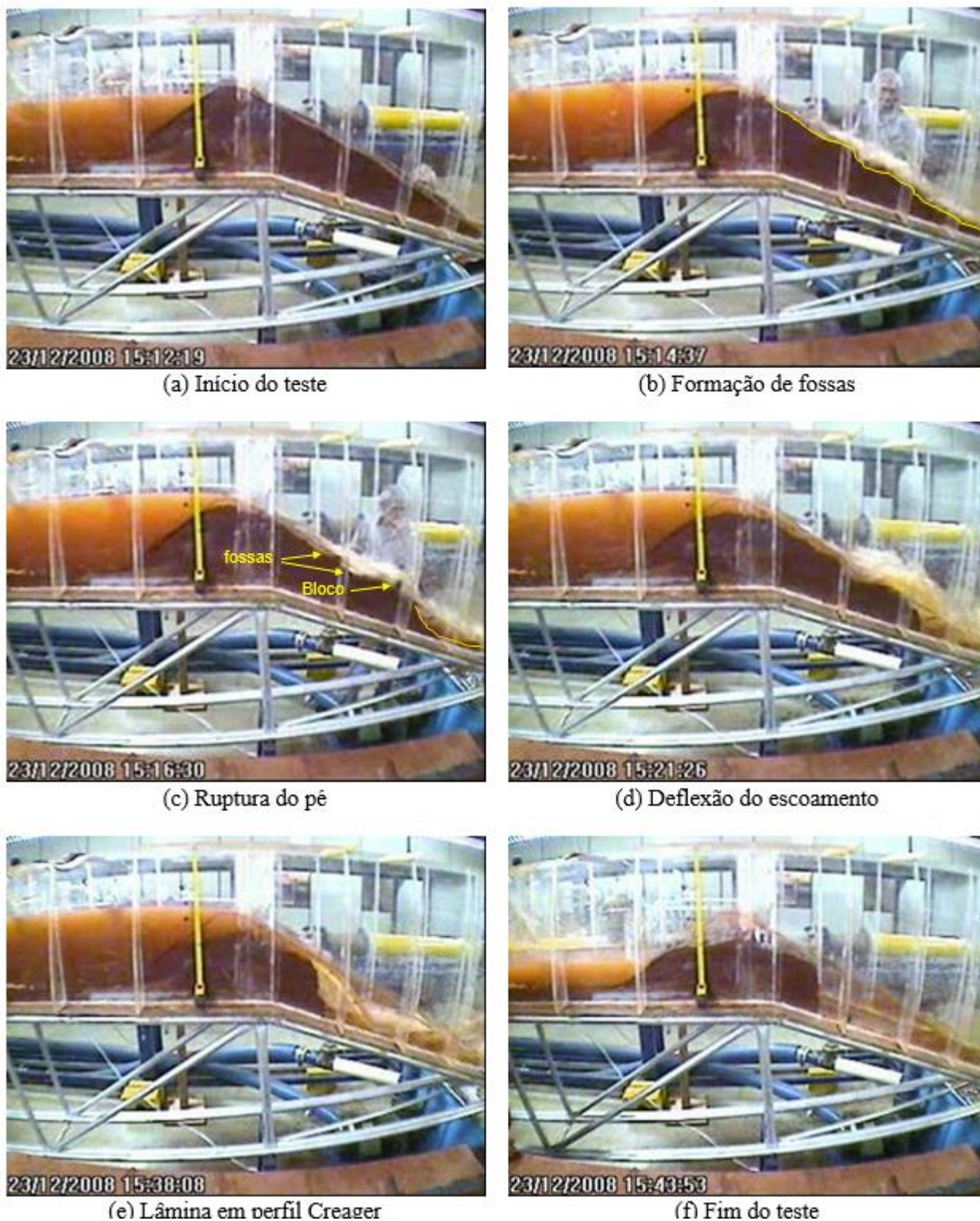


Figura 3.13 – Sequência de evolução do processo erosivo a 95% de GC (Grau de Compactação).

Fonte: Saliba (2009).

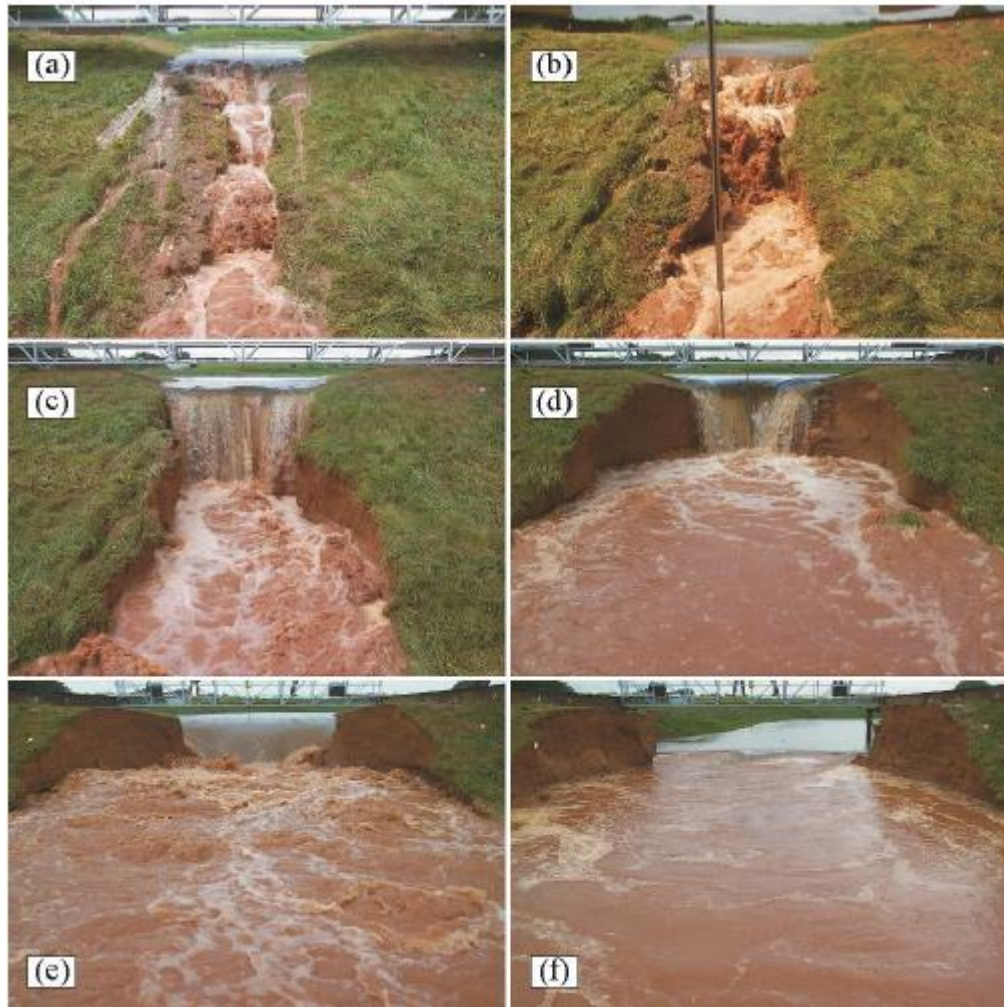


Figura 3.14 – Processo erosivo durante o galgamento em um maciço de solo coesivo: (a) Formação de cascatas em pequenas quedas de água; (b) Consolidação das cascatas; (c) *Headcut* no talude de jusante; (d) *Headcut* no talude de montante; (e) Vazão inicia a passagem através da brecha e (f) Transição para o estágio final da brecha.
 Fonte: Hanson *et al.*(2011).

De acordo com Zhao *et al.*(2015), para maciços constituídos de solo coesivo, o processo de formação de brecha é um processo hidrodinâmico atuando juntamente com mecânica dos solos. Segundo os autores, o fenômeno inicia-se com uma erosão superficial, mas na sequência desenvolve-se o *headcut* no trecho mais a jusante do barramento e avança gradativamente até a crista. Além disso, simultaneamente, o alargamento do maciço ocorre transversalmente com o processo erosivo lateral. Assim, Zhao *et al.*(2015) observam que a formação da brecha em maciços de solo coesivos é marcada por erosões superficiais, laterais (Transversais) e *headcut* (Longitudinal).

Segundo Powledge *et al.* (1990), o processo erosivo longitudinal distingue-se em três zonas de escoamento, conforme ilustrado na Figura 3.15. De acordo com os autores a Zona 1 é caracterizada pela porção montante da crista da barragem em que ocorre a transição da linha de água mais estática do reservatório para um escoamento subcrítico no maciço da barragem. Nesse trecho o escoamento assume baixas velocidades e conseqüentes baixas tensões cisalhantes no material do maciço, resultando em uma zona em que pouco processo erosivo é encontrado. Quanto à Zona 2, trata-se de um escoamento supercrítico em que o aumento da inclinação da linha de energia corrobora para um aumento das tensões cisalhantes em relação à zona anterior. Na Zona 3 observa-se um escoamento turbulento e supercrítico com rápida aceleração em virtude da declividade do talude de jusante. Com o deslocamento do escoamento para jusante, o aumento da inclinação da linha de energia induz uma progressão na velocidade e tensões cisalhantes, identificando, assim, uma zona de alto potencial erosivo.

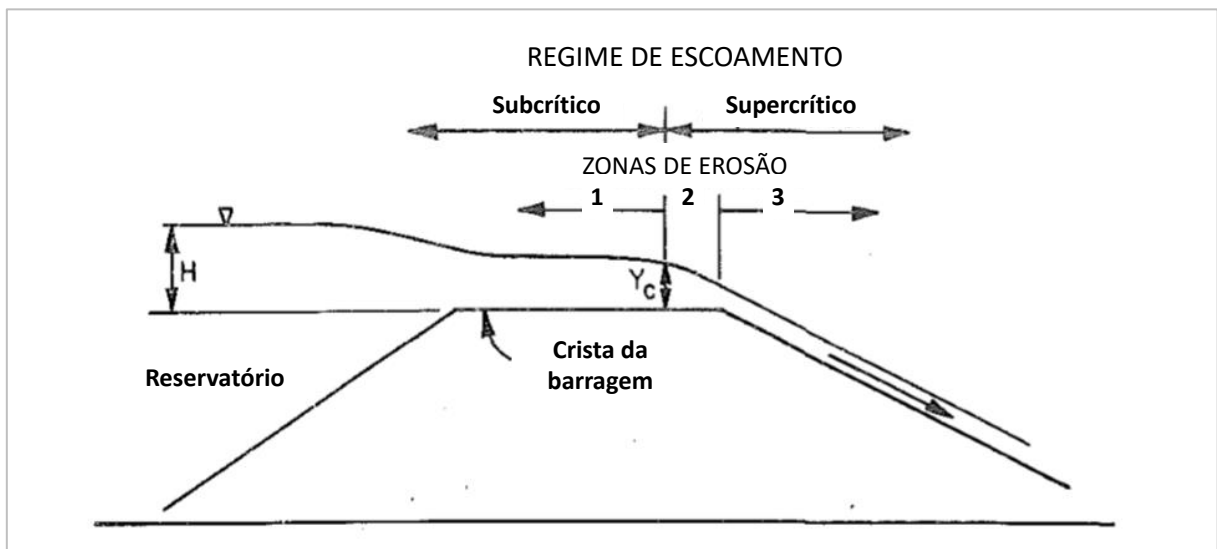


Figura 3.15 – Regimes de escoamentos hidráulicos e zonas de erosão.

Fonte: Powledge *et al.* (1990).

De acordo com os autores, a aplicação do método de tensões cisalhantes para a análise da taxa de erosão pode ser questionável uma vez que rapidamente após o início do processo erosivo no maciço iniciam-se as discontinuidades na superfície, o que ocasiona a ocorrência do *headcut*. Portanto, a análise das tensões cisalhantes (erosão superficial) é válida anteriormente ao início de trechos descontínuos na estrutura.

Baseado em observações de galgamentos em maciços erosivos, Powledge *et al.* (1990) observaram que o início do processo erosivo é mais comum em pontos de mudança de declividades, como ocorre na base da barragem. Pontos de descontinuidades no talude de jusante, como a presença de sistema de drenagem, trechos entre camadas de compactação ou alguma outra alteração na homogeneidade da estrutura, podem criar uma mudança na quantidade de movimento, resultando em um escoamento turbulento e consequente início do processo erosivo.

Saliba (2009) observou o mesmo comportamento descrito acima por Powledge *et al.* (1990). O autor identificou a ocorrência de dois fenômenos na evolução da erosão no talude de jusante: (1) erosão por excesso de tensão cisalhante e (2) erosão por variação da quantidade de movimento. A primeira é causada pela passagem de uma tensão cisalhante associada ao escoamento, que se encontra paralelo à superfície, superior à crítica do solo do maciço. A outra, por sua vez, é caracterizada pelo perfil de linha de água que se desloca do talude por efeito inercial e forma um perfil Creager. Ao tocar logo a jusante o talude, a direção do escoamento não se apresenta paralela à superfície. Essa imposição de mudança de direção no escoamento provoca uma variação da quantidade de movimento, potencializando o processo erosivo. A evolução dos processos erosivos observados por Saliba (2009) é apresentada na Figura 3.16.

Dhiman e Patra (2018) realizaram nove experimentos em um modelo reduzido em que foram mantidas as condições hidráulicas e apenas a composição granulométrica dos maciços sofreram alterações. Como resultado, os autores observaram que houve uma mudança gradual dos resultados erosivos para formação de brecha. Quando composto por apenas 6% de partículas finas, a brecha ocorreu de forma rápida, uniforme e predominantemente por erosão superficial. A medida que a quantidade de argila foi sendo inserida, os autores notaram a mudança de comportamento no processo erosivo, agora caracterizado cada vez mais pelo *headcut*, e aumento do tempo de formação da brecha.

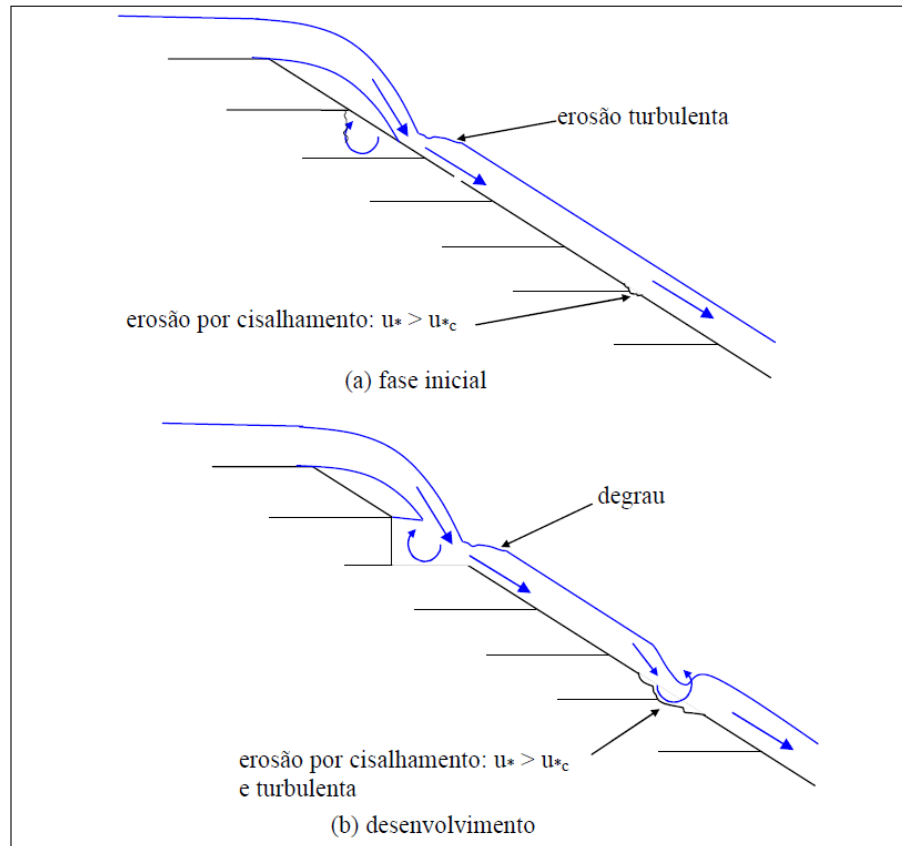


Figura 3.16 – Evolução do processo erosivo.

Fonte: Saliba (2009).

3.2 Erodibilidade

De acordo com Briaud (2008) a erosão está relacionada ao solo ou rocha, água e a geometria do obstáculo que a água encontra. Para o estudo da erosão, o solo ou a rocha são caracterizados pela erodibilidade, a água principalmente pela velocidade e o terceiro fator, a geometria do obstáculo, pelas dimensões.

A erodibilidade de um solo pode ser definida como a relação entre a taxa de erosão vertical e a velocidade de escoamento na interface solo-água. Essa definição, todavia, não é muito satisfatória visto que a velocidade varia em direção e intensidade de acordo com o campo de escoamento e a velocidade da água nesse contato com a partícula é zero. Uma melhor descrição para esse parâmetro, de acordo com Briaud (2008), seria relacionando a taxa de

erosão com a tensão de cisalhamento na interface solo-água. O autor apresentou uma descrição mais completa da função de erosão do material, conforme apresentado a seguir:

$$\frac{\dot{Z}}{u} = \alpha \left(\frac{\tau - \tau_c}{\rho u^2} \right)^m + \beta \left(\frac{\Delta\tau}{\rho u^2} \right)^n + \delta \left(\frac{\Delta\sigma}{\rho u^2} \right)^p \quad (3.1)$$

Na qual:

\dot{Z} é a erodibilidade do material ou taxa de erosão (m/s);

u é a velocidade média do escoamento (m/s);

τ é a tensão de cisalhamento (Pa);

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para o início do processo erosivo (Pa);

ρ é a densidade do fluido (kg/m³);

$\Delta\tau$ e $\Delta\sigma$ são as flutuações das tensões cisalhante e normal impostas pelo fluido devido à turbulência (Pa);

m , n e p são os coeficientes da função erodibilidade (Adimensionais).

De acordo com Briaud (2008), apesar de ser bem representativa, torna-se impraticável a determinação dos seis parâmetros da equação e portanto, a utilização apenas do primeiro termo da formulação para obter a taxa de erosão é amplamente aceita. Em outras palavras, retirando da equação as flutuações impostas pela turbulência. De acordo com o autor, a adição da turbulência não impacta significativamente desde que o fenômeno tenha baixa intensidade, resultando em maiores diferenças em áreas que são susceptíveis à regimes mais turbulentos.

Segundo Saliba (2009), considerar as forças de erosão turbulenta julga-se adequado ao menos no trecho do talude de jusante do maciço devido aos fenômenos de erosão em degraus (*headcut*) em que o autor observou nos experimentos em modelo reduzido de maciço com solo coesivo na ocorrência do galgamento.

De acordo com Risher (2016) o escoamento no início da formação da brecha é classificado como turbulento, conferindo uma tensão de cisalhamento hidráulica superior à utilizada nos testes de laboratório para obtenção do coeficiente de erodibilidade (k_d) e da tensão de cisalhamento crítica (τ_c). Com essa divergência, os modelos reduzidos e protótipos podem apresentar parâmetros de erodibilidade superiores aos medidos nos experimentos durante o início de formação de brecha, configurando assim uma representatividade dos parâmetros de laboratório apenas para modelos e protótipos submetidos à passagem do escoamento laminar.

De fato, Campos (2020) ao realizar ensaios com um aparato para a obtenção da taxa de erosão do MBCA (Mistura Borracha Cimento Água) a partir de uma tensão de cisalhamento de fluxo

constante, baseado no EFA (*Erosion Function Apparatus*), notou que ao aplicar faixas de vazões elevadas, a tensão de cisalhamento aplicada é muito superior à resistência do material analisado. Esse comportamento, assim, propiciava a remoção do material a partir de vórtices no corpo de prova, corroborando para resultados inconclusivos, uma vez que o experimento pretendia obter da erodibilidade do solo sem a interferência de fluxos turbulentos.

Apesar da notória influência do escoamento turbulento no processo erosivo do talude de jusante, comumente a erosão obtida a partir do excedente da tensão cisalhante é utilizada na caracterização da erodibilidade do solo por diversos autores através da Equação (3.2). Nesse caso, a turbulência, a depender do aparato de teste empregado, não é levada em consideração para obter os parâmetros necessários para cálculo da erodibilidade.

$$\dot{Z} = k_d(\tau - \tau_c) \quad (3.2)$$

Na qual:

\dot{Z} é a erodibilidade do material (m/s);

k_d é o coeficiente de erodibilidade (m/s.Pa)

τ é a tensão de cisalhamento (Pa);

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para o início do processo erosivo (Pa).

De acordo com Wu (2016), dentre os parâmetros utilizados na Equação (3.2), exceto no início e no final do processo de formação de brecha, o valor do coeficiente k_d é mais significativo que o valor de τ_c , uma vez que a tensão de cisalhamento crítica normalmente é muito menor do que a tensão de cisalhamento do escoamento, não afetando tanto a taxa de erosão.

Baseado em quinze anos de testes com diversos tipos de solos, Briaud (2008) propôs categorias para classificar os níveis de erodibilidade do solo, conforme apresentado na Figura 3.17.

No mesmo trabalho e com o intuito de mostrar a aplicabilidade do aparato EFA (*Erosion Function Aparatus*), o autor realizou testes de erodibilidade em diferentes locais do dique em Nova Orleans que rompeu em 2005 e teve como modo de falha o galgamento. O evento não foi uniforme em todo o maciço e Briaud (2008) observou que alguns trechos da estrutura resistiram ao galgamento enquanto outros locais resultaram na formação de brecha. O autor observou que nos locais cujo solo sofreu processo erosivo, a amostra apresentava

erodibilidade nas classes I e II. Em contrapartida, o galgamento do dique não resultou na formação de brecha em trechos cujo material se enquadra nas categorias III e IV.

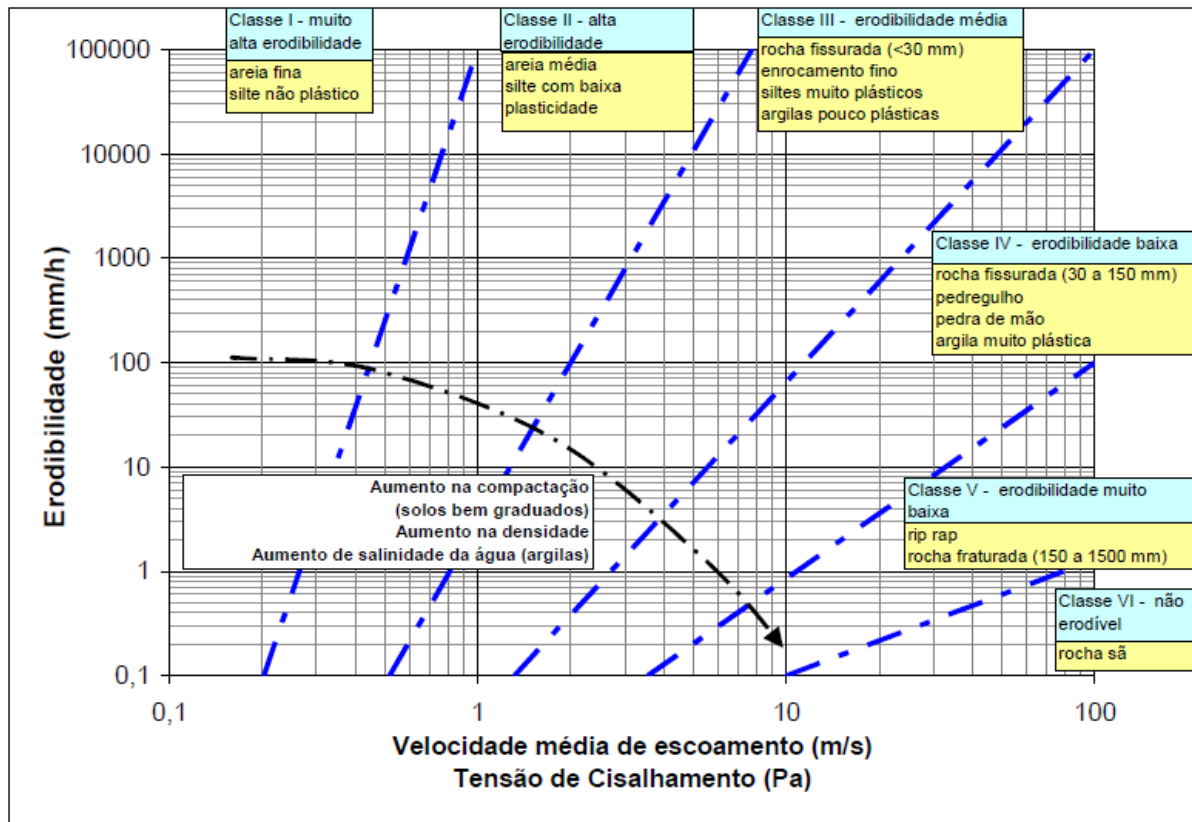


Figura 3.17 – Classificação do solo de acordo com a erodibilidade.

Fonte: BRIAUD (2008 *apud* Saliba, 2009).

Para comparações entre as propriedades do solo e a erodibilidade, de acordo com Briaud (2008), correlações devem ser feitas a partir de parâmetros que compõe a função, como por exemplo a tensão de cisalhamento crítica, uma vez que a erodibilidade trata-se de uma função, não um número. Essa correlação é complexa e exige o envolvimento de muitos parâmetros relacionados à resistência do solo à erosão, levando o autor a sugerir que, ao invés de tentativas de correlações, seja preferencialmente utilizado o aparato EFA para a realização de medições.

A grande variedade de parâmetros e fatores que podem influenciar na erodibilidade do solo que remete a insistência de diversos autores à importância da utilização de aparatos para medição para obter a erodibilidade do solo.

Adicionalmente, foi obtido por Amaral *et al.* (2020) uma formulação para obter uma escala geométrica das partículas do solo no intuito de manter a similaridade da erodibilidade entre o modelo e o protótipo:

$$\lambda_d = \lambda_L \left(\frac{f_M}{f_P} \right)^{\frac{m}{m-3/2}} (\lambda_{\rho_s^*})^m \quad (3.3)$$

Na qual:

λ_d é o fator de escala do diâmetro;

λ_L é o fator de escala do comprimento;

f_M é o fator de atrito de Darcy-Weisbach do modelo;

f_P é o fator de atrito de Darcy-Weisbach do protótipo;

m é uma constante a ser calibrada;

$\lambda_{\rho_s^*}$ é o fator de escala da densidade do solo.

Pela formulação proposta, deve ser empregado no modelo reduzido uma distribuição mais granular e reduzir a densidade do maciço do modelo reduzido ao ser aplicada uma menor energia de compactação em relação à distribuição granulométrica e compactação do protótipo, respectivamente. Essas alternativas visam manter a proporcionalidade da erodibilidade do solo entre o modelo e o protótipo, segundo a Equação (3.3).

Assim, nota-se que a erodibilidade do maciço está relacionada a dimensão da estrutura bem como as características do solo que a compõe. Assim, deve-se atentar aos fatores de escala no intuito de manter as similaridades dos parâmetros entre o modelo e protótipo avaliado.

3.2.1 Coeficiente de erodibilidade

De acordo com Visser (2015), o coeficiente de erodibilidade k_d é uma propriedade do solo que descreve a taxa de erosão por unidade de tensão aplicada superior à tensão de cisalhamento crítica. Portanto, quanto maior a resistência à erosão do material, menor será o valor do coeficiente k_d .

Para o cálculo do coeficiente de erodibilidade, os autores recomendam que sejam realizadas medições laboratoriais obtidas a partir de aparatos específicos, conforme brevemente descrito anteriormente e posteriormente detalhado no item 3.2.3. Todavia, quando não disponível, Zhong *et al.* (2019) recomendam a utilização da Equação (3.4).

$$k_d = \frac{10\rho}{\rho_d} \exp \left[-0,121 c_{\%}^{0,406} \left(\frac{\rho_d}{\rho} \right)^{3,1} \right] \quad (3.4)$$

Na qual:

k_d é o coeficiente de erodibilidade (m/s.Pa);

ρ é a densidade do fluido (kg/m³);

ρ_d é a densidade aparente do solo (kg/m³);

$c_{\%}$ é a porcentagem de argila (%).

Nos estudos realizados por Wu (2016) o autor obteve valores muito baixos para o coeficiente de erodibilidade (k_d) quando foi utilizada a Equação (3.4). A provável razão para isso é que durante o processo de ruptura e formação de brecha o escoamento é bastante turbulento, atingindo altos valores de tensão cisalhante causada pelo escoamento. Em contrapartida, o equacionamento apresentado considera condições fluviais simuladas em canais abertos, correspondendo a baixas tensões cisalhantes. No mesmo estudo o autor calibrou os valores de k_d para 35 casos de barramentos e encontrou um intervalo entre 2,5 a 30 x 10⁻⁶ m/s.Pa. Dentre os modelos avaliados, oito tratam-se de rupturas por galgamento em solo coesivo com estruturas variando entre 0,6 a 25 m de altura cujo intervalo do coeficiente de erodibilidade oscilou entre 5,7 a 17,68 x 10⁻⁶ m/s.Pa. Visser (2015) por sua vez apresentou em seu trabalho um intervalo entre 0,018 a 17,68 x 10⁻⁶ m/s.Pa para esse coeficiente.

Visto a considerável variação do parâmetro, os autores recomendam a medição do coeficiente de erodibilidade para uma melhor caracterização do material a ser analisado. Todavia, a utilização de métodos físicos distintos para obtenção dos parâmetros que caracterizam a erodibilidade do solo, de acordo com Hanson *et al.* (2011), apresenta alguns questionamentos como: (1) se utilização de testes com metodologias diferentes convergem para um mesmo valor; (2) se há compatibilização entre a utilização de processos erosivos modelados em pequena e grande escala.

Para o cálculo da erodibilidade no talude de jusante de um maciço, de acordo com Saliba (2009), dentre os aparatos existentes, o autor destaca os testes realizados em canais (*Flume tests*) e o EFA (*Erosion Function Apparatus*) como os que mais se adequam a quantificação da taxa de erosão na presente pesquisa. Além dos citados métodos, Wahl, Hanson e Regazzoni (2009) ao comparar o método HET (*Hole Erosion Test*) com o JET (*Jet Erosion Test*), obtiveram que o primeiro é melhor para representar o fenômeno em processos que

englobam erosões em locais mais confinados como a erosão interna ou *piping*. Já para representação do galgamento, os autores destacaram a boa atuação do JET.

Amaral *et al.* (2020) destacam o HET e JET como métodos potenciais para determinação da taxa de erosão de solos siltosos ou de estrutura coesiva. Dentre os métodos apresentados, o detalhamento da metodologia do *Flume Test*, EFA e JET, encontra-se no Item 3.2.3 devido a maior compatibilidade com a presente pesquisa.

Hanson e Hunt (2007) ao compararem os resultados do coeficiente de erodibilidade obtidos em laboratório a partir do JET (*Jet Erosion Test*) com os parâmetros mensurados em campo através da ruptura de uma estrutura de 1,3 m de altura, 1,8 m de largura da crista, 5,5 m de comprimento e taludes de montante e jusante com declividades de 3:1(H:V) com dois solos distintos, observaram uma boa coerência entre os resultados. Essa comparação pode ser observada na Figura 3.18. No mesmo estudo também concluíram que a textura e plasticidade do solo, a energia de compactação e o teor de umidade apresentam um impacto considerável na erodibilidade do material.

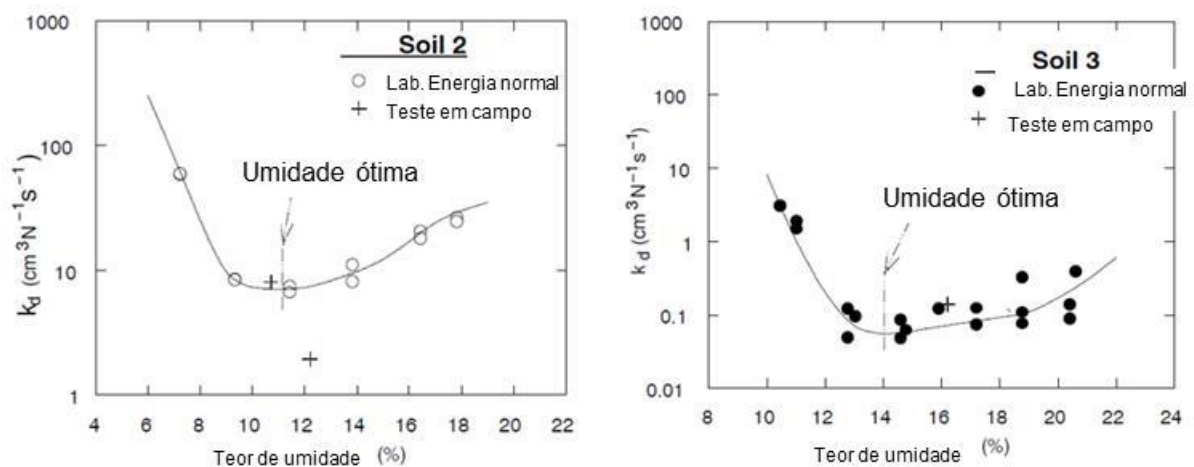


Figura 3.18 – Comparação entre resultados obtidos em laboratório (JET) e modelo reduzido de formação de brecha.

Fonte: Hanson e Hunt (2007)

Assim como Hanson e Hunt (2007), Hanson *et al.* (2010) compararam os valores de k_d obtidos em laboratório pelo JET com os testes realizados com solos similares em duas modelagens físicas distintas. A primeira, tratava-se de uma análise do processo erosivo com erosão a jusante da queda de água devido ao contato do jato de água no solo e o segundo

ensaio avaliou a erosão por migração de headcut, conforme pode ser observado na Figura 3.19.

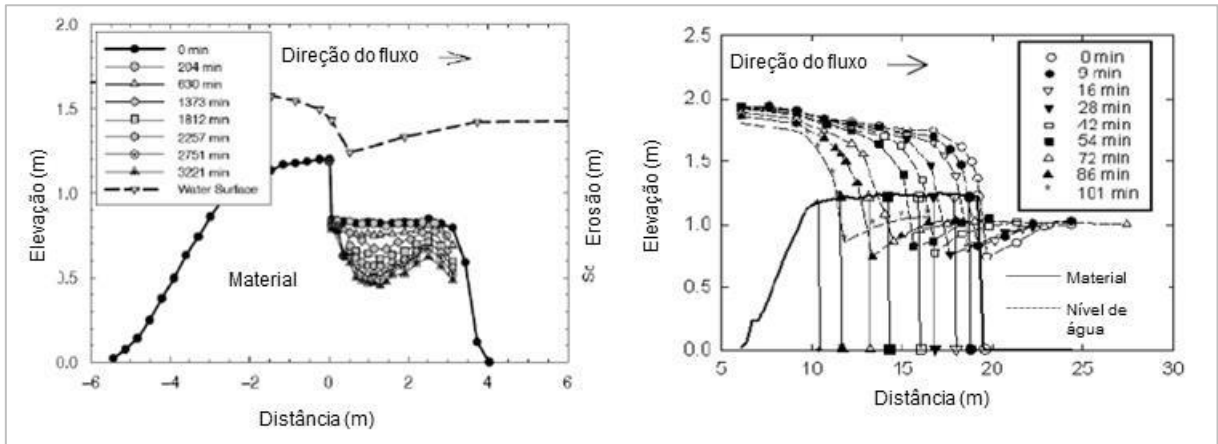


Figura 3.19 – Linha de água e perfil de erosão do material nos modelos reduzidos.
Fonte: Hanson *et al.* (2010).

O canal utilizado na modelagem para mensurar o coeficiente de erodibilidade, apresentava 1,8 m de largura, 29,3 m de comprimento e 2,4 m de altura. Como conclusão, os autores observaram que os modelos físicos em maiores escalas apresentaram valores similares para o cálculo do parâmetro realizado via JET em laboratório, conforme pode ser observado na Figura 3.20. Além desse resultado, os autores destacaram que a energia de compactação impacta na erodibilidade e o teor de umidade ótimo produz o valor mínimo para o coeficiente e que os valores oscilam mais consideravelmente no ramo seco do que no ramo úmido da curva de compactação. Saliba (2009) também observou resistência à erosão significativamente superior em graus de compactação maiores, para o mesmo solo.

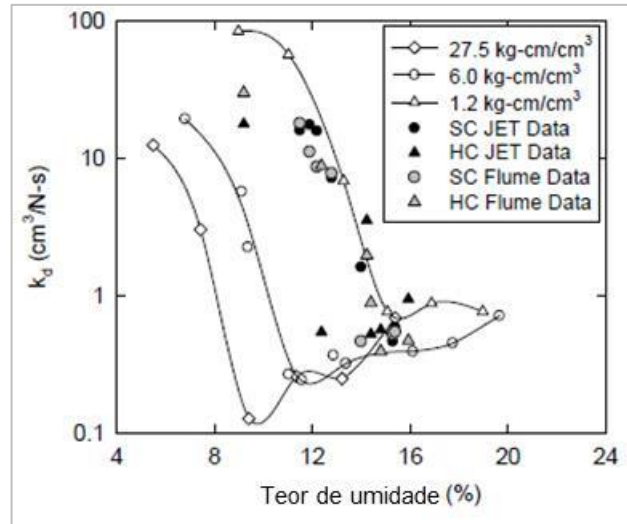


Figura 3.20 – Resultados obtidos na comparação entre os modelos reduzidos e testes de laboratório pelo método JET.

Fonte: Hanson *et al.* (2010).

Assim, conforme apresentado na literatura, os autores recomendam que para cada tipo de solo em estudo avalie-se o coeficiente de erodibilidade por meio de testes destinados para o cálculo do parâmetro. Todavia, de acordo com as limitações de cálculo existentes, ao serem adotados valores de referência listados na literatura, deve-se atentar que as seguintes variáveis foram observadas nos trabalhos como uma das condicionantes para variação do parâmetro:

- Energia de compactação utilizada;
- Teor de umidade;
- Distribuição granulométrica e índice de plasticidade.

Como forma de estimativa inicial do parâmetro de erodibilidade e tensão de cisalhamento, Hanson *et al.* (2011) realizou 183 testes de laboratório usando o JET em sete solos variando a energia de compactação e teor de umidade das amostras. A caracterização dos solos e os valores aproximados obtidos para o coeficiente de erodibilidade encontram-se na Tabela 3.1 e Tabela 3.2, respectivamente.

Tabela 3.1 – Propriedades dos solos avaliados.

Amostra	Classificação	Propriedade dos materiais		Granulometria	
		Limites de Atterberg		% Areia	% Argila
		LL (%)	IP (%)		

					(>0,074 mm)	(<0,002 mm)
A	SM	NP	NP		73	6
B	SM	NP	NP		64	9
C	ML	23	3		32	15
D	CL	26	15		35	25
E	CL	31	15		24	26
F	CL	37	19		20	28
G	CL	37	17		13	35

Fonte: Hanson *et al.* (2011).

Tabela 3.2 – Valores aproximados do k_d relativo a compactação e porcentagem de argila.

Argila (%)	Energia modificada (27,5 kg-cm/cm ³)		Energia padrão (6,0 kg-cm/cm ³)		Energia baixa (kg-cm/cm ³)	
	≥ Ótima	< Ótima	≥ Ótima	< Ótima	≥ Ótima	< Ótima
	WC%	WC%	WC%	WC%	WC%	WC%
>25	0,05	0,5	0,1	1	0,2	2
14-25	0,5	5	1	10	2	20
8-13	5	50	10	100	20	200
0-7	50	200	100	400	200	800

Fonte: Hanson *et al.* (2011).

Conforme apresentado na Figura 3.21, utilizando-se nas amostras a energia de compactação referente ao Proctor Normal, aproximadamente 6,0 kgf.cm/cm³, nota-se a considerável influência do teor de argila e índice de plasticidade do solo na erodibilidade.

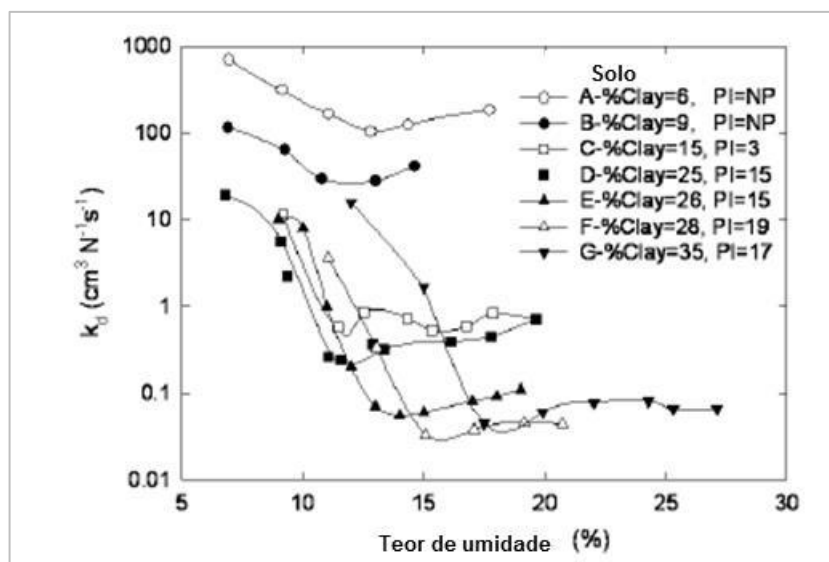


Figura 3.21 – Variação do coeficiente de erodibilidade em função do teor de umidade, índice de plasticidade e porcentagem de argila.

Fonte: Hanson *et al.* (2011).

3.2.2 Tensão de cisalhamento

Briaud (2008) ao comparar diferentes resultados na literatura da relação entre velocidade e tensão de cisalhamento crítica com diferentes granulometrias de solos observou que os solos com maior erodibilidade são as areias finas com D50 entre 0,1 a 0,5 mm, conforme pode ser visualizado na Figura 3.22 em que a relação entre os valores de tensão de cisalhamento crítica e o tamanho da partícula apresentam um formato em “V”. Esse comportamento pode ser alterado caso as partículas já tenham sido desagregadas e portanto, perdido a coesão original, tornando-as passíveis de ser erodidas a baixas velocidades de cisalhamento (BARCELOS, 2005).

Além disso, segundo Briaud (2008), para maiores granulometrias pode-se observar a existência de uma relação entre a velocidade e tensão de cisalhamento crítica e o tamanho médio das partículas de solo do material. Todavia, ao serem analisados solos mais finos, essa correlação deixa de existir, conforme pode ser visto nos resultados de estudos utilizados para exemplificar essa relação pelo autor, uma vez que não ocorre uma constância nos dados obtidos, como acontece para solos de maiores granulometrias (Figura 3.22 e Figura 3.23). Nota-se também na Figura 3.22 uma boa correlação entre os dados medidos e o diagrama de Shields (1936) *apud* Briaud (2008) para partículas de granulometrias superiores a 0,2 mm. O autor não recomenda a utilização da curva para solos muito finos.

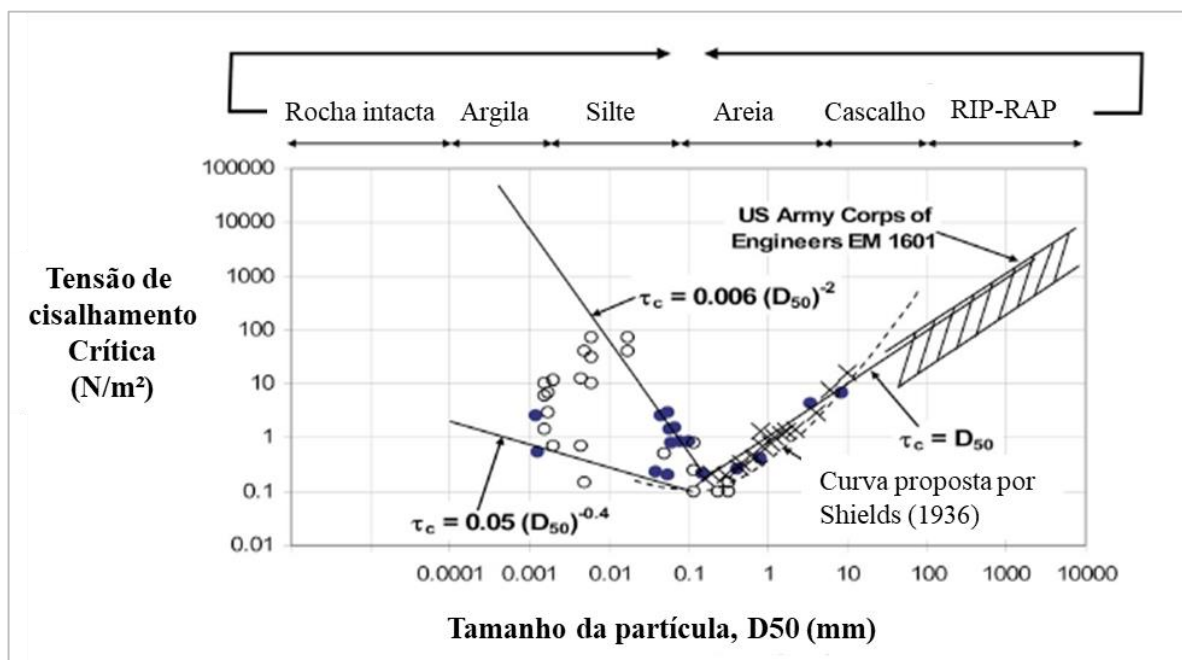


Figura 3.22 - Tensão cisalhante em função do tamanho médio da partícula.
Fonte: Briaud (2008) adaptado.

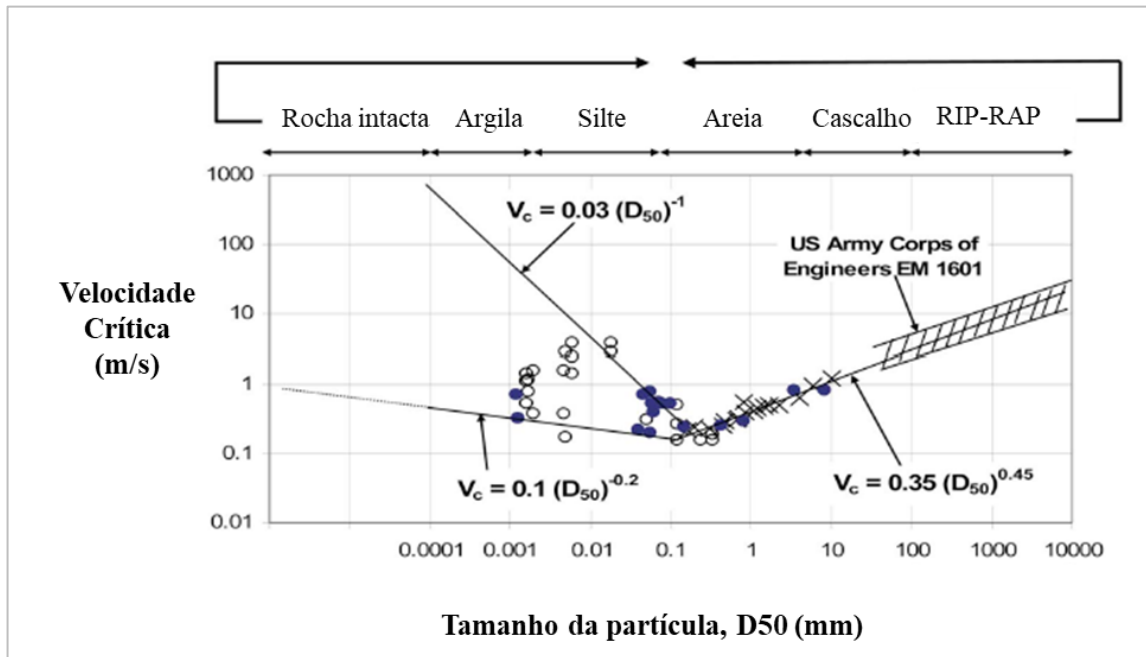


Figura 3.23 – Velocidade crítica em função do tamanho médio da partícula.
Fonte: Briaud (2008) adaptado.

Esta notável variabilidade das tensões e velocidades críticas de um solo reforça a relação entre a erodibilidade e as propriedades do solo e do escoamento.

Quanto a tensão de cisalhamento imposta pelo escoamento ou tensão trativa (τ_0) em condições de regime permanente é definida por (JULIEN, 2010):

$$\tau = \gamma_w R_h S_f \quad (3.5)$$

Na qual:

τ é a tensão de cisalhamento imposta pelo escoamento (Pa);

γ_w é o peso específico da água ($\text{kg/m}^2\text{s}^2$);

R_h é o raio hidráulico (m);

S_f é a declividade da linha de energia do escoamento (Adimensional).

Conforme apresentado esquematicamente na Figura 3.24, as velocidades e tensão cisalhante permanecem constantes no eixo X. A tensão cisalhante varia linearmente no eixo Z, atingindo máximo valor no contato com a superfície.

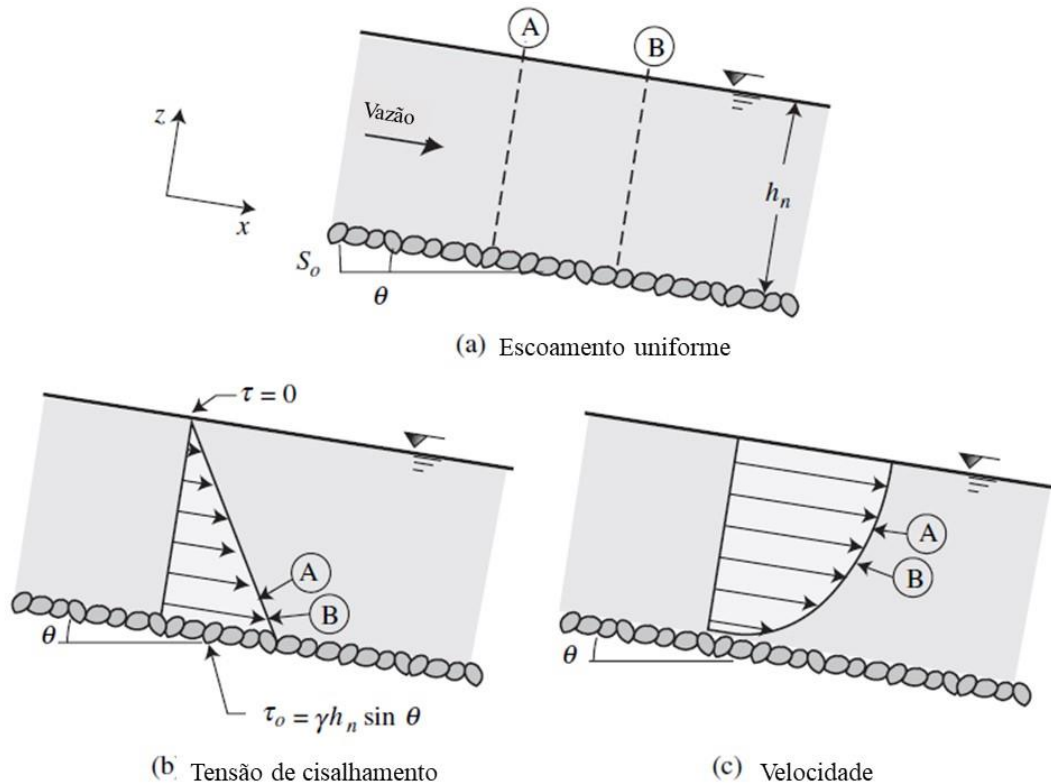


Figura 3.24 – Tensão de cisalhamento e velocidade em canal em regime permanente.
Fonte: Julien (2010).

3.2.3 Aparatos para determinação dos parâmetros de erodibilidade

Conforme apresentado no Item 3.2.1, dentre os aparatos existentes para obtenção da erodibilidade do solo, Saliba (2009) destaca os testes realizados em canais (*Flume tests*) e o EFA (*Erosion Function Apparatus*) como os que mais se adequam a quantificação da taxa de erosão tratando-se de um talude de jusante de um barramento. Além disso, Wahl, Hanson e Regazzoni (2009) observaram uma boa atuação do JET (*Jet Erosion Test*) para representação do galgamento. .

O *Flume Test* ou teste em canais são comumente aplicados para avaliar a erodibilidade em cursos de água e são realizados através da disposição ou compactação de solos no fundo dos canais e medem-se as taxas de erosão (SALIBA, 2009).

Quanto ao EFA (*Erosion Function Apparatus*), o aparato foi proposto por Briaud *et al.* (2001) e é constituído por um tubo, no qual se encontra o solo em análise, e na parte superior desse

cilindro está conectado um conduto forçado com velocidade constante responsável pela erosão do solo confinado. Para cada velocidade, a taxa de erosão e a tensão de cisalhamento é calculada, sendo possível obter a função de erodibilidade do material.

Por fim tem-se o JET (*Jet Erosion Test*) o qual foi desenvolvido para mensurar o coeficiente de erodibilidade em campo e em laboratório. O teste em campo vem sendo aperfeiçoado desde 1990 com o intuito de reduzir as perturbações e distúrbios que podem ocorrer no solo original implantado quanto apenas uma amostra é retirada para avaliação em laboratório. O ensaio baseia-se na aplicação do jato de água na superfície da amostra submersa e a profundidade erodida é medida ao longo do tempo. Hanson e Cook (2004) assumem que o equilíbrio na profundidade é atingido quanto a tensão cisalhante hidráulica é igual a tensão cisalhante crítica, com essa premissa tem-se a dedução da tensão crítica correspondente.

Conforme apresentado por Hanson e Cook (2004), o aparato é composto por quatro partes: um tubo com orifício superior no qual a água é injetada, um reservatório mantido em nível constante, um recipiente fixo com a amostra de forma que o solo se mantenha submerso e um dispositivo digital alinhado ao orifício que mede a profundidade da erosão no decorrer do teste. Na Figura 3.25 **Figura 3.26** apresenta-se um croqui esquemático com a relação entre a disposição do aparato e a distribuição da tensão cisalhante. Observa-se que a tensão cisalhante não é uniformemente distribuída, sendo nula na região central onde o jato intercepta a superfície do solo, atinge o pico próximo ao centro dos dois lados e posteriormente diminui com a distância do centro.

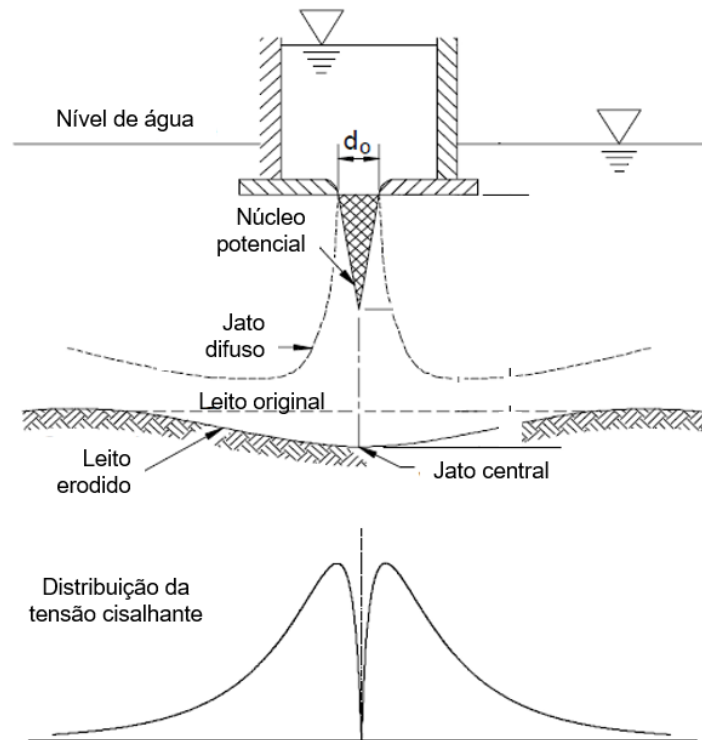


Figura 3.25 – Croqui esquemático do aparato e da distribuição da tensão cisalhante.
Fonte: Hanson e Cook (2004).

3.3 Migração do fenômeno *Headcut* no processo de formação de brecha

O fenômeno denominado *headcut* é uma alteração vertical na elevação, resultando na formação de degraus, em fundo de um canal, curso de água ou talude na ocorrência de um fluxo concentrado. A migração dessa alteração para montante pode ocorrer devido à tensão de cisalhamento na cascata formada, percolação na base do *headcut*, processos de intemperismo, bem como por forças gravitacionais agindo na massa de solo (HANSON, ROBINSON E COOK, 2001). Segundo Annandale (1995), o fenômeno é caracterizado pela remoção do solo combinado com o efeito de jato do fluxo de água.

De acordo com Temple (1992), a cascata formada é resultante da concentração hidráulica do escoamento que corrobora para o desenvolvimento de uma erosão local. A turbulência formada pela cascata aumenta a tensão cisalhante localmente e desencadeia na migração do fenômeno para montante.

Segundo Hanson, Robinson e Cook (1997), o principal interesse no cálculo da taxa de migração dessa erosão é devido à contribuição da evolução do fenômeno para a formação da brecha e consequente aumento do extravasamento do reservatório na conjuntura de uma ruptura. Saliba (2009) notou esse fenômeno de formação de degraus durante a observação dos modelos físicos de ruptura de barragem em laboratório, conforme descrito no item 3.1.1. De acordo com o autor, a formação do degrau é caracterizada pela imposição de mudança de direção no escoamento, provocando uma variação da quantidade de movimento e consequente processo erosivo.

Se a erosão predominantemente ocorre a montante, então a cascata diminui progressivamente conduzindo a um comportamento similar à erosão como em um canal. Todavia, se a erosão prepondera de jusante para montante, nota-se a formação de faces verticais que migram para montante ao longo do tempo (ROBINSON e HANSON, 1994).

Ashourian, Shafai-Bejestan e Babazadeh (2018) realizaram testes com dez amostras de solos coesivos para avaliar os impactos na variação de três parâmetros, sendo eles: a taxa de migração do *headcut*, a diminuição da altura da queda de água com a passagem de determinada vazão e a taxa de sedimento transportada. Para isso, os autores compararam as amostras variando a composição do material com diferentes porcentagens de silte e argila, altura da queda de água inicial e vazão inicial. O material foi compactado naturalmente, mediante o peso das próprias partículas. Como resultado, os autores puderam concluir que o fator de maior impacto no aumento dos parâmetros supracitados está na composição do material. Quanto maior a porcentagem de silte e consequente diminuição da quantidade de argila, maior a velocidade do *headcut* e diminuição da queda de água, bem como ocorre um aumento na quantidade de sedimento transportada com a passagem da cheia a montante. Além disso, apesar de apresentar um menor impacto, o estudo aponta que, com a redução da altura do desnível inicial e da vazão afluente, os parâmetros analisados sofrem uma redução.

Quanto a localização do *headcut*, dentre os nove experimentos realizados por Dhiman e Patra (2018) um modelo reduzido em que foram mantidas as condições hidráulicas e apenas a composição granulométrica dos maciços sofreram alterações, os autores destacaram que nos maciços cuja erosão era caracterizada pelo *headcut*, a localização do fenômeno variou em cada um dos experimentos, mesmo apresentando a mesma geometria.

Para representar essa formação de cascata e consequente desprendimento do material do maciço, encontram-se na literatura alguns modelos determinísticos baseados em análises físicas que visam representar a evolução do fenômeno com o desenvolvimento de paredes verticais para montante até o nivelamento do nível do reservatório com o escoamento a jusante. De maneira geral, os modelos numéricos encontram-se subdivididos em formulações que se baseiam na atuação das tensões cisalhantes e consequente desestabilização do maciço e na dissipação de energia.

3.3.1 Modelos numéricos – Tensão cisalhante e desestabilização do maciço

Como modelos numéricos cuja formação e migração do *headcut* são baseados na relação de forças cisalhantes e desestabilização do maciço serão descritas as formulações obtidas por Robinson e Hanson (1994) e Zhao *et al.* (2013).

Robinson e Hanson (1994) desenvolveram um modelo determinístico com o intuito de representar a evolução do *headcut* através da formação de cascatas e, conseqüentemente, escoamentos que formam uma queda de água em sistemas extravasores de emergência construídos em solo. O modelo permite obter a localização e trajetória das consecutivas quedas de água.

Para obtenção da localização e magnitude da tensão de cisalhamento transmitida na queda de água (Figura 3.26) utiliza-se da equação da trajetória da cascata para um nível de água a jusante (B_w) de até 90% da altura total da queda de água:

$$Y/D_a = k F^A (X/D_a)^B + C \quad (F \geq 1, X \geq 0) \quad (3.6)$$

Na qual:

$F = V_a^2 / (gD_a)$ é o número de Froude ao quadrado (Adimensional);

D_a é a profundidade a montante da cascata (m);

V_a é a velocidade média de aproximação (m/s);

g é a aceleração da gravidade (m/s^2);

As constantes K, A, B, e C assumem valores iguais a -0,483, -0,546, 1,600 e 0,823, respectivamente.

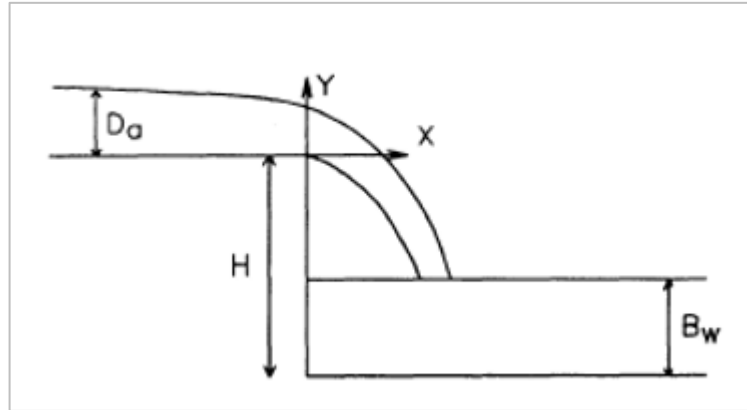


Figura 3.26 – Parâmetros utilizados na queda de água.

Fonte: Robinson e Hanson (1994).

A derivada da Equação (3.6) pode ser utilizada para obtenção do ângulo de impacto da vazão no trecho de jusante, bem como o ponto de impacto no fundo, determinado pela distância tangencial, conforme apresentado na Figura 3.27.

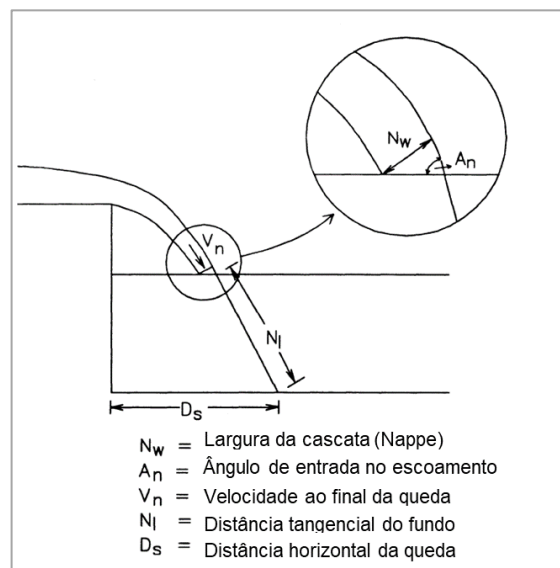


Figura 3.27 – Parâmetros calculados.

Fonte: Robinson e Hanson (1994).

As componentes da tensão de cisalhamento máxima, horizontal e vertical, são obtidas a partir das equações adimensionais resultantes da aplicação do teorema de Buckingham. As equações horizontais são subdivididas de acordo com quantidade de água a jusante da queda de água em que, para maiores níveis utiliza-se a Equação (3.7) e para menores níveis, Equação (3.8).

Tensão Horizontal

$$\frac{\tau_h}{(\gamma_w D_a)} = 0,032 \left[q^2 / (g D_a) \right]^{0,204} (H/D_a)^{0,852} (B_w/D_a)^{-1,796} \quad (3.7)$$

$$\frac{\tau_h}{(\gamma_w D_a)} = 0,011 \left[q^2 / (g D_a) \right]^{-0,001} (H/D_a)^{0,582} (B_w/D_a)^{-0,114} \quad (3.8)$$

Tensão Vertical

$$\frac{\tau_v}{(\gamma_w D_a)} = 0,025 \left[q^2 / (g D_a^3) \right]^{-1,295} (H/D_a)^{0,026} (B_w/D_a)^{0,221} (X_p/D_a)^{-1,062} \quad (3.9)$$

Nas quais:

γ_w é o peso específico da água (N/m³);

q é a vazão específica (m³/s.m);

H é a altura da queda de água (m);

B_w é o nível de água a jusante (m);

τ_v é a tensão de cisalhamento máxima vertical (Pa);

τ_h é a tensão de cisalhamento máxima horizontal – Leito (Pa);

X_p é a localização da máxima pressão, corresponde ao ponto em que a queda de água a tinge o trecho de jusante (m).

Nota-se que a componente horizontal varia de acordo com o nível de água a jusante. Segundo o autor, a distinção física entre as equações é baseada na difusão do centro de velocidade do degrau. Para menores profundidades observa-se uma velocidade pontual e não difusa antes do impacto com o nível de jusante e, em contrapartida, quando o nível de água a jusante é maior, analisa-se uma difusão da velocidade de impacto. Adicionalmente, segundo Robinson (1992), considerou-se intencionalmente o escoamento não-aerado no intuito de aproximar o jato de água da face do *headcut* e maximizar a tensão cisalhante.

A partir das tensões de cisalhamento calculadas, o cálculo da taxa de erosão, de acordo com a modelagem proposta por Robinson e Hanson (1994), é obtido pela apresentada Equação (3.2) no item 3.2. Segundo os autores, como a tensão de cisalhamento crítica normalmente é muito menor que a tensão cisalhante imposta pelo fluxo de água, assume-se a premissa que a tensão

crítica é zero nesse modelo matemático. Assim, a taxa de erosão é determinada pelo produto da tensão de cisalhamento calculada e o coeficiente de erodibilidade.

As forças atuantes durante a dissipação de energia estão representadas na Figura 3.28. Observa-se que o peso do bloco de solo (W_s) e da água na parte superior da cascata (W_w) são as forças que corroboram para a instabilização do bloco. O peso do bloco muda continuamente devido a erosão na parte inferior. As forças de resistência ao desmoronamento do solo são associadas com a coesão e o ângulo de atrito e com as forças hidrostáticas a jusante da queda. A desestabilização do bloco de solo que proporciona a queda de água ocorre quando o somatório das forças descritas se torna zero:

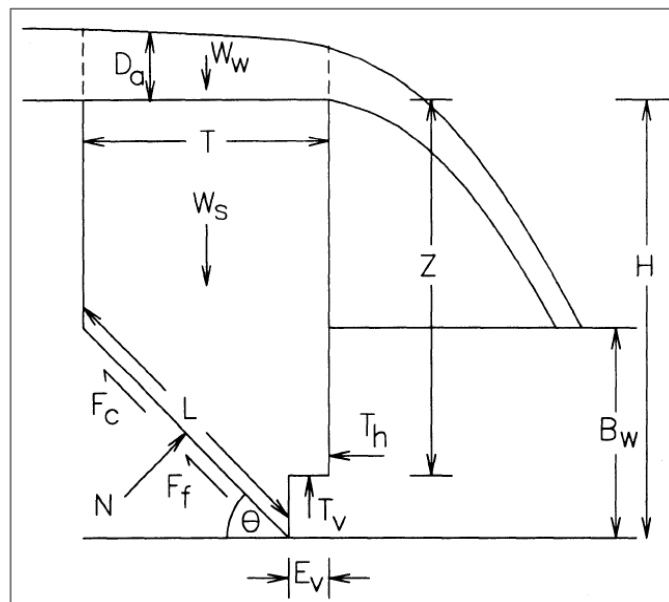


Figura 3.28 – Forças atuantes durante a formação da queda de água.

Fonte: Robinson e Hanson (1994).

$$(W_s + W_w - T_v - CL\text{sen}\theta)[\tan\theta - \phi] - T_h - cL\text{cos}\theta = 0 \quad (3.10)$$

Na qual:

W_s é o peso do bloco de solo (N);

W_w é o peso da água acima do bloco (N);

T_v é a componente vertical da força cisalhante a jusante (N);

T_h é a componente horizontal da força cisalhante a jusante (N);

c é o coesão do solo (Pa);

L é o comprimento da superfície de ruptura (m);

θ é o ângulo de ruptura do plano de superfície (radianos);

ϕ é o ângulo de atrito (radianos).

A falha pode ocorrer por outras razões além da tensão de cisalhamento. Todavia, para esse modelo, a tensão de cisalhamento é a causa da desagregação da coluna vertical. Assume-se nesse modelo que a massa decorrente da ruptura move o fenômeno para montante a uma distância T a cada nova ruptura do bloco. Terzaghi (1941) *apud* Robinson e Hanson (1994) ao observar a formação de rachaduras atrás de um bloco de solo coesivo vertical quando submetido a tensões notou que as fissuras ficam localizadas a uma distância equivalente à metade da altura do bloco vertical. Assim, para o descrito modelo, assume-se que T é igual a $H/2$.

De acordo com Hanson, Robinson e Cook (2001), o fenômeno *headcut* é cíclico pois é caracterizado pela massa de solo que se mantém estável até ocorrer uma instabilidade e outro evento ocorrer na sequência. Os autores, como continuidade dos estudos apresentados por Robinson e Hanson (1994), apresentam uma taxa de migração, conforme apresentado na Equação (3.11), baseado na distância do movimento (T) e no tempo entre cada ruptura (t_f).

$$\frac{dX}{dt} = \frac{T}{t_f} \quad (3.11)$$

Na qual:

$\frac{dX}{dt}$ é a taxa de migração do *headcut* (m/s);
 T é a distância entre cada *headcut* (m);
 t_f é o tempo entre rupturas (s).

O tempo de ruptura é controlado pela erodibilidade e tensão resistente do material. Portanto, esse intervalo é baseado na erosão que ocorre na face vertical (E_v) e que assim corrobora para a instabilidade da massa de solo. O tempo de ruptura (t_f) pode ser obtido pela Equação (3.12).

$$t_f = \frac{E_v}{k_d(\tau - \tau_c)} \quad (3.12)$$

Na qual:

t_f é o tempo entre rupturas (s);
 E_v é a erosão na face vertical (m);
 k_d é o coeficiente de erodibilidade (m/s.Pa);
 τ é a tensão de cisalhamento (Pa);
 τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para o início do processo erosivo (Pa).

Substituindo a Equação (3.12) na Equação (3.11), obtém-se a Equação (3.13) para a taxa de evolução do *headcut* a partir de um equacionamento baseado na tensão de cisalhamento.

$$\frac{dX}{dt} = \frac{T}{t_f} = \frac{TK_d(\tau - \tau_c)}{E_v} \quad (3.13)$$

Na qual:

$\frac{dX}{dt}$ é a taxa de migração (m/s);

T é a distância entre headcut (m);

t_f é o tempo entre rupturas (s);

E_v é a erosão na face vertical (m);

k_d é o coeficiente de erodibilidade (m/s.Pa);

τ é a tensão de cisalhamento (Pa);

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para o início do processo erosivo (Pa).

Hanson, Robinson e Cook (2001), utilizando do equacionamento idealizado por Robinson e Hanson (1994), chegaram a uma formulação para a erosão na face vertical (E_v). Uma vez que T_v , L , W_w e T_h (Equação (3.10)) encontram-se em função do valor de E_v , a partir de cálculos de equilíbrio de forças apresentado por Robinson e Hanson (1994), obteve-se a relação quadrática apresentada na Equação (3.14). Assim, o valor de E_v pode ser obtido pela resolução da equação de segundo grau com os coeficientes apresentados a seguir:

$$a + b(E_v) + c(E_v)^2 = 0 \quad (3.14)$$

$$a = \frac{\gamma_s}{2} \quad (3.15)$$

$$b = \gamma_w B_w - \frac{\gamma_s H}{2} - 2c_u \quad (3.16)$$

$$c = c_u H + \frac{\gamma_w}{2} B_w^2 - \frac{3}{8} \gamma_s H^2 - \frac{\gamma_w}{2} D_a H \quad (3.17)$$

Nas quais:

γ_s é o peso específico do solo (N/m³);

γ_w é o peso específico da água (N/m³);

H é a altura da queda de água (m);

B_w é o nível de água a jusante (m);

D_a é a lâmina de água a montante da queda de água (m);

c_u é a tensão de cisalhamento não drenada $\left(\frac{q_u}{2}\right)$, em Pa;

q_u é a resistência à compressão não confinada (Pa).

Para validação da Equação (3.13), Hanson, Robinson e Cook (2001) realizaram 46 testes para avaliar a migração do *headcut* através de canal com 29 m de comprimento e um desnível ao

final com ângulo de 90° com a horizontal variando entre 0,9 m a 1,5 m. Esse desnível permite a formação da queda de água e assim, a taxa de migração pôde ser avaliada. Os autores simularam diferentes vazões, desníveis para a queda de água, nível de água a jusante e propriedades dos solos. Ao comparar os testes no canal, o modelo proposto por Robinson e Hanson (1994) e a aplicação da Equação (3.13), obteve-se um bom ajuste dos métodos para a taxa de migração do fenômeno além de concluírem uma boa estimativa da taxa para um considerável intervalo de magnitude dos parâmetros, conforme pode ser notado na Figura 3.29.

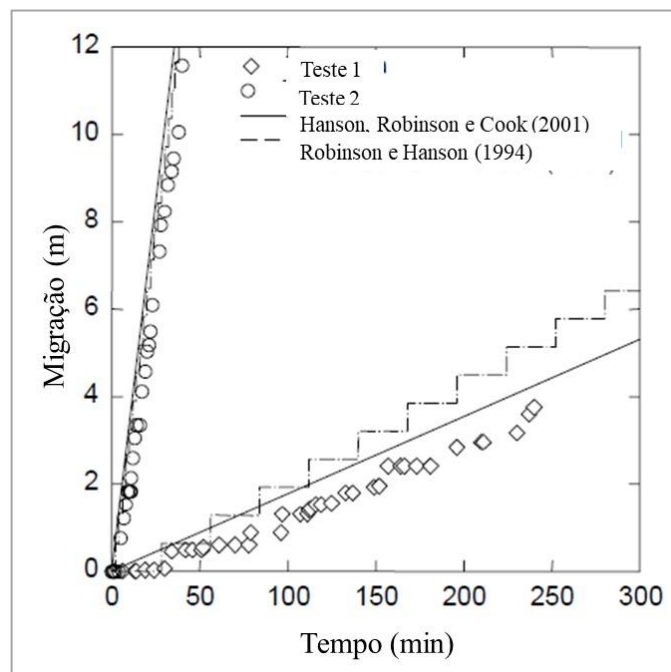


Figura 3.29 – Migração do *headcut* medido e calculado em dois testes.

Fonte: Hanson, Robinson e Cook (2001).

Com a realização dos ensaios de sensibilidade, os autores puderam notar que quanto maior a relação entre B_w/H , ou seja, quanto maior o afogamento do jato a jusante, menor é a taxa de migração. O contrário foi observado no comportamento da relação entre o nível de água a montante e a altura de queda da água (Da/H) que se mostrou diretamente proporcional ao fenômeno. Na mesma pesquisa observou-se que a variação dos parâmetros k_d e τ_c afetam menos na taxa de migração e que transferência de *headcut* no tempo diminui com o aumento do τ_c .

Ao compararem os ensaios variando os níveis de água a jusante do desnível no canal, os autores notaram uma melhor correlação dos valores medidos com a Equação (3.13) para relações $0,7 < B_w/H < 1$ do que $0 < B_w/H < 0,3$. Essa diferença foi justificada pelo fato do jato na queda de água para níveis mais baixos poder variar entre escoamento aerado e não-aerado. Em alguns casos, a queda pode ser próxima à parede vertical enquanto em outros pode ser espalhado livremente, corroborando para uma aeração na parte inferior do escoamento. No experimento apresentado os autores calcularam a tensão de cisalhamento considerando um escoamento aerado. Além disso, o impacto no solo ocorre na base da parede vertical quando o nível de jusante é menor, contrariando o que tipicamente é observado para níveis mais altos uma vez que o impacto acontece na face da parede, de uma maneira mais distribuída.

Assim como idealizado por Robinson e Hanson (1994), Zhao *et al.* (2013) desenvolveram um equacionamento considerando a migração do *headcut* como uma ação combinada entre os processos de erosão e instabilidade do maciço. De acordo com os autores, em uma única partícula de solo coesivo existem duas forças atuando, sendo elas o peso da partícula submerso e as forças coesivas, conforme apresentado na Figura 3.30.

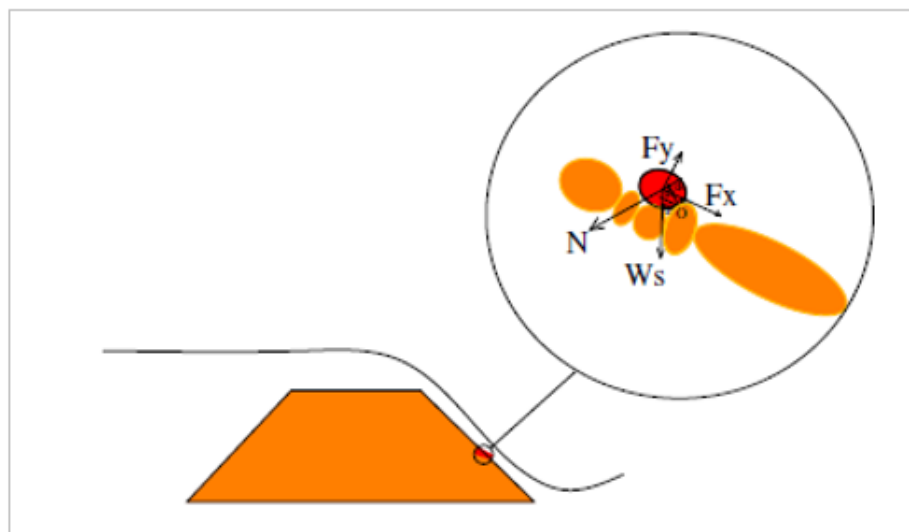


Figura 3.30 – Detalhamento das forças atuantes nas partículas submersas.

Fonte: Zhao *et al.* (2013).

As forças atuantes apresentadas na Figura 3.30 são: W_s (Peso da partícula submersa), N (Força de atrito entre as partículas originária da coesão do material), F_y (Força de elevação) e F_x

(Força de arraste) cujos equacionamentos são, Equação (3.18), Equação (3.20), Equação (3.21) e Equação (3.22), respectivamente.

$$w_s = a_1 \frac{\pi}{6} (\rho_s - \rho) g D^3 \quad (3.18)$$

Na qual:

w_s é o peso da partícula submerso (N);

a_1 é o fator de forma (adimensional);

ρ_s é o densidade da partícula (kg/m³);

ρ é a densidade da água (kg/m³);

D é o diâmetro da partícula (m).

$$\tau_f = \sigma \tan \varphi + c \quad (3.19)$$

Na qual:

τ_0 é a tensão de cisalhamento (Pa);

σ é a tensão normal (Pa);

φ é o ângulo de atrito (°);

c é a coesão da partícula.

$$N = \frac{\pi D^2}{4} \tau_0 \quad (3.20)$$

Na qual:

N é a força de atrito entre as partículas (N);

D é o diâmetro da partícula (m);

τ_0 é a tensão de cisalhamento (Pa).

$$F_y = a_2 c_y \frac{\pi D^2}{4} \frac{\rho v^2}{2} \quad (3.21)$$

Na qual:

F_y é a força de elevação (N);

a_2 é o fator de forma (Adimensional);

c_y é o coeficiente de atrito em y (adimensional);

ρ é a densidade da água (kg/m³);

v é a velocidade da partícula (m/s);

D é o diâmetro da partícula (m).

$$F_x = a_3 c_x \frac{\pi D^2}{4} \frac{\rho v^2}{2} \quad (3.22)$$

Na qual:

F_x é a força de arraste (N);

a_3 é o fator de forma (adimensional);

c_x é o coeficiente de atrito em x (adimensional);

ρ é a densidade da água (kg/m³);
 v é o velocidade da partícula (m/s);
 D é o diâmetro da partícula (m).

Considerando o equilíbrio de momentos, a equação pode ser escrita como:

$$F_x d_1 + F_y d_2 - w_s d_3 - N d_4 \geq 0 \quad (3.23)$$

Na qual:

F_x é a força de arraste (N);

F_y é a força de elevação (N);

w_s é o peso da partícula submerso (N);

N é a força de atrito entre as partículas (N);

$d_{(s)}$ é a distância até o ponto em que as forças estão sendo aplicadas.

Apesar da simplificação metodológica, o conceito adotado pelos autores de considerar uma única partícula em um solo coesivo contradiz a teoria em que esse tipo de material não se descata individualmente, conforme previamente detalhado no Item 3.1.1, em função da coesão eletroquímica existente entre os grãos. Assim, essa premissa pode ser equivocada e trazer erros aos cálculos ao ser comparado com o que de fato é observado nos modelos físicos.

Já na Equação (3.24), Zhao *et al.* (2013) basearam na formulação em que Prandtl apresenta a tensão de cisalhamento em um fluxo turbulento sobre o sólido e do parâmetro de Shields (θ_c), em que se calcula o início de movimento em solos não-coesivos. A formulação apresenta a tensão de cisalhamento em um fluxo turbulento sobre o sólido, do parâmetro de Shields (θ_c) em que se calcula o início de movimento em solos não-coesivos a partir da Equação (3.25) e substituindo ambas na Equação (3.23), a tensão de cisalhamento crítica pode ser obtida a partir do equacionamento (3.26). Os autores consideram que o parâmetro de Shields poderia ser aplicado desde que, ao invés do diâmetro de uma única partícula, para o caso de solos coesivos, esse tamanho seria equivalente ao bloco erodido, já que o efeito coesivo das partículas impedem a erosão individualizada dos grãos.

$$v = k \sqrt{\frac{\tau_c}{\rho}} \ln \frac{y}{y_0} \quad (3.24)$$

Na qual:

k é a constante de von Kármán ($k \cong 0,41$)

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica na partícula de solo coesivo (Pa);

ρ é a densidade da água (kg/m³);

y_0 é a profundidade em que a velocidade logarítmica é igual a zero (valor determinado em laboratório - m);

y é a profundidade do escoamento (m).

$$\theta_c = \frac{\tau_c}{(\rho_s - \rho)gD} \quad (3.25)$$

Na qual:

θ_c é o parâmetro de Shields (adimensional);

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para solo não-coesivo (Pa);

ρ_s é a densidade da partícula (kg/m³);

ρ é a densidade da água (kg/m³);

D é o diâmetro da partícula (m).

$$\tau_c = C \frac{\tau_o}{\rho v^2} \quad (3.26)$$

Na qual:

$C = \frac{2d_4}{(a_3c_xd_1 + a_2c_yd_2)}$ é um parâmetro adimensional;

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para solo não-coesivo (Pa);

ρ é a densidade da água (kg/m³);

v é a velocidade da partícula;

τ_o é a tensão de cisalhamento (Pa).

Mesmo com a premissa de adotar ao invés do diâmetro de uma única partícula, para o caso de solos coesivos, uma junção de grãos para representar uma partícula de solo não-coesivo e então aplicar o parâmetro de Shields, pelo previamente apresentado na presente pesquisa, nota-se que a dinâmica erosiva de um maciço composto por solo coesivo se difere bastante da evolução erosiva quando se trata de um material não-coesivo, principalmente pela formação de *headcut* no primeiro caso. Portanto, esse modelo metodológico proposto por Zhao *et al.* (2013), dispõe de simplificações cuja representação do fenômeno de formação de brecha pode ser consideravelmente comprometido.

Com o início do processo de *headcut* os autores identificaram as forças atuantes no maciço e equacionaram que o momento resultante m deve ser maior do que 0 para que ocorra a migração do *headcut*. Os momentos que ocasionam a resistência e instabilidade no ponto O, conforme apresentado na Figura 3.31, encontram-se na equação de equilíbrio a seguir:

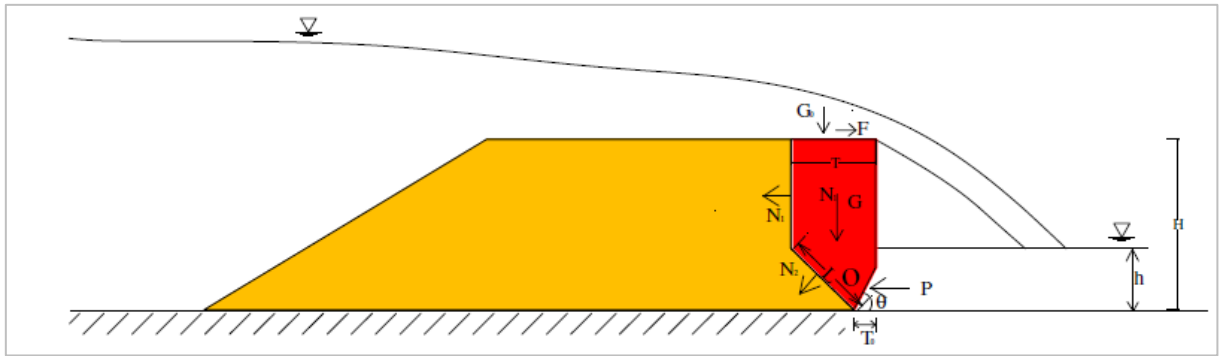


Figura 3.31 - Detalhamento das forças atuantes no *headcut*.

Fonte: Zhao *et al.* (2013).

$$m = \tau d_5 - W_w d_6 - N_1 d_7 - N_2 d_8 - W_s d_9 - P d_{10} \quad (3.27)$$

Em que:

$$d_5 = H$$

$$d_6 = 0,5T - T_0$$

$$d_7 = 0,5(H + L \sin \theta)$$

$$d_8 = 0,5L$$

$$d_9 = H \frac{(3H - L \sin \theta)}{3(2H - L \sin \theta)} - T_0$$

$$d_{10} = \frac{2}{3}h$$

Na qual:

H é a altura total do *headcut* (m);

τ é a força cisalhante da água (N);

W_w é o peso da água durante o *headcut* na superfície do desnível (N);

T é a distância horizontal do *headcut* (m);

T_0 é a erosão no pé do *headcut* necessária para a instabilização do degrau (m);

N_1 e N_2 são as forças coesivas do material (N);

L é o comprimento do plano de ruptura (m);

θ é o ângulo de ruptura ($^\circ$);

W_s é o peso do bloco formado pelo *headcut* (N)

P é a força ocasionada pela pressão da água (N);

B_w é a profundidade de jusante (m).

Zhao *et al.* (2013) obtiveram ainda da relação entre T , T_0 e L , como apresentado na Equação (3.28).

$$T = T_0 + L \sin \theta \quad (3.28)$$

Na qual:

T é a distância horizontal do *headcut* (m);

T_0 é a erosão no pé do *headcut* necessária para a instabilização do degrau (m);
 L é o comprimento do plano de ruptura (m);
 θ é o ângulo de ruptura ($^\circ$).

A taxa de migração utilizada pelos autores se assemelham à empregada por Hanson, Robinson e Cook (2001) nas Equações (3.12) e (3.13), em que E_v equivale ao T_0 nas formulações de Zhao *et al.* (2013). Todavia, o que difere do modelo numérico obtido por Zhao *et al.* (2013) é que o valor de T_0 aqui será obtido de forma iterativa uma vez que $T_0 = f(T)$, conforme apresentado na Equação (3.28). Como premissa do presente modelo, os autores indicam como condicionante para o fim da migração do *headcut* quando a taxa de erosão no extremo inferior do desnível for igual a zero (Equação (3.13)).

3.3.2 Modelos numéricos – Energia dissipada

As formulações previamente apresentadas baseiam-se na determinação da migração do fenômeno *headcut* utilizando-se como parâmetro base a tensão de cisalhamento. Além dessa metodologia, na literatura possui outros equacionamentos os quais são baseados na energia potencial que será dissipada com a queda de água, como é o caso do equacionamento desenvolvido por Temple *et al.* (2005), conforme apresentado na Equação (3.29):

$$\frac{dX}{dt} = C(qH)^{1/3} \quad (3.29)$$

Na qual:

$\frac{dX}{dt}$ é a taxa de migração (m/h);
 q é a vazão específica na área da brecha ($m^3/s/m$);
 H é a altura da queda de água (m);
 C é o coeficiente de taxa de migração ($s^{1/3}/h$).

De acordo com Hanson *et al.* (2011), o coeficiente de taxa de migração (C) representa o impacto do material na taxa de migração do *headcut*, enquanto o termo hidráulico, qH , corresponde a uma aproximação da energia de dissipação por unidade de largura da cascata. O coeficiente C apresentou, de acordo com testes observados, uma relação de aproximadamente 25% do valor do coeficiente de erodibilidade (k_d), conforme apresentado na Figura 3.32. Os autores ainda indicaram que o parâmetro apresenta uma ordem de magnitude observada variando entre 0,01 a $30 S^{1/3}/h$.

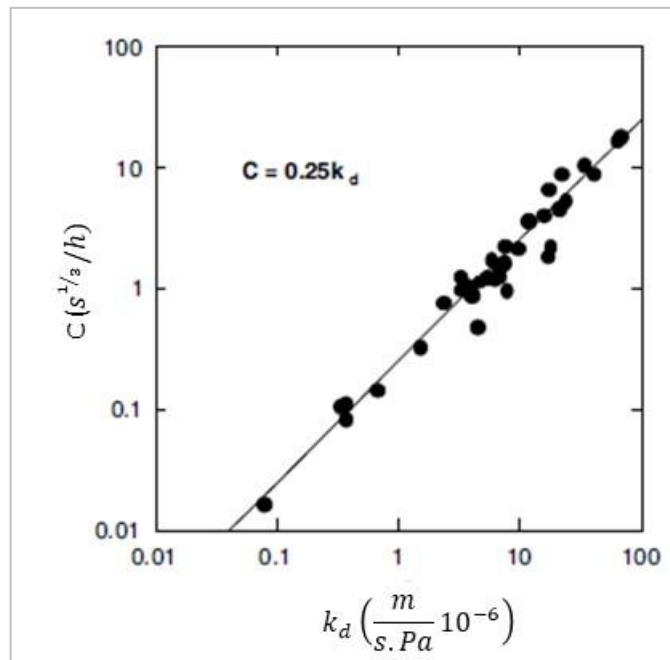


Figura 3.32 – Relação observada entre os coeficientes C e k_d .

Fonte: Hanson *et al.* (2011) adaptada.

Segundo os autores, a Equação (3.29) possui como vantagem a possibilidade de calibração do coeficiente de taxa de migração (C) com base nas análises experimentais e como desvantagem o fato de ser um equacionamento mais empírico do que a Equação (3.13) desenvolvida por Hanson, Robinson e Cook (2001). Apesar dessa última formulação ser mais complexa e apresentar maior dificuldade de calibração, Hanson *et al.* (2011) apresentam-na como o equacionamento que apresenta resultados mais próximos dos processos erosivos observados nos experimentos físicos.

Outra formulação que aplica como base para equacionamento a energia dissipada na queda de água foi desenvolvida por Temple e Moore (1994). Para o cálculo dessa energia disponível com a queda de água utiliza-se da Equação:

$$E = q\gamma_w H \quad (3.30)$$

Na qual:

E é a taxa de energia dissipada por unidade de largura do *headcut* (W/m);

q é a vazão específica (m³/s/m);

γ_w é o peso específico da água (N/m³);

H é a altura do *headcut* (m).

Os autores utilizam de um índice para representar a resistência do material para o desenvolvimento do *headcut* (k_h). A Figura 3.33 representa o limite de vazão específica (q), de acordo com o índice de erodibilidade do *headcut* (k_h), para que ocorra o fenômeno de *headcut*. O índice combina parâmetros como tensão cisalhante do material, tamanho das partículas e estrutura do solo, conforme apresentado na Equação (3.31). A formulação é composta por um produto escalar de índices apresentados por Moore (1997) e que foram inferidos a partir combinação de diferentes parâmetros que caracterizam os solos desde os coesivos aos mais granulares.

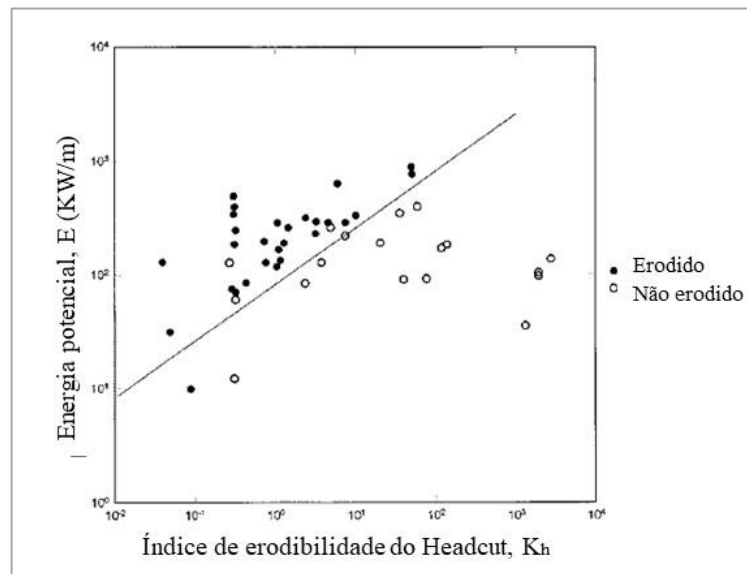


Figura 3.33 – Relação entre o índice de erodibilidade do *headcut* (k_h) e máxima energia potencial dissipada.

Fonte: Temple e Moore (1994).

$$K_h = M_s K_b K_d J_s \quad (3.31)$$

Na qual:

K_h é o índice de erodibilidade do *headcut* (adimensional);

M_s é o índice de cisalhamento do solo (adimensional);

K_b é o índice relativo ao tamanho médio do bloco ou diâmetro médio do solo granular (adimensional);

K_d é o índice ligado à tensão de cisalhamento entre as partículas (adimensional);

J_s é o índice relacionado à resistência do solo ao deslocamento das partículas (adimensional).

Já a formulação matemática utilizada para o cálculo da energia necessária para o avanço do *headcut* para montante é apresentada a seguir:

$$E_t = ak_h^{1/2} e^{\left[\frac{b}{\ln(101k_h)}\right]} \quad (3.32)$$

Na qual:

E_t é a taxa de energia para causar a migração do *headcut* (W/m);

k_h é o índice de erodibilidade do *headcut* (adimensional);

a e b são constantes determinadas empiricamente (a em W/m e b adimensional);

Assim, para o cálculo do avanço do fenômeno *headcut*, a taxa de migração é obtida a partir do cálculo do excesso de energia com a diferença entre a energia disponibilizada pela queda de água e a necessária para ocorrência do fenômeno, conforme apresentado na Equação (3.33).

$$\frac{dX}{dt} = C_1 [(q\gamma_w H)^{a'} - E_t^{a'}] \quad (3.33)$$

Na qual:

$\frac{dX}{dt}$ é a taxa de migração (m/h);

q é a vazão específica na área da brecha (m³/s/m);

H é a altura da queda de água (m);

C_1 é o coeficiente de taxa de migração (cm/h)/(s^{1/3}/cm);

γ_w é o peso específico da água (N/m³);

E_t é a taxa de energia para causar a migração do *headcut* (W/m);

a' é uma constante determinadas empiricamente (adimensional).

O coeficiente de taxa de migração C está associado ao índice de erodibilidade do *headcut* (k_h), conforme apresentado na Equação (3.34):

$$C_1 = b' \ln(k_h) + c' \quad (3.34)$$

Na qual:

C_1 é o coeficiente de taxa de migração (m.s^{1/3})/(N^{1/3}.h);

k_h é o índice de erodibilidade do *headcut* (adimensional);

b' e c' são constantes determinadas empiricamente (m.s^{1/3})/(N^{1/3}.h).

Através de observações empíricas pode-se obter as constantes a , b , a' , b' e c' , conduzindo à obtenção pelos autores dos equacionamentos apresentados na Equação (3.35) e na Equação (3.36), que levam à determinação da taxa de migração, conforme apresentado na Equação (3.37).

$$E_t = 52,5k_h^{1/2} e^{\left[\frac{-3,23}{\ln(101k_h)}\right]} \quad (3.35)$$

Na qual:

E_t é a taxa de energia para causar a migração do *headcut* (W/m);

k_h é o índice de erodibilidade do *headcut* (adimensional).

Para valores de $k_h < 0,01$, $E_t = 0$ enquanto para $k_h \geq 0,01$, utiliza-se a Equação (3.35).

$$C_1 = -0,0369 \ln(k_h) + 0,142 \quad (3.36)$$

$$\frac{dX}{dt} = C[(qH)^{1/3} - E_t^{1/3}] \quad (3.37)$$

Nas quais:

C_1 é o coeficiente de taxa de migração ($\text{m.s}^{1/3}/(\text{N}^{1/3}.\text{h})$);

k_h é o índice de erodibilidade do *headcut* (adimensional);

$\frac{dX}{dt}$ é a taxa de migração (m/h);

q é a vazão específica na área da brecha ($\text{m}^3/\text{s}/\text{m}$);

H é a altura da queda de água (m);

E_t é a taxa de energia para causar a migração do *headcut* (W/m).

Outro equacionamento baseado na dissipação de energia da queda de água foi desenvolvido por Temple (1992). O autor ao observar vertedouros compostos por solos vegetados, examinou o processo de formação e desenvolvimento do fenômeno. A partir da Equação (3.2), apresentada previamente, e considerando que τ_c (tensão de cisalhamento crítica) é muito inferior à τ (tensão de cisalhamento hidráulica), obtém-se a Equação (3.38) em que correlaciona a erosão e o tempo necessário para o início do processo erosivo no talude.

$$\frac{\epsilon}{k_d} = \int_0^{t_f} \tau dt \quad (3.38)$$

Na qual:

ϵ é a profundidade erodida no tempo em que ocorre a falha da superfície (m);

t_f é o tempo da falha da superfície em relação ao início do hidrograma afluente (h);

k_d é o coeficiente de erodibilidade ($\text{m}/\text{h}.\text{Pa}$);

τ é a tensão de cisalhamento (Pa).

A partir de dados observados de início do processo erosivo pode-se obter a relação apresentada na Figura 3.34 entre ϵ_f/k_d e o índice de plasticidade do solo. Erosões leves representam áreas erodidas menores que 2,5 m de comprimento ou menos de 0,3 m de profundidade. Áreas erodidas maiores que essas podem se transformar rapidamente em quedas de água. Apesar do ajuste da equação separar os casos observados entre regiões erodidas e não-erodidas, o autor recomenda precaução ao utilizar o índice de plasticidade como único indicador de erodibilidade do solo, devido à simplificação do método.

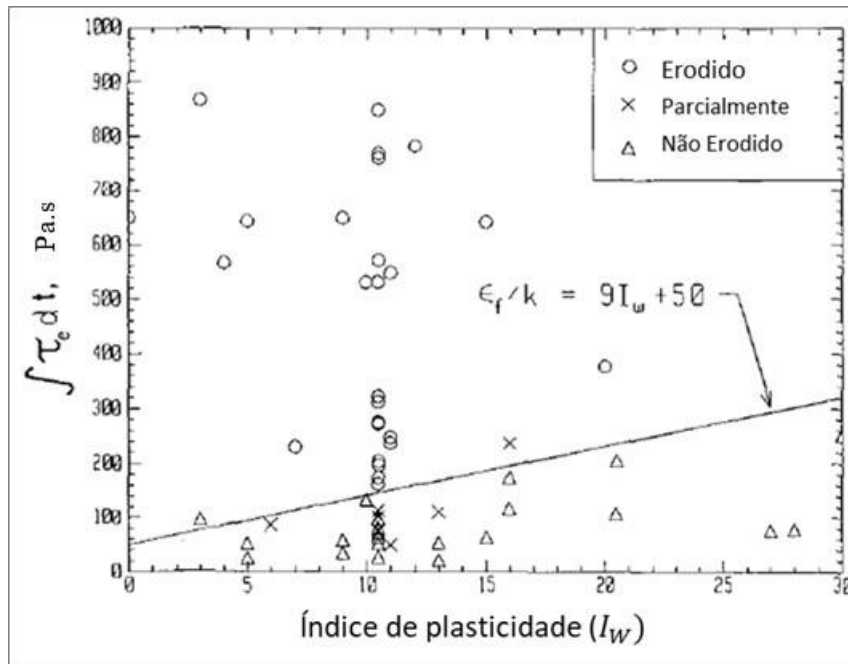


Figura 3.34 – Análise da erosão superficial do maciço.

Fonte: Temple (1992).

De acordo com o autor, após o tempo t_f , a Equação (3.38) não deve ser mais utilizada, uma vez que nesse próximo momento a energia dissipada é concentrada em uma queda de água formando uma cascata (*headcut*). Para representação do fenômeno após essa erosão superficial, Temple (1992) desenvolveu uma formulação geral:

$$\frac{dX}{dt} = C_2 q^a H^b \quad (3.39)$$

Na qual:

$\frac{dX}{dt}$ é a taxa de migração (m/h);

q é a vazão específica na área da brecha ($\text{m}^3/\text{s}/\text{m}$);

H é a altura da queda de água (m);

C_2 é o coeficiente de taxa de migração ($\text{s}^{1/3} \text{m}^{-1/6} \text{h}^{-1}$).

De acordo com o autor, espera-se que a constante a seja aproximadamente $1/3$ e para b a expectativa é obter um valor entre 0 e 1. Foram avaliados diferentes coeficientes para o equacionamento para 4 tipos de solos de vertedouros. O melhor ajuste encontrado foi de $1/3$ para o coeficiente a e, para o b , $1/2$.

Quanto ao coeficiente de taxa de migração (C_2), a Tabela 3.3 apresenta a relação de valores obtida pelo autor de acordo com o tipo de solo analisado.

Tabela 3.3 – Determinação empírica do coeficiente de taxa de migração (C_2).

Tipo de solo	C_2 ($s^{1/3} m^{-1/6} h^{-1}$)
Areia e pedregulho	2,7
Arenoso	3,6
Solo com IP 10 e peso específico seco 2 g/cm ³	0,55
Solo argiloso (SM-SC)	1,7

Fonte: Temple (1992) adaptado.

3.4 Modelos computacionais unidimensionais

A maioria dos modelos computacionais disponíveis possuem como parâmetro de entrada a descrição das características da brecha, em que o usuário insere a largura, profundidade e formato finais e o tempo em que a brecha irá se desenvolver, obtidos a partir de equações paramétricas. Com a utilização desse método, o *software* não considera o processo erosivo e as características que envolvem a evolução da brecha, como a erosão regressiva no caso de maciços coesivo, e realiza o cálculo do hidrograma de ruptura baseado nas informações previamente inseridas. Apesar do método paramétrico ser o mais difundido, o foco da maioria das pesquisas vem sendo na representação dos modelos físicos (WAHL *et al.*, 2008).

De acordo com Wahl (1998), até o ano da publicação do estudo, o mecanismo de erosão regressiva com *headcut* ainda não havia sido inserido em nenhum modelo computacional de formação de brecha disponível. Esse cenário vem sendo modificado, visto que, conforme será apresentado, alguns modelos já propõem a representação desse fenômeno.

Na Tabela 3.4 foram apresentados os modelos computacionais unidimensionais desenvolvidos até o momento e que são mais reportados na literatura. Os *softwares* possuem ferramentas e formulações numéricas que consideram o processo erosivo e a evolução da brecha a partir das características físicas do maciço de solo coesivo, sem a necessidade de inserção prévia da geometria e tempo de formação da brecha.

Apesar da similaridade de representar o processo erosivo para formação de brecha, notou-se que dentre os *softwares* analisados três dos quatro, sendo eles SIMBA / WINDAM C e DL BREACH, possuem a opção de cálculo da migração do *headcut* (MORRIS *et al.*, 2012). As opções das formulações disponíveis para esse cálculo encontram-se apresentadas no item 3.3. O

FIREBIRD BREACH se restringe a utilização de equações de transporte de sedimentos, não disponibilizando do cálculo e formação de quedas de água durante a evolução da brecha no talude composto por maciços homogêneos.

Morris *et al.* (2012) avaliaram quatro modelos numéricos a partir de sete estudos de casos de formação de brecha, sendo que dois compõem eventos históricos e cinco fazem parte de experimentos laboratoriais. Os autores analisaram o potencial dos *softwares* em reproduzir o tempo de início e formação da brecha a partir da taxa de erosão do maciço e o hidrograma de ruptura (vazão de pico e duração). O estudo concluiu que dentre os modelos, SIMBA / WINDAM C, HR-BREACH e FIREBIRD BREACH, os dois primeiros se destacaram uma vez que ambos foram representativos em seis dos sete casos analisados. Quanto ao FIREBIRD BREACH, os autores não tiveram sucesso na maioria das simulações e consideraram a interface do modelo de difícil manuseio. A Tabela 3.5 consolida os aspectos positivos e negativos observados nos modelos supracitados.

Tabela 3.4 – Consolidação dos modelos computacionais.

Modelo computacional	Desenvolvedor	Material do maciço	Modo de falha	Processo erosivo	Fonte
SIMBA / WINDAM C	USDA-NRCS Hydraulic Engineering Research Unit, Stillwater, Okalahoma.	Homogêneo com solo coesivo	Galgamento ou erosão interna	Erosão regressiva e <i>Headcut</i>	Risher e Gibson (2016)
HR-BREACH (EMBREA)	HR Wallingford, UK.	Homogêneo ou heterogêneo, solo coesivo ou solo não- coesivo, talude protegido com vegetação ou rocha, núcleo coesivo	Galgamento ou erosão interna	Equações de transporte de sedimentos/equação de erosão	Wahl <i>et al.</i> , 2008 / Morris, West e Hassan (2018)
FIREBIRD BREACH	Montréal Polytechnic.	Homogêneo, coesivo ou não-coesivo	Galgamento	Combinação de equações hidráulicas e de transporte de sedimentos	Wahl <i>et al.</i> (2008)
DL BREACH	Departamento de engenharia civil e ambiental - Clarkson Universit.	Homogêneo ou heterogêneo, solo coesivo ou solo não- coesivo, talude protegido	Galgamento ou erosão interna	Equações de transporte de sedimentos / Erosão regressiva e <i>Headcut</i>	Morris, West e Hassan (2018)

Tabela 3.5 – Consolidação das características dos modelos de formação de brecha analisados.

Modelos de processos erosivos	HR-BREACH	SIMBA/ WinDAM	FIREBIRD	NWS- BREACH
Desempenho geral	Bom	Bom	Razoável	Limitado
Proteção superficial	Vegetação e <i>rip-rap</i>	Vegetação e <i>rip-rap</i>	Limitado	Sim
<i>Headcut</i>	Bom	Melhor	Não	Não
Baseado na tensão	-	Sim	-	-
Baseado na energia	Sim	Sim	-	-
Erosão superficial	Sim	Não	Sim	Sim
Deposição do solo	Instabilidade da encosta	Instabilidade da encosta	Algum	Algum
Efeitos submersos	Sim	Sim	Não	Sim
Erosão interna	Sim	Em desenvolvimento	Algum	Sim
Orientação da entrada de dados	Bom	Bom	Limitado	Limitado
Facilidade de uso	Bom	Bom	Difícil	Difícil
Documentação	Excelente	Excelente	Limitado	Bom
Suporte organizacional para contínuo desenvolvimento	Bom	Bom	Fraco	Nenhum
Opções de geometria do aterro	Zoneamento simples	Homogêneo (Zoneado no futuro)	Zoneamento simples	Zoneamento primitivo

Fonte: Morris *et al.* (2012) adaptado.

Risher e Gibson (2016) analisaram a aplicabilidade na formação de brecha de dique (estruturas paralelas ao escoamento) utilizando os modelos SIMBA / WINDAM C, HR-BREACH e DL BREACH, cuja modelagem foi desenvolvida para avaliar os mecanismos de formação de brecha em barragens (estruturas perpendiculares ao escoamento). Apesar das similaridades no processo físico para abertura de uma brecha entre as estruturas, algumas distinções podem ser observadas. Uma das diferenças físicas é a direção do fluxo de água que, no caso de uma barragem, encontra-se na mesma direção e sentido da brecha em que, mesmo com a presença de sistemas extravasores, essa vazão será conectada no trecho imediatamente a jusante do barramento. Quanto aos diques, esse fluxo é subdividido. Parte da vazão será direcionada para a brecha enquanto o restante continuará no fluxo do curso de água. A Figura 3.35 ilustra esse direcionamento da vazão em ambos os casos.

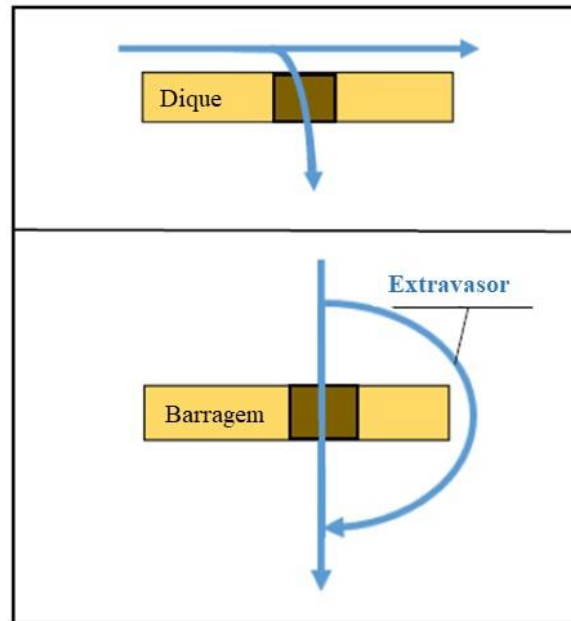


Figura 3.35 – Direcionamento do fluxo de água na formação de brecha em dique e barragem.
 Fonte: Risher e Gibson (2016) adaptado.

Apesar de algumas diferenças no processo físico, os três modelos apresentaram-se representativos na primeira fase de formação da brecha. Essa primeira fase é marcada pela expansão rápida da brecha, em que calibração foi realizada mediante a utilização de dados geométricos da brecha de dois casos históricos registrados para obtenção dos parâmetros do solo, coeficiente de erodibilidade (k_d) e tensão de cisalhamento crítica (τ_c), que compõem os diques analisados. Todavia, apesar dos parâmetros encontrarem-se no intervalo aceitável para o tipo de solo analisado, para uma maior precisão dessas variáveis, o autor recomenda a realização de testes empíricos.

A segunda etapa de formação da brecha, em que o controle hidráulico é exercido pelo nível de água a jusante do barramento, apenas os modelos computacionais SIMBA / WINDAM C e HR-BREACH foram utilizados, devido a limitações na condição de contorno de jusante do software DL BREACH para representar o comportamento hidráulico dos diques. Dos modelos empregados, apenas o HR-BREACH apresentou boa correlação com os dados medidos.

Zhong *et al.* (2016) utilizaram três modelos computacionais, HR-BREACH, DL BREACH e NWS BREACH, para o cálculo dos parâmetros de formação e evolução da brecha para, então, comparar com os dados mensurados de dois modelos reduzidos e registros de uma ruptura ocorrida. Nos três estudos de casos tratam-se de maciços de solo coesivo com formação de brecha por galgamento. Os parâmetros comparados foram: largura final da brecha, vazão de pico, tempo de pico do hidrograma e tempo do início da formação da brecha. Em dois dos três estudos avaliados, a vazão de pico, a

largura final da brecha e o tempo de pico do hidrograma calculados pelos *softwares* HR-BREACH e DL BREACH apresentaram resultados compatíveis com os mensurados. Em contrapartida, o modelo NWS BREACH apresentou resultados com maiores desvios ao ser comparado com os parâmetros esperados.

De acordo com os autores, o HR-BREACH e o DL BREACH consideram a formação de *headcut* para o cálculo de formação da brecha. Em contrapartida, o NWS BREACH adota modelo de transporte de sedimento para solo não-coesivo – Equação de Meyer-Peter e Mueller modificada por Smart (1984) – e não considera o fenômeno do *headcut* como parte dos cálculos. Os autores então avaliaram que essa diferença metodológica pode ser a principal justificativa para resultados discrepantes entre os modelos, uma vez que a erosão por *headcut* é comumente aceita como modelo de formação de brecha em maciços de solo coesivo.

Os autores comparam os resultados obtidos pelos três *softwares* com os parâmetros calculados a partir de três equações paramétricas, sendo elas: USBR (1988), Froehlich (1995) e Xu e Zhang (2009), as quais apresentaram resultados ruins, medianos e bons, respectivamente. Zhong *et al.* (2016) concluíram ainda que a equação paramétrica de Xu e Zhang (2009), a qual considera um maior número de fatores na formulação como tipo de barramento, erodibilidade e modo de falha, apresentou resultados mais satisfatórios que o modelo físico representado pelo *software* NWS BREACH. O fato foi justificado pela metodologia aplicada pela modelo computacional a qual não é considerada adequada para maciços de solo coesivo, conforme apresentado previamente. Por outro lado, para os demais modelos computacionais, obteve-se resultados significativamente mais próximos aos mensurados do que com a utilização dos três modelos paramétricos. Assim, nesse estudo, os autores apontam que os modelos baseados em análises físicas além de apresentarem maior riqueza de detalhes nos resultados, como o processo de evolução da brecha e hidrograma de ruptura, quando adequadamente desenvolvidos e testados, apresentam uma performance superior se comparados aos modelos paramétricos.

Na literatura encontrou-se considerável limitação de modelos computacionais bidimensionais em relação ao emprego de equações que utilizam como parâmetro a erodibilidade do solo. A maioria dos *softwares* fica restrita às equações de transporte de sedimentos, as quais foram elaboradas para representar solos granulares. Dazzi, Vacondio e Mignosa (2019) questionam a confiabilidade desses modelos para aplicação de formações de brecha, visto que as equações de transporte de sedimentos são testadas para condições de escoamento uniforme, pequenas declividades e materiais não

coesivos. Em contrapartida, o que normalmente encontram-se são escoamentos variáveis, com maciços de relativa declividade e compostos por solos coesivos.

Dazzi, Vacondio e Mignosa (2019) utilizaram uma modelagem hidrodinâmica bidimensional na qual foi inserido um modelo de erosão baseado no excesso da tensão cisalhante para início e desenvolvimento do processo erosivo. Ao serem comparados experimentos físicos compostos por solo coesivo com os resultados da modelagem numérica, notou-se que a formulação numérica não conseguiu representar o processo de *headcut* observado no modelo reduzido. Como consequência, a largura da brecha foi formada mais lentamente no modelo físico, apesar de o tamanho final ser compatível com o obtido na modelagem numérica.

Bennett e Alonso (2005) realizaram análises experimentais visando caracterizar o comportamento hidrodinâmico a jusante do *headcut*. Os resultados apontaram a existência de um escoamento turbulento a partir do fluxo concentrado resultante do escoamento tipo *nappe flow* e zonas de recirculações (vórtices). Como conclusão, os autores sugerem que as distribuições das tensões cisalhantes dentro das regiões de recirculação podem propiciar a análise dos processos erosivos e fluxo e deposição dos sedimentos no trecho a jusante. Esse tema será abordado com mais detalhe no Item 3.5.2

Alguns *softwares* que possuem ferramentas necessárias para a simulação dos escoamentos multifásicos e turbulentos, como o Flow-3D, são capazes de representar as análises experimentais observadas por Bennett e Alonso (2005). Todavia, esses modelos se limitam à aplicação do processo erosivo a partir das equações de transporte de sedimentos.

Diante do exposto neste item, nota-se a predominância dos modelos numéricos unidimensionais para representar o fenômeno do *headcut* e as limitações a serem superadas para buscar uma representação numérica que consiga melhor assemelhar ao processo erosivo de desenvolvimento da brecha em solo coesivo. Baseando-se nas pesquisas anteriores que obtiveram resultados mais satisfatórios e melhor se adequam na representação do processo de formação de brecha em maciço de solo coesivo, serão melhor detalhados os métodos de cálculo aplicados nos modelos computacionais SIMBA / WINDAM C, HR-BREACH e DL BREACH.

3.4.1 SIMBA / WINDAM C

Windows Dam Analysis Modules (WinDAM) é um modelo computacional desenvolvido pelo USDA (*U.S. Department of Agriculture*) para análise da formação de brecha de maciços compostos por solo durante eventos de erosão interna ou galgamento. O *software* visa reproduzir via modelos matemáticos o comportamento da formação de brecha observados nas modelagens físicas. A avaliação da ruptura a partir do modo de falha erosão interna foi incorporada na última versão do modelo (WinDAM C).

Originalmente chamado SIMBA, o modelo computacional assume que o evento denominado *headcut* que determina o mecanismo de formação de brecha (RISHER, 2016). Conforme visto previamente, esse fenômeno é mais apropriado para solos coesivos, limitando assim a utilização do modelo computacional para solos não-coesivos.

O processo erosivo de formação de brecha no modelo é marcado pela evolução vertical (dY/dt) que considera o efeito do excesso da tensão cisalhante apresentado na Equação (3.2), horizontal (dX/dt) pelo avanço do fenômeno *headcut* cujo usuário pode escolher a utilização da formulação de Robinson/ Hanson na Equação (3.13) ou pelo equacionamento desenvolvido por Temple/Hanson, conforme apresentado na Equação (3.29), e pela erosão lateral pelo alargamento da brecha (dW/dt) caracterizado pela mesma Equação (3.2) mas com a inclusão do fator de proporcionalidade de 1,4 em alguns estágios de evolução da brecha. As descrições detalhadas das metodologias para cálculo do avanço do *headcut* encontram-se no item 3.3.

De acordo com Hanson *et al.* (2005) e Temple, Hanson e Neilsen (2013), podem ser observados quatro estágios na formação de brecha em maciços constituídos de materiais coesivos e adotados como premissa pelo modelo numérico, sendo eles:

- 1) Desenvolvimento de *headcut* na extremidade de jusante da crista do barramento: no primeiro estágio da formação de brecha, considera-se o processo erosivo a partir da tensão cisalhante excedente sobre a face jusante do maciço. Assume-se que a erosão se inicia na borda jusante da crista nas observações em modelos físicos e é conservador uma vez que é mais rápido o processo de formação de brecha já que minimiza a distância do avanço do *headcut* para o interior do reservatório. O modelo assume também uma taxa de erosão constante para todo o maciço. Quanto a largura da brecha, é utilizada uma constante de proporcionalidade de 1,4 com a erosão vertical que ocorre durante este primeiro estágio,

baseado na distribuição de tensões em um canal retangular, de acordo com Lane (1955) *apud* Temple, Hanson e Neilsen (2013);

- 2) Avanço do processo de *headcut* para a extremidade montante da crista: O movimento do *headcut* sobre a crista caracteriza a segunda etapa e inicia-se quando a erosão vertical excede a profundidade crítica. A partir desse momento o processo de *headcut* migra para a crista. A altura do *headcut*, definida pela altura da erosão, é limitada pela altura total do maciço, bem como a expansão lateral da brecha cuja limitação é a largura do barramento. Na presente etapa, baseado em observações laboratoriais, a taxa de alargamento torna-se igual à taxa de erosão vertical;
- 3) Rebaixamento da crista com o avanço do *headcut* para a borda de montante: Os estágios 1 e 2 marcam o início da formação da brecha e o desenvolvimento se inicia durante a etapa 3. Durante essa etapa, a vazão da brecha é determinada de acordo com a sua largura e posição do *headcut*. O processo erosivo é dominado pelo fenômeno em cascata até que, com o avanço do processo erosivo vertical, o fenômeno do *headcut* começa a ser ineficaz visto que ocorre uma redução da altura da cascata. Quando isso ocorre, o controle hidráulico e erosivo passa a ser a profundidade crítica na área formada pela brecha;
- 4) Ocorrência do alargamento da brecha: Esse estágio é caracterizado pela expansão da brecha durante o rebaixamento do reservatório depois do maciço ser localmente removido. Nessa etapa apenas a erosão lateral (alargamento da brecha) é considerada. A erosão, igualmente mostrado no estágio 3, é controlada pela vazão crítica da área da brecha. O processo erosivo lateral é mensurado pela equação que rege o fenômeno na vertical multiplicando-se pelo fator de proporcionalidade 1,4.

Morris *et al.* (2012) sintetizaram, conforme apresentado na Tabela 3.6, os estágios de formação e desenvolvimento da brecha no modelo computacional WINDAM C, conforme previamente detalhado.

Tabela 3.6 - Cálculo das etapas do processo de formação de brecha em solos coesivos utilizando o modelo computacional WINDAM C.

Etapa	Taxa de erosão vertical dY/dt	Taxa de erosão horizontal dX/dt	Taxa de alargamento dW/dt	Controle do escoamentos	Etapa começa quando...
Formação do <i>Headcut</i>	$k_d(\tau - \tau_c)$	-	$1.4k_d(\tau - \tau_c)$	Profundidade normal no talude de	$\tau > \tau_c$

				jusante	
Migração <i>Headcut</i>	$k_d(\tau - \tau_c)$	$\frac{Hk_d(\tau - \tau_c)}{2E_v}$	$k_d(\tau - \tau_c)$	Queda de água do <i>headcut</i>	Altura erodida > Profundidade crítica
Formação da brecha	Maior de $k_d(\tau - \tau_c)$ ou $(dX/dt)/Z_s^*$	Maior de $\frac{k_d(\tau - \tau_c)}{2E_v}$ ou $k_d(\tau - \tau_c)/Z_s^*$	$1.4k_d(\tau - \tau_c)$	Queda de água do <i>headcut</i>	<i>Headcut</i> avança para montante.
	Ver acima.		Ver acima.	Maior do que a profundidade crítica ou elevação a jusante atinge a crista.	
Alargamento da brecha	-	-	$1.4k_d(\tau - \tau_c)$	Maior do que a profundidade crítica ou elevação a jusante atinge a crista.	<i>Headcut</i> avança para montante.

* Z_s é o seno do ângulo entre a face da barragem a jusante e a horizontal.
Fonte: Morris *et al.* (2012) adaptado.

Os parâmetros de entrada necessários para caracterizar o solo em análise para utilização dos respectivos modelos de *headcut* encontram-se na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Parâmetros de entrada para caracterização dos solos para utilização dos modelos de *Headcut*.

Modelo <i>Headcut</i>	Hanson/Robinson	Temple/Hanson
	Erodibilidade	Erodibilidade
Parâmetros de entrada	Tensão de cisalhamento crítica	Tensão de cisalhamento crítica
	Tensão de cisalhamento não-drenada	Coeficiente de taxa de migração
	Peso específico total	

Fonte: Visser (2015).

Quanto a rotina do reservatório, a relação entre o volume de entrada, armazenamento e volume de saída do reservatório é representada pela simplificação finita da integral da equação da continuidade (CHOW, MAIDMENT E MAYS, 1988), também denominada de método de Puls modificado. A resolução da equação da continuidade considerando um fluido de mesma densidade está apresentada na Equação (3.40).

$$\frac{dS}{dt} = I(t) - Q(t) \quad (3.40)$$

Nas quais:

dS/dt é a variação do volume no período de tempo (m^3);

$I(t)$ é o volume de entrada no mesmo período de tempo (m^3);

$Q(t)$ é o volume de saída no mesmo período de tempo (m^3).

Assim, como dado de entrada do modelo insere-se o hidrograma afluente, ou vazão constante, oriundo de estudos hidrológicos da bacia hidrográfica em que a estrutura se encontra inserida. Esse hidrograma normalmente é obtido utilizando-se o *software* de modelagens hidrológicas HEC-HMS (USACE, 2021).

A capacidade de armazenamento do reservatório, por sua vez, é inserida mediante a informação da variação de cota e área ou cota e volume do reservatório.

Já o hidrograma defluente é contabilizado nessa rotina do método de Puls modificado através da curva de descarga dos sistemas extravasores, em que o WINDAM C permite a inclusão de um principal e até três auxiliares, pela vazão acima da crista quando iniciado o processo de galgamento e através da brecha.

Apesar desta pesquisa não incluir nenhuma estrutura extravasora, o modelo computacional permite a inserção da curva de descarga através de informações de pares de elevação e vazão ou a curva pode ser calculada pelo *software* mediante a inserção das características geométricas e parâmetros necessários para aplicação dos equacionamentos disponíveis (USDA NRCS, 2016).

Em relação ao hidrograma decorrente do galgamento, a relação entre elevação e vazão sobre a crista pode ser representada pela inserção apenas de uma seção transversal ao escoamento ou pode-se optar por inserir também um coeficiente de descarga constante. Em ambos os casos, pode-se haver uma variação do controle hidráulico ao longo da crista. Essa variação é calculada mediante a aplicação da relação apresentada na Equação (3.41) para cada par de distância e elevação designado para representar a seção transversal do barramento (USDA NRCS, 2016).

$$q_i = C_{di} H_{ci}^{3/2} \quad (3.41)$$

Nas quais:

q_i é a vazão específica no ponto i ($m^3/s.m$);

C_{di} é o coeficiente de descarga no ponto i ($m^{1/2}/s$);

H_{ci} é a carga hidráulica dada pela diferença no nível de água do reservatório e a elevação no ponto i (m).

A vazão acima da crista da barragem é obtida pela integral da Equação (3.41) considerando o nível do reservatório constante e a elevação na crista variando linearmente entre os pontos da seção. Se previamente adotado um coeficiente de descarga como dado de entrada do modelo, todos os pontos da seção apresentaram o mesmo. Em contrapartida, em caso de ser inserida apenas a seção transversal da crista, o cálculo desse coeficiente é realizado considerando regime uniforme e velocidade uniformemente distribuída através da equação de Manning. Nesse caso deve-se atribuir o índice da curva de retardo (TEMPLE *et al.*, 1987) ou o coeficiente de Manning. Ao atingir maiores níveis de carga hidráulica com diminuição da perda de carga, o modelo adota o coeficiente de descarga constante no valor de $1,7 \text{ m}^{1/2}/\text{s}$ (unidade inglesa utilizada no *software* $3,09 \text{ ft}^{1/2}/\text{s}$).

A vazão através da brecha irá depender da extensão da erosão e do nível de água no reservatório. Assim, conforme apresentado previamente, durante o Estágio 1, a vazão específica será a mesma da descarga sobre a crista. À medida que o *headcut* se desenvolve e movimenta para montante, a descarga específica será calculada considerando uma geometria retangular e profundidade crítica, representada pela Equação (3.42).

$$q_b = \sqrt{g \cdot H_b^3} \quad (3.42)$$

Nas quais:

q_b é a vazão específica na área da brecha ($\text{m}^3/\text{s} \cdot \text{m}$);

H_b é a carga hidráulica pela diferença no nível de água do reservatório e a elevação do fundo da brecha (m).

De acordo com USDA NRCS (2016), a vazão específica calculada na abertura da brecha será utilizada desde que menor ou igual a máxima vazão sobre a crista.

3.4.2 HR-BREACH (EMBREA)

EMBREA é um modelo computacional desenvolvido pela HR Wallingford tratando-se de uma versão atualizada do *software* HR-BREACH com a inclusão de simulações que contemplam múltiplas camadas de materiais com distintas erodibilidades, A formação de brecha pode ser desenvolvida a partir do galgamento da estrutura ou erosão interna. Para o primeiro modo de falha em maciços de solo coesivo, o usuário pode optar pela utilização da erosão superficial ou pela migração do *headcut* a partir do equacionamento desenvolvido por Temple *at al.* (2005) e apresentado na Equação (3.29). De acordo com CEATI (2017), o momento exato da transição entre a erosão superficial e o início do *headcut* ainda não é claro mas afirmam que a mudança no processo erosivo depende da erodibilidade do solo. Assim, é requerido um julgamento e análise

previa do tipo de processo que irá dominar o processo de formação da brecha para utilização de um dos métodos disponíveis no modelo computacional.

A erosão superficial é marcada pela definição de um entalhe na crista e no trecho de jusante do talude a qual a erosão irá ocorrer nesses pontos quando submersos, resultando em faces verticais que serão erodidas. A erosão em cada seção é calculada primeiramente utilizando equações de transporte de sedimentos ou erosão e, na sequência, analisa-se a estabilidade do talude de jusante. Em um certo momento, a instabilidade do trecho erodido proporcionará um deslizamento e consequente mudança na largura da brecha, conforme apresentado na Figura 3.36 que representa o processo de cálculo utilizado pelo modelo.

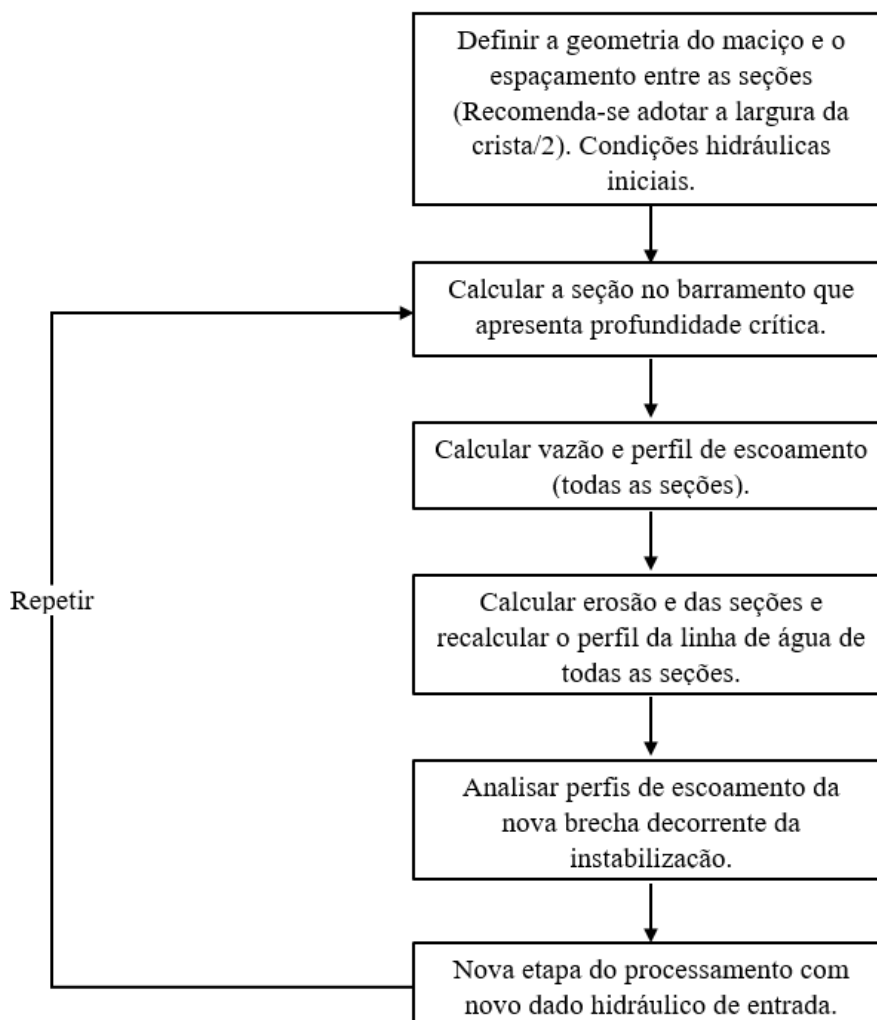


Figura 3.36 – Passo de cálculo do modelo computacional HR-BREACH.

Fonte: Morris (2011).

No processo de formação de brecha utilizando o método do *headcut*, o equacionamento desenvolvido por Temple *at al.* (2005) controla a taxa de migração do fenômeno para montante e lateralmente. Nesse caso, diferentemente do observado na erosão superficial, o EMBREA não considera a instabilidade do maciço, apenas a taxa erosiva proposta pela formulação.

3.4.3 DL BREACH

O *software* DL BREACH trata-se de um modelo computacional simplificado para cálculo de brecha em barragens e diques baseado em modelos físicos. O modelo abrange análises de formação de brecha mediante a ocorrência de eventos de galgamento ou erosão interna em maciços homogêneos ou heterogêneos constituídos de solos não-coesivos e coesivos. Para analisar o processo erosivo do maciço de solos coesivos, o *software* disponibiliza para o cálculo da migração do *headcut* a Equação (3.29), Equação (3.33) e Equação (3.39), conforme apresentadas no item 3.3.2. Assume-se no modelo que a cascata se inicia no trecho mais a jusante do maciço e, por erosão regressiva, migra para montante gradualmente. A seção transversal da brecha adotada no modelo numérico é trapezoidal.

Devido à dificuldade de obter o ponto de transição entre o processo erosivo de *headcut* e de erosão superficial, o *software* disponibiliza ao usuário escolher uma das opções para avaliar a formação de brecha no solo coesivo mas sugere a utilização do *headcut* para esse tipo de solo.

Para validação do modelo computacional, Wu (2016) testou oito casos de maciços compostos por solo coesivo para observação da formação de brecha através do galgamento. Dentre os casos testados encontram-se experimentos laboratoriais e modelos reduzidos em campo. As características dos maciços analisados encontram-se na Tabela 3.8 e os parâmetros utilizados na Tabela 3.9. Nota-se que o ângulo de atrito na maioria dos casos variou entre 26,5° e 28,8° e a porosidade, quando não mensurada, foi aplicado valores entre 0,3 e 0,4. Para os oito experimentos observados, os valores adotados para a tensão de cisalhamento limite e coeficiente de rugosidade de Manning foram iguais a 0,15 Pa e 0,016, respectivamente. O coeficiente de erodibilidade (k_d) foi mensurado para os experimentos de número 14 e 15, enquanto para os demais, o parâmetro foi calibrado e apresentou valores variando entre 19,3 e 25,9 mm/h.Pa.

Tabela 3.8 – Características físicas dos maciços de solo coesivo utilizados nos experimentos.

Nº	Tipo	Altura (m)	Largura da Crista (m)	Inclinação Montante (V/H)	Inclinação Jusante (V/H)	Reservatório (m³)	Vazão afluente (m³/s)	Nível inicial reservatório (m)	Profundidade inicial da brecha (m)	Largura inicial da brecha (m)	Local da brecha	Manning	Referência
11	Solo	0,6	0,2	0,5	0,5	$A_s - h$	$Q_a(t)$	0,58	0,05	0,14	Meio	0,016	Morris <i>et al.</i> (2005)
12	Solo	0,6	0,2	0,5	1,0	$A_s - h$	$Q_a(t)$	0,58	0,05	0,14	Meio	0,016	Morris <i>et al.</i> (2005)
13	Solo	0,6	0,2	0,5	0,333	$A_s - h$	$Q_a(t)$	0,58	0,05	0,14	Meio	0,016	Morris <i>et al.</i> (2005)
14	Solo	2,3	1,84	0,333	0,333	$A_s - h$	1,0	1,85	0,46	1,83	Meio	0,016	Hanson <i>et al.</i> (2005)
15	Solo	5,9	2,0	0,444	0,444	$A_s - h$	$Q_a(t)$	4,27	0,45	5,5	Meio	0,016	Hassan & Morris (2008)
16	Solo	6,7	3,0	0,667	0,667	$1,006 \times 10^7$		6,7	0,2 ^a	1,0 ^a	Meio	0,016	Justin (1932) Wahl(1998)
17	Solo	12,8	6,1	0,4	0,4 ^a	$5,55 \times 10^5$	100 ^a	12,8	0,2 ^a	1,0 ^a	Meio	0,016	Wahl (1998)
18	Solo	25,0	4,0	0,667	0,667	$1,14 \times 10^6$		25,0	0,2 ^a	1,0 ^a	Meio	0,016	Xu e Zhang (2008)

a: Valor assumido

Fonte: Wu (2016) adaptado.

Tabela 3.9 – Parâmetros utilizados e resultados obtidos por medições e pelo modelo computacional.

Nº	d_{50} (mm)	p'	Material argiloso	c (kPa)	$\tan\phi$	k_d (mm/h.Pa)	τ_c (Pa)	C_2	Inclinação final (V/H) medido versus (modelo)	Dados mensurados			Resultados calculados			
										Q_p (m ³ /s)	B (m)	T_p (hr)	Q_p (m ³ /s)	B (m)	T_p (hr)	T_f (hr)
11	0,005	0,4	0,45	20 ^a	0,5 ^a	27,4 ^a	0,15	0,0049 ^a	(vertical)	0,31	1,85	0,67	0,330	1,700	0,465	
12	0,005	0,4	0,45	20 ^a	0,5 ^a	27,4 ^a	0,15	0,0049 ^a	(vertical)	0,35	1,73	0,35	0,473	1,384	0,335	
13	0,005	0,4	0,45	20 ^a	0,5 ^a	27,4 ^a	0,15	0,0049 ^a	(vertical)	0,43	2,31	0,32	0,516	1,519	0,457	
14	0,025	0,35	0,05	15 ^a	0,55	37,1	0,15	0,0049 ^a	(vertical)	6,53	6,90	0,666	5,897	6,810	0,672	
15	0,007	0,46	0,26	4,9	0,42	63,6	0,15	0,0025 ^a	(1,07)	390/340		5,1 /4,9	388,01		4,937	
16	0,03 ^a	0,3 ^a		13,2	0,5	19,3 ^a	0,15	0,0049 ^a	2(2,00)	565	30,5		536,02	39,12	3,150	7,827
17	0,03 ^a	0,35 ^a		25	0,55	25,9 ^a	0,15	0,0049 ^a	2,4(2,3)	1050	35,1 (av.)		940,90	31,38 (av.)	0,764	0,865
18	0,03 ^a	0,3 ^a		25	0,55	20,5 ^a	0,15	0,0049 ^a	(1,33)	2950			3190,6	64,27	0,611	0,659

a: Valor assumido

av.: Valor médio

Fonte: Wu (2016) adaptado.

Conforme apresentado na Figura 3.37 e Figura 3.38, ao ser comparado o dado medido com o resultado calculado pelo modelo computacional, nota-se que o *software* consegue uma representatividade significativa ao ser analisado o experimento de número 14. Observa-se na Figura 3.38 que a largura da brecha se desenvolve lentamente nos minutos iniciais e, aproximadamente aos 20 minutos, ocorre um salto abrupto na medição. Esse aumento na largura é caracterizado pelo momento que ocorre a migração para montante do *headcut*. Esse aumento de largura e consequente aumento na área da brecha também foi observado por Bento *et al.* (2017) com a chegada do *headcut* no trecho mais a montante da crista e desestabilização das paredes laterais, conforme apresentado na Figura 3.39. Todavia, diferentemente da mudança abrupta na largura da brecha observada por Wu (2016), Bento *et al.* (2017) já retrata essa mudança através da inclinação gráfica que após os 2.160 s ocorre um aumento considerável na área da brecha que continua a aumentar mas agora em uma taxa menor.

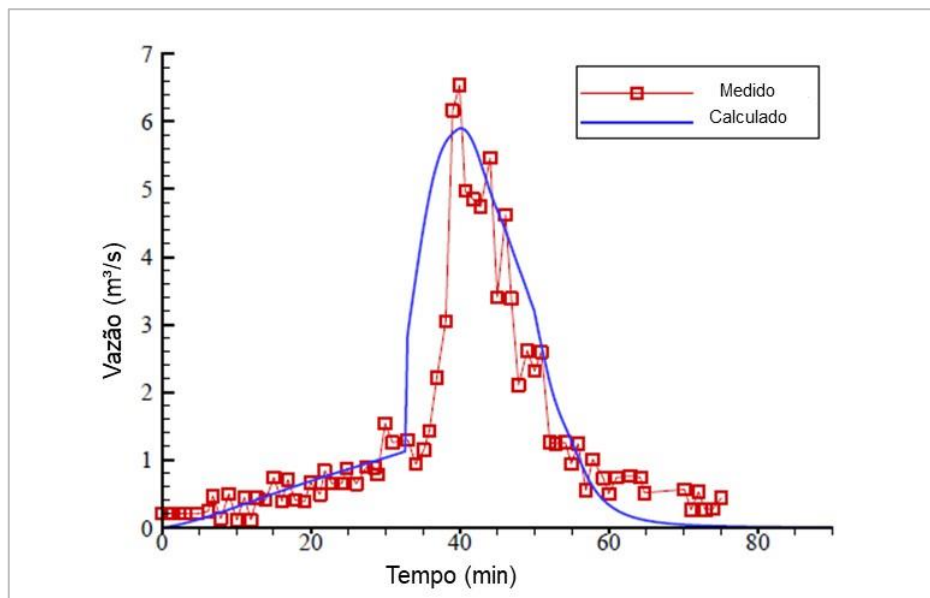


Figura 3.37 – Hidrograma medido versus hidrograma calculado (Experimento 14).
Fonte: Wu (2016).

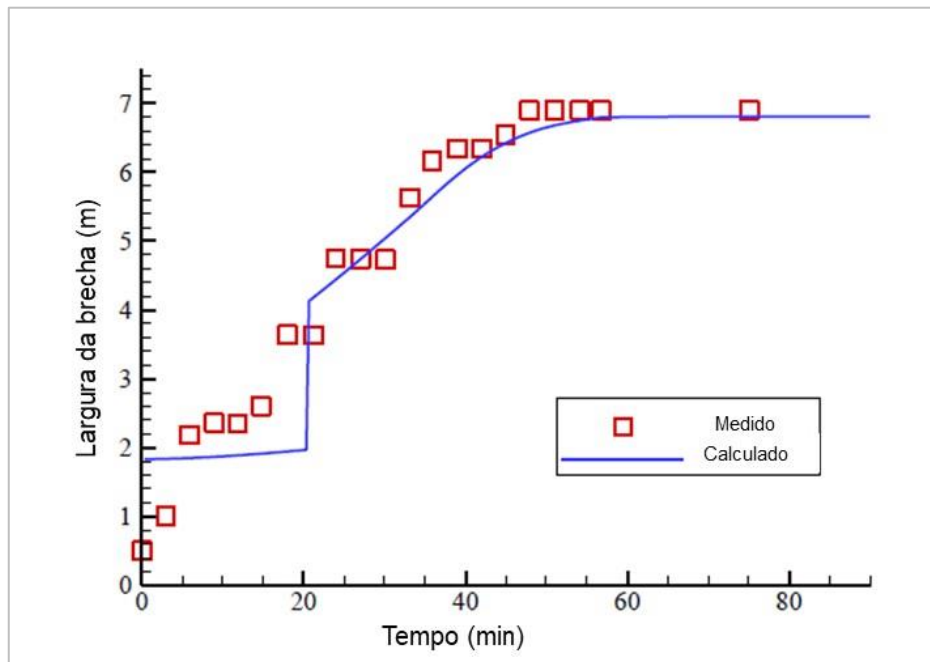


Figura 3.38 – Evolução da brecha medida *versus* calculada (Experimento 14).

Fonte: Wu (2016)

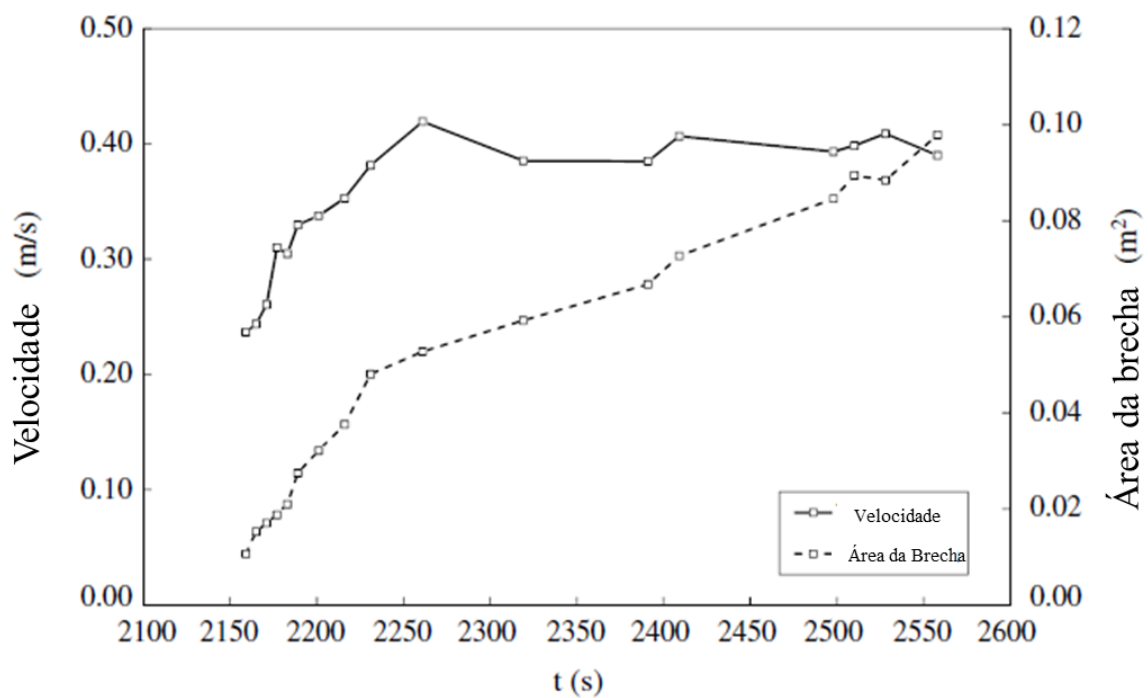


Figura 3.39 – Evolução da velocidade e área da brecha para cálculo do hidrograma de ruptura.

Fonte: Bento *et al.* (2017)

Quanto a formação da brecha, as paredes laterais iniciam-se como retangulares e a mudança na declividade lateral ocorre devido a ocorrerem por instabilidade do talude, resultando em uma geometria trapezoidal. Assim, a ocorrência dessa mudança irá depender das propriedades do solo como coesão e ângulo de atrito. A Figura 3.40 ilustra a evolução dessa premissa considerada.

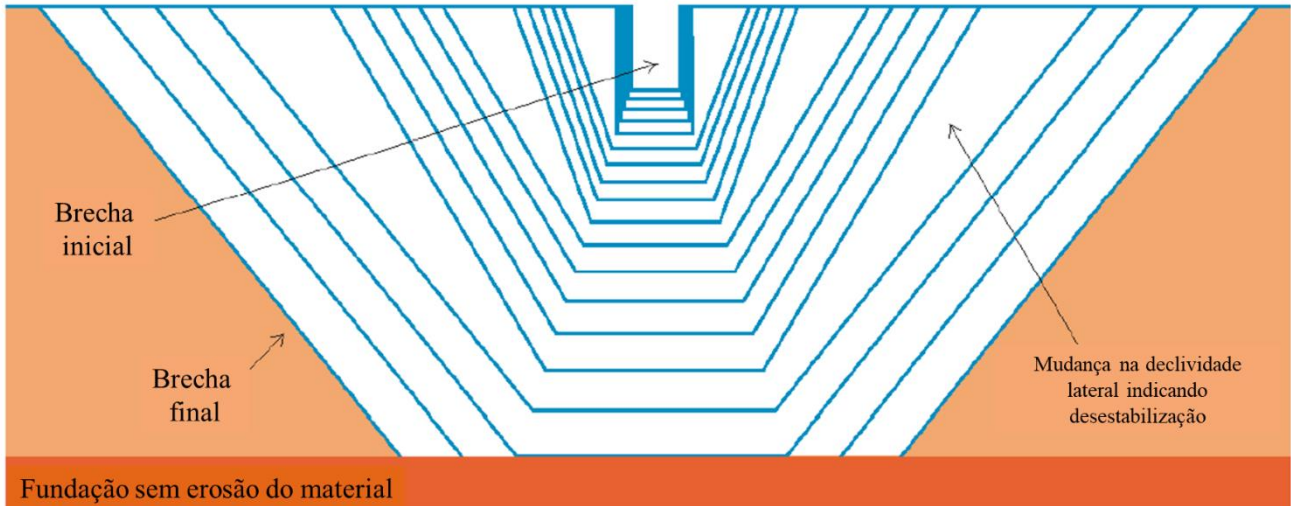


Figura 3.40 – Evolução da brecha no DL BREACH.

Fonte: Wu (2016).

Vale ressaltar que o método utilizado por esse *software*, bem como os demais apresentados nesta pesquisa, considera para o cálculo do hidrograma de ruptura uma seção transversal que abrange apenas o plano perpendicular ao escoamento. Esse método, conforme previamente apresentado no Item 3.1, reduz a área efetiva da seção hidráulica, culminando em subestimar a vazão defluente calculada para o hidrograma, de acordo com os resultados obtidos por Bento *et al.* (2017).

Todavia, apesar dos melhores resultados obtidos por Bento *et al.* (2017) quando utilizado o Método B, torna-se ainda de difícil utilização devido à quantidade de aparelhos exigidos para cálculo e o tempo necessário para cada teste em laboratório. Portanto, nesta pesquisa foram mantidos os cálculos propostos pelos *softwares* cuja seção hidráulica estimada baseia-se em um único plano de medição.

Longitudinalmente, o modelo numérico avalia a estabilidade do bloco de solo (Figura 3.41) e, caso as forças atuantes superem as tensões de resistência a ruptura, acontece a migração do *headcut*, caso contrário o bloco se mantém estável.

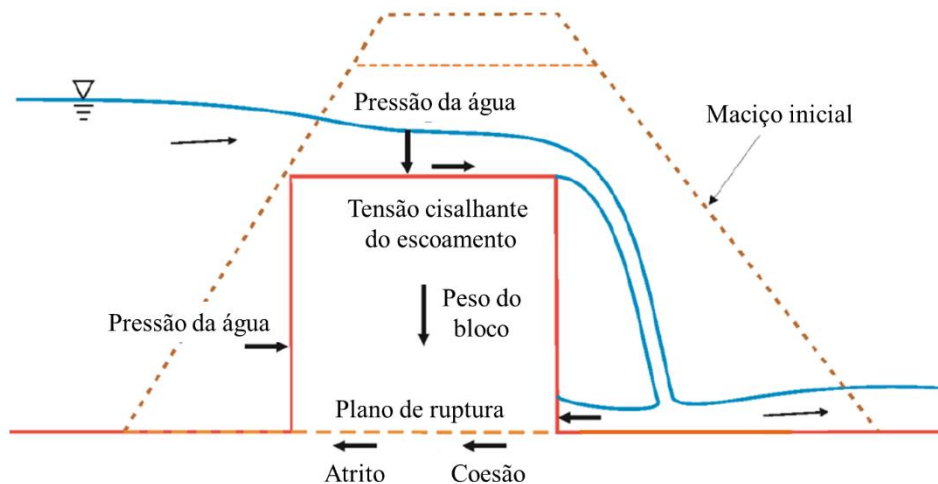


Figura 3.41 – Diagrama de forças atuantes na desestabilização do bloco de *headcut*.

Fonte: Wu (2016).

Quanto a rotina do reservatório, a relação entre o volume de entrada, armazenamento e volume de saída do reservatório, o método é o mesmo do utilizado no WINDAM C (Item 3.4.1).

Já o hidrograma defluente é contabilizado nessa rotina do método de Puls modificado através da curva de descarga do sistema extravasor. O modelo computacional permite a inclusão ilimitada de extravasores e comportas. Adicionalmente à curva de descarga, contabiliza-se também como vazão defluente a descarga líquida acima da crista, quando iniciado o processo de galgamento, e através da brecha.

Apesar desta pesquisa não incluir nenhuma estrutura extravasora, o modelo computacional realiza o cálculo das estruturas de vertimento (possibilidade de inserção de número ilimitado de estruturas) com a inserção de três parâmetros de entrada: elevação de base da estrutura, largura e coeficiente de descarga.

Em relação ao hidrograma decorrente do galgamento, o *software* utiliza da Equação (3.43) para realizar o cálculo da vazão através da brecha.

$$Q_b = k_{sm}(c_{d1}bH_b^{1,5} + c_{d2}ZH_b^{1,5}) \quad (3.43)$$

Nas quais:

Q_b é a vazão na área da brecha ($m^3/s.m$);

H_b é a carga hidráulica pela diferença no nível de água do reservatório e a elevação do fundo da brecha (m).

Z é a declividade lateral da brecha (H:V);

$c_{d1} = 1,7 m^{1/2}/s$ é o coeficiente de descarga período de formação;

$c_{d2} = 1,3 m^{1/2}/s$ é o coeficiente de descarga período de evolução;

k_{sm} é a correção de submergência (Equação de Keulegan). Nesse caso $k_{sm} = 1$ visto que não houve afogamento do escoamento sobre a crista pelo nível de jusante.

O modelo numérico ainda contabiliza a vazão em outras porções da crista durante o galgamento, excluindo a vazão passante pela brecha através da Equação (3.44).

$$Q_{sc} = c_1 w H^{1,5} \quad (3.44)$$

Nas quais:

Q_{sc} é a vazão em outras porções além da brecha durante o galgamento ($m^3/s.m$);

H_c é a carga hidráulica pela diferença no nível de água do reservatório e a elevação da crista (m).

w é a largura da crista excluindo a largura da brecha (m);

$c_{d1} = 1,7 \text{ m}^{1/2}/s$ é o coeficiente de descarga assumido pelo modelo.

Como condição de jusante o modelo permite ao modelador inserir os níveis de água a jusante do barramento variando no tempo ou considerar como condição de contorno a adoção de um canal com escoamento uniforme. No intuito de não aplicar um controle hidráulico que alterasse o escoamento a montante (talude de jusante do maciço), em concordância com o observado no modelo reduzido, optou-se por adotar a segunda opção.

O *software* HEC-RAS é um modelo hidráulico distribuído representado pelas equações de Saint-Venant e, como atualização na versão 6.0, apresentou como opção para obter a evolução e formação de brecha o método numérico baseado em modelos físicos utilizado no DL BREACH (USACE, 2021b), conforme apresentado na Figura 3.42. Anteriormente, o modelo computacional dispunha apenas da opção de entrada previa das características físicas finais da brecha e do método semifísico em que a evolução da brecha e tempo de formação são calculados através da relação entre a velocidade da água e taxa de erosão do material.

The image shows the 'Dam (Inline Structure) Breach Data' dialog box in HEC-RAS. The 'Physical Breaching (DLBreach)' tab is active. The 'Breach Method' is set to 'Physical Breaching (DLBreach)'. The 'Embankment Geometry' section includes fields for Embankment Width (m), Embankment Height (m), US Slope (H:V), Flat Top, DS Slope, and Roughness. The 'Soil Parameters' section includes Soil Type (Cohesionless), Sediment Diameter (mm), Porosity (0.0-1.0), Specific Gravity, Clay Content (0.0-1.0), Cohesion (Pa), and Friction Angle (degrees). The 'Erosion Model (Overtopping Only)' section includes Surface Erosion, Critical Shear Stress (Pa), Erodibility (kd) (cm³/N-s), and Adaptation λ_c . The 'Clay Cover and Core Parameters' section includes a table for parameters for Cover and Core, such as Core Height (m), Core Crest Width (m), Core Center Location (m), Core US Slope, Core DS Slope, Core Manning n, Sediment Diameter (mm), Porosity (0.0-1.0), Specific Gravity, Clay Content (0.0-1.0), Cohesion (Pa), Friction Angle (degrees), Soil Type (Cohesionless), Critical Shear Stress (Pa), Erodibility (kd) (cm³/N-s), Top Thickness (m), US Slope Thickness (m), and DS Slope Thickness (m). The 'Breach Direction' is set to 'One Way'. Buttons for 'OK' and 'Cancel' are at the bottom right.

Figura 3.42 – Atualização do modelo hidráulico HEC-RAS com a inserção da evolução da brecha a partir do modelo numérico proposto no software DL BREACH.

Fonte: USACE (2021b).

A principal vantagem de utilização do HEC-RAS, apesar do método numérico ser o mesmo empregado no DL BREACH, é obter agora no mesmo *software* a possibilidade de verificação do impacto da condição de jusante apenas com a inserção das características físicas do vale e, além disso, no mesmo modelo, consegue-se obter e propagar hidrodinâmica do hidrograma de ruptura para obtenção da mancha de inundação com a estimativa dos níveis de inundação e velocidades de escoamento associados.

Apesar de muito promissor, a atualização do HEC-RAS ocorreu já na fase final da presente pesquisa, inviabilizando a avaliação do *software* no âmbito desta pesquisa. Todavia, recomenda-se veementemente a utilização desse modelo computacional nos trabalhos futuros.

3.5 Modelos computacionais CFD

A Modelagem Numérica de Flúidos ou Dinâmica de Flúidos Computacional – CFD (*Computational Fluid Dynamics*), de acordo com Faria (2014) é o segmento da mecânica dos flúidos que visa utilizar algoritmos e métodos numéricos para a resolução e análise de escoamentos. Dentre os softwares disponíveis, observou-se a predominância de utilização na literatura do OpenFOAM® e FLOW-3D®.

No intuito de serem avaliadas as influências do escoamento turbulento, decorrente do jato de água a jusante do *headcut*, na erosão no maciço a partir da resolução numérica das equações de Navier-Stokes, utilizou-se o FLOW-3D® devido à familiarização da autora com o *software*.

A utilização da ferramenta fluidodinâmica computacional (CFD) visa uma melhor avaliação qualitativa do comportamento hidráulico a jusante do *headcut*, no intuito de agregar o entendimento e análise dos modelos numéricos unidimensionais.

As modelagens numéricas de flúidos utilizam como base para os equacionamentos utilizados os princípios governativos da dinâmica dos flúidos (ANDERSON *et al.*, 2009): conservação da massa, conservação da quantidade de movimento e conservação da energia.

- Conservação de Massa:

De acordo com Anderson *et al.* (2009), a taxa de variação temporal de massa saindo do volume de controle através da superfície S é igual a taxa de fluxo mássico diminuindo dentro do volume de controle, conforme ilustrado na Figura 3.43.

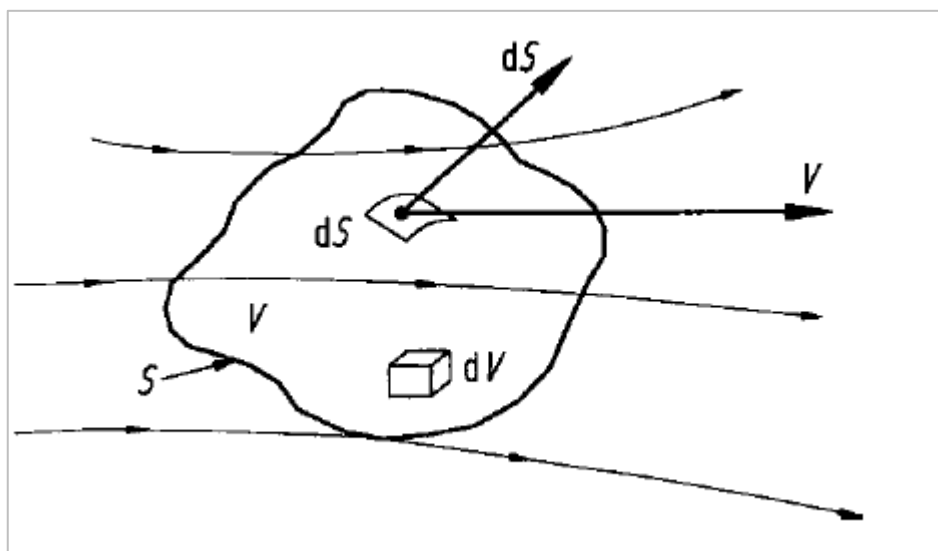


Figura 3.43 – Conservação de massa através do volume de controle.

Fonte: Anderson *et al.* (2009).

Pelo exposto tem-se que a integral do fluxo de massa de saída de toda a superfície S é igual a massa reduzida no internamente no volume de controle, conforme apresentado na Equação (3.45), em que ρ é a massa específica e \vec{V} vetor velocidade com escalares u , v e w nas direções x , y e z , respectivamente.

$$\frac{d}{dt} \iiint_0^v \rho dv + \iint_0^s \rho \vec{V} \vec{dS} = 0 \quad (3.45)$$

Resolvendo a Equação (3.45), aplicando o teorema de divergência de Gauss, obtém-se a Equação (3.46):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{V}) = 0 \quad (3.46)$$

Como na presente pesquisa os problemas físicos envolvem escoamentos de água, o fluido é considerado incompressível e assim, a massa específica (ρ) é constante. Tem-se assim uma nova relação para a Equação (3.46), conforme apresentado na Equação (3.47).

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (3.47)$$

- Conservação da Quantidade de Movimento (Segunda Lei de Newton):

Baseado na segunda lei de Newton, tem-se que a variação do momento em uma partícula é igual a soma das forças sobre ela. As forças atuantes, de acordo com Anderson *et al.* (2009), são oriundas de duas principais fontes: (a) Forças de corpo: forças que atuam sobre o elemento do fluido a distância (gravitacional, elétrica e magnética) e (b) Forças de superfície: atuam diretamente na superfície do elemento do fluido (pressão e forças viscosas).

A força de corpo por unidade de massa com componente no eixo x (f_x), massa específica representada por ρ e o volume do elemento fluido por $(\partial x \partial y \partial z)$, pode ser representada pela Equação (3.48).

$$\{ \text{Força de corpo no elemento de fluido no eixo } x \} = \rho f_x (\partial x \partial y \partial z) \quad (3.48)$$

Quanto às forças de superfície, o elemento fluido é definido em termos de pressão e componentes das tensões normais e de cisalhamento, conforme ilustrado na Figura 3.44 na direção x .

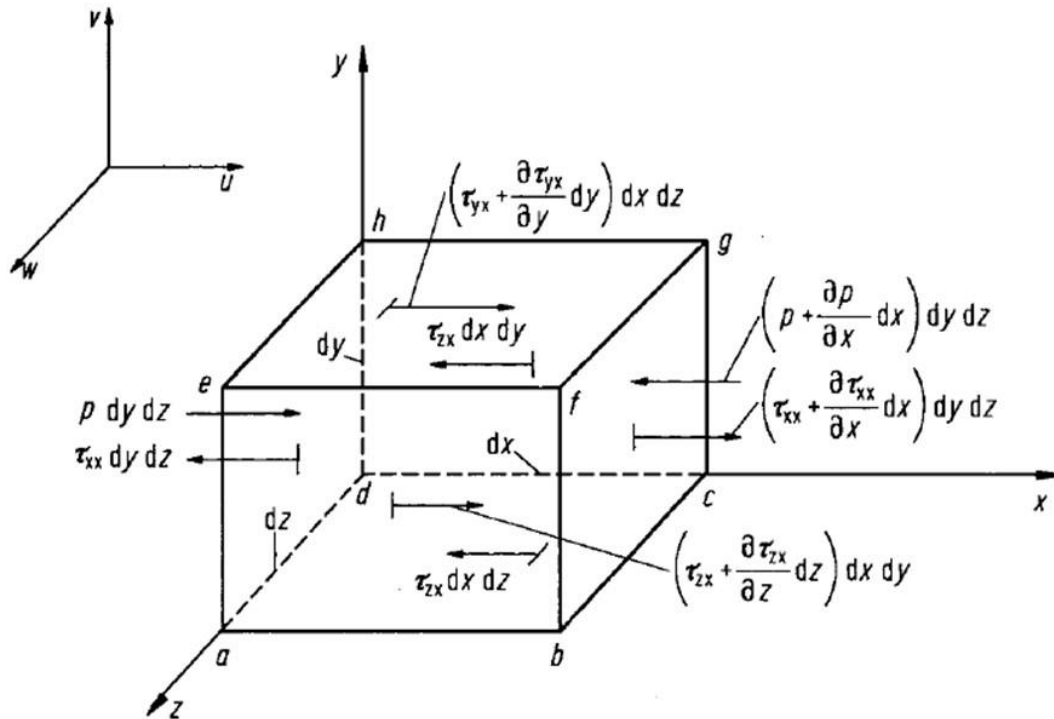


Figura 3.44 – Infinitesimal elemento fluido com forças de superfície atuando na direção x .
Fonte: ANDERSON *et al.* (2009).

Pelo exposto, as forças totais atuantes na direção x (F_x) pode ser representada conforme apresentado na Equação (3.49):

$$F_x = \left(-\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \right) \partial x \partial y \partial z + \rho f_x \partial x \partial y \partial z = 0 \quad (3.49)$$

Aplicando-se a segunda lei de Newton em que $F_x = m \cdot a_x$ de forma que $m = \rho \partial x \partial y \partial z$ e $a_x = Du/Dt$, obtém-se a equação de momentum do elemento fluido na direção x - Equação (3.50).

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + \rho f_x \quad (3.50)$$

A partir da Equação (3.50) e considerando o cálculo de forma conservativa, em que o elemento fluido encontra-se fixo no espaço, fluido Newtoniano, cujas tensões viscosas são proporcionais às taxas de deformação e a aproximação entre a viscosidade dinâmica (μ) relacionada a deformações lineares (tensões cisalhantes) e a viscosidade (η), relacionada a deformações volumétricas (tensões normais), através da relação $\eta = -2/3 \mu$, obtém-se o pacote completo das formulações de Navier-Stokes para as direções x , y e z por simetria do elemento infinitesimal fluido, conforme apresentado nas Equações (3.51) a (3.53).

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \rho f_x \quad (3.51)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) + \rho f_y \quad (3.52)$$

$$\rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) + \rho f_w \quad (3.53)$$

- Conservação de Energia (Primeira Lei da Termodinâmica):

Quando aplicável, trata-se de a taxa de mudança de energia ser igual a soma da taxa de adição de calor e trabalho realizado em uma partícula.

Essas equações governantes nas modelagens são resolvidas via discretização algébrica, devido à ausência de solução analítica, cujos métodos predominantemente utilizados são: Método dos Elementos Finitos (MEF), Método dos Volumes Finitos (MVF) e Método das Diferenças Finitas (MDF).

O FLOW-3D® utiliza o Método dos Volumes Finitos (MVF) em que as células são subdivididas em pequenos volumes com alguns nós associados a esses volumes delimitados. O fluxo é calculado através desses volumes no ponto médio entre os nós do domínio. Quanto a malha numérica, trata-se de uma malha uniforme, cúbica e estruturada. As chamadas malhas estruturadas são facilmente identificadas pelo fato que cada célula possui o mesmo número de elementos vizinhos (FARIA, 2014).

Quanto a interface entre gases e água nas simulações, o FLOW-3D® aplica o método VOF (*Volume of Fluid*). De acordo com Bayon *et al.* (2018), essa técnica é baseada na definição da fração do fluido, de forma que quando igual a um, o volume computacional é ocupado apenas por água, zero representa apenas ar e entre zero e um o volume possui ambos. No FLOW-3D®, de acordo com o manual do *software* (FLOW-3D, 2019), existem dois tipos de interfaces entre os fluidos: penetrante e difusiva. O modelo computacional disponibiliza sete opções de escolha variando entre automática, dois fluidos com as duas diferentes interfaces, um fluido com e sem superfície livre e duas opções que utilizam método denominado TruVOF. Essas duas adaptações metodológicas (TruVOF) tendem a reduzir os erros acumulados quando utilizados para um ou dois fluidos.

3.5.1 Modelos de turbulência

De acordo com Tsinober (2001), turbulência é a manifestação do comportamento caótico espaço-temporal do escoamento com alto número de Reynolds. De acordo com Möller e Silvestrini (2004) não há um consenso quanto a aceitação da definição de turbulência como forma de abranger todas as suas características. Com isso, os autores citam apenas as principais características de um escoamento turbulento proposto por Tennekes e Lumley (1972) *apud* Möller e Silvestrini (2004):

- Irregularidade: impossibilidade de aplicação de uma análise determinística, necessitando trabalhar com métodos estatísticos;
- Difusividade: gera a mistura do fluido, aumenta a transferência de calor;
- Altos números de Reynolds: a turbulência normalmente se inicia devido a uma instabilidade do escoamento laminar, com o aumento no número de Reynolds;
- Tridimensionalidade da vorticidade: a turbulência é rotacional e tridimensional;
- Dissipação: escoamentos turbulentos são sempre associados com dissipação de energia;
- Meio contínuo: a menor escala da turbulência é maior que a escala molecular;
- Turbulência: a turbulência é uma característica do escoamento, não do fluido.

Para tentar solucionar numericamente essa complexidade retratada no escoamento turbulento, conforme apresentado por Versteeg e Malalasekera (2007), foram listadas as três principais categorias em que os métodos numéricos se encontram:

Modelos de turbulência baseado nas Equações médias de Reynolds (*Reynolds-Averaged Navier-Stokes* – RANS): trata-se de uma técnica de simplificação focada nos efeitos da turbulência nas propriedades médias do escoamento, descartando os detalhes existentes nas flutuações instantâneas. O esforço computacional exigido é baixo para resolução dos modelos que utilizam desse método;

Método de Simulação de Grandes Estruturas Turbulentas (*Large Eddy Simulation* – LES): a resolução do fenômeno de turbulência envolve um filtro de escalas em que são priorizadas as escalas maiores em detrimento das menores. Assim, o método apresenta resolução direta para grandes escalas e utiliza de simplificações para escalas menores. Apresenta tempo de processamento intermediário.

Simulação Numérica Direta (*Direct Numerical Simulation* – DNS): método de resolução que modula a vazão média e todas as flutuações de velocidade. As equações de Navier-Stokes são

resolvidas em elementos suficientemente detalhados e passo de tempo suficientemente pequeno para solucionar as mais rápidas flutuações. Esse método por ser um cálculo direto para todas as escalas aplicadas, apresenta considerável custo computacional.

No Flow-3D® existem disponíveis seis modelos de turbulência: modelo do comprimento de mistura de Prandtl, modelo com uma equação de transporte, duas equações de transporte: κ - ϵ , RNG e modelo SST κ - ω , e modelo LES, em que, excetuando o último, todos os outros se baseiam no método RANS previamente apresentado. Como particularidade, o *software* inclui nas formulações o método FAVOR™ (*Fractional Area/Volume Obstacle Representation*) o que implica em uma alteração na formulação final devido à generalização da produção turbulenta pela influência das diferentes frações de área/volume. O método emprega uma maneira mais simples de representar superfícies complexas no domínio computacional em que a geometria é reconstruída baseada nas frações de área e volumes abertos que interceptam as faces da célula (BRANDÃO, 2015). A simplificação trazida por esse método numérico implica na menor precisão na representação da geometria quanto maior a dimensão da célula da malha.

De acordo com Brandão (2015) e Flow-3D (2019), foram sintetizadas as principais características dos modelos de turbulência disponíveis no *software*:

- Modelo de Comprimento de Mistura de Prandtl

Esse modelo é o mais simples dentre os listados e emprega uma metodologia que representa melhor escoamentos turbulentos desenvolvidos como canais de grande largura, em que o comprimento característico é a profundidade do canal ou em tubos, em que diâmetro da tubulação é o único comprimento característico. Isso é decorrente do método que se baseia no fato do escoamento médio ocorrer em apenas na direção longitudinal e as variações da velocidade ocorrem apenas na direção transversal e perpendicular ao escoamento.

- Modelo com uma equação de transporte

O modelo com uma equação de transporte, como o próprio nome sugere, trata-se da adoção de uma equação de transporte para representar a energia cinética específica associada a variações flutuações de velocidade e turbulência do escoamento. O cálculo da taxa de dissipação da energia turbulenta é calculado em função da energia cinética turbulenta.

- Modelo κ - ϵ

O modelo padrão κ - ϵ é mais sofisticado e mais utilizado, se comparado com os previamente apresentados. O método numérico consiste em duas equações de transporte para a energia cinética turbulenta (κ) e para a sua dissipação (ϵ), justificando o nome do modelo. O método é mais apropriado para avaliar maiores níveis de turbulência.

○ Modelo RNG

O modelo RNG utiliza de equações similares ao modelo κ - ϵ mas com abordagens estatísticas para a derivação das equações médias e assim obtenção da energia cinética turbulenta e sua taxa de dissipação, por exemplo.

Este método possui uma abrangência de aplicações superior ao κ - ϵ como, mais especificamente, o RNG é conhecido por descrever com mais precisão escoamentos com menor turbulência e com regiões de forte cisalhamento.

○ Modelo SST κ - ω

Este modelo, assim como os dois últimos apresentados, utiliza duas equações de transporte de tensões de Reynolds para representar as propriedades turbulentas do escoamento. A primeira variável (κ), assim como o κ - ϵ e RNG, representa a energia cinética turbulenta. A segunda relaciona-se com a dissipação específica ($\omega = \epsilon / \kappa$). Se comparado com os dois anteriores, o modelo SST κ - ω se destaca na representação de escoamentos próximos a paredes e vórtices com gradientes de pressão como em jatos de água e ondas.

○ Modelo LES

A metodologia empregada nesse modelo numérico para resolução dos escoamentos turbulentos já foi previamente descrita. Devido ao maior nível de detalhamento aplicado, normalmente o LES proporciona maior gama de resultados do que os modelos RANS. Para exemplificar essa diferença, tem-se que esse modelo é normalmente aplicado para cálculo de escoamentos turbulentos em torno de grandes edifícios, visto que os resultados não se restringem apenas às tensões médias do vento na superfície como também apresentam uma estimativa da magnitude e desvio padrão de flutuações de forças ligadas à turbulência aplicada à estrutura.

Pelo exposto até o momento e pela proposta desta pesquisa nas observações das simulações numéricas no Flow3D®, nota-se que os modelos de turbulência mais promissores para representar o processo hidrodinâmico no talude de jusante do maciço com um degrau de *headcut* serão os modelos que aplicam duas equações de transporte no método RANS: RNG e SST κ - ω .

3.5.2 Separação de escoamento

A separação de escoamento é o desprendimento da camada limite do fluido em relação a uma superfície sólida (FILHO, 2018). Esse desprendimento e consequente formação do gradiente adverso de pressão são causados, em diversos casos da engenharia, por uma mudança abrupta na geometria, condicionando uma separação do escoamento e posterior recolamento. A presença desse gradiente corrobora para a diminuição da velocidade, sendo essa redução de maneira mais intensa nas regiões próximas a parede (ARAÚJO, 2017).

Nesse contexto, o escoamento é marcado por uma separação, recirculação e recolamento, característico de diversas situações como ao redor de edifícios, presença de degrau descendente em um canal e em fossas de erosão em bacias de dissipação (OLIVEIRA *et al.*, 1994), por exemplo. Essas características no escoamento (Figura 3.45) mudam significativamente o transporte de quantidade de movimento e calor.

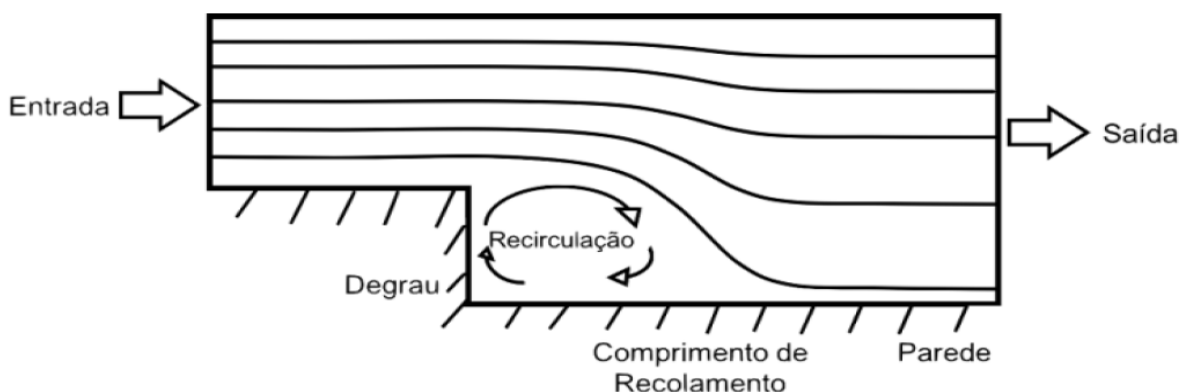


Figura 3.45 – Escoamento turbulento sobre degrau descendente.

Fonte: Araújo (2017).

Essa mesma teoria de separação do escoamento pela formação do jato de água já vem sendo aplicada também no processo erosivo do fenômeno *headcut* (BENNETT E ALONSO, 2006 e WEI *et al.*, 2021).

Bennett e Alonso (2005) destacaram em seu trabalho o impacto no desenvolvimento e migração do *headcut* em áreas rurais e em superfícies em geral ao redor do mundo. Os autores apresentaram a avaliação do processo hidrodinâmico a jusante do *headcut* com a aplicação da separação do escoamento por jato de água como forma de confirmar a aplicabilidade e limitações da teoria para analisar o processo erosivo. Foram construídos dois modelos variando a declividade e vazão

específica em um canal de 5,5 m em que no trecho final, com comprimento de 0,5 m, foi construído de solo argilo-arenoso, conforme apresentado na Figura 3.46.

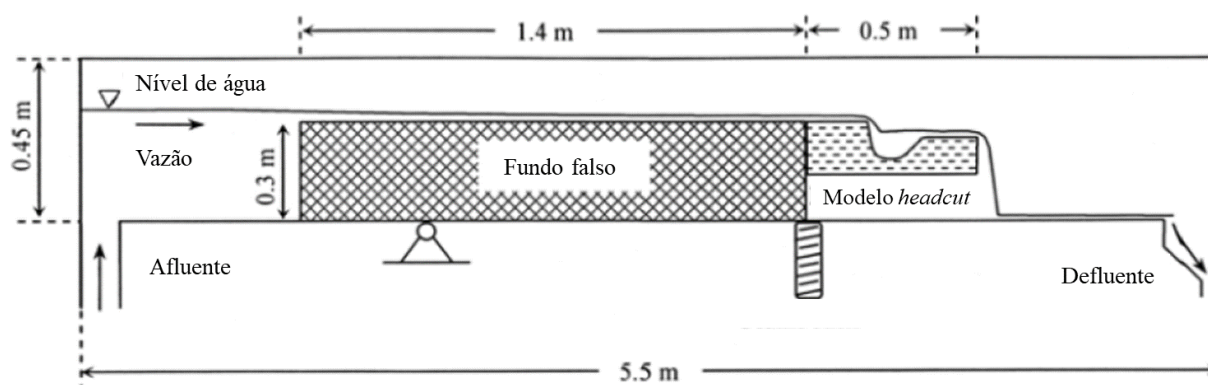


Figura 3.46 – Croqui esquemático do aparato experimental com as dimensões e localização do modelo fixo do *headcut*.

Fonte: BENNETT E ALONSO (2005).

Em ambos modelos, apesar das diferenças quanto ao ângulo de entrada e largura do jato de água, notou-se o desenvolvimento do núcleo de alta velocidade demarcado pela linha sólida superior e a linha sólida inferior a qual limita a zona de recirculação a montante do jato e ocorre próxima à parede do *headcut*. Portanto, as linhas sólidas do jato de água dividem duas grandes zonas de recirculação em ambos os lados do núcleo de velocidade, a montante e a jusante do mesmo, conforme apresentado esquematicamente por vetores e linhas de fluxo na Figura 3.47.

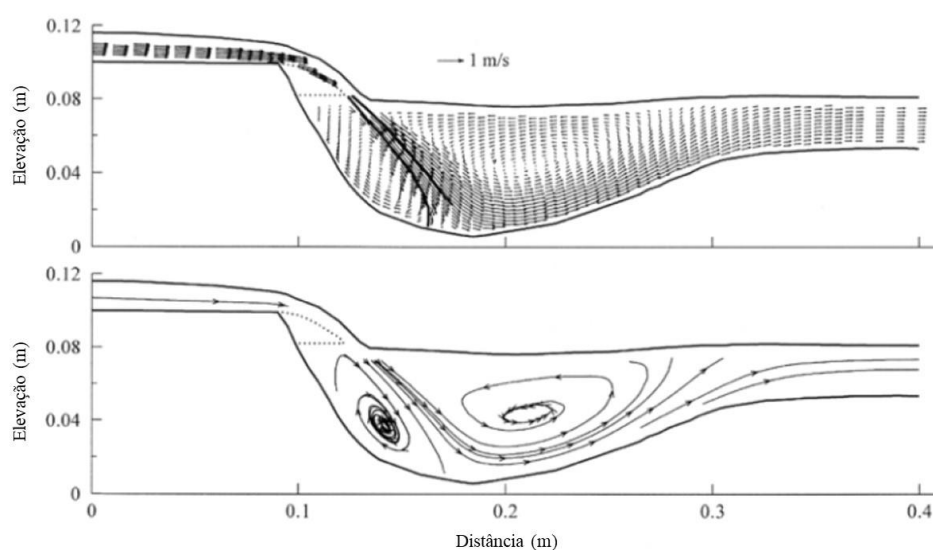


Figura 3.47 – Linhas de fluxo (Superior) e vetores (Inferior) observados no modelo 1.

Fonte: BENNETT E ALONSO (2005).

Como conclusão do trabalho, Bennett e Alonso (2005) obtiveram que a distribuição da velocidade e a localização das zonas de fluxo são modificadas de acordo com o formato do fundo a jusante do *headcut*, o grau de aeração abaixo do jato de água e do nível de água a jusante. Os autores ainda destacam que a distribuição da tensão cisalhante no leito pode auxiliar na obtenção do fluxo de solo e deposição a jusante da migração do *headcut*.

Como continuação do trabalho dos autores previamente apresentado, Bennett e Alonso (2006) propuseram a estudar as características do fluxo turbulento a jusante do *headcut* e comparar os resultados experimentais com estudos prévios sobre o fluxo turbulento do jato de água, ponto de recolamento e fluxo junto à parede. Todavia os autores listaram como um dos pontos de dificuldade de obtenção dos objetivos propostos a rápida mudança de morfologia do *headcut* que ocorre em menos de 100 s.

Utilizando das mesmas características do modelo 1 e 2 avaliados por Bennett e Alonso (2005), Bennett e Alonso (2006), os autores agora incluíram os parâmetros de turbulência. A Figura 3.48 ilustra os principais resultados obtidos pelos autores. Dentre as análises apresentadas nota-se que na Figura 3.48a o núcleo de altas velocidades, conforme previamente apresentado, é claramente demarcado pela trajetória do jato de água. A jusante do jato de água o núcleo de alta velocidade se mantém paralelo ao fundo de maior profundidade.

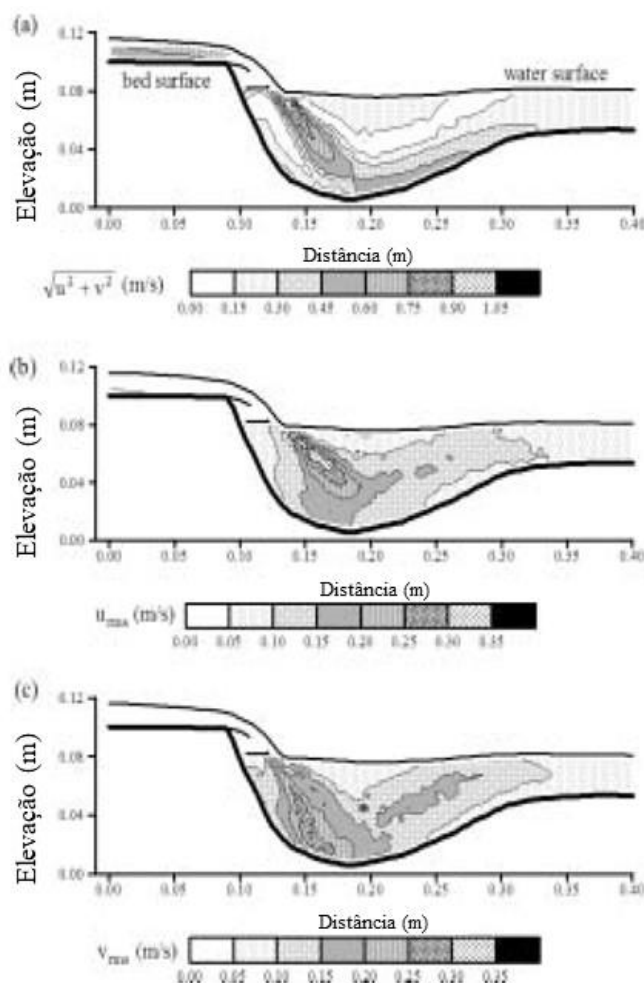


Figura 3.48 – Contornos referente a: (a) Magnitude da velocidade; (b) Componente horizontal da velocidade; (c) Componente vertical da velocidade.

Fonte: Bennett e Alonso (2006).

Segundo Bennett e Alonso (2006), existem três principais mecanismos hidrodinâmicos responsáveis pela erosão do solo a jusante do *headcut*: (1) alta tensão cisalhante próximo ao leito; (2) alta tensão de Reynolds próximo ao leito conduzindo flutuações de velocidade e (3) alta pressão no leito próximo ao ponto de recolamento (final do jato de água no leito).

De acordo com Wei *et al.* (2021) a máxima tensão cisalhante na parede ao fundo a jusante do *headcut* é um importante parâmetro visto que quando essa tensão se iguala a tensão cisalhante crítica do solo ocorre um estado de equilíbrio. Os autores citam ainda os estudos experimentais apresentados por Robinson (1992), conforme previamente apresentado previamente nesta pesquisa, dispõe do cálculo da tensão de cisalhamento vertical na face do *headcut* utilizando de parâmetros hidráulicos e geométricos sem levar em consideração a teoria de separação do escoamento pela

formação do jato de água. Wei *et al.* (2021) destacam que o escoamento típico oriundo do *headcut* é composto pelo jato de água (*Napped flow*) e pela separação do escoamento pela formação do jato de água a jusante (*Scour hole*), conforme apresentado esquematicamente na Figura 3.49.

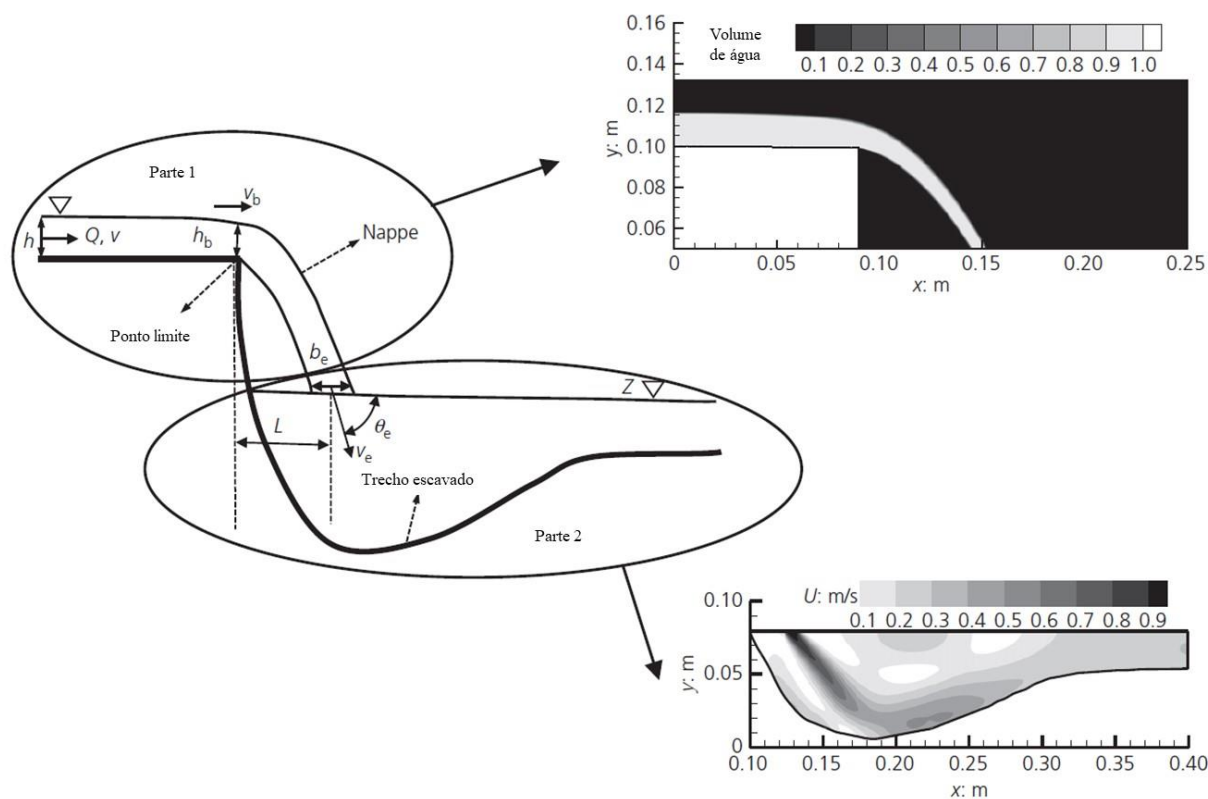


Figura 3.49 – Típico *headcut* escoamento.

Fonte: Wei *et al.* (2021).

Utilizando do modelo de duas equações de transporte SST κ - ω baseado no método de turbulência baseado nas Equações médias de Reynolds (RANS), Wei *et al.* (2021) desenvolveram uma modelagem numérica cuja verificação foi realizada com base nas análises experimentais realizadas por Bennett e Alonso (2005). As respostas satisfatórias quanto as verificações do modelo conduziram a novas análises sobre o efeito da vazão e nível de água a jusante nas características do escoamento a jusante do *headcut*.

Os autores avaliaram cinco cenários com variações nas características hidráulicas dos escoamentos. Nas três primeiras avaliações o nível de água a jusante foi igual a 0,08 m; 0,072 m e 0,065 m, respectivamente. As demais características do escoamento encontravam-se similares. Como resultado, Wei *et al.* (2021) notaram que no ponto de recolamento a tensão cisalhante era próxima a zero e que a montante e a jusante desse local a tensão cisalhante aumenta e atinge o máximo valor

quando o escoamento começa a ficar paralelo ao leito, conforme apresentado na Figura 3.50. Além disso, notou-se que com a diminuição do nível de água a jusante, a máxima tensão cisalhante na parede aumenta e movimenta para montante e foi observado que nos três casos analisados a tensão cisalhante a jusante do ponto de recolamento é superior à de montante.

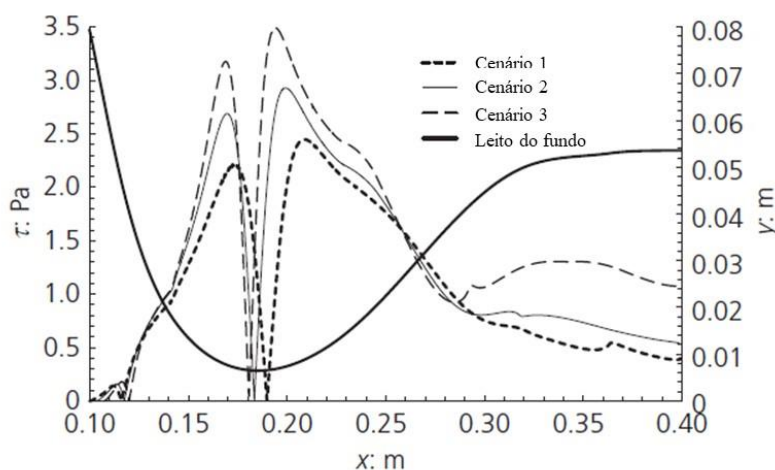


Figura 3.50 – Tensão cisalhante do leito do fundo calculada para os cenários 1, 2 e 3. Fonte: Wei *et al.* (2021).

Quanto à avaliação dos efeitos da vazão específica de entrada no *headcut* em relação à tensão cisalhante na parede a jusante, 0,0071 m²/s; 0,012 m²/s e 0,004 m²/s, Cenário 1, 4 e 5, respectivamente, observou-se, conforme apresentado na Figura 3.51, um impacto mais significativo quanto a localização da tensão cisalhante. Foi observado que à medida que a vazão aumenta no trecho de jusante do *headcut*, a tensão cisalhante eleva e tem seu valor máximo registrado cada vez mais a jusante da face do *headcut*.

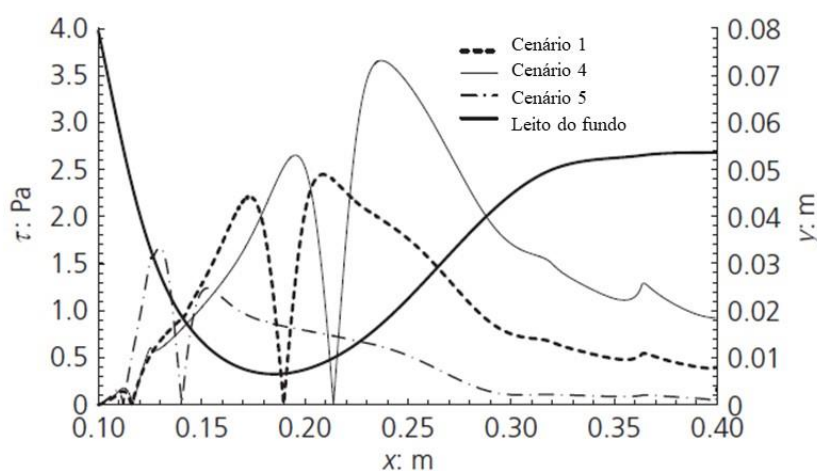


Figura 3.51 – Tensão cisalhante da parede calculada para os cenários 1, 4 e 5. Fonte: Wei *et al.* (2021).

Como principais conclusões das análises previamente apresentadas, os autores observaram que a erosão da migração do *headcut* pode ser diminuída ou até mesmo cessada pela mudança no nível de água a jusante. Além disso, conforme apresentado na Figura 3.51, a migração do *headcut* está relacionada à erosão na sua face ocasionada pela recirculação do escoamento a montante do jato de água. Adicionalmente, notou-se que essa migração é fracamente dependente do aumento da vazão, uma vez que a descarga líquida aumentada condiciona a movimentação das tensões cisalhantes mais intensas para uma distância maior a jusante da face do *headcut*. Entretanto, pôde-se deduzir que o trecho escavado a jusante do *headcut* (*Scour hole*) pode ser mais fundo e largo com o aumento da tensão cisalhante na parede de forma que um aumento em quatro vezes da vazão ocasiona um acréscimo de quase 200% na profundidade e comprimento do trecho erodido.

Pelos trabalhos expostos aqui se viu necessária a avaliação desses escoamentos turbulentos a jusante do *headcut* considerando a geometria do talude de jusante do maciço do modelo reduzido. Pretende-se assim avaliar qualitativamente através do FLOW-3D®, conforme pesquisado por Bennett e Alonso (2005), Bennett e Alonso (2006) e Wei *et al.* (2021), a separação do escoamento pela formação do jato de água a jusante do *headcut*.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Este item destina-se à descrição dos métodos e materiais utilizados da pesquisa. Inicialmente, através do desenvolvimento e formação de brecha observada no modelo físico construído por Saliba (2009), determinaram-se os parâmetros numéricos utilizando-se as características físicas do solo e cálculo dos coeficientes de erosão durante o processo de galgamento do modelo.

Posteriormente, os parâmetros mensurados foram utilizados nos equacionamentos de migração do *headcut* (Item 3.3) a partir dos modelos unidimensionais SIMBA / WINDAM C e DL BREACH. A aplicação dos coeficientes foi testada em diferentes cenários visando avaliar o equacionamento e parâmetro que melhor representaram o desenvolvimento da brecha observada no modelo físico. A escolha dos *softwares* baseou-se nos estudos anteriores que apontaram resultados mais satisfatórios e melhor representatividade no processo de formação de brecha em maciço de solo coesivo, de acordo com o apresentado no Item 3.4.

A partir das observações no modelo reduzido de solo compactado, foram registradas na geometria do maciço a posição e altura do *headcut* mais representativo. Esse formato foi replicado em uma malha numérica no FLOW-3D® para avaliação das tensões cisalhantes e vórtices para verificação da influência no processo de desestabilização e migração dos degraus – Malha para avaliação hidráulica (Sem erosão). Nessa etapa da pesquisa, objetivou-se também ao detalhamento da análise fluidodinâmica no intuito de serem avaliadas as diferenças existentes durante o processo erosivo da erosão superficial e do *headcut*.

4.1 Modelo reduzido

Saliba (2009) buscou eliminar as vertentes no desenvolvimento do hidrograma de ruptura que se apoiavam em premissas geométricas e de equações de transporte de sedimentos para representar a formação de brecha em maciços de solo compactado. Nesse sentido, o autor investigou a função erodibilidade em graus de compactação de 95% e 100% de forma a melhor avaliar o processo erosivo decorrente do modo de falha galgamento. Apesar de não ter avaliado a função erodibilidade, o autor também simulou o galgamento em solo na umidade natural levemente compactado.

No intuito de verificar a influência do escoamento em direção oblíqua às camadas de compactação, conforme ocorre no talude de jusante dos maciços quando em processo de galgamento, o autor avaliou qualitativamente o fenômeno através da construção de um modelo reduzido constituído por

um maciço em solo compactado em um canal acrílico com vazão constante de 10 L/s. A geometria do maciço avaliado encontra-se representada na Figura 4.1.

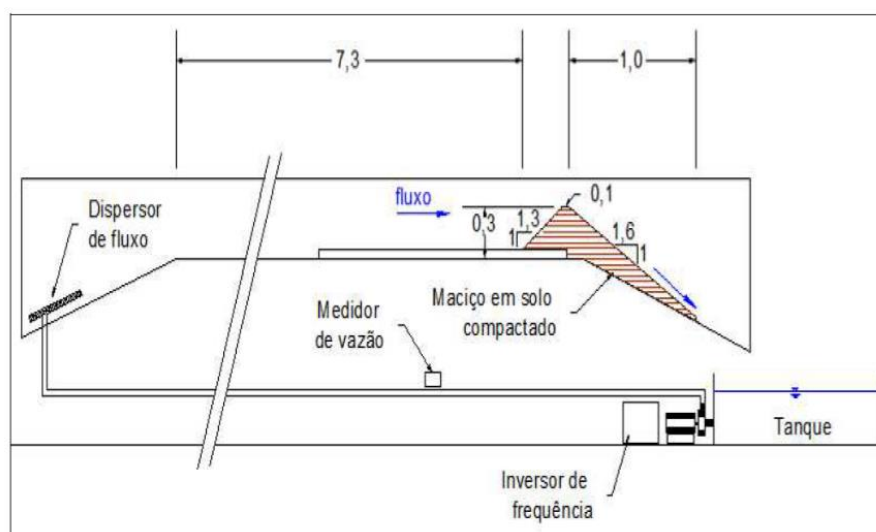


Figura 4.1 – Geometria do modelo reduzido avaliado (medidas encontram-se em metros)
Fonte: Saliba (2009).

Devido às limitações geométricas de representação de altura variável nos modelos unidimensionais, o maciço representado nas modelagens manteve as mesmas dimensões expostas na Figura 4.1, exceto pelo fato da altura total utilizada ser de 0,3 m, com a base do maciço em uma elevação constante, conforme será apresentado no Item 4.2.1.1.

Saliba (2009) avaliou três diferentes graus de compactação (Item 4.1.1) submetidos à mesma vazão (10 L/s): solo na umidade natural levemente compactado, solo compactado a 95% de GC e solo compactado a 100% GC. Como no primeiro caso foi observado o transporte de partículas, atribuído ao transporte de sedimentos devido à pouca ligação entre os grãos, e a última análise não foi observada qualquer ruptura do maciço em função da reduzida erodibilidade associada ao alto grau de compactação, optou-se por utilizar na presente pesquisa o solo compactado em 95% de GC. A caracterização física do solo na condição de grau de compactação de 95% encontra-se detalhada no Item 4.1.1.

O arranjo selecionado foi filmado pelo autor durante os ensaios de laboratório e a erosão do maciço pôde ser avaliada para representação numérica do fenômeno observado nesta pesquisa. Limitou-se a uma análise qualitativa visto que o autor, apesar de diversas tentativas, não obteve sucesso na instrumentação do maciço para monitoramento do processo erosivo e consequente evolução da brecha de ruptura. Ressalta-se aqui que as filmagens possuem baixa qualidade, disponíveis à época

dos ensaios (2008), dificultando a precisão nas medições realizadas. Todavia, os registros foram suficientes para avaliação qualitativa do desenvolvimento da brecha e estimativa do processo erosivo e foram utilizados em virtude da impossibilidade de acesso ao CPH (Centro de Pesquisas Hidráulicas e Recursos Hídricos – UFMG) decorrente da pandemia de COVID-19.

4.1.1 Caracterização física do solo

O solo analisado nos experimentos físicos de Saliba (2009) foi retirado no Vale do Sereno, Nova Lima, MG, em uma obra de engenharia em fase de terraplenagem.

O solo foi caracterizado de acordo com a obtenção de massa específica dos grãos, distribuição granulométrica e determinação da consistência e plasticidade do solo (Limites de Atterberg). Para a determinação da densidade real dos grãos, utilizou-se NBR 6508 (ABNT, 1984a) e a análise granulométrica, por sua vez, foi realizada segundo a NBR 7181 (ABNT, 1984b). Quanto ao Limite de Liquidez (LL) e Limite de Plasticidade (LP), seguiu-se as recomendações prescritas na NBR 6459 (ABNT, 1984c) e NBR 7180 (ABNT, 1984d), respectivamente. A Tabela 4.1 sintetiza a caracterização física obtida para o solo com 95% de grau de compactação.

Tabela 4.1 – Consolidação das características físicas dos solos utilizados.

Características físicas	
Densidade real dos grãos (g/cm ³)	3,28
Peso específico dos grãos (kN/m ³)	32,2
Limite de Liquidez (%)	45,8
Limite de Plasticidade (%)	36,3
Índice de Plasticidade (%)	9,50
Classificação do solo	ML
Índice de Atividade (IA)	0,22
Umidade ótima (%)	21,8
Massa específica aparente seca máxima (g/cm ³)	1,65
Peso específico total (kN/m ³)	19,7
Tensão cisalhante não-drenada (kPa)	5,15
Porosidade	0,5
Coesão efetiva (kPa)	83
Ângulo de atrito efetivo do solo (°)	24,1
Diâmetro de flocos de argila (mm)	0,03
Tensão de pré-adensamento (kPa)	185

O peso específico total foi obtido a partir da relação entre a massa específica aparente seca e a umidade ótima (PINTO, 2006).

O cálculo da tensão cisalhante não-drenada foi necessário visando obter a resistência do solo mediante a instabilidade do bloco de solo formado pelo *headcut*. Assim, os equacionamentos baseados no cálculo da tensão cisalhante, conforme apresentado no Item 3.3.1, foram utilizados no balanço das tensões atuantes no solo para avaliar o momento em que ocorre essa desestabilização.

Para obter essa tensão, bem como o ângulo de atrito e a coesão efetiva, foram utilizados os resultados dos ensaios de cisalhamento triaxial não drenado (CU) apresentados por Saliba (2009) e realizados no Laboratório de Geotecnia da CEMIG. A envoltória de resistência resultante das tensões confinantes de 100 kPa, 400 kPa e 800 kPa encontra-se na Figura 4.2.

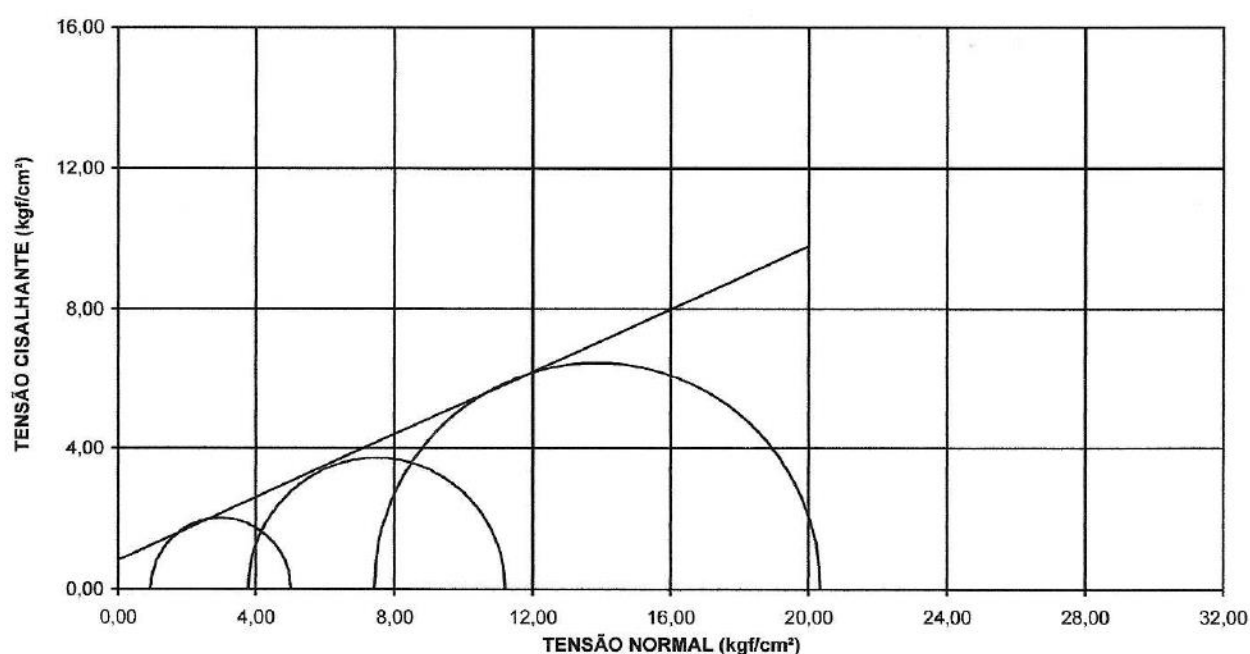


Figura 4.2 – Envoltória de resistência – Ensaios de cisalhamento triaxial não drenado (CU).
Fonte: Saliba (2009).

Para argilas normalmente adensadas, de acordo com Pinto (2006), as pressões confinantes são proporcionais as tensões desviadoras de ruptura. Com isso, utilizou-se a média aritmética da razão de resistência das tensões confinantes acima da tensão de pré-adensamento (185 kPa). Assim, aplicou-se a razão de resistência e o peso específico do maciço de altura de 0,3 m para o cálculo da resistência não-drenada (S_u), conforme apresentado na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Cálculo da tensão cisalhante não-drenada

Pressão confinante (kPa)	Tensão desviadora na ruptura (kPa)	Resistência não drenada (C_u - kPa)	Razão de resistência
400	746	203	0,93

800	1293	373	0,81
Média da razão de resistência		0,87	

Tratando-se de uma tensão confinante (maciço de 30 cm), consideravelmente inferior à tensão de pré-adensamento, o cálculo da tensão cisalhante não-drenada deveria ser realizado através da razão de resistência para solos sobreadensados. Todavia, a existência de apenas uma pressão confinante (100 kPa) inferior à tensão de pré-adensamento (185 kPa) inviabilizou a obtenção da relação proposta por Pinto (2006). Em função dessa limitação, optou-se por adotar a mesma razão de resistência obtida para a situação normalmente adensada.

Outro fator limitante foi o grau de compactação utilizado nos ensaios CU. As amostras testadas foram para um grau de compactação de 100% enquanto que o solo utilizado no modelo reduzido apresentou 95% de G.C.

No intuito de reconhecer o tamanho dos grãos do solo foi realizada a análise granulométrica a partir do peneiramento. As curvas granulométricas obtidas encontram-se apresentadas na Figura 4.3.

Conforme apresentado na Tabela 4.1, o denominado diâmetro de flocos de argila designa o tamanho correspondente aos aglomerados de grãos unificados que são formados com o transporte do material. Conforme observado por Saliba (2009), diferentemente do transporte de grãos unitários quando se tem solos granulares ou com pouca compactação, em solos argilosos a movimentação do material ocorre com a junção de mais de um grão, formando aglomerados de partículas. Assim, como as dimensões desses solos transportados não foram calculadas, optou-se por adotar, conforme sugerido por Wu (2016), diâmetro de 0,03 mm para representar os flocos formados.

Apenas a análise granulométrica não é suficiente para caracterizar o comportamento dos solos na engenharia, especialmente tratando-se de solos argilosos cuja a estrutura formada por argilo-minerais torna o estudo mais complexo (PINTO, 2006). Para facilitar essa análise, atribui-se a classificação dos limites de Atterberg visando avaliar as variações nas características do solo, como mudanças de estado, resistência e consistência, de acordo com a distinção do teor de umidade, conforme ilustrado nos gráficos da Figura 4.4. Assim, argilas diferentes que apresentam umidades correspondentes aos seus respectivos limites de plasticidade apresentam comportamentos semelhantes mesmo com teor de umidades distintos (PINTO, 2006).

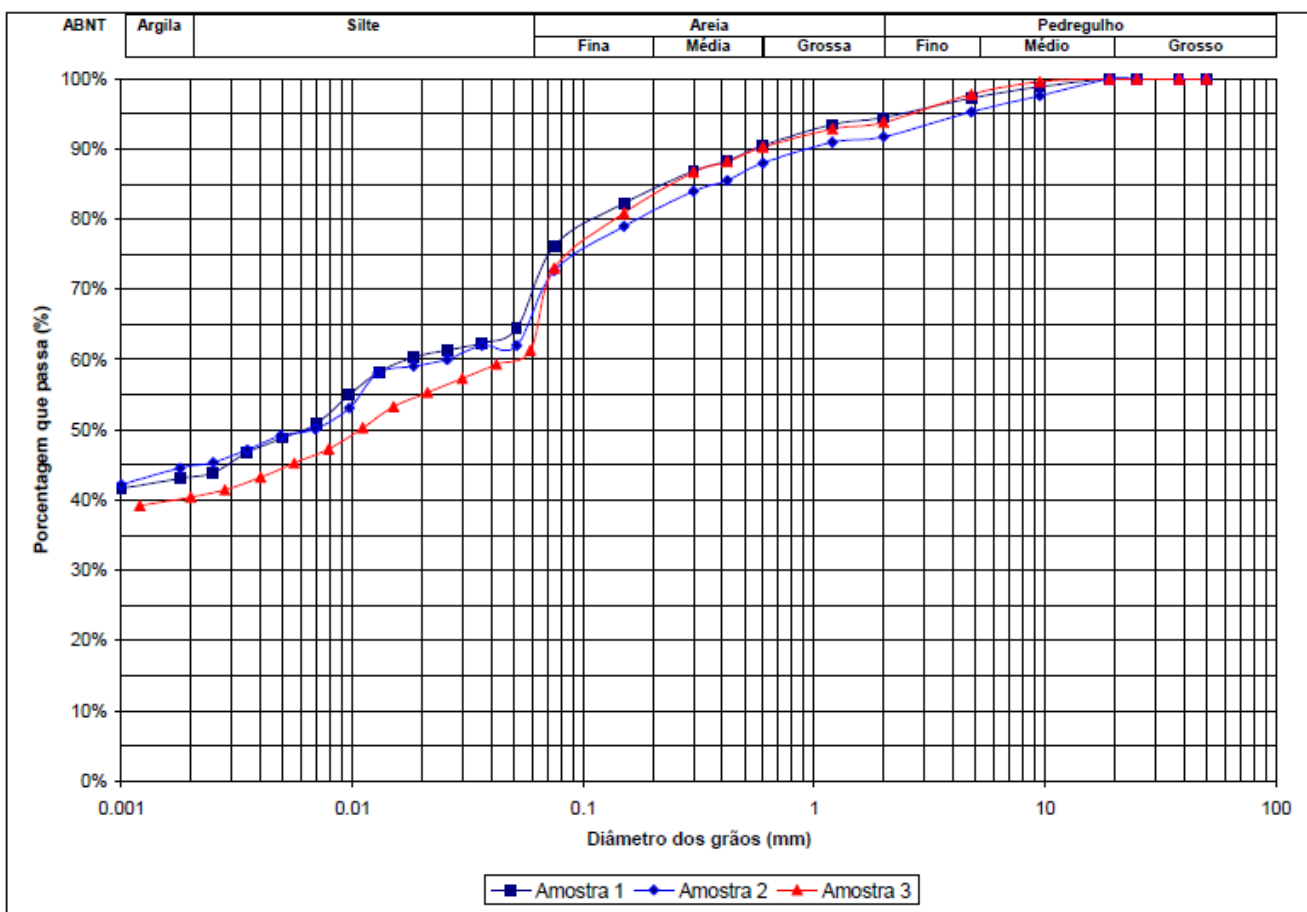


Figura 4.3 – Curva granulométrica do Solo utilizado – Três amostras mensuradas.
 Fonte: Saliba (2009).

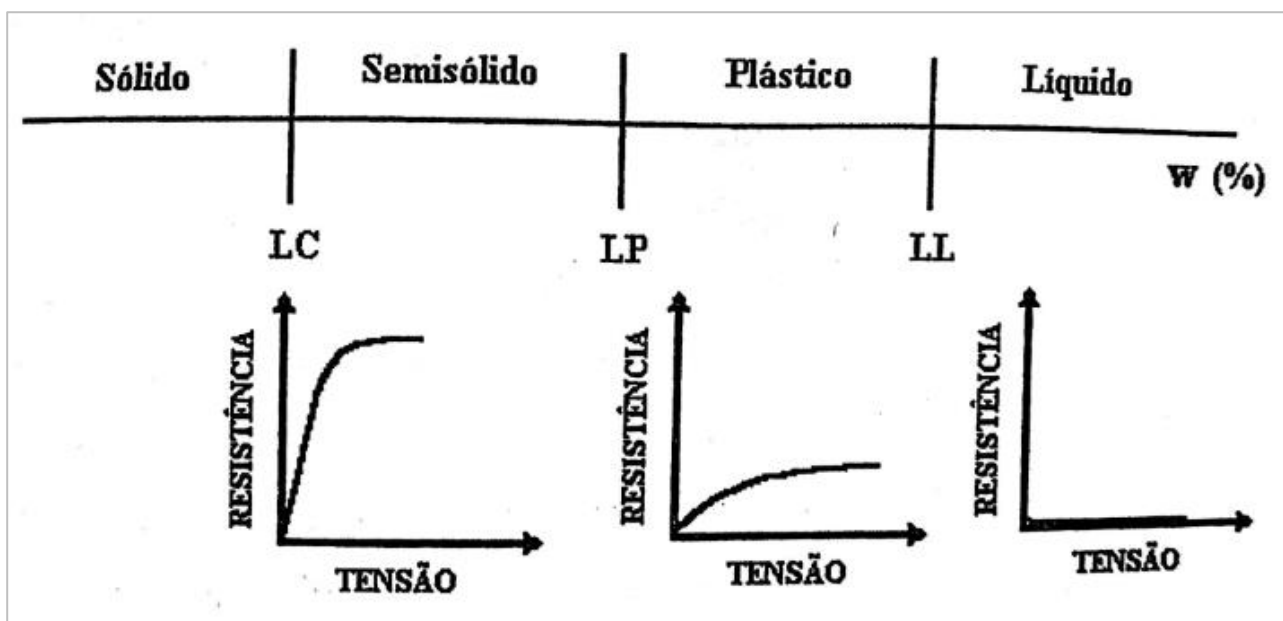


Figura 4.4 – Estados e limites de consistência de solos finos.
 Fonte: Espósito (2012).

A plasticidade é uma propriedade típica dos solos finos em que nesse estado de consistência o material apresenta um comportamento caracterizado por deformações contínuas sem variações consideráveis de volume e sem fissuramento (ESPÓSITO, 2012). Esse estado pode ser atingido de acordo com a umidade do solo e se encontra entre o estado líquido e o semi-sólido (Figura 4.4).

De acordo com o Sistema Unificado de Classificação dos Solos (ASTM), os solos finos (silte e argilas), os quais pelo menos 50% do material apresente diâmetro inferior a 0,075 mm (Peneira #200), são classificados de acordo com o Limite de Liquidez e Índice de plasticidade. O solo utilizado na presente pesquisa foi classificado pelas siglas *ML*, *M* de *Mo* (palavra sueca que significa silte) e *L* de *low* (baixa plasticidade e compressibilidade), podendo ser descrito como silte pouco plástico arenoso.

Na Tabela 4.1 foi apresentado também a atividade das argilas. Esse índice visa relacionar a influência da composição mineralógica dos argilominerais com a consistência do solo argiloso. Assim, calcula-se esse parâmetro através da relação do índice de plasticidade (*IP*) com a fração de argila (porcentagem que passa inferior ao diâmetro de 0,002 mm). Portanto, a depender dessa composição mineral, solos com elevados teores de argila podem apresentar índices de plasticidade mais baixos do que aqueles com menores porcentagens. Tratando-se do solo estudado, o material apresenta característica de argilas inativas, visto que o índice de atividade de argilas (*IA*) é menor do que 0,75. Essa propriedade representa que existe pouca influência da composição dos argilominerais na consistência e formação do estado plástico do solo.

A partir das recomendações da NBR 7182 (ABNT, 1986), com a utilização da energia do ensaio Proctor Normal foram realizados os ensaios de compactação no intuito de definir a massa específica aparente seca máxima e o teor de umidade ótima. Obteve-se 21,8 % de umidade ótima e 1,65 g/cm³ de massa específica aparente seca máxima para o solo em análise (grau de compactação de 95%).

Ainda conforme apresentado na Tabela 4.1, foram realizados ensaios de pré-adensamento em que Saliba (2009) utilizando de condições de massa específica aparente seca máxima e umidade ótima, submeteu o material analisado para nove carregamentos distintos para que, ao final do processo de carregamento e descarregamento fosse possível a determinação dos índices de vazios. Em posse desses resultados e utilizando-se do método Pacheco Silva (PINTO, 2006), foi obtida a tensão de pré-adensamento de 185 kPa. De acordo com Saliba (2009) esse solo se encontrará acima das tensões pré-adensamento no interior do maciço homogêneo a partir de 8,6 m de profundidade na

saturação e 10,9 m na umidade ótima, apresentando valores de pequena significância se comparados às alturas que atingem os maciços no Brasil.

4.1.2 Medição dos parâmetros de erodibilidade e migração do *headcut*

Nessa etapa da pesquisa calcularam-se os valores dos coeficientes de erodibilidade (k_d) e de taxa de migração (C) mediante observações do desprendimento do solo no tempo durante o processo de galgamento no modelo reduzido e das características físicas do material. Esses parâmetros calculados serão aplicados nos modelos unidimensionais no intuito de serem comparados os hidrogramas de ruptura observados experimentalmente com os obtidos via modelagem numérica.

De acordo com Powledge *et al.* (1990), Saliba (2009) e Zhao *et al.*(2015), é esperado durante a formação de brecha por erosão do maciço no caso de estruturas compostas por solos coesivos e compactados dois fenômenos predominantes: erosão superficial e *headcut*, conforme detalhado no Item 3.1.1. Como o modelo reduzido avaliado é composto por solo coesivo e grau de compactação de 95%, ambos comportamentos erosivos foram encontrados nos registros de laboratório durante o evento de galgamento, conforme destacado na Figura 4.5.

Visto essa compatibilização com estudos anteriores na formação de brecha desse tipo de maciço, utilizou-se do destaque nas paredes do canal da geometria do maciço que antecede o galgamento (Figura 4.4), e conseqüentemente a erosão do material, na estimativa de cálculo da variação em x e em y do desprendimento do solo no tempo.

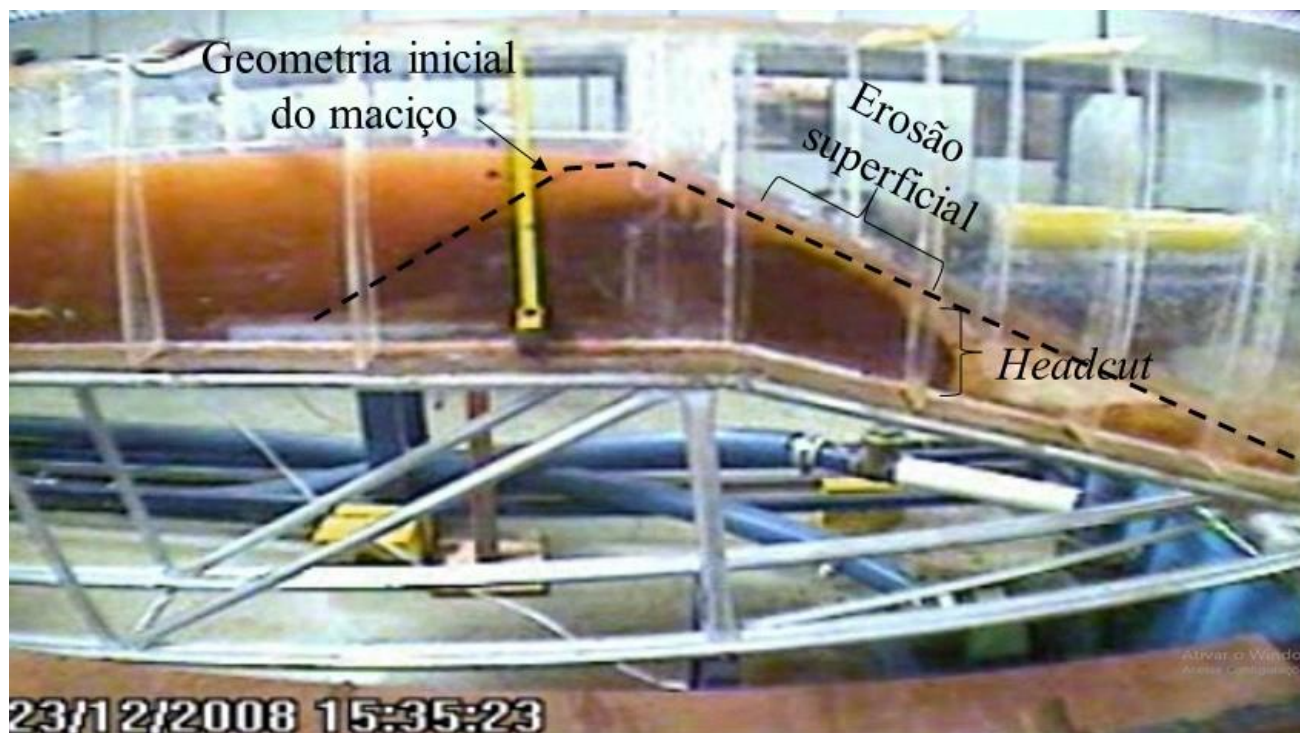


Figura 4.5 – Modelo reduzido com observação dos fenômenos de erosão predominantes.
Fonte: Saliba (2009) adaptado.

Para quantificação da erosão superficial e cálculo do coeficiente de erodibilidade, a Equação (4.1) foi utilizada uma vez que diversos autores a empregam quando avaliado o excedente da tensão cisalhante na caracterização da erodibilidade do solo.

$$\dot{Z} = k_d(\tau_0 - \tau_c) \quad (4.1)$$

Na qual:

\dot{Z} é a erodibilidade do material (m/s);

k_d é o coeficiente de erodibilidade (m/s.Pa)

τ_0 é a tensão de cisalhamento (Pa);

τ_c é a tensão de cisalhamento crítica para o início do processo erosivo (Pa).

De acordo com Wu (2016), o valor de k_d , exceto no início e no final do processo de formação de brecha, é mais significativo que o valor de τ_c , uma vez que a tensão de cisalhamento crítica normalmente é muito menor do que a tensão de cisalhamento do escoamento, não afetando tanto a taxa de erosão. Além disso, conforme destacado por Powledge *et al.* (1990) e detalhado no Item 3.1.1, o trecho avaliado do modelo reduzido refere-se à Zona 3 nominada pelo autor. Essa região é caracterizada por um escoamento supercrítico com rápida aceleração em virtude da declividade do talude de jusante, induzindo uma progressão na velocidade e tensões cisalhantes, resultando em uma zona de alto potencial erosivo. Pelo exposto e observado previamente pelos autores optou-se

por adotar a tensão de cisalhamento crítica como zero visto a pequena interferência na erosão do material.

A erodibilidade do material (Z) foi calculada através da distância em y (dy) do talude erodida e estabilizada após um intervalo de tempo (dt). Quanto a tensão de cisalhamento imposta pelo escoamento, consideraram-se as condições hidráulicas do talude de jusante para o cálculo através da Equação (3.5).

Quanto à caracterização do fenômeno de *headcut* na estrutura, foram utilizadas as formulações desenvolvidas por Robinson e Hanson (1994) para obtenção do coeficiente de erodibilidade (k_d) e Temple *et.al* (2005), o coeficiente de taxa de migração (C). Em ambos os casos a taxa de migração do *headcut* (dx/dt) foi calculada mediante a desestabilização do solo e movimentação da queda de água para montante no talude de jusante da estrutura. Procurou-se um evento representativo do galgamento do talude para melhor representação dessa migração e cálculo dos coeficientes.

A escolha das citadas formulações baseou-se nos métodos numéricos em comum entre os modelos unidimensionais avaliados para possibilitar a comparação dos resultados utilizando de equacionamentos similares.

4.2 Modelagem computacional

Este item destina-se ao atendimento dos objetivos relacionados a avaliação da representatividade dos processos erosivos observados no modelo reduzido nos modelos numéricos unidimensionais WINDAM C e DL BREACH. Além disso, em posse dos parâmetros calculados e aplicação das formulações teóricas nas simulações, visou-se averiguar os impactos dos parâmetros de erodibilidade e migração do *headcut* na formação da brecha e desenvolvimento do hidrograma de ruptura.

Ressalta-se aqui que o *software* HR-BREACH, apesar de apresentar soluções numéricas compatíveis com a migração do *headcut* aqui avaliada, durante a realização da pesquisa apresentou problemas operacionais dos quais foram relatados aos elaboradores, mas não pode ser solucionado em tempo hábil para utilização na presente pesquisa.

Quanto ao modelo computacional CFD (*Computational Fluid Dynamics*), diferentemente das modelagens unidimensionais, foi utilizado apenas no âmbito de modelagens hidrodinâmicas a partir a resolução numérica das equações de Navier-Stokes. Esta etapa da pesquisa visou avaliar a

influência do escoamento turbulento na erosão no maciço tanto na erosão superficial quanto nos degraus ao longo do talude de jusante ocasionados pelo aparecimento do *headcut*. As ferramentas fluidodinâmicas disponíveis até o momento se limitam à utilização de equações de transporte de sedimentos para representar a erosão de solos granulares. Portanto, essas modelagens se tornam incompatíveis com o tipo de solo e processo erosivo aqui estudado, justificando a avaliação apenas hidráulica.

4.2.1 Modelagem numérica unidimensional

Conforme detalhado na revisão bibliográfica, em estudos anteriores foram obtidos resultados mais satisfatórios e melhor se adequaram na representação do processo de formação de brecha em maciço de solo coesivo os *softwares* SIMBA / WINDAM C e DL-BREACH.

4.2.1.1 Geometria

De maneira geral a geometria do maciço avaliado nas modelagens seguiu as dimensões empregadas no modelo reduzido, exceto a altura do maciço que manteve constante em 0,3 m e não variável ao longo do talude de jusante, conforme apresentado na Figura 4.1. Essa adaptação foi necessária devido à limitação dos modelos numéricos em não ser possível oscilar a altura do maciço em análise. A Figura 4.6 representa a geometria utilizada nos dois *softwares*.

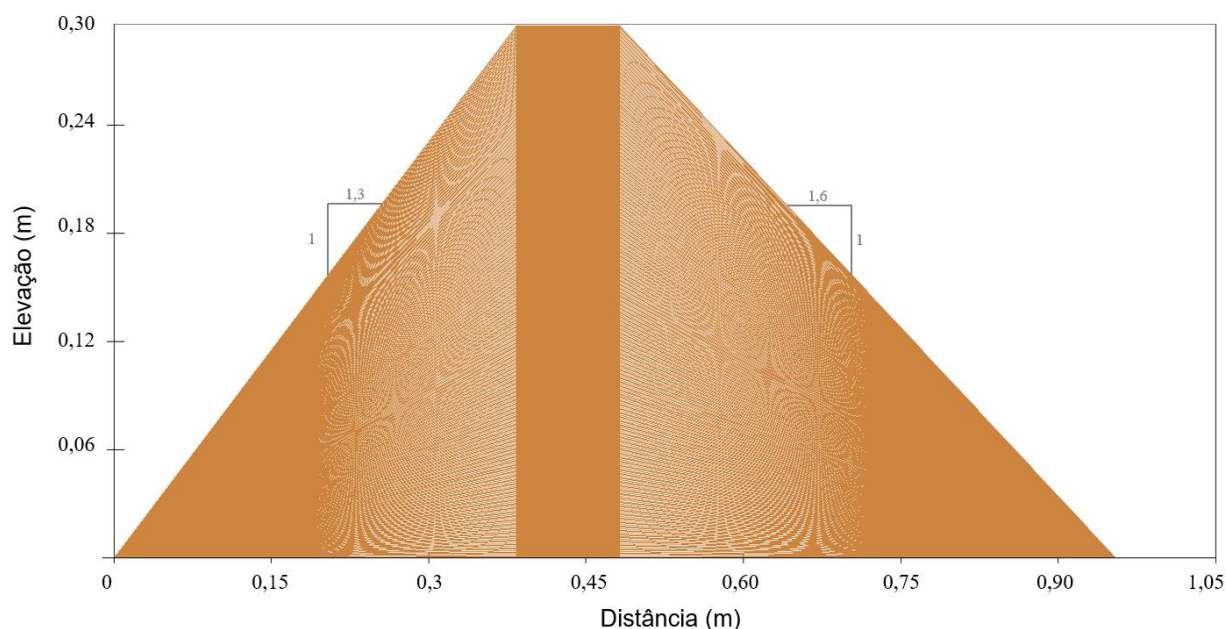


Figura 4.6 – Geometria utilizada nos modelos computacionais.

4.2.1.2 Definição dos dados de entrada

Os parâmetros de caracterização do solo nos modelos dependem do equacionamento de *headcut* escolhido na análise. A Tabela 4.3 sintetiza os dados necessários para cada formulação utilizada e

respectivo modelo numérico e os valores e métodos aplicados nos cálculos encontram-se detalhados no Item 4.1.1.

Tabela 4.3 – Consolidação dos dados necessários para caracterização do solo.

Modelo computacional	WINDAM C		DL-BREACH
	Robinson e Hanson (1994)	Temple <i>et.al</i> (2005)	Temple <i>et.al</i> (2005)
Método de <i>Headcut</i>			
Peso específico total (kg/m ³)	X		
Erodibilidade (k_d – mm/h)	X	X	X
Tensão de cisalhamento não-drenada (Pa)	X		
Tensão de cisalhamento crítica (Pa)	X	X	X
Coefficiente de taxa de migração ($C - s^{1/3}/h$)		X	X
Diâmetro do sedimento (m)			X
Porosidade			X
Coesão (Pa)			X
Ângulo de atrito (°)			X
Peso específico aparente seco			X

Quanto à rotina do reservatório, em ambos os modelos numéricos, a relação entre o volume de entrada, armazenamento e volume de saída do reservatório é representada pela simplificação finita da integral da equação da continuidade (CHOW, MAIDMENT E MAYS, 1988), também denominada de método de Puls modificado.

Para alimentar esse balanço de massa no reservatório, inseriu-se nos modelos como vazão afluente um valor constante de 10 L/s, em consistência com o simulado no modelo reduzido. A capacidade de armazenamento no reservatório foi representada pela curva Cota x Volume mantendo as dimensões do canal de acrílico a montante do barramento (Tabela 4.4).

Tabela 4.4 – Curva Cota x Volume do reservatório.

Elevação (m)	Volume (m ³)
0	0
0,01	0,021
0,05	0,105
0,1	0,21
0,15	0,315
0,2	0,42
0,25	0,525
0,3	0,63
0,35	0,735
0,4	0,84

Como o objetivo das modelagens é a avaliação do galgamento da estrutura, para otimizar o tempo de simulação, considerou-se o nível de água no momento inicial 0,03 m abaixo da crista (Elevação

0,27 m) de forma que rapidamente após o início da simulação iniciasse o processo de vertimento sobre a crista.

Apesar de ambos os modelos computacionais apresentarem a possibilidade de um afogamento do escoamento devido ao nível de água a jusante, como esse comportamento não foi observado no modelo reduzido, considerou-se como condição de jusante uma elevação do nível de água normal (0,015 m) de acordo com a declividade do canal de jusante do modelo reduzido.

No WINDAM C observou-se que o nível de água a jusante do maciço afoga o escoamento de montante quando supera a elevação da crista do *headcut*. Portanto, por ser um modelo unidimensional, os reflexos do amortecimento do jato de água a jusante do *headcut* não são levados em consideração se o N.A. for inferior à queda de água.

O passo de cálculo aplicado na simulação no WINDAM C foi de 5 s. Esse intervalo de tempo foi escolhido mediante uma análise de sensibilidade em que se notou uma maior estabilidade do modelo e nenhuma alteração quando comparado com o intervalo de 1 s. O *software* disponibiliza ainda de um ajuste automático de incremento do tempo de simulação em que o modelador pode inserir a máxima porcentagem de alteração na vazão e a mudança na elevação do máximo nível de água para que o intervalo de tempo seja dividido por dois. Testou-se esse método nas simulações e foi observado que apenas para coeficientes de erosão mais baixos, cuja formação de brecha apresenta um tempo de formação mais significativo (muito superior ao esperado na presente pesquisa), é que esse método apresentou resultados distintos dos modelos sem a aplicação do ajuste automático. Assim, optou-se por simular sem esse critério ativo.

Quanto ao DL-BREACH, Wu (2016) recomenda a adoção do intervalo de tempo para modelos reduzidos de 0,1 a 1 s e para protótipos de 1 a 5 s. Verificou-se a sensibilidade do passo de cálculo para o primeiro caso, visto que se trata de um experimento realizado em laboratório, e notou-se que, para a simulação estudada, ocorre uma pequena variação nos resultados se comparados os intervalos entre 0,1 e 1 s, optando-se assim pela utilização do passo de cálculo de 0,1 s para melhor detalhamento das simulações e visto que não houve um acréscimo considerável no tempo de simulação.

O coeficiente de descarga, devido ao processo erosivo ocasionado no talude de jusante do maciço, varia a medida em que o processo atinge a crista e, conseqüentemente, passa de uma soleira espessa para uma delgada (USACE, 2021b). Assim, apesar do acompanhamento na mudança da carga

hidráulica com o rebaixamento do maciço e mudança do controle hidráulico, os *softwares* de maneira geral se limitam a inserção de apenas um coeficiente de descarga para representar todo processo de formação de brecha. Portanto, como a vazão de pico é um dos aspectos mais importantes no hidrograma de ruptura, USACE (2021b) sugere que o coeficiente seja estimado para representar o momento em que provavelmente ocorra a passagem da maior vazão sobre o maciço. Adicionalmente, o autor sugere como referência alguns intervalos de coeficiente de descarga, variando de acordo com o tipo de geometria e material do barramento, conforme pode ser observado na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – Coeficiente de descarga – Modo de falha galgamento.

Tipo de barramento	Coeficiente de descarga ($m^{0,5}/s$)
Barragem de solo argiloso ou núcleo argiloso	1,4 – 1,8
Barragem de solo arenoso ou granular	1,4 – 1,7
Barragem de concreto em arco	1,7 – 1,8
Barragem de gravidade de concreto	1,4 – 1,7

Fonte: (USACE, 2021b)

Pelo exposto e considerando que no DL BREACH o coeficiente não é uma opção de entrada pois encontra-se fixado o valor de $1,7 m^{0,5}/s$, optou-se por adotar esse mesmo valor no WINDAM C. Além disso, o coeficiente encontra-se condizente com o intervalo apresentado por USACE (2021a) visto que se trata de um maciço constituído de solo argiloso.

4.2.1.3 Cenários avaliados

Para validação dos parâmetros de erodibilidade e migração do *headcut* calculados de acordo com os resultados do modelo reduzido, avaliou-se algumas combinações desses coeficientes de erosão nos modelos numéricos WINDAM C e DL-BREACH, conforme sintetizado na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 – Cenários avaliados – Parâmetros de erosão.

Cenário	Modelo numérico	Parâmetro medido	Software utilizado
Cenário 1	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado <i>headcut</i> e $C=0,25$. k_d	WINDAM C
Cenário 1A	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado no <i>headcut</i> e C calculado no <i>headcut</i>	WINDAM C
Cenário 1B	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado na erosão superficial e $C=0,25$. k_d (k_d calculado no <i>headcut</i>)	WINDAM C
Cenário 1C	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado na erosão superficial e $C=0,25$. k_d	WINDAM C
Cenário 1D	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado na erosão superficial e C calculado no	WINDAM C

		<i>headcut</i>	
Cenário 1E	Robinson e Hanson (1994)	k_d calculado no <i>headcut</i>	WINDAM C
Cenário 2	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado no <i>headcut</i> e $C=0,25 \cdot k_d$	DL-BREACH
Cenário 2A	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado no <i>headcut</i> e C calculado no <i>headcut</i>	DL-BREACH
Cenário 2B	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado na erosão superficial e $C=0,25 \cdot k_d$ (k_d calculado no <i>headcut</i>)	DL-BREACH
Cenário 2C	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado na erosão superficial e $C=0,25 \cdot k_d$	DL-BREACH
Cenário 2D	Temple <i>et al.</i> (2005)	k_d calculado na erosão superficial e C calculado no <i>headcut</i>	DL-BREACH

Como o modelo computacional DL BREACH só disponibiliza dos métodos numéricos de migração do *headcut* que consideram a energia dissipada (Item 3.3.2) e o WINDAM C apresenta como opção nessa vertente de cálculo apenas o equacionamento proposto por Temple *et al.* (2005), optou-se por adotar esse método por ser passível de comparação entre os *softwares*. Quanto a metodologia que leva em consideração a tensão cisalhante e desestabilização (Item 3.3.1), apenas o WINDAM C dispõe, justificando a aplicação do método proposto por Robinson e Hanson (1994) apenas nesse *software*.

Conforme apresentado no Item 4.1.2, o coeficiente de erodibilidade é utilizado tanto no cálculo da erosão superficial quanto no equacionamento de migração de *headcut* proposto por Robinson e Hanson (1994). Assim, quando utilizado o método numérico proposto por Robinson e Hanson (1994) apenas um parâmetro de K_d é solicitado. Já na aplicação do método Temple *et al.* (2005), o coeficiente de erodibilidade é utilizado para a erosão superficial e o C (Coeficiente de taxa de migração) é que se aplica na migração do *headcut*. Assim, de acordo com o exposto na Tabela 4.6, testou-se nesse último método tanto o C calculado pelo modelo reduzido quanto o emprego da relação $C = 0,25 \cdot k_d$ proposta por Hanson *et al.* (2011) e apresentada previamente no Item 3.3.2.

O critério aplicado para verificar se os resultados foram representativos foi compará-los com o evento observado no modelo reduzido. O experimento laboratorial apresentou uma duração de cerca de 34 min e, desse total, 33 min foi após o início do galgamento. Assim, conforme apresentado na Figura 4.7, apesar da erosão superficial da crista do maciço, o processo de migração do *headcut* decorrido esse tempo ainda não havia atingido o trecho de jusante da crista.

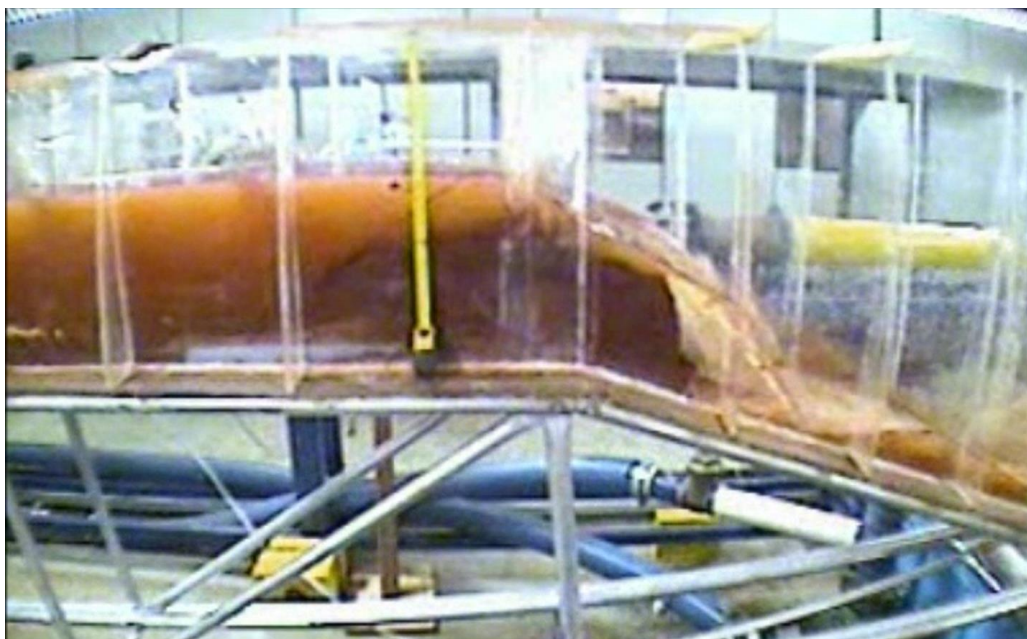


Figura 4.7 – Geometria final observada na simulação do modelo reduzido.

4.2.2 Modelagem numérica CFD

No intuito de serem analisados os escoamentos turbulentos na erosão superficial do talude de jusante quanto o impacto posterior ao desenvolvimento do *headcut*, foi necessária a utilização das ferramentas fluidodinâmicas disponíveis CFDs (*Computational Fluid Dynamics*) para auxiliar na resolução numérica das equações de Navier-Stokes.

Apesar da considerável quantidade de programas computacionais que simulam escoamentos multifásicos e turbulentos, optou-se pela utilização do modelo computacional fluidodinâmico Flow-3D® v12.0, devido à familiaridade da autora com o *software*.

Devido à limitação das ferramentas fluidodinâmicas disponíveis até o momento em representar a erosão de apenas solos granulares, foram avaliadas somente as características hidrodinâmicas no talude de jusante do maciço.

4.2.2.1 Geometria

No intuito de serem estabelecidas geometrias representativas para avaliação das características hidrodinâmicas do modelo reduzido, foram mantidas as mesmas dimensões do experimento em laboratório, exceto pela inserção de degraus no trecho mais a jusante do maciço. Essa adequação visou representar a geometria observada após o início do galgamento em laboratório no momento em que se consolidou o *headcut* no pé do maciço (Geometria 1).

Devido à limitação dos modelos numéricos unidimensionais em não ser possível oscilar a altura do maciço em análise, conforme previamente apresentado, a mesma dimensão do *headcut* estabelecida na Geometria 1 foi replicada na Geometria 2 mas agora considerando um maciço com altura fixa de 30 cm. O intuito aqui é verificar se o comportamento hidráulico irá oscilar consideravelmente a ponto de impactar os resultados nos casos em que essa simplificação seja necessária.

Como terceira e última geometria, optou-se por verificar a formação de apenas um degrau no trecho mais a jusante do maciço (ao invés de dois como apresentado nas Geometrias 1 e 2). Essa adequação visou avaliar a simplificação utilizada nos modelos unidimensionais cujo degrau tem o formato perpendicular ao fundo e forma apenas um o qual vai migrando para montante.

As três geometrias avaliadas com leito fixo foram elaboradas com auxílio do *software* AutoCad® cujo arquivo resultante é um arquivo em formato STL (*Standart Triangle Language*) o qual representa a geometria como blocos tridimensionais, conforme ilustrado na Figura 4.8.

Além dos maciços, foram representados também os canais em acrílico cuja geometria do fundo variou apenas de acordo com a adoção (Geometria 1) ou não (Geometrias 2 e 3) da altura variável do maciço, conforme ilustrado na Figura 4.9. Os canais apresentados seguem as mesmas geometrias dos maciços e a inserção das paredes dos canais no modelo visa apenas impedir o escoamento nessas direções, como condições de contorno.

Quanto à rugosidade, utilizou-se da espessura de 0,001 m para o canal em acrílico e 0,02 m para o maciço. As alturas de rugosidade correspondem ao coeficiente de Manning, 0,013 e 0,02 s/m^{1/3}, respectivamente, conforme indicado por Porto (2006).



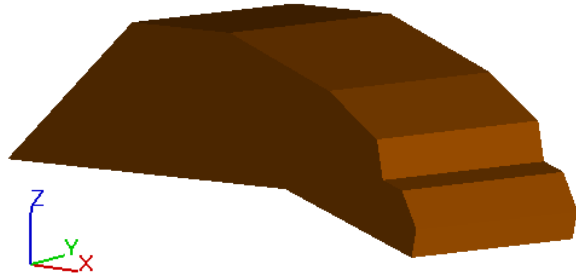
(a) Geometria 1



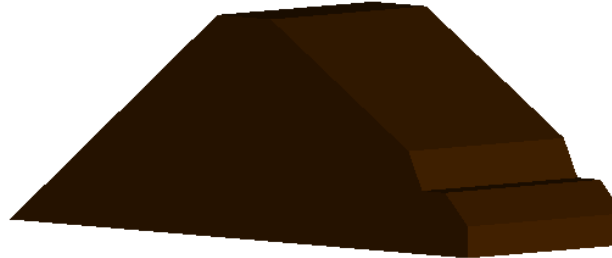
(c) Geometria 2



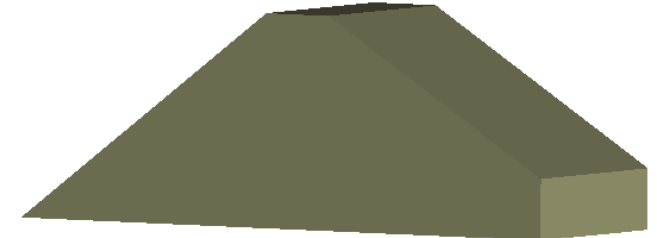
(e) Geometria 3



(b) Geometria 1 Perspectiva

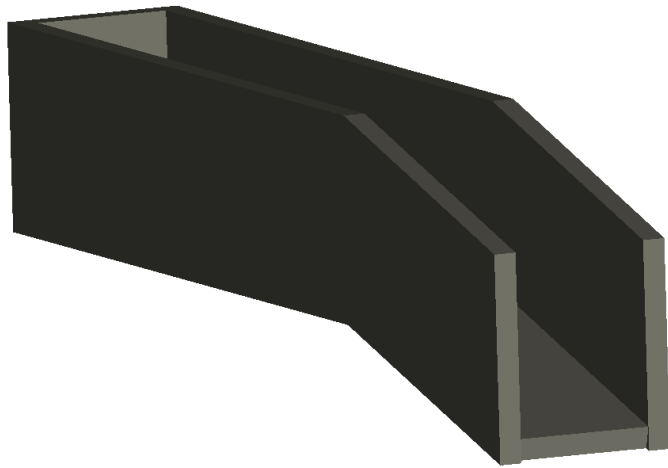


(d) Geometria 2 Perspectiva

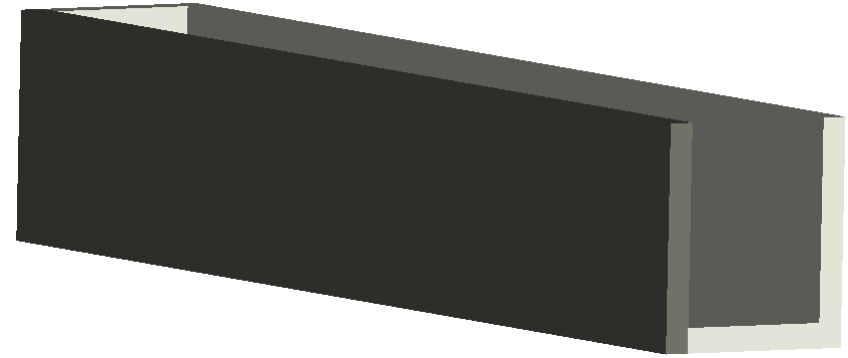


(f) Geometria 3 Perspectiva

Figura 4.8 – Geometria dos maciços avaliados no Flow-3D®.



(a) Geometria do canal como no modelo reduzido



(b) Geometria do canal como no modelo numérico

Figura 4.9 – Geometria dos canais inseridas no Flow-3D®.

4.2.2.2 Malha numérica

Em função da utilização das dimensões do modelo reduzido no *software*, cujo tamanho é cerca de 100 vezes inferior às dimensões de um suposto protótipo, foi possível um considerável refinamento global e local da malha numérica.

Foi utilizado assim, na malha global elementos de arestas de 0,01 m e localmente, na região do maciço, optou-se por reduzir pela metade o tamanho do elemento, passando para 0,005 m, conforme apresentado na Figura 4.10. Essas dimensões foram aplicadas a todas as simulações avaliadas.

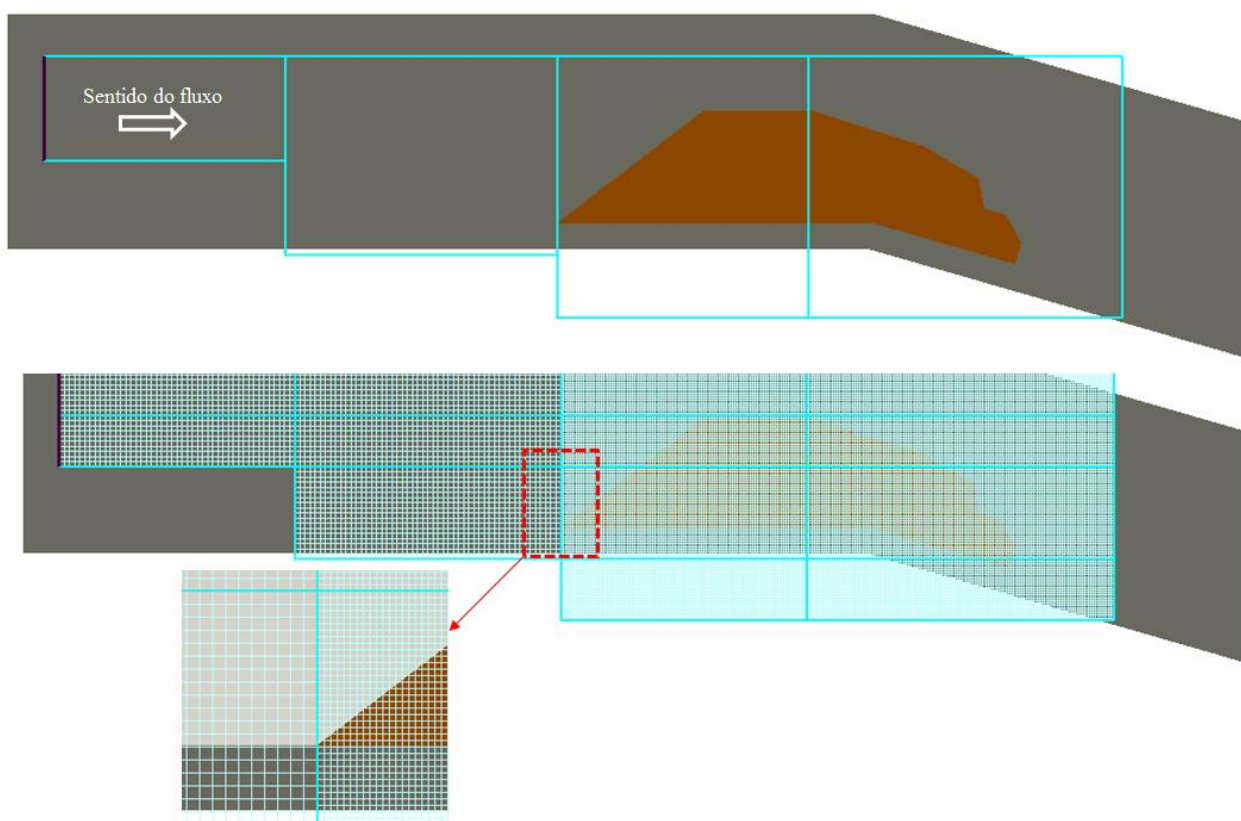


Figura 4.10 – Malha numérica cúbica global e local utilizada nas simulações no Flow-3D®.

Conforme previamente apresentado, no FLOW-3D® utiliza-se de uma malha uniforme, cúbica e estruturada com a aplicação do Método dos Volumes Finitos (MVF). Assim, para a definição do detalhamento da malha numérica, verificou-se como o método FAVORTM foi aplicado para gerar a geometria na reconstrução baseada nas frações de área e volumes abertos que interceptam as faces da célula da geometria. A preocupação aqui se refere à redução da malha em arestas pequenas o suficiente para manter a representação dos degraus (*headcut*) no trecho mais a jusante do maciço. Com as dimensões da malha previamente apresentada, a geometria foi otimizada pelo modelo

gerando o sólido apresentado na Figura 4.11. Nota-se assim que os degraus foram corretamente representados, sugerindo que o tamanho da malha se encontra adequado.

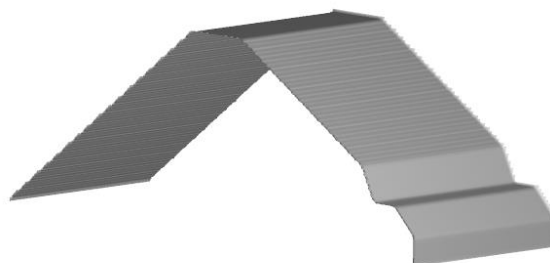


Figura 4.11 – Geometria renderizada e utilizada no Flow-3D®.

4.2.2.3 Condições de contorno

Apesar da variação da geometria nas análises, as condições de contorno não foram modificadas devido à similaridade dos sólidos empregados. Assim, conforme apresentado na Figura 4.12, como entrada (*inflow* - Q) foi inserida na face do bloco mais a montante a descarga líquida constante de $0,01 \text{ m}^3/\text{s}$ e como saída do fluido do domínio de simulação (*outflow* - O), estabeleceu-se a opção de para que não houvesse nenhuma restrição ou controle hidráulico que impactasse o escoamento a montante.

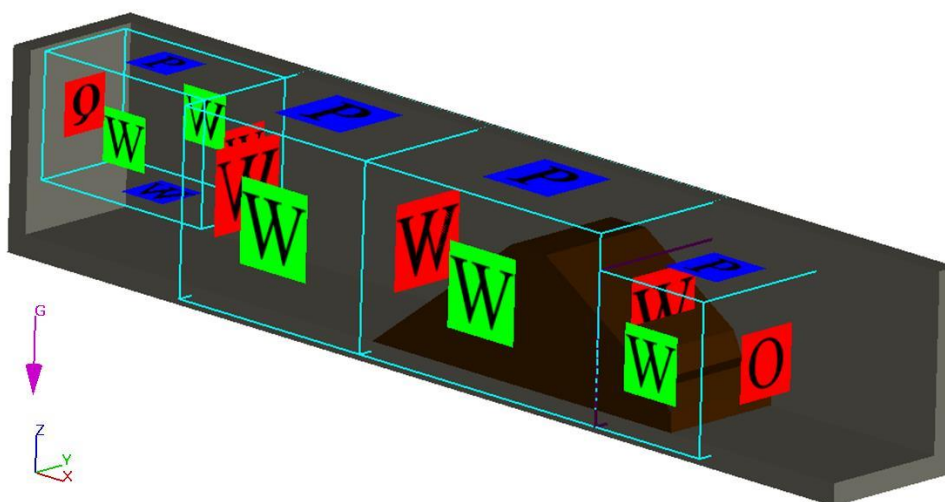


Figura 4.12 – Malha numérica cúbica global e local utilizada nas simulações no Flow-3D® - Exemplificada com a Geometria 2.

Nas faces laterais e inferiores dos blocos do domínio foi selecionada a opção *wall* (W) a qual representa a existência de paredes que não permitem a saída do fluxo naquela direção, exceto na

existência de duas faces conectadas, como acontece entre os blocos intermediários. Nesse caso o *software* compreende a continuação do escoamento nessa direção.

Quanto à face superior de todos os blocos, considerou-se a pressão exercida igual à pressão atmosférica (P).

No intuito de reduzir o tempo de cálculo com o enchimento do reservatório, adotou-se como condição inicial o reservatório já preenchido até a elevação 0,3 m, mesma cota da crista. Essa premissa foi possibilitada visto que o intuito das simulações é avaliar o comportamento hidráulico no maciço de jusante posterior ao início do galgamento.

4.2.2.4 Condições de simulação

O fluido foi considerado incompressível e foi utilizada para o cálculo da advecção a ordem de aproximação a preservação de monotocidade de segunda ordem.

De acordo com o FLOW-3D (2019), a resolução da advecção a segunda ordem possui um bom desempenho para escoamentos circulares e ondas em superfície livre. Para uma maior acurácia na resolução das velocidades de escoamento, como, por exemplo, na presença de vórtices, a preservação de monotocidade de segunda ordem é a ordem de aproximação mais recomendada. Devido ao interesse na presente pesquisa em observar os vórtices, viu-se adequada a utilização da última ordem de aproximação supracitada.

Quanto ao modelo de turbulência, dentre os métodos disponíveis no FLOW-3D®, conforme previamente listados no Item 3.5.1, foi utilizado o modelo de duas equações de transporte SST κ - ω , o qual se baseia no método RANS. De acordo com o FLOW-3D (2019), o modelo SST κ - ω se destaca na representação de escoamentos próximos a paredes e vórtices com gradientes de pressão como em jatos de água e ondas.

Além disso, Araújo (2017) comparou o desempenho de diferentes modelos de turbulência RANS em casos de gradiente de pressão adverso, separação e recirculação do escoamento. Como resultado, a autora obteve que modelo SST κ - ω apresentou os melhores resultados quanto ao comprimento de recolamento, perfil e contorno de velocidade média quando comparados com os obtidos pela literatura.

Nos estudos referentes ao modelo numérico realizado para representar o escoamento a jusante do *headcut*, Wei *et al.* (2021) utilizaram no software Fluent® o modelo de turbulência SST κ - ω . De acordo com os autores, o método foi adotado, pois realiza o transporte de tensão cisalhante turbulenta e computa com boa precisão a separação de superfícies laminares devido aos gradientes adversos de pressão. Pelo exposto, optou-se por adotar o modelo de turbulência SST κ - ω para avaliar o comportamento hidráulico a jusante do *headcut*.

Em função da dificuldade em formar a dissipação de energia no primeiro *headcut* (como observado no experimento em laboratório) ao invés do jato de água se manter contínuo e deslocado do fundo do talude de jusante, as simulações foram iniciadas com o trecho de jusante totalmente preenchido de forma a evitar o salto do jato de água nas simulações, conforme apresentado na Figura 4.13.

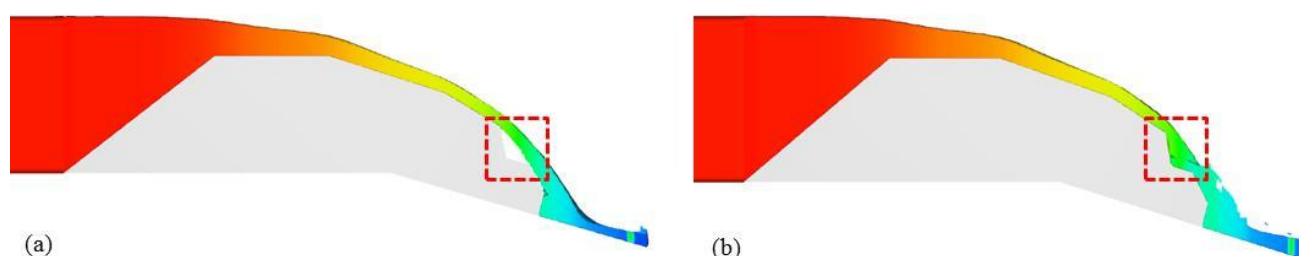


Figura 4.13 – (a) Simulação sem o preenchimento do trecho de jusante (b) Simulação com o preenchimento do trecho de jusante.

No FLOW-3D® o transporte de ar na superfície livre pode ocorrer devido às perturbações turbulentas ou condições de fluxo, como um jato colidindo. No modelo básico, trata-se de uma adição passiva do ar ao fluxo principal, sem afeta-lo. Esse método é recomendado apenas quando a quantidade de ar é inferior a 10%. Caso contrário, deve-se ativar a opção que permite a interação entre as duas fases, de forma que a diferença de densidades (água e ar) irá afetar o movimento do fluido.

Devido à dificuldade de modelar a aeração nos escoamentos, principalmente na ausência de medições em modelos experimentais para calibração, optou-se por realizar apenas o modelo básico, mantendo a densidade apenas da água.

As simulações no FLOW-3D® foram realizadas em um computador com Processador Intel Xeon E5-2697 2.30 GHz, memória RAM de 128 GB e 36 núcleos de processamento, disponibilizado pela Empresa Potamos Engenharia, resultando em uma duração média de 24 horas para estabilização e

finalização de cada cenário avaliado. Ressalta-se que esse tempo não inclui os testes de sensibilidade da malha e avaliações iniciais quanto a representatividade do modelo numérico, engloba apenas as simulações finais.

4.2.2.5 Cenários avaliados

Para avaliação qualitativa do comportamento hidráulico na erosão superficial e a jusante do *headcut*, foram avaliados distintos cenários, conforme sintetizado na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Cenários avaliados – Modelagem no software FLOW-3D®.

Cenário	Geometria	Modelo de turbulência
Cenário i	Geometria 1	SST κ - ω
Cenário ii	Geometria 2	SST κ - ω
Cenário iii	Geometria 3	SST κ - ω

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 *Parâmetros de erodibilidade e migração do headcut*

As filmagens registradas no âmbito da tese de Saliba (2009) viabilizaram o cálculo do coeficiente de erodibilidade (k_d) e o coeficiente de taxa de migração (C), com a utilização do . Conforme a metodologia previamente apresentada, o coeficiente de erodibilidade obtido na análise da erosão superficial do maciço foi calculada em um intervalo de tempo de 376 s. O período selecionado durante o galgamento levou em consideração a erosão do talude de jusante, predominantemente paralela ao nível de água. Além disso, o critério de finalização do tempo observado (376 s) foi a estabilização do fundo do talude no trecho analisado quando observado que a erosão havia cessado. Como resultado obteve-se um valor de 0,42 cm³/N.s. A condição antecedente e final do talude de jusante cuja metodologia foi aplicada encontra-se apresentada na Figura 5.1.

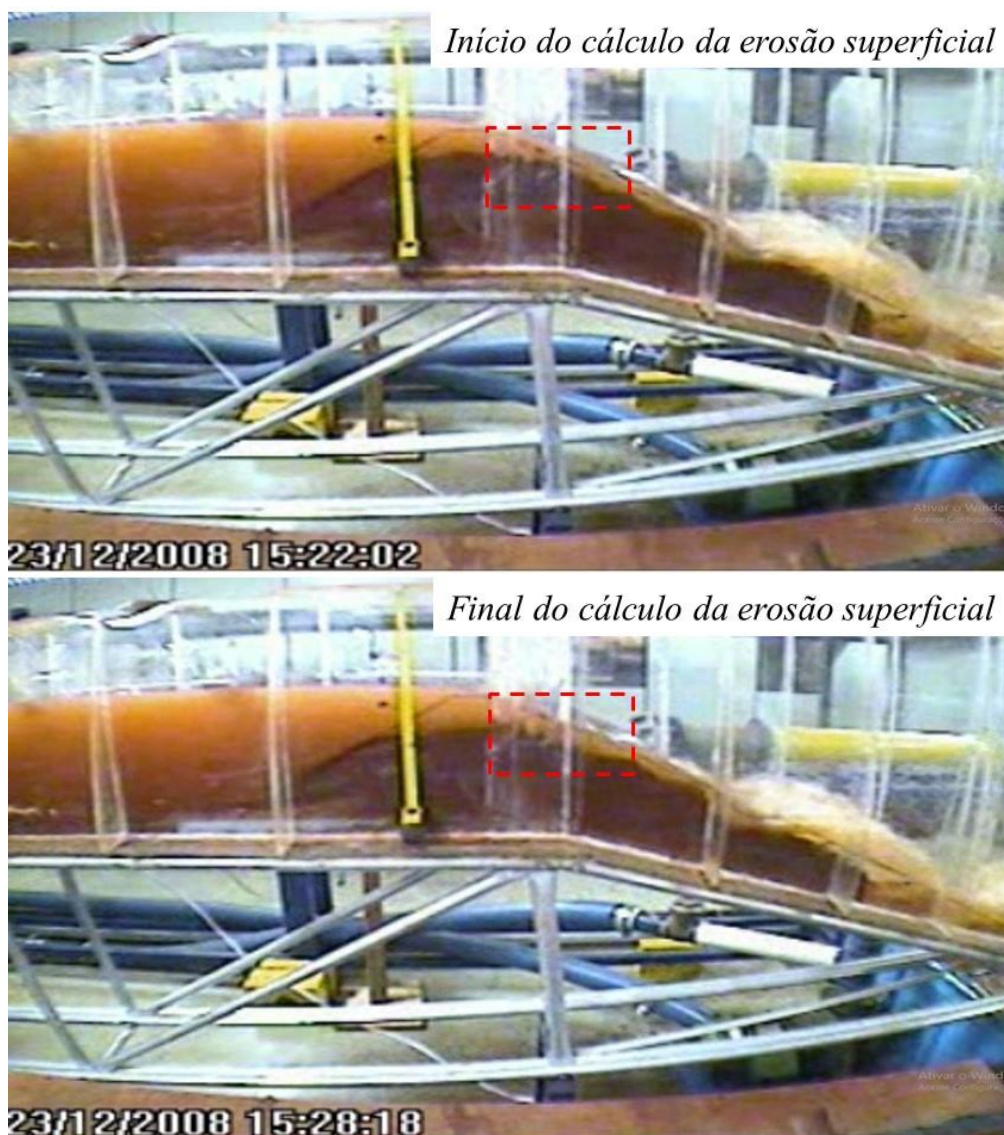


Figura 5.1 – Cálculo do coeficiente de erodibilidade (k_d) pela análise da erosão superficial.

Quanto aos coeficientes relacionados à migração do *headcut*, selecionou-se um evento em que foi observada a formação e migração de um degrau no talude de jusante. Notou-se que a extremidade jusante do talude de 0,086 m de altura com parede aproximadamente vertical erodiu 0,043 m para montante após um processo de desestabilização do bloco no decorrer de 120 minutos. O início e final do evento selecionado encontra-se ilustrado na Figura 5.2. Como resultado, obteve-se um coeficiente de erodibilidade (k_d) de 31,16 $\text{cm}^3/\text{N}\cdot\text{s}$ e coeficiente da taxa de migração (C) de 0,0025 $\text{s}^{1/3}/\text{h}$.

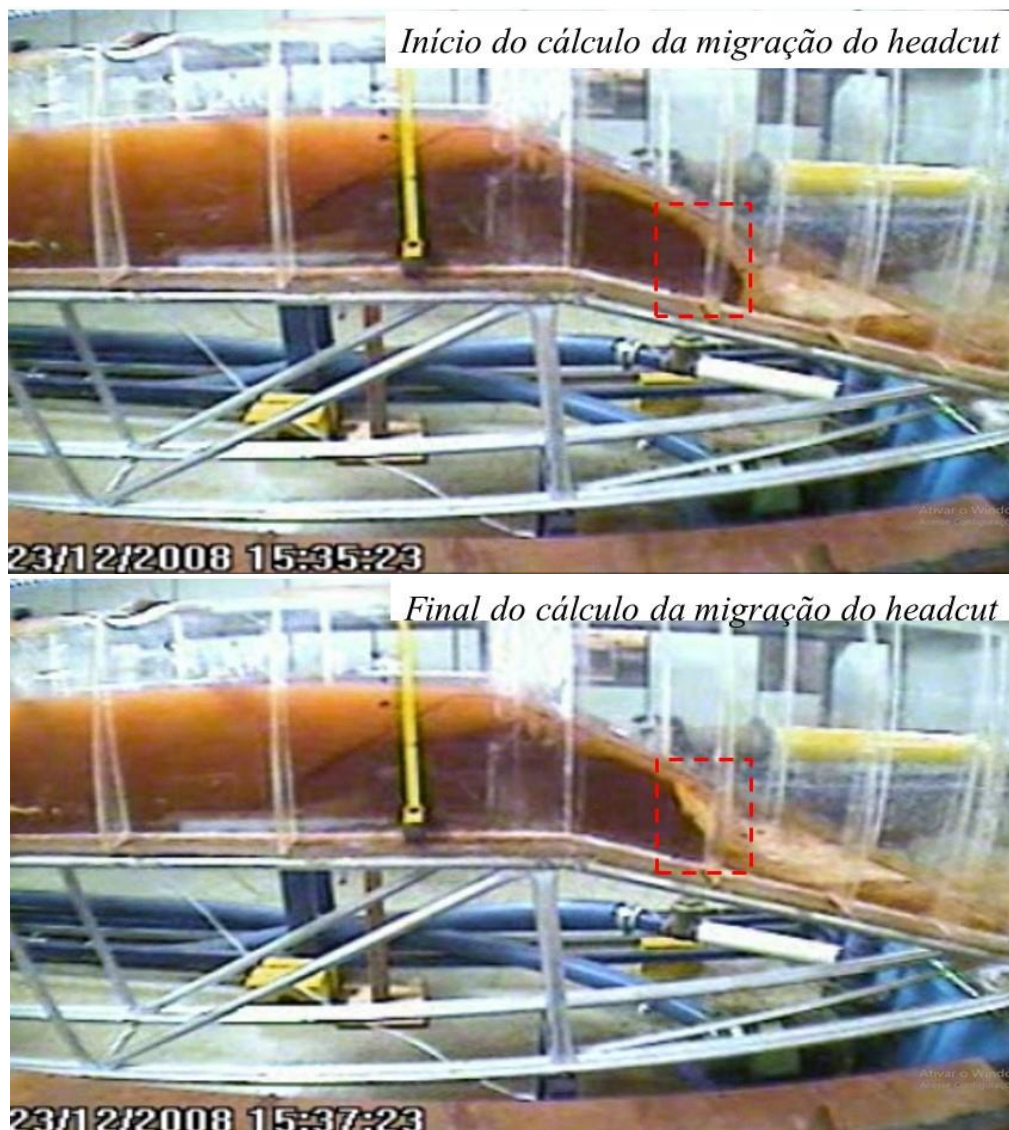


Figura 5.2 – Cálculo do coeficiente de erodibilidade (k_d) e coeficiente da taxa de migração (C) pela análise da migração do *headcut*.

A Tabela 5.1 sintetiza os resultados obtidos dos coeficientes calculados através das análises no modelo reduzido.

Tabela 5.1 –Parâmetros de erosão calculados.

Parâmetro	Método	Valor
k_d (cm ³ /N.s)	Erosão superficial	0,42
k_d (cm ³ /N.s)	Migração do <i>headcut</i>	31,16
C (s ^{1/3} /h)	Migração do <i>headcut</i>	0,0025

A título de comparação com as referências obtidas na literatura, foram sintetizados os parâmetros e suas respectivas fontes na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 –Parâmetros de erosão obtidos na literatura.

Coefficiente de erodibilidade (k_d - cm ³ /N.s)	Coefficiente de taxa de migração (C - s ^{1/3} /h)	Fonte
0,046	0,012	Saliba (2009)
0,1	0,025	Hanson <i>et al.</i> (2011)
1	0,250	Hanson <i>et al.</i> (2011)
2,5 – 30	0,625-7,5	Wu (2016)
0,415	0,104	Zhong <i>et al.</i> (2019)

Os parâmetros apresentados foram obtidos via aparatos EFA (*Erosion Function Apparatus*) e teste de erodibilidade em camadas paralelas (SALIBA, 2009) e JET (*Jet Erosion Test*) em estudos obtidos por Hanson *et al.* (2011) e pelo equacionamento sugerido por Zhong *et al.* (2019). Nessa síntese de parâmetros obtidas buscou-se os valores apresentados pelos autores compatíveis com as características físicas do solo em análise. Quanto ao intervalo estipulado por Wu (2016) trata-se de uma estimativa de valores esperados pelo autor para o coeficiente.

Já para o coeficiente de taxa de migração (C), não foram encontrados valores de referência na literatura, assim utilizou-se da relação com o valor de k_d obtida por Hanson *et al.* (2011).

Pelo exposto, nota-se uma considerável variabilidade de valores para o coeficiente de erodibilidade, em que se obteve como mínimo 0,046 cm³/N.s e máximo 30 cm³/N.s, e consequente oscilação para o coeficiente de taxa de erosão.

Ao comparar com os parâmetros calculados, nota-se que o valor obtido mediante a análise no talude de jusante para a erosão superficial foi condizente com a ordem de grandeza da maioria das fontes obtidas na literatura. Isso pode ser justificado pela ausência de macroestruturas turbulentas e predominância da avaliação do excesso de tensão cisalhante, em concordância com o método aplicado nos testes e aparatos previamente descritos no 3.2.3.

Em contrapartida, o coeficiente de erodibilidade obtido através da avaliação da migração do *headcut* foi muito superior aos dados obtidos pelos ensaios de erodibilidade encontrados na literatura. Esse fato remete a avaliar que a erosão do solo coesivo mediante a formação de degraus apresenta outras tensões e condicionantes além da tensão de cisalhamento do solo que corrobora para a erosão e consequente migração do *headcut*.

O jato de água formado pela queda de água ocasionada pela parede vertical do *headcut* gera pressões e vórtices a jusante que tem fatores condicionantes como: altura do *headcut*, nível de água

a jusante do maciço, formação de vórtices com o jato de água, dentre outros que serão posteriormente apresentados com os resultados da simulação CFD.

5.2 Cenários avaliados - Modelagem unidimensional

Calculados os parâmetros de erodibilidade mediante as avaliações no modelo reduzido, manteve-se constante nos modelos as características físicas do solo, geometria e a rotina do reservatório enquanto os cenários foram alterados com diferentes combinações dos coeficientes de erosão, conforme sintetizados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Cenários avaliados – Parâmetros de erosão

Cenário	Modelo numérico	Parâmetros avaliados	Software utilizado
Cenário 1	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 31,16 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 7,8 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	WINDAM C
Cenário 1A	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 31,16 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 0,0025 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	WINDAM C
Cenário 1B	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 7,8 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	WINDAM C
Cenário 1C	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 0,1050 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	WINDAM C
Cenário 1D	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 0,0025 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	WINDAM C
Cenário 1E	Robinson e Hanson (1994)	$k_d = 31,16 \text{ cm}^3/\text{N.s}$	WINDAM C
Cenário 2	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 31,16 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 7,8 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	DL-BREACH
Cenário 2A	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 31,16 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 0,0025 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	DL-BREACH
Cenário 2B	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 7,8 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	DL-BREACH
Cenário 2C	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 0,1050 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	DL-BREACH
Cenário 2D	Temple <i>et al.</i> (2005)	$k_d = 0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$ $C = 0,0025 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$	DL-BREACH

Os resultados referentes à evolução da brecha em função da erosão do maciço da estrutura e os hidrogramas de rupturas para os cenários avaliados encontram-se apresentados na Figura 5.3 a Figura 5.8.

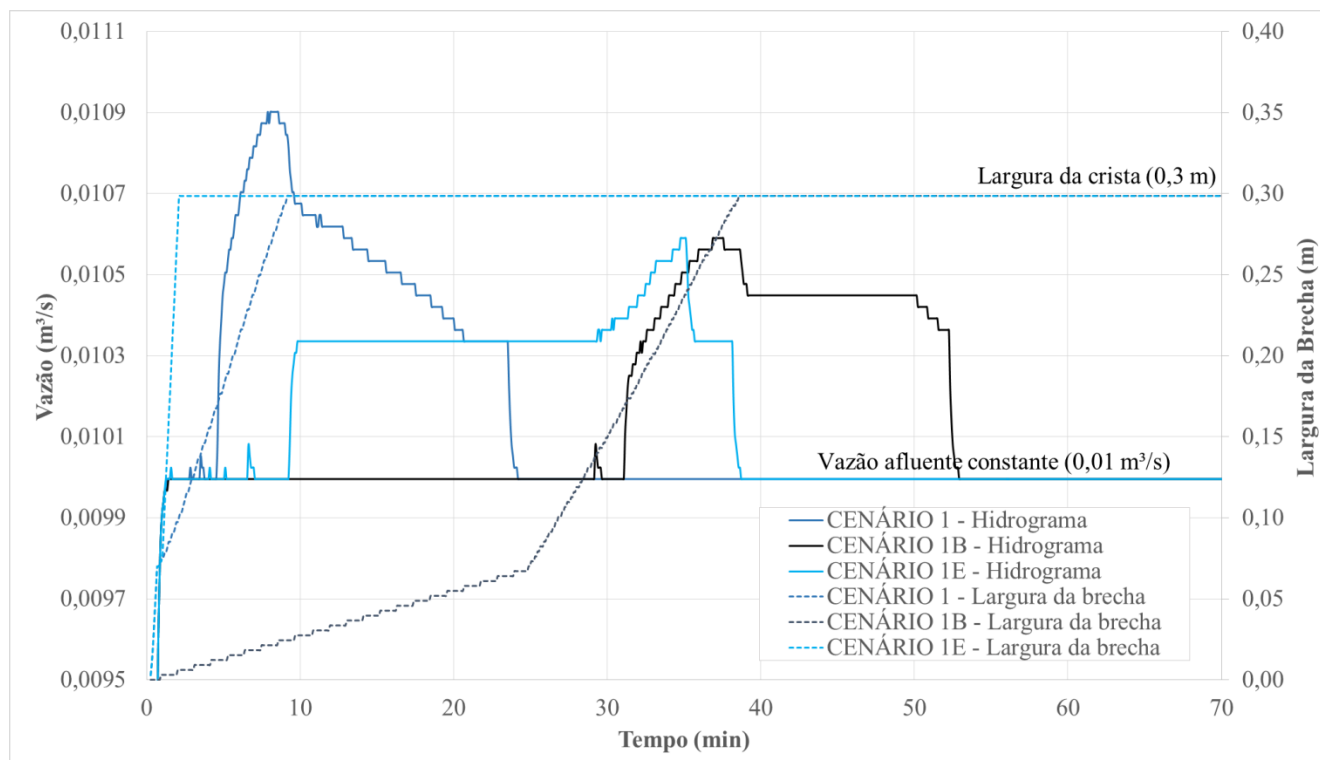


Figura 5.3 – Resultados WINDAM C: Hidrograma de ruptura e evolução da largura da brecha nos Cenários 1, 1B e 1E.

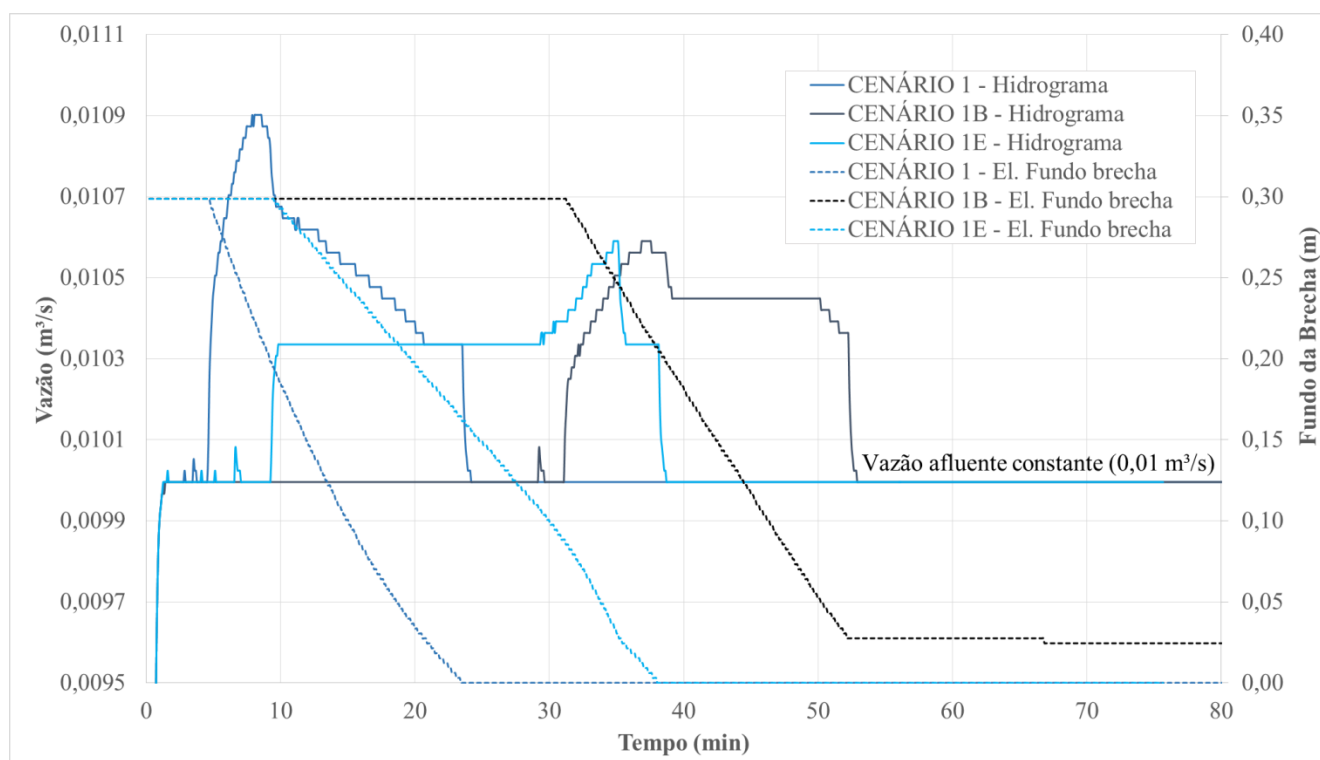


Figura 5.4 – Resultados WINDAM C: Hidrograma de ruptura e desenvolvimento da elevação de fundo da brecha nos Cenários 1, 1B e 1E.

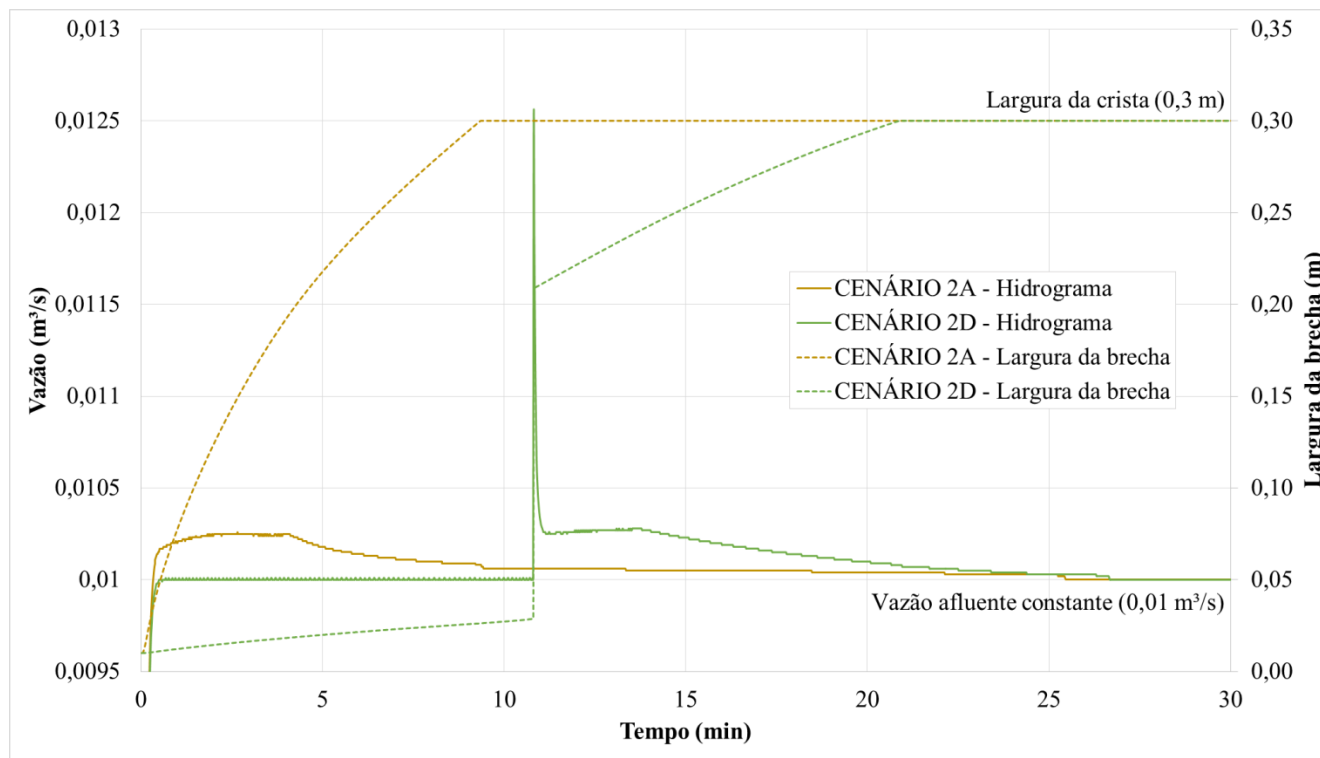


Figura 5.5 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e evolução da largura da brecha nos Cenários 2A e 2D.

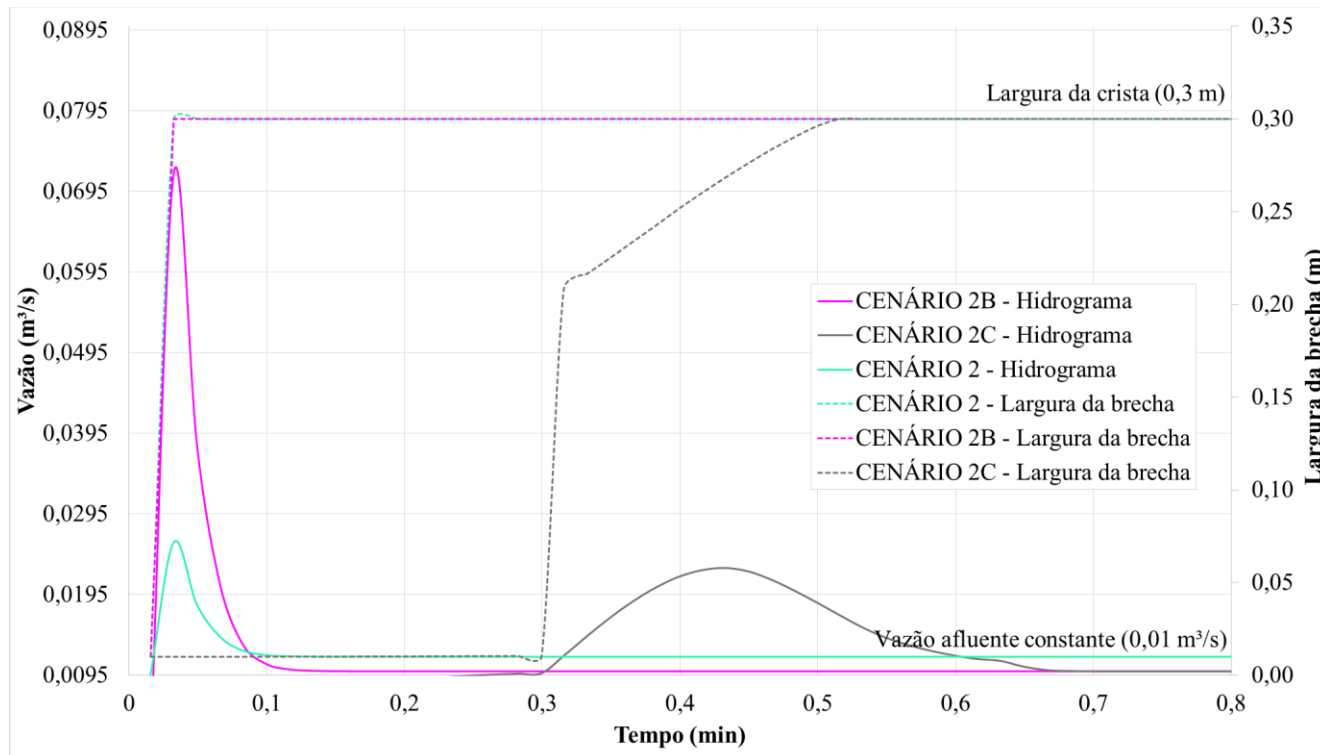


Figura 5.6 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e evolução da largura da brecha nos Cenários 2, 2B e 2C.

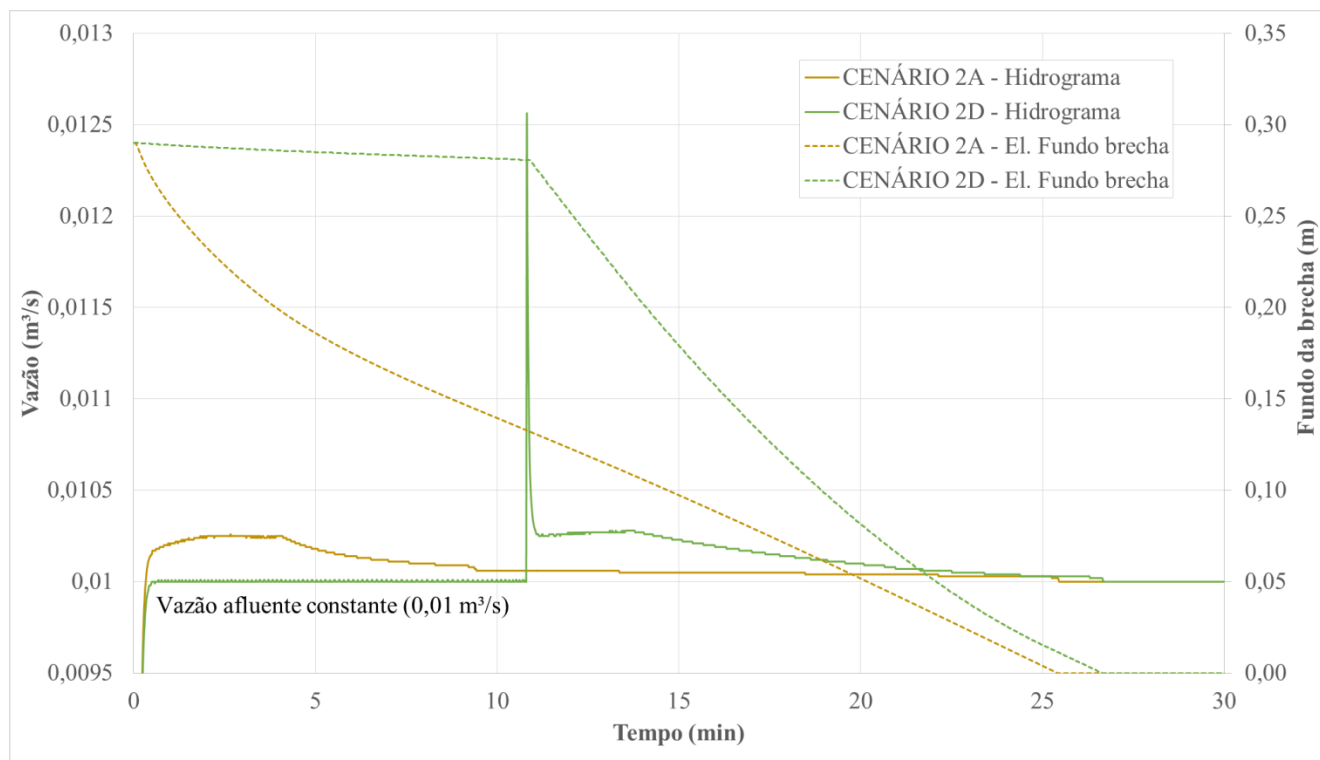


Figura 5.7 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e desenvolvimento da elevação de fundo da brecha nos Cenários 2A e 2D.

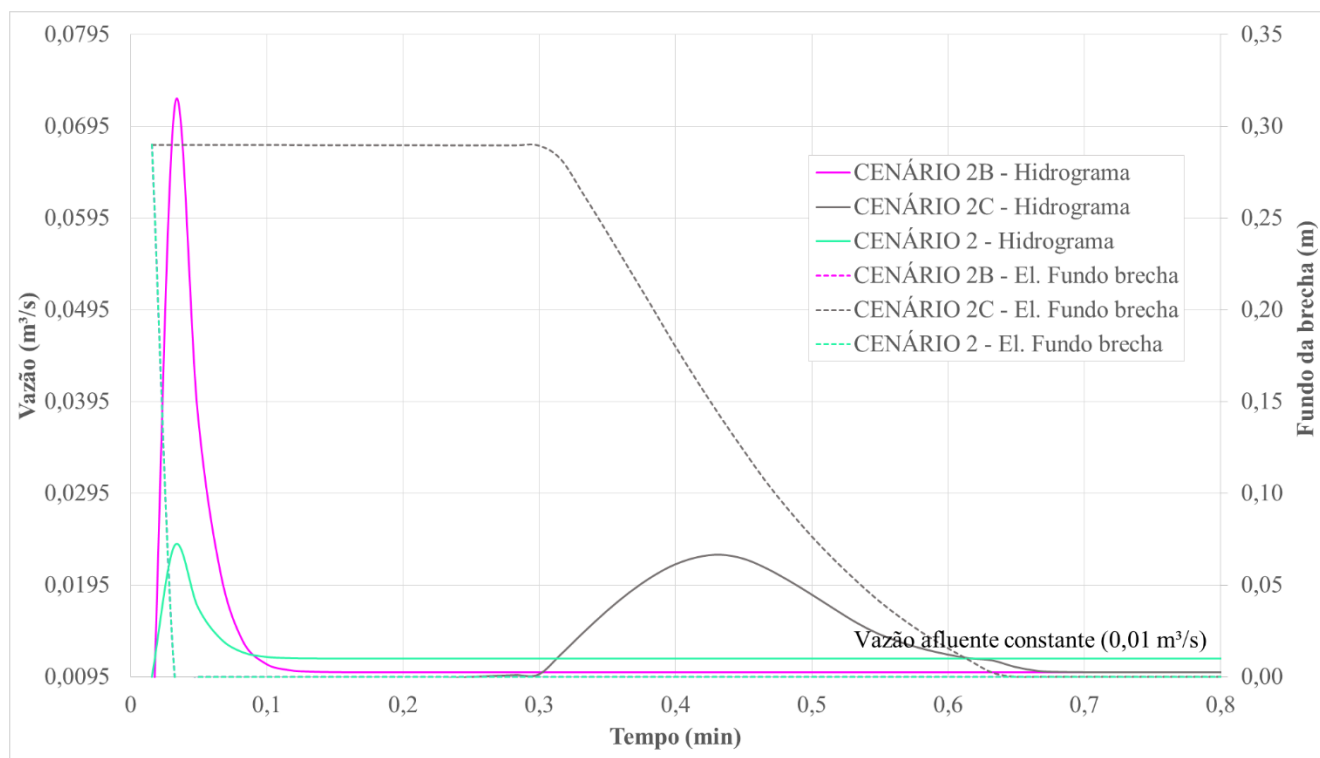


Figura 5.8 – Resultados DL-BREACH: Hidrograma de ruptura e desenvolvimento da elevação de fundo da brecha nos Cenários 2, 2B e 2C.

Os resultados obtidos foram considerados representativos quando o hidrograma e evolução da brecha apresentaram um tempo total próximo ao observado no modelo reduzido (34 minutos).

Apesar de, conforme previamente apresentado, a simulação em laboratório não ter sido concluída com a erosão de todo o maciço, pressupõe-se que o hidrograma de ruptura terá um tempo próximo a esse visto que os barramentos simulados nos modelos computacionais possuem menor volume de solo devido à altura constante do maciço adotado.

Utilizando-se o WINDAM C, apenas os Cenários 1, 1B e 1E apresentaram hidrogramas próximos ao tempo estipulado. Os Cenários 1A e 1D não tiveram início de formação da brecha (o *headcut* não atingiu o trecho de montante da crista) e o Cenário 1C atingiu a montante da crista decorridos 5 horas aproximadamente. Essa resposta do modelo refere-se ao valor muito baixo do coeficiente de migração do *headcut* (C). Nota-se assim no WINDAM C para o tipo de solo avaliado esse coeficiente teve uma melhor resposta quando aplicada a relação de 25% do k_d calculado pela migração do *headcut* no modelo físico ($C = 7,8 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$).

Pelos resultados expostos (Figura 5.3 e Figura 5.4), nota-se que o Cenário 1 atingiu um pico maior e mais rápido do que os demais. Nesse caso avaliado a erosão vertical e de alargamento da brecha está atrelada ao coeficiente medido pelo efeito da turbulência no modelo físico ($K_d = 31,16 \text{ cm}^3/\text{N.s}$) enquanto que no Cenário 1B, apesar da utilização do mesmo coeficiente de migração de *headcut* ($C = 7,8 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$), o coeficiente de erodibilidade aplicado refere-se ao mensurado considerando a erosão superficial no modelo reduzido. Esse segundo cenário é mais coerente com a realidade visto que a erosão vertical da brecha calculada no WINDAM C leva em consideração a formulação de excesso de tensão cisalhante, conforme previamente apresentado no Item 3.4.1, e não a erosão decorrente de uma queda de água atrelada ao *headcut*, como foi mensurado o coeficiente utilizado no Cenário 1.

Por fim, utilizou-se no Cenário 1E o método proposto por Robinson e Hanson (1994). Apesar da boa concordância em relação ao tempo de ocorrência e valor da vazão de pico obtida no Cenário 1B, a largura total da brecha e a redução da elevação do controle hidráulico do último ocorre somente após decorridos 30 min de simulação e o primeiro, em contrapartida, já se inicia antes de 10 min. Pode-se justificar essa diferença devido ao método adotado. Na energia dissipada, o *headcut* formado, por ter um coeficiente de erosão vertical menor, a queda de água se mantém consideravelmente baixa, prorrogando o tempo em que a erosão atinge o trecho de montante da crista para assim iniciar a mudança no controle hidráulico.

Mediante essas questões levantadas nos Cenários 1B e 1E, observou-se que o último cenário se aproxima mais do comportamento observado no modelo físico. No cenário 1B, apenas após

aproximadamente 30 minutos é que o *headcut* migra para a borda mais a montante da crista e então inicia-se o processo de rebaixamento, enquanto que no modelo reduzido notou-se que já nos primeiros minutos após o galgamento ocorreu a erosão superficial da crista da estrutura. O WINDAM C possui essa simplificação em que a erosão da crista só é iniciada após o *headcut* migrar para a sua borda de montante, todavia, o modelo físico apontou uma erosão da crista da estrutura muito antes do *headcut* atingi-la. Em função disso, considerou-se que o cenário 1E representou melhor o modelo reduzido.

Quanto ao DL-BREACH, notou-se que houve uma boa resposta do modelo aos coeficientes medidos, mas a relação de cálculo do C considerando 25% do k_d não foi satisfatória. Conforme apresentado na Figura 5.5 e Figura 5.7, os Cenários 2A e 2D foram os que mais se aproximaram do tempo total do hidrograma de ruptura estimado. Como característica comum, utilizou-se nesses cenários o coeficiente de migração de *headcut* mensurado no modelo físico ($C=0,0025 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$). Já o coeficiente de erodibilidade (k_d) no Cenário 2A aplicou-se o mensurado no *headcut* e no 2D o mensurado considerando a erosão superficial na modelagem física. Essa diferença justifica o fato que no cenário 2A a largura da brecha e elevação do fundo da brecha ocorrem antes do 2D. Ainda sobre o segundo modelo, a mudança abrupta na Figura 5.7 registra o momento em que o processo erosivo atinge a borda de jusante da crista.

Os demais cenários avaliados no DL-BREACH e apresentados na Figura 5.6 e Figura 5.8 nota-se como característica comum a evolução total da brecha em menos um minuto. Esse fato pode ser justificado pela adoção de coeficiente de migração consideravelmente superiores ao calculado ($C=0,0025 \text{ s}^{1/3}/\text{h}$). Além disso, notou-se uma influência maior do coeficiente de migração do *headcut* (C) do que o coeficiente de erodibilidade (k_d) no tempo de ocorrência da vazão de pico. Conforme pode ser comparado entre os cenários 2B e 2C que, apesar de mesmo k_d ($0,42 \text{ cm}^3/\text{N.s}$), o parâmetro C correspondente à 1% do valor do utilizado no cenário 2B já foi suficiente para uma alteração considerável nos tempos de pico do hidrograma e evolução da brecha no cenário 2C. Já a mesma mudança no coeficiente de erodibilidade (k_d utilizado no Cenário 2B equivale a 1% do aplicado no Cenário 2), propiciou vazões de pico distintas, mas o tempo de pico do hidrograma foi praticamente o mesmo entre os cenários 2 e 2B.

Assim, concluiu-se que metodologicamente os Cenários 1E (WINDAM C) e 2D (DL BREACH) melhor representaram o processo de formação de brecha e hidrograma de ruptura esperado no modelo reduzido. Importante salientar que os resultados selecionados utilizaram diretamente os

coeficientes de erosão mensurados no modelo reduzido, ressaltando assim a necessidade de a realização de testes específicos para melhor representar a erosão do maciço na formação de brecha.

A Figura 5.9 apresenta os hidrogramas de ruptura e evolução do fundo da brecha dos cenários 1E e 2D. Pelo exposto nota-se que o DL BREACH independe da chegada do *headcut* na crista para o início de erosão da crista da estrutura, o que está condizente com o observado no modelo físico. Quanto a inclinação da curva referente à evolução do fundo da brecha e ao valor e tempo de ocorrência da vazão de pico não se pode averiguar visto que não foi mensurado na modelagem física.

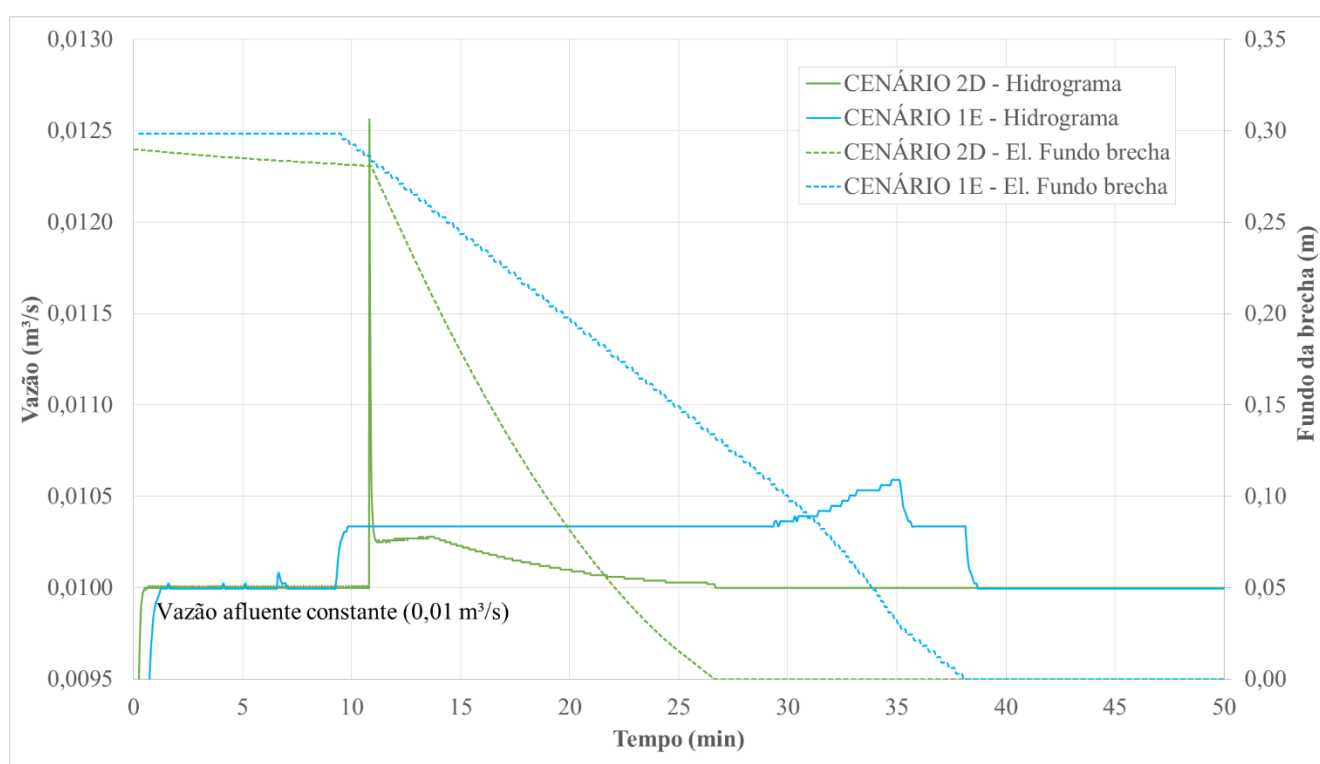


Figura 5.9 – Resultados dos cenários mais representativos nos modelos numéricos WINDAM C (Cenário 1E) e DL-BREACH (Cenário 2D).

Diante das análises expostas, pode-se sintetizar como principais observações obtidas até o momento:

- Os manuais dos modelos computacionais utilizados, WINDAM C e DL BREACH, apresentam clareza e bom detalhamento dos métodos e premissas de simplificações aplicadas. Quanto à inserção do dado de entrada, o primeiro possui melhor interface visto que é possível avaliar a evolução do *headcut* por uma evolução em vídeo da geometria do maciço e verificação de todos os resultados de forma gráfica pelo próprio *software*. O DL BREACH, em contrapartida, possui

dados de entrada e saída em formato ASCII, de forma que o usuário deva gerar seus próprios gráficos e análises evolutivas da brecha. Como vantagem, o DL BREACH utiliza o Sistema Internacional (SI) enquanto que o WINDAM C utiliza de unidades inglesas (US), necessitando que todos os dados de entrada e resultados passe por um processo de conversão de unidades.

- A relação obtida por Hanson *et al.* (2011) de $C = 0,25$. K_d aplicou-se bem ao método numérico atribuído ao WINDAM C, mas, quando inserido ao DL-BREACH, nota-se que os resultados foram mais promissores quando os coeficientes foram mensurados;
- Os coeficientes de erodibilidade devem ser mensurados por métodos distintos para representar a erosão superficial e a migração do *headcut*. A maneira em que foi mensurado o coeficiente durante a erosão superficial no próprio modelo reduzido apresentou resultados satisfatórios quando comparados com a literatura visto que basicamente a erosão ocorreu em função do excesso de tensão cisalhante, condizente com o comportamento hidráulico utilizado nos aparatos de medições (Item 3.2.3). Em contrapartida, o escoamento turbulento a jusante do *headcut* possivelmente corroborou para que a erosão fosse decorrente de demais fatores além de somente o excesso de tensão cisalhante, esse fato será melhor avaliado nas simulações do FLOW-3D®, justificando a obtenção de maiores valores para o coeficiente de erodibilidade;
- A formação de degraus apresenta outras tensões e condicionantes além da tensão de cisalhamento do solo. O jato de água formado pela queda de água ocasionada pela parede vertical do *headcut* gera pressões a jusante que tem como influência: a altura do *headcut*, nível de água a jusante do maciço, formação de vórtices com o jato de água, conforme apresentado nos trabalhos de Bennett e Alonso (2005) e Wei *et al.* (2021). Deve-se assim ser avaliado com mais detalhamento se o coeficiente de erodibilidade consegue englobar essas variantes.

5.3 Cenários avaliados - Modelagem CFD

No intuito de avaliar qualitativamente o comportamento hidráulico durante o galgamento sobre o talude de jusante, os resultados do FLOW-3D® foram avaliados com auxílio do *software* de pós-processamento FlowSight v12.0®. Foram analisadas as velocidades do escoamento, vetores velocidade, pressão e tensão cisalhante para os cenários apresentados na Tabela 4.7, conforme apresentado nos Itens 5.3.1 a 5.3.3.

5.3.1 Cenário i – Geometria 1

Utilizando a Geometria 1, a qual representa os *headcuts* consolidados no modelo reduzido estudado por Saliba (2009).

No Cenário i, observou-se o comportamento do escoamento considerando a areação com uma adição passiva ao fluxo principal, sem afeta-lo e mantendo apenas a densidade da água. Os resultados encontram-se apresentados na Figura 5.10 a Figura 5.12.

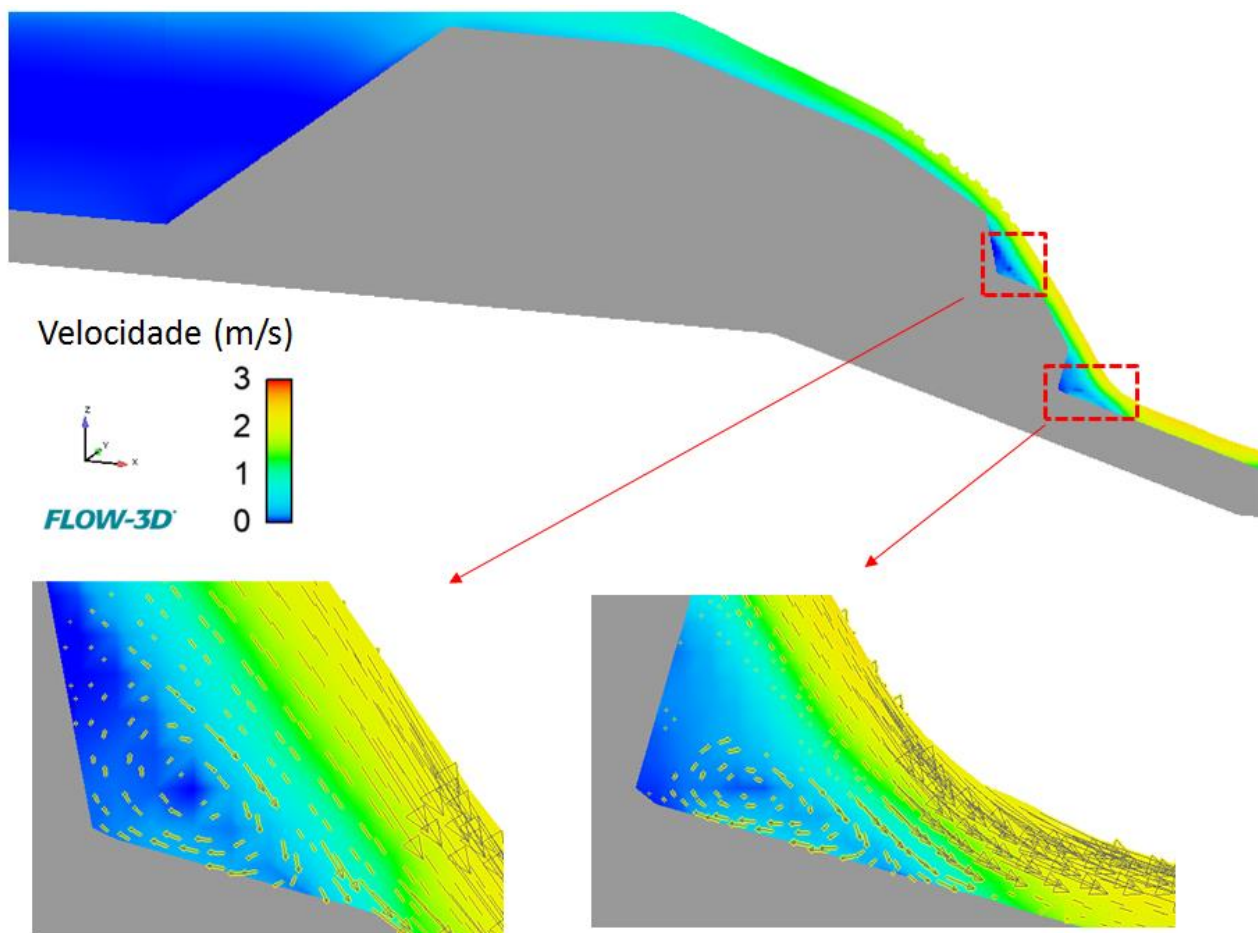


Figura 5.10 – Cenário i – Velocidade de escoamento e vetores de velocidade na região a jusante dos *headcuts*.

Pelo exposto na Figura 5.10, conforme já avaliado por Bennett e Alonso (2005) e Wei *et al.* (2021), observa-se a formação da separação de escoamento em que ocorre o desprendimento da camada limite do fluido em relação a uma superfície sólida. Assim, notou-se a formação do núcleo de maior velocidade acima do vórtice formado próximo à face do *headcut*, tanto o superior quanto o inferior. Nessa região de formação da bolha inferior as velocidades são inferiores à região de recolamento, conforme esperado e já observado por Bennett e Alonso (2005) e Wei *et al.* (2021).

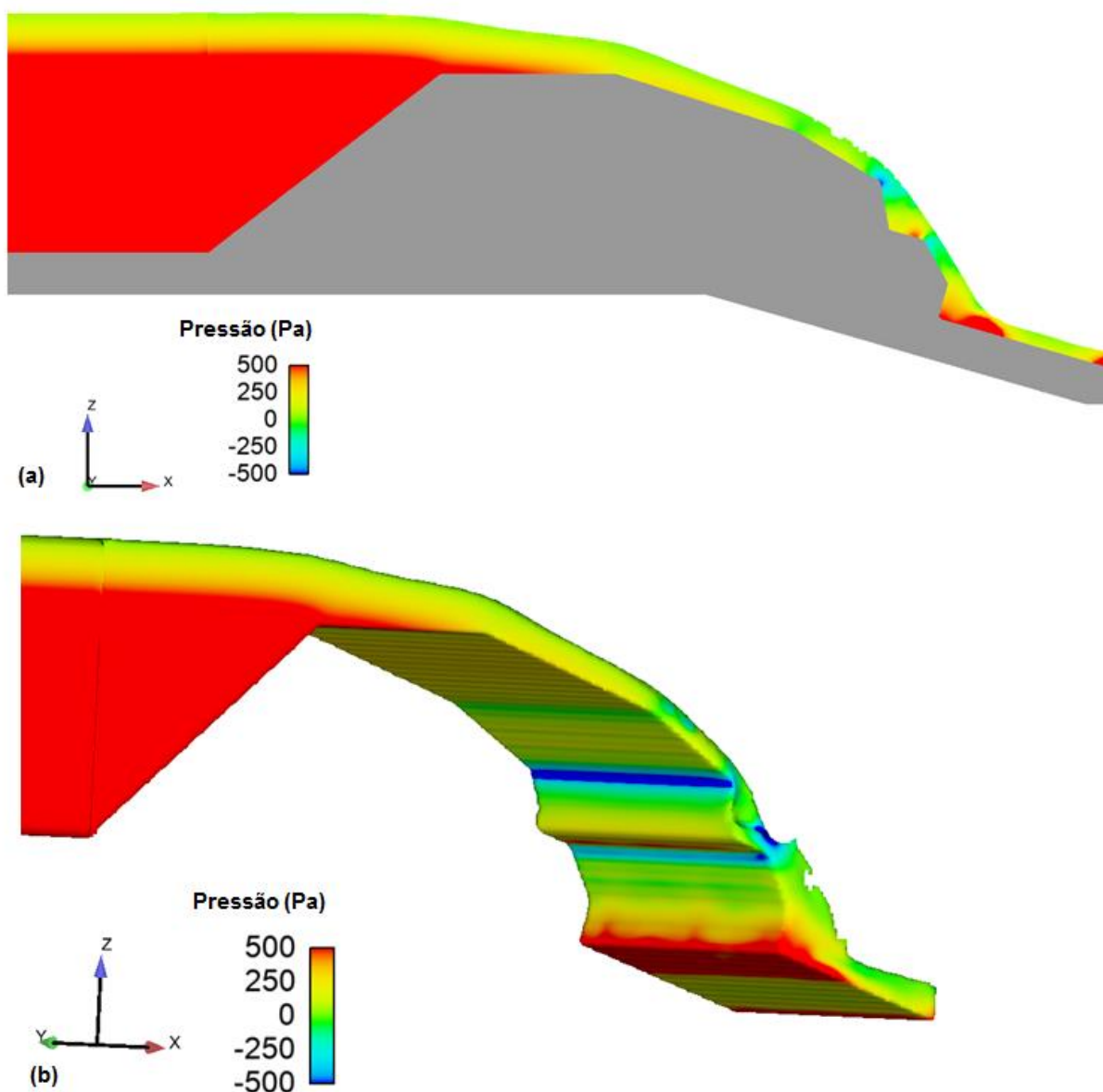


Figura 5.11 – Cenário i – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das pressões ao longo do escoamento e (b) Distribuição das pressões em perspectiva.

Na Figura 5.11 pode ser observada a formação do gradiente adverso de pressão, possivelmente em função da mudança abrupta na geometria, condicionando a separação do escoamento e posterior recolamento. Conforme já observado por Araújo (2017), a presença desse gradiente corrobora para a diminuição da velocidade, sendo essa redução de maneira mais intensa nas regiões próximas a parede, condizente com o observado na Figura 5.10.

Adicionalmente pode-se observar a formação de pressões negativas nos extremos superiores dos espelhos e pressões positivas máximas nos patamares a jusante de cada *headcut*, condizente com o comportamento esperado em degraus de vertedouros (XU *et al.*, 2015). Essa pressão negativa na

face vertical, conforme observado por Xu *et al.* (2015), pode evitar a cavitação com uma áreação suficiente do escoamento.

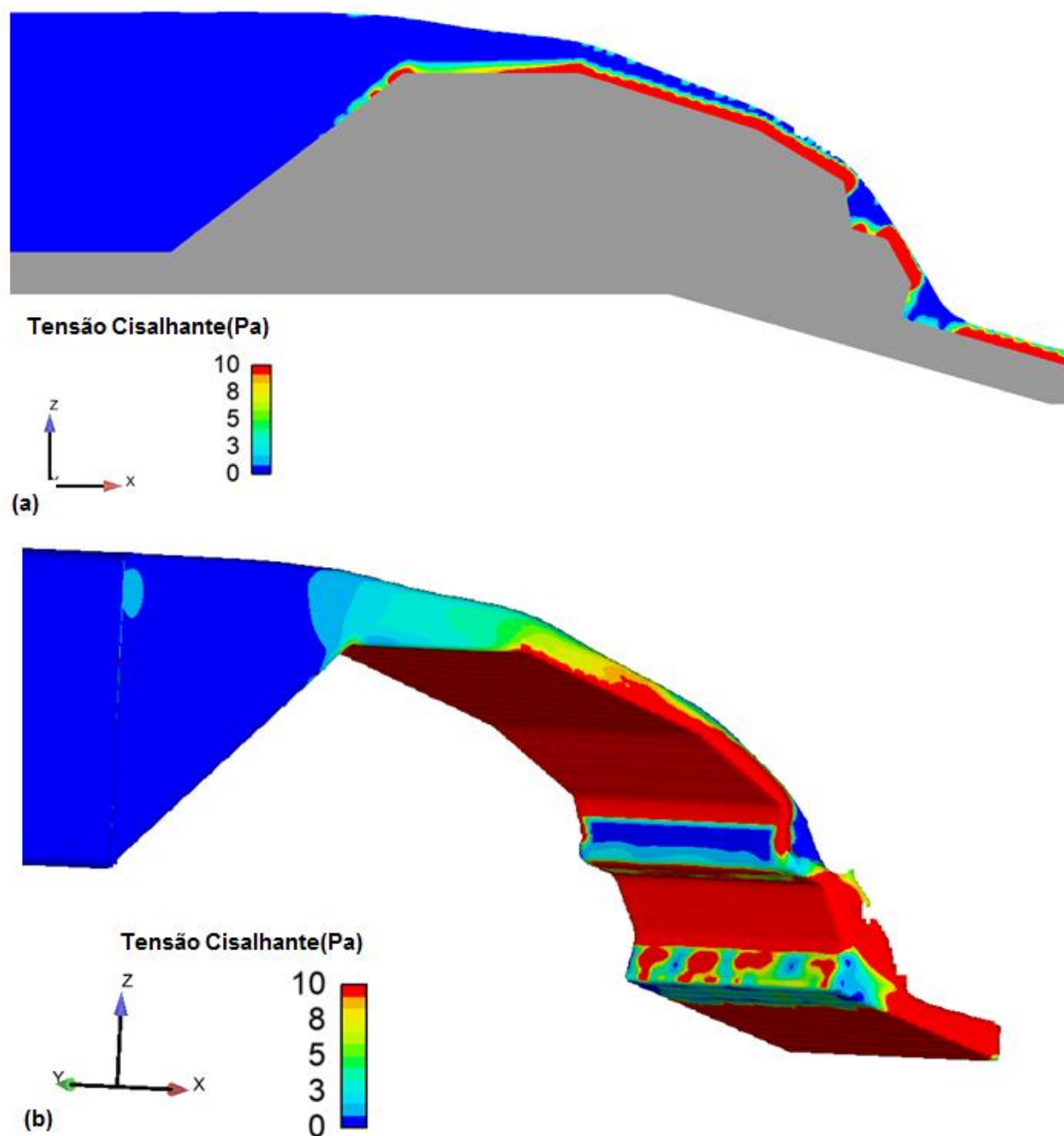


Figura 5.12 – Cenário i – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das tensões cisalhantes ao longo do escoamento e (b) Distribuição das tensões cisalhantes em perspectiva.

Conforme ilustrado na Figura 5.12 e já mensurado por Wei *et al.* (2021), a tensão de cisalhamento tende a ser nula no local de inserção do jato de água com a superfície e os picos de tensão cisalhante ocorrem a montante e a jusante desse ponto de contato, conforme ilustrado na Figura 3.50 e Figura 3.51. Além disso, observou-se com as simulações que as tensões cisalhantes atuantes reduzem consideravelmente com a mudança de geometria do maciço, ou melhor, com a ocorrência do

headcut. Nota-se pela Figura 5.12 que a tensão cisalhante é mais expressiva no trecho em que o leito e o escoamento encontram-se paralelos. Com o início do *headcut* e desprendimento da camada limite do fluido em relação ao maciço, observa-se que a tensão cisalhante volta a aumentar a jusante do ponto de recolamento, ponto de contato do jato de água com a superfície sólida. Já o escoamento a montante desse ponto, próximo à face do *headcut* marcada pela formação do vórtice, notou-se uma redução considerável da tensão cisalhante.

Nota-se assim que, no caso da Geometria 1, na face do *headcut* o processo erosivo não é decorrente primordialmente do excesso da tensão cisalhante, como acontece no trecho do talude a montante do degrau e pode ser visto na Figura 5.12. A jusante do *headcut*, com a mudança na geometria e descolamento da camada limite a face do maciço, os picos de tensão cisalhante e velocidade ocorrem a jusante dessa face. Portanto, o processo de migração do *headcut* está mais atrelado à desestabilização do bloco em função dos vórtices e pressões gerados nas proximidades do degrau. Além disso, possivelmente, o processo erosivo no leito a jusante da face do *headcut* e do jato de água também contribuem para uma desestabilização do bloco de solo do degrau.

Além disso, ressalta-se a importância de avaliar a aeração do escoamento visto que o ar pode interferir consideravelmente nas tensões cisalhantes e pressões para a desestabilização e erosão do *headcut*. Essa análise deve ser realizada com auxílio de medições experimentais da aeração visto que se trata de uma difícil definição da porcentagem de entrada de ar que irá atuar no escoamento.

5.3.2 Cenário ii – Geometria 2

Utilizando a Geometria 2, a qual representa os mesmos *headcuts* previamente apresentados no Cenário i mas agora com a altura do maciço fixa em 0,3 m, avaliou-se o comportamento hidráulico no talude de jusante, considerando a aeração com uma adição passiva ao fluxo principal, sem afeta-lo e mantendo apenas a densidade da água. Os resultados encontram-se apresentados na Figura 5.13 a Figura 5.15.

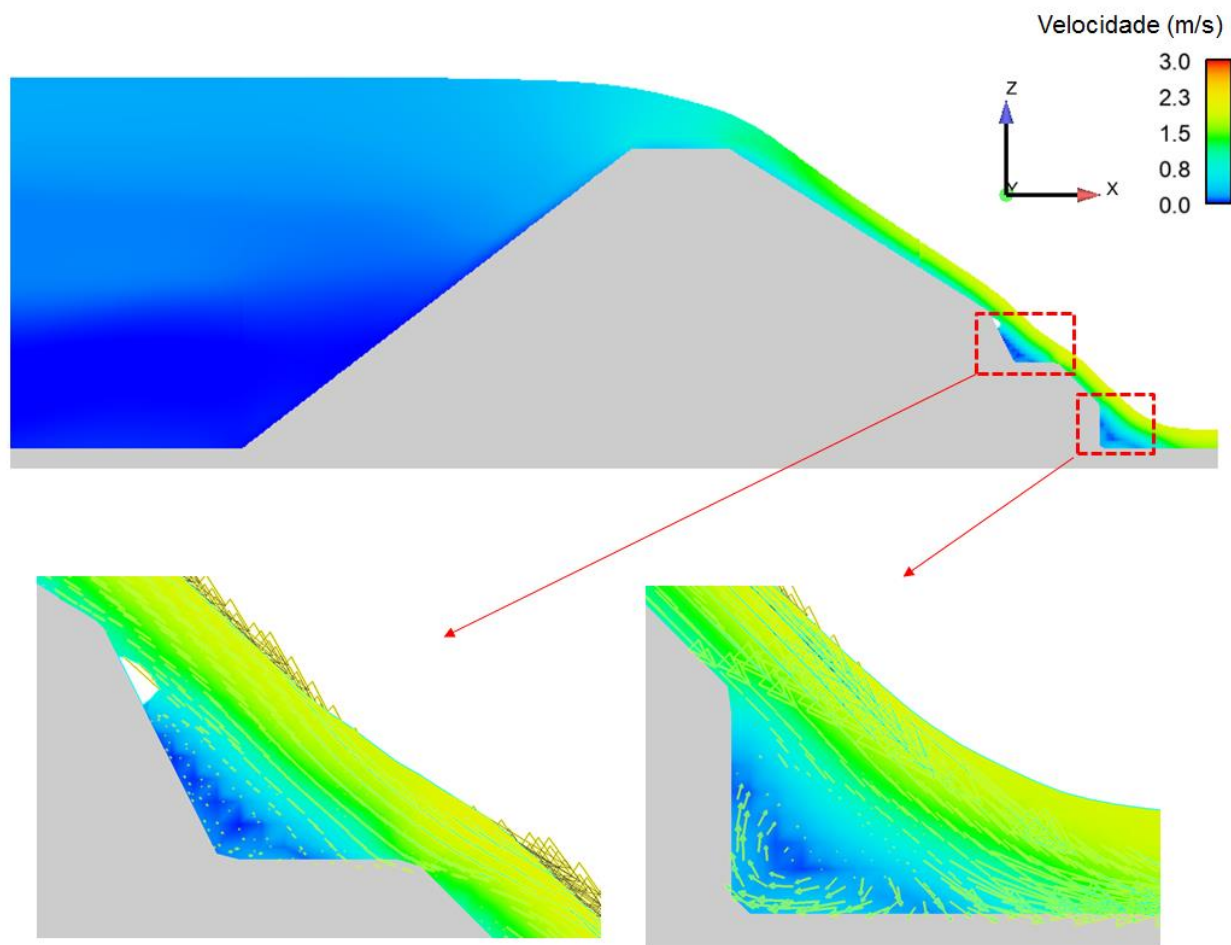


Figura 5.13 – Cenário ii – Velocidade de escoamento e vetores de velocidade na região a jusante dos *headcuts*.

Pelo exposto na Figura 5.13, conforme já avaliado por Bennett e Alonso (2005) e Wei *et al.* (2021), e destacado no Cenário i, observa-se a formação da separação de escoamento em que ocorre o desprendimento da camada limite do fluido em relação a uma superfície sólida. Assim, notou-se a formação do núcleo de maior velocidade acima do vórtice formado próximo à face do *headcut*, tanto o superior quanto o inferior. Nessa região de formação da bolha inferior as velocidades são inferiores à região de recolamento, conforme esperado e já observado por Bennett e Alonso (2005) e Wei *et al.* (2021). Além disso, notou-se que com a parede vertical do *headcut* formando 90° com fundo do leito nota-se uma maior proximidade dos vetores de velocidade do vórtice com o talude se comparados com a bolha inferior formada *headcut* superior.

Adicionalmente, no *headcut* de jusante consegue-se ver nitidamente a separação do escoamento em relação ao jato de água avaliando os vetores de velocidade.

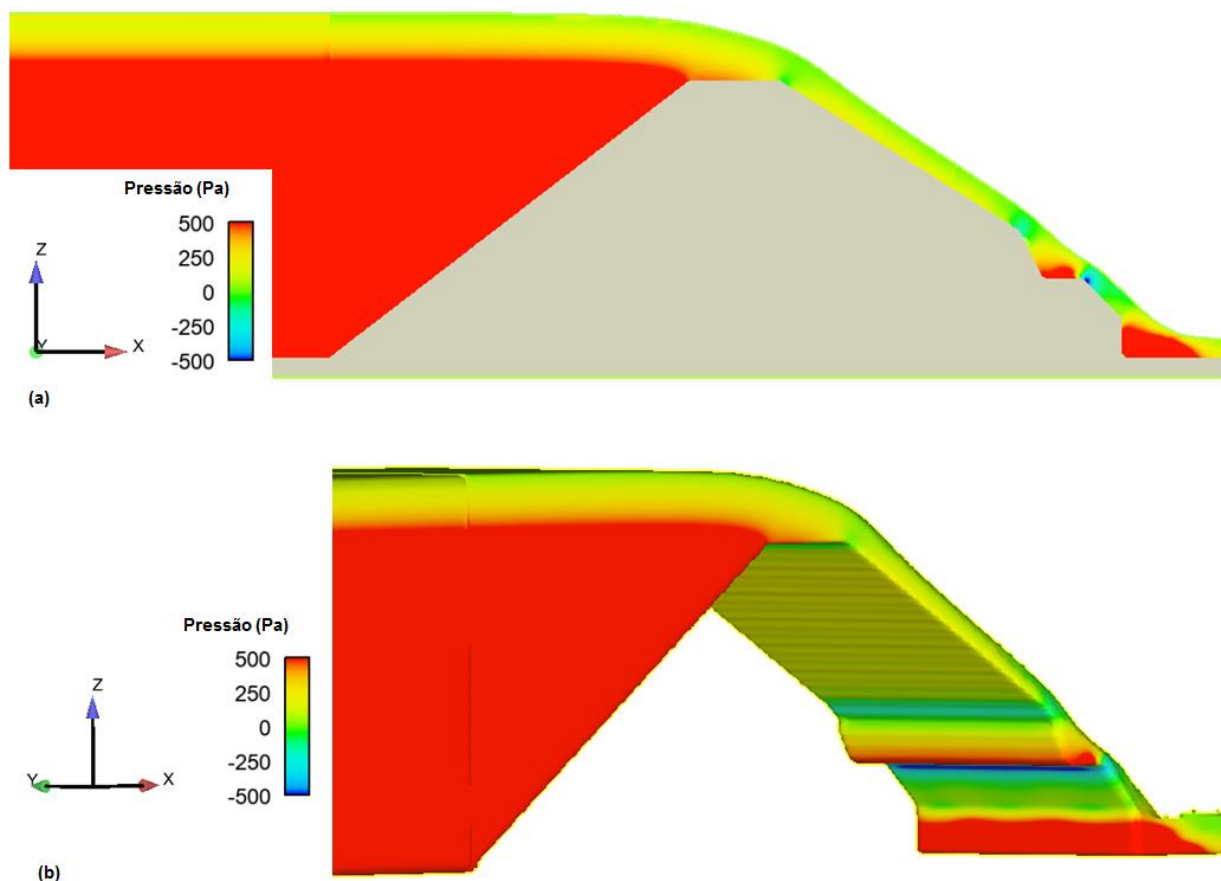


Figura 5.14 – Cenário ii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das pressões ao longo do escoamento e (b) Distribuição das pressões em perspectiva.

Na Figura 5.14 pode ser observada a formação do gradiente adverso de pressão, possivelmente em função da mudança abrupta na geometria, condicionando a separação do escoamento e posterior recolamento. Conforme já observado por Araújo (2017), a presença desse gradiente corrobora para a diminuição da velocidade, sendo essa redução de maneira mais intensa nas regiões próximas a parede, condizente com o observado na Figura 5.13.

Adicionalmente pode-se observar a formação pressões positivas máximas nos patamares a jusante de cada *headcut* de maneira mais acentuada ao observado no Cenário i. Esse comportamento pode ser justificado pela inclinação do patamar, mais retilíneo em relação ao *headcut*, corroborando para um aumento na pressão.

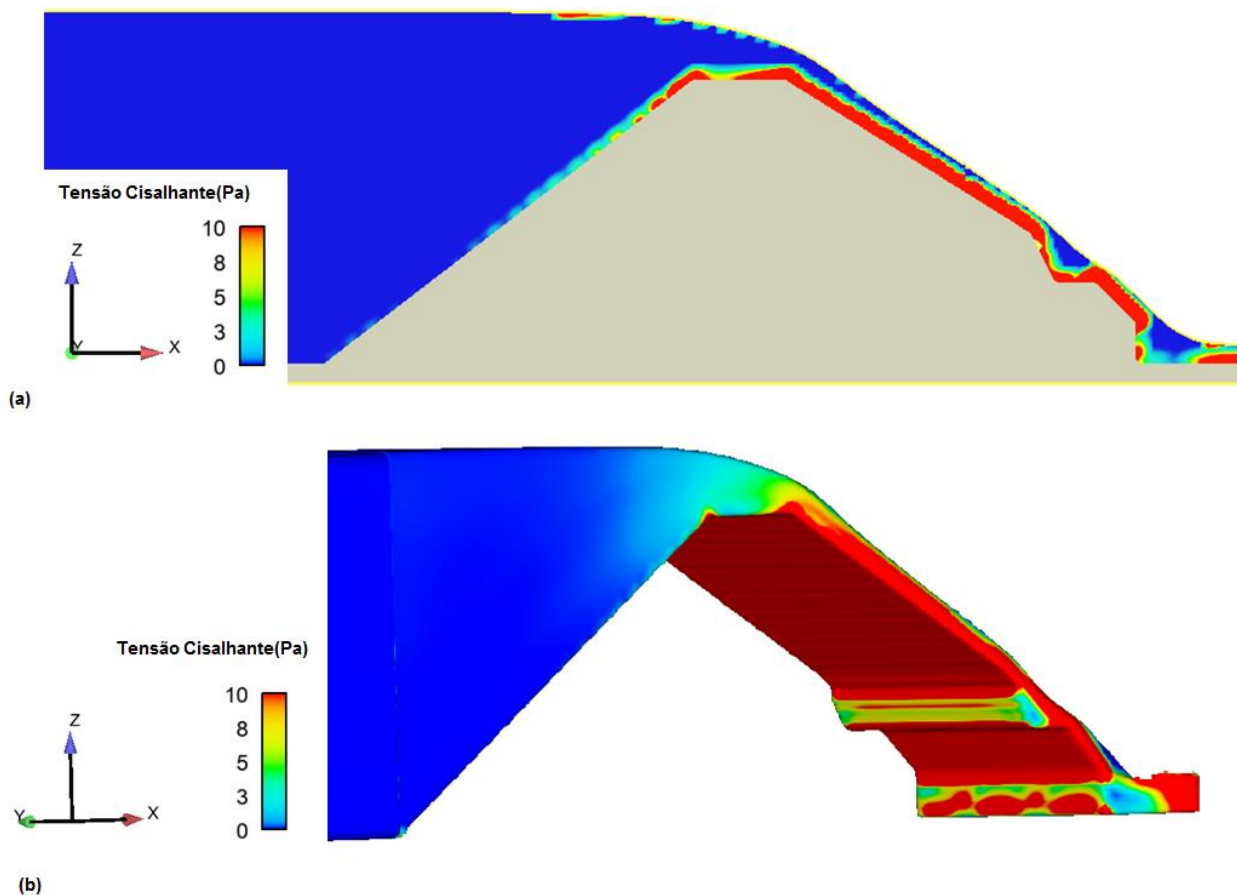


Figura 5.15 – Cenário ii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das tensões cisalhantes ao longo do escoamento e (b) Distribuição das tensões cisalhantes em perspectiva.

Conforme ilustrado na Figura 5.15 e já mensurado por Wei *et al.* (2021), a tensão de cisalhamento tende a ser nula no local de inserção do jato de água com a superfície e os picos de tensão cisalhante ocorrem a montante e a jusante desse ponto de contato, conforme ilustrado na Figura 3.50 e Figura 3.51. Além disso, observou-se com as simulações que as tensões cisalhantes atuantes reduzem consideravelmente com a mudança de geometria do maciço, ou melhor, com a ocorrência do *headcut*. Nota-se pela Figura 5.15 que a tensão cisalhante é mais expressiva no trecho em que o leito e o escoamento encontram-se paralelos.

Com o início do *headcut* e desprendimento da camada limite do fluido em relação ao maciço, observa-se que a tensão cisalhante volta a aumentar a jusante do ponto de recolamento, ponto de contato do jato de água com a superfície sólida. Já o escoamento a montante desse ponto, próximo à face do *headcut* marcada pela formação do vórtice, notou-se uma redução da tensão cisalhante mas em relação ao Cenário i, começa-se a notar um aumento da tensão atuante na parede do degrau.

5.3.3 Cenário iii – Geometria 3

Utilizando a Geometria 3, a qual representa o *headcut* apenas ao final do maciço com a altura do maciço fixa em 0,3 m, avaliou-se o comportamento hidráulico no talude de jusante, considerando a areação com uma adição passiva ao fluxo principal, sem afeta-lo e mantendo apenas a densidade da água. Os resultados encontram-se apresentados na Figura 5.10.

A avaliação dessa geometria visa observar qualitativamente o impacto nos resultados com a simplificação aplicada nos modelos unidimensionais em que se considera apenas um *headcut* migrando para montante e a altura fixa do maciço.

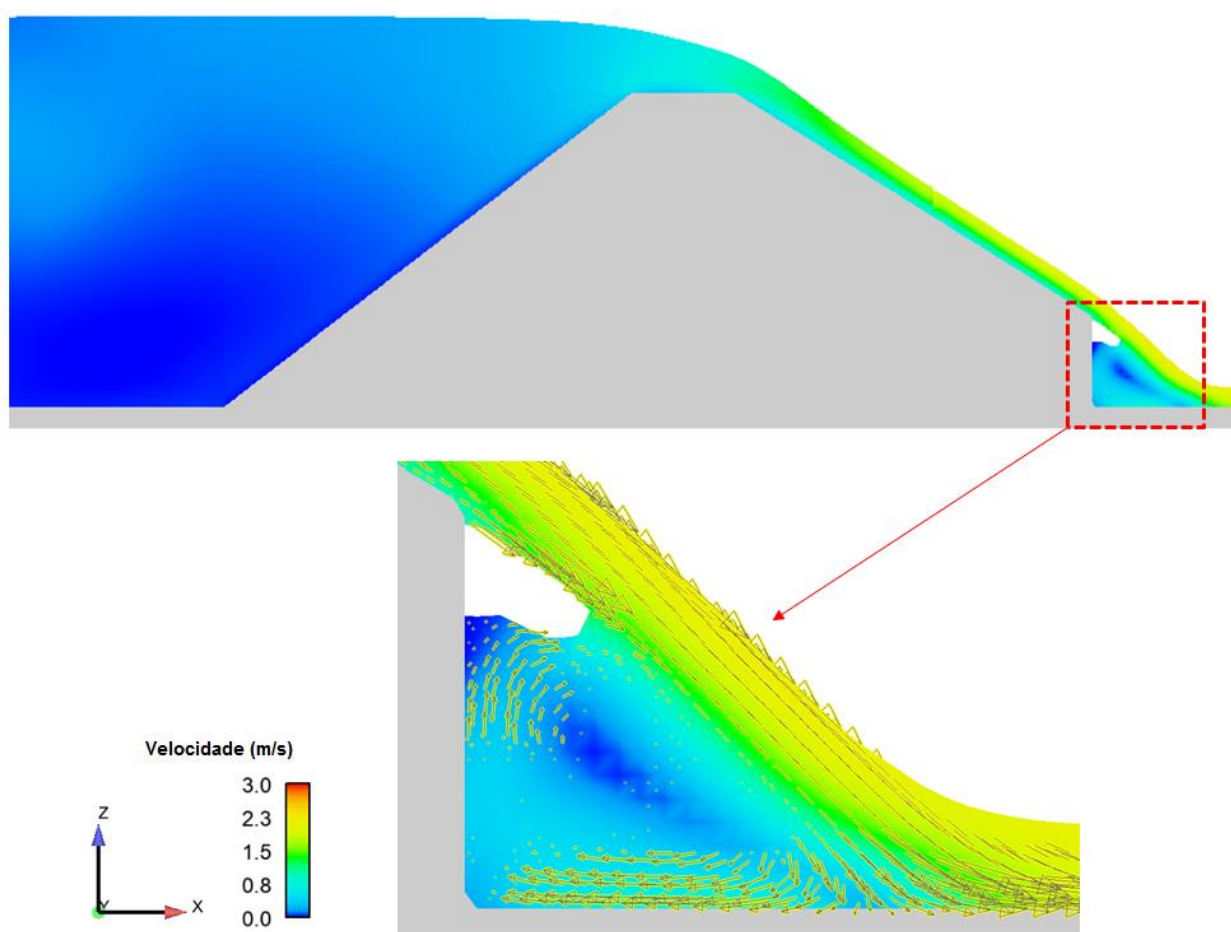


Figura 5.16 –Cenário iii – Velocidade de escoamento e vetores de velocidade na região a jusante do *headcut*.

Pelo exposto na Figura 5.16, conforme já avaliado nos cenários anteriores, observa-se a formação da separação de escoamento em que ocorre o desprendimento da camada limite do fluido em relação a uma superfície sólida. Assim, notou-se a formação do núcleo de maior velocidade acima do vórtice formado próximo à face do *headcut*. Nessa região de formação da bolha inferior as

velocidades são inferiores à região de recolamento, conforme esperado e já observado por Bennett e Alonso (2005) e Wei *et al.* (2021). Além disso, a parede vertical do *headcut* formando 90° com fundo do leito notam-se uma maior proximidade dos vetores de velocidade do vórtice se comparados com a bolha inferior formada no Cenário i, ilustrado na Figura 5.10, e a formada no *headcut* superior no Cenário ii, Figura 5.13.

Adicionalmente, consegue-se ver nitidamente a separação do escoamento em relação ao jato de água avaliando os vetores de velocidade a jusante do *headcut*.

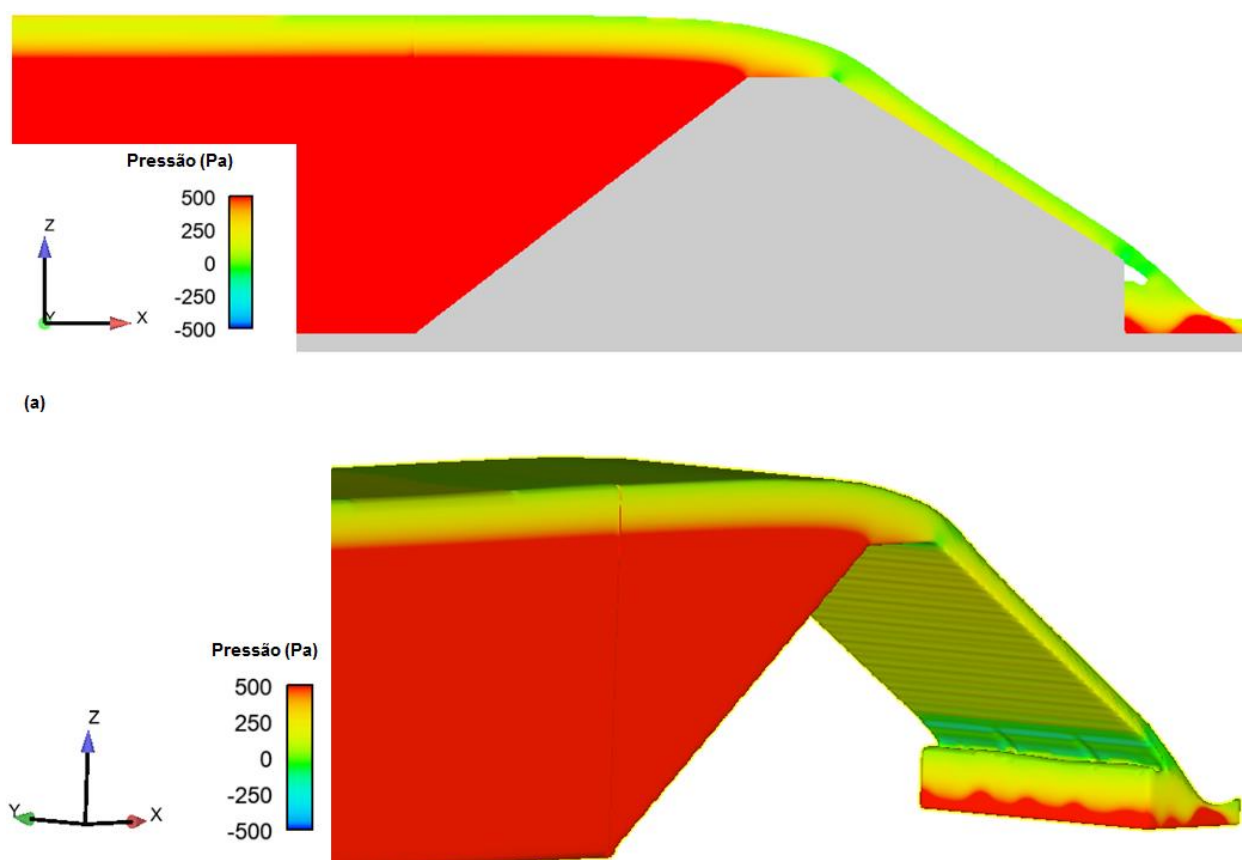


Figura 5.17 –Cenário iii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das pressões ao longo do escoamento e (b) Distribuição das pressões em perspectiva.

Na Figura 5.17 pode-se observar a formação pressões positivas máximas no patamar a jusante do *headcut* de forma que a pressão tende a ser maior no ponto em que o jato de água atinge o leito, condicionando a separação do escoamento e posterior recolamento.

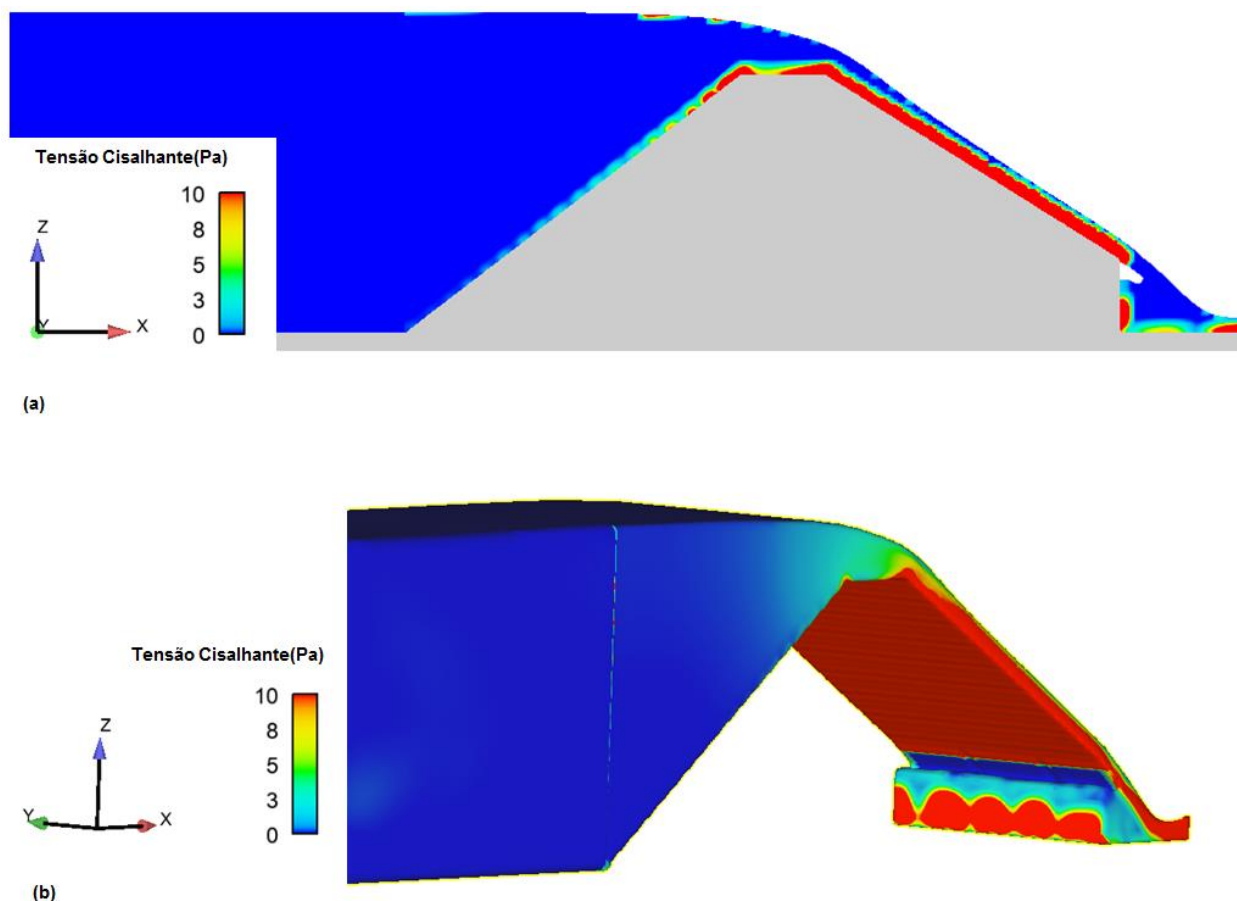


Figura 5.18 – Cenário iii – (a) Perfil longitudinal com a distribuição das tensões cisalhantes ao longo do escoamento e (b) Distribuição das tensões cisalhantes em perspectiva.

Conforme ilustrado na Figura 5.18 e já mensurado por Wei *et al.* (2021), a tensão de cisalhamento tende a ser nula no local de inserção do jato, conforme ilustrado na Figura 3.50 e Figura 3.51. Além disso, observou-se com as simulações que as tensões cisalhantes atuantes reduzem consideravelmente com a mudança de geometria do maciço, ou melhor, com a ocorrência do *headcut*.

Nota-se pela Figura 5.18 que a tensão cisalhante é mais expressiva no trecho em que o leito e o escoamento encontram-se paralelos. Com o início do *headcut* e desprendimento da camada limite do fluido em relação ao maciço, observa-se que a tensão cisalhante volta a aumentar a jusante do ponto de recolamento, ponto de contato do jato de água com a superfície sólida. O mesmo foi observado no escoamento a montante desse ponto, próximo à face do *headcut* marcada pela formação do vórtice, assim como observado no Cenário ii. Assim, como a geometria do *headcut* no pé do maciço é parecida na Geometria ii e iii, como esperado, o comportamento da tensão cisalhante foi bem similar. Todavia, notou-se um aumento considerável da tensão cisalhante em relação ao Cenário i, certamente influenciado pela declividade do trecho a jusante do *headcut*.

Ressalta-se aqui que no trecho referente à erosão superficial nota-se uma predominância e constância da atuação da tensão cisalhante do escoamento. Quanto aos trechos em degraus, o jato de água produzido corrobora para a ocorrência de tensões cisalhantes e velocidades mais amenas e aumento da pressão nas proximidades da face do *headcut*.

Assim, ao ser aplicado os métodos de cálculos proposto por Robinson e Hanson (1994) e obter o coeficiente de erodibilidade através da Equação (3.13), o resultado do parâmetro foi consideravelmente superior ao obtido para o trecho de erosão superficial (Item 5.1).

Conforme metodologia detalhada no Item 3.3.1, nota-se que a erosão no *headcut* (E_v) para o cálculo da taxa de migração considera que esse desprendimento de solo é calculado através da Equação (3.2), a qual é a mesma aplicada para calcular a erodibilidade do solo na erosão superficial. Todavia, conforme apresentado nos resultados do FLOW-3D®, diferentemente do observado ao longo do maciço com predominância da erosão superficial, existem outros aspectos hidráulicos além da tensão cisalhante que devem ser levados em consideração na erosão da face do degrau. Esse fato pode justificar o coeficiente de erodibilidade superior quando considerada a erosão do *headcut* em relação à erosão superficial, mesmo com a presença de tensões cisalhantes inferiores na face do degrau.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Diante dos resultados e discussões previamente apresentados, foram possíveis obter conclusões que visam agregar na particularização dos estudos de formação de brecha das estruturas, mais especificamente nos maciços constituídos de solo coesivo no caso da presente pesquisa.

No caso dos maciços constituídos por solo coesivo e/ou compactado observou-se uma mescla dos processos hidrodinâmicos atuando juntamente com a mecânica dos solos. Os principais aspectos observados nesse tocante é que em função do processo erosivo no decorrer do tempo, a mudança da geometria do maciço impacta no comportamento hidráulico, de forma que as tensões e pressões atuantes mudam seu comportamento sobre o maciço e, adicionalmente, as erosões na face do *headcut* e nas suas proximidades geram um processo de desestabilização do bloco de solo, culminando no desprendimento de parte do maciço e migração do degrau para montante.

Nesta pesquisa, em concordância com os trabalhos anteriores obtidos na literatura, observou-se que a erosão do talude de jusante ocorre predominantemente pela ação da erosão superficial e pela formação e migração do *headcut*. Baseando-se nessa premissa, alguns métodos numéricos vêm sendo empregados para obtenção do hidrograma de ruptura e caracterização do processo evolutivo de formação de brecha. Neste estudo foram utilizados os *softwares* unidimensionais WINDAM C e DL-BREACH. Para uma melhor avaliação dos métodos empregados pelos modelos computacionais, foram mensurados os coeficientes, inseridas as características físicas e comparado os resultados obtidos através do modelo reduzido construído por SALIBA (2009).

Os aparatos existentes e avaliados como mais viáveis para caracterizar a erosão no talude de jusante do maciço, Testes em canais (*Flume tests*), EFA (*Erosion Function Apparatus*) e JET (*Jet Erosion Test*) são muito promissores e vem apresentando bons resultados para o cálculo do coeficiente de erodibilidade quando trata-se de escoamentos uniformes e paralelos ao leito, que é o caso da erosão superficial. Na presente pesquisa, quando calculado o coeficiente de erodibilidade considerando o trecho do talude em que se assemelhava com uma erosão no leito do canal, o parâmetro apresentou valor muito próximo aos disponíveis para esse tipo de solo na literatura, inclusive utilizando desses aparatos descritos.

Já se tratando do coeficiente de erodibilidade calculado com base na consolidação e migração do *headcut* no modelo reduzido, obteve-se um valor muito superior ao mensurado no trecho da erosão superficial. O método de cálculo utilizado foi desenvolvido por Robinson e Hanson (1994) e leva

em consideração apenas a tensão cisalhante atuando na face do *headcut*. Todavia, conforme apresentado nos resultados do FLOW-3D®, diferentemente do observado ao longo do maciço com predominância da erosão superficial, existem outros aspectos hidráulicos além da tensão cisalhante que devem ser levados em consideração na erosão da face do degrau.

A formação do *headcut* no talude desenvolve a formação de um jato de água que desencadeia no desprendimento da camada limite do fluido em relação a uma superfície sólida. Esse desprendimento e conseqüente formação do gradiente adverso de pressão condicionam para uma separação do escoamento e posterior recolamento. Esse fenômeno pôde ser visualizado nos três cenários avaliados no FLOW-3D®, destacando-se para a formação do vórtice próximo à face do *headcut*, redução da velocidade e tensão cisalhante na face do degrau e aumento da pressão do escoamento.

Nota-se assim que, diferentemente do que acontece na erosão superficial, a jusante do *headcut* outros fatores hidráulicos bem como a erosão do leito próximo ao jato de água corroboram para a erosão e desestabilização do bloco de solo do *headcut*. Esse escoamento turbulento pode então contribuir para uma aceleração do processo erosivo, culminando em um coeficiente de erodibilidade superior se comparado ao calculado para o trecho de erosão superficial.

Essa diferença no valor obtido para o coeficiente de erodibilidade destaca a importância da realização de medições através de aparatos específicos ao invés da aplicação de parâmetros previamente mensurados para outros solos com características similares, conforme já recomendado por diversos autores. Apesar de não ter sido encontrado nenhum aparato com cálculos específicos para caracterizar o trecho a jusante do *headcut*, o método JET se mostrou se aproximar mais do comportamento hidráulico observado a jusante da face do *headcut*, necessitando de alguns ajustes complementares visto que o cálculo se limita à obtenção dos parâmetros nas proximidades do jato de água apenas.

Quanto às simulações numéricas realizadas nos modelos computacionais unidimensionais WINDAM C e DL BREACH, apesar das limitações quanto às medições laboratoriais em virtude da impossibilidade de acesso ao CPH (Centro de Pesquisas Hidráulicas e Recursos Hídricos – UFMG) decorrente da pandemia de COVID-19, foram utilizadas as filmagens disponibilizadas por Saliba (2009). Apesar da baixa qualidade dos vídeos, disponíveis à época dos ensaios (2008), dificultando

a precisão nas medições realizadas, os registros foram suficientes para avaliação qualitativa do desenvolvimento da brecha e estimativa do processo erosivo nos *softwares*.

Com auxílio dessas modelagens numéricas observou-se que pequenas variações nas informações de base para caracterização do maciço já são responsáveis por consideráveis oscilações nos resultados. Assim, ressalta-se a necessidade de uma análise criteriosa dos parâmetros de entrada e uma avaliação crítica dos resultados visto a importância dos resultados na propagação do hidrograma de ruptura na análise de risco, principalmente nos primeiros quilômetros do vale a jusante da estrutura.

Mediante aos cenários avaliados em posse das características físicas do maciço do modelo reduzido e coeficientes de erosão calculados, observou-se que:

- A relação obtida por Hanson *et al.* (2011) de $C = 0,25$. k_d aplicou-se bem ao método numérico atribuído ao WINDAM C, já no DL-BREACH os resultados foram mais promissores quando os coeficientes foram mensurados;
- Os resultados dos cenários avaliados que melhor representaram metodologicamente o processo de formação de brecha e hidrograma de ruptura esperado no modelo reduzido foram: Cenários 1E (WINDAM C) e 2D (DL BREACH). Os dois resultados selecionados utilizaram diretamente os coeficientes de erosão mensurados no modelo reduzido. Assim, salienta-se novamente a necessidade de a realização de testes específicos para melhor representar a erosão do maciço na formação de brecha;
- O DL BREACH independe da chegada do *headcut* na crista para o início de erosão da crista da estrutura, o que está condizente com o observado no modelo físico. O WINDAM C, em contrapartida, só inicia esse processo erosivo da crista e consequente mudança do controle hidráulico quando a migração do *headcut* atinge a crista;
- A adoção de uma altura fixa nos modelos unidimensionais além de reduzir o volume disponível para erosão do talude quando o maciço apresenta uma altura variável, como no caso do modelo reduzido, ainda impacta na formação de vórtices e valores da tensão cisalhante, velocidade e pressões a jusante da face do *headcut*, conforme observado nos cenários simulados no FLOW-3D®.

Finalmente, é crucial dizer que mediante as limitações encontradas e necessidades de maiores investigações nos temas abordados, são apresentadas recomendações e sugestões para a continuidade dos estudos:

- Verificação numérica da influência de alteamentos, sistemas de drenagem e outras irregularidades no tempo de formação e migração do *headcut*;
- Desenvolvimento de aparato de medição do coeficiente de erodibilidade a jusante do *headcut* considerando a separação do escoamento em função do jato de água formado e formação do gradiente adverso de pressão;
- Medição no próprio modelo reduzido durante o galgamento: da aeração do escoamento, do tempo de formação e migração do *headcut* e da taxa de erosão superficial;
- Verificações dos pontos mais propícios para obter o ponto de transição entre a erosão superficial e o início do *headcut*;
- Inserção nas ferramentas fluidodinâmicas do cálculo da erosão superficial e migração do *headcut* através da desestabilização dos degraus em função da tensão cisalhante e pressões atuantes decorrente da separação do escoamento ocasionado pelo jato de água;
- Simulação no HEC-RAS considerando o desenvolvimento e evolução da brecha com a implementação no software do método numérico DL-BREACH;
- Avaliação do impacto no hidrograma de ruptura com as variações dos coeficientes de descarga de acordo com as variações da geometria do maciço quanto aos pontos que passam a exercer o controle hidráulico durante o galgamento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6508. Grãos que passam na peneira 4,8 mm: Determinação da massa específica. São Paulo, 1984a.

____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 7181. Análise granulométrica. São Paulo, 1984b.

____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6459. Determinação do limite de liquidez. São Paulo, 1984c.

____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 7180. Determinação do limite de plasticidade. São Paulo, 1984d.

____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 7182. Solo: Ensaio de compactação. São Paulo, 1986.

____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6502. Rochas e solos. Rio de Janeiro, 1995.

AMARAL, S. *et al.* Designing Experiments to Study Dam Breach Hydraulic Phenomena. **Journal of Hydraulic Engineering**, v. 146, n. 4, p. 04020014, 2020.

ANDERSON, J. D. *et al.* **Computational Fluid Dynamics an introduction**. 3. ed. [s.l.] Springer, 2009.

ANNANDALE, G. W. Erodabilidade. **Journal of Hydraulic Research**, v. 33, n. 4, p. 471–494, 1995.

ARAUJO, P. P. SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO ESCOAMENTO TURBULENTO SOBRE UM DEGRAU DESCENDENTE. **Dissertação (Mestrado) – Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2017.**, p. 124, 2017.

ASHOURIAN, M.; SHAFAI-BEJESTAN, M.; BABAZADEH, H. Investigation of Headcut Erosion in Cohesive Soils. **Water Resources**, v. 45, n. 1, p. 69–78, 2018.

BARCELOS, A. A. Geração de Sulcos em Meio Coesivo e Caracterização Hidrossedimentométrica de sua Evolução. **Tese (Doutorado em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte**, p. 234, 2005.

BAYON, A. *et al.* Influence of VOF technique, turbulence model and discretization scheme on the numerical simulation of the non-aerated, skimming flow in stepped spillways. **Journal of Hydro-Environment Research**, v. 19, p. 137–149, 2018.

BENNETT, S. J.; ALONSO, C. V. Kinematics of flow within headcut scour holes on hillslopes. **Water Resources Research**, v. 41, 2005.

____. Turbulent flow and bed pressure within headcut scour holes due to plane reattached jets. **Journal of Hydraulic Research**, v. 44, n. 4, p. 510–521, 2006.

BENTO, A. M. *et al.* Direct Estimate of the Breach Hydrograph of an Overtopped Earth Dam. **Journal of Hydraulic Engineering**, v. 143, n. 6, p. 06017004, 2017.

BRANDÃO, L. Modelação numérica 3D de escoamentos em descarregadores de cheia. Aplicação ao descarregador de cheias complementar do aproveitamento hidroelétrico da Caniçada. **Tese (Doutorado em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental) Faculdade de Engenharia, Porto Portugal**, p. 201, 2015.

BRASIL. **Lei nº 14.066 de 30 de setembro de 2020. Altera a lei nº 12.334, de 20 de setembro de 2010, que estabelece a Política Nacional de Segurança de Barragens.** Brasília, 2020.

BRIAUD, J. L. *et al.* Erosion function apparatus for scour rate predictions. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 127, n. 2, p. 105–113, 2001.

BRIAUD, J. L. Case histories in soil and rock erosion: Woodrow wilson bridge, brazos river meander, normandy cliffs, and new orleans levees. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 134, n. 10, p. 1425–1447, 2008.

BRUNNER, G. HEC-RAS river analysis system, Hydraulic reference manual, Version 4.1. **US Army Corps of Engineers Hydrologic Engineering Center, Davis CA**, n. January, p. 1–790, 2010.

CAMPOS, R. G. D. Proposta de uma metodologia para obtenção de parâmetros de brechas em rupturas de barragens em cascata utilizando modelagem física. **Tese (Doutorado em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte**, 2020.

CEATI. Managing Water in the West Evaluation of Numerical Models for Simulating Embankment Dam Erosion and Breach Processes. n. August, 2017.

CHOW, V.; MAIDMENT, D. R.; MAYS, L. W. **Applied Hydrology**. [s.l.] McGraw-Hill, 1988.

COSTA, J. E.; SCHUSTER, R. L. Formation and Failure of Natural Dams. **Bulletin of the Geological Society of America**, v. 100, n. 7, p. 1054–1068, 1988.

DAZZI, S.; VACONDIO, R.; MIGNOSA, P. Integration of a Levee Breach Erosion Model in a GPU-Accelerated 2D Shallow Water Equations Code. **Water Resources Research**, v. 55, n. 1, p. 682–702, 2019.

DHIMAN, S.; PATRA, K. C. Experimental study of embankment breach based on its soil properties. **ISH Journal of Hydraulic Engineering**, v. 26, n. 3, p. 247–257, 2018.

ESPÓSITO, T. J. Mecânica dos solos I - Notas de aula. **Universidade Federal de Minas Gerais**, 2012.

ESTIGONI, M. V. *et al.* Fundamentos teóricos sobre modelagem de transporte de sedimentos coesivos. **X ENES (Encontro Nacional de Engenharia de Sedimentos), Foz do Iguaçu**, n. 16, p. 1–21, 2012.

FARIA, T. M. G. A. Modelagem numérica de escoamentos sobre descarregadores de degraus. **Dissertação (Mestrado em Hidráulica) - Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto**, 2014.

FILHO, D. L. M. Estudo Numérico do Escoamento Sobre um Degrau com a Presença de um Obstáculo de Seção Retangular Estudo Numérico do Escoamento Sobre um Degrau com a Presença de um Obstáculo de Seção Retangular. **Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica , na área de Térmica e FLuidos) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas**, 2018.

FLOW-3D. **Flow-3d Documentation**. Disponível em: <file:///C:/Users/usuario/Desktop/MESTRADO/DISSERTACAO/PROJETO/PAPERS/01-MODELOS_NUMERICOS/FLOW3D/help/help/search.html>.

FROEHLICH, D. C. Embankment dam breach parameters revisited. **ASCE conference on water resources engineering**, p. 887–891, 1995.

____. and Their Uncertainties. **Environmental Protection**, v. 134, n. May 2011, p. 1708–1721, 2008.

HANSON, G. J. *et al.* Development and Characterization of Soil Material Parameters for Embankment Breach. v. 27, n. 4, p. 587–596, 2011.

HANSON, G. J.; COOK, K. R. Apparatus, test procedures, and analytical methods to measure soil erodibility in situ. **Applied Engineering in Agriculture**, v. 20, n. 4, p. 455–462, 2004.

HANSON, G. J.; COOK, K. R.; HUNT, S. L. Physical Modeling Of Overtopping Erosion and Breach Formation of Cohesive Embankment. **American Society of Agricultural Engineers**, v. 48, n. 5, p. 1783–1794, 2005.

HANSON, G. J.; HUNT, S. L. L Essons L Earned Using L Aboratory Jet M Ethod To. **Applied Engineering in Agriculture**, v. 23, n. 2004, p. 305–312, 2007.

HANSON, G. J.; HUNT, S.; TEMPLE, D. Coherence of erodibility for erosion processes and different scales. **Joint Federal Interagency Sedimentation and ...**, n. 2005, 2010.

HANSON, G. J.; ROBINSON, K. M.; COOK, K. R. Physical Modeling Of Overtopping Erosion and Breach Formation of Cohesive Embankment. v. 40, n. 2, p. 355–361, 1994.

____. Headcut Migration Analysis of a Compacted Soil. v. 44, n. 3, p. 525–531, 2001.

HASSAN, M.; MORRIS, M.; GOFF, C. Breach modelling: why, when and how? **ICOLD 2019**, p. 8–14, 2019.

JULIEN, P. Y. **Erosion and Sedimentation**. New York: Cambridge University Press, 2010.

MELO, A. V. DE. Análises de risco aplicadas a barragens de terra e enrocamento: estudo de caso de barragens da CEMIG GT. **Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia de Transportes e Geotecnia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG**, p. 168, 2014.

MÖLLER, S. V.; SILVESTRINI, J. H. Turbulência: Fundamentos. **ABCM - Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas**, 2004.

MOORE, J. S. Field procedures guide for the headcut erodibility index. **Transactions - American Society of Agricultural Engineers**, 1997.

MORRIS, M. Breaching of Earth Embankments and Dams. p. 360, 2011.

MORRIS, M. *et al.* Evaluation and development of physically-based embankment breach models. **Comprehensive Flood Risk Management**, 2012.

MORRIS, M.; HANSON, G.; HASSAN, M. Improving the accuracy of breach modelling: why are we not progressing faster? **Journal of Flood Risk Management**, v. 1, n. 3, p. 150–161, 2008.

MORRIS, M.; WEST, M.; HASSAN, M. A guide to breach prediction. **Dams and Reservoirs**, v. 28, n. 4, p. 150–152, 2018.

OLIVEIRA, A. R. *et al.* Erosão em bacias de lançamento - Aspectos Hidráulicos e Geotécnicos. **ICOLD Comitê Brasileiro de Grandes Barragens**, 1994.

PINTO, C. S. **Curso Básico Mecânica dos Solos. Terceira edição. São Paulo: Oficina de textos**, 2006.

PORTO, R. M. **Hidráulica Básica**. 4. ed. São Paulo: EESC-USP, 2006.

POWLEDGE, B. G. R. *et al.* Mechanics of Overflow Erosion on Embankments. II: Hydraulic and Design Considerations. **Journal of Hydraulic Engineering**, v. 115, n. 8, p. 1056–1075, 1990.

RISHER, P.; GIBSON, S. Applying Mechanistic Dam Breach Models to Historic Levee Breaches. **E3S Web of Conferences**, v. 7, 2016.

ROBINSON, K. M. Predicting stress and pressure at an overfall. **Transactions of the American Society of Agricultural Engineers**, v. 35, n. 2, p. 561–569, 1992.

ROBINSON, K. M.; HANSON, G. J. A deterministic headcut advance model. **Transactions - American Society of Agricultural Engineers**, v. 37, n. 5, p. 1437–1443, 1994.

ROCHA, F. F. Retroanálise da Ruptura da Barragem São Francisco – Miráí, Minas gerais, Brasil. **Dissertação (Mestrado em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte**, 2015.

SALIBA, A. P. M. Uma nova abordagem para análise de ruptura por galgamento de barragens homogêneas de solo compactado. **Tese (Doutorado em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte**, 2009.

SAUCIER C. L., HOWARD, ISAAC L, T. J. G. J. Levee Breach Geometries and Algorithms To Simulate Breach Closure. **U.S. Department of Homeland Security Science and Technology Directorate Washington, DC 20528**, 2009.

SHARMA, R. P.; KUMAR, A. Case Histories of Earthen Dam Failures. **Seventh International Conference on Cases Histories in Geotechnical Engineering**, v. 8, 2013.

TEMPLE, D. . *et al.* Stability design of grass-lined open channels. **USDA Agriculture Handbook**, p. 167, 1987.

____. Simplified breach analysis for homogeneous embankments: Part 1. Background and model components. **United States Society on Dams, Technologies to Enhance Dam Safety and the Environment.**, p. 151–161, 2005.

TEMPLE, D. M. Estimating flood damage to vegetated deep soil spillways. **Applied Engineering in Agriculture**, v. 8, n. 2, p. 237–242, 1992.

TEMPLE, D. M.; HANSON, G. J.; NEILSEN, M. L. WINDAM - Analysis of Overtopped Earth Embankment Dams. v. 0300, n. 06, 2013.

TEMPLE, D.; MOORE, J. Headcut Advance Prediction for Earth Spillways. v. 40, p. 557–562, 1994.

TSINOBER, A. **An Informal Introduction to Turbulence**. [s.l.] Kluwer Academic Publishers, 2001.

USACE - U.S. ARMY CORPS OF ENGINEERES. Hydrologic Modeling System HEC-HMS: user's manual - Version 4.8. **Hydrologic Engineering Center (HEC)**, 2021a.

____. HEC-RAS, River Analysis System Hydraulic Reference Manual. **Hydrologic Engineering Center (HEC)**, 2021b.

USBR. Downstream hazard classification guidelines. **ACER Tech. Memorandum**, v. 57, 1988.

USDA NRCS. WinDAM C Dam Overtopping and Internal Erosion Model. **User's Manual**, 2016.

VISSER, K. User guide to WinDAM C earthen embankment soil inputs. **Association of State Dam Safety Officials, Dam Safety 2015**, v. 10, 2015.

WAHL, T. L. Prediction of Embankment Dam Breach Parameters: A Literature Review and Needs Assessment. **Water Resources Research Laboratory**, n. July, 1998.

WAHL, T. L. Uncertainty of predictions of embankment dam breach parameters. **Journal of Hydraulic Engineering**, v. 130, n. 5, p. 389–397, 2004.

WAHL, T. L. *et al.* Development of next-generation embankment dam breach models. **28th Annual USSD Conference “The Sustainability of Experience - Investing in the Human Factor”**, n. January, p. 767–779, 2008.

WAHL, T. L.; HANSON, G. J.; REGAZZONI, P. Quantifying Erodibility of Embankment Materials. p. 1–24, 2009.

WEI, H. *et al.* Numerical simulation of wall shear stress downstream of a headcut. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Water Management**, v. 174, n. 1, p. 15–26, 2021.

WU, W. *et al.* Earthen embankment breaching. **Journal of Hydraulic Engineering**, v. 137, n. 12, p. 1549–1564, 2011.

_____. Introduction to DLBreach – A Simplified Physically-Based Dam/Levee Breach Model. **Technical Report Version 2016.4**, 2016.

XU, Y.; ZHANG, L. M. Breaching parameters for earth and rockfill dams. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 135, n. 12, p. 1957–1970, 2009.

XU, Y.; ZHANG, L.M. Breaching parameters for earth break/breaching. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 135, n. 12, p. 1957–1970, 2009.

ZHAO, G. *et al.* Headcut migration prediction of the cohesive embankment breach. **Engineering Geology**, v. 164, p. 18–25, 2013.

ZHAO, G. *et al.* Hydrodynamic erosion in cohesive embankment breach. **Scour and Erosion - Proceedings of the 7th International Conference on Scour and Erosion, ICSE 2014**, p. 441–448, 2015.

ZHONG, Q. M. *et al.* Comparison of simplified physically based dam breach models. **Natural Hazards**, v. 84, n. 2, p. 1385–1418, 2016.

ZHONG, Q. M. *et al.* Prediction of Overtopping-Induced Breach Process of Cohesive Dams. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. 145, n. 5, 2019.