



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
INSTITUTO DE PESQUISAS HIDRÁULICAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM RECURSOS HÍDRICOS E SANEAMENTO AMBIENTAL

João Gerdau de Borja

**ANÁLISE DA EVOLUÇÃO DA GEOMETRIA DE FOSSA DE
EROSÃO A JUSANTE DE VERTEDOIRO SALTO ESQUI**

Porto Alegre
fevereiro 2020



JOÃO GERDAU DE BORJA

**ANÁLISE DA EVOLUÇÃO DA GEOMETRIA DE FOSSA DE
EROSÃO A JUSANTE DE VERTEDOURO SALTO ESQUI**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Recursos Hídricos
e Saneamento Ambiental da Universidade Federal do Rio Grande do
Sul, como requisito parcial para a obtenção do título de Doutor.

Orientador: Marcelo Giulian Marques
Coorientadora: Daniela Guzzon Sanagiotto

Porto Alegre
fevereiro 2020

Gerdau de Borja, João

Análise da evolução da geometria de fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esqui / João Gerdau de Borja. -- 2020.

346 f.

Orientador: Marcelo Giulian Marques.

Coorientadora: Daniela Guzzon Sanagiotto.

Tese (Doutorado) -- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Instituto de Pesquisas Hidráulicas, Programa de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental, Porto Alegre, BR-RS, 2020.

1. vertedouro salto esqui. 2. energia de impacto do jato. 3. geometria da fossa de erosão. 4. ressalto hidráulico confinado. 5. erodibilidade do maciço rochoso. I. Giulian Marques, Marcelo, orient. II. Guzzon Sanagiotto, Daniela, coorient. III. Título.

JOÃO GERDAU DE BORJA

**ANÁLISE DA EVOLUÇÃO DA GEOMETRIA DE FOSSA DE
EROSÃO A JUSANTE DE VERTEDOURO SALTO ESQUI**

Este trabalho foi desenvolvido no Programa de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental do Instituto de Pesquisas Hidráulicas da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, sob a orientação do Prof. Marcelo Giulian Marques, e coorientação da Profa. Daniela Guzzon Sanagiotto, ambos da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, fevereiro de 2020

Prof. Marcelo Giulian Marques
Dr. pela Université Laval
Orientador

Profa. Daniela Guzzon Sanagiotto
Dra. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Coorientadora

BANCA EXAMINADORA

Prof. Maurício Dai Prá
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Prof. Raúl Antonio Lopardo
Dr. pela Université de Toulouse

Dr. Pedro Filipe de Almeida Manso
Dr. pela Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne

Dedico esta tese acadêmica a todos aqueles que tiverem empenho ao bom uso do conteúdo aqui intuído, em proveito do povo brasileiro e da humanidade.

Dedico também esta tese à minha querida UFRGS, esperando que esta tese esteja digna perante as grandiosas façanhas dessa universidade.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus amados pais, Sérgio Borja e Rita Gerdau de Borja, pela vida de dedicação, abdições, e suporte às escolhas que tomei.

Agradeço aos meus mestres por servirem de inspiração intelectual e por disporem de uma vasta formação acadêmica construída ao longo dos anos, sem a qual esse tipo de projeto jamais se concretizaria. Em especial aos professores Marcelo Giulian Marques e Daniela Guzzon Sanagiotto, orientadores desta tese.

Agradeço aos professores do Programa de Pós Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental por me instruírem e me acompanharem nesta jornada. Em especial a Comissão de Pós Graduação na pessoa do professor Juan Martin Bravo, por ter acompanhado o êxito desta tese.

Agradeço a todos os colegas do Laboratório de Obras Hidráulicas, com que tive a honra de partilhar os estudos, restando inglória a tentativa de nomear cada um deles pela imensa contribuição que tiveram nos questionamentos que tive. É impossível descrever a ajuda desses amigos.

Vocês fizeram parte da realização de um sonho!

Se eu puder retribuir todo o incentivo e confiança que tenho de todos vocês me sentirei realizado duas vezes!

“O grande obstáculo que é preciso vencer nas ciências é, por um lado, a complexidade dos objetos e, por outro lado, a limitação da inteligência humana. A inteligência não é capaz de tirar da complexidade de ideias, de seres e de fatos, relações de causa e efeito, de antecedente e consequente. Por isso há necessidade de analisar, de dividir as dificuldades para melhor resolvê-las.”

Amado Luiz Cervo e Pedro Alcino Bervian, 1983

RESUMO

BORJA, J. G. Análise da evolução da geometria de fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esqui. 2020. 346 f. Tese de Doutorado (Doutor em Engenharia) – Instituto de Pesquisas Hidráulicas. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

O vertedouro salto esqui, em conjunto com a fossa de erosão localizada a jusante, formam um eficiente sistema dissipador. Para que esse tipo de vertedouro seja viável, deve ser prevista uma área que comporte adequadamente a evolução da fossa. Assim, o dimensionamento da geometria da fossa deve considerar a solução que apresente menores indícios de possível comprometimento das estruturas adjacentes. Dada à evolução da fossa, medidas podem ser indicadas no sentido da operação das comportas do vertedouro ou de obras civis que contenham ou redirecionem os avanços da erosão. ** Como proposta desta tese, foi analisada a evolução de fossas de erosão, contemplando aspectos hidráulicos, geométricos e geomecânicos compreendidos em um fenômeno particular, qual seja a erodibilidade para as características do escoamento que ocorre no interior de fossas de erosão a jusante de vertedouros salto esqui. Este estudo foi amparado por modelagens físicas, por semelhança de Froude, e também por métodos dispostos na bibliografia, que auxiliaram na definição dos parâmetros envolvidos. ** As características do escoamento foram avaliadas em duas geometrias de fossa, padronizadas em fundo fixo (não erodível), bidimensionais, por meio das pressões dinâmicas distribuídas ao longo de seus contornos sólidos. O efeito de escala nas pressões dinâmicas, entre esses modelos físicos, nas escalas 1:50 e 1:100, foram identificados com base em condições de contorno dos números de Reynolds e Weber, o que possibilitou consolidar relações adimensionais que explicam o fenômeno no que tange às pressões dinâmicas. Contudo, foi observado que o padrão geométrico da fossa rege a macroturbulência no interior da mesma. Assim, enquanto os efeitos de escala exercem maior influência sobre as pressões dinâmicas médias de impacto do jato mergulhante sobre o fundo, os efeitos do padrão geométrico da fossa preponderam sobre o restante da distribuição de pressão dinâmica que ocorre ao longo dos contornos sólidos da fossa. ** A variação do formato da fossa foi registrada através de amostras de fossa, tridimensionais, tanto de protótipo quanto de modelagem em escala 1:100, em ensaios realizados com leito coesivo. Assim, foram analisadas as características das geometrias resultantes, descrevendo-as através de parâmetros geométricos, o que possibilitou o exame de questões sobre o comprometimento da segurança no entorno da fossa, através de parâmetros como o grau de espalhamento da fossa e sobre a tendência de regressão de sua borda de montante. ** De modo a incorporar maiores detalhes ao conhecimento científico sobre a geometria da fossa, um método disposto na bibliografia, para o cálculo do perfil longitudinal da fossa, foi verificado quanto ao emprego de parâmetros geomecânicos, que combinados definem a erodibilidade do maciço. No âmbito da atuação hidrodinâmica do escoamento, o perfil de fossa resultante desse método foi verificado quanto à zona de dissipação de energia necessária para comportar o desenvolvimento do jato mergulhante e da recirculação do ressalto hidráulico confinado, em uma situação de equilíbrio, ou seja, em que cessam as erosões sobre os contornos sólidos da fossa. ** Os métodos verificados, bem como as relações de parâmetros propostas, fazem parte de uma técnica ampla, sistematizada na presente tese, que vem a contribuir para a adoção de índices de monitoramento da evolução de fossas de erosão.

Palavras-chave: vertedouro salto esqui, energia de impacto do jato; geometria da fossa de erosão; ressalto hidráulico confinado; erodibilidade do maciço rochoso.

ABSTRACT

BORJA, J. G. “**Analysis of the geometry evolution of scour hole formed downstream of ski jump spillway**”. 2020. 346 f. Tese de Doutorado (Doutor em Engenharia) – Instituto de Pesquisas Hidráulicas. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

The ski jump spillway, in combination with the scour hole formed downstream, is an efficient energy dissipation system. For the viability of this type of spillway, it must be forecasted an area to adequately contains the evolution of the scour hole. Thus, the dimensioning of the scour hole geometry should consider the solution that presents the minor indications of possible damage to the adjacent structures. Due to the progress of erosion in the pit, interventions may be indicated through changing the operation of spillway gates or by implementing civil works that contain or redirect erosion advances. ** As a proposal of this thesis, it was analyzed the evolution of the scour hole, considering hydraulic, geometrical and geomechanical aspects, which are included in the particular erodibility phenomenon that occurs for the flow conditions in a scour hole downstream of ski jump spillway. This study was supported by physical modeling, by Froude similarly, and also by literature disposed methods, which helped to define the involved parameters. ** The flow characteristics were investigated in two patterns of scour holes geometries, in a fixed bottom (non-erodible), through the dynamic pressures distributed along their solid contours. The scale effect on dynamic pressures, between two-dimensional physical models at 1:50 and 1:100 scales, were identified based on the boundary conditions of the Reynolds and Weber numbers. This made it possible to consolidate dimensionless relationships that explain the phenomenon regarding the measured parameter of dynamic pressures. However, it was observed that the geometric pattern of the scour hole governs the macroturbulence within the scour hole. Thus, while the scale effects exerts significant influence on the mean dynamic pressures at the plunging jet impinge spot on the bottom, the effects of the scour hole geometric pattern prevail over the dynamic pressure distribution that occurs along the solid contours of the pit. ** The variation in the shape of the pit was recorded through three-dimensional samples of scour holes, both for prototype and for 1:100 scale model tests, using cohesive bed. Thus, the characteristics of these scour holes were analyzed, describing them through geometric parameters, which allowed the review of issues about the safety around the scour hole, through the behavior of parameters such as the scour hole spreading index, and the regression tendency of the scour hole upstream edge. ** In order to incorporate more details to the scientific knowledge about the scour hole geometry, a method provided in the bibliography for the calculation of the longitudinal profile of the pit was verified regarding the use of geomechanical parameters, which combined define the erodibility of the rock mass. In the scope of the hydrodynamic performance of the flow, the resulting scour hole profile was verified regarding the energy dissipation zone, necessary to support the development of the plunging jet and the recirculation of the confined hydraulic jump, in an equilibrium state, that is, when erosions cease on the solid contours of the pit. ** The verified methods, as well as the proposed parameter relationships, are part of a broad technique, systematized in the present thesis, which contributes to the adoption of monitoring indexes of the scour hole evolution.

Key-word: ski jump spillway, jet impact kinetic energy; scour hole geometry; confined hydraulic jump; rock mass erodibility.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	34
1.1 PROBLEMAS DE PESQUISA	37
1.2 OBJETIVO GERAL	40
1.3 OBJETIVOS ESPECÍFICOS	40
1.4 DELINEAMENTO	41
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	43
2.1 DINÂMICA DE JATOS	44
2.1.1 Dispersão de jatos livres	44
2.1.2 Intensidade de turbulência do jato	48
2.1.3 Difusão do jato mergulhante	50
2.1.4 Comprimento do núcleo do jato mergulhante	52
2.2 INTERAÇÃO DO JATO COM O FUNDO	55
2.2.1 Velocidade e pressão dinâmica no fluxo do jato mergulhante	56
2.2.2 Cálculo da distribuição de pressões junto ao fundo	61
2.2.3 Excentricidade da faixa de influência	65
2.2.4 Observação empírica da região de impacto	67
2.3 EFEITOS DE PARÂMETROS HIDRÁULICOS	70
2.3.1 Limites aceitáveis para minimizar os efeitos de escala	71
2.3.2 Números adimensionais sobre as características externas do ressalto	73
2.3.3 Efeitos da turbulência e da aeração	74
2.3.4 Tentativas de inferência do efeito da turbulência e da aeração	76
2.4 ASPECTOS GERAIS DE FOSSAS DE EROÇÃO	80
2.4.1 Parâmetro de pressão e possíveis relações com a forma da fossa	81
2.4.2 Parâmetros hidráulicos relativos à dissipação de energia	84
2.4.3 Fases do processo de evolução da fossa	85
2.4.4 Relações de equilíbrio da fossa	87
2.5 PECULIARIDADES DA MODELAGEM FÍSICA DE LEITOS ROCHOSOS	91
2.5.1 Processo de degradação do material desprendido do fundo	91
2.5.2 Processo de formação da barra	95
2.5.3 Considerações sobre utilização de leito granular	97
2.5.4 Considerações sobre utilização de leito coesivo	99
2.6 EROÇÃO DE MACIÇOS ROCHOSOS	101
2.6.1 Estimativa segundo o agrupamento de fórmulas	102
2.6.2 Coeficiente de erosividade sobre rochas	108
2.6.3 Coeficiente de segurança ao tipo de fraturamento	111
2.6.4 Índice de Erodibilidade de maciços rochosos	115
2.7 EROÇÃO DE UM BLOCO DE ROCHA ISOLADO	119
2.7.1 Considerações iniciais sobre o fenômeno da ejeção hidrodinâmica	119
2.7.2 Formação de blocos de rocha	121
2.7.3 Forças atuantes em um bloco de rocha	123
2.7.4 Modelagem de arrancamento de bloco	127
3 MATERIAIS DE EXPERIMENTO	131
3.1 PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS	131
3.2 CARACTERÍSTICAS DO PROTÓTIPO	133

3.3 MODELO TRIDIMENSIONAL 1:100	137
3.3.1 Sistema de hidrogramas afluentes e efluentes	138
3.3.2 Hidrogramas simulados.....	140
3.3.3 Elaboração e aplicação do fundo coesivo	143
3.4 MODELO BIDIMENSIONAL 1:50	145
3.4.1 Vertedouro salto esquí	146
3.4.2 Instrumentação.....	147
3.5 MODELO BIDIMENSIONAL 1:100	150
3.5.1 Vertedouro salto esquí	151
3.5.2 Instrumentação.....	152
4 MÉTODOS DE EXPERIMENTO	155
4.1 DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES DO ESCOAMENTO	155
4.1.1 Condições de descarga	157
4.1.2 Condições de alcance do jato livre	161
4.2 ESCOAMENTO EM FOSSA BIDIMENSIONAL	165
4.2.1 Número de Froude	166
4.2.2 Números de Reynolds e de Weber	168
4.3 GEOMETRIA DA FOSSA TRIDIMENSIONAL	170
4.3.1 Digitalização das batimetrias de protótipo	170
4.3.2 Medição de fossas erodidas em modelo	172
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO	174
5.1 PARÂMETROS HIDRÁULICOS DA FOSSA BIDIMENSIONAL	174
5.1.1 Altura do poço de acumulação.....	175
5.1.2 Coeficiente de pressão.....	176
5.1.3 Local de ocorrência da pressão de maior magnitude.....	179
5.1.4 Distribuição de pressões	180
5.2 DELIMITAÇÃO DOS RESULTADOS DE PRESSÃO.....	185
5.2.1 Comparação entre modelagens de vertedouro salto esquí	186
5.2.2 Comparação de estudos sobre jato mergulhante	189
5.3 REGIÃO DE IMPACTO DO JATO NO FUNDO DA FOSSA.....	194
5.3.1 Fenômeno da interação do jato com o fundo.....	194
5.3.2 Aplicação dos processos isolados	196
5.4 REGIÕES DA FOSSA TRIDIMENSIONAL	202
5.4.1 Inclinações dos taludes da fossa da UHE LCBC	202
5.4.2 Inclinações dos taludes da fossa do modelo de conjunto	210
5.5 DISCUSSÃO SOBRE MÉTODOS DE PREVISÃO DE EROSÃO.....	215
5.5.1 Verificação da Escala de Chang.....	217
5.5.2 Verificação da Escala de Brito.....	218
6 ANÁLISES E CONCLUSÕES PARCIAIS.....	220
6.1 EFEITO DE ESCALA EM PARÂMETROS HIDRÁULICOS	221
6.1.1 Altura do poço de acumulação.....	222
6.1.2 Coeficiente de pressão.....	223
6.1.3 Local de ocorrência da pressão de maior magnitude.....	225
6.1.4 Distribuição de pressões	227
6.2 PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DA FOSSA	229
6.2.1 Espessura do contorno da fossa	230
6.2.2 Área total da fossa.....	232

6.2.3 Grau de espalhamento da fossa	233
6.2.4 Inclinação da borda de jusante da fossa	235
6.2.5 Inclinação da borda de montante da fossa.....	236
6.2.6 Inclinação do talude efetivo de montante da fossa	236
6.2.7 Inclinação do talude efetivo de jusante da fossa.....	237
6.3 PARÂMETRO DE ERODIBILIDADE DO MACIÇO.....	239
6.3.1 Escala de Kirsten.....	240
6.3.2 Comportamento dos parâmetros geomecânicos.....	243
6.3.3 Vinculação com a Escala de Chang	246
6.3.4 Ajuste da Escala de Kirsten	251
6.3.5 Verificação segundo a Escala de Brito	259
6.4 ESTIMATIVA DO PERFIL LONGITUDINAL DA FOSSA	266
6.4.1 Análise sistemática do Método de Marques.....	266
6.4.2 Análise prática do Método de Marques	271
6.5 VERIFICAÇÃO DOS RESULTADOS DE GEOMETRIA DA FOSSA	282
6.5.1 Verificação de parâmetros geométricos	282
6.5.2 Verificação das tendências erosivas no interior da fossa.....	286
7 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES FINAIS.....	303
7.1 PADRÃO MACROTURBULENTO NA FOSSA	304
7.1.1 Distribuição de pressões dinâmicas médias	305
7.1.2 Efeito de escala nas pressões dinâmicas médias	306
7.1.3 Região de impacto do jato no fundo	308
7.2 PADRÃO GEOMÉTRICO DE FOSSA	309
7.2.1 Considerações sobre as fases da fossa	310
7.2.2 Confinamento do ressalto hidráulico	312
7.2.3 Aspecto tridimensional da fossa.....	314
7.3 APLICAÇÃO DO ÍNDICE DE ERODIBILIDADE.....	316
7.3.1 Conciliação entre métodos de previsão de erosão	317
7.3.2 Cálculo do perfil da fossa de erosão	319
7.3.3 Verificação da zona de dissipação de energia.....	320
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	324
ANEXO 1 – Tabelas de Brito (1991).....	332
a) Resistência (R).....	332
b) Padrão Estrutural (PE).....	333
c) Espaçamento das juntas (E)	333
d) Tipo de Descontinuidade (TD).....	334
e) Classes de Maciço.....	334
ANEXO 2 – Tabelas de Kirsten (1982).....	335
a) Parâmetro de solidez do material (M_s)	336
b) Fator relativo ao número de famílias de descontinuidades (J_n)	336
c) Fator que caracteriza a rugosidade das juntas (J_r).....	337
d) Fator do material de preenchimento das juntas e quão alterado é seu estado (J_a).....	338
e) Fator de arranjo estrutural (J_s)	339
ANEXO 3 – Decomposição da Escala de Kirsten	340
ANEXO 4 – Categorias da Escala de Kirsten	343

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: sistemas hidráulicos de geração e dissipação de energia da Usina Teles Pires, com primeira unidade de geração inaugurada em 2015 - MT/Brasil.....	34
Figura 1.2: dissipação de energia no leito do rio da Usina Teles Pires, com primeira unidade de geração inaugurada em 2015 - MT/Brasil – Fonte: Show de Notícias.....	36
Figura 1.3: salto esqui da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho – Furnas. (a) erosão na margem esquerda do vertedouro salto esqui; (b) alteração do ângulo de lançamento de 35 para 42 graus e contenção das encostas na margem esquerda (CBDB, 2010) .	36
Figura 2.1: distribuição da concentração de ar de um jato a jusante de um defletor (PFISTER & HAGER, 2009).....	45
Figura 2.2: comportamento teórico do jato em um colchão ilimitado.....	51
Figura 2.3: difusões laterais do núcleo com defasagem, devido à incidência inclinada do jato no colchão d'água (CHANSON, 1995).....	53
Figura 2.4: coeficientes de flutuação de pressão (C_p') em função da profundidade de colchão d'água (l) relativo a espessura do jato (B)	54
Figura 2.5: regiões do fluxo do jato dentro do colchão d'água (adaptado de XU-DUO-MING & YU-CHANG-ZHAO, 1986 apud CASTILLO, 1989).....	55
Figura 2.6: simulação numérica de um jato emitido por um bocal retangular, de espessura B (2cm), no interior de um tanque de aproximadamente 50cm de profundidade - os ensaios foram realizados com diferentes concentrações de ar (WEI, DENG & LIU, 2013).....	56
Figura 2.7: coeficiente K_w obtidos segundo o trabalho de Wei, Deng e Liu (2013)	57
Figura 2.8: ensaio em modelo 1:100 da UHE LCBC, com vazão de 97L/s com altura de colchão d'água de 32,9cm; os dois valores sombreados são respectivos aos limites definidos da região de impacto sobre o fundo.....	67
Figura 2.9: influência da escala do modelo e da velocidade na área de impacto na simulação da entrada de ar. (RAMOS, 1988 apud CASTILLO, 1989).....	78
Figura 2.10: parâmetros hidráulicos e geométricos de um sistema dissipador composto por vertedouro salto esqui e fossa de erosão (adaptado de AMANIAN & URROZ, 1993)	80
Figura 2.11: ressalto hidráulico a jusante de impacto de jato em fundo plano (BORJA, 2012).....	82
Figura 2.12: fases da evolução temporal da profundidade da fossa (CID SOLÉ, 2004)	86
Figura 2.13: inclinação dos taludes da fossa para diferentes ângulos de lançamento (adaptado de TARAIMOVICH, 1980 apud LENCASTRE, 1984).....	88
Figura 2.14: vórtice movimentando o material do leito durante um ensaio de verificação da geometria da fossa; note que a inércia do material presente no vórtice faz com que o mesmo se fricção com o material presente no leito (RAJARATNAM, 1981)	92
Figura 2.15: Fotos de Glacial Potholes.....	93

Figura 2.16: Cascata de Vale d'égua, Préstimo - Águeda. Fonte: João Paulo Coutinho, em: < http://mapio.net/pic/p-34958142/ >.....	94
Figura 2.17: Marmita no leito do Ribeiro de Penedo. Fonte: < http://www.dct.uminho.pt/pnpg/trilhos/pitões/paragem6/marmitas.html >.....	94
Figura 2.18: rocha calcárea de Valcour Island erodida por cupholes (ELSTON, 1917).....	94
Figura 2.19: relação da profundidade da fossa de erosão com a altura da lâmina d'água a jusante, em função do número de Froude do grão utilizando: (a) d_{50} e (b) d_{90} (GHODSIAN, MEHRAEIN & RANJBAR, 2012).....	98
Figura 2.20: comparação de resultados de modelagens de fossa de erosão com leito granular e com leito coesivo - o protótipo ainda não havia sido inaugurado (HENG et al. 2012).....	100
Figura 2.21: amostra de testes de verificação de fórmulas de previsão da profundidade de equilíbrio - Talebi et al. (2004) utilizaram 6 tipos ou grupos de formulações. *Cada uma das propostas deve ser buscada em bibliografia específica, citada pelo autor.	105
Figura 2.22: desvio percentual entre profundidade prevista e observada (adaptado de Ferreira, 2011).....	106
Figura 2.23: zonas delimitadas de acordo com as Classes de Maciço (BRITO, 1991).....	113
Figura 2.24: (a) identificação em inspeção de campo de bloco de rocha com maior possibilidade de arrancamento; (b) exemplo de uma solicitação em uma das faces do bloco, posicionado no interior do maciço, para a verificação da instabilidade via software PanTechnica (2002), que analisa 'n' combinações de solicitações (GEORGE & SITAR, 2012)	120
Figura 2.25: (a) teste de fratura hidráulica, e (b) testes de elevação hidráulica (BOLLAERT, 2002).....	123
Figura 2.26: forças atuantes em um bloco de rocha característico dentro de uma cavidade do maciço - Bollaert e Schleiss (2001 apud BOLLAERT, 2002).....	124
Figura 2.27: bloco a montante do impacto do fluxo do jato em modelo físico utilizado por Liu, Dong e Yu (1998).....	128
Figura 2.28: modelagem de arrancamento de bloco (BORJA, 2012);.....	130
Figura 3.1: visão esquemática dos componentes da fossa de erosão Manso et al. (2007 apud BUFFON et al. 2012)	134
Figura 3.2: seção longitudinal do vertedouro da UHE LCBC - com a posterior alteração de 35° para 42°, a cota de lançamento passou de 575,55m para 577,06m (CBDB, 2010)..	135
Figura 3.3: vertedouro da UHE LCBC em operação (SILVA et al. 2011)	136
Figura 3.4: levantamento batimétrico da fossa de erosão realizado no ano de 1988	136
Figura 3.5: modelo de conjunto em escala 1:100	137
Figura 3.6: sistema de funcionamento das comportas com redutor de frequência de rotação	138
Figura 3.7: (a) válvula elétrica de registro, para regular a vazão; (b) transmissor de nível, ultrassônico, para manutenção do nível d'água de montante.....	139

Figura 3.8: vista para jusante do modelo de conjunto em escala 1:100 – processo de aplicação do leito coesivo submetido à erosão.....	140
Figura 3.9: hidrograma simulado para 1969 – 1982.....	142
Figura 3.10: hidrograma simulado para 1982 – 1984.....	142
Figura 3.11: hidrograma simulado para 1984 – 1988.....	142
Figura 3.12: (a) teste em andamento; (b) corpo de prova erodido.	143
Figura 3.13: modelo do LAHE em escala 1:50; detalhe da concha de lançamento do vertedouro e a representação da fossa com cota de fundo em 528,95m	145
Figura 3.14: modelo 1:50 em ensaio com condições equivalentes de protótipo para uma vazão de 4.000m ³ /s, com cota de fundo da fossa em: (a) 540m; e (b) 529m	145
Figura 3.15: geometrias bidimensionais de fossas ensaiadas no modelo 1:50, com estágio na cota de fundo 540m (a) e 529m (b); a abscissa em zero indica o ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro salto esquí), e a ordenada em zero indica o nível de referência de jusante (556,3m).	146
Figura 3.16: pilares e comportas do vertedouro (4 vãos), em similaridade geométrica de 1:50 a um trecho do vertedouro da UHE LCBC, o qual possui 6 vãos.....	147
Figura 3.17: perfil do vertedouro salto esquí, em escala 1:50 da UHE LCBC	147
Figura 3.18: sistema de alimentação do modelo 1:50	148
Figura 3.19: Canal do modelo bidimensional do LAHE: (a) vista para jusante da fossa (cota de fundo em 529m), com posicionamento das tomadas de pressão; (b) vista para montante do canal, mostrando a comporta de controle de níveis.....	148
Figura 3.20: foto do transdutor de pressão utilizado no modelo do LAHE.....	149
Figura 3.21: modelo do LOH em escala 1:100; detalhe da concha de lançamento do vertedouro e a representação da fossa com cota de fundo em 529,75m	150
Figura 3.22: modelo 1:100 em ensaio, com condições equivalentes de protótipo para uma vazão de 4.000m ³ /s, com cota de fundo da fossa em: (a) 540m; e (b) 529m.	150
Figura 3.23: geometrias bidimensionais de fossas ensaiadas no modelo 1:100, com estágio na cota de fundo 540m (a) e 529m (b); a abscissa em zero indica o ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro salto esquí), e a ordenada em zero indica o nível de referência de jusante (cota 556,3m).	151
Figura 3.24: perfil do vertedouro salto esquí, em escala 1:100 da UHE LCBC	151
Figura 3.25: comporta do vertedouro, contínua - bidimensional, com similaridade geométrica de 1:100 ao vão entre os pilares do vertedouro da UHE LCBC.....	152
Figura 3.26: Canal do modelo bidimensional do LOH: (a) vista inferior dos fundos metálicos utilizados no modelo (cota de fundo em 529m e 540m), com o posicionamento das tomadas de pressão; (b) vista para montante do canal, mostrando a comporta de controle de níveis.....	153
Figura 3.27: medidor eletromagnético de vazão utilizado para conferir a vazão escoada pelo modelo bidimensional de escala 1:100.....	153
Figura 3.28: Equipamento utilizado na medição das pressões no modelo do LOH: (a) placa de aquisição de dados da NI; (b) transdutor de pressão modelo Hytronic.....	154

Figura 4.1: Gráfico do coeficiente geral de descarga para um vertedouro controlado por comporta.....	158
Figura 4.2: coeficientes de descarga para o modelo de conjunto da UHE LCBC, em escala 1:100, de Hidroesb (1991).....	161
Figura 4.3: Medições de alcance horizontal do jato, mínimo e máximo, para diferentes modelos bidimensionais, em escala 1:100, referentes à Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC) com vazão de 4.000m ³ /s, para (a) condição sem comportas, de Eletrobras Furnas (2006); e (b) condição com a utilização de comportas, de Eletrobras Furnas (2010).....	163
Figura 4.4: alcance horizontal, mínimo e máximo, do jato dos modelos em escala 1:100 da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), para as condições de vertimento com e sem o controle de vazão por comportas; dados de Eletrobras Furnas (2006), e de Eletrobras Furnas (2010).....	164
Figura 4.5: batimetria de 1982 da UHE LCBC (curvas de nível de 1 em 1 metro)	171
Figura 4.6: batimetria de 1984 da UHE LCBC (curvas de nível de 2 em 2 metros).....	171
Figura 4.7: batimetria de 1988 da UHE LCBC (curvas de nível de 2 em 2 metros).....	172
Figura 4.8: erosão formada em ensaio (nº 2) sobre o modelo, para o ano de 1982.....	173
Figura 4.9: MDE da erosão causada em ensaio (nº 2) sobre o modelo, para o ano de 1982 (curvas de nível de 5 em 5 metros).....	173
Figura 5.1: ajuste dos dados obtidos de altura do poço de acumulação em função do número de Froude, para o modelo 1:50, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)	175
Figura 5.2: ajuste dos dados obtidos de altura do poço de acumulação em função do número de Froude, para o modelo 1:100, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)	176
Figura 5.3: ajuste dos dados obtidos de pressão dinâmica média de maior magnitude, observadas junto ao fundo para o modelo 1:50, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)	178
Figura 5.4: ajuste dos dados obtidos de pressão dinâmica média de maior magnitude, observadas junto ao fundo para o modelo 1:100, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)	178
Figura 5.5: ajuste dos dados obtidos para o local de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo 1:50, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)	179
Figura 5.6: ajuste dos dados obtidos para o local de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo 1:100, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)	179
Figura 5.7: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:50, com a cota de fundo em estágio intermediário (540m).....	181
Figura 5.8: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:100, com a cota de fundo em estágio intermediário (540m).....	182

Figura 5.9: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:50, com a cota de fundo em estágio de equilíbrio (529m).....	182
Figura 5.10: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:100, com a cota de fundo em estágio de equilíbrio (529m).....	182
Figura 5.11: comparação dos valores medidos de pressão dinâmica média de maior magnitude, com os valores calculados através da equação de Pinto (1994)	188
Figura 5.12: comportamento do coeficiente de pressão (C_p) para diferentes estudos sobre o impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido.....	191
Figura 5.13: comparação entre métodos de cálculo para o alcance mínimo da região de impacto do jato no fundo da fossa, para três aprofundamentos de fossa	200
Figura 5.14: comparação entre métodos de cálculo para o alcance máximo da região de impacto do jato no fundo da fossa, para três aprofundamentos de fossa	200
Figura 5.15: perfil característico da fossa para o levantamento batimétrico de 1982, da UHE LCBC.....	203
Figura 5.16: perfil característico da fossa para o levantamento batimétrico de 1984, da UHE LCBC.....	204
Figura 5.17: perfil característico da fossa para o levantamento batimétrico de 1988, da UHE LCBC.....	204
Figura 5.18: áreas das bordas e dos taludes efetivos da fossa da UHE LCBC, para os anos de 1982 (a), 1984 (b) e 1988 (c).....	205
Figura 5.19: inclinações da borda de montante, de área 1.877m ² (batimetria de 1982).....	206
Figura 5.20: inclinações da borda de jusante, de área 3.449m ² (batimetria de 1982).....	206
Figura 5.21: inclinações da borda de montante, de área 1.883m ² (batimetria de 1984).....	206
Figura 5.22: inclinações da borda de jusante, de área 3.815m ² (batimetria de 1984).....	207
Figura 5.23: inclinações da borda de montante, de área 1.974m ² (batimetria de 1988).....	207
Figura 5.24: inclinações da borda de jusante, de área 4.790m ² (batimetria de 1988).....	207
Figura 5.25: inclinações do talude efetivo de montante, de área 7.074m ² (batimetria de 1982).....	208
Figura 5.26: inclinações do talude efetivo de jusante, de área 2.099m ² (batimetria de 1982).....	208
Figura 5.27: inclinações do talude efetivo de montante, de área 6.621m ² (batimetria de 1984).....	209
Figura 5.28: inclinações do talude efetivo de jusante, de área 3.268m ² (batimetria de 1984).....	209

Figura 5.29: inclinações do talude efetivo de montante, de área 7.802m ² (batimetria de 1988).....	209
Figura 5.30: inclinações do talude efetivo de jusante, de área 1.985m ² (batimetria de 1988).....	210
Figura 5.31: perfil característico da fossa para o ensaio nº 1 (hidrograma até o ano de 1982)	211
Figura 5.32: perfil característico da fossa para o ensaio nº 2 (hidrograma até o ano de 1982)	211
Figura 5.33: perfil característico da fossa para o ensaio nº 3 (hidrograma até o ano de 1984)	212
Figura 5.34: perfil característico da fossa para o ensaio nº 4 (hidrograma até o ano de 1982)	212
Figura 5.35: perfil característico da fossa para o ensaio nº 5 (hidrograma até o ano de 1984)	212
Figura 5.36: perfil característico da fossa para o ensaio nº 6 (hidrograma até o ano de 1982)	213
Figura 5.37: perfil característico da fossa para o ensaio nº 7 (hidrograma até o ano de 1982)	213
Figura 5.38: enquadramento da modelagem de arrancamento de bloco, realizada por Borja (2012), nas Classes de Maciço de Brito (1991).....	218
Figura 6.1: curvas de tendência que descrevem a altura do poço de acumulação (y_p) em função da condição de escoamento, para as modelagens 1:50 e 1:100.....	222
Figura 6.2: relação adimensional que descreve a altura do poço de acumulação (y_p) em função da condição de escoamento, considerando o efeito de escala (λ)	222
Figura 6.3: curvas de tendência que descrevem o coeficiente de pressão (C_p) em função da condição de escoamento, para as modelagens 1:50 e 1:100.....	224
Figura 6.4: relação adimensional que descreve o coeficiente de pressão (C_p) em função da condição de escoamento, considerando o efeito de escala (λ)	225
Figura 6.5: relação adimensional que descreve a distância do local de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude ($L_{pd, maior}$) em função do número de Froude (F_0)	226
Figura 6.6: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para a geometria de fossa com a cota de fundo em estágio intermediário (540m)	227
Figura 6.7: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para a geometria da fossa com a cota de fundo em estágio de equilíbrio (529m).....	228
Figura 6.8: simplificação da geometria da fossa para a obtenção do parâmetro geométrico buffer da fossa (B_f), a partir das amostras de fossa tridimensionais de modelo e de protótipo	230

Figura 6.9: relação do buffer (B_f) da fossa com a profundidade de equilíbrio (D) da fossa, para os levantamentos batimétricos da UHE LCBC e para as amostras do modelo de conjunto em escala 1:100.	231
Figura 6.10: relação entre a área total da fossa (A) e uma área de referência que considera o comprimento da fossa (L) e a largura da calha do vertedouro (w).....	232
Figura 6.11: (a) morfologia de fossa espalhada; (b) morfologia de fossa compacta.....	233
Figura 6.12: relação entre o raio hidráulico efetivo da fossa (R_h) e o comprimento da fossa (L)	234
Figura 6.13: inclinação da borda de jusante da fossa em função da área da borda da fossa ..	235
Figura 6.14: relação entre a inclinação da borda de jusante da fossa e a borda de montante.	236
Figura 6.15: inclinação de montante da fossa em função de sua profundidade e extensão....	237
Figura 6.16: inclinação de jusante da fossa, em função da razão entre as inclinações das bordas da fossa, de montante e jusante.....	238
Figura 6.17: distribuição dos valores de cada um dos parâmetros geomecânicos em função da Escala de Kirsten (E_K)	243
Figura 6.18: influência dos parâmetros geomecânicos de Kirsten (1982) na potência crítica do escoamento que causa a erosão do leito, de Annandale (2006)	244
Figura 6.19: relação entre a distribuição ampla do Índice de Erodibilidade (K_R) e a Escada de Kirsten (E_K), proposta na presente tese	247
Figura 6.20: correlação quantitativa entre a Escala de Chang (K_{Ch}) e a Escala de Kirsten (E_K)	250
Figura 6.21: relação entre as duas formas do conjunto formado pelo produto de K_d e J_s	257
Figura 6.22: comparação do Método de Brito (1991) com o Método de Kirsten (1982), convertendo o parâmetro de erodibilidade K_R para o parâmetro geotécnico K_{Ch}	264
Figura 6.23: (a) região de impacto do jato no fundo; e (b) fronteira de atuação do fluxo do jato na fossa de erosão	268
Figura 6.24: fotos retiradas de CBDB (2010), que dizem respeito às UHEs analisadas: (I) Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC), (II) Jaguará, (III) Itaipu e (IV) Itá.....	272
Figura 6.25: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho.....	276
Figura 6.26: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até $4.000\text{m}^3/\text{s}$, para a UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho	276
Figura 6.27: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Jaguará	277
Figura 6.28: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até $52\text{ m}^2/\text{s}$, para a UHE Jaguará	278
Figura 6.29: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Itaipu	279

Figura 6.30: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até 119m ² /s, para a UHE Itaipu	279
Figura 6.31: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Itá	280
Figura 6.32: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até 97,4m ² /s, para a UHE Itá	280
Figura 6.33: a) operação do vertedouro da UHE Itá sem formação de jato e com escoamento sobre a calha não revestida - Fonte: < https://tractebel-engie.com.br/pt/referencias/usina-hidreletrica-ita >; b) perfil da fossa pré-escavada (CBDB, 2010), e trajetórias prováveis de jatos, considerando a carga de montante similar para as vazões, e perda de carga na calha para cada vazão.	281
Figura 6.34: disposição dos dados vistos ao longo desta tese, no que concerne às inclinações dos taludes da fossa de erosão, comparando-se com as Retas de Taraimovich	284
Figura 6.35: tendências de dispersão dos dados de inclinação dos taludes da fossa, seguindo as orientações de Taraimovich (1980).....	284
Figura 6.36: (a) distribuição de pressão causada pela incidência de jato sobre bacia de dissipação com fundo plano; (b) perfil da fossa de erosão causada pela ação do jato sobre o leito do rio (adaptado de CASTILLO et al., 1996).....	287
Figura 6.37: impacto de jato sobre fundo plano – distribuição de pressão relativa ($-P_d/P_{d,eixo}$), e o desenvolvimento das profundidades relativas da fossa (f/f_{max}),.....	290
Figura 6.38: cálculo da distribuição de pressão para diversas condições de vazão com referência à escala de protótipo, sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 540m	298
Figura 6.39: cálculo da distribuição de pressão para diversas condições de vazão com referência à escala de protótipo, sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 529m	298
Figura 6.40: cálculo das tendências de escavação sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 540m, para a vazão de referência ao protótipo de 13.000m ³ /s	299
Figura 6.41: cálculo das tendências de escavação sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 529m, para a vazão de referência ao protótipo de 13.000m ³ /s	299
Figura 6.42: perfil longitudinal da fossa sintético, obtido pelo Método de Marques para a vazão de referência em 13.000m ³ /s, limitada às características de erodibilidade da UHE LCBC; tendências erosivas para a vazão de referência em 13.000m ³ /s sobre os dois padrões de geometria bidimensional (escala 1:100) modelados.....	300

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: parâmetros propostos pela bibliografia (PUERTAS, 1994 apud PINTO, 1994)...	63
Tabela 2.2: valores dos coeficientes C1 e C2 em função de w	68
Tabela 2.3: coeficientes atribuídos por Mason e Arumugan (1985) aos diferentes métodos de estimativa da profundidade de erosão	103
Tabela 2.4: fatores de degradação do material de leito, isto é, que facilitam a ação erodível do jato, segundo Xia-Yu-Chang (1988)	109
Tabela 2.5: respectivos coeficientes K_{Ch} relativos à descrição do maciço, para os dados de profundidade da fossa - organizado por Ferreira (2011) em seu “Quadro 5”	110
Tabela 2.6: comparação entre valores de K dos gráficos apresentados por Ferreira (2011) e Pinto (1983 apud BRITO, 1991)	114
Tabela 2.7: características padronizadas do leito modelado por Borja (2012).....	130
Tabela 3.1: apresentação inicial dos três modelos físicos estudados na presente tese	132
Tabela 3.2: características do vertedouro salto esqui da UHE LCBC.....	135
Tabela 3.3: vazão máxima ocorrida por período	141
Tabela 4.1: vazões de referência para os modelos.....	156
Tabela 4.2: vazões aplicadas no modelo físico tridimensional, de escala 1:100.....	160
Tabela 4.3: dados de comprimento mínimo e máximo do jato para a modelagem da Figura 4.3a, na condição de vertimento sem comportas, com cota de fundo para o impacto do jato em 556,30m	163
Tabela 4.4: dados de comprimento mínimo e máximo do jato para a modelagem da Figura 4.3b, na condição de vertimento com comportas, com cota de fundo para o impacto do jato em 555,00m	163
Tabela 4.5: coeficientes para as fórmulas de alcance do jato livre.....	165
Tabela 4.6: vazões de referência e condições de escoamento para o modelo bidimensional 1:50.....	167
Tabela 4.7: vazões de referência e condições de escoamento para o modelo bidimensional 1:100.....	167
Tabela 4.8: números adimensionais de referência para o modelo 1:50.....	168
Tabela 4.9: números adimensionais de referência para o modelo 1:100.....	168
Tabela 5.1: níveis d’água e de profundidade de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo em escala 1:50	187
Tabela 5.2: níveis d’água e de profundidade de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo em escala 1:100	187
Tabela 5.3: coeficientes da fórmula de C_p para diferentes estudos sobre o impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido	191
Tabela 5.4: condições aplicadas e resultados calculados para o alcance horizontal do jato livre que incide sobre a superfície plana do canal a jusante, para o modelo em escala 1:100	197

Tabela 5.5: condições aplicadas para as fórmulas de cálculo da faixa de influência do jato sobre o fundo, para um jato inclinado	198
Tabela 5.6: valores da modelagem de arrancamento de bloco realizada por Borja (2012)....	216
Tabela 5.7: valores em escala de protótipo da modelagem de arrancamento de bloco realizada por Borja (2012), e respectivos parâmetros de erodibilidade obtidos por retroanálise	217
Tabela 6.1: discretização do parâmetro de solidez do material (M_s).....	241
Tabela 6.2: discretização do parâmetro de proporção dos blocos (K_b), a partir do fator de famílias de descontinuidades (J_n)	241
Tabela 6.3: discretização para o parâmetro de intertravamento entre blocos ($K_d = J_r/J_a$), a partir dos fatores de rugosidade das juntas (J_r) e do estado de alteração das juntas (J_a)	242
Tabela 6.4: discretização do fator de arranjo estrutural (J_s)	242
Tabela 6.5: Características geomecânicas ($E_K = 0,35$) representadas pelo leito modelado por Borja (2012)	249
Tabela 6.6: vinculação quanti-qualitativa entre as escalas de erodibilidade de Chang (1988) e de Kirsten (1982).....	250
Tabela 6.7: resistência à compressão mecânica de diferentes tipos de rocha e suas condições de campo (TEIXEIRA et al. 2008).....	254
Tabela 6.8: atribuição de valores dos parâmetros de solidez do material (M_s) e relativo à quantidade de descontinuidades (K_b), para cada uma das UHEs analisadas.....	255
Tabela 6.9: obtenção do parâmetro de erodibilidade (K_R) por retroanálise, e do conjunto relativo às configurações de juntas ($K_d \cdot J_s$), dadas às condições de cada UHE	256
Tabela 6.10: valores do parâmetro de arranjo estrutural (J_s) propostos para a aplicação no método de cálculo da profundidade da fossa (D)	258
Tabela 6.11: estimativa da qualidade relativa grau de atrito entre as superfícies das juntas e o estado de alteração do material de preenchimento das juntas, dados por K_d , para cada uma das UHEs analisadas.....	259
Tabela 6.12: valor quantitativo de K_{Br} correspondente a cada Classe de Maciço.....	261
Tabela 6.13: relação entre a qualidade da resistência à compressão (R) e o parâmetro de solidez do material (M_s)	262
Tabela 6.14: relação entre a qualidade do espaçamento de juntas (E) e o índice de qualidade de rocha (RQD)	262
Tabela 6.15: relação entre a qualidade do padrão estrutural (PE) e os fatores do número de famílias de descontinuidades (J_n) e de arranjo estrutural (J_s).....	262
Tabela 6.16: valores do parâmetro relativo à quantidade de descontinuidades (K_b), em função das qualidades do espaçamento das juntas (E) e do padrão estrutural (PE).....	263
Tabela 6.17: valores do parâmetro de intertravamento entre blocos (K_d) em função da qualidade do tipo de descontinuidade (TD)	263
Tabela 6.18: vazões de pico (q) já vertidas em diferentes UHEs e suas condições de referência obtidas de obtidos de CBDB (2010), para a aplicação do Método de Marques.....	272

Tabela 6.19: valores do parâmetro de erodibilidade (K_{Ch}) estipulados para as UHEs analisadas quanto à aplicação do Método de Marques	273
Tabela 6.20: condições de regimes permanentes obtidos na modelagem bidimensional 1:100, convertidas para a escala de protótipo, para a aplicação do Método de Marques na condição da vazão de pico de 4.132m ³ /s, vertida na UHE LCBC até o ano da batimetria de 1988	275
Tabela 6.21: parâmetros correspondentes a aplicação de Beltaos (1976), para o cálculo da distribuição de pressões dinâmicas, e para a aplicação de Rajaratnam (1981), para a estimativa do perfil da fossa	289
Tabela 6.22: coeficientes para as envoltórias dos padrões de distribuição de pressão dinâmica resultantes das modelagens físicas bidimensionais	292
Tabela 6.23: condições de ensaio para a modelagem física bidimensional em escala 1:100	295
Tabela 6.24: parâmetros de coluna d'água para as duas geometrias de fossa da modelagem física bidimensional em escala 1:100	295
Tabela 6.25: distância do ponto de estagnação mensurada nos ensaios com as duas geometrias de fossa, da modelagem física bidimensional em escala 1:100	297
Tabela 6.26: comparação entre as grandezas das zonas de dissipação de energia, tanto em fundo fixo quanto a partir das tendências erosivas sobre o leito, em escala 1:100	301

LISTA INTELIGENTE DE SÍMBOLOS

α_b = parâmetro empírico de Beltaos [-];

α_e = ângulo de difusão exterior do jato [graus];

α_{y_p} = parâmetro empírico de Cola [-];

α_i = ângulo de convergência do núcleo do jato [graus];

β = taxa de arrastamento de ar para dentro do fluxo [-];

γ = peso específico da água [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-2}$];

δ = relação entre a taxa de aeração que ocorre em protótipo e a que ocorre na escala de modelo [-];

ε_{topo} = espalhamento do jato no topo [m];

θ_0 = ângulo de incidência teórico do jato em relação ao plano do leito do rio a jusante, ou em relação ao nível de colchão d'água [rad];

θ_1 = ângulo da concha de lançamento em relação ao plano horizontal [rad];

θ_{def} = ângulo do defletor em relação à calha [graus];

θ_{calha} = ângulo da calha em relação à horizontal [graus];

ℓ = distância percorrida pelo jato no interior do colchão d'água [m];

κ = coeficiente de aproximação na comporta [-];

$(1:\lambda)$ = fator de escala de comprimento [-];

ν = viscosidade cinemática da água [$1,01\times 10^{-6}$ m²/s];

ν' = flutuação de velocidade do fluxo ao longo do tempo, em sua componente axial ao jato [m/s];

ρ = massa específica da água [998,2 kg/m³];

σ = desvio padrão da amostra de carga de pressão [m.c.a];

σ = tensão superficial da água [0,073 N/m];

ϕ_b = parâmetro experimental de Beltaos [-];

ϕ_{yp} = parâmetro experimental de Cola [-];

χ_1 = comprimento horizontal relativo ao núcleo do jato [m];

w_{\max} = máximo parâmetro de carga do jato [-];

w_{\min} = mínimo parâmetro de carga do jato [-];

a_{cubo} = arestas de um cubo representativo dos blocos da matriz rochosa [m];

A = área total da fossa [m²];

A = altura de elevação das comportas com referência ao nível da crista do vertedouro [m];

Ab = área da borda da fossa, que é caracterizada pela região de interface com o exterior da fossa [m²];

Aef = área efetiva da fossa, que é caracterizada pela da região interna da fossa [m²];

b = faixa de pressões dinâmicas significativas, oriundas do fluxo principal do jato, em torno do ponto de estagnação [m];

b_0 = é o limite da faixa de influência, onde a pressão dinâmica possui metade do valor da pressão dinâmica no eixo do jato [m];

b_j = faixa de influência a jusante do impacto do jato sobre o fundo [m];

b_m = faixa de influência a montante do impacto do jato sobre o fundo [m];

B = parâmetro de espessura do jato, com referência ao bocal de emissão do jato em sua menor dimensão transversal [m];

B = largura da seção de controle junto aos pilares [m];

B_{ef} = largura efetiva do vertedouro na seção das comportas [m];

Bf = buffer da fossa, simplificando a borda da fossa para a borda de um círculo [m];

C = coeficiente de Pinto [-];

C_{ar} = concentração de ar em dado ponto do fluxo [%];

\bar{C}_{ar} = concentração média de ar do fluxo [%];

Cc = coeficiente que ajusta a velocidade do jato emitido pelo bocal com injeção de um volume de ar comprimido [-];

$C_{comporta}$ = coeficiente de descarga com a utilização de comporta [-];

C_{Mk} = coeficiente de Mirskhulava [-];

C'_P = coeficiente de flutuação de pressão [-];

C_P = coeficiente de pressão [-];

C_{UP} = coeficiente de ejeção líquido [-];

C_{UP} = coeficiente de ejeção líquido da ejeção hidrodinâmica de blocos [-];

C_W = relação de expansão da área exterior do jato [-];

C_{Wg} = coeficiente de Wang [-];

d_i = espessura do jato na seção de impacto com a superfície livre do colchão [m];

d = espessura equivalente do fluxo bifásico, podendo ser calculada no ponto de impacto do jato ($d \equiv d_i$) [m];

d = diâmetro médio do material [m];

D = profundidade de equilíbrio da fossa [m];

D^* = diâmetro mínimo do grão [m];

D_K = diâmetro equivalente do bloco [m];

e_j = espessura das juntas delimitadoras de um bloco [m];

E_K = Escala de Kirsten [-];

f = profundidade da fossa em relação à cota de fundo no canal de jusante, em um certo local da fossa [m];

f_b = profundidade da borda da fossa, em relação à cota de fundo no canal de jusante [m];

f_{\max} = profundidade máxima da fossa em relação à cota de fundo no canal de jusante [m];

$f_{Pd,maior}$ = desnível geométrico no interior da fossa em relação à cota do leito do rio a jusante [m];

F_0 = número de Froude do escoamento teórico, no lançamento do jato [-];

F_{β} = número de Froude da mistura ar, água e sedimento [-];

$F_{\Delta P}$ = força média de sustentação do bloco [N];

$F_{cavidade}$ = força devido à pressão de ejeção atuante na superfície inferior do bloco [N];

F_d = número de Froude do grão [-];

F_d = força resultante na face superior do bloco, em virtude da sobrepressão P_d causada pelo impacto do jato [N];

F_j = número de Froude do jato no local de lançamento, considerando perda de carga na calha [-];

F_l = número de Froude do escoamento subcrítico [-];

F_{sh} = força de cisalhamento ao longo das juntas de um bloco [N];

F_{UP} = força mínima que, aplicada por um intervalo de tempo indeterminado, contribui para o arrancamento do bloco [N];

g = aceleração da gravidade [9,81 m/s²];

h_0 = lâmina de escoamento teórico, no lançamento do jato [m];

h'_0 = lâmina do escoamento inclinado (normal ao fundo), medida na seção de lançamento do jato [m]; h_2 = desnível entre a cota de lançamento do jato e o nível d'água do poço de acumulação [m];

h_{barra} = altura da barra formada pela deposição de material a jusante da fossa [-];

H = desnível total entre montante e jusante [m];

H_0 = carga teórica do jato no lançamento [m];

H_e = carga de energia hidráulica do escoamento com referência ao nível da crista do vertedouro [m.c.a.];

H_i = altura de queda livre do jato [m];

H_i = energia do fluxo que impacta sobre o maciço, no início da erosão, quando não há colchão d'água de amortecimento [m];

i_j = ângulo de inclinação do talude de jusante da fossa de erosão [graus];

i_m = ângulo de inclinação do talude de montante da fossa de erosão [graus];

ib_j = inclinação da borda da fossa de jusante [graus];;

ib_m = inclinação da borda da fossa de montante [graus];

J_a = fator do material de preenchimento das juntas e quão alterado é seu estado [sem unidade definida];

J_n = fator relativo ao número de famílias de descontinuidades [sem unidade definida];

J_r = fator que caracteriza a rugosidade das juntas [sem unidade definida];

J_s = fator de arranjo estrutural [sem unidade definida].

k = relação de distribuição granulométrica [-];

K_a = coeficiente de aproximação do escoamento [-];

K_b = parâmetro de proporção dos blocos [sem unidade definida];

K_{Br} = coeficiente de Brito, relacionado à erodibilidade da rocha [$s^{0,54} \cdot m^{-0,305}$];

K_{Ch} = coeficiente de Chang, relacionado à erodibilidade da rocha [$s^{1/2} \cdot m^{-1/4}$];

K_d = parâmetro de intertravamento entre blocos [sem unidade definida];

K_{Ma} = constante de Manson [unidade variável];

K_p = coeficiente de contração no pilar [-];

K_R = Índice de Erodibilidade, desenvolvido por Kirsten [$kg^{4/3} \cdot s^{-4}$];

K_W = coeficiente de Wei [-];

L = comprimento da fossa de erosão [m];

L_d = comprimento da zona de fluxo de fundo do ressalto [m];

L_D = caminho inclinado percorrido pelo jato mergulhante até impactar no fundo da fossa [m];

L_{j-topo} = percurso longitudinal do jato no ar, curvo, desde a seção de lançamento, até a seção em que o jato atinge a altura máxima [m];

L_{\max} = alcance horizontal máximo do jato livre que incide sobre a superfície plana do canal a jusante [m];

L_{\min} = alcance horizontal mínimo do jato livre que incide sobre a superfície plana do canal a jusante [m];

$L_{Pd,maior}$ = comprimento horizontal desde o ponto de lançamento do jato até o ponto de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude [m];

L_{proj} = distância horizontal percorrida pelo jato livre até incidir sobre o colchão d'água ou sobre uma superfície sólida [m];

L_r = comprimento de recirculação superficial do ressalto [m];

Lz_{\max} = alcance máximo da região de impacto, relativo ao ponto de lançamento do jato até seu impacto no fundo da fossa [m];

Lz_{\min} = alcance mínimo da região de impacto, relativo ao ponto de lançamento do jato até seu impacto no fundo da fossa [m];

M_s = parâmetro de solidez do material [sem unidade definida];

n = número de pilares [-];

N_{aprox} = nível do fundo do canal de aproximação [m];

N_{canal} = nível plano do canal de jusante sobre o qual o jato incide em laboratório, sendo equivalente à cota do leito do rio a jusante de um barramento [m];

N_{crista} = nível da crista do vertedouro [m];

N_f = cota da profundidade da fossa, de acordo com o cálculo da coluna de água necessária para dissipar a energia do jato [m];

N_{jato} = cota do ponto de lançamento do jato [m];

N_{leito} = cota do leito do rio a jusante [m];

$N_{montante}$ = cota do nível d'água de montante ao vertedouro [m];

N_r = cota da profundidade do ressalto confinado formado em uma fossa de erosão [m];

p' = flutuação de pressão dado pelos valores da amostra descontado o valor médio [m.c.a.];

P_a = potência específica do jato contra o maciço [W/m^2];

$P_{cavidade}$ = carga de pressão média, mensuradas na face inferior do bloco [m.c.a.];

P_d = carga de pressão dinâmica, descontando da carga de pressão medida a coluna de água estática [m.c.a.];

$P_{d,eixo}$ = carga de pressão dinâmica observada em algum ponto ao longo do eixo do jato [m.c.a.];

$P_{d,i}$ = pressão dinâmica de impacto do jato sobre o fundo para a situação sem colchão d'água [m.c.a.];

$P_{d,maior}$ = carga de pressão dinâmica média de maior magnitude [m.c.a.];

P_{ef} = perímetro efetivo, dado pelo perímetro mensurado da região que caracteriza a área efetiva [m]; P_c = potência específica crítica do escoamento necessária para erodir esse material de leito [W/m^2];

P_m = potência específica do modelo [W/m^2];

P_{medida} = carga total medida (energia cinética + energia potencial) [m.c.a.];

P_p = potência específica do protótipo [W/m^2];

q = vazão específica na seção de lançamento do jato [m^2/s];

Q = vazão volumétrica escoada [m^3/s];

$Q_{comportas}$ = vazão escoada pelas comportas [m^3/s];

Q_m = vazão escoada em modelo [L/s];

Q_p = vazão de referência de protótipo [m^3/s];

r = distância transversal alcançada pela expansão exterior do jato [m];

R = resistência mecânica à compressão uniaxial [MPa];

R_0 = número de Reynolds [-];

Rh = raio hidráulico efetivo [m];

RQD = Índice de Qualidade de Rocha [sem unidade definida];

s = densidade do material em relação à massa específica da água [-];

S = grau de submergência do ressalto hidráulico [-];

S_b = grau de submersão para impedir o arrancamento do bloco [-];

T = tempo de equilíbrio para a estabilização da fossa [m];

Tu = intensidade de turbulência [-];

Tu_i = turbulência no ponto de impacto do jato sobre um fundo plano [-];

Tu_j = turbulência no local de lançamento ou emissão do jato [-];

V = velocidade média do fluxo do jato [m/s];

\bar{V} = velocidade média de toda a massa de água na seção correspondente à seção expandida do jato [m/s];

V_0 = velocidade de lançamento teórica, em que não é considerada a perda de carga, sendo obtida através de processo iterativo [m/s];

V_a = velocidade de aproximação do escoamento [m/s];

V_i = velocidade média de incidência do jato sobre o colchão d'água [m/s];

$V_{i,min}$ = valor mínimo da velocidade média do jato para se dar início ao arrastamento de ar [m/s];

V_j = velocidade de lançamento do jato, considerando perda de carga na calha [m/s];

V_t = velocidade do fluxo na direção transversal ao eixo [m/s];

V_w = velocidade calculada com relação à vazão de água [m/s];

w = largura da calha no ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro) [m];

W = largura da fossa de erosão [m];

W_0 = número de Weber [-];;

W_g = peso submerso do bloco [N];

x, y, z = coeficientes de ajuste das fórmulas do Grupo Geral [-];

x = comprimento horizontal alcançado pelo jato livre [m];

X = distância horizontal que parte do ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro) [m];

X_1 = distância horizontal que parte do ponto de lançamento do jato até o início do aprofundamento da fossa em relação ao nível do leito do rio a jusante [m];

X_2 = distância horizontal que parte do ponto de lançamento do jato até o ponto de profundidade máxima da fossa [m];

X_3 = distância horizontal que parte do ponto de lançamento do jato até o final do aprofundamento da fossa em relação ao nível do leito do rio a jusante [m];

X_D = distância horizontal percorrida pelo jato mergulhante inclinado até impactar o fundo [m];

y_0 = altura teórica do escoamento na seção de lançamento [m];

y_2 = nível d'água localizado a jusante do ressalto [m];

y_3 = altura do nível d'água na saída da fossa em relação ao leito do rio [m];

y_{90} = altura do escoamento que delimita a superfície livre convencional, onde a concentração de ar é 90% [m];

$y_{água}$ = altura equivalente de coluna de água em um fluxo bifásico [m];

y_{ar} = altura equivalente de coluna de ar em um fluxo bifásico [m];

y_b = profundidade que impede o arrancamento do bloco [m];

y_c = altura do escoamento crítico [m];

y_j = espessura do jato no local de lançamento, considerando perda de carga na calha [m];

y_k = profundidade de completa difusão do núcleo do jato mergulhante [m];

y_l = altura conjugada lenta do ressalto hidráulico [m];

y_p = altura do poço de acumulação [m];

y_r = altura conjugada rápida do ressalto hidráulico [m];

$y_{topo,M}$ = espessura do jato livre, de trajetória parabólica, em seu ponto de altura máxima [m];

Y = coluna de água estática acima do ponto no interior do um colchão d'água [m];

Y_D = coluna de água sobre o ponto de máxima profundidade da fossa [m];

z = comprimento vertical atingido pelo jato livre [m];

Z = desnível entre a cota de lançamento do jato e a cota de fundo da fossa considerada [m];

Z_a = desnível, em relação ao ponto de lançamento do jato, do local de alcance mínimo jato sobre o contorno sólido da fossa [m];

Z_b = desnível, em relação ao ponto de lançamento do jato, do local de alcance máximo jato sobre o contorno sólido da fossa [m];

Z_{concha} = altura de lançamento do jato [m];

1 INTRODUÇÃO

As usinas hidrelétricas (UHE) são obras de engenharia indispensáveis à matriz energética brasileira. Essas estruturas robustas são projetadas em harmonia com as características presentes na região de implementação, as quais, além de contemplar questões físicas e de logística de engenharia, também incluem disciplinas das ciências sociais e ecológicas, principalmente no que diz respeito ao alagamento causado pelo reservatório artificial. Todos esses fatores são determinantes para a solução de projeto adotada, que define o tipo de corpo da barragem, bem como o posicionamento dos **sistemas hidráulicos** sobre a topografia do local escolhido para a intervenção, ao exemplo do que pode ser visto na Figura 1.1.



Figura 1.1: sistemas hidráulicos de geração e dissipação de energia da Usina Teles Pires, com primeira unidade de geração inaugurada em 2015 - MT/Brasil. Fonte: CliqueNotícias¹

De acordo com os dados da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL), as 22 maiores UHEs construídas no Brasil correspondem a 10% de todas as UHEs localizadas no território brasileiro, sendo que estas possuem a fatia de **38% do total da potência instalada** de geração de energia elétrica no país². As barragens ou represas são estruturas que retêm água dos rios, por isso, necessitam de uma construção específica, chamada vertedouro, para que o excesso de água com elevada energia potencial armazenada seja conduzido para jusante da barragem com segurança, em períodos de cheia.

¹ Fonte: <http://cliquenoticias.com.br/noticias/283/maior_hidreletrica_de_mt_e_concluida/>, acesso em 26/09/2015..

² Fonte: <<https://www2.aneel.gov.br/aplicacoes/capacidadebrasil/capacidadebrasil.cfm>>, acesso em: 12/12/2019.

Um **sistema de dissipação** varia de acordo com o projeto e pode conter um vertedouro complementado por condutos descarregadores, além de um colchão d'água a jusante, que dissipa grande parte da energia do escoamento. Este colchão d'água deve ser projetado em conjunto com o vertedouro, formando um sistema de dissipação que garante a segurança do reservatório e barramento, como também de todas as áreas de risco a jusante. No que diz respeito às 10% maiores UHEs do Brasil, a maioria delas possui a espécie de vertedouro denominado “vertedouro salto esquí”, o que evidencia a importância de se estudar esse tipo de projeto no Brasil.

O **vertedouro salto esquí** surgiu na primeira metade do século XX, quando os engenheiros franceses se dedicaram à construção de barragens em vales estreitos, exigindo que o vertedouro estivesse constituído no corpo da barragem. Assim, o engenheiro francês André Coyne intuiu um novo tipo de estrutura para a dissipação de energia, que mais tarde seria chamada de vertedouro salto esquí (KHATSURIA, 2004³ apud Raúl LOPARDO & María LOPARDO, 2016). De acordo com Raúl Lopardo e María Lopardo (2016), esta tecnologia se tornou muito popular na França, Espanha e Portugal, sendo as primeiras barragens com vertedouro salto esquí as de Marèges, em 1931, de L'Aigle e Saint Etienne-Cantalès, em 1938, e de Chastang, em 1943.

Especificamente, o funcionamento hidráulico do vertedouro salto esquí é caracterizado pelo lançamento de um jato após o fluxo ganhar velocidade em uma calha rápida, que faz o jato impactar sobre o leito do rio em local afastado da fundação da barragem (Figura 1.2). A **fossa de erosão**, que compõe esse sistema de dissipação, traz economia à obra, pois seu dimensionamento não prevê o revestimento do leito de fundo, como ocorre em projetos de bacia de dissipação. No entanto, o processo de dissipação de energia no interior da fossa enseja cuidados especiais, devendo a evolução da fossa ser monitorada com olhares atentos ao progresso da erosão, analisando e prevendo como se desenvolverão as tendências erosivas subsequentes.

³ KHATSURIA, R. M. **Hydraulics of spillways and energy dissipators**. Taylor & Francis, England, 2004.



Figura 1.2: dissipação de energia no leito do rio da Usina Teles Pires, com primeira unidade de geração inaugurada em 2015 - MT/Brasil – Fonte: Show de Notícias⁴

Devido à disponibilidade logística dos materiais, as regiões topográficas brasileiras em muito favoreceram a barragem de enrocamento, com a opção pelo vertedouro salto esquí. Para que a fossa de erosão, localizada a jusante desse tipo de vertedouro, resista aos esforços erosivos, e contenha a evolução da erosão com segurança, exige-se que a **rocha do leito** tenha qualidade razoável a fim de proporcionar que a dissipação de energia ocorra de modo adequado - tanto em seu interior quanto externamente à fossa. Conforme Lopardo et al. (1987⁵ apud Lopardo et al., 2016), um problema recorrente em diversos casos de vertedouros salto esquí é a erosão causada por correntes de retorno sobre as margens do rio e sobre o próprio pé da barragem. Ocorrências desse tipo devem ser evitadas. Um exemplo de correção pode ser visto na Figura 1.3, realizado na UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC), protótipo modelado nesta tese.

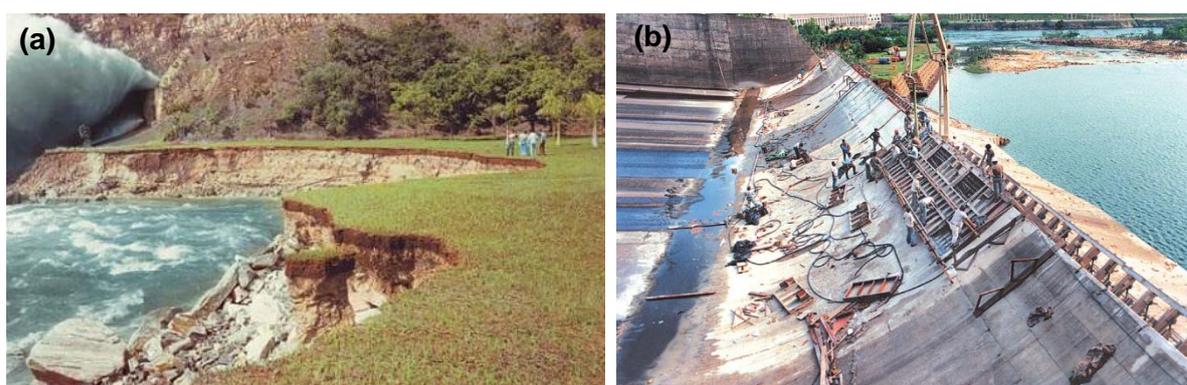


Figura 1.3: salto esquí da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho – Furnas. (a) erosão na margem esquerda do vertedouro salto esquí; (b) alteração do ângulo de lançamento de 35 para 42 graus e contenção das encostas na margem esquerda (CBDB, 2010)

⁴ Disponível em: [<http://www.showdenoticias.com.br/Noticia/14183/Maior-usina-hidrel%C3%A9trica-de-Mato-Grosso-est%C3%A1-pronta-para-entrar-em-operac%C3%A3o./>]

⁵ LOPARDO, R. A.; VERNET, G. F.; CHIVIDINI, M. F. Free jet scour below dams and flip buckets. Discussions, en **ASCE, Journal of Hydraulic Engineering**, 1987, Vol. 113, N° 9, pp. 1192-1193.

As erosões regressivas podem comprometer a fundação da barragem. Então, quando são detectadas através de monitoramento, devem ser adotadas medidas que contenham ou alterem essas **tendências erosivas**, de modo a consolidar uma situação segura. Uma das medidas que podem ser adotadas é a mudança no ângulo da concha de lançamento do jato, como realizada no caso da UHE LCBC (Figura 1.3b), que foi uma solução para modificar o local de impacto do jato e conseqüentemente alterar o padrão dos fluxos preferenciais no interior da fossa, reduzindo as tendências erosivas no local afetado.

No âmbito da modificação do padrão de macroturbulência no interior da fossa, o estudo da **evolução da geometria** da fossa de erosão pode auxiliar no estabelecimento de diretrizes de monitoramento e de segurança de barragens existentes. Os estudos a respeito do complexo processo de escavação hidráulica da fossa devem levar em conta o que já foi elucidado pela bibliografia, verificando a aplicação de propostas genéricas, além de acrescentar a experiência para casos específicos, compreendidos em certas condições de contorno.

1.1 PROBLEMAS DE PESQUISA

Os parâmetros pertencentes à **geometria da fossa** possuem natureza dinâmica e variam conforme a complexidade dos processos ligados à alteração dos contornos sólidos da fossa, como o desprendimento de blocos de rocha. A erosão que ocorre gradativamente está relacionada aos processos hidrodinâmicos que repercutem em direções espontâneas tomadas pelos fluxos que percorrem o fundo e as paredes da fossa. Em maior grau de complexidade está o próprio processo de abertura de fissuras do maciço rochoso, que causa uma variação nas propriedades mecânicas do mesmo. Sendo assim, a dificuldade de mensurar certos fenômenos levam ao pesquisador o desafio de correlacionar parâmetros viáveis experimentalmente, a fim de inferir⁶ cientificamente parâmetros de difícil obtenção.

Muitos métodos para o dimensionamento de fossas de erosão estimam a **profundidade máxima** da fossa. No entanto, segundo Lopardo et al. (2016), este parâmetro é um dado insuficiente para o exame do comportamento de como será a evolução da fossa a jusante de um vertedouro salto esquí, tanto com relação à estabilidade do leito quanto das margens no entorno da fossa. Desta forma, considerando a natureza tridimensional do fenômeno, para se

⁶ "Inferência é o processo pelo qual utilizamos informações conhecidas para aprender sobre informações não-conhecidas." - Renan Holanda Montenegro (2016).

determinar a **configuração macroturbulenta** do escoamento, reproduzindo adequadamente as correntes de retorno, os autores indicam que, em modelos físicos, se faz necessária a completa representação dos aspectos geométricos e topográficos da fossa de erosão e do canal de restituição.

O caminho do fluxo preferencial que atua junto ao fundo da fossa é importante no desenvolvimento da **geometria da fossa**. Sendo assim, a trajetória do jato que mergulha no colchão d'água não deve ser negligenciada, pois participa da indução da macroturbulência no interior da fossa. Já na interação da energia cinética com os contornos sólidos, as **propriedades hidráulicas** do fluxo influenciam nos resultados sobre modelagem física, de laboratório, em relação aos valores que ocorreriam em protótipo. Assim, devem ser analisada a possível influência de fatores como o fluxo bifásico (mistura ar-água), mesmo em abordagens de âmbito genérico. Desta forma, se faz necessário que os parâmetros obtidos em modelo sejam transpostos para a escala de protótipo com os devidos cuidados e precauções relativas aos efeitos de escala identificados.

Ainda, no dimensionamento da fossa de erosão, não devem ser negligenciadas as **características geológicas** do maciço rochoso, não existindo um método consensual de aplicação, simplificado e objetivo, que considere essas características. No campo de engenharia, essas características geológicas são interpretadas através de **parâmetros geotécnicos** aplicáveis a algum fenômeno. Com isso, diante do processo de escavação hidráulica do leito, o parâmetro geotécnico refere-se à erodibilidade do maciço rochoso dada à ação do escoamento.

Dados os problemas expostos, realiza-se nesta tese uma análise sobre o caso do **sistema de dissipação** da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), a partir de dados obtidos de observações do protótipo e de modelos físicos reduzidos correspondentes, como a evolução espacial da geometria da fossa em protótipo e em modelo, e as pressões hidráulicas junto ao fundo da fossa em modelo. Portanto, esta tese contempla um vasto esforço acadêmico para que os fenômenos envolvidos sejam explicados em termos de parâmetros mensuráveis, na tentativa de se chegar o mais próximo possível, nesta oportunidade, da solução das seguintes questões:

- a) Qual é a influência das propriedades geomecânicas do maciço, objetivas, como a resistência à compressão, ou o espaçamento entre juntas, nos **parâmetros geotécnicos**

utilizados no dimensionamento de fossas de erosão, e como funciona a combinação destas propriedades?

- b) Quais são os efeitos de escala envolvidos sobre os **parâmetros hidráulicos** obtidos em modelagem física das pressões no interior da fossa de erosão para o fenômeno abordado nesta tese, de modo a permitir a adoção de modelos empíricos cada vez mais confiáveis e seguros? E, finalmente;
- c) Quais são os **parâmetros geométricos** que possuem representatividade genérica e são capazes de indicar as tendências erosivas de uma fossa de erosão em âmbito tridimensional, a fim de auxiliar programas de monitoramento e segurança de barragens?

1.2 OBJETIVO GERAL

O objetivo desta tese é a elaboração de uma técnica para a estimativa de aspectos relacionados à evolução da geometria de fossas de erosão a jusante de vertedouro salto esquí, com a finalidade de contribuir para a adoção de índices de monitoramento desse fenômeno.

1.3 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para atendimento ao objetivo geral desta tese, devem ser estudadas diversas peculiaridades relacionadas ao **fenômeno da erodibilidade de fossas de erosão**, pois ainda há muito a ser compreendido sobre tal fenômeno. Os objetivos específicos, seguintes, visam auxiliar na descrição empírica desse fenômeno, buscando sistematizá-lo através de embasamento teórico:

- a) ANÁLISE dos dados de **pressões do fluxo d'água** junto ao fundo da fossa de modelos físicos 2D de estágios de erosão, nas escalas 1:50 e 1:100, identificando efeitos de escala entre modelos relativos à pressão dinâmica;
- b) ANÁLISE espacial de parâmetros geométricos relativos à **geometria da fossa**, relacionando dados levantados em protótipo com a evolução da fossa sobre leito coesivo em modelo físico 3D;
- c) SÍNTESE de métodos propostos pela bibliografia para o cálculo da profundidade da fossa de erosão, relacionando seus fundamentos, tanto os que enfatizam as **características hidrodinâmicas** do jato quanto os que estão baseados, principalmente, nas **características geotécnicas** do leito rochoso;
- d) CALIBRAÇÃO do **parâmetro de erodibilidade** de maciços rochosos, conforme disposto na bibliografia, através de modelagem de arrancamento de bloco, possibilitando que os enfoques de obtenção das **pressões no leito** e de levantamento das **características geotécnicas** em protótipo sejam conciliados;
- e) AJUSTE DOS FATORES que compõem o **parâmetro de erodibilidade** de maciços rochosos, utilizando **detalhes dos leitos rochosos** de diferentes protótipos, condições fixadas que possibilitam a definição da ordem de grandeza da influência de cada fator geomecânico (descende de 'c', 'd');
- f) VERIFICAÇÃO dos resultados sintéticos de **parâmetros geométricos** que decorrem da aplicação da técnica referente ao objetivo geral desta tese, comparando-os com **parâmetros geométricos** de fossas 3D analisadas para protótipo e modelo (descende de 'a', 'b', 'e').

Cada um desses objetivos específicos possuem como base de apoio os temas explorados no capítulo (2) seguinte, de Revisão Bibliográfica. Apesar da interconexão entre os temas, é

possível indicar os tópicos do capítulo mencionado que correspondem a cada objetivo específico (elencados nas alíneas anteriores):

alínea (a): tópico 2.1 (Dinâmica de jatos), tópico 2.2 (Interação do jato com o fundo), e tópico 2.3 (Efeitos de parâmetros hidráulicos);

alínea (b): tópico 2.4 (Aspectos gerais de fossas de erosão) e tópico 2.5 (Peculiaridades da modelagem física de leitos rochosos);

alínea (c): tópico 2.6 (Erosão de maciços rochosos);

alínea (d): tópico 2.7 (Erosão de um bloco de rocha isolado).

Já a **alínea (e)** e a **alínea (f)** são objetivos que fundamentam-se, essencialmente, sobre outros, como indicado anteriormente. Além do capítulo (2) de Revisão Bibliográfica, alguns fenômenos que possuem aspectos mais descritivos (textuais) são embasados diretamente nos tópicos pertinentes de análise, já que a reinterpretação ou complementação descritiva tornaria esses textos repetitivos.

1.4 DELINEAMENTO

Conforme visto em relação ao objetivo geral da presente tese de engenharia, o mesmo demanda a abordagem de alguns objetivos específicos (conteúdo da tese), os quais, por questões de organização sistêmica (forma da tese), foram separados em capítulos e itens que facilitam o processo de conhecimento científico. As etapas desta tese contemplam assuntos chave que são retomados, mas em enfoques diferentes, assim, cada vez mais os assuntos vão sendo apurados, e a relação que possuem entre si pode ser melhor compreendida. Sendo assim, posteriormente a este capítulo (1) de Introdução, o delineamento é o seguinte:

- a) **Revisão Bibliográfica** (capítulo 2) a fim de contextualizar a presente tese em relação a assuntos pertinentes aos objetivos propostos, em aspectos que já tenham sido abordados pela bibliografia;
- b) **Materiais de Experimento** (capítulo 3), em que são apresentadas as instalações experimentais e os aparatos de medição dos três modelos diferentes utilizados na tese, bem como são mostradas as características do respectivo protótipo;
- c) **Métodos de Experimento** (capítulo 4), em que é descrita a metodologia procedimental empregada, delimitando as condições de ensaio, hidráulicas e

geométricas, referentes aos modelos e ao respectivo protótipo, de maneira a subsidiar a obtenção dos parâmetros que serão utilizados nas análises;

- d) **Resultados e Discussão** (capítulo 5) referentes aos parâmetros mensurados, de forma a correlacionar sua causalidade e descrever o comportamento dos fenômenos e de seus efeitos compreendidos na amplitude referente aos objetivos da tese;
- e) **Análises e Conclusões Parciais** (capítulo 6) sobre a técnica de engenharia proposta, de acordo com o objetivo geral desta tese, indicando e levando em consideração as limitações e cuidados de aplicação, inerentes aos métodos empíricos adotados, como os possíveis efeitos de escala nas pressões causadas no leito, as variabilidades prováveis da geometria da fossa de erosão, e a complexidade de se definir a erodibilidade do maciço rochoso por meio de suas características geomecânicas;
- f) **Conclusões e Recomendações Finais** (capítulo 7), em que se faz um breve relato sobre os fenômenos físicos estudados e os métodos empíricos desenvolvidos a partir destes, recomendando-se análises futuras que possam aprofundar o tema abordado na tese.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

No presente capítulo são apresentados estudos científicos relacionados aos objetivos delineados nesta tese. Dadas as conexões entre cada fenômeno físico individualizado, os mesmos foram organizados em tópicos que procuram acompanhar o caminho do fluxo d'água no sistema dissipador salto esquí, começando pela emissão de jatos livres, até a escavação da fossa de erosão e transferência dos esforços hidráulicos para o interior de juntas em massas rochosas submersas.

Os trabalhos trazidos abordam conteúdos que interseccionam as propostas desta tese, e estão sistematizados procurando correlacionar os estudos teóricos com os de natureza empírica-indutiva⁷. Desta forma, foi possível congregiar um estado da arte relativo ao tema abordado, através de diferentes estudos científicos encontrados na bibliografia esparsa. Assim, se pretende que as análises desenvolvidas na presente tese estejam munidas de um embasamento teórico que permita melhor traduzir os fenômenos físicos observados empiricamente.

De acordo com os objetivos propostos, espera-se avançar em conhecimento científico para além do já consagrado na bibliografia, contribuindo para esclarecer os fenômenos envolvidos neste campo da engenharia hidráulica.

⁷ "Indução científica (Francis Bacon, 1561- 1626) é o processo que generaliza a relação de causalidade descoberta entre dois fenômenos e da relação causal conclui a lei." - Amado Luiz Cervo e Pedro Alcino Bervian, 1983 (Metodologia Científica, Editora McGraw-Hill Ltda. São Paulo).

2.1 DINÂMICA DE JATOS

Jatos provenientes de obras hidráulicas possuem peculiaridades que variam conforme suas condições de emissão, tais como: a velocidade de saída; sua turbulência e grau de aeração; bem como sua trajetória no ar e dentro do colchão d'água a jusante. O presente tópico relaciona estas características para o comportamento básico de um jato de queda livre, emitido por um bocal vertical, fornecendo instrumentos teóricos para se adentrar no caso de um jato lançado por um vertedouro salto esqui.

A partir do lançamento da estrutura do vertedouro ocorrem as fases emersa (**jato livre**) e imersa (**jato mergulhante**), separadas pelo fenômeno do impacto do jato no colchão d'água. Enquanto os parâmetros essenciais de análise da dinâmica do jato são vistos no presente tópico (2.1), o fenômeno da interação do jato com o fundo da bacia de dissipação será visto no tópico (2.2) seguinte.

2.1.1 Dispersão de jatos livres

O lançamento de um jato de água através da atmosfera estuda-se a partir da teoria dos jatos turbulentos livres, como tratou Rajaratnam (1976), e depois Pinto (1994). Este último autor acrescentou que a estrutura de um jato que percorre o ar é modificada por efeito da aeração incipiente, provocando a **dispersão** das camadas mais externas. Com isso, há uma diminuição gradativa de seu núcleo central compacto. Conforme o autor, o conhecimento da dispersão do jato auxilia na definição da zona de impacto para se avaliar o grau de segurança da estrutura e das margens do rio.

A figura Figura 2.1, seguinte, mostra as extremidades dispersas de um jato lançado por um defletor, além da aeração não homogênea do jato, onde a altura atingida pelo jato (z) está em função do comprimento alcançado pelo mesmo (x) relativo à distância percorrida pelo núcleo do jato (x_1). A distribuição da concentração de ar foi obtida através de uma sonda de fibra ótica (PFISTER & HAGER, 2009).

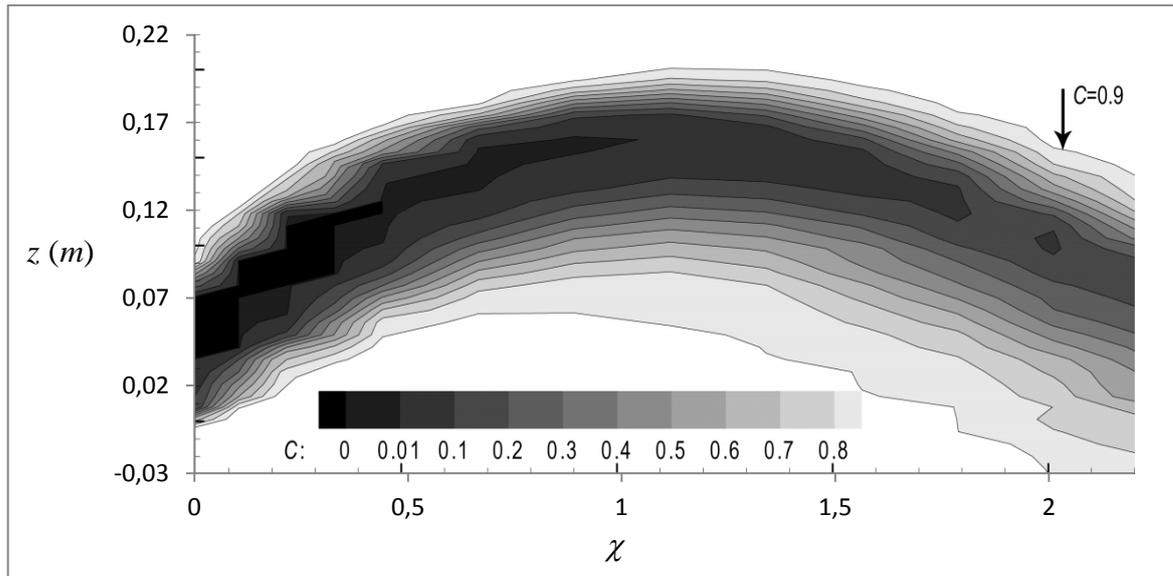


Figura 2.1: distribuição da concentração de ar de um jato a jusante de um defletor (PFISTER & HAGER, 2009)

Como mostrada, a estrutura de um jato de trajetória parabólica é muito complexa. Na dinâmica de jatos com esse tipo de trajetória, isto é, para o caso do enfoque na presente tese, Lencastre (1984) explica que: quando o jato é ascendente, há um aumento em sua espessura, desconsiderando a dispersão no ar; já no percurso descendente, devido à aceleração do fluxo, a seção do núcleo do jato tende a sofrer redução. Essa dinâmica faz com que jatos com trajetórias parabólicas tenham uma dispersão mais acentuada do que os jatos de queda livre.

Segundo definição de Chanson (1988), a espessura característica do jato (y_{90}) fica definida entre as interfaces correspondentes à isolinha de concentração de ar 90% ($C_{ar} = 0,9$). Então, desprezando a pulverização, a concentração média de ar do fluxo (\bar{C}_{ar}) é definida entre estas interfaces, conforme a equação (2.1), onde y_{ar} é a altura equivalente de coluna de ar e $y_{água}$ é a altura equivalente de água. A relação entre a concentração média de ar do fluxo (\bar{C}_{ar}) e a taxa de aeração (β) é vista na equação (2.2), onde: $\beta = y_{ar}/y_{água}$.

$$\bar{C}_{ar} = \frac{y_{ar}}{y_{água} + y_{ar}} \quad (2.1)$$

$$\bar{C}_{ar} = \frac{\beta}{1 + \beta} \quad (2.2)$$

Conforme Ervine e Elsaywy (1975⁸ apud MELO et al., 2003), a quantidade de ar que entra no colchão d'água ($\beta = q_{ar}/q_{água}$) pode ser obtida através da taxa de arrastamento de ar ao longo da trajetória do jato. Para um jato livre bidimensional β é estimado pela equação (2.3):

$$\beta = 0,13 \cdot \left(\frac{H_i}{d_i} \right)^{0,446} \cdot \left(1 - \frac{V_{i,min}}{V_i} \right) \quad (2.3)$$

Onde:

β = taxa de arrastamento de ar para dentro do colchão d'água [-];

H_i = altura de queda livre do jato [m];

d_i = espessura do jato na seção de impacto com a superfície livre do colchão [m];

V_i = velocidade média de incidência do jato sobre o colchão d'água [m/s];

$V_{i,min}$ = valor mínimo da velocidade média do jato para se dar início ao arrastamento de ar⁹.

Ervin e Falvey (1987¹⁰ apud MELO et al., 2003) apresentaram uma fórmula (2.4) simplificada para jatos livres, assimétricos e turbulentos. Os possíveis efeitos de escala causados por β serão tratados mais adiante nesta tese (item 2.3.3).

$$\beta = 0,13 \cdot \sqrt{\frac{H_i}{d_i}} \quad (2.4)$$

Para fins de contabilização da quantidade de movimento do fluxo, como será detalhado no item 2.3.2, a parcela de ar emulsionado é de menor importância (CHANSON 1992¹¹ apud PINHEIRO, 1995). Aprofundando este assunto, estima-se que a espessura bifásica, indeterminada, do fluxo com dispersão, pode ser caracterizada pela equação geral (2.5) vista em seguida. Já no ponto de impacto do jato, onde o fluxo já apresenta dispersão significativa, a energia do fluxo pode ser quantificada através de métodos experimentais, como será visto

⁸ ERVINE, D.A.; ELSAWY, E.M. The effect of falling nappe on river aeration. In Proc 16th IAHR Congress. 1975. Sao Paulo, Brazil.

⁹ conforme Ervine (1976), $V_{i,min} = 1,1\text{m/s}$. [ERVINE, D. A. The entrainment of air in water. **Water Power and Dam Construction**, 1976. pp 27-30.]

¹⁰ ERVINE, D. A.; FALVEY, H. R. Behavior of turbulent jets in the atmosphere and in plunge pools. **Proc. Of the Institution of Civil Engineers**, pt. 2, 1987, vol. 82, 295-314.

¹¹ CHANSON, H. Entrainement d'air dans les écoulements à surface libre: application aux évacuateurs de crues de barrage. **La Houille Blanche**, 1992, n° 4, p. 277-286.

no item 2.4.1, obtendo-se, desta forma, uma espessura equivalente (d) do fluxo no local de incidência do jato.

$$d = (1 - \bar{C}_{ar}) \cdot y_{90} \quad (2.5)$$

Onde:

d = espessura equivalente do fluxo bifásico, podendo ser calculada no ponto de impacto do jato ($d \equiv d_i$) [m];

\bar{C}_{ar} = concentração média de ar do fluxo [-];

y_{90} = altura do escoamento que delimita a superfície livre convencional, onde a concentração de ar é 90%.

Para se determinar adequadamente as características do jato que incide sobre o colchão d'água é necessária a compreensão de como estas características são geradas, a partir das condições de lançamento do jato. Pfister, Lucas e Hager (2011) realizaram um trabalho em que foi possível determinar a distância percorrida pelo núcleo do jato (χ_1), que é identificado por sua baixa concentração de ar ($C_{ar} < 1\%$) no interior do escoamento. O estudo em questão tratou do jato lançado por um defletor de ângulo θ_1 em relação à declividade da calha, sendo esta calha possuindo declividade θ_{calha} em relação à horizontal. Em seus ensaios, os autores dispuseram de escoamentos pré-aerados, isto é, com diferentes concentrações de ar anteriormente ao defletor.

Como resultado apresentado pelos autores citados, os mesmos verificaram que os escoamentos com maior pré-aeração encurtaram a distância percorrida pelo núcleo do jato (χ_1), pois favoreceram a entrada de ar pela superfície superior do jato, a qual concentra grande número de bolhas de ar, sendo também mais **rugosa**¹². No entanto, também se concluiu que o defletor (ângulo θ_{def}) possui prevalência na capacidade de aumentar a incipiência de ar ao fluxo, que começa a entrar pela superfície inferior do jato com maior intensidade do que pela superfície superior, mesmo esta já estando aerada. Uma fórmula, dentro das condições ensaiadas, foi proposta pelos autores. Esta fórmula está exposta

¹² No próximo item 2.1.2 esta **rugosidade** será tratada de forma objetiva, em termos de **intensidade de turbulência**.

adiante (2.6) apenas em termos de proporcionalidade para fins de descrição do fenômeno, negligenciando, para isso, a pré-aeração do escoamento:

$$\frac{\chi_1}{y_j} \propto \frac{(1 + \sin(\theta_{calha}))}{\sqrt{1 + \tan(\theta_{def})}} \cdot \frac{1}{F_j} \quad (2.6)$$

Onde:

χ_1 = distância percorrida pelo núcleo do jato após o lançamento [m];

y_j = altura do escoamento de água, negligenciando aqui a altura do escoamento d que entra no defletor, pois mesmo com intensa pré-aeração, a diferença apenas chega até 1%, [m];

F_j = número de Froude no lançamento do jato [-];

θ_{def} = ângulo do defletor em relação à calha [graus];

θ_{calha} = ângulo da calha em relação à horizontal [graus].

De acordo com a relação de ajuste aos dados, segundo visto na fórmula (2.6), tem-se que: para jatos de emissão vertical ($\theta_{calha} = 90$ graus), a distância χ_1 é a máxima possível, mantendo-se as outras variáveis constantes, e; quanto maior é o ângulo do defletor (θ_{def}), ou a velocidade do escoamento, representada por (F_j), a incipiência de ar para o interior do jato ocorrerá com maior intensidade, reduzindo a distância χ_1 .

2.1.2 Intensidade de turbulência do jato

A intensidade de turbulência (Tu) é um importante parâmetro para o estudo de jatos livres (fluxos d'água que tenham interface com o ar). No caso, especificamente, da turbulência em sua componente transversal ao fluxo do jato, pode explicar como ocorre o fenômeno da dispersão do jato; já para a componente no sentido longitudinal da turbulência, pode ser utilizada para caracterizar os fenômenos oscilatórios que são transmitidos ao leito da fossa.

Conforme Ervine e Falvey (1987 apud MANSO, 2006), a intensidade de turbulência (Tu) pode ser calculada pela fórmula (2.7), onde v' é a flutuação de velocidade do fluxo ao longo do tempo, em sua componente axial ao jato, e V é a velocidade média do fluxo do jato.

$$Tu = \frac{RMS(v')}{V}, [-] \quad (2.7)$$

Arndt e Ippen (1970¹³ apud MANSO, 2006) mostram que é possível obter a intensidade de turbulência por meio de medição de pressões. Desta forma, a flutuação de velocidade (v') é obtida pela fórmula (2.8), sendo o desvio padrão da amostra de pressão (σ) dado em [m.c.a], e a aceleração da gravidade representada por g .

$$RMS(v') = \frac{g \cdot \sigma}{V}, [\text{m/s}] \quad (2.8)$$

A fórmula acima (2.8) é derivada da definição de pressão dinâmica (P_d), que é muito retratada nos estudos que se referem a impacto de jatos em fundo plano ou mesmo no colchão d'água (PINTO, 1994). Segundo o autor referenciado, a pressão dinâmica é uma extensão do conceito da Mecânica dos Fluidos de que o ponto de uma linha de corrente, dado por um vetorial de velocidade \vec{V} , é representado pelo escalar de pressão dinâmica (P_d). Esta pressão P_d é medida em um ponto de estagnação do escoamento, descontando-se a parcela de carga de pressão estática, como por exemplo na extremidade da haste de um tubo de Pitot, onde a velocidade na direção do escoamento é nula. Assim, a velocidade média no ponto de medição é dada por:

$$V = \sqrt{2 \cdot g \cdot P_d}, [\text{m/s}], \text{ com } P_d \text{ medida em [m.c.a.]} \quad (2.9)$$

No estudo de Borja (2012), que tratou de vertedouro salto esqui, o autor definiu uma metodologia para a obtenção da turbulência no local de lançamento do jato (Tu_j), e também para o ponto de impacto do jato (Tu_i) sobre um fundo plano, ou seja, no final de sua trajetória no ar. No caso da intensidade de turbulência na emissão do jato (Tu_j), a mesma foi calculada pelo autor através da equação (2.10) de Ervine et al. (1997¹⁴). Neste cálculo, é considerada a medição da espessura do jato em seu ponto de altura máxima ($y_{topo,M}$), sendo o espalhamento do jato no topo (ε_{topo}) obtido por: $\varepsilon_{topo} = (y_{topo,M} - y_j)/2$. Desta forma, se

¹³ ARNDT, R. E. A.; IPPEN, A. T. Turbulence measurements in liquids using an improved total pressure probe, **Journal of Hydraulic Research**, 1970, 8(2), pp. 131-158.

¹⁴ ERVINE, D. A.; FALVEY, H. R.; WITHERS, W. Pressure fluctuations on plunge pool floors. **Journal of Hydraulic Research, IAHR**, Vol. 35, Nº 2, 1997.

utiliza o percurso longitudinal do jato no ar (L_{j-topo}), curvo, desde a seção de lançamento, até a seção em que o jato atinge a altura máxima.

$$Tu_j = \frac{\varepsilon_{topo} \cdot g}{1,14 \cdot V_j^2} \cdot \left[\sqrt{\frac{2 \cdot L_{j-topo}}{y_j \cdot F_j^2} + 1} - 1 \right]^{-1} \quad (2.10)$$

Onde:

Tu_j = intensidade de turbulência na emissão do jato [-];

V_j = velocidade de lançamento do jato, considerando perda de carga na calha [m/s];

y_j = espessura do jato no local de lançamento, considerando perda de carga na calha [m];

F_j = número de Froude do jato no local de lançamento, considerando perda de carga na calha [-].

Dentro das condições de ensaio de Borja (2012) a turbulência na emissão do jato (Tu_j) ficou na faixa¹⁵ de 2%-10%, com média de 4%, expandindo a faixa de variação proposta por Bollaert (2002), de variação entre 3%-5%, no caso de vertedouros salto esquí. Já para a intensidade de turbulência no impacto do jato (Tu_i) sobre um fundo plano sem colchão d'água, Borja (2012) obteve valores que ficaram 4-8 vezes maiores¹⁶ do que os valores na emissão do jato (Tu_j). Esta amplificação pode ter ocorrido devido ao efeito cisalhante provocado pela trajetória curva do jato (devido à gravidade), em seu percurso desde a emissão até o impacto sobre o fundo plano, bem como o possível efeito da incipiência de ar ao longo da trajetória, visto no item (2.1.1) anterior.

2.1.3 Difusão do jato mergulhante

A **difusão** do jato dentro do colchão d'água depende principalmente de características adquiridas pelo jato livre durante sua trajetória pelo ar. O modelo básico de difusão do jato pode ser reproduzido por um bocal de emissão, posicionado muito próximo da superfície

¹⁵ Faixa do número de Froude (Fj) no lançamento variando de 5,4-3,3, da menor para a maior vazão; a turbulência na emissão diminui para as maiores vazões; se desconsideradas as menores vazões, devido ao possível efeito de tensão superficial, a faixa de Tu_j fica entre 2%-6% (para número de Weber maior do que 53).

¹⁶ A amplificação da turbulência no impacto aumenta para as maiores vazões, devido ao possível efeito do cisalhamento na trajetória do jato, que é maior em jatos compactos.

d'água, sem que o ar seja incorporado para dentro do colchão d'água. Há experimentos mais recentes que simulam os efeitos da incorporação de ar que ocorre na condição de protótipo, como será abordado no tópico 2.3.

A teoria básica de um jato mergulhante em um colchão d'água é dada por Hartung e Häusler (1973¹⁷ apud CASTILLO, 1989), os quais explicam que o jato se difunde de forma linear, como ilustrado na Figura 2.2, sendo que a expansão da área desenvolvida é dada pelo ângulo de difusão exterior do jato (α_e), e deve ser estudada em função da turbulência e da taxa de aeração do fluxo. Conforme os autores, a partir da entrada no colchão, a diminuição da espessura do núcleo também é linear, dada pelo ângulo de convergência do núcleo (α_i). Desta forma, a completa difusão do núcleo do jato mergulhante corre na profundidade y_k , sendo que no interior desse núcleo o fluxo possui a mesma velocidade do fluxo de entrada no colchão d'água.

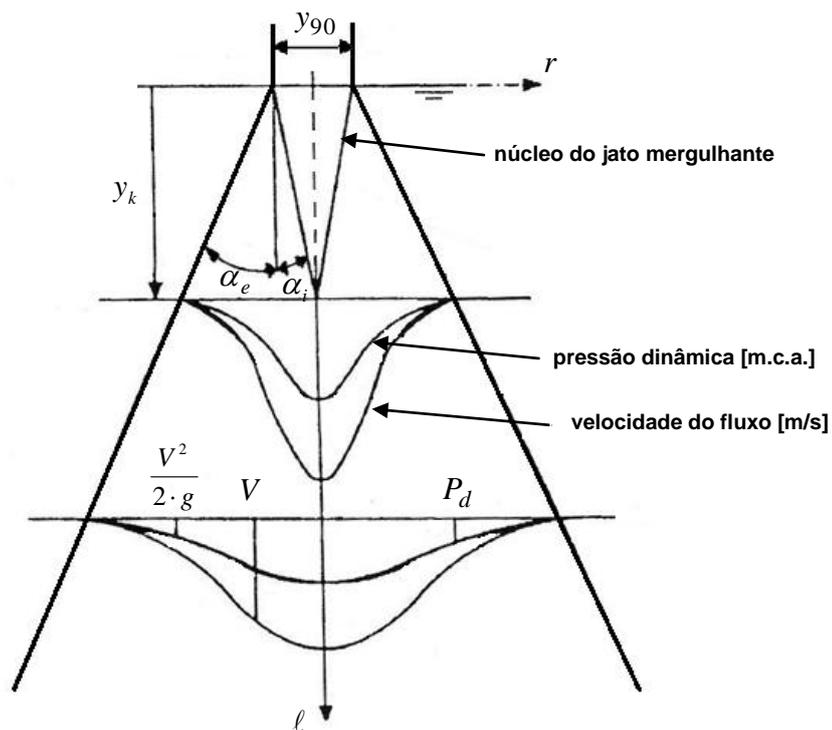


Figura 2.2: comportamento teórico do jato em um colchão ilimitado (adaptado de HARTUNG & HÄUSLER, 1973 apud CASTILLO, 1989)

¹⁷ HARTUNG, F.; HÄUSLER, E. Scours, stilling basins and downstream protection under free overfall jets at dams. In: Congresso internacional de grandes barragens, 11º, ICOLD, Madrid, Espanha, 1973. Transactions of the XI International Congress on Large Dams. Madrid: ICOLD, 1973. Question 41, Rep. 3, p. 39-56.

Foi demonstrado experimentalmente por Lencastre (1961¹⁸), e depois por Rajaratnam (1976¹⁹), através de medições de pressão dinâmica (P_d) do fluxo, que, após a difusão completa do núcleo ($\ell \geq y_k$), a carga cinética do fluxo difundido se ajusta a uma curva de Distribuição Normal, perpendicular ao eixo do jato. As formulações que intentam descrever o declínio da velocidade do jato mergulhante, ao longo de sua trajetória, bem como as pressões dinâmicas (P_d) causadas no fundo da bacia de dissipação, são demonstradas no tópico 2.2.

De acordo com Ervine et al. (1997²⁰ apud MANSO et al., 2004), o impacto do núcleo do jato sobre o leito, devido às altas pressões médias, podem levar a formação e propagação de trincas do maciço rochoso, ou até mesmo ocasionar sua ruptura frágil. No entanto, as flutuações de pressão podem ser maiores após o completo desenvolvimento do núcleo do jato ($\ell > y_k$) do que para o próprio núcleo ($\ell < y_k$), o que depende da intensidade de turbulência (Tu) do jato mergulhante, e seu modo de entrada no colchão d'água. O comprimento do núcleo (y_k) é abordado no próximo item 2.1.4.

2.1.4 Comprimento do núcleo do jato mergulhante

O modo de difusão do núcleo do jato tem implicações importantes sobre as pressões que ocorrem junto aos contornos sólidos, no interior do colchão d'água. Por sua vez, a profundidade que o núcleo alcança depende da intensidade de turbulência (Tu) e da taxa de aeração (β) na seção de entrada do jato no colchão d'água (PINTO, 1994).

As características do núcleo do jato são peculiares, e variam de acordo com cada configuração do jato modelada pela bibliografia. Há estudos de jatos em seção circular, ou retangular, com o parâmetro de espessura do bocal de emissão do jato, sua menor dimensão transversal (B); mas também há estudos sobre condições específicas de entrada do jato no colchão d'água, variando-se a inclinação de incidência (θ_0). Neste último caso, como esquematizado na Figura 2.3, pode-se perceber que a convergência do núcleo detém a forma assimétrica.

¹⁸ LENCASTRE, A. **Descarregadores de lâmina livre**. LNEC, Lisboa, Memoria Nº 174, 1961.

¹⁹ RAJARATNAM, N. **Turbulent Jets**. Elsevier Scientific Publishing C. Amsterdam, 1976.

²⁰ ERVINE, D. A., FALVEY, H. R.; WITHERS, W. Pressure fluctuations on plunge pool floors. **Journal Hydraulic Research**, 1997, 35(2): 257-279.

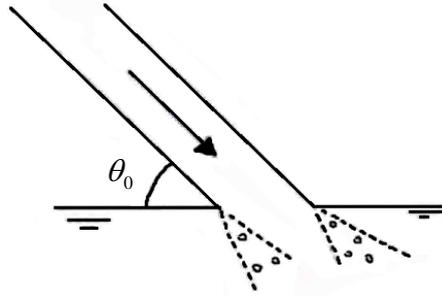


Figura 2.3: difusões laterais do núcleo com defasagem, devido à incidência inclinada do jato no colchão d'água (CHANSON, 1995)

Como será visto no item 2.2.2, as principais fórmulas, genéricas, para a estimativa das pressões dinâmicas (P_d) na região de impacto, são tratadas de forma ideal, tornando necessária, para jatos de incidência inclinada, a adoção de um valor representativo para o comprimento do núcleo (y_k) do jato mergulhante (BORJA, 2012). No entanto, a complexidade do desenvolvimento do jato no colchão d'água pode ser melhor enfatizada através da análise do coeficiente de flutuação de pressão (C'_p) das medições realizadas junto ao fundo. Este coeficiente é dado por (BOLLAERT, 2002) de acordo com a fórmula (2.11).

$$C'_p = \frac{RMS(p')}{V^2/(2 \cdot g)} \quad (2.11)$$

Onde:

C'_p = coeficiente de flutuação de pressão [-];

p' = flutuação de pressão [m.c.a.], dado pelos valores da amostra descontado o valor médio;

$RMS(p')$ = aproximadamente o valor do desvio padrão (σ) da amostra de pressões [m.c.a.].

Reunindo diferentes objetos de estudo em um mesmo gráfico (Figura 2.4), conforme sistematizado por Borja (2012), é possível distinguir os diferentes comportamentos de difusão turbulenta do núcleo do jato:

- a) **jato circular vertical:** a profundidade de colchão (ℓ) que caracteriza o comprimento de difusão total do núcleo do jato mergulhante (no caso: $\ell = y_k$), flutua em torno de um valor bem definido de $\ell/B \cong 6$;
- b) **jato retangular inclinado:** não é possível identificar, por este método, a profundidade necessária que causa a total difusão do núcleo do jato, sendo as flutuações de pressão maiores nesta condição do que para um jato vertical;

- c) **jetos de elevada turbulência**: denominados “jetos instáveis” por Bollaert e Schleiss (2003), assim como (b), também podem deter alta flutuação de pressão para colchões rasos;
- d) **jato retangular vertical**: segundo Lencastre (1984), que estudou vertedouros de queda livre, a flutuação de pressão máxima, assim como para (a), não é atingida para o colchão de água nulo, mas para $\ell/B \cong 4$.

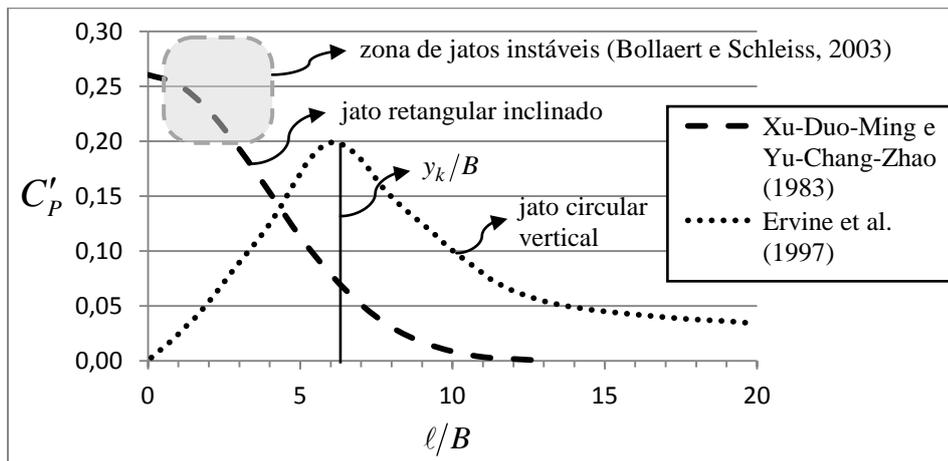


Figura 2.4: coeficientes de flutuação de pressão (C_p') em função da profundidade de colchão d'água (ℓ) relativo a espessura do jato (B) (BOLLAERT, 2002 apud BORJA, 2012)

2.2 INTERAÇÃO DO JATO COM O FUNDO

Como mostram Xu-Duo-Ming e Yu-Chang-Zhao (1986²¹ apud CASTILLO, 1989), o fluxo do jato, depois do mergulho no colchão d'água, pode ser classificado, de forma geral, em três regiões de naturezas diferentes, descritas abaixo e ilustradas na Figura 2.5.

- região de lâmina livre (I):** características análogas ao fluxo de entrada no colchão d'água, com difusão de sua turbulência de modo aproximadamente linear no interior do colchão d'água, expandindo a camada externa do jato mergulhante;
- região de impacto (II):** conforme as linhas de corrente são defletidas pelo fundo da bacia de dissipação, aparecem gradientes de pressões elevados junto ao fundo, sendo que para jatos inclinados, além desta distribuição de pressões ser assimétrica, o ponto de máxima pressão fica deslocado para montante do eixo do jato mergulhante que incide sobre o fundo plano²²;
- região de fluxo junto ao fundo (III):** o fluxo principal do jato é defletido e percorre a interface do contorno sólido, onde poderá haver formação de um ressalto hidráulico a jusante.

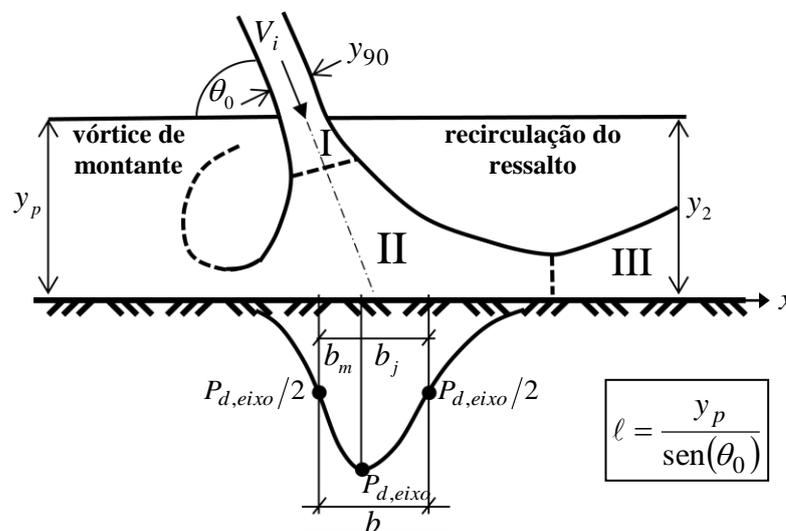


Figura 2.5: regiões do fluxo do jato dentro do colchão d'água (adaptado de XU-DUO-MING & YU-CHANG-ZHAO, 1986 apud CASTILLO, 1989)

Conforme visto no tópico (2.1) anterior, a caracterização da **região de lâmina livre** possibilita que seus aspectos sejam adotados como referência para a continuidade do percurso do fluxo d'água estudado. Agora, no presente tópico, esses parâmetros respectivos serão referenciados

²¹ XU-DUO-MING; YU-CHANG-ZHAO. Pressão no fundo de um canal devido ao choque de um jacto plano, e suas características de flutuação. Lisboa: LNEC, 1986. (Tradução, 841)

²² complementado por estudos de: BELTAOS, 1976 e BORJA, 2012.

como variáveis explicativas dos fenômenos que ocorrem na **região de impacto** e, posteriormente, da **região de fluxo junto ao fundo** (tópico 2.4), pertinente ao estudo da evolução da geometria da fossa de erosão.

2.2.1 Velocidade e pressão dinâmica no fluxo do jato mergulhante

Em uma proposta de formulação para determinar a **velocidade no eixo do jato** (V), Wei, Deng e Liu (2013) realizaram ensaios de jato mergulhante, de baixa turbulência, emitido por um bocal retangular, de espessura B , submerso no interior de um tanque com aproximadamente 50cm de profundidade. Estes autores compararam sua experimentação física com modelagem numérica (Figura 2.6), sob diversas condições²³.

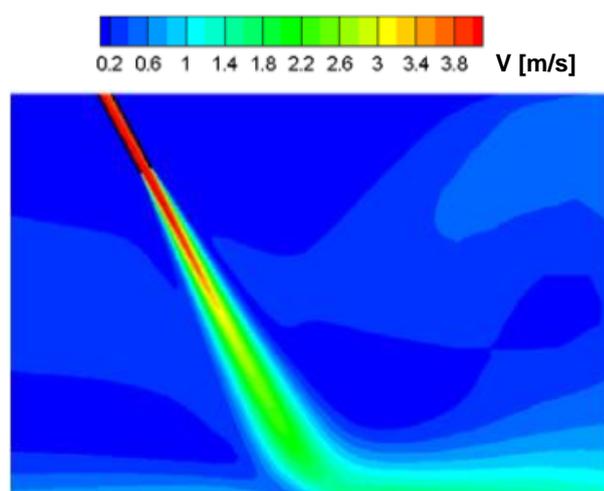


Figura 2.6: simulação numérica de um jato emitido por um bocal retangular, de espessura B (2cm), no interior de um tanque de aproximadamente 50cm de profundidade - os ensaios foram realizados com diferentes concentrações de ar (WEI, DENG & LIU, 2013)

Como resultado da pesquisa mencionada, no caso de ensaios com bocal de 2cm, sem injeção de ar, Wei, Deng e Liu (2013) obtiveram uma relação de expansão da área exterior do jato ($C_W = r/\ell$) igual a 0,154, o que corresponde a um ângulo α_e de 8,8 graus (ver Figura 2.2). Esse ângulo α_e aumentou para 11,0 graus quando a concentração de ar (\bar{C}_{ar}) ensaiada foi de 20%, valor com ordem de grandeza semelhante às observações de Ervine e Falvey (1987 apud

²³ Ensaio com bocais inclinados (60 graus com a horizontal); submersos; emissão de jato sob a influência de concentração de ar (0% a 20%); jatos com espessuras iniciais de 2, 3 e 4cm; a velocidade de saída do jato foi de 4m/s, sendo as medições de velocidade no interior do tanque realizadas com sondas de ponta dupla sensíveis à condutividade elétrica em função do tempo de passagem do escoamento.

CASTILLO, 1989) para jatos emitidos de bocais submergidos. Estes últimos autores citados relatam, por outro lado, que, mesmo com baixa concentração de ar ($\bar{C}_{ar} \approx 2\%$), jatos emitidos externamente ao colchão d'água possuem maior ângulo de expansão ($\alpha_e \approx 14^\circ$) do que jatos emitidos de bocais submergidos. Esta observação indica que a expansão lateral do jato mergulhante estaria mais relacionada à própria intensidade de turbulência (Tu) do que à concentração de ar (\bar{C}_{ar}).

No âmbito da expansão lateral do jato, Mirtskhulava (1967 apud CID SOLÉ, 2004) propõe o cálculo da **velocidade média de toda a massa de água** (\bar{V}), na seção correspondente à seção expandida do jato ($B + \ell \cdot 2 \cdot C_W$). Esta outra relação entre parâmetros pode ser vista na equação (2.12) abaixo, sendo para este autor: $C_{Mk} = 0,43$ (α_e de 12,1 graus).

$$\frac{\bar{V}}{V_i} = \left[1 + C_{Mk} \cdot \frac{\ell}{B} \right]^{-1}, \text{ sendo } C_W = \frac{C_{Mk}}{2}, \text{ e } \alpha_e = \text{atan}(C_W) \quad (2.12)$$

Finalmente, para cálculo do decaimento da **velocidade com referência ao eixo do jato** (V), os autores Wei, Deng e Liu (2013) obtiveram, em seus resultados, a relação de decaimento linear da velocidade vista na equação (2.13), válida a partir do desenvolvimento total do núcleo ($\ell > y_k$). Considerando que o comprimento y_k , para estes autores, permaneceu em aproximadamente 8cm, os valores do coeficiente K_W podem ser extraídos da Figura 2.7, em função da concentração de ar \bar{C}_{ar} presente no fluxo de saída do bocal.

$$V = V_i + \ell \cdot \frac{\Delta V}{\Delta \ell}, \text{ sendo } \left(\frac{\Delta V}{V_i} \right) \cdot \frac{1}{\Delta \ell} = \frac{-K_W}{B} \quad (2.13)$$

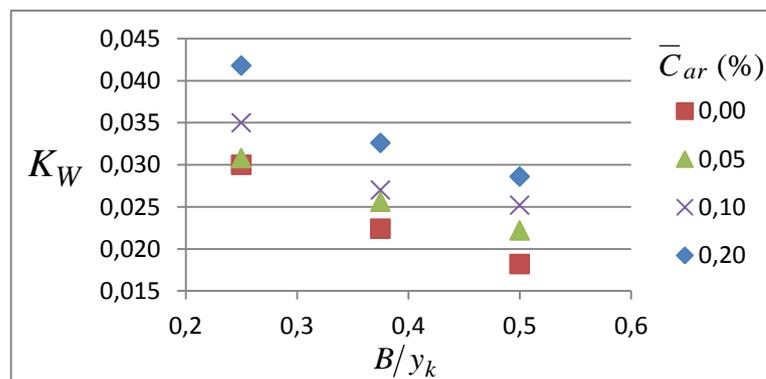


Figura 2.7: coeficiente K_W obtidos segundo o trabalho de Wei, Deng e Liu (2013)

É importante frisar que o decaimento linear da **velocidade no eixo do jato** (V), conforme visto até agora, é encontrado em condições de baixa turbulência inicial, em que a velocidade do fluxo na direção transversal ao eixo é dada por: $V_t = V \cdot C_W$, aumentando a espessura do jato linearmente. Porém, à medida que o fluxo do jato mergulhante se desenvolve, os vórtices produzidos lateralmente, na área de expansão do jato, voltam a interagir, em sentido contrário, com as partículas de fluido que percorrem o eixo do jato mergulhante, fazendo a **taxa de decaimento da velocidade no eixo do jato** ($dV/d\ell$) diminuir sua intensidade no decorrer da trajetória submersa.

A energia cinética do escoamento que incide sobre o fundo pode ser mensurada em termos de pressão dinâmica (P_d) de acordo com a fórmula (2.9), já vista. No entanto, para a obtenção de P_d em um ponto no interior do um colchão d'água, deve-se descontar a coluna de água estática (Y) acima desse ponto, como na fórmula seguinte.

$$P_d = P_{medida} - Y \quad [\text{m.c.a.}] \quad (2.14)$$

Para o estudo de **vertedouro salto esqui**, a coluna de água Y depende do parâmetro que foi convencionalizado por cada método proposto pela bibliografia. Como explica Borja (2012), para modelagens de jato que incide sobre canal plano (sem aprofundamento da fossa), a coluna de água Y pode ser contabilizada pela altura y_p ou pelo nível do ressalto y_2 , ambos vistos na Figura 2.5. Porém, caso haja um aprofundamento do nível do canal, a coluna de água Y é representada pela soma da altura do poço de acumulação (y_p) com a profundidade de rebaixamento da fossa (f). Estas dimensões físicas serão detalhadas mais adiante (Figura 2.10).

Considerando a velocidade média de incidência do jato sobre o colchão d'água (V_i), Hartung e Häusler (1973²⁴ apud PINTO, 1994) desenvolveram um método de estimativa da **pressão dinâmica em qualquer ponto no interior do fluxo do jato mergulhante** (P_d), como foi ilustrado na Figura 2.2. Esse método é expresso pela equação (2.15), possuindo aplicação delimitada para a região onde o jato está com o núcleo plenamente desenvolvido ($\ell \geq y_k$):

²⁴ HARTUNG, F.; HÄUSLER, E. Scours, stilling basins and downstream protection under free overfall jets at dams. In: Congresso internacional de grandes barragens, 11º, ICOLD, Madrid, Espanha, 1973. Transactions of the XI International Congress on Large Dams. Madrid: ICOLD, 1973. Question 41, Rep. 3, p. 39-56.

$$P_d = \frac{V_i^2}{2g} \cdot \frac{y_k}{\ell} \cdot e^{-\frac{\pi}{16} \left(\frac{r}{B/2} \frac{y_k}{\ell} \right)^2}, \text{ para } \ell \geq y_k \quad (2.15)$$

Onde:

P_d = carga de pressão dinâmica calculada [m.c.a.];

V_i = velocidade média de incidência do jato sobre o colchão d'água [m/s];

B = espessura do bocal que emite o jato sobre o colchão d'água [m].

Para utilizar a equação (2.15) no tratamento da distribuição de pressões dinâmicas (P_d) ao longo de um fundo plano, deve ser imposta a condição de que a distância percorrida pelo jato no interior do colchão (ℓ) é igual à profundidade do colchão d'água (y_p). Conforme o caso, deve ser observada a incidência inclinada, de forma que: $\ell = y_p \cdot \text{sen}(\theta_0)$, além de se estimar um valor representativo do comprimento de desenvolvimento do núcleo (y_k), como foi tratado no item 2.1.4.

Continuando, para o cálculo da **pressão dinâmica observada no eixo do jato** ($P_{d,eixo}$), a equação (2.15) ainda deve ser restringida de modo que $r=0$, ficando na forma da equação (2.16).

$$P_{d,eixo} = \frac{V_i^2}{2g} \cdot \frac{y_k}{y_p} \quad (2.16)$$

O comprimento de convergência do núcleo (y_k) varia até mesmo em função da taxa de aeração do fluxo, como será visto no item 2.3.3. Sendo assim, por ser bastante complexo, sua determinação é subsidiada por um coeficiente estimador, dado por: $C = y_k/B$. Este coeficiente é obtido experimentalmente (PINTO, 1994), e varia em torno de um valor próximo de 6,0. Com isso, a equação (2.16) pode ser expressa na forma da equação (2.17):

$$P_{d,eixo} = C \cdot \frac{V_i^2}{2g} \cdot \frac{B}{y_p}, \text{ ou } \frac{P_{d,eixo}}{V_i^2/2g} = C \cdot \frac{B}{y_p} \quad (2.17)$$

Outro formato de equação empírica foi desenvolvido por Borja (2012), para um jato emitido por um vertedouro salto esquí e que incide de maneira inclinada na bacia de dissipação. Nesta

equação, (2.18), a pressão dinâmica ($P_{d,eixo}$) estimada junto ao fundo é função da submergência do ressalto hidráulico (S).

$$\frac{P_{d,eixo}}{P_{d,i}} = 6,08 \cdot 0,17^S, \text{ para } S \geq 1 \quad (2.18)$$

Onde:

$P_{d,i}$ = carga de pressão dinâmica de impacto do jato contra uma superfície para a situação sem colchão d'água [m.c.a.];

$P_{d,eixo}$ = carga de pressão dinâmica do jato mergulhante no fundo [m.c.a.];

S = grau de submergência do ressalto hidráulico, dada por: $S = y_2/y_l$ [-];

y_2 = profundidade do ressalto afogado [m];

y_l = altura conjugada lenta do ressalto clássico [m], conforme vista no **item 2.4.1**;

*Para fins de comparação da equação (2.18) com as padronizadas (2.17) e (2.13), a espessura equivalente de impacto (y_r) substitui a espessura do bocal (B), e a altura de queda deve ser considerada $Z_{concha} = V_i^2/2g$.

A principal diferença da equação (2.18) para as equações (2.13) e (2.17), vistas anteriormente, é que estas últimas estão baseadas na velocidade inicial (V_i) do jato que entra no colchão d'água, que começa a decair logo após ser atingida uma distância ℓ igual ao comprimento do núcleo (y_k). Assim, a pressão dinâmica no eixo somente começa a decair para: $y_p > y_k$. Por outro lado, a equação (2.18) negligencia o parâmetro y_k , baseando-se na pressão dinâmica $P_{d,i}$, causada pelo impacto do jato sem colchão d'água. Sendo que seu decréscimo é tratado em função da altura do ressalto afogado (y_2). Neste formato de equação a pressão dinâmica no eixo começa a decair imediatamente para: $y_2 > y_l$.

Conforme visto, o presente item abordou equações capazes de estimar a **velocidade do fluxo no eixo do jato** (V), ou a sua pressão dinâmica respectiva ($P_{d,eixo}$), a partir da velocidade inicial de entrada do jato (V_i) no colchão d'água. No próximo item (2.2.2) será abordada uma outra família de equações, desenvolvida para o cálculo da distribuição de pressões dinâmicas (P_d) sobre uma superfície plana, submersa, submetida ao impacto de jato. Esta sistematização possibilita a comparação dos diferentes métodos de cálculo propostos pela

bibliografia, favorecendo a melhor percepção da influência de cada um dos parâmetros considerados.

2.2.2 Cálculo da distribuição de pressões junto ao fundo

A distribuição de pressões causada pelo impacto de jato sobre um fundo plano pode ser calculada por métodos padronizados, conforme dispostos pela bibliografia. A Figura 2.5 vista na parte introdutória do presente tópico (2.2) ilustra o parâmetro da **faixa de influência** (b), que é uma grandeza física convencional para o cálculo da distribuição de pressões. Define-se o parâmetro b como uma faixa de pressões dinâmicas significativas, oriundas do fluxo principal do jato, em torno do ponto de estagnação (PINTO, 1994).

Os métodos consagrados pela bibliografia para o cálculo da distribuição de pressões utilizam dois tipos ou famílias de equações. Para ser possível comparar essas equações propostas, dada a família vista no item (2.2.1) anterior, representada pela equação teórica (2.15) que independe do parâmetro b mencionado, no presente item (2.2.2) se dispõe a família de equações que considera o parâmetro b .

Conforme visto na Figura 2.5, o valor da **faixa de influência** (b) é dado pela distância transversal ao jato (r) até o ponto onde a pressão dinâmica possui metade da pressão dinâmica localizada no eixo central do jato ($P_{d,eixo}$), que é o ponto de estagnação das pressões dinâmicas. Essa distância transversal b , em um jato bidimensional, abrange tanto a direção a montante quanto a direção a jusante do ponto central do jato. As condições descritas são sistematizadas nas alíneas seguintes:

- a) a pressão dinâmica máxima, observada no ponto de estagnação das pressões dinâmicas ($P_{d,eixo}$), ocorre em $r = 0$;
- b) a pressão de referência ($P_{d,eixo}/2$) ocorre em $|r| = b_0$;
- c) se tratando de jatos inclinados, b_0 é dado por b_m para a faixa de influência a montante do impacto do jato, e por b_j para a faixa de influência a jusante, de forma que $b = b_m + b_j$.

A incidência de jato sobre fundo plano foi estudada por diversos autores, em condições variadas como: jatos de ar que atravessam uma coluna de ar; jatos de água com diferentes níveis de colchão d'água; ou simplesmente impacto direto de jato d'água em uma superfície plana. Então, a partir dessa série de estudos, padronizou-se a quantificação de uma faixa de influência, dada por b . Uma variação mais complexa deste parâmetro ocorre quando o jato incide de maneira inclinada sobre o fundo, o que será abordado no item (2.2.3) seguinte, em que será visto um estudo sobre a **excentricidade da faixa de influência**, no caso específico de um vertedouro salto esqui.

O modelo de **distribuição de pressões dinâmicas** (P_d) junto ao fundo, consagrado na bibliografia, foi desenvolvido por Cola (1965²⁵ apud CASTILLO, 1989), segundo a equação (2.19) seguinte. Esta equação teve seus coeficientes adaptados de acordo com os referenciais de interesse da presente tese, onde ϕ_{y_p} é um parâmetro experimental, e α_{y_p} é obtido empiricamente para jatos inclinados, ou, com valor igual a 2,0 para jatos verticais simétricos.

$$\frac{P_d}{P_{d,eixo}} = e^{-\phi_{y_p} \left(\frac{r}{y_p} \right)^{\alpha_{y_p}}} \quad (2.19)$$

De maneira a padronizar os modelos de Cola (1965) e de Hartung e Häusler (1973) é possível relacionar as equações (2.15) e (2.16), obtendo-se:

$$\frac{P_d}{P_{d,eixo}} = e^{-\frac{\pi}{16} \left(\frac{r}{B/2} \frac{y_k}{\ell} \right)^2} \quad \text{..,para } \ell \geq y_k \quad (2.20)$$

assim, com $\ell = y_p$, e aplicando esta equação (2.20) para jatos com diferentes inclinações, é possível igualar as equações (2.19) e (2.20), resultando-se na fórmula seguinte:

$$\phi_{y_p} = \frac{\pi}{16} \cdot (2 \cdot C)^{\alpha_{y_p}} \quad (2.21)$$

Isolando α_{y_p} , tem-se que:

²⁵ COLA, R. Energy dissipation of a high-velocity vertical jet entering a basin. **Proceedings** of the 11th International Association for Hydraulic Research Congress, Leningrad, USSR, Vol. 1, 1965.

$$\alpha_{y_p} = \frac{\ln\left(\phi_{y_p} \cdot \frac{16}{\pi}\right)}{\ln(2 \cdot C)}, \text{ sendo que } \alpha_{y_p} = 2 \text{ para jatos simétricos.} \quad (2.22)$$

Estas relações apresentadas também podem ser convertidas nos termos da equação (2.23) de Beltaos (1976²⁶ apud CASTILLO, 1989), onde ϕ_b é um parâmetro experimental e α_b tem o mesmo significado de α_{y_p} .

$$\frac{P_d}{P_{d,eixo}} = e^{-\phi_b \left(\frac{r}{b}\right)^{\alpha_b}} \quad (2.23)$$

Como α_{y_p} e α_b são equivalentes ($\equiv \alpha$), então, igualando-se (2.19) e (2.23), tem-se:

$$\phi_{y_p} = \frac{\phi_b}{(b/y_p)^\alpha} \quad (2.24)$$

Na Tabela 2.1 podem ser vistos os coeficientes obtidos experimentalmente pelos autores citados. Nesta tabela é feita a diferenciação dos jatos de incidência perpendicular (simétricos) dos jatos de incidência inclinada (assimétricos).

Tabela 2.1: parâmetros propostos pela bibliografia (PUERTAS, 1994²⁷ apud PINTO, 1994)

	C	ϕ_{y_p}	α	
Cola ²⁸	7,18	40,51	2,0	(simétrico)
Hartung e Hausler ²⁹	5	19,6	2,0	(simétrico)
Beltaos ³⁰	8	42	1,935	(assimétrico)
Cui-Guang-Tao ³¹	5,2	12,56	1,776	(assimétrico)

²⁶ BELTAOS, S. Oblique impingement of plane turbulent jets. Journal of Hydraulic Division, **ASCE**, Vol. 102, nº 9, Sept., 1976, pp. 1177-1192.

²⁷ PUERTAS, J. **Criterios hidráulicos para el diseño de cuencos de disipación de energía en presas bóveda con vertido libre por coronación**. Tesis presentada para la obtención del grado de Doctor pela Universidad Politécnica de Catalunya. Barcelona, 1994.

²⁸ COLA, R. Energy dissipation of a high-velocity vertical jet entering a basin. **Proceedings** of the 11th International Association for Hydraulic Research Congress, Leningrad, USSR, Vol. 1, 1965.

²⁹ HARTUNG, F.; HÄUSLER, E. Scours, stilling basins and downstream protection under free overfall jets at dams. In: Congresso internacional de grandes barragens, 11º, **ICOLD**, Madrid, Espanha, 1973. Transactions of the XI International Congress on Large Dams. Madrid: **ICOLD**, 1973. Question 41, Rep. 3, p. 39-56.

³⁰ BELTAOS, S. Oblique impingement of plane turbulent jets. Journal of Hydraulic Division, **ASCE**, Vol. 102, nº 9, Sept., 1976, pp. 1177-1192.

³¹ CUI-GUANG-TAO Efeito do impacto, no leito do rio, da lâmina descarregada sobre uma barragem abóbada. Lisboa: **LNEC**, 1986. (Tradução, 829)

Quando um coeficiente é obtido por uma das metodologias, a sua conversão é necessária para que os dados sejam comparados. Nos casos simétricos, a faixa de influência (b) pode ser tomada em termos de b_0 , ou seja, o valor respectivo à metade de b . No trabalho de Beltaos (1976³² apud CASTILLO, 1989), por exemplo, foi utilizado b_0 na equação (2.23). Assim, tem-se que o valor teórico de ϕ_{b_0} é dado por:

$$\phi_{b_0} = -\frac{\ln(P_d/P_{d,eixo})}{(r/b_0)^{\alpha_b}} \quad (2.25)$$

sendo que, se $r/b_0 = 1$,

então $P_d = P_{d,eixo}/2$, de tal forma que: $\phi_{b_0} = -\ln(0,5) = 0,693$ para $\forall \alpha_b$, nesta condição.

Uma verificação da equivalência entre α_{y_p} e α_b , os quais são determinados experimentalmente (e iguais), pode ser feita através dos dados de Beltaos (1976), da Tabela 2.1, e o uso da equação (2.26), que é resultado da igualdade entre as equações (2.19) e (2.23).

$$\alpha_b = \frac{\ln\left(\frac{\phi_{b_0}}{\phi_{y_p}} \cdot y_p^{\alpha_{y_p}}\right)}{\ln(b_0)} \quad (2.26)$$

Neste exemplo, a equação anterior se cumpre, conjuntamente com o termo: $b_0/y_p = 0,12$.

Vale ressaltar que, caso os parâmetros b_0 e ϕ_{b_0} sejam utilizados no formato da faixa de influência inteira, isto é, na forma: b e ϕ_b , tem-se que b/y_p é o dobro do valor de b_0/y_p , e r/b é a metade do valor de r/b_0 . Assim, para Beltaos (1976), a primeira relação fica: $b/y_p = 0,24$, e ϕ_b é dado por:

$$\phi_b = -\frac{\ln(P_d/P_{d,eixo})}{(r/b)^{\alpha_b}} \quad (2.27)$$

sendo que, se $r/b = 0,5$, então $P_d = P_{d,eixo}/2$, de tal forma que: $\phi_b = -\frac{\ln(0,5)}{0,5^{1,935}} = 2,65$.

³² BELTAOS, S. Oblique impingement of plane turbulent jets. Journal of Hydraulic Division, ASCE, Vol. 102, nº 9, Sept., 1976, pp. 1177-1192.

2.2.3 Excentricidade da faixa de influência

Para jatos com incidência inclinada, o ponto de estagnação fica deslocado em relação ao centro da faixa de influência (b), como já ilustrado na Figura 2.5. Desta forma, não é possível dividir b em duas faixas b_0 iguais, para montante e para jusante, como para jatos simétricos. Conforme Borja (2012), que analisou a formulação empregada por Beltaos (1976), a faixa de influência para jatos inclinados está atrelada aos seguintes aspectos:

- a) a pressão dinâmica máxima observada no ponto de estagnação ($P_{d,eixo}$) ocorre em: $r = 0$;
- b) a pressão de referência ($P_{d,eixo}/2$) ocorre em $|r| = b_m$ para montante, e em $r = b_j$ para jusante, sendo $b = b_m + b_j$;
- c) conforme observações sobre a zona vizinha ao ponto de estagnação, Xu-Duo-Ming e Yu-Chang-Zhao (1986³³) indicaram que as pressões a montante são amenizadas mais rapidamente do que para jusante, então: $b_m/b < 0,5 < b_j/b$;
- d) teoricamente, a excentricidade da faixa de influência $(r/b)_e$ é negativa para a direção de montante e positiva para a direção de jusante, sendo expressas pelas seguintes relações:

$$\left(\frac{r}{b}\right)_{e^-} = \frac{b_m}{b} - 0,5 \quad (2.28)$$

$$\left(\frac{r}{b}\right)_{e^+} = \frac{b_j}{b} - 0,5 \quad (2.29)$$

Conforme recomendado por Borja (2012), os cálculos utilizando as fórmulas vistas no item (2.2.2) anterior devem ser realizados separadamente, para o lado da distribuição de pressão a montante do ponto de estagnação, que possui condição $r/b = 0$, e para o lado da distribuição de pressão a jusante. Como as fórmulas estão expressas em função de b , deve-se utilizar os valores da abscissa em módulo, isto é: $|r|/b$, além de que os valores de b_m ou b_j , utilizados separadamente no cálculo, devem ser multiplicados por 2.

³³ XU-DUO-MING; YU-CHANG-ZHAO. Pressão no fundo de um canal devido ao choque de um jacto plano, e suas características de flutuação. Lisboa: LNEC, 1986. (Tradução, 841)

Em seus resultados para um modelo de vertedouro salto esqui, nas condições de $0,90 < \theta_0 < 0,95$, Borja (2012) obteve excentricidade que variou em torno de $(r/b)_e \approx 0,13$, mantendo esse padrão médio de excentricidade para diferentes vazões ensaiadas. No ajuste aos dados proposto pelo autor, descreveu-se a grandeza b em função da coluna d'água (f) e do ângulo de incidência teórico (θ_0). As equações de ajuste são as seguintes:

$$\frac{b_m}{f} = \frac{1}{119 - 124 \cdot \theta_0} \quad (2.30)$$

$$\frac{b_j}{f} = \frac{1}{58,8 - 61,3 \cdot \theta_0}$$

em que, o parâmetro teórico θ_0 é dado por:

$$\theta_0 = \operatorname{atan} \left(\frac{\sqrt{\operatorname{sen}^2(\theta_1) + \frac{Z_{concha}}{H_0}}}{\operatorname{cos}(\theta_1)} \right) \quad (2.31)$$

Onde:

b_m = faixa de influência para montante [m];

b_j = faixa de influência para jusante [m];

f = profundidade da fossa de erosão [m] no ponto considerado, em relação à cota do leito do rio a jusante (N_{leito});

θ_0 = ângulo de incidência teórico do jato [rad], em relação à cota do leito do rio a jusante (N_{leito});

θ_1 = ângulo da concha de lançamento em relação ao plano horizontal [rad];

Z_{concha} = altura de lançamento do jato [m], dada por $Z_{concha} = N_{jato} - N_{leito}$;

N_{jato} = cota do ponto de lançamento do jato [m];

H_0 = carga teórica do jato no lançamento [m], dada por $H_0 = N_{montante} - N_{jato}$;

$N_{montante}$ = cota do nível d'água de montante ao vertedouro [m].

2.2.4 Observação empírica da região de impacto

A região de impacto do jato foi descrita por Marques et al. (2013) através de metodologia de visualização do escoamento. Os autores analisaram uma bacia de dissipação com fundo plano a jusante de um vertedouro salto esquí (Figura 2.8), em modelo semelhante ao estudado na presente tese, com escala 1:100. No trabalho, foram ensaiadas vazões de 6,8L/s até 97L/s ($3,9 < F_0 < 13,7$), lábio do vertedouro salto esquí com ângulo de lançamento de 42° , e calha do vertedouro com 50cm de largura. A observação do escoamento foi através de uma janela lateral de acrílico, sendo o fluxo de impacto sobre o fundo distinguido através das bolhas oriundas da penetração do jato no colchão d'água.

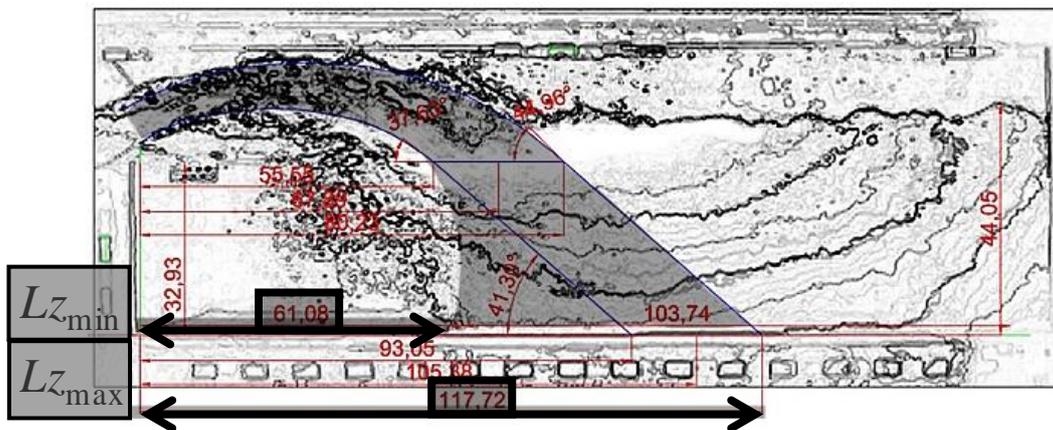


Figura 2.8: ensaio em modelo 1:100 da UHE LCBC, com vazão de 97L/s com altura de colchão d'água de 32,9cm; os dois valores sombreados são respectivos aos limites definidos da região de impacto sobre o fundo (adaptado de MARQUES et al. 2013)

Na quantificação da **região de impacto**, os autores citados representaram a região através das distâncias observadas, mínima e máxima, extraídas de dados de imagens respectivas às diversas condições ensaiadas. Ao todo, os autores ensaiaram cinco cotas de fundo plano com variação total de 33cm em modelo (33m em escala de protótipo), que representaram a cota do leito inicial não escavado, a cota do leito do rio a jusante, e mais três fundos planos abaixo desta última cota.

Como pode ser visto na imagem anterior (Figura 2.8), o **limite mínimo** correspondeu à visualização do espriamento das bolhas junto ao fundo, observando a difusão da turbulência que parte do núcleo do jato, enquanto o **limite máximo** foi relacionado ao prolongamento da linha superior de impacto do jato, dado o ângulo de incidência na superfície d'água. O trabalho utilizou 5 imagens aleatórias de vídeo, para cada condição de ensaio, obtendo os

valores médios dentre as imagens, o que resultou no ajuste expresso pela fórmula geral (2.32), em combinação com os coeficientes da Tabela 2.2.

$$\frac{Lz_{\min}}{y_0} = C_{1,Lz \min} + C_{2,Lz \min} \cdot \ln(F_0) \quad , \quad e \quad (2.32)$$

$$\frac{Lz_{\max}}{y_0} = C_{1,Lz \max} + C_{2,Lz \max} \cdot \ln(F_0) \quad , \quad \text{sendo}$$

$$F_0 = \frac{\sqrt{2g \cdot H_0}}{\sqrt{g \cdot y_0}} \quad , \quad \text{com} \quad y_0 = \frac{q}{\sqrt{2g \cdot H_0}} \quad (2.33)$$

Onde:

Lz_{\min} = alcance mínimo da região de impacto [m];

Lz_{\max} = alcance máximo da região de impacto [m];

F_0 = número de Froude do jato, calculado sem perdas [-];

y_0 = altura teórica do escoamento na seção de lançamento [m];

H_0 = carga teórica do jato no lançamento [m], dada por $H_0 = N_{\text{montante}} - N_{\text{jato}}$;

N_{montante} = cota do nível d'água de montante ao vertedouro [m];

N_{jato} = cota da calha no ponto de lançamento do jato [m].

Tabela 2.2: valores dos coeficientes C1 e C2 em função de w

Lz_{\min}	$C_{1,Lz \min} = -13,723 \cdot w_{\min} - 40,173$
	$C_{2,Lz \min} = 10,050 \cdot w_{\min} + 36,600$
Lz_{\max}	$C_{1,Lz \max} = -13,962 \cdot w_{\max} - 55,301$
	$C_{2,Lz \max} = 11,141 \cdot w_{\max} + 49,292$

** Esta tabela é de utilização para a fórmula geral (2.34);

* Em cada ensaio, o parâmetro 'w' foi o mesmo para os alcances máximo e mínimo, variando conforme a cota do fundo da fossa em fundo plano.

Para a Tabela 2.2, w_{\min} e w_{\max} são obtidos a partir da seguinte relação:

$$w = \frac{Hk + Z}{Hk} \quad (2.34)$$

Onde:

w = parâmetro de carga do jato [-];

Hk = desnível entre a crista (N_{crista}) e a saída da concha (N_{jato}) [m];

Z = desnível entre N_{jato} e a cota de fundo (CF) considerada [m].

2.3 EFEITOS DE PARÂMETROS HIDRÁULICOS

As pressões e a respectiva erosão causada no leito da fossa estão fortemente relacionadas com o fenômeno do impacto do fluxo do jato d'água sobre um contorno sólido. Os parâmetros que compõem este fenômeno hidráulico foram apresentados nos tópicos (2.1 e 2.2) anteriores. No presente tópico (2.3) são tratados de parâmetros que causam efeitos ou interferem no comportamento hidráulico de outros parâmetros que compõe o fenômeno.

Mensurando-se o parâmetro de pressão dinâmica, o mesmo pode ter seu comportamento descrito através do efeitos de outros parâmetros sobre ele, os quais atuam em conjunto, de forma ampla. Então, dada a **amplitude do fenômeno**, em que há efeitos conhecidos e desconhecidos teoricamente, de parâmetros mensuráveis ou não, para se abstrair relações condizentes com a natureza do parâmetro em análise, se faz necessária a delimitação da análise em um caso específico, se levantando possíveis efeitos e identificando os parâmetros responsáveis por esses efeitos, com o apoio de estudos teóricos e empíricos dispostos na bibliografia. Como visto nos objetivos da presente tese, aqui se foca na **análise específica** de um protótipo e alguns de seus modelos físicos reduzidos.

A bibliografia traz alguns estudos nos quais os parâmetros são regulados em modelo, variando-se outras condições de ensaio. Nesses estudos se tem o fenômeno de **forma estrita**, controlada, em que os parâmetros causais, que possuem influência sobre os dados mensurados, podem ser isolados de forma que se tenha controle de sensibilidade dos mesmos. Para o presente caso, são exemplos desses parâmetros a taxa de aeração do sistema e a intensidade de turbulência do jato, os quais possuem efeitos de amplificação ou amortecimento das pressões. No entanto, a compreensão dos efeitos através de modelagem física se torna mais difícil quando se desconhece a quantificação desses parâmetros na escala de protótipo, somente podendo se inferir o valor dos mesmos. Como ponderam Marques et al. (2013), a dissipação de energia hidráulica induz mecanismos que possuem alta complexidade analítica, por outro lado, a impossibilidade de mensuração de alguns parâmetros requer que os mesmos sejam inferidos, através da análise de seus efeitos em estudos experimentais.

Diante de modelos empíricos baseados em números adimensionais, quanto mais são levadas em consideração abordagens específicas, e delimitadas em condições estritas, como casos que apresentem o mesmo fenômeno (exemplo de um impacto de fluxo sobre um contorno sólido,

sendo que o jato pode ter sido emitido por um modelo de bocal ou por um modelo de vertedouro), maior é a flexibilidade de aplicação de **modelos genéricos**, que considerem essas variabilidades de aplicação. Em outras palavras, a generalidade de um estudo empírico é observada quando o mesmo é validado para diferentes casos específicos.

O efeito enfatizado, no caso da presente tese, que trata de modelos físicos respectivos a um protótipo, é o **efeito de escala**. Este efeito deve ser identificado para que haja conversão segura dos dados obtidos em modelo para a escala de protótipo. A aplicação metodológica delimitada em certas condições físicas, por números adimensionais, não reproduzem, em diferentes escalas físicas, todos os efeitos de igual maneira. A experiência trazida pela bibliografia relacionada ao fenômeno observado nesta tese, considerando efeitos de escala e suas delimitações por números adimensionais, é vista nos itens 2.3.1 e 2.3.2, seguintes. Posteriormente, nos itens 2.3.3 e 2.3.4, o fenômeno é detalhado em termos dos efeitos da aeração e da turbulência do escoamento.

2.3.1 Limites aceitáveis para minimizar os efeitos de escala

Segundo Pfister e Chanson (2014), os estudos têm descrito basicamente dois modos de se abordar as modelagens que utilizam a lei de semelhança de Froude, a fim de que se tenha uma aproximação razoável da taxa de ar incipiente ao fluxo. A primeira abordagem, mais conservadora, consiste em limitar a escala em 1:10 do tamanho físico do protótipo, já a segunda abordagem requer um conhecimento prévio sobre os efeitos causados diante da deformação das forças inerciais e viscosas, representadas nos números de Reynolds e Weber, respeitando, então, limites aceitáveis para os valores desses adimensionais de maneira a não comprometer a leitura e interpretação do fenômeno representado em modelo. A maior confiabilidade da estipulação desses limites seria a partir de comparações de dados de modelo físico reduzido com os dados do respectivo protótipo, caso disponíveis.

Deste modo, Pinto (1994) explica que os estudos devem ser conduzidos em modelos de Froude com dimensões tais que se possam atribuir determinados valores mínimos dos números de Reynolds e Weber. Conforme o autor, o modo de se conhecer essa função parece somente consistir para além de uma análise teórica, que se afigura de grande dificuldade. Então, para a obtenção destes limites é prescindível recorrer a modelos de escalas diferentes, bem como medições efetuadas em protótipos.

Em seguida são vistas alguns dos limites para os números de Reynolds (R_0) e Weber (W_0), propostos pela bibliografia, os quais são definidos pelas equações (2.35) e (2.36). É importante ressaltar que os limites expostos se referem a diferentes condições de escoamento, onde os objetos específicos de modelagem são diferentes:

- a) Pinto (1994) número de Weber crítico igual a 30, que deve ser excedido, com base em estudos incipientes de Chen, em 1964;
- b) Lemos e Ramos (1984), compararam os resultados obtidos em modelos froudianos com escalas diferentes, sendo que no modelo em escala 1:20, onde o número de Weber foi de 36,5, os efeitos devido a tensão superficial foram considerados irrelevantes;
- c) Pfister e Hager (2009), em consonância com Toombes e Chanson (2007), afirmam que o número de Reynolds e o número de Weber devem ficar numa faixa de, respectivamente: $1,7 \times 10^5 < R_0 < 5,2 \times 10^5$ e $109 < W_0 < 234$, para minimizar os efeitos de escala.
- d) Borja et al. (2013) estudaram a perda de carga em um modelo 1:100, de jato proveniente de vertedouro salto esquí, relatando que a partir de uma condição respectiva ao número de Weber de 53 houveram alterações nos resultados atribuídas à quebra da tensão superficial da água.

$$R_0 = V_0 \cdot y_0 / \nu \quad (2.35)$$

$$W_0 = V_0 / [\sigma / (\rho \cdot y_0)]^{0,5} \quad (2.36)$$

Onde:

R_0 = número de Reynolds [-];

W_0 = número de Weber [-];

ν = viscosidade cinemática da água [$1,01 \times 10^{-6}$ m²/s];

σ = tensão superficial da água [0,073 N/m];

ρ = massa específica da água [998,2 kg/m³].

Segundo considerações de Felder e Chanson (2017), os fenômenos hidráulicos possuem comportamento diferenciado e, portanto, o efeito de escala sobre o escoamento pode ter limites diferenciados, dependendo do estudo a que se está submetendo o escoamento. De acordo com Bollaert (2002), cada fase do fluido tem diferentes leis de semelhança predominantes.

2.3.2 Números adimensionais sobre as características externas do ressalto

Conforme consagrado na relação proposta por Bélanger em 1828, as alturas conjugadas do ressalto hidráulico clássico são reguladas fundamentalmente pelo número adimensional de Froude. Seguindo a classificação de Dai Prá (2011), as alturas conjugadas são respectivas às chamadas **características externas** do ressalto hidráulico, e outras como a taxa de aeração do fluxo e as pressões causadas sobre o fundo seriam, então, as **características internas** do ressalto hidráulico.

Novakoski et al. (2017) estudaram o comportamento do ressalto hidráulico clássico, com diferentes condições de aeração do fluxo de entrada, comparando o resultado de vertedouro em degraus com o de vertedouro em calha lisa. Estes autores concluíram não haver alterações significativas no resultado de pressões junto ao fundo da bacia de dissipação, ao longo do comprimento do ressalto, na comparação realizada. Este padrão foi diferente do local específico de entrada do fluxo no colchão d'água, onde o jato impacta sobre o fundo da bacia de dissipação, que não foi objeto de análise mais detalhada.

Como é possível notar na bibliografia, os efeitos das características internas sobre o ressalto clássico não possuem influência significativa ao longo do comprimento do ressalto, porém, é no local de entrada do fluxo, ou impacto do jato, que ocorrem maiores divergências, dependendo das características internas do fluxo de entrada. A **altura conjugada rápida**, do fluxo de entrada, é de difícil interpretação, pois é influenciada por variáveis como a taxa de aeração do fluxo, sendo assim, autores como Borja et al. (2013) simularam o valor de altura conjugada rápida, não medindo diretamente, mas partindo da altura conjugada lenta. Deste modo, esse **parâmetro equivalente de altura rápida**, calculado, traz consigo características externas suficientes para que seja distinguida a energia residual proveniente de diferentes tipos de vertedouro: calha lisa, calha em degraus, e vertedouro salto esquí. A coerência desta metodologia foi verificada pelos autores segundo os resultados de diferentes tipos de vertedouros em degraus, com diferentes tamanhos de degraus e inclinação do fluxo que incide na bacia.

Do exposto, pode-se atribuir às características externas do ressalto uma intensa ligação com as forças de gravidade, possuindo relação íntima com o número adimensional de Froude, enquanto nas características internas do ressalto há maior influência de aspectos como forças viscosas, e de tensão superficial sobre as bolhas internas ao fluxo. Estes aspectos são mais

complexos, o que exige uma reflexão sobre os números adimensionais de Reynolds e Weber. Chanson e Chachereau (2013) mencionam que na região de entrada de ar ocorrem vórtices que aprisionam as bolhas e, conseqüentemente, no interior do escoamento, a ocorrência de quebra de bolhas maiores ou a união de bolhas menores (coalescência) causam alterações complexas nas propriedades desses vórtices.

Para estudos sobre ressalto hidráulico, Wang e Chanson (2016) relatam que a oscilação do posicionamento do pé do ressalto hidráulico, em torno de um ponto médio, está ligada à flutuação da linha d'água superficial do ressalto. Conforme seus resultados, a amplitude de variação, em torno de uma posição, independe do número de Reynolds, diferente da frequência de oscilação, que por sua vez possui relação com o número de Reynolds. Disto, conclui-se que as forças viscosas atuam no ressalto apenas na questão de escalas de tempo, podendo ser negligenciadas no caso da obtenção de parâmetros médios.

2.3.3 Efeitos da turbulência e da aeração

No caso de um jato emitido por bocal, conforme estudou Bollaert (2002), sua fase líquida pode ser tratada pelo número de Froude, já que depois de emitido para fora do bocal, o jato em queda livre é influenciado pela aceleração gravitacional, o que resulta em uma contração do jato. Contudo, segundo o autor, o jato sofre influência de duas forças opostas: a tensão superficial, que tende a manter o jato unido; e a intensidade da turbulência inicial, que tenta dispersar o jato. Sendo assim, neste caso, o arrastamento de ar é um fenômeno Froude-Reynolds-Weber combinado.

Para um jato com aeração forçada, Duarte et al. (2015) explicam que, quando se é bombeada uma vazão de ar para dentro de um fluxo pressurizado, a mesma soma-se à vazão de água, reduzindo a densidade total do fluido bifásico. Com este ato, o fluxo se torna aerado e é aumentada a energia cinética do jato emitido por um bocal. Este fator pode causar pequena alteração nos valores de pressão medidos no local de impacto do jato, em função do parâmetro da vazão de água. No entanto, o fator preponderante da aeração de um jato é o aumento da capacidade de penetração de seu núcleo (y_k) para o interior do colchão d'água.

Continuando, Duarte et al. (2016) mencionam que a capacidade de penetração de um jato é aumentada no caso de seu fluxo principal possuir um núcleo com alta taxa de aeração, o que

não altera significativamente a pressão dinâmica de impacto medida. Com isso, o jato aerado é capaz de manter a energia cinética de seu núcleo em uma profundidade maior de colchão d'água do que o jato sem aeração. Uma possível explicação disto é que há menor interação turbulenta do fluxo principal do jato aerado com a massa de água exterior porque as bolhas de ar vão sendo expulsas para as laterais do fluxo pressurizado, formando uma capa de menor densidade que envolve o jato.

Com relação ao cone de difusão, para o caso de um jato turbulento livre, circular e vertical (como foi ilustrado na Figura 2.2), Ervine e Falvey (1987 apud CASTILLO, 1989) realizaram um balanço aproximado da quantidade de movimento entre a seção do jato no ponto de entrada e a seção relativa ao comprimento de difusão do núcleo do jato (y_k). Os autores quantificaram o efeito da concentração de ar na difusão do jato, em termos da relação α_e/α_i , que diz respeito aos ângulos de difusão exterior (α_e) e de convergência do núcleo (α_i). A equação (2.37), desenvolvida para $0 < \beta < 1$, expressa que, quanto maior é a taxa de aeração, maior é a difusão exterior do jato mergulhante em relação à convergência de seu núcleo.

$$\frac{\alpha_e}{\alpha_i} = 0,54 \cdot \beta^{0,83} + 2,33 \quad (2.37)$$

Onde:

β = taxa de aeração [-];

α_e = ângulo de difusão exterior do jato [graus];

α_i = ângulo de convergência do núcleo [graus].

Pinto (1994) explica que a simulação das pressões dinâmicas em modelo reduzido, com baixas velocidades de incidência do jato mergulhante, segundo a semelhança de Froude, sobreestimam as pressões dinâmicas comparadas aos valores de protótipo. Neste caso, afastando os efeitos da aeração vistos anteriormente, já que no modelo há baixa aeração, as maiores pressões verificadas seriam devido à baixa turbulência do jato mergulhante, que não seria capaz de causar uma desestabilização do fluxo, ou uma difusão satisfatória do jato no colchão d'água, ao contrário do que ocorre em jatos com velocidades de protótipo.

Em conformidade com o exposto, Bollaert (2002), que estudou a modelagem de jatos emitidos com velocidades de protótipo, afirma que os jatos de protótipo se difundem melhor

do que jatos de modelo, além de ter maior concentração de ar. Após o desenvolvimento total do núcleo do jato (y_k), foi visto no item 2.2.1 que a velocidade do jato mergulhante decai mais rapidamente para maiores taxas de aeração (WEI, DENG & LIU, 2013). Assim, a difusão do jato é um fator relacionados à aeração, e que ocasionaria menores valores de pressão dinâmica média no caso de protótipo. Por outro lado, se tratando da flutuação de pressão, Pinheiro (1995) adverte que, devido a maior dimensão relativa das bolhas de ar em modelo reduzido, o efeito do ar nas flutuações de pressão causa uma atenuação mais rápida em modelo do que no respectivo protótipo.

2.3.4 Tentativas de inferência do efeito da turbulência e da aeração

Na bibliografia há importantes estudos que trazem uma bagagem de conhecimento sobre os efeitos da aeração e da turbulência do escoamento no processo de formação da fossa de erosão, mesmo que indiretamente. Disto, para a elaboração de fórmulas empíricas de ajuste, o ponto crucial é a determinação da relação física desses parâmetros diante do fenômeno, seja inversamente proporcional, exponencial, ou explicada por qualquer outra função matemática. Desta forma, a partir de equações consagradas na bibliografia, com relações físicas validadas por aplicações em diferentes condições hidráulicas, é possível, então, inferir parâmetros, como a taxa de aeração do modelo, a fim de se melhorar as estimativas para protótipo considerando efeitos de escala.

Na proposta de Canepa e Hager (2003), para o estudo do efeito da aeração no processo de formação da fossa de erosão, esses autores utilizaram o número de Froude F_β , da mistura (ar + água + sedimento), definido pela fórmula (2.38). Em seus resultados de modelo com fundo móvel granular, as dimensões da fossa apresentaram boa correlação com F_β , para diferentes condições de incidência jato, de seção circular, com injeção de ar no bocal de emissão.

$$F_\beta = \frac{V_w}{\sqrt{\left(\frac{\rho_s - \rho}{\rho}\right) \cdot g \cdot d_{90}}} \cdot (1 + \beta)^{Cc} \quad (2.38)$$

Onde:

F_β = número de Froude da mistura [-];

V_w = velocidade calculada com relação à vazão de água [m/s];

Cc = coeficiente proposto pelo autor que ajusta a velocidade do jato emitido pelo bocal com injeção de um volume de ar comprimido em certo intervalo de tempo (se o ar não estivesse comprimido Cc seria igual a 1,0) [-];

Esta proposta de Canepa e Hager (2003) abrange três fases no interior do colchão d'água, para elementos com densidades distintas, caracterizando uma abordagem ampla (não especifica processos dentro do fenômeno). Uma abordagem empírica com relação semelhante entre parâmetros, foi proposta por Mason (1989³⁴), o que permitiu a comparação de seus dados relativos a profundidade da fossa, por Canepa e Hager (2003).

Enquanto a proposta de Mason (1989) foi desenvolvida para condição de jatos planos com incidência de 45 graus, e com aeração estimada através da equação (2.3), vista no item 2.1.1, Canepa e Hager (2003) ensaiaram com certas condições específicas: ângulo de incidência de 30 graus, além de o bocal testado ser de seção circular, e, como mencionado, a injeção regulada de ar no fluxo. Nessa comparação de resultados, Canepa e Hager (2003) verificaram a validade empírica da proposta de Mason (1989), bem como da equação (2.3) ao considerar a taxa de aeração (β) na previsão da profundidade escavada da fossa (D) pela ação do jato.

No caso dos efeitos sobre a pressão média e suas flutuações mensuradas em modelo físico, Borja (2012) realizou um estudo da ejeção hidrodinâmica de blocos de rocha de uma matriz rochosa, devido ao impacto de jato. Este é um fenômeno bastante influenciado pelo grau de aeração (β) do sistema e pela turbulência (Tu) do jato mergulhante no impacto contra o leito.

Como será melhor detalhado no tópico 2.7, o estudo da ejeção hidrodinâmica de blocos pode ter como parâmetro básico o coeficiente de ejeção líquido (C_{UP}). O principal processo representado por este coeficiente é a amplificação das pressões que ocorrem no interior das juntas de uma matriz rochosa, reproduzindo uma força durante um intervalo de tempo que é capaz de vencer o peso submerso do bloco e ejetá-lo para fora de sua cavidade na matriz rochosa. No entanto, o coeficiente C_{UP} , obtido em modelo, é amplo e, como será melhor explicado no item 2.7.3, abrange de maneira implícita outros processos, bastante complexos, como: a condição específica no interior das juntas, de turbulência e aeração; a duração do

³⁴ MASON, P. J. Effects of air entrainment on plunge pool scour. **J. Hydraul. Eng.**, 115, 385–399, 1989.

transiente hidráulico no interior das juntas; além das componentes induzidas pela macroturbulência, como os movimentos de vibração do bloco e sua saliência para fora da cavidade (BOLLAERT & HOFLAND, 2004).

No estudo de Borja (2012) o coeficiente de ejeção líquido (C_{UP}) foi expresso explicitamente em função de β , portanto, para se chegar à escala de protótipo, a fórmula (2.4), derivada da (2.3), foi adaptada levando em consideração os efeitos em C_{UP} causados pela taxa de arrastamento de ar (β) para dentro do colchão d'água. Para isto, o autor assumiu as curvas da Figura 2.9, que descrevem a influência da escala do modelo (λ), bem como da velocidade do jato na área de impacto (V_i), sobre a relação $\delta = \beta_{\text{modelo}}/\beta_{\text{protótipo}}$. Para se ter a correta concentração de ar de ocorrência em protótipo, indicada por Ervine e Falvey (1987³⁵ apud PINTO, 2004), de aproximadamente 40% ($\beta_{\text{protótipo}}=0,67$), o autor ainda aplicou um coeficiente de majoração da taxa $\beta_{\text{protótipo}}$ em 1,5, chegando na fórmula (2.39), que infere a taxa de aeração em protótipo.

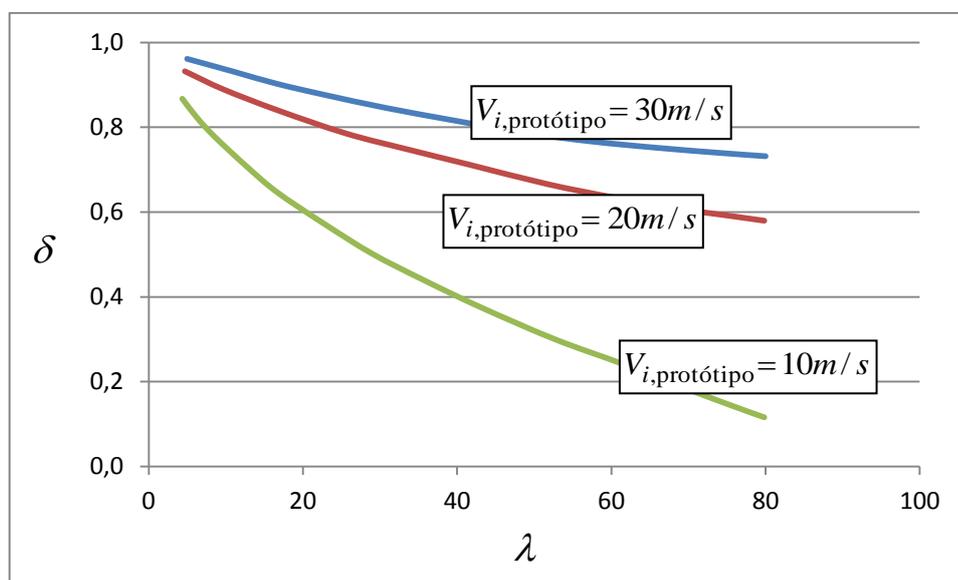


Figura 2.9: influência da escala do modelo e da velocidade na área de impacto na simulação da entrada de ar. (RAMOS, 1988³⁶ apud CASTILLO, 1989)

³⁵ ERVINE, D. A.; FALVEY, H. R. Behavior of turbulent jets in the atmosphere and in plunge pools. **Proc. of the Institution of Civil Engineers**, pt. 2, 1987, vol. 82, 295-314.

³⁶ RAMOS, C. M. **Hydrodynamic actions on hydraulic structures**. LNEC-65/53/315. Lisboa, 1988.

$$\beta_{\text{protótipo}} = \frac{0,13}{\delta/1,5} \cdot \sqrt{\frac{Z_{\text{concha}}}{d_i}} \quad (2.39)$$

Onde:

$\beta_{\text{protótipo}}$ = taxa de aeração estimada em protótipo [-];

δ = razão entre a taxa de aeração no modelo e a taxa de aeração no protótipo [-];

Z_{concha} = altura de lançamento do jato [m], dada por $Z_{\text{concha}} = N_{\text{jato}} - N_{\text{leito}}$;

d_i = espessura do jato na seção de impacto contra o colchão d'água [m], podendo ser estimada pela equação (2.41).

Em uma consideração geral sobre efeitos de escala, Pfister e Chanson (2014) observaram que, mesmo em modelos de grande dimensão, como para a escala 1:2, ainda é perceptível o efeito sobre o tamanho das escalas de turbulência, bem como sobre o tamanho das bolhas no interior do escoamento. Assim sendo, lembram esses autores que, no caso das modelagens mais habituais da engenharia hidráulica é impossível se chegar na similaridade dinâmica do modelo com o protótipo, com idênticos números de Froude, Reynolds e Weber. Isto fica impossibilitado devido às propriedades da água e do ar serem as mesmas tanto no modelo quanto no protótipo.

2.4 ASPECTOS GERAIS DE FOSSAS DE EROSÃO

Conforme apresentado no capítulo de introdução desta tese, o processo de escavação do leito pela ação do jato é bastante complexo. Este fenômeno acontece a partir a atuação do fluxo do jato mergulhante (sistematizado nos tópicos 2.1, 2.2 e 2.3) sobre as características internas do leito rochoso. Isso tudo dentro de certas condições gerais, geométricas e hidráulicas da fossa, que podem variar com o tempo (Figura 2.10). Enquanto estas condições gerais são tratadas no presente tópico, as características de erodibilidade do maciço serão descritas, detalhadamente, nos tópicos subsequentes (tópicos 2.5, 2.6 e 2.7).

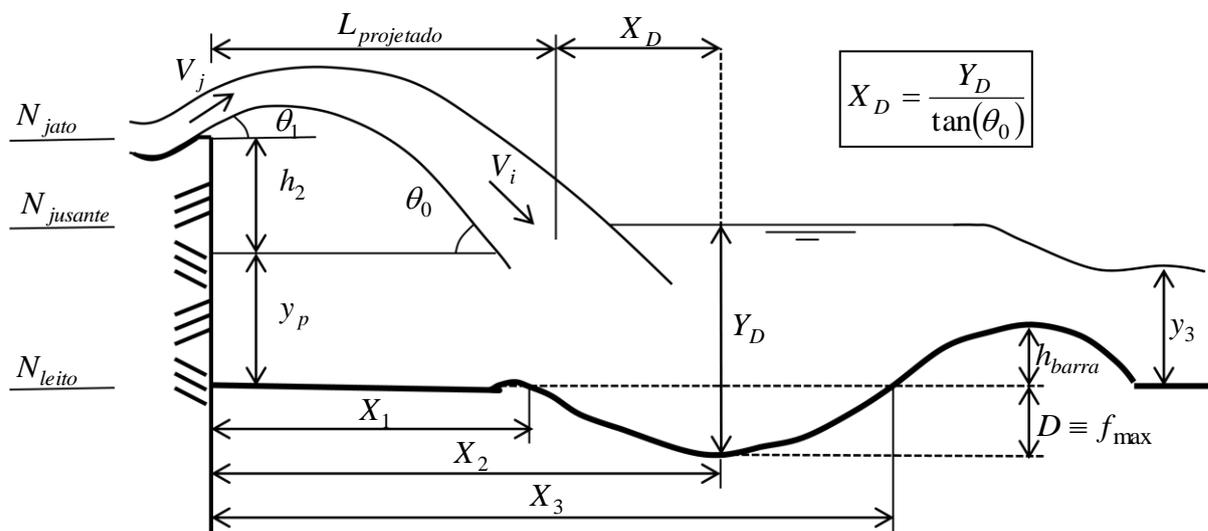


Figura 2.10: parâmetros hidráulicos e geométricos de um sistema dissipador composto por vertedouro salto esquí e fossa de erosão (adaptado de AMANIAN & URROZ, 1993)

O jato que penetra no colchão d'água possui um fluxo principal que incide diretamente no maciço rochoso, sendo este local muito destacado em estudos de previsão da profundidade máxima de fossas de erosão (D), que será destacada no tópico 2.6. No entanto, em sua trajetória submersa, a difusão do jato produz fluxos secundários que também merecem atenção, pois possuem capacidade de moldar os contornos sólidos da fossa, em caráter tridimensional. Estas alterações geométricas da fossa, com a mudança dos canais preferenciais de recirculação, por exemplo, causam, por sua vez, novas mudanças no comportamento da macroturbulência no interior da fossa.

Para a melhor compreensão, em sentido amplo, do fenômeno de escavação sobre o leito, o presente tópico introduz os aspectos gerais de fossas de erosão: suas principais grandezas de referência, tanto geométricas quanto hidráulicas; bem como as fases básicas de evolução de uma fossa e alguns limites de segurança atribuídos ao monitoramento de sua evolução.

2.4.1 Parâmetro de pressão e possíveis relações com a forma da fossa

No estudo de fossas de erosão, o principal parâmetro relativo ao nível d'água presente na fossa é a chamada 'altura do poço de acumulação', dada por y_p (Figura 2.10), definida pela altura de lâmina d'água próxima ao pé do vertedouro, medida a partir da cota do fundo (N_{leito}) do canal de jusante (cota do rio, no caso de protótipo).

O nível d'água y_p é utilizado como referência pela bibliografia pois é bastante estável, reproduzindo o equilíbrio dinâmico estabelecido devido a ação do jato, e não sofrendo grandes perturbações na superfície ao longo dos ensaios em modelo reduzido. Xu Duo-Ming (1986 apud PINTO, 1994), analisando a distribuição de pressão nas vizinhanças da zona de impacto, observou que as pressões dinâmicas localizadas na região a montante da região de impacto do jato reduzem repentinamente, mantendo uma carga (potencial) quase invariável. Sendo assim, nos estudos desenvolvidos por estes pesquisadores, a pressão dinâmica (P_d) do jato é referenciada pela altura y_p da forma que segue:

$$P_d = P_{medida} - y_p - f \quad (2.40)$$

Onde:

P_d = carga de pressão dinâmica [m.c.a.];

P_{medida} = carga total medida (energia cinética + energia potencial) [m.c.a.];

y_p = altura do poço de acumulação [m];

f = profundidade da fossa em relação à cota de fundo no canal de jusante (N_{leito}), em um certo local da fossa, sendo que D é a profundidade máxima da fossa [m].

Dependendo do enfoque de estudo, as modelagens de fossas de erosão podem ser abordadas de modo simplificado, em fundo plano como visto na Figura 2.11, seguinte. Isto é, sem a representação de um rebaixamento (f) em relação à cota do canal de jusante (N_{leito}). Então, além da altura do poço de acumulação (y_p) é interessante utilizar como parâmetro de análise o nível d'água a jusante do impacto do jato, denominado altura lenta do ressalto hidráulico (y_l), pois este parâmetro contribui para o entendimento sobre a energia do fluxo de entrada no ressalto, estimada através do fluxo rápido de altura y_r .

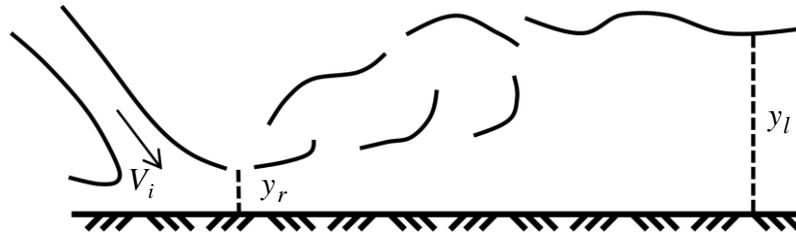


Figura 2.11: ressalto hidráulico a jusante de impacto de jato em fundo plano (BORJA, 2012)

Para fins de estudo de quantidade de movimento, a “espessura equivalente³⁷” do fluxo aerado que entra no colchão d’água (d_i) pode ser obtida através da altura rápida do ressalto ($d_i \equiv y_r$), vista mais adiante na fórmula (2.42) de Bélanger (1828). Este método já foi verificado por Borja (2009), apresentando consonância com a proposta de Meireles (2004³⁸ apud GOMES, 2006) para escoamentos aerados de vertedouros em degraus.

Na relação com jatos incidentes, a espessura inicial do jato mergulhante (d_i) pode ser obtida utilizando a equação de Rand (1955), desenvolvida para diversos casos de **vertedouros de jato em queda livre**. Esta equação (2.41), vista abaixo, foi recomendada por Castillo (1989), e posteriormente validada por Borja (2012) para aplicação em **vertedouro salto esquí** a partir de medições da altura lenta do ressalto clássico (y_l), em modelo com bacia de dissipação plana.

$$\frac{y_r}{Z_{concha}} = 0,46 \cdot \left(\frac{y_c}{Z_{concha}} \right)^{1,0}, \text{ com } y_c = \sqrt[3]{\frac{q^2}{g}} \quad (2.41)$$

Onde:

y_r = altura rápida do ressalto clássico ou espessura equivalente do fluxo aerado (d_i) que entra no colchão d’água [m];

Z_{concha} = altura de lançamento do jato [m], dada por $Z_{concha} = N_{jato} - N_{leito}$;

y_c = altura do escoamento crítico [m].

³⁷ Meireles (2004) utilizou o termo “profundidade equivalente”, criando formulação através dos dados de Matos (1999).

MATOS, J. S. G. **Emulsão de ar e dissipação de energia do escoamento em descarregadores em degraus**. 1999. 472 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil: Hidráulica). – Instituto Técnico Superior. Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.

³⁸ MEIRELES, I. O. C **Caracterização do escoamento deslizante sobre turbilhões e energia específica residual em descarregadores de cheias em degraus**. 2004. Dissertação (Mestrado). – Instituto Técnico Superior. Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.

A fórmula (2.42) de Bélanger (1828), mencionada anteriormente, foi desenvolvida para a condição de ressalto clássico, isto é, em que a altura rápida do ressalto (y_r), não aerada, é medida imediatamente no início do ressalto; e a altura lenta do ressalto (y_l) é conferida a jusante do ressalto, onde o nível d'água já está estabilizado. Então, de forma similar, para a utilização da fórmula (2.42) no caso de um fluxo aerado, proveniente de um impacto de jato, como visto na Figura 2.11, a altura y_r , para fins de contabilização da energia de entrada, deve ser calculada a partir da altura lenta do ressalto (y_l) medida, na condição em que o pé do ressalto (y_r) está posicionado imediatamente após o impacto do jato no fundo plano.

$$\frac{y_r}{y_l} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8 \cdot F_l^2} - 1 \right), \text{ com } F_l = \frac{V_l}{\sqrt{g \cdot y_l}} \quad (2.42)$$

Onde:

y_r = altura conjugada rápida do ressalto hidráulico [m];

y_l = altura conjugada lenta do ressalto hidráulico [m];

F_l = número de Froude do escoamento subcrítico [-].

Segundo a diretriz de Liu (2005), o mecanismo de formação da fossa ocorre de modo fundamentalmente dado pelos fenômenos de difusão do jato e do desenvolvimento de um ressalto hidráulico em rampa ascendente, de acordo com a evolução da profundidade D . Outros autores que contemplam esta linha são Heng et al. (2012) que, em ensaios sobre leito coesivo, observaram o comprimento da fossa de erosão ($L = X_3 - X_1$), afirmando que este comprimento é recíproco à área de desenvolvimento da turbulência do ressalto hidráulico.

Em um estudo sobre uma bacia de dissipação plana, Borja (2012) utilizou a fórmula (2.42) para indicar a energia do fluxo do jato que incide sobre o colchão d'água, quando emitido por um vertedouro salto esquí. Ainda, conforme o autor, as dimensões das alturas conjugadas podem ser utilizadas para a estimativa do comprimento de fossas de erosão, que está relacionado com o fenômeno do ressalto hidráulico afogado, e assim o comprimento da fossa de erosão pode ser expresso no formato das fórmulas usualmente empregadas para a determinação do comprimento do ressalto em uma bacia de dissipação com fundo plano, como a aplicação da fórmula de Smetana (1933) para o ressalto clássico.

As equações elaboradas por Marques et al. (1997) relacionam as características macroturbulentas, de recirculação, observáveis no ressalto hidráulico, e condizem com a estrutura da fórmula de Smetana (1933). Assim, a partir das características de distribuição de probabilidades das flutuações de pressão, longitudinalmente ao ressalto, Marques et al. (1997) definiram as fórmulas (2.43) e (2.44), respectivamente ao:

- a) comprimento do fluxo de fundo do ressalto (L_d), que vai até seu descolamento do fundo, quando a assimetria indica uma passagem da prevalência de extremos positivos de pressão (na região inicial do ressalto) para a prevalência de extremos negativos de pressão; e ao
- b) comprimento da região do rolo do ressalto hidráulico (L_r), que compreende a região em que "o escoamento descola do fundo e tende a encontrar a altura total do escoamento (fim do rolo)", ou seja, até que a assimetria negativa tenha seu pico, indicando o local onde emerge o fluxo.

$$L_d = 4 \cdot (y_l - y_r) \quad (2.43)$$

$$L_r = 6 \cdot (y_l - y_r) \quad (2.44)$$

Onde:

L_d = comprimento do fluxo de fundo do ressalto [m];

L_r = comprimento de recirculação superficial do ressalto [m].

2.4.2 Parâmetros hidráulicos relativos à dissipação de energia

No caso de haver um maciço fraturado, as fissuras da rocha estão quase sempre preenchidas por um material que é gradualmente lavado pela turbulência da água e, então, com as juntas abertas, a propagação das ondas de pressão para o interior das juntas leva os blocos de rocha a se desagregarem do maciço (LENCASTRE, 1984). Segundo Yuditskii (1963), esses blocos são arrastados pela corrente e podem se acumular logo após o buraco escavado (fossa), formando uma "barra" a jusante (h_{barra}), conforme ilustrada na Figura 2.10. Segundo o autor, o volume da barra vai depender da quantidade de material transportado, enquanto a forma e a altura dependem das dimensões do material e das características do escoamento. O processo específico de como a barra é originada, enfatizando a sua reprodução em modelo, será visto no item 2.5.2.

Em modelagem física reduzida, deve ser dada atenção à possível formação de barra em protótipo pois, dependendo das condições topográficas locais, a existência da barra pode elevar o nível d'água da fossa. Se por um lado esta elevação do nível d'água é favorável para a dissipação da energia do jato mergulhante, há também consequências desfavoráveis, tais como a redução na geração de energia pela diminuição da carga do reservatório em relação a jusante, além de interferências nas estruturas próximas (BRIGHETTI, 2004). Conforme este autor, o efeito da barra é mais preocupante quando o vale é estreito, potencializando o efeito da barra, que pode fazer a água ser represada por vários metros de altura. Assim, a cota da concha de lançamento deve ser projetada com uma elevação segura para não sofrer afogamento.

A prática de modelagens em que se tem preocupação no detalhamento da barra têm contribuído para se ter um melhor entendimento dessa importante condição, que somente pode ser negligenciada assumindo efeitos favoráveis à segurança. Ou seja, considerar a inexistência de barra quando ela se configura, ou sua existência quando ela não se faria presente, pode ocasionar estimativas para cenários diferentes do padrão de dissipação de energia que realmente ocorreria no interior da fossa. As metodologias gerais para estimativa da profundidade da fossa, como serão vistas no item 2.6.1, consideram implicitamente o tamanho da barra (h_{barra}), já que essas metodologias dependem do diâmetro médio do material (d) ensaiado.

2.4.3 Fases do processo de evolução da fossa

A evolução da fossa de erosão está centrada em um processo de aumento de sua profundidade em função do logaritmo do tempo (LENCASTRE, 1984). Este comportamento foi demonstrando pelo autor através da realização de ensaios com materiais de leito granulares, com variação de tamanho até aproximadamente 5cm. De seus ensaios, concluiu que o avanço da profundidade da fossa (f), em si, não possui relação dependente com o tamanho do material de leito utilizado. De modo geral, a **evolução da fossa** pode ser distinguida em quatro fases, de acordo com Hoffmans e Verheif (1997), processo que também foi observado por Fang (2010):

- a) **fase inicial:** nesta fase a erosão é mais rápida, e o fluxo é capaz de transportar em suspensão blocos de rocha que se desprendem do leito, sendo depositados a jusante;
- b) **fase de desenvolvimento:** quando se chega nesta fase, o aumento da profundidade da fossa, conjuntamente com seu comprimento, é mais proporcional, mas a ação direta do jato sobre o leito ainda é bastante enérgica, fazendo o volume erodido da fossa ainda progredir bastante;
- c) **fase de estabilização:** a taxa de aumento do volume da fossa se torna mais baixa, mas, apesar da capacidade de erosão do fundo começar a diminuir, ainda ocorre gradativa erosão a jusante, o que aumenta o comprimento da fossa;
- d) **fase de equilíbrio:** a fossa encontra-se nesta fase quando, para uma dada condição de vazão vertida, estabilizam-se as dimensões da fossa, em virtude das tensões cisalhantes próximas ao fundo decaírem ao ponto de não serem mais aptas a carrear sedimentos para fora da fossa.

Em ensaios de monitoramento quantitativo da evolução da **profundidade da fossa** (f), Cid Solé (2004) apresentou um gráfico (Figura 2.12) que mostra a variação de f em função do logaritmo do tempo (t). Então, o autor distinguiu as fases do processo de **evolução da profundidade** em si, ou seja, sem considerar qualitativamente o aumento geral da fossa, como foi visto nas alíneas anteriores. Sendo assim, as fases de variação da profundidade da fossa (f) seriam:

- a) **fase ativa:** aumento muito rápido da profundidade da fossa;
- b) **fase de instabilidade:** a taxa de aumento da profundidade decai;
- c) **fase de equilíbrio:** a profundidade oscila em torno de uma profundidade média.

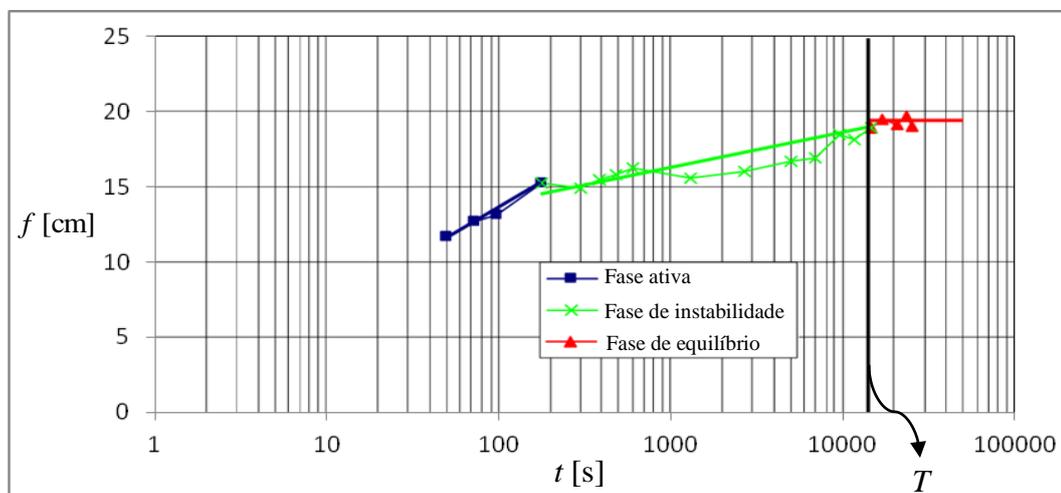


Figura 2.12: fases da evolução temporal da profundidade da fossa (CID SOLÉ, 2004)

Ao assumirmos as duas classificações vistas, em sentido amplo, temos que a **fase de instabilidade da profundidade** ocorre simultaneamente à **fase de estabilização da fossa**, o que pode causar certa confusão. Nesta fase, em sentido amplo, ocorre certa instabilidade da profundidade (f), a qual pode ter seu valor aumentado ou diminuído com o passar do tempo (Figura 2.12). Isto ocorre devido ao colapso sucessivo dos taludes da fossa que, desta forma, causa uma deposição de material no fundo, o que regride momentaneamente o processo de aumento da profundidade.

Finalmente, após a estabilização dos taludes da fossa, a mesma encontra um valor de equilíbrio entre a erosão e a deposição de sedimentos, o que caracteriza, para uma dada condição de vazão vertida, o valor da profundidade de equilíbrio da fossa (D). O tempo decorrido até o início desta fase é denominado tempo de equilíbrio (T), e o comprimento geométrico da fossa, nesta fase, é o denominado comprimento de equilíbrio (L), o qual será visto no item 2.4.4 seguinte. Posteriormente, no tópico 2.6, separado, serão vistos os complexos estudos de previsão do valor da profundidade de equilíbrio da fossa (D).

Com relação ao tempo de equilíbrio (T), Borja (2012) analisou a profundidade da fossa (D) em função do tempo, concluindo que a previsão do tempo de equilíbrio (T) é de enorme dificuldade, sobretudo na fase de projeto, quando não se dispõem de dados dos avanços iniciais da profundidade no protótipo a ser analisado. Além disso, o autor menciona o agravante de haver grande variabilidade na bibliografia para a determinação da própria profundidade de equilíbrio (D) da fossa, reforçando a ideia de incerteza que condiciona a previsão do tempo de equilíbrio (T) da fossa.

2.4.4 Relações de equilíbrio da fossa

Como já mencionado no presente tópico (2.4), o estudo sobre a profundidade de escavação do jato (D) é crucial para que as demais dimensões geométricas da fossa sejam passíveis de uma análise mais genérica. Desta maneira, enquanto o fenômeno erosivo de jatos sobre leitos rochosos será tratado no tópico 2.5, posterior a este, os métodos de previsão da profundidade de equilíbrio de fossas de erosão (D), sobre leitos rochosos, serão descritos no tópico 2.6, subsequente.

Dada a ressalva acima, sobre a importância do cálculo da profundidade da fossa (D), em geral, as outras dimensões da geometria da fossa ainda foram pouco estudadas, portanto, no presente item aborda-se o comprimento longitudinal de fossas de erosão (L), bem como outros parâmetros relacionados, indicando os possíveis riscos envolvidos na progressão horizontal da erosão. Para outros parâmetros relacionados, como a inclinação dos taludes da fossa, métodos que levam em consideração o comprimento da fossa de erosão (L) ainda são escassos na bibliografia.

O conhecimento das inclinações dos taludes submersos da fossa vem a contribuir para o entendimento dos processos erosivos, pois são parâmetros que ligam, de modo intrínseco, a profundidade da fossa (D) ao comprimento da fossa (L). Segundo Taraimovich (1980³⁹ apud LENCASTRE, 1984), a relação entre os ângulos de inclinação dos taludes da fossa de erosão de montante (i_m) e de jusante (i_j) podem ser obtidos em função do ângulo de lançamento (θ_1), conforme a Figura 2.13.

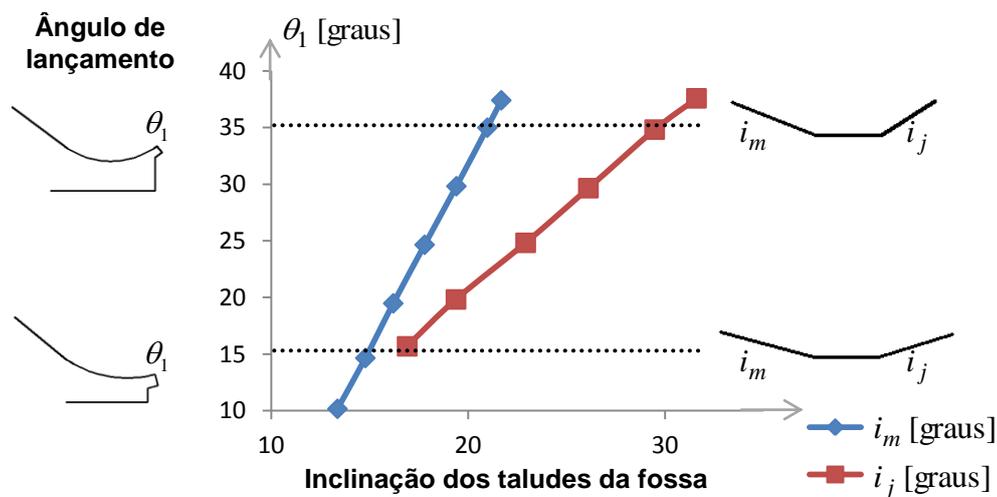


Figura 2.13: inclinação dos taludes da fossa para diferentes ângulos de lançamento (adaptado de TARAIMOVICH, 1980 apud LENCASTRE, 1984)

Conforme descrito no item (2.4.3) anterior, os autores Hoffmans e Verheif (1997) verificaram que, após a diminuição da capacidade de erosão do fundo, a erosão em direção a jusante é mantida, vindo a aumentar o comprimento da fossa. Em termos de dissipação de energia, o comprimento de equilíbrio (L) da fossa pode ser considerado equivalente ao comprimento de dissipação de um ressalto hidráulico afogado. Neste aspecto teórico, Liu (2005) propôs um

³⁹ TARAIMOVICH, I. I. Calculation of local scour of rock foundations by high-velocity flows. **Hydrotechnical Construction**, Nº 8, Aug. 1980.

método para a obtenção da profundidade de equilíbrio (D) com base no pressuposto de ocorrência de um ressalto afogado sobre rampa inclinada, ascendente, qual seja o talude de jusante. No entanto, o autor deixou em aberto uma estimativa para o comprimento da fossa (L) que incluísse a região de montante do impacto do jato, a qual importa para a verificação de erosão regressiva no talude de montante.

Em uma análise de risco para **vertedouros de jato em queda livre**, Li et al. (2012) procedeu com uma análise de probabilidade de ocorrência de erosão regressiva em direção do pé do vertedouro, que pode interferir na fundação da barragem. Então, para verificar a estabilidade da fundação referente à possibilidade de erosão nas proximidades, esses autores utilizaram o coeficiente de Wang (1981), dado por: $C_{Wg} = X_2/D$; onde D é a máxima profundidade da fossa em relação ao leito do rio; e X_2 é a distância da máxima profundidade em relação à fundação (Figura 2.10). Conforme os autores citados, o coeficiente C_{Wg} deve ser maior que aproximadamente 3-4, para garantir a segurança de vertedouros de jato em queda livre.

Se tratando da progressão da fossa para jusante, Borja et al. (2013), em estudo sobre **vertedouro salto esquí**, afirmam que este processo é mais instável, e mais lento, do que a progressão para montante. Os autores explicam que o talude de montante é formado em virtude das descargas com menor vazão e seus comprimentos de jato variáveis, que moldam este talude submerso de modo direto. Isto ocorre anteriormente à ação da macroturbulência no interior da fossa, a qual atua gradualmente segundo a atuação de fluxos preferenciais, e possui maior energia na região de jusante ao impacto do jato.

Para verificar a estabilidade da evolução da fossa, cabe o monitoramento da extensão L atingida pela fossa, de acordo com a condição de vazão escoada pelo vertedouro (BORJA et al., 2013). Segundo estes autores, para acomodar com segurança os processos erosivos, em pré-escavação de fossas, deve-se aplicar inclinações menores (de i_m e i_j) para uma dada profundidade D de projeto, a fim de que a extensão L seja estimada à favor da segurança, retardando ou impedindo que os processos erosivos ocorram de modo descontrolado.

Nesta mesma linha de estudo, Magela (2015) apresentou uma solução que foi proposta para a UHE de Kariba (Zambia/Zimbawe), consistindo em um apartamento (corte) do talude de jusante, de maneira que se evitasse o confinamento do jato no interior da fossa, o que viria,

possivelmente, aumentar a profundidade da fossa para níveis que colocariam em risco a fundação da barragem. Neste âmbito, o autor também cita as estimativas dos trabalhos de Noret et al. (2012⁴⁰) e Bollaert et al. (2012⁴¹), que sugerem alta correlação entre a profundidade da fossa e o seu comprimento.

É importante ressaltar que a dimensão do comprimento de equilíbrio (L), assim como as outras dimensões da fossa, podem variar dependendo do tipo de modelagem proposta. A partir de uma vastidão de ensaios em leitos granulares, com formação de barra, Pagliara et al. (2008), complementados por Pagliara et al. (2010), distinguiram o comportamento espacial de geometrias de fossas de erosão com respeito a variabilidade de suas grandezas físicas.

Esses autores concluíram que, para as fossas com barra a jusante, quando a largura da fossa (W) foi maior que 3 vezes a largura do diâmetro do bocal de lançamento do jato (B), as fossas resultaram com formato tipo cilíndrico (bidimensional), em que o fluxo principal não contorna a barra. Então, em analogia à largura da calha do vertedouro (w), esta condição é satisfeita para $W/w > 3$. Já nos casos de bacia estreita, ou $W/w < 1,5$, nesta notação, as fossas se aproximaram do formato elipsóide (tridimensional), que possui comprimento e profundidade (L e D) extremados, ou seja, maiores do que para a condição bidimensional (PAGLIARA et al., 2008). Estudos nesse sentido ajudam a entender como seriam as variações da fossa de erosão em protótipo, de acordo com as condições hidráulicas de confinamento.

⁴⁰ NORET, C., GIRARD, J-C., MUNODAWAFA, M. C., MAZVIDZA, D. Z. Kariba Dam on Zambezi River: Stabilizing the Natural Plunge Pool. **ICSE6**, Paris, August (2012).

⁴¹ BOLLAERT, E. F. R. MUNODAWAFA, M.C., MAZVIDZA, D. Z. Kariba Dam Plunge Pool Scour: quasi-3D Numerical Predictions. **ICSE6**, Paris, August (2012).

2.5 PECULIARIDADES DA MODELAGEM FÍSICA DE LEITOS ROCHOSOS

O fenômeno de desagregação e transporte do material erodido de fossas de erosão é bastante complexo, exigindo do cientista uma compreensão de seus principais mecanismos de funcionamento. No presente tópico (2.5) será tratado do desgaste do material presente no leito através do processo turbilhonar, fenômeno este que ocorre na natureza e é capaz de desgastar a rocha por abrasão, sendo perceptível em grandes intervalos de tempo.

A interação de processos hidráulicos e geotécnicos, em maiores escalas, não são absolutamente perceptíveis e intuitivos para a razão humana, por isso, seu entendimento exige base teórica e empírica que fundamentem a elaboração de modelos pelo cientista. A finalidade destes estudos é a correta descrição do fenômeno, possibilitando o projeto de obras que estejam condicionadas a tal fenômeno natural, de maneira antrópica, na escala almejada.

São tratadas, no presente tópico, das peculiaridades da simulação de leito rochoso em modelagens, conforme a experiência trazida pela bibliografia. Desta forma, serão relacionados aspectos da geometria da fossa de ocorrência em protótipo, visando a mitigação de possíveis deformações na correspondência com modelagens físicas, as quais possuem características inerentes e atreladas ao material de leito utilizado na simulação, disposto de forma homogênea, com ou sem ligante coesivo. Nos tópicos 2.6 e 2.7, posteriores a este tópico (2.5), o assunto sobre a erosão causada pelo jato será aprofundado, enfatizando respectivamente:

- a) **a capacidade erosiva do jato**, que incide sobre uma área do leito com características geomecânicas específicas;
- b) **as forças hidrodinâmicas capazes de arrancar um bloco de rocha isolado de sua matriz**, a partir da abertura de fissuras.

2.5.1 Processo de degradação do material desprendido do fundo

Muitos experimentos com a utilização de leito granular não simulam corretamente a formação da barra a jusante, de acordo com o que ocorreria em protótipo. No caso de modelos, os grãos de brita são movidos pela ação do escoamento, uns contra os outros, o que ocorreria a degradação do material se tratado em escala de protótipo, onde a dimensão do material é muitas vezes maior, como também são maiores as velocidades de impacto do jato sobre o

fundo. Rajaratnam (1981) retratou o efeito dos vórtices causados pela potência do jato, e a movimentação do material em torno de vórtices que, ora se formam a jusante, ora a montante do impacto do jato (Figura 2.14). Conforme o autor é muito difícil estimar o perfil geométrico dinâmico, com leito granular, pois, ao cessar o fluxo do jato, parte do material volta a sedimentar no buraco formado (fossa).

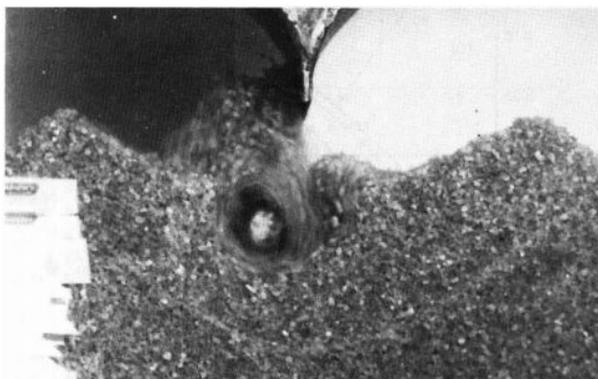


Figura 2.14: vórtice movimentando o material do leito durante um ensaio de verificação da geometria da fossa; note que a inércia do material presente no vórtice faz com que o mesmo se fricção com o material presente no leito (RAJARATNAM, 1981)

De acordo com observações de Quevedo (2017), que realizou ensaios sobre vertedouro salto esqui utilizando leito granular, no local de impacto do jato inclinado com o fundo se formam dois vórtices principais (com eixo de rotação perpendicular ao eixo longitudinal do canal). No sentido do vórtice de montante, apenas causa a lavagem dos grãos de menor dimensão, deixando os grãos maiores; enquanto que o vórtice no sentido de jusante é capaz de arrastar os grãos de maior dimensão talude acima, mas estes grãos voltam a sedimentar para o interior da fossa em um processo de constante movimentação.

Conforme Elston (1917), na natureza, o processo erosivo sobre superfícies rochosas pode ocorrer através da abrasão de fragmentos presentes no escoamento. Esse rolamento de material sobre o fundo pode ser ocasionado por um vórtice preferencial, de acordo com a geometria do leito. Segundo o autor, as depressões formadas neste processo possuem um formato padrão, circular, podendo ser ocasionadas por diversos modos, como a abrasão frequente por sedimentos aprisionados em leito de rios, por gelo, ou até mesmo por cristais de sal. O termo mais amplo para essa erosão localizada é “pothole”, ou chamado “remolino” (palavra de origem espanhola). De acordo com Souto (1923), o termo português para o resultado desse tipo de erosão, advém da tradição inglesa em chamar “marmita de gigante”, agora simplesmente denominado “marmita”.

Para caracterizar esse tipo de processo erosivo, os termos mais comumente empregados são “erosão turbilhonar”⁴² e “evorsão”⁴³. Ainda, na desambiguação de conceitos, Waldherr et al. (2017) explicam que as marmitas não devem ser confundidas com os “tanques naturais”, de ocorrência no Nordeste Brasileiro, sendo estes últimos derivados de um processo de corrosão química.

A classificação proposta por Elston (1917), para distinção entre os **tipos de marmitas**, pode ser vista a seguir, de acordo com o **processo abrasivo**:

- a) ***Moulin Potholes*** (ou *Glacial Potholes*): diferente dos *Glacial Moulins*, que são caminhos verticais abertos na própria geleira que se movimenta, o tipo de erosão frisado aqui (Figura 2.15) se origina de uma fissura na rocha, a qual permite a percolação da água conjuntamente com pedaços de gelo e outros sedimentos, causando uma erosão que progride com o alargamento da junta, formando uma espécie de ralo;



Figura 2.15: Fotos de Glacial Potholes.

- a) Finlândia - formação na última era do gelo e atualmente preenchido com e lama e matéria orgânica. Fonte: Matias Takala, <<http://epod.usra.edu/blog/2013/10/glacial-potholes-in-finland.html>>.
 b) Interstate State Park in Taylor's Falls, Minnesota, EUA. Fonte: <<http://wanderingkevin.com/mn/rock-formations/interstate-state-park>>.

- b) ***Plunge Pools***: ocorre geralmente ao pé de quedas d'água, onde a velocidade do fluxo possui intensa energia, capaz de movimentar as rochas junto ao fundo causando o esmerilhamento do próprio sedimento conjuntamente com o alargamento dos buracos formados (Figura 2.16);

⁴² HENRIQUES, M. V.; NETO, C. Caracterização Geo-Ecológica dos Sistemas de Cordões Dunares da Estremadura. In: **Finisterra**, XXXVII, 74, 2002, pp. 5-31.

⁴³ OLIVEIRA, M. C. T. Processos erosivos e preservação de áreas de risco de erosão por voçorocas. In: **Erosão e Conservação dos Solos**. Rio de Janeiro: Bertrand Brasil, 57-99, 1999.



Figura 2.16: Cascata de Vale d'égua, Préstimo - Águeda. Fonte: João Paulo Coutinho, em: <<http://mapio.net/pic/p-34958142/>>.

- c) **Normal Potholes**: erosão típica sobre leitos rochosos (Figura 2.17) por onde passa uma corrente bastante enérgica, sendo mais relevantes os desgastes sofridos na direção do próprio escoamento (este tipo de erosão pode evoluir para *Plunge Pool*);



Figura 2.17: Marmita no leito do Ribeiro de Penedo. Fonte: <<http://www.dct.uminho.pt/pnpg/trilhos/pitoe/paragem6/marmitas.html>>

- d) **Cupholes**: são buracos formados em superfícies rochosas bastante inclinadas, por onde passa uma lâmina d'água carregada de sedimentos finos, como silte e areia, causando depressões circulares com formato transversal em V, e não passando normalmente de 12cm de diâmetro (Figura 2.18).

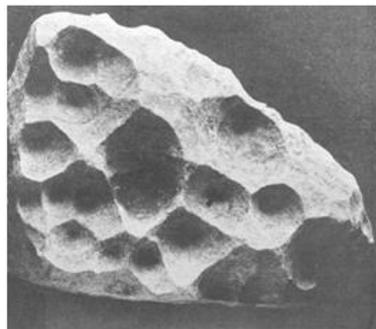


Figura 2.18: rocha calcárea de Valcour Island erodida por cupholes (ELSTON, 1917)

Conforme visto, o termo “Plunge Pool” está relacionado ao impacto de jatos d’água sobre o leito do rio, notadamente quedas naturais, sendo o processo de formação de marmitas ocasionado pelo constante suprimento de material grosseiro advindo de montante. Admitindo que este fenômeno ocorra de modo parecido no caso de um vertedouro salto esquí, que é uma obra hidráulica para a dissipação de energia diretamente sobre o leito do rio, no próximo item (2.5.2) serão feitas algumas considerações, com apoio de pesquisadores da área geotécnica, sobre como a barra é originada a jusante da fossa de erosão, possibilitando sua estipulação adequada em modelos que se propõem representar a realidade dos protótipos.

2.5.2 Processo de formação da barra

Conforme disposto no item (2.5.1) anterior, é indutivo que, no estágio inicial da fossa de erosão a jusante de vertedouros, seja provocado o arrastamento de enormes blocos de rocha, gerando a barra, que teve seus efeitos hidráulicos descritos no item 2.4.2. Contudo, em estágios avançados, de equilíbrio da fossa, o processo de escavação do fundo se assemelha à formação de marmitas, através da erosão turbilhonar abrasiva. Nesta outra etapa, a barra depositada a jusante não teria mais o acréscimo de sua dimensão, pois os materiais finos decorrentes da abrasão seriam levados em suspensão para jusante do rio.

Assim sendo, a pré-escavação da fossa se torna essencial quando se almeja evitar a formação da barra, que se deposita logo a jusante da fossa ao iniciar do processo. Contudo, no decorrer do processo de **evolução da fossa**, como descrito no item 2.4.3, seu comprimento tende a aumentar gradativamente para jusante, o que gera instabilidade e provoca colapsos sucessivos do talude de jusante. Isto faz retornar para dentro da fossa o material outrora depositado logo a jusante. Esta é uma possível causa de grande parte das UHEs, em avançado estágio da fossa, não demonstrarem barra significativa.

Akhmedov (1988⁴⁴ apud BRITO, 1991), em estudo empírico, descreveu as fases de **evolução da fossa** de modo parecido aos vistos no item 2.4.3, mas com enfoque geotécnico, descrevendo como ocorrem os processos, a saber: de desprendimento de blocos; da cominuição de blocos em fragmentos menores; e da abrasão causada pelo movimento desses

⁴⁴ AKHMEDOV, T. K. Calculation of the Depth of Scour in Rock Downstream of Spillway. In: **Water Power and Dam Construction**, Dec/1988.

fragmentos no interior da fossa. A seguir são descritas as fases de evolução da fossa com base na visão geotécnica dos autores citados:

- a) **prevalência no desprendimento de blocos:** nesta fase, o jato impacta diretamente sobre o leito, abrindo fissuras e causando o arrancamento de blocos do maciço, que são arrastados para jusante gerando uma barra, a qual pode ser evitada com uma pré-escavação da fossa;
- b) **desprendimento de blocos e abrasão do material:** nesta fase mista, ocorre a movimentação de blocos no interior da fossa, que se chocam com as paredes da fossa e entre si, causando intensa fragmentação e abrasão;
- c) **prevalência de abrasão:** nesta fase, o jato encontra-se bastante difundido no colchão d'água, sendo ainda capaz de movimentar, no interior da fossa, fragmentos pequenos que se tornam cada vez menores até serem removidos da fossa, mas incapazes de gerar uma barra.

Além do desgaste abrasivo das paredes da fossa, bem como do próprio material solto e se movimentando junto ao fundo, Whipple (2004⁴⁵ apud LIMA, 2009) ainda distingue o processo abrasivo em macroabrasão (*macro-abrasion*) e microabrasão (*wear*), levando em conta outros aspectos da hidráulica de fundo móvel. Desta forma, conforme o autor, macroabrasão refere-se ao lascamento e à fragmentação de blocos presentes no leito devido ao impacto do material em saltação, enquanto que a microabrasão refere-se ao desgaste efetuado grão-a-grão pelo material de menor dimensão que é agitado e colocado em suspensão.

Em estudos recentes de simulação da fossa de erosão em modelo utilizando leito granular (areia), sendo o leito de protótipo em arenito, Andriolo e Oliveira (2015) perceberam, assim como Yamakawa et al. (2013⁴⁶), que as dunas (barras) resultantes em seu modelo muito dificilmente se reproduziriam em protótipo, pois a maior parte do material produzido pela erosão do arenito seria uma areia muito fina, que seria levada em suspensão pelo escoamento. Assim, para simular as características do processo erosivo no arenito, Andriolo e Oliveira (2015) utilizaram material granular capaz de resistir a velocidades de 2m/s, sendo este material erodido retirado durante o ensaio para impedir a formação de barra.

Nos itens 2.5.3 e 2.5.4, seguintes, serão vistas algumas considerações paradigmáticas sobre a modelagem física de fossas de erosão, dados os potenciais avanços científicos tendo como

⁴⁵ WHIPPLE, K. X. Bedrock rivers and the geomorphology of active orogens. In: **Annu. Rev. Earth Planet. Sci.**, v.32, p. 151-185, 2004.

⁴⁶ YAMAKAWA, F. H. S., TERABE, F. R., OTA, J. J., GIRARDI, G. M. Avaliação da erosão a jusante da bacia de dissipação por ressalto hidráulico em modelo reduzido. **XX Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos**, 2013.

bases de análise, respectivamente, leito não coesivo (granular) e leito coesivo. Conforme Pinto (1994), existem muitos estudos sobre ensaios em fundo móvel, simulando-se os aspectos qualitativos da fossa de erosão através do uso de material não coesivo. No entanto, esse autor alerta sobre o modo diferenciado de resposta da formação da fossa no caso da existência de maciços rochosos.

2.5.3 Considerações sobre utilização de leito granular

Ghodsian, Mehraein e Ranjbar (2012) simularam diversas relações de distribuição granulométrica (k), definida pela fórmula (2.45), em ensaios de fossas de erosão com material granular (fundo móvel). Em seus ensaios, os autores compararam duas relações de número de Froude do grão: utilizando tanto o parâmetro d_{50} (2.46) quanto o parâmetro d_{90} (2.47), vistas abaixo.

$$k = \sqrt{d_{84}/d_{16}} \quad (2.45)$$

$$F_{d_{50}} = V / \sqrt{g \cdot d_{50} \cdot (\rho_s / \rho - 1)} \quad (2.46)$$

$$F_{d_{90}} = V / \sqrt{g \cdot d_{90} \cdot (\rho_s / \rho - 1)} \quad (2.47)$$

Na análise dos autores citados, os mesmos dispuseram as principais dimensões das fossas resultantes, quais sejam: a largura (W), o comprimento (L), a profundidade (D), e a altura da barra (h_{barra}), em função de $F_{d_{50}}$ e $F_{d_{90}}$. Então, foi possível concluir (Figura 2.19 – resultado para a profundidade) que o diâmetro d_{50} não foi adequado para representar as diversas distribuições granulométricas (k) simultaneamente, ou seja, que, por exemplo, resultasse na mesma relação D/y_3 , independente de k . Já a utilização do d_{90} apresentou resultados mais equânimes, independente do tipo de distribuição granulométrica (k) utilizada (no caso estudado pelos autores: $0,3 < d_{grão} < 6,0\text{mm}$).

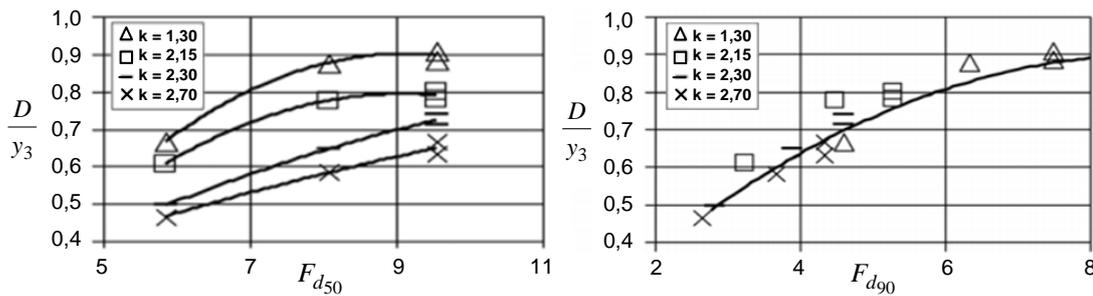


Figura 2.19: relação da profundidade da fossa de erosão com a altura da lâmina d'água a jusante, em função do número de Froude do grão utilizando: (a) d_{50} e (b) d_{90} (GHODSIAN, MEHRAEIN & RANJBAR, 2012)

Já Quevedo (2017) realizou um experimento em que analisou a formação e o desenvolvimento da barra a jusante de um vertedouro salto esqui. O material de leito utilizado foi de granulometria bastante variada, sendo analisado o volume erodido da fossa em função do assoreamento gradativo do canal a jusante da fossa, isto é, com o alongamento da barra. Então, a partir da verificação da granulometria do sedimento final depositado sobre a barra, o autor concluiu que é atingida uma condição de equilíbrio entre a altura da barra e a lâmina d'água sobre ela para o diâmetro que coincide com a condição de início de movimento de Shields. No método aplicado pelo autor, verificou-se que o diâmetro do material depositado a ser utilizado como parâmetro está na faixa d_{85} até d_{90} , ou seja, está intimamente correlacionado aos maiores grãos.

Com relação à interferência da geometria da fossa de erosão na configuração do escoamento, Lopardo (2018) relata que, em termos práticos, se tem demonstrado que a rugosidade do material de fundo é geralmente pequena em relação ao formato da fossa, e, portanto, insignificante em comparação com a influência gerada por espigões ou obras similares próximas da fossa de erosão. Porém, alertam Lopardo et al. (2016) que, em geral, embora não haja formação de dunas no protótipo (do material desagregado), a diminuição da escala de comprimento pode levar ao modelo reduzido produzir essas formas de fundo, aumentando a rugosidade do leito. Por isso, segundo estes autores, há um diâmetro mínimo (d_{\min}) da curva granulométrica que deve satisfazer uma condição que garanta a impossibilidade de formação de rugas sobre o leito do modelo, sugerida na fórmula (2.48):

$$d_{\min} > D^{*\frac{1}{3}}, \text{ sendo: } D^* = d \cdot \left[\frac{g \cdot (s-1)}{v^2} \right]^{1/3} \quad (2.48)$$

Onde:

d = diâmetro médio do material [m];

s = densidade do material em relação à massa específica da água [-], dada por $s = \rho_s / \rho$;

ν = viscosidade cinemática da água [$1,01 \times 10^{-6}$ m²/s];

ρ = massa específica da água [998,2 kg/m³].

2.5.4 Considerações sobre utilização de leito coesivo

Sabendo da validade de aplicação de métodos como o de Quevedo (2017), visto anteriormente (item 2.5.3), então no caso da aplicação para fossas de leitos rochosos é interessante a análise do material quanto às suas famílias de juntas, bem como o processo hidráulico de cominuição de blocos, a fim de se estimar a granulometria dos maiores blocos que se depositarão sobre a barra. Este estudo poderia auxiliar no tamanho da brita utilizada em ensaios sobre leitos coesivos, de modo a corresponder mais objetivamente a métodos de estimativa da geometria da fossa de protótipo.

Visando simular características amplas de leitos rochosos, Aswegen et al. (2001⁴⁷), e depois Suppasri (2007⁴⁸), afirmam que as simulações de fossa de erosão em leito coesivo são mais realistas que para leitos granulares, não coesivos. Testando estes ditames, Heng et al. (2012) realizaram esses dois tipos de modelagens: uma com brita de tamanho médio de 25mm, estimando a dimensão entre as diaclases da rocha de protótipo (de 2 a 3 metros); e outra com leito composto pela relação de 1xCimento, 40xAreia, e 5xÁgua, com 48horas de cura antes de ensaiar.

Os resultados de comparação dos experimentos de Heng et al. (2012) podem ser vistos na Figura 2.20. Diante desse resultado, o autor mencionou que o ensaio utilizando leito granular apresentou geometria mais estendida, porém mais rasa, e, além do mais, uma formação de barra a jusante que impediu o maior desenvolvimento do processo de erosão, visto que o escoamento não foi possível de carrear o material de grande tamanho empregado. Por outro lado, o leito coesivo utilizado foi representativo das fórmulas de autores⁴⁹ como

⁴⁷ ASWEGEN, V. W. J.; DUNKLEY, E.; BLAKE, K. R. K. Plunge Pool Scour Reproduction in Physical Hydraulic Models. **Report of the Water Research Commission**, 2001.

⁴⁸ SUPPASRI, A. **Hydraulic performance of Nam Ngum 2 spillway**. Thesis (MD), Asian Institute of Technology, Thailand, 2007.

⁴⁹ formulação que será abordada no item 2.6.1 da presente tese.

Machado (1980) e SOFRELEC (1980), com relação a profundidade medida no modelo (variando em até 5%).

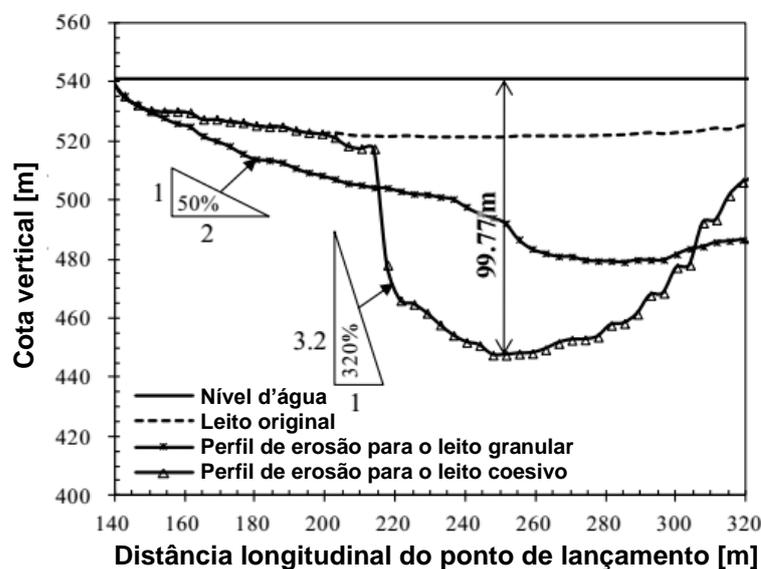


Figura 2.20: comparação de resultados de modelagens de fossa de erosão com leito granular e com leito coesivo - o protótipo ainda não havia sido inaugurado (HENG et al. 2012)

Considerando o que foi visto com relação aos estudos sobre modelagem física de leitos coesivos e não coesivos, pensa-se inviável uma proposta genérica considere o reconhecimento, via sondagem em protótipo, de alguma falha ou descontinuidade de camada do leito. Por isso, no caso de haver, no local designado para comportar a fossa de erosão, um leito com grande **heterogeneidades**, com diferentes tipos de materiais, ou a ocorrência de **anisotropias** fortes, com famílias de diaclases variáveis, por exemplo, Brito (1991) recomenda que estes locais sejam evitados, ou que ao menos seja projetada uma fossa pré-escavada que oriente a erosão.

2.6 EROSÃO DE MACIÇOS ROCHOSOS

Em estudos da área de agronomia, há muito já está consolidada⁵⁰ a diferenciação entre a “erosividade” e “erodibilidade”. A primeira dizendo respeito à capacidade erosiva da chuva, ou de um escoamento superficial por exemplo, e a segunda tratando da resistência do solo à erosão, considerando suas características de resistência. Na presente tese, estes conceitos serão tratados com o mesmo fundamento mencionado, sendo relacionados, respectivamente, pela potência do jato que incide sobre o leito (**erosividade**), e pela capacidade do material rochoso do leito em resistir à erosão (**erodibilidade**)⁵¹.

Para a caracterização do material de leito localizado na região de impacto do jato de um vertedouro, Brighetti (2004 apud FERREIRA, 2011) frisou que o reconhecimento geológico dessa região deve dar ênfase para dois aspectos principais, sendo eles: o grau de fraturamento da rocha e a resistência à compressão axial do material coletado. Este autor também dispôs, por outro lado, que para se controlar a potência do jato, caso haja problemas quanto à erosão, é possível a instalação de difusores na concha de lançamento, aumentando a área da seção de impacto do jato; ou, ainda, alterar o ângulo de lançamento do jato, deslocando o ponto de incidência do jato.

Em geral, os **métodos de estimativa da erosão** de maciços rochosos são abordagens amplas, ou seja, negligenciam algum parâmetro específico dentro do fenômeno, ou desprezam a variação nas características de algum dos parâmetros considerados. Segundo ponderação de Bollaert (2002):

A maioria das aplicações de engenharia não estão diretamente relacionadas com o comportamento do material da rocha em si, mas com a massa rochosa completa, incluindo implicitamente o tipo de material de rocha e suas diaclases.

Com relação a esses métodos amplos, o presente tópico (2.6) limita-se em descrever os principais enfoques dados pela bibliografia no que tange à estimativa da profundidade da fossa de erosão (D) que um jato d'água é capaz de escavar em um maciço rochoso.

⁵⁰ Trabalhos de autores como Woodruff (1948) e Dumas (1965), conforme Roose (1980).

WOODRUFF, C.M. Erosion in relation to rainfall, crop cover and slope on a greenhouse plot. In: **Soil Sci.** 12, p. 475, 1948.

DUMAS, J. Relation entre l'érodibilité des sols et leurs caractéristiques analytiques. In: **Cah. Orstom Sér. Pédol.** Vol. 3-4, pp. 307-333, 1965.

⁵¹ Consagrado com autores como Kirsten (1982) e Annandale (1995), conforme Dickenson e Baillie (1999). KIRSTEN, H. A. D. A classification system for excavation in natural materials. In: **The Civil Engineer in South Africa**, pp. 292-308, July, 1982.

ANNANDALE, G.W. 1995. Erodibility. **Journal of Hydraulic Research**, Vol. 33, No. 4, pp. 471-494.

Em sentido mais estrito, Bollaert (2002) menciona que o maciço rochoso combina uma série de propriedades dos materiais e descontinuidades que o formam, por isso, algumas das características de descontinuidade podem regular ou ser mais preponderantes em sua resistência à erosão. Neste aspecto, cabe o estudo das forças atuantes sobre um bloco de rocha isolado, como será visto no tópico (2.7) posterior a este. De acordo com Brito (1991), esse estudo da movimentação de blocos de rocha está bastante relacionado com o conhecimento das pressões atuantes sobre eles, mais especificamente, no estado de defasagem entre as pressões que ocorrem sobre a superfície do maciço e as que ocorrem dentro de suas juntas.

2.6.1 Estimativa segundo o agrupamento de fórmulas

Para a caracterização da fossa de erosão que ocorre a jusante de vertedouros, há um consenso na bibliografia de que a dimensão mais importante a ser definida é a profundidade de equilíbrio (D). Porém, as fórmulas dispostas na bibliografia, para a estimativa desta dimensão geométrica, possuem grande variabilidade, muito em virtude dos pesos ou importância que são atribuídos aos diferentes parâmetros considerados.

De forma a agrupar as fórmulas que possuíssem a mesma relação de parâmetros, Mason e Arumugam (1985) analisaram 31 fórmulas desenvolvidas para se estimar a profundidade de erosão (D), separando-as em diferentes grupos. Na presente tese, apenas será vista a fórmula (2.49), respectiva ao denominado **Grupo Geral**, que foi o grupo que possibilitou a melhor precisão entre os resultados dos autores citados e respectivos valores de protótipo:

$$D = K_{Ma} \cdot \frac{q^x \cdot H^y}{d^z} \quad (2.49)$$

Onde:

D = profundidade de equilíbrio da fossa [m];

q = vazão específica [m²/s];

H = desnível total entre montante e jusante [m];

d = diâmetro médio do material [m];

K_{Ma} = constante de Manson, que varia de acordo com a fórmula [unidade variável];

x, y, z = coeficientes de ajuste.

Ainda assim, a fórmula geral vista ainda não é consensual. Segundo Pinto (1996 apud FERREIRA, 2011), o formato da equação (2.49) foi justificado por seus autores através de simples regressão matemática, obtendo-se uma equação de homogeneidade dos dados experimentais, onde os coeficientes, vistos na Tabela 2.3, variam conforme o método que foi convertido. Na tabela mencionada, Ferreira (2011) incluiu também, no Grupo Geral, os coeficientes para Wu (1973 apud MAGELA, 1996), e para Pinto (1996).

Tabela 2.3: coeficientes atribuídos por Mason e Arumugam (1985) aos diferentes métodos de estimativa da profundidade de erosão

AUTOR	K_{Ma}	x	y	z	d
Schoklitsch	0,521	0,57	0,2000	0,3200	d90
Veronese (A)	0,202	0,54	0,2250	0,4200	dm
Veronese (B)	1,900	0,54	0,2250	0,0000	-
Damle (A)	0,652	0,50	0,5000	0,0000	-
Damle (B)	0,543	0,50	0,5000	0,0000	-
Damle (C)	0,362	0,50	0,5000	0,0000	-
Chee e Padivar	2,126	0,67	0,1800	0,0630	dm
Bizas e Tschopp	2,760	0,50	0,2500	1,0000	d90
Wu	1,180	0,51	0,2350	0,0000	-
Chee e Kung	1,663	0,60	0,2000	0,1000	dm
Martins (B)	1,500	0,60	0,1000	0,0000	-
Taraimovich	0,663	0,67	0,2500	0,0000	-
Machado (A)	1,350	0,50	0,3145	0,0645	d90
SOFRELEC	2,300	0,60	0,1000	0,0000	-
INCYTH	1,413	0,50	0,2500	0,0000	-
Pinto	1,200	0,54	0,2250	0,0000	-

Apesar de ser possível acrescentar autores no Grupo Geral no intuito de realizar testes sobre a ordem de grandeza dos resultados obtidos, em comparação com outras fórmulas do mesmo grupo, Pinto (1996), um dos autores presentes no Grupo Geral, mostra cautela para a regressão geral proposta por Mason e Arumugam (1985) devido ao fato dos expoentes

ajustados não possuem justificativa física aparente. Da mesma forma, constatou Pinto-Jr (2011):

A previsão da profundidade ideal da fossa de erosão à jusante de vertedouros é fundamental em obras de barragens. Estas são obtidas através de equações empíricas ou derivadas de modelos, onde na maioria dos casos são conservadoras, ou seja, a favor da segurança. Entretanto ocorrem previsões não conservadoras, prevendo assim uma profundidade menor que a necessária. Tal fragilidade das equações é evidente devido à desconsideração dos condicionantes geológicos e geotécnicos do problema.

Em uma sugestão para dar algum significado físico à fórmula (2.49), Brito (1991) indica que, se os parâmetros da equação respectivos ao diâmetro do material (d) e à constante g (aceleração da gravidade – sendo que esta pode estar explícita dependendo do autor), forem embutidos no coeficiente K_{Ma} , então este passa a ter uma conotação geomecânica, a qual será explorada por métodos que serão vistos nos itens (2.6.2 e 2.6.3) seguintes. Com relação a validade teórica da fórmula (2.49), Bormann e Julien (1991) apresentaram uma dedução explícita, sistemática, levando em consideração os fenômenos físicos envolvidos⁵². Contudo, é notório que o Grupo Geral em questão possui seu coeficiente K_{Ma} com formato dimensional indeterminado, o que é bastante prejudicial para fins de comparação entre estudos diversos, sejam de modelo ou baseados em dados de protótipo.

Diante do exposto, a aplicação do Grupo Geral pode ser uma solução para situações em que ainda não se dispõe de dados específicos sobre o maciço rochoso, podendo ser estabelecido como um critério de escolha dentre as diversas fórmulas presentes na bibliografia, como foi procedido por Talebi et al. (2004). Na proposta de trabalho destes autores, a metodologia de Mason e Arumugam (1985) foi aplicada de modo a possibilitar uma análise de sensibilidade sobre as condições experimentais do caso trabalhado. As fórmulas foram divididas, por Talebi et al. (2004), nos seguintes subgrupos:

- a) fórmulas do **Grupo Geral**, que não consideravam o tamanho do material (d);
- b) fórmulas do **Grupo Geral** que consideravam o tamanho do material (d);
- c) fórmulas que consideravam, como variável, a altura do nível d'água do rio na saída da fossa (y_3);
- d) fórmulas bastante simplificadas;

⁵² O estudo dos autores se focou no comprimento de difusão do jato, relacionando a profundidade 'D' das fórmulas do Grupo Geral com a distância vertical de uma rampa inclinada, submersa.

- e) fórmulas com relações que não se enquadram no ajuste de potência do **Grupo Geral**;
- f) fórmula de Thomas, que considera o parâmetro da velocidade de queda do diâmetro médio.

Então, foram reunidas as fórmulas que melhor coincidiram com o padrão de desenvolvimento da profundidade da fossa (D), resultante do experimento dos autores (Figura 2.21). Assim, os autores enquadraram seu caso específico na proposta ‘Machado-A’, que obteve resultado mais próximo do experimento e ainda continha o parâmetro do tamanho de grão ensaiado, para fins de realização da análises de sensibilidade deste parâmetro.

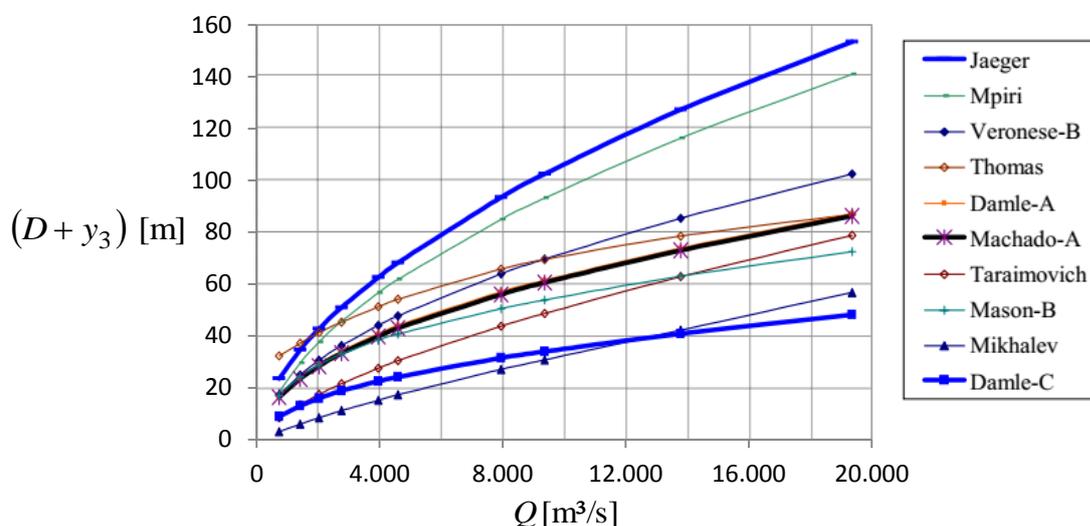


Figura 2.21: amostra de testes de verificação de fórmulas de previsão da profundidade de equilíbrio - Talebi et al. (2004) utilizaram 6 tipos ou grupos de formulações. *Cada uma das propostas deve ser buscada em bibliografia específica, citada pelo autor.

Conforme explicitado até aqui, as fórmulas pertencentes ao Grupo Geral, desenvolvidas por cada pesquisador para casos e condições específicas, ou, mesmo desenvolvidas através de regressão matemática levando em consideração vários casos, não são recomendadas para serem utilizadas de modo genérico, a fim de previsão da profundidade de erosão (D) para uma nova condição de projeto, por exemplo. O indicado é que se utilizem todas as fórmulas, tendo por base algumas condições de contorno que permitam adotar alguma das fórmulas como representante do processo de escavação da fossa para um caso específico.

Em uma verificação da fórmula (2.49) para os casos de alguns protótipos, Ferreira (2011) descreveu os resultados obtidos de profundidade da fossa em comparação com os valores observados em campo (Figura 2.22). As divergências foram justificadas pelo autor devido ao

comportamento da rocha de cada local ser diferente do comportamento esperado por cada uma das propostas (Tabela 2.3). Uma tabela com os dados qualitativos dos maciços rochosos respectivos aos protótipos em questão será vista no próximo item (2.6.2).

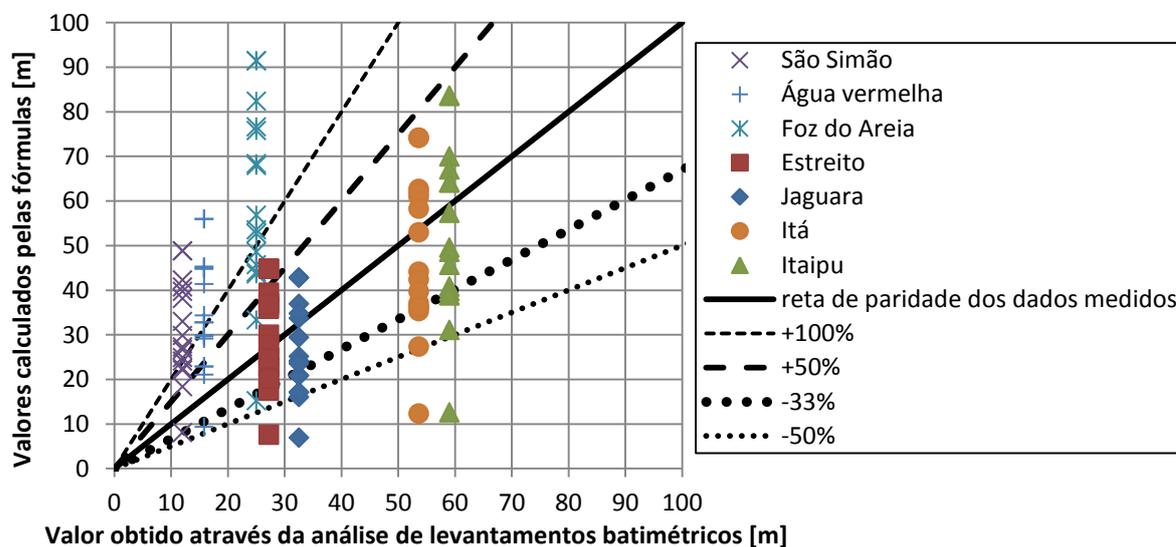


Figura 2.22: desvio percentual entre profundidade prevista e observada (adaptado de Ferreira, 2011)

Descrevendo o padrão de resultados obtidos, que encontra-se em uma faixa de variação para cada protótipo, Ferreira (2011) percebeu que os maiores valores de profundidade D estimados foram obtidos através da fórmula de Veronese (B), junto com mais algumas fórmulas de outros autores. Esse limite superior foi explicado pelo autor observando a proposta de Veronese (B), que tem como expectativa o pior caso possível, isto é, relativo a um maciço extremamente fraturado, ou um modelo ensaiado com leito de areia fina.

Em outro estudo, Borja (2012) comparou resultados calculados pela fórmula de Veronese (B) com dados de pressão obtidos em um modelo físico, considerando a trajetória a partir de incidência inclinada do jato sobre o colchão d'água. Desta forma, confirmou que a fórmula em questão é bastante conservadora, indicando a profundidade máxima que a energia cinética média do jato pode chegar.

Outros autores, como Yildiz e Üzücek (1996), explicam que para a determinação da profundidade máxima da fossa de erosão (D), parâmetros como o tempo de vertimento e o diâmetro do material de leito podem ser desconsiderados. Segundo estes autores citados, em consonância com a descrição do fenômeno visto no tópico 2.5, em escala de protótipos, os blocos de rocha são transformados em partículas cada vez menores devido à ação da

turbulência provocada pelo jato. Sendo assim, os autores afirmam que as características mais complexas, respectivas à erodibilidade de um leito de rio, ou rocha sã, como serão vistas no tópico 2.7 que precede este, teriam pouca influência na fase final do processo erosivo.

De acordo com os fundamentos vistos na bibliografia sobre a máxima profundidade capaz de ser erodida pelo jato, tem-se que a fórmula de Veronese (B), elaborada no ano de 1937⁵³ e recomendada por USA (1987) na forma convertida para unidade de comprimento em [pés], possui margem de segurança para ser considerada como um limiar de aplicação. Então, nesta recomendação geral para projetos, incluiu-se o parâmetro y_3 , visto abaixo, sendo a fórmula de Veronese (B), (2.50), com unidade de comprimento em [metros], disposta da seguinte forma:

$$D + y_3 = 1,90 \cdot q^{0,54} \cdot H^{0,225} \quad (2.50)$$

Onde:

D = profundidade de equilíbrio da fossa [m];

y_3 = altura do nível d'água do rio na saída da fossa [m], em relação ao leito do rio;

q = vazão específica [m²/s];

H = desnível total entre montante e jusante [m].

Conforme Canepa e Hager (2003), os estudos sobre fossas de erosão que consideram a profundidade de escavação da fossa (D), propriamente dita, somada à altura de água acima do leito do rio (y_3), são relativamente recentes. Então, os autores alertam que as abordagens no sentido da comparação entre fórmulas devem dar atenção à descrição do parâmetro que foi considerado em cada fórmula como, por exemplo (ver Figura 2.10): se foi considerada a profundidade escavada a partir do leito do rio (tratada aqui como D); ou a coluna de água sobre a fossa (tratada aqui como: $Y_D = D + y_3$); ou, ainda, o caminho inclinado percorrido pelo jato até impactar no fundo (L_D), como será visto adiante.

Anteriormente à recomendação de USA (1987), Coleman (1982⁵⁴ apud COLEMAN, WEI & LINDELL, 2004) já havia sugerido uma pertinente correção na fórmula de Veronese (1937), a

⁵³ VERONESE, A. **Erosion of a bed downstream from an outlet**, Colorado A & M College, Fort Collins, United States, 1937.

⁵⁴ COLEMAN, H. W. Prediction of Scour Depth from Free Falling Jets. **Proceedings**, of the ASCE Hydraulics Division Conference on Applying Research to Hydraulic Practice, Jackson, Ms, 1982.

fim de trazer maior economia para casos em que a incidência do jato é inclinada. Assim, o comprimento da trajetória do jato dentro do colchão d'água até o fundo (L_D), na proposta, é obtido pela equação (2.51). Então, a máxima profundidade que um jato é capaz de escavar, estimada pela fórmula de Veronese (1937), foi corrigida na forma da equação (2.52).

$$Y_D = L_D \cdot \text{sen}(\theta_0) \quad (2.51)$$

$$Y_D = 1,90 \cdot q^{0,54} \cdot H^{0,225} \cdot \text{sen}(\theta_0) \quad (2.52)$$

Onde:

L_D = caminho inclinado percorrido pelo jato mergulhante até impactar no fundo [m];

Y_D = profundidade do colchão d'água [m];

y_3 = altura do nível d'água do rio na saída da fossa [m], em relação ao leito do rio;

θ_0 = ângulo de incidência teórico do jato [rad], sobre o colchão d'água;

q = vazão específica [m²/s];

H = desnível total entre montante e jusante [m].

2.6.2 Coeficiente de erosividade sobre rochas

Nessa parte do tópico 2.6 apresenta-se o método de Xia-Yu-Chang (1988⁵⁵), que possui um parâmetro destinado a representar a qualidade do maciço rochoso. Uma boa descrição a respeito das peculiaridades de aplicação do método em questão foi disposta por Pinto (1996⁵⁶ apud FERREIRA, 2011), o qual também apresentou uma boa descrição sobre a geotecnia de maciços rochosos. Em uma verificação prática, Ferreira (2011) analisou o método de Xia-Yu-Chang (1988) para uma série de barragens brasileiras, comparando as características dos maciços observadas em campo. Nesta análise, o autor verificou que as características se enquadraram corretamente na representação qualitativa proposta pelo método.

⁵⁵ XIA-YU-CHANG A comprehension of the prototype observation results of high velocity flow in hydraulic structure in China. In: **7th IAHR-APD Congress**, Beijing, 1988, pp. 680-687.

⁵⁶ PINTO, N. L. S. Erosão em bacias de lançamento – aspectos hidráulicos e geotécnicos: Apresentação e conceituação geral sobre o tema. **Revista do Comitê Brasileiro de Grandes Barragens**. São Paulo, p. 1-11, 1996.

É importante frisar que o método de Xia-Yu-Chang (1988), apesar de ter como variável a qualidade de maciços rochosos, carece de uma base com detalhes significativos das características do maciço rochoso, o que pode levar a resultados que dependem da percepção ou experiência do engenheiro que utiliza o método. Em outras palavras, o método de Xia-Yu-Chang (1988), apesar de estar baseado em variáveis objetivas sobre o potencial de **erosividade** do jato, não está atrelado objetivamente à determinação da **erodibilidade** do material.

Conforme já introduzido nos parágrafos anteriores, na proposta de Xia-Yu-Chang (1988), o mesmo adotou um parâmetro que resume todas as características qualitativas da rocha em um único coeficiente (K_{Ch}). Assim, em uma equação (2.53) similar à de USA (1987), vista no item (2.6.1) anterior, o autor amarrou a variabilidade das características do maciço em três pontos de uma escala qualitativa (Tabela 2.4). Desta forma é possível que as características de protótipo estejam situadas dentro dos intervalos, o que vai depender da sensibilidade do projetista, ou de um critério mais objetivo adotado que esteja aliado à sistemática do método.

$$Y_D = K_{Ch} \cdot q^{1/2} \cdot H^{1/4} \quad (2.53)$$

Onde:

Y_D = profundidade do colchão d'água que impede a erosão do leito [m];

K_{Ch} = coeficiente relacionado à erodibilidade da rocha [$s^{1/2} \cdot m^{-1/4}$];

H = desnível total entre montante e jusante [m].

Tabela 2.4: fatores de degradação do material de leito, isto é, que facilitam a ação erodível do jato, segundo Xia-Yu-Chang (1988)

$K_{Ch} = 0,9$	rochas sólidas com fraturas e falhas pouco desenvolvidas
$K_{Ch} = 1,4$	rochas medianamente duras, com algum fraturamento
$K_{Ch} = 1,8$	rochas fracas muito fraturadas e com falhas frequentes

Como mencionado anteriormente, para a verificação da fórmula (2.53), Ferreira (2011), em uma análise reversa, aplicou os dados de profundidades de colchão d'água (Y_D) de alguns protótipos disponíveis através de levantamentos batimétricos de fossas de erosão. Com os dados das características de cada maciço rochoso presente nesses locais específicos, o autor

construiu a Tabela 2.5, na qual indica os coeficientes K_{Ch} calculados para cada um dos maciços. Como o autor observou, as descrições dos maciços rochosos foram condizentes com as descrições qualitativas de Xia-Yu-Chang (1988), vistas na Tabela 2.4.

Tabela 2.5: respectivos coeficientes K_{Ch} relativos à descrição do maciço, para os dados de profundidade da fossa - organizado por Ferreira (2011) em seu “Quadro 5”

UHE	q [m ² /s]	H [m]	Y_D [m]	K_{Ch}	Descrição do maciço
São Simão	80,5	69	12,0	0,46	Camadas quase horizontais de basalto intercaladas por brecha basáltica e/ou sedimentar.
Foz do Areia	125,3	128	25,0	0,66	Predominância de basaltos densos e, em menor volume, brecha.
Água Vermelha	74,9	54,3	15,8	0,67	Camadas subhorizontais de basalto denso intercaladas por brecha basáltica.
LCBC	49,2	62	27,2	1,38	Camadas alternadas de quartzito puro e de quartzito sericítico, finamente laminado.
Itaipu	119,0	94	59,0	1,74	Basalto colunar fraturado.
Itá	97,4	92	53,6	1,75	Camada de basalto subhorizontal muito fraturada entre EL 240,0 m e EL 250,0 m.
Jaguara	52,1	40	32,5	1,79	Quartzito praticamente puro, quase sem mica, de alta resistência, porém muito fraturado.

Com relação à propostas semelhantes a de Xia-Yu-Chang (1988), de maneira a dar maior ênfase às características que favorecem à erosividade do maciço, será visto no item (2.6.3) seguinte o método de Brito (1991), que possui um coeficiente (K_{Br}) análogo ao coeficiente K_{Ch} . Na mesma linha, no último item (2.6.4) do presente tópico 2.6 será descrito o método de Ananndale (2006), que é baseado na caracterização detalhada de Kirsten (1982) sobre a erodibilidade de maciços rochosos.

Apesar do método de Ananndale (2006) estar em estágio de verificação incipiente se tratando de aplicações genéricas para vertedouros salto esquí, a sua proposta visa a redução de incertezas quanto à especificação das características do maciço, diminuindo o peso da subjetividade do projetista ou auxiliando-o em aplicar sua experiência utilizando ferramentas objetivas.

2.6.3 Coeficiente de segurança ao tipo de fraturamento

Brito (1991) apresentou um trabalho que contribui bastante para a caracterização geomecânica de maciços rochosos sujeitos à erosão hidráulica, se aproximando de uma conotação mais objetiva, aliada às observações empíricas. Conforme pondera o autor, a proposta não foi atrelada, especificamente, às modelagens físicas ou numéricas, nem a estudos analíticos puramente teóricos, no entanto, pode-se dizer que o modelo de caracterização geomecânica, proposto pelo autor, é um importante avanço técnico, pois é uma ferramenta que permite aos engenheiros projetistas utilizarem sua experiência para realizar melhorias contínuas na própria aplicação do método, com base em conhecimentos teóricos de geotecnia e hidráulica.

Como sistemática de aplicação, o método de Brito (1991) considera um amplo conjunto de variáveis quantitativas sobre as características do maciço, à exemplo da resistência mecânica da rocha e seus vários tipos de diaclases. Então, relacionando todas essas características, resulta em um único coeficiente (K_{Br}) que resume a resistência da matriz rochosa à erosão. Este coeficiente pode variar em cinco faixas definidas, ou classes, sendo a Classe I a de maior resistência e a Classe V a mais propícia à erosão. No sentido da estipulação de classes para o maciço, Brito (1991) analisou previamente os métodos de Spurr (1985⁵⁷) e de Antunes e Infanti (1986⁵⁸).

Segundo analisou o autor, a proposta de Spurr (1985) está limitada em qualificar o maciço em apenas três classes de caráter hermético, ou seja, compõem-se de classes amarradas às características aglutinadas (engessadas) de acordo com a natureza facilitadora ou dificultadora da erosão hidráulica. Isto é, nesta proposta, uma rocha muito resistente à compressão, por exemplo, está situada na classe em que não há fraturas no maciço, e no caso de rochas muito fraturadas se pressupõe que são de baixa resistência mecânica. Assim, Brito (1991) menciona que, a partir desta concepção, pode não haver uma correspondência física, abstraída do método, aos mapeamentos de campo. Isto seria um “defeito” do método, em direção contrária à proposta inicial, qual seja a obtenção de um exame quantitativo e condizente com a realidade geotécnica do maciço.

⁵⁷ SPURR, K. J. W. Energy Approach to Estimating Scurr Downstream of a Large Dam. In: **Water Power and Dam Construction**, Jul/1985.

⁵⁸ ANTUNES-S., J.; INFANTI, N. Erosion of Rock Masses Subject to Flows Action: Some Geomechanical and Hydraulic Aspects. In: **5º Congresso Internacional de Geologia de Engenharia**, Buenos Aires, 1986.

Já com relação à proposta de Antunes e Infanti (1986), Brito (1991) considerou que a mesma corrige a desvantagem da proposta de Spurr (1985), à medida que permite interrelacionar diferentes graus de resistência à compressão simples da rocha intacta com a variável de espaçamento das juntas do maciço. Contudo, o método é bastante simplificado, pois leva em conta apenas esses dois parâmetros. Posteriormente, Brito (1991) destacou quatro parâmetros, detalhados no [Anexo 1](#), para uma classificação satisfatória do padrão de erodibilidade do maciço:

- a) Resistência;
- b) Padrão estrutural;
- c) Espaçamento das juntas, e;
- d) Tipo de descontinuidade.

A equação (2.54), utilizada por Brito (1991), possui os mesmos coeficientes de potência de Veronese (1937), vistos no item 2.6.1, porém, o coeficiente K , que possui relação direta com a profundidade escavada, é dado pela variável K_{Br} , a qual é escalonada em cinco classes (Figura 2.23 - seguinte), de acordo com o padrão de erodibilidade do maciço.

$$Y_D = K_{Br} \cdot q^{0,54} \cdot H^{0,225} \quad (2.54)$$

Onde:

Y_D = profundidade do colchão d'água que impede a erosão do leito [m];

K_{Br} = coeficiente relacionado à erodibilidade da rocha [$s^{0,54} \cdot m^{-0,305}$];

H = desnível total entre montante e jusante [m].

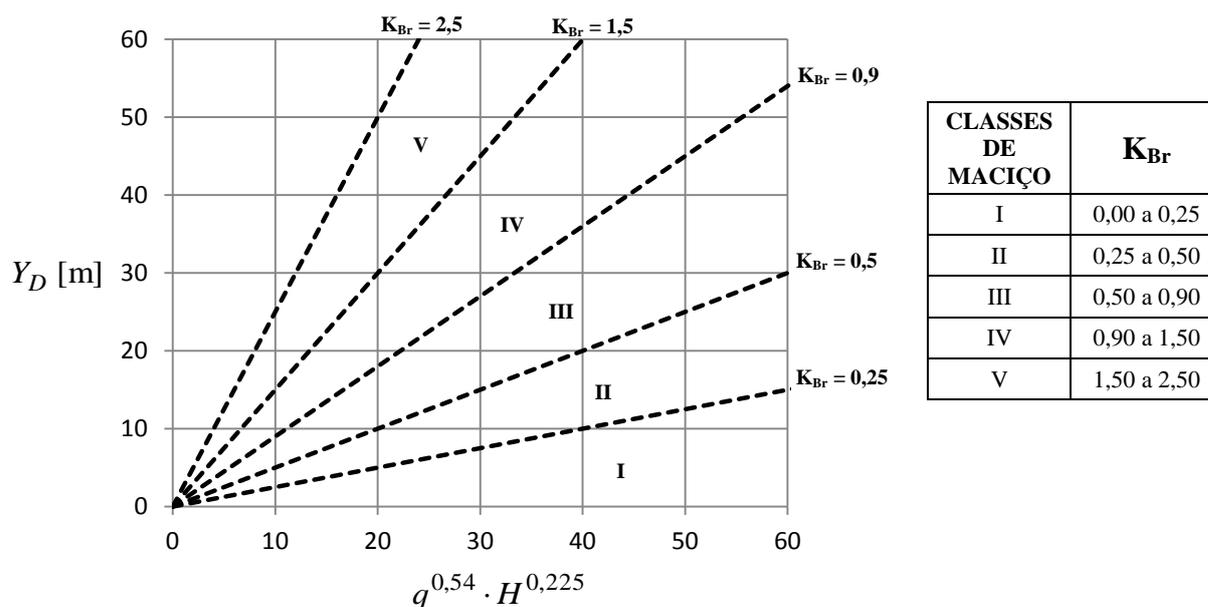


Figura 2.23: zonas delimitadas de acordo com as Classes de Maciço (BRITO, 1991)

O estabelecimento dos limites entre as classes foi um trabalho que demandou a consideração de muitos dados de protótipos. Em uma descrição mais sistemática: cada ponto a ser disperso no plano do gráfico anterior (Figura 2.23), de modo quantitativo, também representa diferentes possíveis combinações entre características qualitativas. Estas características qualitativas, e suas combinações, foram representadas por Brito (1991) de acordo com as tabelas do [Anexo 1](#).

A base utilizada por Brito (1991) para o estabelecimento de suas Classes de Maciço foi um gráfico inicialmente apresentado por Pinto (1983⁵⁹), com vários dados (pontos) respectivos a diversas UHEs. Então, após acrescentar mais dados a esse gráfico, bem como analisar as características qualitativas dos maciços respectivos a cada UHE, Brito (1991) demarcou zonas no gráfico, delimitando as Classes de Maciço (Figura 2.23). A necessidade da diferenciação das características de cada UHE nesse gráfico já estava sendo percebida como necessária, de modo que Pinto (1983), em seu trabalho, observou “claramente que a dispersão invalida completamente o estabelecimento de qualquer equação única”, isto é, que tivesse um coeficiente K único, nos moldes do que dispõem as fórmulas pertencentes ao **Grupo Geral**, visto no item 2.6.1.

⁵⁹ PINTO, N. S. Dissipação de Energia e Erosão a Jusante de Barragens. In: **Simpósio sobre a Geotecnia da Bacia do Alto Paraná** - ABGE, Vol. I-A, Sao Paulo - Set./1983.

Assim como no método de **Xia-Yu-Chang (1988)**, visto no item (2.6.2) anterior, a atribuição da dependência do coeficiente K perante diferentes qualidades do maciço é um importante avanço na utilização de equações tendo em vista uma aplicação geral. Com referência ao aspecto quantitativo, na Tabela 2.6, seguinte, são mostrados os coeficientes K_{Ch} e K_{Br} de modo comparativo, conforme seus valores extraídos de Ferreira (2011) e Pinto (1983), respectivamente. Esses valores foram calculados, por estes autores, a partir das mesmas UHEs, com dados de profundidade Y_D conhecidos.

Tabela 2.6: comparação entre valores de K dos gráficos apresentados por Ferreira (2011) e Pinto (1983 apud BRITO, 1991)

UHE	Y_D [m]	$q^{1/2} \cdot H^{1/4}$	$q^{0,54} \cdot H^{0,225}$	K_{Ch}	K_{Br}
São Simão	12,0	25,9	27,0	0,46	0,44
LCBC	27,2*	19,7	20,5	1,38	1,37
Jaguara	32,5	18,2	19,4**	1,79	1,68

* A profundidade utilizada por Pinto foi de 28 metros;

** O valor de 'q' foi atualizado no cálculo, pois os dados dispostos no gráfico de Pinto (1983 apud BRITO, 1991) correspondem a dados da UHE Jaguara anteriores ao ano de 1983, ano específico em que a vazão vertida atingiu 4.600m³/s.

Nota-se, na Tabela 2.6, anterior, que os coeficientes K_{Ch} e K_{Br} são muito parecidos, porém, recomenda-se a utilização da equação respectiva: (2.53) ou (2.54), de acordo com o método empregado. Para as mesmas UHEs comparadas, utilizadas pelos dois autores citados, obteve-se uma diferença de até 7% entre os valores de K_{Ch} e K_{Br} , que reflete diretamente no valor da profundidade Y_D , caso estimada a partir do coeficiente K atribuído.

Um aspecto a destacar sobre o método desenvolvido por Brito (1991) é que este autor não delimita o máximo potencial erosivo, de acordo com o limiar da equação de Veronese (1937), mesmo esta estando disposta no gráfico de Pinto (1983), utilizado. Por outro lado, Brito (1991) determinou uma margem ainda superior àquela de Veronese (1937), possibilitando, dentro da variabilidade do método, um coeficiente K_{Br} igual a 2,5 (ante o valor 1,9 consagrado). Outro fator de segurança incluso no método por Brito (1991) foi não considerar o ângulo de incidência inclinada de jatos de vertedouros salto esquí, conforme relata: “alguns autores consideram que a profundidade de erosão é função do ângulo de impacto sendo ela tanto maior quanto mais íngreme for o ângulo”.

Por fim, como recomendação de manejo desta importante ferramenta que é o método de Brito (1991), recomenda-se, para casos novos, de profundidade Y_D desconhecida, que sejam buscados pontos de referência, para com o gráfico da Figura 2.23, de protótipos que possuam maciços de qualidades próximas ao caso. Em suma, o autor menciona que “a análise dependerá de uma boa dose de julgamento, mas permitirá avaliações preliminares adequadas”.

2.6.4 Índice de Erodibilidade de maciços rochosos

O Índice de Erodibilidade (K_R) foi desenvolvido por Kirsten (1982⁶⁰ apud ANNANDALE, 2006) para se calcular a resistência à erosão mecânica de diferentes materiais. Esse método possui estruturação de equacionamento versátil, dispondo o fenômeno erosivo a ser analisado como função da potência do jato (P_a). Isto permite adaptá-lo para aplicações variadas, que vão desde a desagregação de solos com raízes vegetais, pela ação da água, até a aplicação para máquinas de corte de rocha, utilizando jato d'água. A equação (2.55) define o índice K_R no que tange à erodibilidade de maciços rochosos:

$$K_R = M_s \cdot K_b \cdot K_d \cdot J_s, \quad (2.55)$$

Onde:

M_s = parâmetro de solidez do material;

K_b = parâmetro de proporção dos blocos;

K_d = parâmetro de intertravamento entre blocos;

J_s = fator de arranjo estrutural.

Cada um dos parâmetros quantitativos da equação (2.55) anterior dependem de exames específicos da qualidade do maciço, por meio de observações de campo. O grau de detalhamento abarcado denota a objetividade do método em questão, que teve como ponto de partida a Classificação de Barton, Lien e Lunde (1974⁶¹ apud NONATO, 2002). A relação quanti-qualitativa das **características geomecânicas** é detalhada no [Anexo 2](#), enquanto a

⁶⁰ KIRSTEN, H. A. D. A Classification System for Excavation in Natural Materials. **The Civil Engineer in South Africa**, 1982, pp. 292-308, July (discussion in Vol. 25, No.5, May, 1983).

⁶¹ BARTON, N.; LIEN, R.; LUNDE, J. Engineering Classification of Rock Masses for the Design of Tunnel Support. **Rock Mechanics**, n. 6, 1974. pp. 183-236.

sistemática de cálculo do índice K_R é descrita nos parágrafos seguintes. Os parâmetros K_b e K_d dependem, ainda, de outras relações entre determinados fatores do maciço, como serão vistos nos parágrafos que seguem.

O parâmetro de proporção dos blocos (K_b) é calculado segundo a fórmula (2.56), sendo J_n um fator relativo ao número de famílias de descontinuidades do maciço rochoso (ANNANDALE, 2006).

$$K_b = \frac{RQD}{J_n} \quad (2.56)$$

Na fórmula (2.56) anterior, RQD é o Índice de Qualidade de Rocha, relacionado por Palmstron (1985⁶² apud NONATO, 2002) com J_c , que caracteriza a contagem volumétrica de juntas, sendo D_K o diâmetro equivalente do bloco:

$$RQD = 115 - 3,3 \cdot J_c, \text{ sendo: } J_c = (3/D_K) + 3 \quad (2.57)$$

Supondo um bloco representado por um cubo de arestas (a_{cubo}) iguais, o diâmetro equivalente do bloco (D_K) é calculado através da fórmula (2.58), com $D_K \geq 0,10\text{m}$ para garantir sua validade.

$$D_K = (a_{cubo}^3)^{1/3} \quad (2.58)$$

Já para o cálculo do parâmetro de intertravamento entre blocos (K_d) é necessário a obtenção de dois fatores relativos às juntas, conforme fórmula (2.59), seguinte:

$$K_d = \frac{J_r}{J_a} \quad (2.59)$$

Nesta fórmula: J_r caracteriza a rugosidade das juntas, o grau de contato entre os blocos e o quão abertas estão as juntas; e J_a caracteriza o material de preenchimento dessas juntas e o quão alterado é seu estado. Ambos definidos pelas Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)).

⁶² PALMSTROM, A. Application of the Volumetric Joint Count as a Measure of Rock Mass Jointing. **Proc.Int. SVmp. On Fundamentals of Rock Joints**, Bjorkliden, Sweden, pp.103-110, 1985.

Finalmente, com o índice K_R , da fórmula (2.55), calculado para o maciço rochoso em análise, a potência específica crítica do escoamento (P_c), necessária para erodir esse material de leito, é calculada pela fórmula (2.60) seguinte, proposta por Annandale (2006) a partir de observações de protótipos e ensaios com condições próximas às de protótipo.

$$P_c = K_R^{0,75} \times 1.000, \text{ para } K_R > 0,1 \quad (2.60)$$

Onde:

P_c = potência específica crítica do escoamento [W/m²];

K_R = Índice de Erodibilidade [kg^{4/3}·s⁻⁴].

Como visto, o multiplicador ($\times 1.000$) presente na fórmula (2.60), refere-se ao valor resultante de P_c , originalmente expresso em [kW/m²]. Ressalta-se, também, que não cabe aplicar um conversor de escala sobre o índice K_R , pois o mesmo é sempre tratado em termos de protótipo. Desta forma, quando o índice K_R é obtido por meio das Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)) para um modelo, mesmo considerando, por exemplo, características qualitativas, como juntas abertas em torno de um bloco, as dimensões de comprimento desse bloco inserida na sistemática do método devem ser respectivas à escala de protótipo⁶³.

Então, com a potência crítica P_c , calculada pela fórmula (2.60), compara-se a mesma com a potência específica do jato (P_a) contra o maciço, de forma que: $P_c > P_a$ para não haver erosão. Conforme recomendação de Borja (2012), em seu estudo sobre vertedouro salto esquí, no caso de não haver colchão d'água de amortecimento, a potência do jato livre, dada sua área de impacto diretamente contra o maciço, pode ser obtida pela equação (2.61):

$$P_{a,\max} = \frac{\gamma \cdot Q \cdot H_i}{w \cdot d_i}, \text{ sendo } H_i = \left(\frac{Q}{w \cdot d_i} \right)^2 / 2g \quad (2.61)$$

Onde:

$P_{a,\max}$ = potência específica máxima do jato [W/m²];

γ = peso específico da água [dado por $\rho \cdot g$];

⁶³ Neste âmbito, uma proposta de modelagem física de arrancamento de bloco, pela ação de jato, foi recomendada por Borja (2012), como será visto no tópico 2.7 seguinte.

ρ = massa específica da água [998,2 kg/m³];

g = aceleração da gravidade [9,81 m/s²];

Q = vazão de lançamento do jato [m³/s];

w = largura da calha do vertedouro [m];

H_i = energia do fluxo que impacta sobre o maciço, no início da erosão, quando não há colchão d'água de amortecimento [m];

d_i = espessura equivalente do fluxo que impacta sobre o maciço [m], podendo ser estimada pela equação (2.41).

Para a utilização em modelagens físicas, a potência específica P_c do leito, respectiva ao valor de protótipo, resultante da fórmula (2.60), pode ser convertida para o valor de modelo, por semelhança de Froude, segundo a fórmula (2.62), e então ser comparada com a P_a do modelo.

$$P_m = P_p \cdot (1:\lambda)^{3/2} \quad (2.62)$$

Onde:

P_m = potência específica do modelo [W/m²];

P_p = potência específica do protótipo [W/m²];

$(1:\lambda)$ = fator de escala de comprimento⁶⁴ [-].

⁶⁴ Por exemplo: em um modelo de escala 1:100, o valor de $\lambda = 100$.

2.7 EROSÃO DE UM BLOCO DE ROCHA ISOLADO

Conforme visto no decorrer deste capítulo (2) de Revisão Bibliográfica, o maciço rochoso foi tratado, basicamente, de maneira **homogênea** e **isotrópica**, sem considerar, respectivamente: variações nas propriedades intrínsecas do material presente no leito; ou alguma variação nas formas dos blocos ou diaclases do maciço, no espaço físico delimitado. Isto não quer dizer que os métodos vistos no tópico (2.6) anterior, desenvolvidos para se estimar a erosão sobre leitos rochosos, estejam limitados a leitos uniformes, de características invariáveis. Mas ressalva-se que, caso o protótipo a ser analisado tenha alguma variabilidade significativa de propriedades do leito, os métodos em questão podem necessitar de uma sistemática de apoio, como a adoção de critérios de aplicação que favoreçam a segurança.

De maneira mais específica do que os métodos tratados no tópico (2.6) anterior, os estudos abordados no presente tópico (2.7) levam em consideração os blocos de rocha de maneira individual. Neste aspecto, os assuntos abordados, nos três primeiros itens (2.7.1, 2.7.2 e 2.7.3), incluem: análise da gênese de blocos, através da **propagação de fissuras** no maciço; o **efeito das pressões** causadas no interior das juntas, em torno do bloco; e as **forças resultantes** sobre o bloco. Por fim, no item 2.7.4, é descrita a modelagem de **arrancamento de bloco** da matriz rochosa pela ação do jato, que possui resultados compatíveis para que os métodos vistos no tópico (2.6) anterior sejam assimilados, ajudando na calibração empírica das diversas propostas vistas na bibliografia, que tratam da erosão de maciços rochosos.

2.7.1 Considerações iniciais sobre o fenômeno da ejeção hidrodinâmica

O fenômeno da ejeção hidrodinâmica de blocos de rocha, para fora de sua cavidade na matriz rochosa, também pode ser referido por arrancamento de bloco (*plucking*⁶⁵). Para este tipo de estudo, é importante a determinação da força resultante sobre o bloco, denominada força de elevação (*uplift force*⁶⁶), que é bastante estudada em projetos de lajes de concreto para bacias de dissipação.

⁶⁵ SPURR, K. J. W. Energy Approach to Estimating Scurr Downstream of a Large Dam. In: **Water Power and Dam Construction**, Jul/1985.

⁶⁶ FIOROTTO, V.; RINALDO, A. Fluctuating uplift and lining design in spillway stilling basins. In: **Journal of Hydraulic Engineering**, ASCE, 1992, IIS(HY4): 578.

Em uma abordagem bastante completa, considerando estudos recentes que **denotam os pontos a serem analisados** no que tange esse tipo de modelagem, George e Sitar (2012) desenvolveram uma sistemática de análise individual de blocos de rocha, verificando a instabilidade causada por solicitações hidrodinâmicas. Como proposta de trabalho dos autores, que incluiu uma sinergia hidráulica e geotécnica, a tendência quanto à erosão foi verificada bloco-a-bloco, em toda a área do maciço submetida à ação do escoamento.

Como pode ser visto na Figura 2.24, o trabalho de George e Sitar (2012) foi referente a um canal de vertedouro não revestido, com rocha aparente. Então, para a análise, a área de interesse no protótipo foi detalhada através de um escaneamento das famílias de diaclases expostas na superfície.

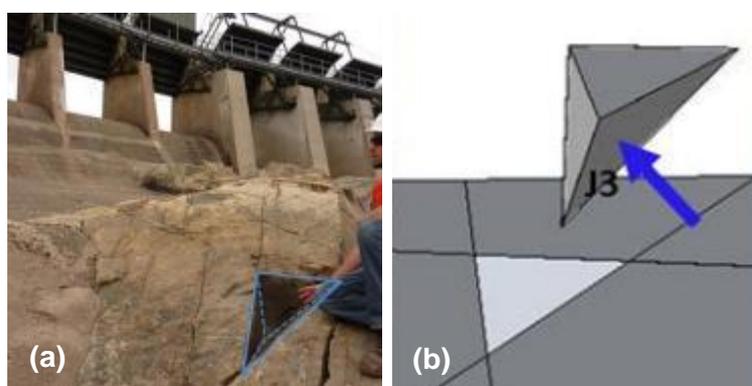


Figura 2.24: (a) identificação em inspeção de campo de bloco de rocha com maior possibilidade de arrancamento; (b) exemplo de uma solicitação em uma das faces do bloco, posicionado no interior do maciço, para a verificação da instabilidade via software PanTechnica (2002⁶⁷), que analisa ‘n’ combinações de solicitações (GEORGE & SITAR, 2012)

Para verificar a possibilidade de arrancamento do bloco pela ação da água, os autores citados utilizaram uma teoria de combinação dos esforços atuantes em cada uma das faces do bloco possível de ser destacado da matriz. Com isso, os autores apresentaram resultados satisfatórios, dentro de condições delimitadas, e esboçaram considerações sobre a complexidade da definição de alguns parâmetros essenciais, a fim de que esse tipo de perspectiva de análise apresente estimativas cada vez mais realísticas. Dentre os parâmetros de difícil definição levantados, estão:

- a) as discontinuidades que dão forma a cada bloco (obtida através de um escaneamento superficial do maciço, de superfície seca);

⁶⁷ PanTechnica Corp. 2002. **KbSlope** slope stability program for keyblock analysis. PanTechnica Corporation, Caska, MN.

- b) as condições de escoamento sobre o bloco (foi simplificado devido à dificuldade de se obter as velocidades locais sobre as superfícies dos blocos);
- c) pressões médias sobre a superfície, bem como a parcela de flutuação de pressão que contribui para fenômenos ressonantes (fica mais complexo para um grande número de juntas - conforme os autores, para um bloco de quatro faces, há 15 combinações de esforços);
- d) exame de estabilidade do bloco (as análises de estabilidade dinâmica disponíveis na bibliografia, como a de Bollaert & Schleiss (2005⁶⁸), apenas indicam o modelo em formato de cubo⁶⁹, portanto, os autores negligenciaram o formato "natural" encontrado em campo, e, para a estabilidade estática, se utilizou o critério da velocidade crítica do escoamento sobre o leito, de USBR, 2007⁷⁰).

Outro fenômeno importante relativo ao destacamento de blocos da matriz rochosa foi apontado por Hancock et al. (1998⁷¹ apud LIMA, 2009), os quais concluíram que a vibração dos blocos causada pela turbulência do fluxo d'água alarga momentaneamente as fissuras e, com isso, acaba-se aprisionando pequenos fragmentos de rocha dentro dessas fissuras ou juntas. Isto impede que a largura da junta retorne a sua posição original, obtendo-se um alargamento progressivo que facilita o arrancamento do bloco da matriz rochosa, em um processo denominado “cunhamento hidráulico” (*hydraulic wedging*).

2.7.2 Formação de blocos de rocha

Com ênfase em hidráulica fluvial, Lamb et al. (2015) estudaram o processo abrasivo e a formação de trechos de incisão (alargamento de juntas) sobre rochas presentes em leito de rios. Segundo os autores, este fenômeno é governado basicamente pela carga de sedimento transportada e pela dimensão do material que se movimenta, mas há outros fatores importantes, que atuam de forma interrelacionada:

⁶⁸ BOLLAERT, E.; SCHLEISS, A. Physically based model for evaluation of rock scour due to high-velocity jet impact. In: **Journal of Hydraulic Engineering**, v. 131(3), pp. 153-165, 2005.

⁶⁹ Bollaert (2002), explica que a falha de um maciço rochoso totalmente diaclasado é realizada pela ejeção de um bloco de rocha representativo das características básicas do maciço rochoso, sendo este bloco de rocha chamado de "bloco característico".

⁷⁰ USBR **Uplift and crack flow resulting from high velocity discharges over open offset joints**. Report DSO-07-07, United States Bureau of Reclamation, Denver, 2007.

⁷¹ HANCOCK, G. S.; ANDERSON, R. S.; WHIPPLE, K. X. Beyond power: bedrock river incision process and form. In: **Tinkler, K. & Wohl, E. E. (eds.)**. Rivers over rock: fluvial processes in bedrock channels: Washington: American Geophysical Union: Washington, DC, 1998, p. 35–60.

- a) a variação na rugosidade submergida do canal, com variações na superfície do leito, composto de zonas de deposição de sedimentos e de saliências aparentes de rocha sã;
- b) as características morfológicas do canal, instáveis, com prevalência de erosão sobre as paredes rochosas do canal em trechos em que há sedimentos decantados sobre o fundo de rocha sã; e,
- c) as condições hidráulicas variáveis, de acordo com a rugosidade e forma do canal (letras 'a' e 'b'), produzindo velocidades do fluxo capazes de promover o arraste, rolamento, ou saltação do material de fundo, infligindo danos e fissurando o maciço que compõe o leito, ou mesmo promover o arrancamento de blocos da massa rochosa.

Além do processo mecânico rocha-rocha, nas situações em que há elevada potência do escoamento, as fissuras da rocha podem ser criadas, propagadas, e aumentadas pela própria ação do fluxo d'água contra a superfície rochosa. Segundo Bollaert (2002), a abertura de trincas devido à ação hidrodinâmica ocorre principalmente por fratura elástica (por tração), sendo secundariamente por esforço cisalhante. Segundo Fanti (2015), as fraturas geradas por tração são chamadas de “**juntas**” ou "fraturas extensionais", já as que se originam perpendicularmente ao esforço principal são chamadas de "fraturas de cisalhamento".

Bertolo (2017) explica que, uma vez mapeadas através de perfilagens geofísicas, as fraturas hidráulicamente ativas podem ser submetidas a ensaios hidráulicos para a obtenção de parâmetros hidráulicos como a condutividade hidráulica e o grau de abertura hidráulica da fratura. Segundo Fanti (2015), este procedimento pode ser feito com o uso de um obturador pneumático, deslocado ao longo do furo de sondagem, por segmentos. Os obturadores pneumáticos ("straddle packers") selam intervalos do furo de sondagem por meio de borrachas infláveis, permitindo a aplicação de uma pressão contra as paredes rochosas do furo, para cada segmento analisado.

Para a análise da resistência de uma rocha quanto à abertura de trincas, Bollaert (2002) menciona que a chamada “tenacidade à fratura crítica” é o valor crítico da intensidade de tensão pelo qual a trinca se propaga, sendo que, quando ocorre a falha, a propagação da trinca é catastrófica e rápida. O autor indica os principais testes de ruptura (Figura 2.25) para a determinação desse parâmetro, os quais devem ser realizados em campo:

- a) **teste de fratura hidráulica:** realizado a partir de uma massa de rocha intacta, criando uma fissura;
- b) **teste de elevação hidráulica:** que faz uso de fissuras existentes, artificiais ou naturais, abrindo-as ainda mais.

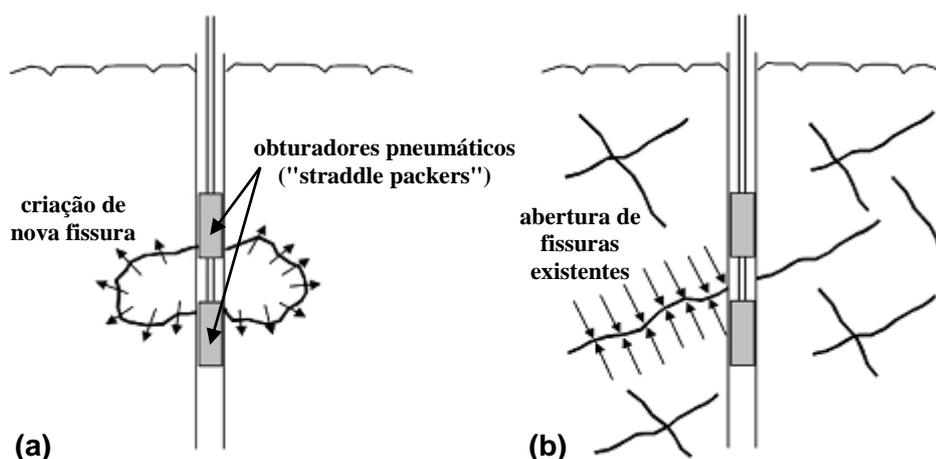


Figura 2.25: (a) teste de fratura hidráulica, e (b) testes de elevação hidráulica (BOLLAERT, 2002)

Conforme sintetizou Annandale (2006), em um caso real de jato impactando sobre a rocha, as flutuações de pressão causadas sobre a superfície da rocha são transferidas para dentro das juntas e então, influenciadas pelo grau de aeração do sistema, as ondas de pressão no interior das juntas podem ser amplificadas devido à fenômenos transientes e ressonantes. No caso de haver juntas que contornem um bloco de rocha, a ressonância pode ocorrer abaixo desse bloco, a partir da sobreposição das ondas de pressão propagadas desde os encontros dessas juntas na superfície do maciço. Destaca ainda, o autor, que a concentração de ar aumenta a possibilidade de ocorrer ressonância, o que aumenta o pico de pressões no interior das juntas, favorecendo o arrancamento de blocos da matriz rochosa.

2.7.3 Forças atuantes em um bloco de rocha

Bollaert (2002) desenvolveu um modelo que permite calcular a elevação hidrodinâmica de um bloco de rocha, em um fenômeno de desprendimento do mesmo de sua matriz rochosa. Após uma altura crítica de salto do bloco, o mesmo pode ser carregado para fora de sua cavidade pela ação do escoamento. Conforme o autor, a **altura de salto do bloco** pode ser obtida através do cálculo do impulso líquido sobre o bloco, que acelera a massa do bloco até certa velocidade.

O autor citado define o impulso líquido como a integral ao longo de um determinado período de tempo, das forças líquidas atuantes sobre os contornos do bloco, as quais são calculadas através das pressões instantâneas e ressonantes que ocorrem nas áreas definidas pela interseção das diferentes famílias de diaclases. De modo a possibilitar a calibração de seu modelo através de dados experimentais obtidos com geometrias simplificadas, o bloco utilizado para o cálculo do impulso líquido é o denominado **bloco característico**, representante da geometria complexa de um bloco observado em campo.

Segundo Bollaert (2002), as forças dinâmicas de maior relevância que atuam sobre um **bloco característico** (Figura 2.26) podem ser subdivididas em três forças estabilizantes e uma desestabilizante:

- a) força devida ao peso submerso (W_g) do bloco;
- b) força resultante da pressão que atua sobre o bloco (F_d), a qual é função do tempo e da distribuição espacial, resultante do padrão de pressão macroturbulenta sobre o fundo (se negativa é desestabilizante);
- c) força de cisalhamento (F_{sh}) ao longo das juntas, a qual depende de vários parâmetros, como por exemplo, se as juntas têm material de enchimento, ou se estão vazias, bem como a mudança da largura da junta no tempo;
- d) força devido à pressão de ejeção ($F_{cavidade}$) atuante na superfície inferior do bloco, que se opõe às demais forças estabilizadoras.

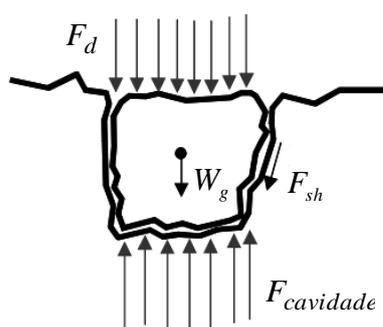


Figura 2.26: forças atuantes em um bloco de rocha característico dentro de uma cavidade do maciço - Bollaert e Schleiss (2001⁷² apud BOLLAERT, 2002)

A importância conferida ao trabalho de Bollaert (2002) deve-se às primeiras medições simultâneas da flutuação de pressão nas faces superior e inferior do bloco, essenciais para a

⁷² BOLLAERT, E.; SCHLEISS, A. A new approach for better assessment of rock scouring due to high velocity jets at dam spillways. Proceedings of the **5th ICOLD** European Symposium, Geiranger, Norway, 2001.

determinação do somatório de forças líquidas sobre o bloco característico. Além disso, na modelagem física em questão foi empregado o ensaio com jatos d'água em velocidades próximas às de protótipo, o que permitiu a estimativa de índices ressonantes, de amplificação das pressões, mais próximos da realidade de protótipo.

Em termos de pressão média, mensuradas nas faces inferior ($P_{cavidade}$) e superior (P_d) do bloco, abstraídas da Figura 2.26, é possível obter em modelagem física a diferença destas pressões, segundo a fórmula (2.63). A partir desse resultando, obtém-se a força média de sustentação do bloco ($F_{\Delta P}$), referente a cada situação crítica modelada⁷³. Com base em modelagem física, Borja (2012)⁷⁴ mensurou esses valores de $F_{\Delta P}$ em situações críticas de arrancamento do bloco, relatando que os valores foram menores que o peso W_g do bloco.

$$\Delta P = P_{cavidade} - P_d, \text{ com valores relativos, e aplicados em módulo} \quad (2.63)$$

Sendo o bloco arrancado, mesmo com o valor de $F_{\Delta P}$ menor que W_g , resta, então, uma parcela de força que, aplicada por algum período de tempo, é capaz de atingir o impulso necessário para arrancamento do bloco. No caso, é possível estipular a força líquida crítica (F_{UP}), relativa à processos hidrodinâmicos que, complementares ao valor médio de $F_{\Delta P}$, estacionário, participam do arrancamento do bloco nos moldes da equação (2.64).

$$F_{UP} + F_{\Delta P} > W_g, \text{ para haver arrancamento do bloco} \quad (2.64)$$

Como visto, o valor de F_{UP} representa uma força mínima que, aplicada por um intervalo de tempo indeterminado, contribui para o arrancamento do bloco. A adimensionalização de F_{UP} se dá em razão da pressão dinâmica média (P_d) causada pelo jato na superfície no maciço, o que resulta no denominado coeficiente de ejeção líquido (C_{UP}), expresso pela fórmula (2.65):

$$C_{UP} = \frac{F_{UP}}{F_d} \quad (2.65)$$

⁷³ A situação crítica corresponde a uma coluna de água, na qual o jato penetra antes de atingir o fundo, sendo capaz de promover o arrancamento de bloco (BORJA, 2012).

⁷⁴ Borja (2012) corrobora com Liu, Dong e Yu (1998), os quais afirmam que a força média de ejeção não é a componente principal que causa o arrancamento do bloco.

Onde:

C_{UP} = coeficiente de ejeção líquido, obtido em modelagem física [-];

F_{UP} = força líquida de ejeção sobre o bloco [N];

F_d = força resultante na face superior do bloco, em virtude da sobrepressão P_d causada pelo impacto do jato [N].

A distinção dos efeitos de cada um dos processos que contribuem com F_{UP} se torna mais difícil à medida que a aeração β em um modelo de escala reduzida é muito inferior à ocorrência em protótipo, afetando as flutuações e a ressonância de pressões no interior das juntas. Outros efeitos implícitos em F_{UP} , que ocorrem nesse tipo de modelagem, conforme já vistos no item 2.3.4, decorrem do processo de vibração vertical e horizontal do bloco, como:

- a) a tensão cisalhante entre as paredes do bloco e a cavidade na matriz rochosa;
- b) a pressão exercida sobre as superfícies do bloco quando o mesmo está parcialmente para fora da cavidade.

Todos esses processos e efeitos implícitos em C_{UP} o caracterizam como um coeficiente amplo, que é delimitado nas condições experimentais específicas, como o exemplo de um impacto de um jato inclinado sobre um cubo. A amplitude do coeficiente dificulta a aplicação do mesmo de modo genérico, isto é, em casos diversos, porém, as alterações em C_{UP} , conforme diferentes condições de modelagem física propostas poderão indicar efeitos de atenuação ou amplificação desse coeficiente.

Ressalta-se que, além das condições específicas, detalhadas em uma modelagem física, há processos naturais, vistos no item (2.7.1) anterior, como o “cunhamento hidráulico”, ou ainda outros, como a perspectiva da modelagem física analisando a vibração do bloco e sua capacidade de resistência, como mencionado por Borja (2012): “as arestas de um bloco de rocha submetido a condições menos severas ainda podem ser desgastadas, facilitando a posterior ejeção do bloco”.

2.7.4 Modelagem de arrancamento de bloco

Após a fase inicial de formação de uma fossa de erosão, em que o jato mergulhante erode diretamente o leito, nas fases seguintes a superfície do leito rochoso fica fortemente sujeito ao regime de macroturbulência no interior da fossa. Nesta condição, um leito rochoso submetido à ação do jato deve ser analisado quanto a três processos hidráulicos principais. Em primeiro plano estão as variáveis de projeto que denotam as características do **fluxo principal do jato** até seu impacto contra o contorno sólido do maciço rochoso, tendo como variáveis: a potência do jato que incide sobre o colchão d'água; a curva de descarga a jusante da fossa (nível d'água); e a trajetória submersa do jato mergulhante. Já em segundo plano estão aspectos relacionados ao **desenvolvimento da macroturbulência** no interior da fossa, que está atrelado à geometria da fossa. Finalmente, em terceiro plano está o processo de **transferência da flutuação de pressão** que ocorre da superfície do leito rochoso para o interior das juntas. Conforme visto no item (2.7.3) anterior, a definição da componente local da flutuação de pressão é imprescindível para desencadear o processo de arrancamento de blocos de rocha.

Como característica peculiar de vertedouros salto esquí, a incidência inclinada de jatos foi estudada por Borja (2012) através de uma modelagem de arrancamento de bloco. O bloco modelado possuía arestas de 3,2cm (a_{cubo}), envolto de juntas delimitadoras de 2mm (e_j), sob incidência de jatos com espessura de até 5,7cm (d_i). Com base em seus resultados, o autor menciona que o arrancamento de bloco a partir de jatos com incidência inclinada é um fenômeno governado por duas situações distintas, vistas nas alíneas seguintes:

- a) situação em que um bloco da matriz rochosa está **sob impacto direto** do jato mergulhante, depois da trajetória parabólica do jato livre;
- b) situação em que um bloco da matriz rochosa está **a montante do impacto** do jato mergulhante (o jato livre possui trajetória parabólica e passa por cima do bloco, impactando a jusante do mesmo).

A determinação entre as duas situações vistas está intrinsecamente ligada à trajetória inclinada do fluxo do jato que penetra no colchão d'água. A diferença crucial entre a situação de bloco **sob impacto direto** e de bloco **a montante do impacto** é que, nesta última, o bloco arrancado é depositado logo a montante da cavidade produzida no leito, e naquela, o bloco arrancado é carregado em direção a jusante.

Ressalta-se que a abordagem do autor citado foi para apenas um bloco livre na matriz, variando-se as seguintes condições: impacto direto, impacto a montante, ou impacto a jusante, e, portanto, foram desconsideradas reações em cadeia (erosão de vários blocos). Conforme resultados do autor, o processo de arrancamento do bloco a **montante do impacto** é diferente, mas não é crítico como o arrancamento do bloco **sob impacto direto** do jato, pois em todas as condições de vazão permanente impostas, quando o primeiro ocorre, o segundo processo também ocorre. Ainda, de acordo com o autor, o bloco **sob impacto direto** do jato determina a profundidade de colchão d'água crítica para não haver o arrancamento de bloco, já que profundidades menores, além de causar o arrancamento do bloco **sob impacto direto** do jato, causam também o arrancamento de blocos posicionados a **jusante do impacto**. Desta forma, tem-se que a profundidade crítica que impede o arrancamento de um bloco na situação de bloco **sob impacto direto** também engloba as demais situações, ou seja, também impede o arrancamento de bloco a montante e a jusante do local de impacto do jato.

No trabalho mencionado de Borja (2012), observou-se a importância do desenvolvimento da turbulência dentro do colchão d'água para desencadear o arrancamento de bloco, já que, em algumas condições de vazão, uma pequena profundidade ($D + y_3$) de colchão d'água não causava o arrancamento do bloco, enquanto profundidades maiores permitiam que o bloco fosse arrancado. Segundo Liu, Dong e Yu (1998), em seus resultados sobre modelagem física (Figura 2.27), a força de elevação do bloco para fora da cavidade aumentou quando os níveis ($D + y_3$) mais baixos de água foram superados.

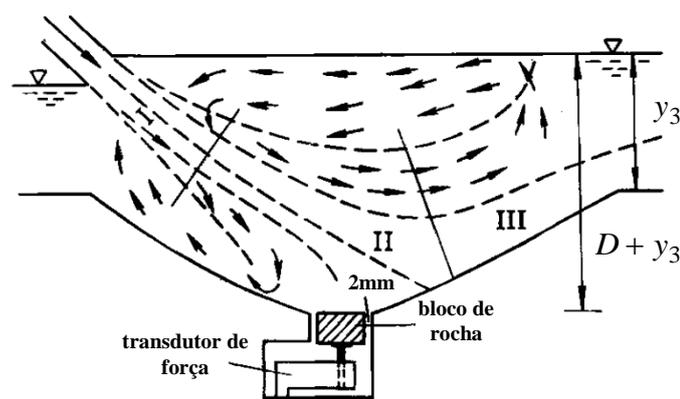


Figura 2.27: bloco a montante do impacto do fluxo do jato em modelo físico utilizado por Liu, Dong e Yu (1998)

Em **fossas confinadas**, o fluxo de recirculação entra em cisalhamento com o próprio fluxo principal do jato, o que reduz a energia de impacto do jato, apesar de aumentar sua turbulência e aeração de retorno (MANSO, 2006). Neste âmbito, de acordo com o trabalho de Yuditskii (1963), o arrancamento de bloco ocorre mais facilmente quando a geometria da fossa é de **fundo plano** (sem confinamento). Além disso, este autor obteve que a espessura de juntas (e_j) de 2mm foi a que resultou em mais fácil desprendimento do bloco.

Além do enfoque na **análise das pressões** e, conseqüentemente, das forças hidrodinâmicas que fazem o bloco ser impulsionado para fora da cavidade, a erosão de maciços rochosos também pode ser abordada sob a perspectiva vista no tópico 2.6, dos **métodos de previsão de erosão** de maciços rochosos. Através deles se têm maior detalhamento das várias características possíveis de serem encontradas em campo, como o grau de rugosidade das juntas e como elas estão preenchidas. Diante do exposto, há dois enfoques técnicos, que são complementares entre si:

- a) enfoque nos **esforços hidrodinâmicos**, exigindo um tratamento analítico das pressões, com suporte de ajustes empíricos a partir de experimentação física, detalhando o maciço rochoso de modo simplificado;
- b) enfoque nas **características do leito**, sendo a potência do jato assumida em termos de protótipo, sem detalhar seu grau de aeração ou sua turbulência, nem o desenvolvimento da macroturbulência no colchão d'água.

Em uma modelagem física (Figura 2.28), considerando tanto **características de leito**, simplificadas, quanto **pressões na superfície e dentro das juntas**, Borja (2012) calibrou a potência crítica (P_c) capaz de arrancar um bloco de sua matriz, para diversas condições de ensaio. Esse tipo de modelagem é de grande valia para que se obtenha um elo entre esses dois enfoques elencados, auxiliando a conciliação entre diferentes métodos de previsão de erosão vistos no tópico (2.6) anterior.

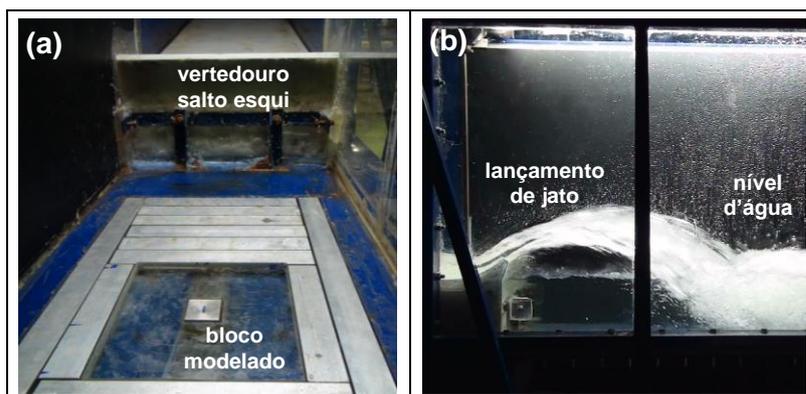


Figura 2.28: modelagem de arrancamento de bloco (BORJA, 2012);
 a) **vista para montante** do modelo (placa de acrílico fixa, com posição deslocável para diversos ensaios);
 b) **vista lateral** do modelo (nível de água ajustável).

De acordo com o autor citado, as **pressões na superfície e dentro das juntas** que causaram o arrancamento do bloco foram obtidas em ensaio, para dado nível d'água que impediu o arrancamento, e a potência P_c é fixada de acordo com as **características do leito**, as quais são representadas pelo Índice de Erodibilidade (K_R), visto no item 2.6.4, com valor de $K_R = 596,2$. Como simplificação, a modelagem mencionada não reproduz um leito fidedigno de protótipo, mas um maciço padronizado com as características vistas na Tabela 2.7, em que a potência crítica para o arrancamento do bloco é de: $P_c = 120 \text{ kW/m}^2$ (valor de protótipo).

Tabela 2.7: características padronizadas do leito modelado por Borja (2012)

Escala	1:100
Geometria da fossa	fundo plano
Espaçamento das juntas	2mm
Geometria do bloco	cuco maciço, com aresta de 3,17cm
Material do bloco	alumínio, com massa específica de 2.700kg/m ³
Parâmetro de solidez (M_s)	padronizado no valor de 280
Fator de descontinuidades (J_n)	2,73 (três famílias)
Fator de rugosidade das juntas (J_r)	1,0 (planas e lisas)
Fator do estado das juntas (J_a)	20,0 (juntas de 2mm, sem contato)
Fator de arranjo estrutural (J_s)	1,14 (descontinuidades perpendiculares ao fundo)

3 MATERIAIS DE EXPERIMENTO

Para se implementar um projeto de um grande barramento há necessidade de verificação prévia da atuação do escoamento d'água diante das estruturas projetadas. A **modelagem física** sobre modelos reduzidos auxilia muito nesse trabalho, possibilitando a prevenção de prejuízos que poderiam ser causados nas estruturas projetadas.

No presente capítulo (3) são apresentadas as características geológicas do protótipo (tópico 3.2), que diz respeito a Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), bem como as peculiaridades de seu vertedouro salto esquí e de suas vazões de projeto. Ainda, são apresentadas (tópicos 3.3, 3.4 e 3.5) as instalações experimentais e aparatos de medição dos modelos físicos utilizados, os quais possuem similaridade geométrica com o protótipo em questão. Anteriormente à apresentação dessas características, do protótipo e de seus modelos reduzidos de referência, há uma breve explicação, no tópico (3.1) seguinte, sobre as finalidades e utilidade dos modelos para o objetivo geral da presente tese.

3.1 PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS

Os modelos físicos estudados nesta tese, pertinentes ao estudo da erosão a jusante de vertedouros salto esquí, foram concebidos a partir de uma parceria da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) com a ELETROBRAS FURNAS, financiadora. O primeiro projeto de pesquisa e desenvolvimento (P&D), fruto desta parceria, foi firmado em 2006 e encerrando em 2011, sendo intitulado “P&D Estudos dos processos geomecânicos provocados por esforços hidrodinâmicos em fossas de erosão a jusante de saltos de esquí”. O segundo, complementar ao primeiro, foi firmado em 2010 e encerrado em 2012, intitulado “P&D Análise dos processos físicos envolvidos na formação de fossas de erosão em leito coesivo a jusante de salto de esquí”.

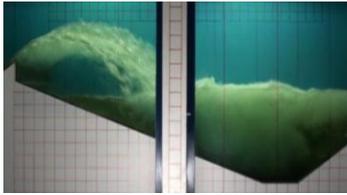
Esses dois P&Ds realizados resultaram em um vasto material permanente, como os canais que comportam os modelos físicos, além de um banco de dados obtidos em ensaios. No caso da presente tese, se debruça sobre as modelagens físicas fruto do trabalho realizado no segundo

P&D mencionado, o qual teve três modelos físicos instalados, em dois diferentes laboratórios de hidráulica:

- a) Laboratório de Obras Hidráulicas (LOH), situado no Instituto de Pesquisas Hidráulicas (IPH) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), localizada em Porto Alegre/RS;
- b) Laboratório de Hidráulica Experimental (LAHE) da ELETROBRAS FURNAS, situado no Rio de Janeiro/RJ.

Os três modelos físicos, desenvolvidos pelo LOH e pelo LAHE (Tabela 3.1), apesar de dizerem respeito ao mesmo protótipo (UHE LCBC), tratam de diferentes enfoques quanto aos fenômenos a serem estudados.

Tabela 3.1: apresentação inicial dos três modelos físicos estudados na presente tese

		
(a) modelo físico tridimensional da UHE LCBC, em escala 1:100 (LAHE)	(b) modelo físico bidimensional da UHE LCBC, em escala 1:50 (LAHE)	(c) modelo físico bidimensional da UHE LCBC, em escala 1:100 (LOH)

O primeiro a ser detalhado (tópico 3.3) se trata de um **modelo físico de conjunto, tridimensional, em escala 1:100** (Tabela 3.1a). Este modelo encontra-se no LAHE, e os ensaios foram realizados por sua equipe integrada com a equipe do LOH. Ele contém, fisicamente, todas as estruturas que podem causar alguma interferência hidráulica a montante e a jusante (fossa de erosão) do local a ser estudado. Como objeto de estudo, o leito onde situa-se a fossa de erosão foi trabalhado com uma massa coesiva, composta por um traço de cimento, areia, brita e bentonita.

Os outros dois modelos utilizados (Tabela 3.1b, Tabela 3.1c), por outro lado, tratam-se de **modelos seccionais**, ou seja, dizem respeito à **modelagem física bidimensional**. Um dos modelos possui **escala 1:50** (Tabela 3.1b), o qual será detalhado no tópico 3.4. Este modelo, assim como o visto anteriormente foi construído no LAHE, mas sua finalidade é a obtenção das pressões no fundo da fossa. Portanto, o fundo da fossa, onde encontram-se as tomadas de

pressão, é fixo e dimensionado em estágios de erosão dada a profundidade da fossa observada em protótipo.

Já o outro **modelo seccional** foi concebido no LOH (Tabela 3.1c), consistindo em uma **modelagem física bidimensional em escala 1:100**, visando a obtenção das pressões sobre o fundo da fossa, e que terá suas características detalhadas no tópico 3.5. Este último modelo permitiu maior agilidade de trabalhos manuais, no que tange às alterações das condições impostas ao modelo, como o ajuste de vazão escoada ou a modificação dos estágios de erosão no fundo do canal. Esta dinâmica na realização dos ensaios causa proximidade do pesquisador ao modelo, sendo muito importante para a compreensão dos fenômenos hidráulicos envolvidos dadas as alterações das condições impostas à modelagem.

A menor escala proporciona maior interação do pesquisador com os ensaios, que atua diretamente na realização dos mesmos e verifica, ensaio a ensaio, os resultados físicos provenientes da instrumentação utilizada. Isto pesa sobre a decisão da maneira mais apropriada para a realização dos ensaios, tendo em vista, por exemplo, a repetição de ensaios que apresentam discrepâncias perceptíveis devido a problemas instrumentais, ou devido às condições impostas ao escoamento não totalmente estabilizadas. Por isso, algumas condições impostas às modelagens foram definidas para o modelo de menor escala (1:100). No capítulo 4 serão detalhados os procedimentos utilizados para a definição dos parâmetros atrelados às condições de vazão impostas aos modelos, como a distância de alcance do jato lançado pelo vertedouro salto esqui.

3.2 CARACTERÍSTICAS DO PROTÓTIPO

Como já mencionado, o protótipo de referência nesta tese é a Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC). Este barramento está localizado no rio (curso d'água) Grande, entre Minas Gerais e São Paulo, sendo operada por Eletrobras Furnas. A UHE em estudo foi inaugurada em 1969, sendo do tipo enrocamento com núcleo de argila⁷⁵; possui altura máxima de 92m e extensão do coroamento de 535m, com largura de 15,8m. Foi construída sobre uma área onde se encontra um maciço rochoso com camadas alternadas de quartzito puro e de quartzito sericítico, finamente laminado (ÁVILA, 1982).

⁷⁵ Fonte: www.furnas.com.br/hotsites/sistema/furnas/usina_hidr_luizbarreto.asp.

A região de interesse da barragem, qual seja a fossa de erosão, pode ser vista na foto esquematizada (Figura 3.1) seguinte, observando-se que há um confinamento lateral da fossa de erosão em virtude do recorte feito na topografia, em que se inseriu o sistema dissipador em questão.



Figura 3.1: visão esquemática dos componentes da fossa de erosão
Manso et al. (2007⁷⁶ apud BUFFON et al. 2012)

O vertedouro salto esqui da UHE LCBC possui calha vertente com inclinação de aproximadamente 14% (Figura 3.2), e sua concha possui ângulo de lançamento de 42° com a horizontal. O perfil inicialmente concebido possuía ângulo de lançamento de 35°, mas foi alterado para 42° com intuito de alterar os padrões de recirculação da fossa, devido a problemas de fluxos de retorno que causavam erosão no entorno da fossa (HIDROESB, 1991).

⁷⁶ MANSO, P.; MARQUES, M. G.; ALMEIDA, F.; CANELLAS, A. V. B. Rock scour downstream ski-jumps: comparison of prototype observations with analytical and physical-model estimates. In: **IAHR**, 2007.

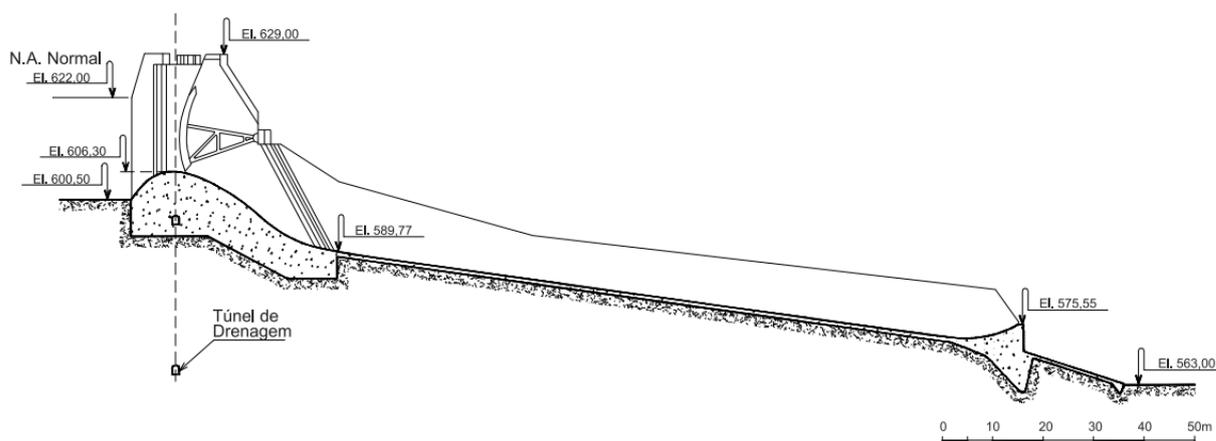


Figura 3.2: seção longitudinal do vertedouro da UHE LCBC - com a posterior alteração de 35° para 42° , a cota de lançamento passou de 575,55m para 577,06m (CBDB, 2010)

Outras características importantes, base para as modelagens físicas realizadas, são vistas na Tabela 3.2, como a vazão de projeto do vertedouro ($13.000\text{m}^3/\text{s}$) e a largura da calha, tanto na seção junto ao perfil Creager (B) quanto no ponto de lançamento do jato (w), ou seja, onde a calha não possui pilares.

Tabela 3.2: características do vertedouro salto esquí da UHE LCBC

Vazão de projeto do vertedouro ($Q_{TR=10.000}$)	$13.000\text{m}^3/\text{s}$
Vazão máxima de operação do vertedouro ⁷⁷	$12.630\text{m}^3/\text{s}$
Largura da calha do vertedouro (w)	84m
Largura de cada vão	11,50m
Largura do pilar	3,00m
Número de pilares	5
Número de vãos	6
Largura líquida do vertedouro junto aos pilares (B)	69m
Raio das comportas	15,00m
Cota da aresta da concha de lançamento (N_{jato})	577,067m
Ângulo de lançamento (θ_1)	42 graus

Na Figura 3.3 há uma foto do vertedouro operando com uma vazão na faixa de $4.000\text{m}^3/\text{s}$, maior patamar a que já se tinha chegado até março de 1988. Nesta data, o ângulo da concha de lançamento ainda era de 35 graus.

⁷⁷ Conforme relatório HIDROESB, 1991, p.73, a máxima abertura das comportas da UHE LCBC é de 15m, portanto, a vazão máxima possível seria de $12.630\text{m}^3/\text{s}$ em protótipo.



Figura 3.3: vertedouro da UHE LCBC em operação (SILVA et al. 2011)

O sistema dissipador da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC) contempla a estrutura do vertedouro salto esqui mais a fossa de erosão a jusante, local este onde ocorre a maior parte da dissipação de energia. As alterações que ocorrem no interior da fossa com o passar dos anos, dada a sequência de eventos em que houve vertimento, podem ser vistas através de levantamentos batimétricos sucessivos. A batimetria para o ano de 1988 é vista a seguir (Figura 3.4).

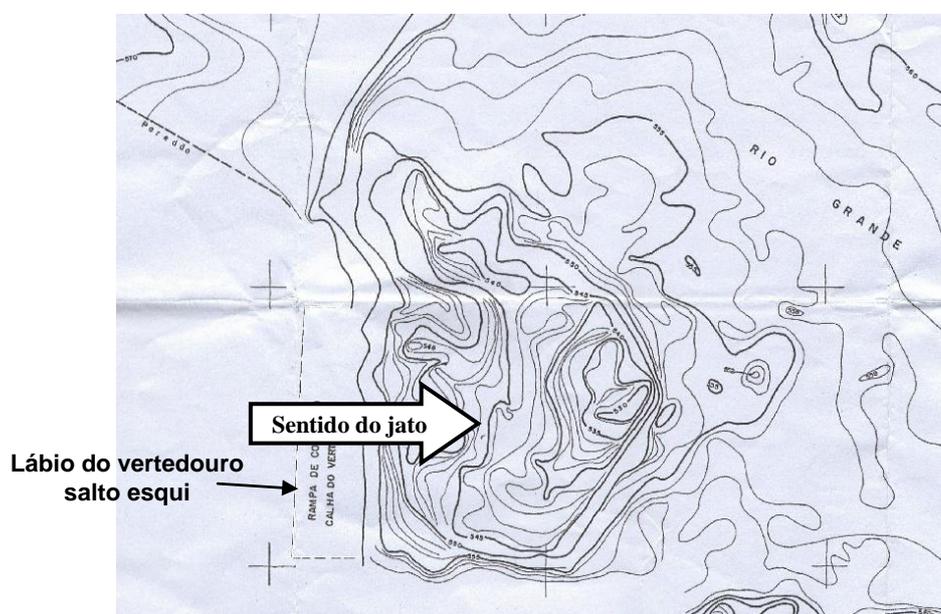


Figura 3.4: levantamento batimétrico da fossa de erosão realizado no ano de 1988 (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

3.3 MODELO TRIDIMENSIONAL 1:100

Com a finalidade de se amostrar os formatos de escavação (geometrias de fossa) causados pela ação do jato sobre o leito, a Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), protótipo de referência nesta tese, foi representada em um modelo de conjunto (tridimensional), em escala reduzida de 1:100 (Figura 3.5). Esta modelagem física foi realizada no Laboratório de Hidráulica Experimental (LAHE – Eletrobras Furnas), e inclui todas as áreas adjacentes à fossa de erosão, as quais podem ter alguma influência nas direções preferenciais dos fluxos d'água e, portanto, no processo de dissipação de energia. A semelhança geométrica imposta nos entornos é necessária devido aos fluxos preferenciais que começam a se formar ainda no início da escavação da fossa, e podem conduzir à evolução para diferentes morfologias de fossa.



Figura 3.5: modelo de conjunto em escala 1:100
(ELETROBRAS FURNAS, 2010)

No presente tópico (3.3), especificamente: no item 3.3.1 serão apresentadas as características físicas do modelo de conjunto, que permitiram estabelecer as condições de vazão afluente e efluente (curvas chave); e nos itens 3.3.2 e 3.3.3, respectivamente, serão vistas as **características dos hidrogramas** submetidos ao vertimento, e como foram simuladas as **características geotécnicas** do local da fossa de erosão a jusante do vertedouro salto esquí.

A metodologia para a verificação da vazão escoada em modelo, relativa às aberturas de comporta, será descrita no tópico 4.1. O modo como foram mensurados os resultados dos

ensaios para esta modelagem tridimensional, isto é, os diversos formatos de escavação (geometrias de fossa) obtidos, será visto em metodologia descrita no tópico 4.3.

3.3.1 Sistema de hidrogramas afluentes e efluentes

Almejando a reprodução do hidrograma do histórico de vazões afluentes, segundo os dados de operação do vertedouro em protótipo (UHE LCBC) foi instalado um aparato de movimentação das comportas do vertedouro (Figura 3.6). O mecanismo é composto por um eixo principal, no qual são fixados os braços que transmitem o movimento de rotação do eixo para a comporta. Desta maneira, através de um CLP pré-programado, se permite o movimento de abertura e fechamento de todas as comportas simultaneamente, devido ao único eixo empregado (ELETROBRAS FURNAS, 2010). No plano de operação das comportas, recomendado por Hidroesb (1991), indicou-se que as comportas deveriam ser operadas com as mesmas aberturas, pois, nas condições de aberturas desiguais, testadas em modelo de escala 1:100 da UHE LCBC, as erosões regressivas se acirraram.



Figura 3.6: sistema de funcionamento das comportas com redutor de frequência de rotação (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

A manutenção do nível d'água de montante na cota 622,5m, mesmo com a movimentação das comportas, foi permitido graças a um conjunto de equipamentos destinado à convergência do nível d'água de montante para um valor constante, ao passo que a vazão se alterava. Este sistema foi montado com uma válvula elétrica de abertura ou fechamento do registro da tubulação de adução ao modelo (Figura 3.7a). Essa válvula foi ligada a um controlador de processo e, utilizando o sinal proveniente de um transmissor de nível, ultrassônico, instalado à montante do modelo (Figura 3.7b), com resolução de 0,18mm e tempo de resposta de 70ms, se convergiu o nível d'água de montante para o valor constante definido, ao longo do ensaio.

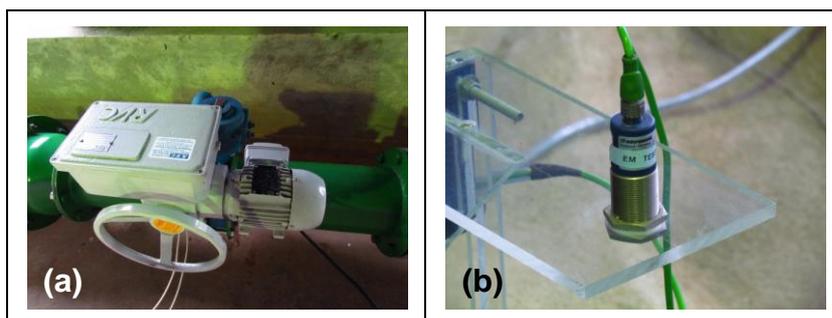


Figura 3.7: (a) válvula elétrica de registro, para regular a vazão; (b) transmissor de nível, ultrassônico, para manutenção do nível d'água de montante.
(ELETROBRAS FURNAS, 2010)

Com relação ao nível de jusante, na área de interesse da fossa de erosão, o mesmo sofre influência devido à evolução da geometria que a fossa assume. No começo de sua formação há um regime de fluxo rápido acima do leito, mas logo que inicia o processo de escavação da fossa, um ressalto confinado se forma no interior da mesma, o que eleva o nível d'água neste local. O deslocamento de sedimento para fora da fossa dá origem a uma barra, condição que também ajudar a elevar o nível no local da fossa. Este nível d'água, no local da fossa, é análogo ao nível do rolo de um ressalto hidráulico, possuindo perturbações na superfície. Na presente tese, medindo esta carga hidrostática, foram obtidas as pressões ao longo do fundo da fossa em modelos bidimensionais, seccionais, como serão vistos.

Neste modelo tridimensional, de conjunto, a partir dos hidrogramas de vazão afluente simulados, os quais são apresentados no item (3.3.2) seguinte, foi possível estabelecer as variações de abertura das comportas ao longo do tempo de ensaio. O modelo em questão foi construído para ter uma curva chave de jusante similar a da UHE LCBC, sendo que para a simulação da continuidade do rio a jusante foi instalada uma comporta ajustável (Figura 3.8). O processo de definição do leito coesivo simulado é visto, posteriormente, no item 3.3.3.



Figura 3.8: vista para jusante do modelo de conjunto em escala 1:100 – processo de aplicação do leito coesivo submetido à erosão (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

3.3.2 Hidrogramas simulados

Foram determinadas três condições de hidrogramas a serem vertidos no modelo, simulando o histórico de vertimento no protótipo, para os períodos de tempo entre as batimetrias de protótipo dos anos de 1982, 1984 e 1988. Nesses períodos, o ângulo da concha de lançamento do vertedouro era ainda de 35 graus. Depois que se determinar as condições hidrológicas e geotécnicas (como será visto no item 3.3.3) do leito coesivo, realizou-se os seguintes ensaios: cinco ensaios para o ano de 1982, e dois ensaios (continuação do processo de erosão) para o ano de 1984, o que totalizou sete amostragens de fossa gerada em modelo.

Como visto, optou-se por negligenciar o período de 1984 a 1988, o que seria uma continuação posterior de outros ensaios. Isto permitiu a obtenção de mais amostras de períodos anteriores. Ou seja, priorizou-se a fase ativa de escavação à fase de estabilização. Além do mais, conforme será visto, o hidrograma de 1988 (Figura 3.11) não possui as particularidades dos demais hidrogramas, como picos de alta vazão, possuindo ainda, na maior parte do tempo, uma vazão baixa.

Na elaboração dos hidrogramas foram feitas algumas simplificações da série de dados disponíveis, que contém vazões diárias desde 01/01/1969 até 14/06/2010, de modo que fosse possível a modelagem em tempo hábil. Assim, os hidrogramas foram filtrados somente com os dias em que houve vertimento, totalizando 634 dias, o que resultaria em um ensaio com

duração de 63,4 dias, por semelhança de Froude. Porém, foi estipulado que 1 dia no protótipo representasse 1 minuto no modelo, reduzindo o tempo total da série para 10:34 horas. No caso do primeiro intervalo da série de dados, do período 1969-1982, que possui o maior intervalo, os dias vertidos compreendem 355 dias, com o tempo de ensaio de aproximadamente 6 horas. As vazões máximas verificadas em cada período são vistas na Tabela 3.3 (ELETROBRAS FURNAS, 2010). Com esta simplificação, pressupõe-se que as amostras de fossa resultantes de modelo não estejam estabilizadas (próximas à fase de equilíbrio), assim como o grau de estabilidade encontrado na fossa de protótipo, contudo, o tipo de traço escolhido para o leito coesivo em modelo está intimamente ligado à erodibilidade do material (como será visto no item 3.3.3), o que também influencia na velocidade com que a fossa se estabilize, aparando as arestas de material não erodido. Ou seja, a influência desse parâmetro pode mitigar os efeitos da simplificação mencionada.

Tabela 3.3: vazão máxima ocorrida por período

Período	Ângulo de Lançamento	Vazão Máxima [m³/s]
1969-1982	35°	4.006
1982-1984	35°	4.132
1984-1988	35°	3.800

Para representar os hidrogramas (Figura 3.9, Figura 3.10 e Figura 3.11) foram utilizados valores escalonados de vazão, a fim de simplificar e reduzir a sequência de variação de aberturas e fechamentos das comportas. Assim, os valores de vazão variam com um intervalo de 500m³/s, sendo que as vazões abaixo de 1.000m³/s não foram consideradas, pois não há formação de jato pelo vertedouro salto esqui nesta condição. Então, as vazões vertidas foram adaptadas a esta escala discretizada e amortecida a fim de que o volume vertido, na totalidade dos dias vertidos, ficasse similar.

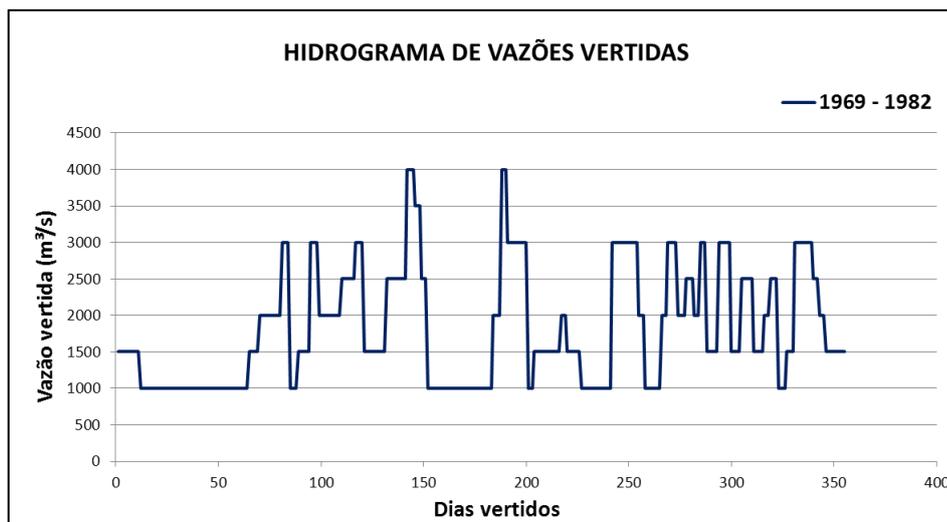


Figura 3.9: hidrograma simulado para 1969 – 1982 (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

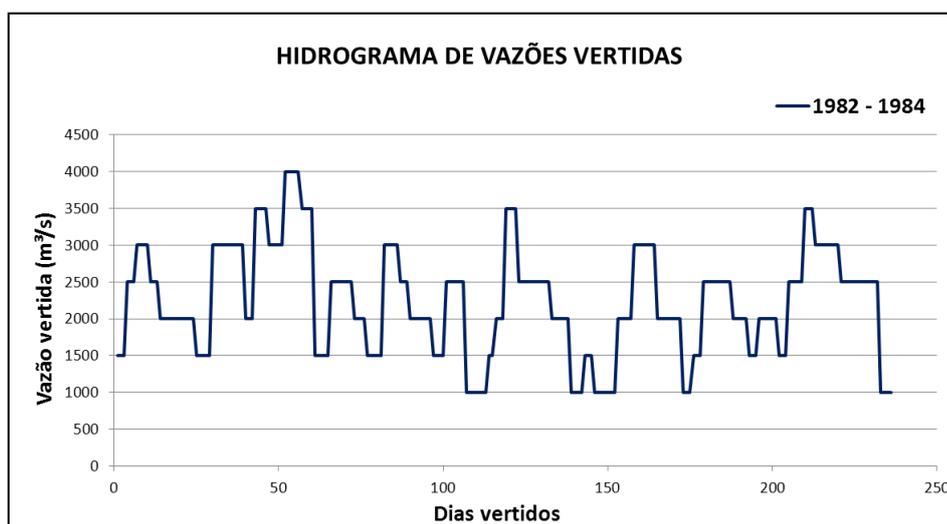


Figura 3.10: hidrograma simulado para 1982 – 1984 (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

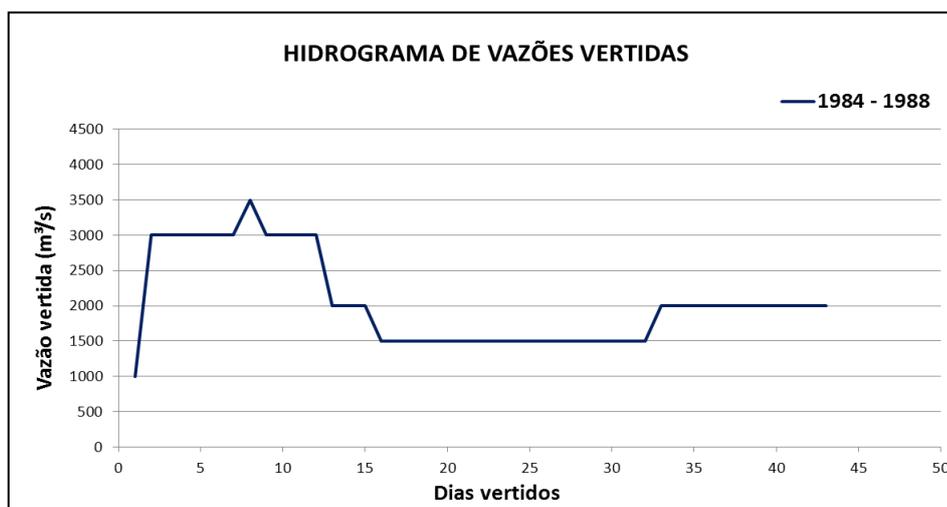


Figura 3.11: hidrograma simulado para 1984 – 1988 (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

3.3.3 Elaboração e aplicação do fundo coesivo

Nesta modelagem, com ênfase nas peculiaridades da erosão sobre leito rochoso, como vistas no tópico 2.5, adotou-se um **leito da fossa elaborado com fundo coesivo** utilizando-se concreto magro a fim de simular a massa rochosa presente em protótipo. Conforme foi visto na Figura 3.8, aplicou-se um fundo coesivo no modelo tridimensional que respeitasse a topografia inicial, respectiva ao ano de 1969. Percebeu-se que adicionando bentonita a plasticidade e trabalhabilidade do material ficaram melhores, como também se deu melhor homogeneidade para a mistura. A escolha do traço foi determinado a partir da comparação entre diversos corpos de prova, conforme o teste de jato vertical visto na Figura 3.12, o qual foi realizado com as seguintes condicionantes:

- a) potência, por unidade de área, do jato incidente no corpo de prova similar à potência para a vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$ vertida em protótipo, tal que $P = \gamma \cdot Q \cdot H / A$, em $[\text{W}/\text{m}^2]$, onde H é a energia cinética total $[\text{m}]$ e A é a área de incidência do jato na superfície do corpo de prova, sem considerar contração do jato;
- b) material sem grande variação em suas características desde o início até o término dos ensaios, por isso, foram testados tempos de cura de 24h, 47h, 70h e 94h;
- c) comportamento do material frente ao escoamento similar ao que ocorreu no protótipo ($\sim 30\text{m}$), sendo assim, a profundidade erodida, em função da resistência à erosão do corpo de prova, deveria ficar estabilizada em $\sim 30\text{cm}$.



Figura 3.12: (a) teste em andamento; (b) corpo de prova erodido.
(ELETROBRAS FURNAS, 2010)

A potência do protótipo (P_p) no local de incidência do jato, calculada sem considerar perda de carga, pode ser obtida com: o nível d'água de montante de 622,5m; cota do leito do rio a

jusante de 555,0m; vazão considerada de 4.000m³/s; e largura do vertedouro de 84m. Sendo assim, através do uso da fórmula (2.62), por semelhança de Froude, obtém-se uma potência equivalente para o modelo (1:100), de 24.098W/m² (P_m). Então, foi empregada esta potência sobre o corpo de prova nos testes de jato vertical, conforme detalhado no próximo parágrafo.

$P_m = P_p \cdot (1 : \lambda)^{3/2}$	(2.62)
---------------------------------------	--------

Em um teste para emissão de bocal, tem-se que: uma queda de 60cm; um bocal de 44mm (DE 50mm); e uma vazão de 3,9L/s, resultam em uma potência de 23.533W/m². Isto, negligenciando a contração do jato durante a queda, ou seja, sem considerar uma diminuição da seção do jato no ponto de incidência em relação ao bocal de emissão.

Na execução das condições levantadas, o tempo de cura para todos os corpos de prova ensaiados foi de 48 horas. Antes desse tempo, e após a cura em 72h, foi constatado, por comparação de corpos de prova, que a resistência do material consolidado variou bastante, devendo o ensaio em modelo físico não passar de 72h desde o início da cura. Então, após o tempo de cura de 48h, o teste de jato vertical foi aplicado até que houvesse a estabilização do buraco de erosão. Ao todo foram testados 11 traços diferentes, variando, em relação ao volume de cimento: Areia, de 18 a 40; Brita, de 20 a 60; Bentonita, de 0 a 4; e Água, de 5 a 12.

De forma a selecionar o traço mais adequado, observou-se a profundidade de escavação nos corpos de prova, a fim de obter aproximadamente 30cm, já que é a ordem de grandeza representativa frente ao protótipo, de tamanho 100 vezes maior. Sendo assim, o traço que obteve melhores resultados foi o composto da seguinte relação ao volume de cimento CP II: 40xAreia; 60xBrita; 2xBentonita; 12xÁgua.

Conforme verificação de Ferreira (2011), a UHE LCBC tem seu coeficiente K_{Ch} de erosividade da rocha no valor de 1,38. Este resultado representa a erosão de 27,2m de profundidade ocorrida em protótipo (Tabela 2.5). Portanto, o traço definido nesta metodologia pode ser atribuído às características qualitativas, aproximadas, definidas pela escala de Xia-Yu-Chang (1988) vista no item 2.6.2.

3.4 MODELO BIDIMENSIONAL 1:50

Neste tópico (3.4) será apresentado o modelo físico bidimensional, em escala 1:50, do sistema dissipador da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), que contempla a calha do vertedouro e a fossa de erosão a jusante. Este modelo foi construído no Laboratório de Hidráulica Experimental (LAHE - Furnas), podendo ser visto em perspectiva na foto seguinte (Figura 3.13).



Figura 3.13: modelo do LAHE em escala 1:50; detalhe da concha de lançamento do vertedouro e a representação da fossa com cota de fundo em 528,95m (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

A estrutura desse modelo foi desenvolvida para comportar ensaios com o intuito de obter as pressões que são causadas pela ação do jato sobre o leito. Para simular a fossa de erosão presente no protótipo (UHE LCBC), que possui profundidade de $\sim 27\text{m}$, foram ensaiados dois estágios de erosão em fundo fixo, ou seja, esse fundo não é composto por materiais móveis (como leito granular ou coesivo). Conforme vistos na figura seguinte, os estágios ensaiados são: um intermediário (Figura 3.14a) e outro de equilíbrio (Figura 3.14b).

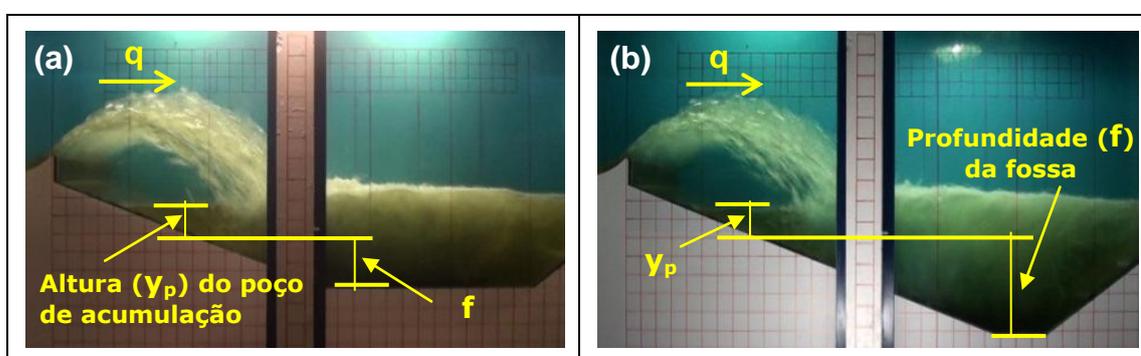


Figura 3.14: modelo 1:50 em ensaio com condições equivalentes de protótipo para uma vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$, com cota de fundo da fossa em: (a) 540m; e (b) 529m. (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

Como visto na Figura 3.14, a fossa de erosão da UHE LCBC é representada por geometrias padronizadas, a fim de se obter as envoltórias de pressão ideais, para cada um dos estágios estipulados para o estudo do desenvolvimento da fossa. Na Figura 3.15, seguinte, há uma disposição das duas geometrias de fundo modeladas em comparação com o perfil da fossa de erosão da UHE LCBC de maior profundidade escavada⁷⁸. As duas geometrias de fossa que foram padronizadas possuem uma configuração de maior equilíbrio dos taludes do que o perfil encontrado em campo, sendo descritas nas alíneas adiante.

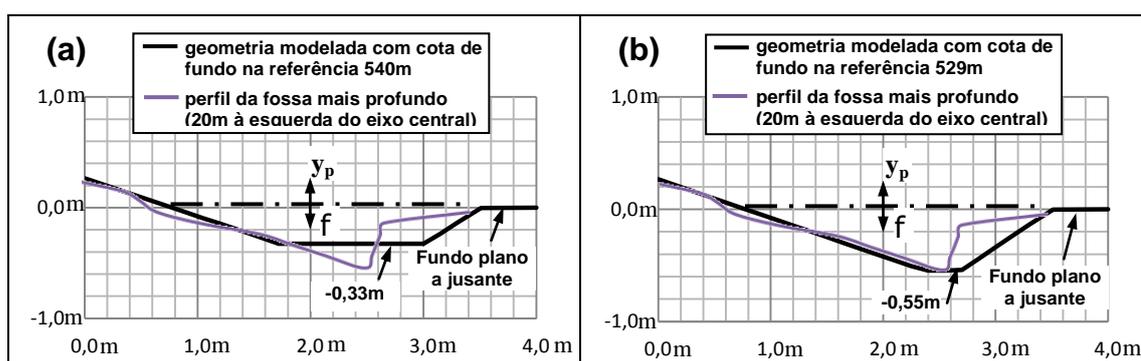


Figura 3.15: geometrias bidimensionais de fossas ensaiadas no modelo 1:50, com estágio na cota de fundo na referência 540m (a) e 529m (b); a abscissa em zero indica o ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro salto esquí), e a ordenada em zero indica o nível de referência de jusante (556,3m).

- a) na Figura 3.15a é vista a geometria de **estágio intermediário**, que possui cota de fundo na referência 540m, o que resulta 16,3m de profundidade (0,33m em valor do modelo 1:50); enquanto que,
- b) na Figura 3.15b é vista a geometria de **estágio de equilíbrio**, que possui cota de fundo na referência 529m, o que resulta 27,3m de profundidade (0,55m em valor do modelo 1:50).

3.4.1 Vertedouro salto esquí

No modelo reduzido em questão (1:50) os pilares, o perfil Creager (Figura 3.16), e o restante da calha do vertedouro foram confeccionados em concreto. Isto permitiu maior detalhamento da seção do vertedouro junto ao perfil Creager. Já no modelo bidimensional em escala 1:100, como será apresentado no tópico (3.5) seguinte, esta região da calha, junto ao perfil Creager, foi simplificada de modo a não representar os pilares.

⁷⁸ O perfil longitudinal em questão está situado, paralelamente, 20m à esquerda do eixo central do canal do vertedouro, na data do levantamento batimétrico de 1988 na UHE LCBC.

Em similaridade geométrica com o protótipo foram instalados quatro vãos de comportas no modelo bidimensional em escala 1:50, totalizando uma largura líquida (B_m) de 0,92m junto ao perfil Creager. Esta região inicial da calha (Figura 3.16) é composta por 3 pilares inteiros e 2 meios pilares posicionados nos limites laterais do canal.



Figura 3.16: pilares e comportas do vertedouro (4 vãos), em similaridade geométrica de 1:50 a um trecho do vertedouro da UHE LCBC, o qual possui 6 vãos (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

A calha do vertedouro deste modelo em escala 1:50 possui largura 1,15m (Figura 3.17), sendo que, no início da calha encontra-se o perfil Creager, e no final da mesma há uma concha de lançamento com raio de 40cm e deflexão de 50°, resultando em ângulo de lançamento de 42° com a horizontal. A altura de lançamento do jato em relação à cota do fundo do canal a jusante (556,3m), não considerando o aprofundamento do canal, é de 41,5cm.

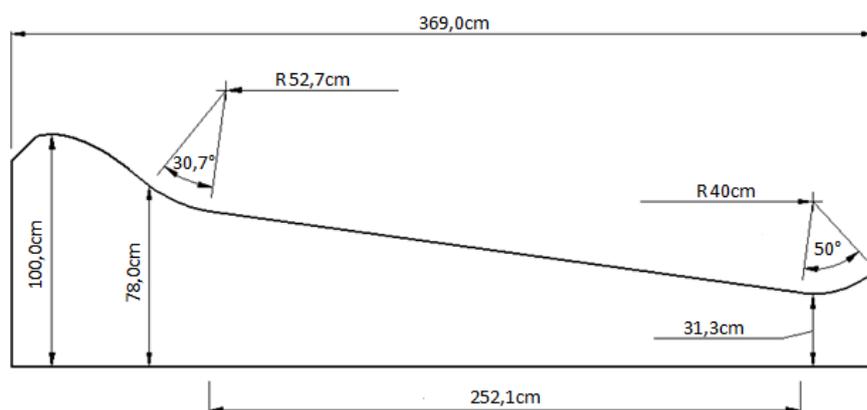


Figura 3.17: perfil do vertedouro salto esquí, em escala 1:50 da UHE LCBC

3.4.2 Instrumentação

O fundo do canal aprofundado (fossa), onde as tomadas de pressão foram posicionadas, foi construído em placas pré moldadas de concreto, a fim de facilitar a troca dos estágios de

erosão, isto é, entre as cotas de fundo 540m e 529m (este último estágio é mostrado na Figura 3.19a). O controle de níveis a jusante foi realizado através de uma comporta, conforme vista na Figura 3.19b. A vazão de água bombeada para o modelo foi ajustada com medidor eletromagnético de vazão da marca Fisher-Rosemount, modelo 570TM, com precisão de 0,5% do valor médio observado no display, e a utilização de registro gaveta. O sistema de tubulação possui diâmetro de 400mm (DN 16"), como visto na foto (Figura 3.18) abaixo.



Figura 3.18: sistema de alimentação do modelo 1:50
(ELETROBRAS FURNAS, 2010)

Para a medição das pressões junto ao fundo de ambos os estágios de erosão, em fundo fixo, foram utilizados 18 transdutores de pressão simultaneamente. Instalou-se tomadas de pressão ao longo do eixo central do canal, com espaçamento horizontal de 15cm entre as tomadas (Figura 3.19a), sendo a primeira tomada distanciada em 75cm a partir do lábio do vertedouro (ponto de lançamento do jato).

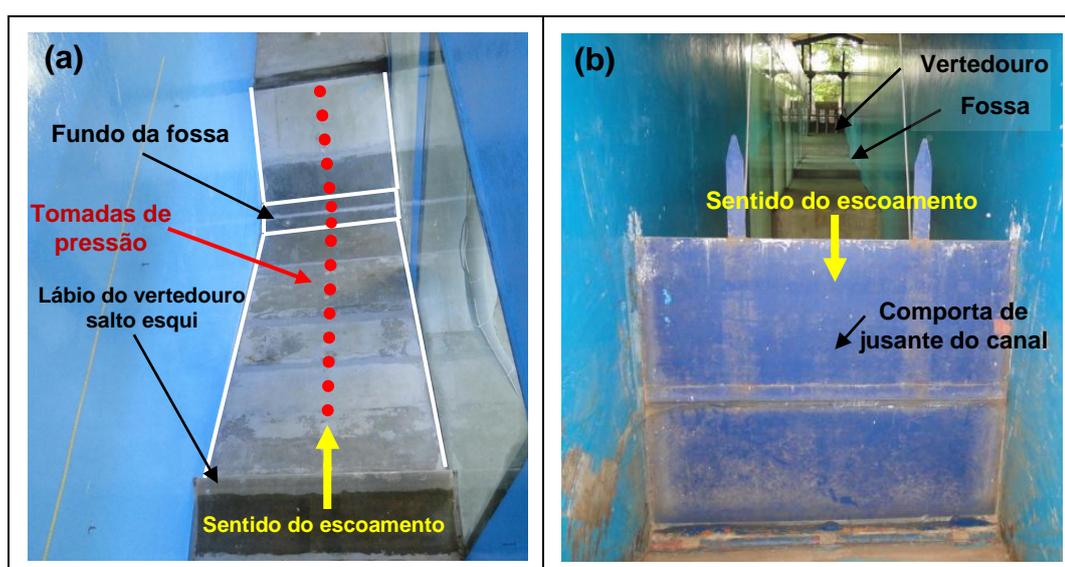


Figura 3.19: Canal do modelo bidimensional do LAHE: (a) vista para jusante da fossa (cota de fundo em 529m), com posicionamento das tomadas de pressão; (b) vista para montante do canal, mostrando a comporta de controle de níveis.
(ELETROBRAS FURNAS, 2010)

Os ensaios tiveram duração de 10 minutos, com frequência de aquisição de 100Hz. O equipamento utilizado para a medição das pressões atuantes junto ao fundo da fossa foi o transdutor do modelo Zurich PSI420 A3 -1 a +4 PSI ABS 12B (Figura 3.20), com as seguintes características:

- a) faixa de trabalho de -0,1bar a +0,3bar (-1,02 à +3,06m.c.a.);
- b) sinal de saída: 4 a 20mA;
- c) alimentação: 12 a 30 Vcc;
- d) precisão $\pm 0,1\%$;
- e) tempo de resposta menor ou igual a 1ms.



Figura 3.20: foto do transdutor de pressão utilizado no modelo do LAHE (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

3.5 MODELO BIDIMENSIONAL 1:100

O modelo a ser apresentado no presente tópico (3.5) foi construído no Laboratório de Obras Hidráulicas (LOH/IPH - UFRGS), e, assim como o modelo bidimensional do LAHE, visto no tópico (3.4) anterior, representa a calha do vertedouro e a fossa de erosão da UHE LCBC. Porém, o presente modelo bidimensional (Figura 3.21) possui escala 1:100, com metade das dimensões de comprimento do modelo bidimensional do LAHE (escala 1:50).



Figura 3.21: modelo do LOH em escala 1:100; detalhe da concha de lançamento do vertedouro e a representação da fossa com cota de fundo em 529,75m

Similares ao modelo bidimensional 1:50, visto no tópico (3.4) anterior, as geometrias de fossa em fundo fixo para o modelo 1:100 foram padronizadas em dois estágios: um com cota de fundo na referência 540m (Figura 3.22a), caracterizando o **estágio intermediário**; e outro com cota de fundo na referência 529m (Figura 3.22b), que caracteriza o **estágio de equilíbrio**.

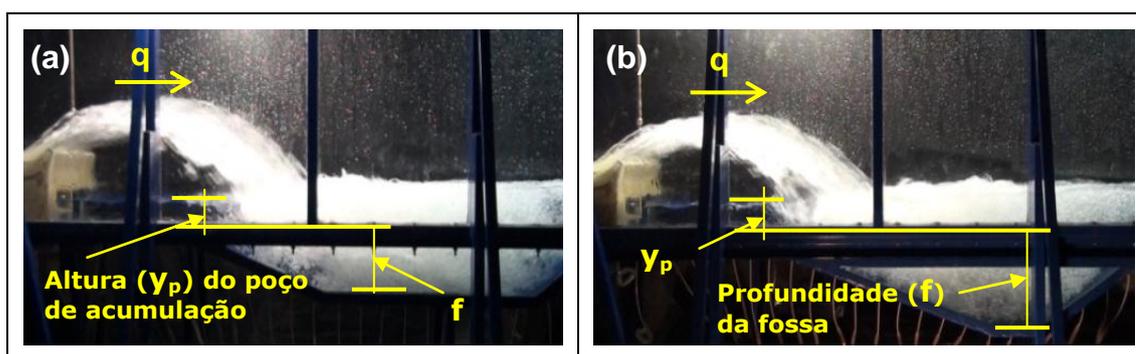


Figura 3.22: modelo 1:100 em ensaio, com condições equivalentes de protótipo para uma vazão de 4.000m³/s, com cota de fundo da fossa em: (a) 540m; e (b) 529m.

As respectivas profundidades das duas geometrias vistas, na escala de protótipo, são de 16m e 27m em relação à cota do leito do rio situado a jusante (556,3m). Os detalhes dessas geometrias de fossa padronizadas são vistos nos gráficos graduados (Figura 3.23), mostrados adiante.

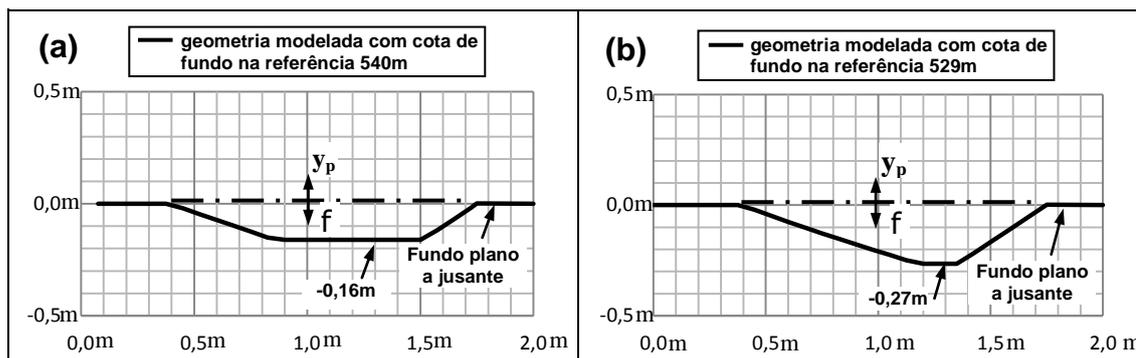


Figura 3.23: geometrias bidimensionais de fossas ensaiadas no modelo 1:100, com estágio na cota de fundo 540m (a) e 529m (b); a abscissa em zero indica o ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro salto esquí), e a ordenada em zero indica o nível de referência de jusante (cota 556,3m).

3.5.1 Vertedouro salto esquí

A estrutura do vertedouro salto esquí do modelo 1:100 foi confeccionada em fibra de vidro, possuindo largura da calha de 40cm, constante ao longo de todo o perfil (Figura 3.24). A concha de lançamento do vertedouro possui raio de 20cm e deflexão de 50° , resultando em ângulo de lançamento de 42° com a horizontal. A altura de lançamento do jato em relação à cota do canal a jusante (556,3m), não considerando o aprofundamento do canal, é de 20,77cm.

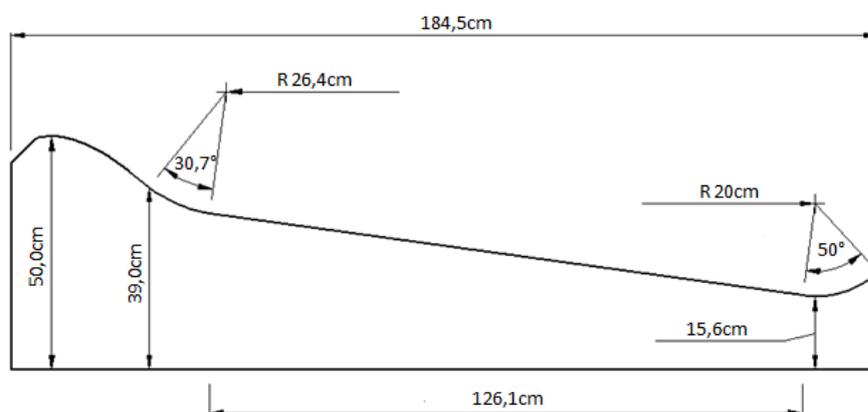


Figura 3.24: perfil do vertedouro salto esquí, em escala 1:100 da UHE LCBC

A largura da calha do modelo, como mencionada, possui seção constante. Isto ocorre devido a não adoção de pilares, não havendo, portanto, a contração do escoamento na entrada do perfil Creager, como de ocorrência no protótipo. Apesar de não haver a representação dos pilares, houve a representação do controle sobre o vertimento através de comporta similar ao protótipo (Figura 3.25).

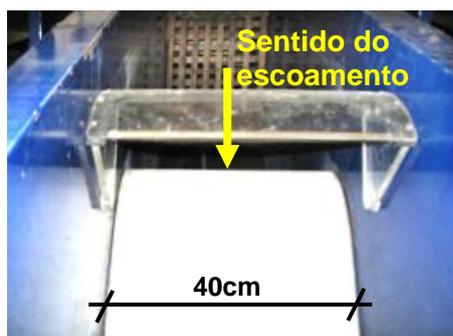


Figura 3.25: comporta do vertedouro, contínua - bidimensional, com similaridade geométrica de 1:100 ao vão entre os pilares do vertedouro da UHE LCBC

Dadas as menores dimensões deste modelo (escala 1:100), tem-se que os pilares exigiriam maior detalhe de confecção, como também causariam maior efeito sobre o escoamento de aproximação, o que afetaria a vazão (q) escoada pela comporta e, conseqüentemente, a carga hidráulica de montante (H_m). Com ênfase na obtenção das pressões na fossa de erosão, se faz importante que os parâmetros do escoamento no ponto de lançamento do jato não tenham distorções causadas pela diferença de carga hidráulica para cada condição de escoamento imposta.

Desta forma, apesar de o início da calha do modelo em questão não considerar pilares, no final da calha há coincidência geométrica com a concha de lançamento do protótipo, o que proporciona um jato de características comparáveis, quais sejam, vazão específica q , energia de lançamento calculada por H_m , e espessura h_0 do jato. As condições de escoamento impostas ao modelo, segundo as aberturas de comporta (A), bem como os parâmetros relativos às condições do jato lançado, são descritas no tópico 4.1.

3.5.2 Instrumentação

O fundo da fossa, onde as tomadas de pressão foram posicionadas, é construído por módulos metálicos (Figura 3.26a), com encaixe e aparafusamento, o que facilitou a troca de estágios representativos de erosão, isto é, entre os estágios com cotas de fundo 540m e 529m. O controle de níveis a jusante foi realizado através da comporta vista na Figura 3.26b.

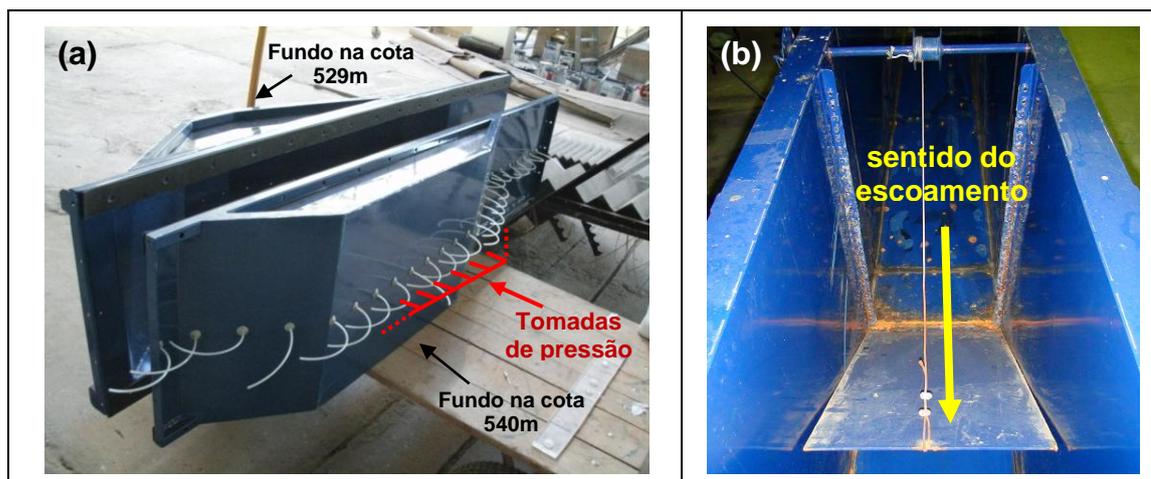


Figura 3.26: Canal do modelo bidimensional do LOH: (a) vista inferior dos fundos metálicos utilizados no modelo (cota de fundo em 529m e 540m), com o posicionamento das tomadas de pressão; (b) vista para montante do canal, mostrando a comporta de controle de níveis.

A alimentação do modelo foi realizada por um conjunto motobomba de 50 CV, com tubulação de 300mm (DN 12"). A vazão foi regulada através de um inversor de frequência, em conjunto com um ajuste fino através de registo gaveta, observando um medidor eletromagnético de vazão (Figura 3.27), da marca Emerson-Rosemont (Conv. 8732, Tubo 570TM), com precisão de 0,15% do valor médio observado no display.



Figura 3.27: medidor eletromagnético de vazão utilizado para conferir a vazão escoada pelo modelo bidimensional de escala 1:100

Neste modelo (escala 1:100) foram utilizados 24 transdutores simultaneamente, abrangendo toda a geometria da fossa com tomadas de pressão, posicionadas ao longo do eixo central do canal (Figura 3.26a). O espaçamento horizontal entre as tomadas é de 7,5cm, sendo que a primeira tomada de pressão começa a uma distância de 7,5cm do lábio do vertedouro (ponto de lançamento do jato).

Os transdutores foram conectados aos pontos de tomada de pressão por mangueiras (tubos de nylon), com comprimento de 12cm, diâmetro interno de 2mm, e espessura da parede de 0,8mm. Os ensaios tiveram duração de 5 minutos, com frequência de aquisição de 256Hz. A

placa de aquisição utilizada foi a M USB-6218 da National Instruments (NI), e os transdutores de pressão foram do modelo Hytronic, faixa de -0,5 a +1,5 PSI (Figura 3.28), com as seguintes características:

- a) faixa de trabalho de -0,03bar a +0,10bar (-0,31 à +1,02m.c.a.);
- b) sinal de saída: 7mA;
- c) alimentação: 10Vcc;
- d) precisão 0,25% F.E.;
- e) tempo de resposta menor ou igual a 1ms.

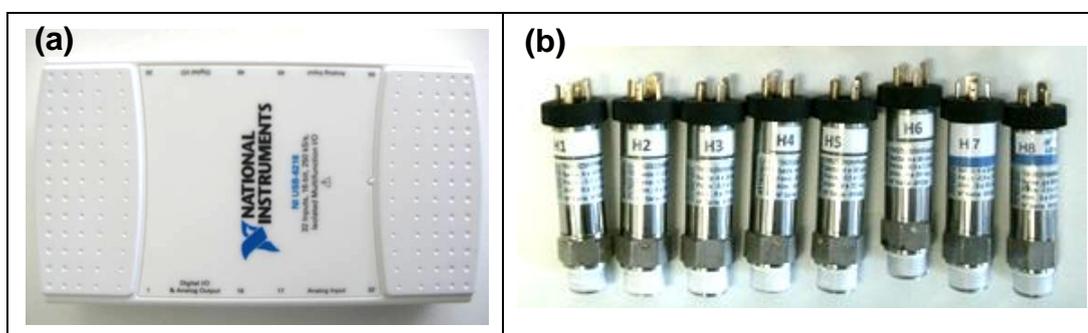


Figura 3.28: Equipamento utilizado na medição das pressões no modelo do LOH: (a) placa de aquisição de dados da NI; (b) transdutor de pressão modelo Hytronic.

4 MÉTODOS DE EXPERIMENTO

Conforme o objetivo geral da presente tese, a ênfase sobre a evolução da geometria da fossa de erosão é dada por uma série de análises mais específicas, que consideram **dados de laboratório** (modelo) e **dados de campo** (protótipo). Os modelos físicos utilizados tiveram suas características descritas no capítulo (3) anterior, e possuem como base a Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC). No presente capítulo (4) são descritas as condições de experimento impostas, bem como os métodos utilizados para a definição das mesmas, visando as discussões sobre os dados obtidos (capítulo 5), e as análises de comparação e verificação das relações físicas propostas (capítulo 6).

Mais adiante nesta tese os parâmetros obtidos com base na UHE LCBC, protótipo de referência, serão comparados com outros parâmetros fornecidos pela bibliografia, tanto de outros protótipos quanto de outras modelagens físicas. Essa comparação se faz necessária de modo a verificar a aplicação das análises em âmbito mais genérico, em consonância com o objetivo geral desta tese. Nesta abordagem científica, o estudo empírico do caso particular é essencial para a validação de modelos teóricos, bem como para a compreensão analítica de modelos embasados no acúmulo de experiência prática sobre os fenômenos envolvidos.

Assim, os dados das modelagens devem ser delimitados em condições próprias de experimentação, que permitam a definição de limites de empregabilidade e aplicação. Desta forma, neste capítulo (4) são mostradas as condições em que os parâmetros foram obtidos, separando-as em: condições de escoamento (tópico 4.1); delimitação dos números adimensionais de Froude, Reynolds e Weber (tópico 4.2); e definições da fossa tridimensional da UHE LCBC (tópico 4.3).

4.1 DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES DO ESCOAMENTO

Como visto no tópico 3.2, em que foram apresentadas as características da UHE LCBC, a vazão de projeto do vertedouro salto esqui corresponde a uma cheia com período de retorno de dez mil anos, de $13.000\text{m}^3/\text{s}$, e a vazão vertida que define a condição de equilíbrio da fossa, até o ano de 1988, corresponde a $4.000\text{m}^3/\text{s}$. Considerando este espectro, o intervalo de vazões de referência para os modelos foi definido conforme o quadro seguinte (Tabela 4.1):

Tabela 4.1: vazões de referência para os modelos

PROTÓTIPO Q_p [m ³ /s]	Modelo tridimensional⁽¹⁾ 1:100 Q_m [L/s]	Modelo bidimensional⁽²⁾ 1:50 Q_m [L/s]	Modelo bidimensional⁽³⁾ 1:100 Q_m [L/s]
1.000	10	37,7	5,8
2.000	20	75,4	11,6
3.000	30	113,1	17,4
4.000	40	150,8	23,2
8.000	80	301,7	46,4
9.000	-	-	52,2
13.000	130	490,3	75,4*

⁽¹⁾ Possui largura da calha junto aos pilares (B_p) de 0,69m, e largura da calha no local de lançamento do jato (w) de 0,84m;

⁽²⁾ Possui largura total da calha (w) de 1,15m, mas a seção junto aos pilares (B_m) totaliza 0,92m;

⁽³⁾ Possui largura total da calha (w) de 0,40m, que se mantém junto ao perfil Creager (B_m);

^(*) por limitação da estrutura do modelo, a máxima vazão vertida (Q_m) foi de 52,2 L/s, equivalente a uma vazão de protótipo (Q_p) de 9.000m³/s.

É importante ressaltar que essas vazões de referência ao protótipo correspondem ao cálculo da vazão específica na seção do perfil Creager, junto aos pilares. Desta forma, a vazão específica na seção de lançamento do jato é diminuída em relação à vazão específica junto aos pilares, pois os mesmos reduzem a largura da calha junto ao perfil Creager. Com isso, no caso da modelagem bidimensional 1:100, sem pilares (tópico 3.5), a vazão de referência escoada junto aos pilares, em relação ao protótipo, possui maior vazão específica no ponto de lançamento do jato do que nas modelagens que consideram os pilares.

À medida que a vazão específica na seção do perfil Creager, de acordo com a abertura da comporta, afeta a carga de montante (H_m), a vazão específica na seção de lançamento interfere diretamente na espessura do jato (h_0). Assim, para se ter as condições do jato lançado pelo vertedouro, de modo a relacionar as modelagens entre si, deve-se proceder com a conversão da vazão de referência na seção junto aos pilares (Q_p) para a vazão específica na seção de lançamento do jato do modelo (q_m), utilizando a fórmula (4.1), por semelhança de Froude.

$$q_m = \frac{Q_m}{w_m}, \text{ sendo } Q_m = Q_p \cdot (1:\lambda)^{3/2} \cdot \frac{B_m}{B_p} \quad (4.1)$$

Onde:

Q = vazão volumétrica escoada [m^3/s];

B = largura da seção de controle junto aos pilares [m];

q = vazão específica na seção de lançamento do jato [m^2/s];

w = largura da calha no ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro) [m];

p = subíndice de referência ao protótipo;

m = subíndice de referência ao modelo.

Para os modelos bidimensionais, a representação da vazão de vertimento em protótipo se faz segundo uma relação de regimes permanentes, como vistos na Tabela 4.1. Em todas as modelagens físicas foram adotadas cargas hidráulicas de montante (H_m) com semelhança às de protótipo, respectivas a cada vazão de protótipo (Q_p), e segundo as aberturas de comporta (A) definidas no item (4.1.1) seguinte.

Para este procedimento mencionado, de aplicação da fórmula (4.1), tem-se que a calha do protótipo junto às comportas possui largura líquida de 69 metros (descontados os pilares), como apresentado na Tabela 3.2. Assim, para se ter as condições do jato na seção de seu lançamento, deve-se referir à vazão específica (q) nesta seção da calha, que em protótipo possui 84 metros de largura. As condições de descarga em função da abertura das comportas é vista no item (4.1.1) seguinte, enquanto as condições de alcance do jato lançado, até seu mergulho no colchão d'água, são vistas no item 4.1.2.

4.1.1 Condições de descarga

As condições de descarga para os modelos, no que diz respeito à utilização de comportas, foram definidas de acordo com a metodologia recomendada por USA (1987). Nesta metodologia, o cálculo da vazão escoada pelas comportas ($Q_{comportas}$) possui como principais variáveis: a carga de energia hidráulica H_e do escoamento e a altura A de elevação das comportas, ambos com referência ao nível da crista (N_{crista}) do perfil Creager. O coeficiente geral de vazão da comporta ($C_{comporta}$) pode ser obtido pelo gráfico seguinte (Figura 4.1).

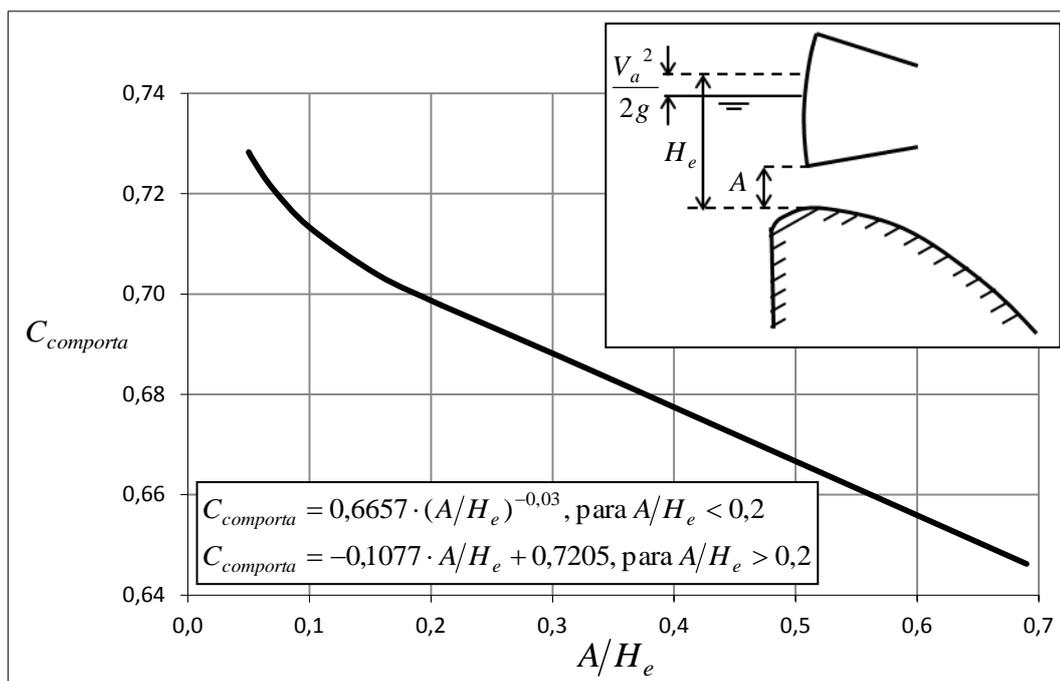


Figura 4.1: Gráfico do coeficiente geral de descarga para um vertedouro controlado por comporta. Fonte: ROBERSON et al. Hydraulic Structures - Chapter 7, p.24. Disponível em <http://parra.sdsu.edu/roberson_chapter07.html>. Acesso em out/2013.

A energia de montante ao vertedouro (H_e) é dada pela soma das parcelas estática e dinâmica do fluxo de aproximação, conforme a fórmula seguinte (4.2):

$$H_e = (N_{montante} - N_{crista}) + V_a^2/2g \quad , \quad \text{sendo} \quad (4.2)$$

$$V_a = q / (N_{montante} - N_{aprox.})$$

Onde:

H_e = energia de aproximação [m.c.a.];

V_a = velocidade de aproximação do escoamento [m/s];

$N_{montante}$ = nível d'água de montante ao vertedouro [m];

$N_{aprox.}$ = nível do fundo do canal de aproximação [m].

No caso dos **modelos bidimensionais** ensaiados, vistos nos tópicos 3.4 e 3.5, a energia de aproximação no canal ($V_a^2/2g$) foi calculada por continuidade, através de medidor eletromagnético de vazão (Q_m), e o nível d'água de montante ao vertedouro ($N_{montante}$) foi medido através de piezômetro localizado na zona tranquilizada do escoamento. Os parâmetros

de energia de montante (H_m) e de vazão específica no lançamento do jato (q), dos ensaios nos modelos bidimensionais, serão vistas no próximo tópico (4.2) com seus números adimensionais respectivos.

No **modelo tridimensional**, de escala 1:100, as condições a montante do vertedouro foram ajustadas através de sensor ultrassônico de nível e aparato mecânico de movimentação das comportas, conforme detalhados no tópico 3.3. As condições de níveis impostas, em valores de protótipo, foram as seguintes:

- a) nível d'água de montante ($N_{montante}$), mantido constante na cota 622,50m;
- b) nível da crista do vertedouro (N_{crista}), na cota 606,30m;
- c) nível do fundo do canal de aproximação ($N_{aprox.}$), na cota 600,50m.

Como visto no item 3.3.2, os hidrogramas afluentes foram simulados com valores de vazão escalonados. Desta forma, esses valores de vazão ($Q_{comporta}$) podem ser calculados pela fórmula seguinte (4.3), ajustando a abertura de comporta (A) necessária para cada um deles.

$$Q_{comporta} = C_{comporta} \cdot A \cdot (B \cdot \kappa) \cdot \sqrt{2g \cdot H_e} \quad , \text{ sendo} \quad (4.3)$$

$$(B \cdot \kappa) = B_{ef} = B - 2 \cdot (n \cdot K_p + K_a) \cdot H_e + 0,4 \cdot (H_e - A)$$

Onde:

$Q_{comporta}$ = vazão escoada pela comporta [m³/s];

$C_{comporta}$ = coeficiente de descarga com a utilização de comporta [-];

H_e = energia do escoamento acima da crista do vertedouro [m];

A = abertura da comporta acima da crista [m];

B = largura líquida do vertedouro [m] ao se descontar a largura dos pilares;

κ = coeficiente de aproximação na comporta [-], função da assimetria de aproximação, profundidade do canal, forma dos pilares, tensão superficial e turbulência do escoamento;

B_{ef} = largura efetiva do vertedouro na seção das comportas [m];

n = número de pilares [-];

K_p = coeficiente de contração no pilar [-];

K_a = coeficiente de aproximação do escoamento [-].

Para o cálculo da vazão $Q_{comporta}$, escoada pelas comportas do modelo de conjunto da UHE LCBC, utilizou-se o coeficiente geral de descarga ($C_{comporta}$), visto na Figura 4.1, e a largura efetiva do vertedouro (B_{ef}) foi simplificada, adotando-se o valor de κ igual a 0,91. Sendo assim, os resultados para as aberturas de comporta (A), que definem as condições de escoamento para o modelo tridimensional 1:100, podem ser vistos no quadro seguinte (Tabela 4.2).

Tabela 4.2: vazões aplicadas no modelo físico tridimensional, de escala 1:100 (ELETROBRAS FURNAS, 2010)

Vazão no protótipo [m ³ /s]	Abertura da comporta no modelo [mm]	Vazão imposta [L/s]	Vazão calculada [L/s]	Diferença relativa entre Q's
1.000	12,2	10	9,84	1,6%
1.500	18,5	15	14,75	1,7%
2.000	25,0	20	19,77	1,1%
2.500	31,5	25	24,78	0,9%
3.000	38,1	30	29,86	0,5%
3.500	44,8	35	34,97	0,1%
4.000	51,6	40	40,13	-0,3%

Estes dados de vazão vertida, respectivos às condições de ensaio, podem ser comparados com os valores obtidos no relatório Hidroesb (1991), em que se estudou o mesmo protótipo de referência da presente tese (UHE LCBC), com um modelo de conjunto também em escala 1:100.

Os resultados são disponibilizados por Hidroesb (1991) em curvas de medição experimental, apresentando a vazão vertida ($Q_{comporta}$) em função da abertura da comporta (A), para o nível d'água de montante igual a 622,50m. Assim, como forma de comparação, aplicou-se o valor de κ igual a 0,91, que corresponderia às peculiaridades da UHE LCBC, o que resultou nos coeficientes de descarga ($C_{comporta}$) do gráfico (Figura 4.2) seguinte.

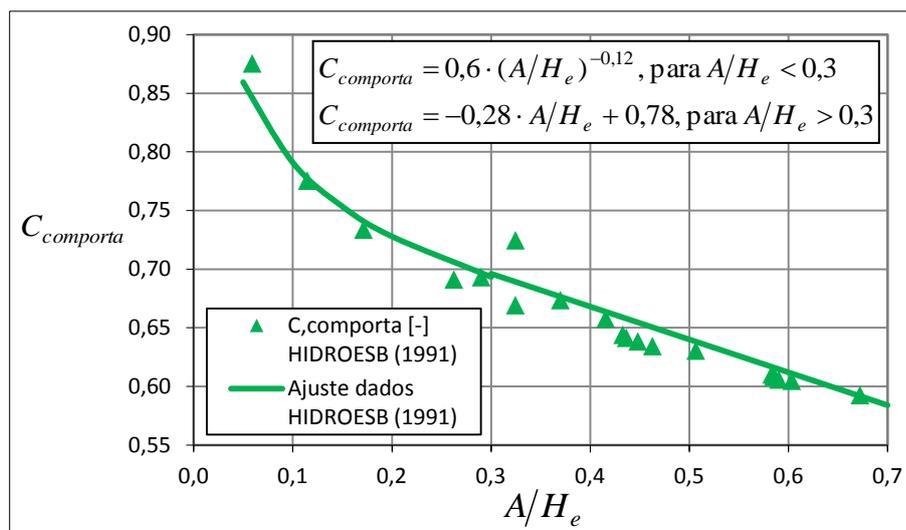


Figura 4.2: coeficientes de descarga para o modelo de conjunto da UHE LCBC, em escala 1:100, de Hidroesb (1991)

Como pode ser observado, houve divergências entre os coeficientes de descarga para as duas modelagens vistas, no entanto, a dispersão vista (Figura 4.2) indica que a descarga de vazão por comportas é de difícil reprodução de maneira precisa, necessitando de ajustes próprios da condição de modelo ou protótipo. Vale ressaltar que as simplificações são intrínsecas a esse tipo de modelagem, de forma que: na modelagem de Hidroesb (1991), as condições ensaiadas foram constantes, em regime permanente; já na modelagem estudada na presente tese, para o modelo de conjunto 1:100, se trata de descargas dinâmicas, de hidrogramas simulados que acompanham o histórico de vertimento em protótipo, como descritas no item 3.3.2.

4.1.2 Condições de alcance do jato livre

O conhecimento das características relativas ao **alcance do jato livre**, lançado por um vertedouro salto esqui, bem como de sua trajetória no interior do colchão d'água, são premissas básicas para a implementação desse tipo de vertedouro. A determinação das condições de **alcance de jato livre**, no ar, antes de sua penetração e difusão no interior do colchão d'água, é crucial para, posteriormente, se analisar os parâmetros relativos à **região de impacto sobre o leito da fossa**, a qual possui definição vista no item 2.2.4 (Revisão Bibliográfica).

Usualmente, para se estimar o local de máxima pressão sobre o fundo da fossa, se tem como parâmetro a trajetória principal do jato, desprezando o entorno do jato, que sofre dispersão no

ar e posterior difusão no interior do colchão d'água. Essa **trajetória principal** do jato que penetra no colchão d'água é a que denota o ponto de ocorrência da maior pressão média junto ao fundo, porém, no que concerne à morfologia geral da fossa este ponto não é tão relevante, já que o mesmo varia conforme a evolução da fossa. Desta maneira, interessa a região do fundo sobre a qual interagem o fluxo principal do jato mergulhante, bem como seus fluxos secundários, isto é, a **região de impacto**.

As condições, vistas aqui, de **alcance mínimo e máximo do jato livre**, dizem respeito às distâncias horizontais mínima e máxima da zona de **incidência do jato sobre o colchão d'água**, partindo do ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro). No caso da presente tese, o escoamento sobre o vertedouro é regulado por comporta, o que acrescenta energia ao escoamento em relação à vazão sem o uso de comporta, por isso, se faz necessária a diferenciação desta condição de incidência do jato, que repercute no processo de formação da fossa de erosão.

Para a comparação dessas duas condições de vazão, quais sejam, sem a utilização de comportas (escoamento livre), e com o emprego das mesmas como o caso da presente tese, são utilizados os dados de duas modelagens, a saber, de Eletrobras Furnas (2006) e de Eletrobras Furnas (2010). Estas modelagens, bidimensionais, em escala 1:100, também foram realizadas no Laboratório de Obras Hidráulicas (LOH/IPH/UFRGS), e correspondem à Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC).

Nessas modelagens mencionadas as distâncias mensuradas de alcance mínimo e máximo do jato livre, dados por L_{\min} e L_{\max} , dentre outros parâmetros não abordados aqui, foram medidas diretamente no modelo, através de uma janela de acrílico (Figura 4.3a), ou através de filmagens realizadas durante os ensaios, sendo os valores obtidos pela média de cinco *frames* tomados ao longo da duração dos vídeos (Figura 4.3b).

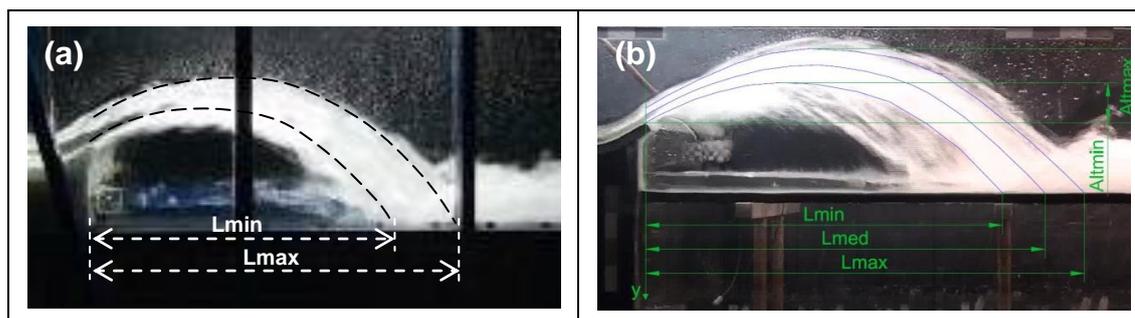


Figura 4.3: Medições de alcance horizontal do jato, mínimo e máximo, para diferentes modelos bidimensionais, em escala 1:100, referentes à Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC) com vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$, para (a) condição sem comportas, de Eletrobras Furnas (2006); e (b) condição com a utilização de comportas, de Eletrobras Furnas (2010).

Nessas modelagens indicadas na Figura 4.3a e na Figura 4.3b a cota do lábio do vertedouro (N_{jato}) é de $577,07\text{m}$, com referência ao protótipo. As condições de vazão específica dos jatos lançados e os comprimentos L_{min} e L_{max} desses jatos podem ser vistos nas tabelas seguintes (Tabela 4.3 e Tabela 4.4).

Tabela 4.3: dados de comprimento mínimo e máximo do jato para a modelagem da Figura 4.3a, na condição de vertimento sem comportas, com cota de fundo para o impacto do jato em $556,30\text{m}$

q [m^2/s]	L_{min} [m]	L_{max} [m]
0,024	0,42	0,57
0,049	0,59	0,74
0,072	0,63	0,83
0,096	0,68	0,84
0,119	0,69	0,88
0,142	0,71	0,89

Tabela 4.4: dados de comprimento mínimo e máximo do jato para a modelagem da Figura 4.3b, na condição de vertimento com comportas, com cota de fundo para o impacto do jato em $555,00\text{m}$

q [m^2/s]	L_{min} [m]	L_{max} [m]
0,014	0,36	0,47
0,027	0,54	0,70
0,041	0,65	0,79
0,055	0,71	0,87
0,117*	0,72	0,91
0,195*	0,74	0,95

* Para o vertimento das duas maiores vazões extrapola o nível d'água de montante no valor recomendado para a operação do reservatório, que é na cota $622,5\text{m}$, ou 162mm acima da crista do vertedouro em escala 1:100, sendo assim, nestas vazões não foram empregadas as comportas (HIDROESB, 1991).

Diante das modelagens físicas mencionadas, sobre os comprimentos de L_{\min} e L_{\max} da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), a presente tese faz uso da formulação (4.4), vista adiante. Estas fórmulas consideram as condições de vertimento com e sem o uso de comporta, de acordo com as curvas vistas na Figura 4.4. Vale ressaltar que as vazões ensaiadas a partir de $8.000\text{m}^3/\text{s}$ (referência de protótipo) são vertidas com o vertedouro sem a utilização de comportas.

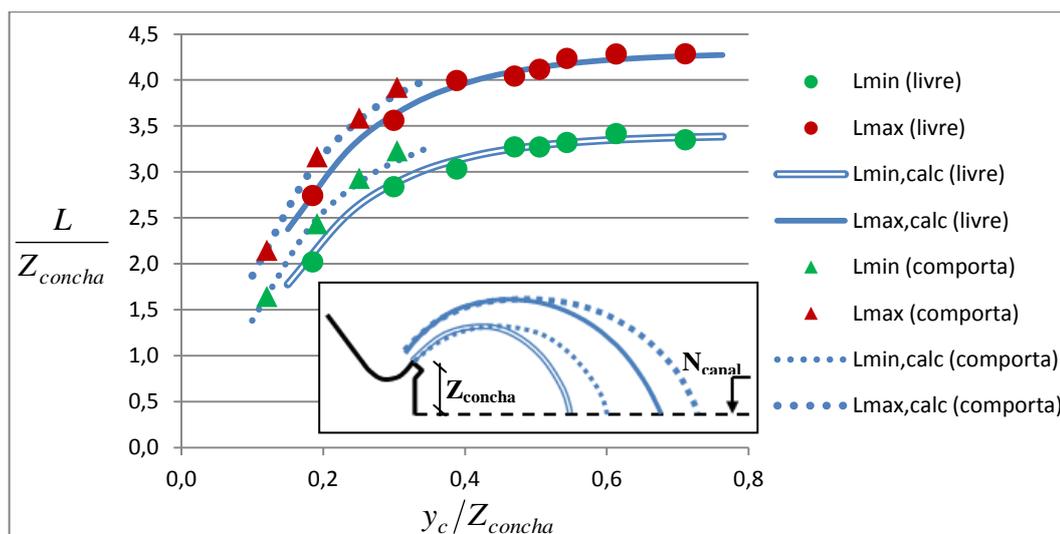


Figura 4.4: alcance horizontal, mínimo e máximo, do jato dos modelos em escala 1:100 da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), para as condições de vertimento com e sem o controle de vazão por comportas; dados de Eletrobras Furnas (2006), e de Eletrobras Furnas (2010).

As fórmulas para o alcance mínimo e máximo do jato livre, vistas abaixo (4.4), foram elaboradas utilizando-se o cálculo do coeficientes de descarga $C_{comporta}$, segundo a curva da Figura 4.2, em que a abertura total das comportas representa $C_{comporta} = 0,5$. Os coeficientes de ajuste das curvas vistas acima (Figura 4.4), estão expressos no quadro (Tabela 4.5) seguinte.

$$\frac{L_{\min}}{Z_{concha}} = a_1 \ln\left(\frac{C_{comporta}}{0,5}\right) \cdot a_2 - a_3 \cdot \exp\left(-a_4 \cdot \frac{y_c}{Z_{concha}}\right), \text{ e} \quad (4.4)$$

$$\frac{L_{\max}}{Z_{concha}} = b_1 \ln\left(\frac{C_{comporta}}{0,5}\right) \cdot b_2 - b_3 \cdot \exp\left(-b_4 \cdot \frac{y_c}{Z_{concha}}\right)$$

Onde:

L_{\min} = alcance horizontal mínimo do jato livre que incide sobre a superfície plana do canal a jusante, de cota N_{canal} [m];

L_{\max} = alcance horizontal máximo do jato livre que incide sobre a superfície plana do canal a jusante, de cota N_{canal} [m];

N_{canal} = nível plano do canal de jusante [m], sobre o qual o jato incide em laboratório, sendo equivalente à cota do leito do rio a jusante de um barramento (N_{leito});

Z_{concha} = altura de lançamento do jato [m], dada por $Z_{concha} = N_{jato} - N_{canal}$;

y_c = altura do escoamento crítico [m], dada por $y_c = \sqrt[3]{q^2/g}$.

Tabela 4.5: coeficientes para as fórmulas de alcance do jato livre

Coef. para L_{\min}	Coef. para L_{\max}
a1 = 1,22	b1 = 1,15
a2 = 3,4	b2 = 4,3
a3 = 5,0	b3 = 5,5
a4 = 7,5	b4 = 7,0

Conforme a metodologia exposta, as curvas adimensionalizadas (Figura 4.4) para o cálculo do alcance mínimo (L_{\min}) e máximo (L_{\max}) do jato livre, específicas para o modelo 1:100 da UHE LCBC, serão utilizadas na presente tese de modo a possibilitar a aplicação das respectivas condições ensaiadas. Nesta metodologia não se considera as variações de parâmetros como, por exemplo, o comprimento da calha do vertedouro, o que seria necessário levar em conta para a aplicação em um vertedouro salto esqui de outra barragem.

Para o cálculo aproximado da distância de alcance do jato livre para um vertedouro salto esqui genérico, os trabalhos de Borja (2012) e Cannellas et al. (2017) recomendam que se adote a perda de carga na calha de 10% da energia de montante (H_m). Então, a partir da energia de lançamento do jato, e do ângulo de lançamento do jato, podem ser utilizadas equações balísticas da trajetória do jato estudadas por Borja (2012).

4.2 ESCOAMENTO EM FOSSA BIDIMENSIONAL

Conforme os objetivos específicos traçados na presente tese, no que tange às pressões sobre o leito da fossa, se faz especificamente medições junto ao contorno sólido de fossas

simplificadas, bidimensionais, para as escalas 1:50 e 1:100. Esse tipo de modelagem de fossa de erosão, em contornos sólidos fixos, não simula o carreamento de material como ocorre em fossas modeladas com fundo móvel. No entanto, uma geometria de fossa, com dimensões controladas, permite reproduzir a macroturbulência para uma graduação de diferentes regimes permanentes de vazão, verificando a influência das condições impostas no parâmetro mensurado de pressão.

Nos itens (4.2.1 e 4.2.2) que seguem são descritos os números adimensionais de base para as análises dos resultados de pressão obtidos. Dado o emprego da similaridade de Froude, as condições do escoamento nas modelagens físicas são definidas pelo número adimensional de Froude. Já os números de Reynolds e de Weber delimitam a ocorrência de efeitos de escala sobre as condições de escoamento ensaiadas.

4.2.1 Número de Froude

O parâmetro relativo ao número de Froude (F_0) está intimamente ligado às condições de vazões específicas (q) ensaiadas. O número de Froude, bem como os demais parâmetros de ensaio terão sua causalidade correlacionada no tópico 5.1, de forma a descrever as influências de cada um deles diante do fenômeno hidráulico observado.

Como parâmetro da condição do fluxo d'água escoado, o número de Froude (F_0) é dado pela equação (4.5) abaixo. Salienta-se que a seção de referência para o cálculo de F_0 é o lábio do vertedouro, e não a seção da calha junto às comportas, pois o que se está visando é a condição de lançamento do jato.

$$F_0 = \frac{V_0}{\sqrt{g \cdot h_0}}, \text{ com } V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot (H_m - Z_{concha} - q/V_0)} \quad (4.5)$$

Onde:

F_0 = número de Froude do escoamento teórico, no lançamento do jato [-];

V_0 = velocidade de lançamento teórica, em que não é considerada a perda de carga, sendo obtida através de processo iterativo [m/s];

$h_0 = q/V_0$, lâmina de escoamento teórico, no lançamento do jato [m];

H_m = carga de montante [m], dada por $H_m = N_{montante} - N_{leito}$;

Z_{concha} = altura de lançamento do jato [m], dada por $Z_{concha} = N_{jato} - N_{leito}$;

q = vazão específica na seção de lançamento do jato [m²/s].

Observa-se que os valores de F_0 para as duas modelagens na escala 1:50 e 1:100 não são coincidentes, o que pode ser visto respectivamente na Tabela 4.6 e na Tabela 4.7 (parâmetros descritos após as tabelas). Isto ocorre devido à vazão específica denotada junto aos pilares, em protótipo, ser diferente da vazão específica no lançamento do jato (devido ao aumento de seção líquida). Para o caso do modelo bidimensional 1:100, a vazão específica referenciada junto às comportas é a mesma que é lançada no ar pelo vertedouro. Já o modelo bidimensional em escala 1:50 possui a seção junto aos pilares proporcionalmente ao protótipo, o que não causa diferenciação do número de Froude no local de lançamento do jato para este modelo em relação ao protótipo.

Tabela 4.6: vazões de referência e condições de escoamento para o modelo bidimensional 1:50

F_0 [-]	Q_p [m ³ /s]	Q_m [L/s]	q [m ² /s]	H_m [m]	h'_0 [m]
14,6	1.000	37,7	0,033	1,283	0,0207
10,3	2.000	75,4	0,065	1,281	0,0295
8,4	3.000	113,1	0,098	1,283	0,0385
7,2	4.000	150,8	0,131	1,281	0,0467
4,9	8.000	301,7	0,263	1,285	0,0866
4,0	13.000	490,3	0,426	1,371	0,1440

Tabela 4.7: vazões de referência e condições de escoamento para o modelo bidimensional 1:100

F_0 [-]	Q_p [m ³ /s]	Q_m [L/s]	q [m ² /s]	H_m [m]	h'_0 [m]
13,3	1.000	5,8	0,015	0,650	0,0095
9,3	2.000	11,6	0,029	0,651	0,0143
7,6	3.000	17,4	0,043	0,654	0,0186
6,5	4.000	23,2	0,058	0,651	0,0240
4,4	8.000	46,4	0,116	0,649	0,0460
4,2	9.000	52,2	0,130	0,661	0,0512

Nas tabelas anteriores:

Q_p = vazão de referência de protótipo [m³/s], sendo a largura da calha junto às comportas de 69m, e na seção de lançamento de 84m;

Q_m = vazão escoada em modelo [L/s], obtida através de medidor eletromagnético de vazão;

h'_0 = altura do escoamento inclinado (normal ao fundo) na seção de lançamento do jato (lábio do vertedouro do modelo), média retirada de 5 frames de vídeo [m].

4.2.2 Números de Reynolds e de Weber

As relações de causalidade entre os parâmetros, as quais descrevem o fenômeno envolvido, serão vistas no tópico 5.1, como já mencionado. Então, posteriormente, no tópico 6.1, essas relações, para cada um dos modelos bidimensionais (escala 1:50 e 1:100), serão comparadas com o intuito de analisar o efeito de escala nas pressões médias obtidas junto ao fundo da fossa.

Ao se verificar os efeitos causados pela mudança de escala, no que tange às pressões obtidas junto ao fundo da fossa, comparando modelos similares, ainda que não se tenha medido a intensidade de turbulência (Tu) e a taxa de aeração (β) do sistema, se está considerando, de forma ampla, os possíveis efeitos regidos pelas forças viscosas e as forças devido à tensão superficial da água. Os números adimensionais de Reynolds (R_0) e de Weber (W_0) denotam estes parâmetros intrínsecos ao escoamento, para cada condição ensaiada.

Na presente tese, os números R_0 e W_0 são calculados segundo as equações (2.35) e (2.36), vistas no item 2.3.1, para a seção de lançamento do jato sem considerar as perdas de carga. Na Tabela 4.8 e na Tabela 4.9, seguintes, são apresentados os valores calculados para os modelos bidimensionais de escala 1:50 e 1:100, respectivamente.

Tabela 4.8: números adimensionais de referência para o modelo 1:50

F_0 [-]	R_0 [-]	W_0 [-]
14,6	3,3E+04	43
10,3	6,5E+04	60
8,4	9,8E+04	74
7,2	1,3E+05	85
4,9	2,6E+05*	119*
4,0	4,3E+05*	154*

* As duas maiores vazões ensaiadas, com destaque em cinza, são pressupostas como possuindo efeito de escala reduzido, com referência aos valores da bibliografia (item 2.3.1).

Tabela 4.9: números adimensionais de referência para o modelo 1:100

F_0 [-]	R_0 [-]	W_0 [-]
13,3	1,5E+04	24
9,3	2,9E+04	34
7,6	4,3E+04	42
6,5	5,8E+04	48
4,4	1,2E+05	67
4,2	1,3E+05	71

Conforme a bibliografia (item 2.3.1), para se garantir o mínimo efeito de escala em jatos, R_0 deve ser maior que $1,7 \times 10^5$ e, portanto, W_0 deve ser maior que 109, indicando que apenas duas das maiores vazões ensaiadas, no modelo 1:50 (destacadas na Tabela 4.8), estariam com efeito de escala minimizado, tanto por forças viscosas quanto por tensão superficial. Estes dados, destacados, ilustrarão as análises que serão vistas no tópico 6.1.

Os dois números vistos (R_0 e W_0) obedecem relações inversamente proporcionais ao número de Froude (F_0), o qual é obtido através da equação (4.5). Desta relação entre esses números adimensionais, ao se estabelecer um limite para R_0 , também se está definindo um limite para W_0 , e vice versa. A relação entre R_0 e W_0 se apresenta para uma condição em que o primeiro regula as escalas de turbulência, e o segundo regula o tamanho das bolhas, de acordo com as vorticidades locais.

4.3 GEOMETRIA DA FOSSA TRIDIMENSIONAL

De acordo com os processos descritos no tópico 2.4 (Revisão Bibliográfica), a dissipação de energia no interior da fossa ocorre por meio de um ressalto hidráulico confinado, onde a macro-turbulência se desenvolve. Na formação da fossa, os fluxos d'água encontram caminhos preferenciais, interagindo com a geometria da fossa, que tem seu interior esculpido gradativamente.

Nos itens 4.3.1 e 4.3.2, que seguem, são descritas as metodologias de obtenção dos dados respectivos às amostras de fossas tridimensionais, tanto do protótipo (UHE LCBC) quanto do modelo de conjunto em escala 1:100. Mais adiante, esses dados serão submetidos à análises estatísticas e empíricas:

- a) no tópico 5.4, esses dados de geometrias espaciais serão categorizados, identificando parâmetros que representam comportamentos similares em diferentes morfologias de fossa; e, então,
- b) no tópico 6.2, as amostras de fossa serão correlacionadas entre si, através dos parâmetros geométricos categorizados.

4.3.1 Digitalização das batimetrias de protótipo

Na presente tese, os levantamentos batimétricos da área da fossa de erosão ocorrida na Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), para os anos de 1982, 1984 e 1988, foram tratados com ferramentas utilizadas em geoprocessamento, ou Sistema de Informação Geográfica (SIG). Até o ano de 1988 a operação do vertedouro salto esqui já tinha atingido um patamar de vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$, com ângulo de lançamento do jato de 35 graus. Posteriormente, o ângulo de lançamento foi alterado, como visto no tópico 3.2.

Em seguida são vistas as batimetrias dos anos de 1982, 1984 e 1988 tratadas através do *software* Idrisi (Figura 4.5, Figura 4.6 e Figura 4.7), sendo as curvas de nível, em planta, tratadas de modo a se obter as superfícies MDE (modelo digital de elevação). Estas superfícies possuem formato *raster* com sobreposição de vetores, sendo estes últimos as próprias curvas de nível, digitalizadas.

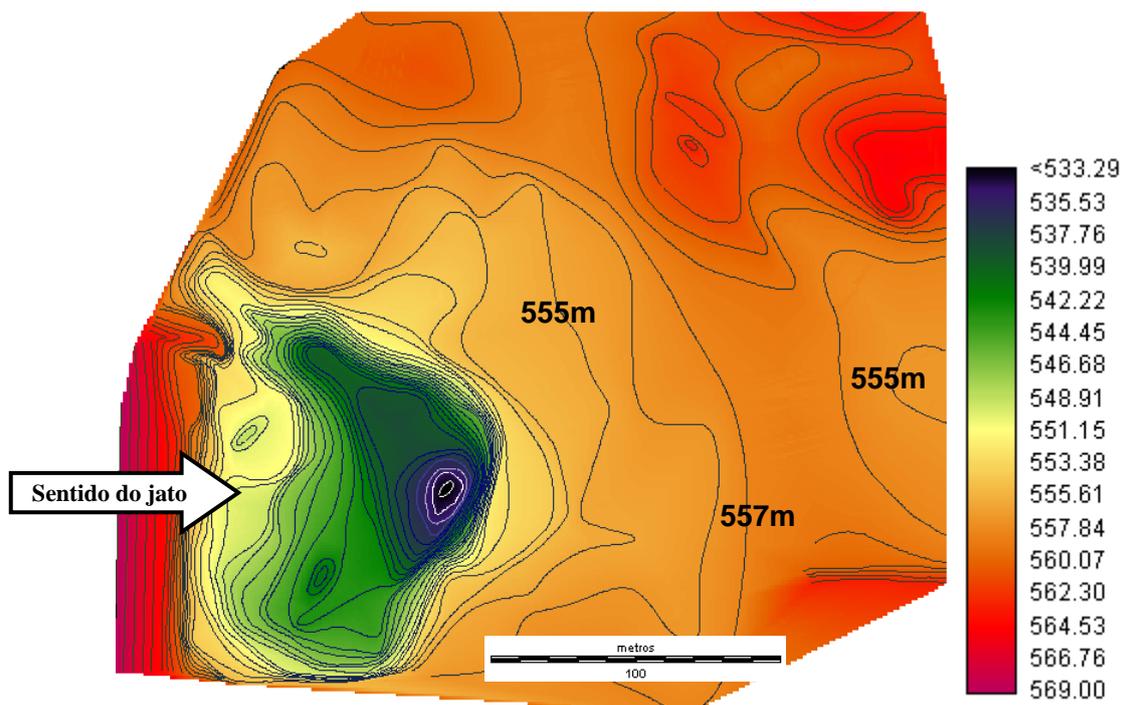


Figura 4.5: batimetria de 1982 da UHE LCBC (curvas de nível de 1 em 1 metro)

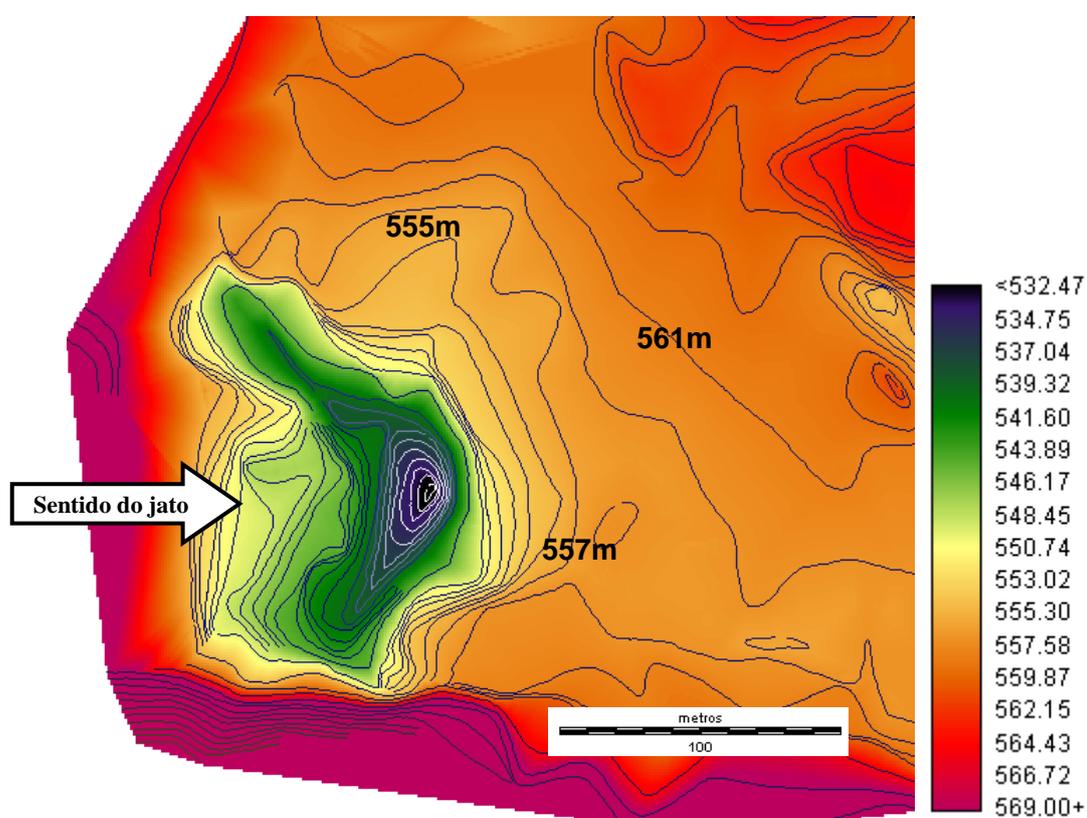


Figura 4.6: batimetria de 1984 da UHE LCBC (curvas de nível de 2 em 2 metros)

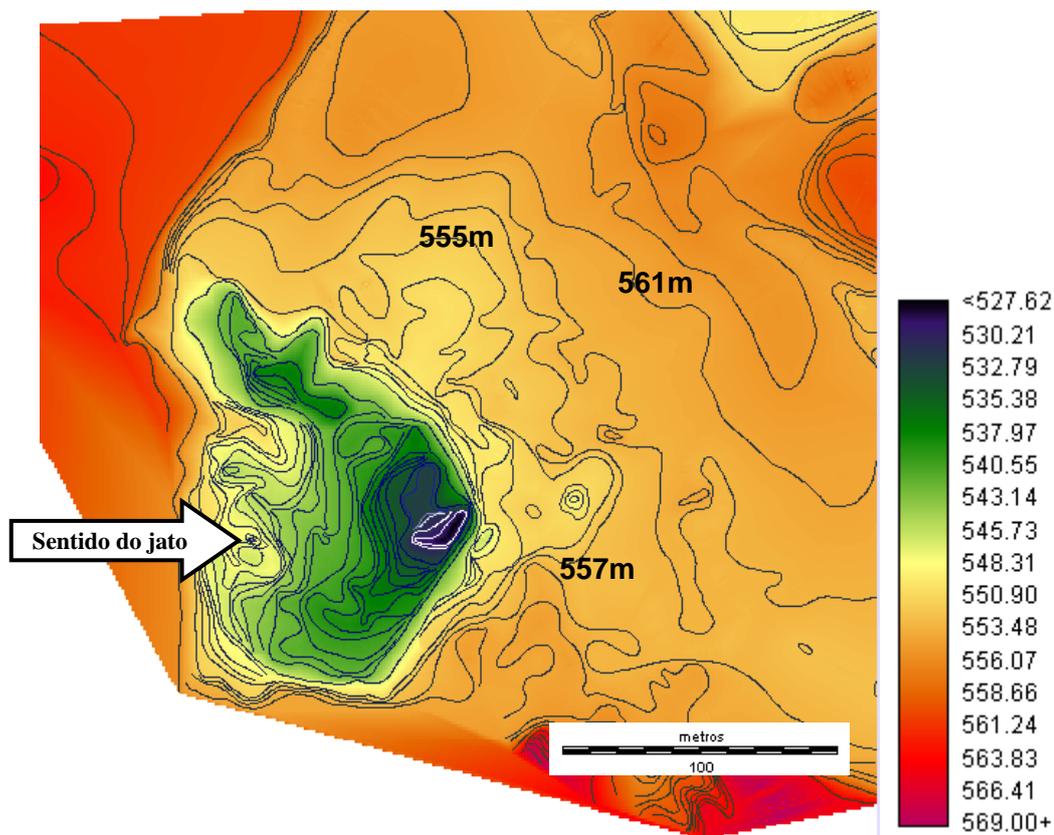


Figura 4.7: batimetria de 1988 da UHE LCBC (curvas de nível de 2 em 2 metros)

4.3.2 Medição de fossas erodidas em modelo

A partir dos hidrogramas de cheia vertidos em modelo, tal como definidos no tópico 3.3, observou-se que a fossa de erosão em modelo possui algumas diferenças em relação à fossa de protótipo, levantada por batimetria. Uma das peculiaridades do ensaio em modelo pode ser vista na Figura 4.8, que mostra a ocorrência de taludes negativos a jusante da fossa. Desta diferença perceptível entre as amostras de fossa de protótipo e de modelo, tem-se que o vertimento em modelo, através de escala de tempo simplificada, não é capaz de reproduzir corretamente a erosão das arestas internas da fossa.

Para se possibilitar uma análise objetiva das geometrias espaciais amostradas, as curvas de nível mensuradas em modelo, assim como as batimetrias de protótipo, também foram importadas através do *software* Idrisi, obtendo-se, assim, suas superfícies MDE (modelo digital de elevação). A medição para um dos ensaios pode ser vista na Figura 4.9, sendo que as demais superfícies MDE dos ensaios podem ser vistas no item 5.4.2, em que se analisa as seções transversais das fossas, diretamente sobre as superfícies MDE.

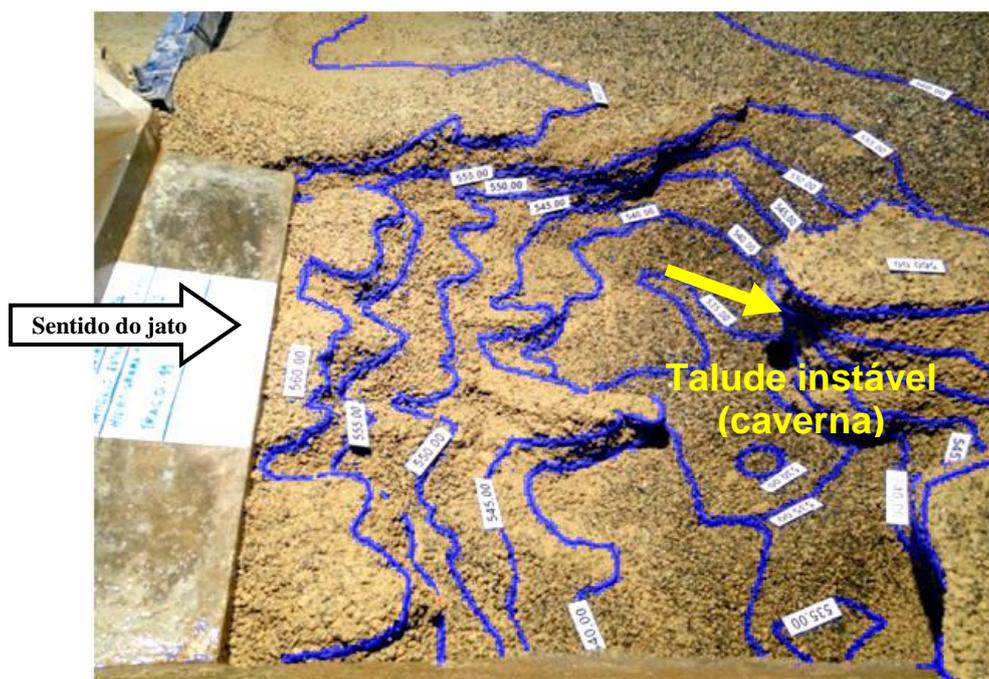


Figura 4.8: erosão formada em ensaio (nº 2) sobre o modelo, para o ano de 1982

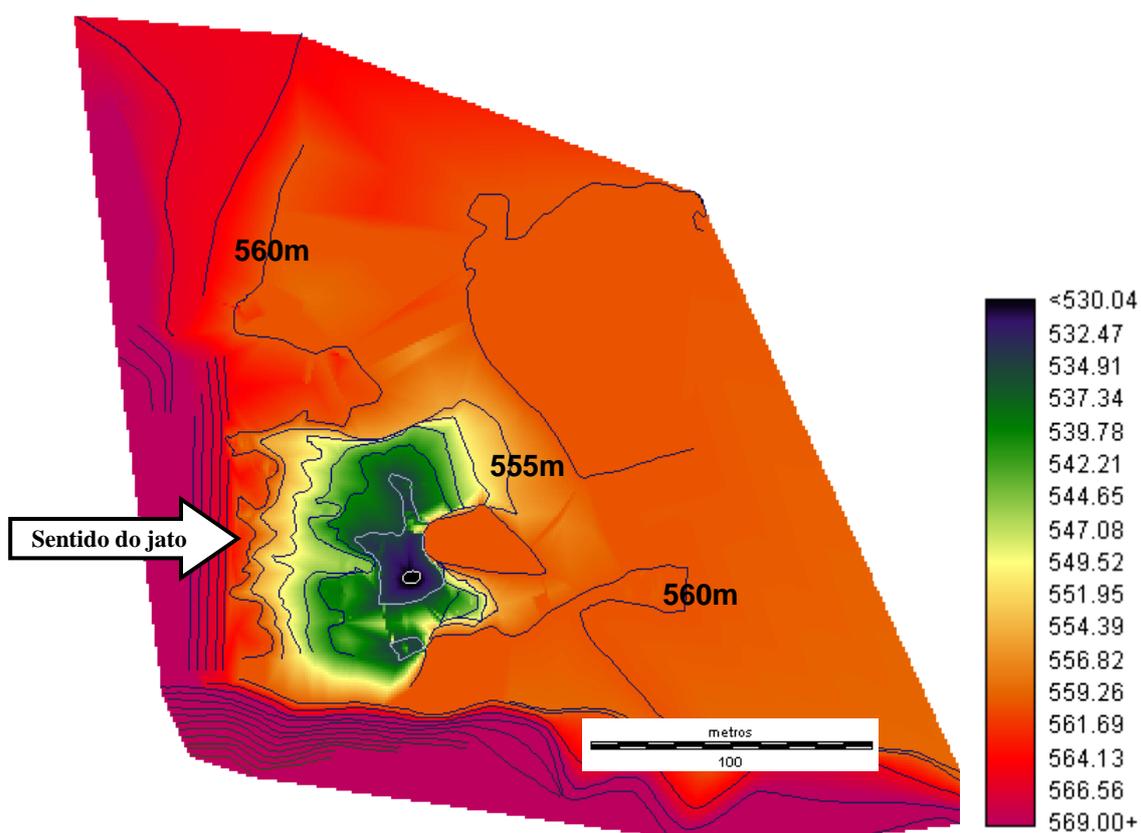


Figura 4.9: MDE da erosão causada em ensaio (nº 2) sobre o modelo, para o ano de 1982 (curvas de nível de 5 em 5 metros)

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Em **modelagens físicas** destacam-se as simplificações adotadas, que são inerentes a esse tipo de estudo. Na presente tese, conforme visto no tópico 3.1 (Materiais de Experimento), o protótipo possui até cem vezes o tamanho dos modelos, assim, para o dimensionamento de estruturas, os projetistas devem utilizar as ferramentas metodológicas que estão a sua disposição, de modo a considerar, além dos efeitos de escala, os possíveis efeitos causados pelas simplificações geométricas adotadas.

Nos dois primeiros tópicos (5.1 e 5.2) deste capítulo (5) são tratadas as **características hidráulicas** obtidas de cada uma das condições de escoamento impostas sobre os modelos físicos bidimensionais (seccionais), da fossa de erosão da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC). Em seguida, em dois tópicos (5.3 e 5.4), são expressas as **características geométricas** da fossa em questão, tanto das amostras de fossa obtidas em modelo tridimensional (de conjunto), usando fundo coesivo, quanto dos levantamentos batimétricos de protótipo. Por fim, é desenvolvido um tópico (5.5) em que uma modelagem de arrancamento de bloco, vista na bibliografia, é confrontada com métodos de previsão de erosão em protótipo, os quais consideram **características geomecânicas** do maciço rochoso.

O estudo de todos esses processos, ligados ao fenômeno amplo da erodibilidade em uma fossa de erosão, subsidiará, no capítulo (6) seguinte, o relacionamento entre métodos empíricos que focam nos **parâmetros hidráulicos** com métodos empíricos que focam nos **parâmetros geomecânicos** do maciço rochoso, verificando se os resultados apresentados são coerentes com alguns **parâmetros geométricos** que condizem com o processo de evolução da fossa.

5.1 PARÂMETROS HIDRÁULICOS DA FOSSA BIDIMENSIONAL

A difusão de um jato que colide com um leito submerso, no interior da fossa, é um fenômeno complexo. Para a sua compreensão se faz crucial o estudo do comportamentos de fenômenos hidráulicos mais específicos, como o impacto de um jato mergulhante sobre um fundo submerso, e a recirculação que ocorre dentro do colchão d'água, amplamente mencionada em estudos sobre ressaltos hidráulicos submersos.

No presente t3pico s3o apresentados os resultados dos ensaios em modelo bidimensional, nas escalas 1:50 e 1:100. Aqui, exp3e-se os processos hidr3auicos atrav3s das rela33es entre os par3metros mensurados, focando-se em descrever o comportamento do par3metro de press3es din3micas (P_d) sobre o leito. Este par3metro define as press3es atuantes junto ao fundo, sendo crucial para a previs3o de uma coluna d'3gua necess3ria, capaz de dissipar significativamente a energia do jato mergulhante.

Delimitada pela geometria dos modelos f3sicos (vistas nos t3picos 3.4 e 3.5), e das condi33es de escoamento impostas (vistas no t3pico 4.1 e 4.2), a adimensionaliza33o proposta no presente t3pico (5.1) visa permitir a compara33o entre os modelos bidimensionais das diferentes escalas analisadas (1:50 e 1:100), e assim, conforme ser3 visto no t3pico 6.1, verificar o efeito de escala nas press3es din3micas medidas.

5.1.1 Altura do po3o de acumula33o

Para a descri33o da altura do po3o de acumula33o (y_p), esses resultados foram expressos em fun33o do n3mero de Froude (F_0), na Figura 5.1 e na Figura 5.2, para os modelos 1:50 e 1:100, respectivamente. Para se determinar as equa33es de ajuste visualizadas nestes gr3ficos, se considerou tanto o est3gio intermedi3rio (540m) quanto o est3gio de equil3brio (529m) ensaiados que, em conjunto, ser3o utilizados para a an3lise do efeito de escala em y_p , no item 6.1.1.

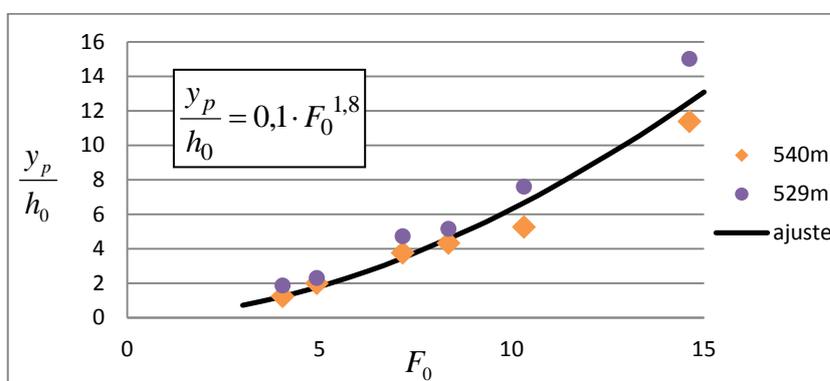


Figura 5.1: ajuste dos dados obtidos de altura do poço de acumula33o em fun33o do n3mero de Froude, para o modelo 1:50, com as cotas de fundo em est3gio intermedi3rio (540m) e est3gio de equil3brio (529m)

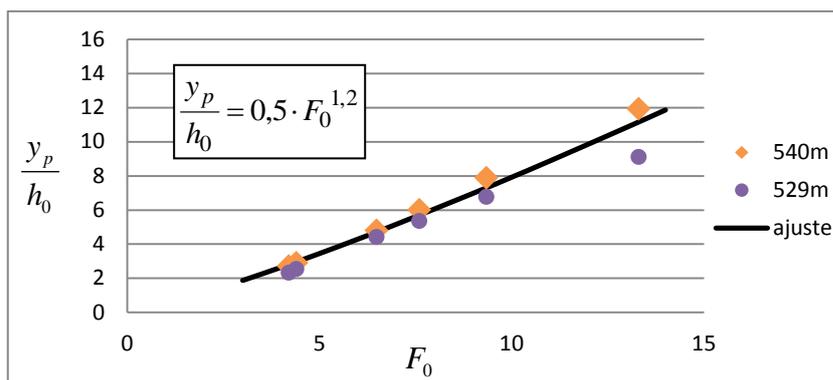


Figura 5.2: ajuste dos dados obtidos de altura do poço de acumulação em função do número de Froude, para o modelo 1:100, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)

Como pôde ser visto nos gráficos anteriores (Figura 5.1 e na Figura 5.2), os ensaios com as duas geometrias de fossa (cotas de fundo em 540m e 529m) não obtiveram uma variação perceptível do nível y_p que fosse relacionada à geometria, se comportando de maneira mais definida para as maiores vazões (menor y_p/h_0). Já se tratando das diferentes escalas (1:50 e 1:100), a diferença entre os valores se inverteram para as diferentes geometrias, mantendo-se em torno de uma tendência de dispersão dos dados. As curvas de tendência entre as duas escalas será analisada no item 6.1.1.

5.1.2 Coeficiente de pressão

O coeficiente de pressão (C_p) é um adimensional que relaciona a pressão dinâmica medida junto ao fundo (P_d) com a energia cinética inicial do escoamento ($V^2/2g$), termos estes que podem ser vistos na expressão (5.1). É importante ressaltar que os termos dividendo e divisor, mencionados, podem deter definição diversificada, que pode variar de acordo com o estudo, como vistos no item 2.2.1.

$$C_p = \frac{P_{d,maior} + y_p}{V_0^2/2g}, \text{ sendo:} \quad (5.1)$$

$$P_{d,maior} = P_{medida} - y_p - f_{Pd,maior}$$

Onde:

C_p = coeficiente de pressão [-];

$P_{d,maior}$ = carga de pressão dinâmica média de maior magnitude [m.c.a.];

P_{medida} = valor de carga de pressão média, obtido através de transdutor de pressão [m.c.a.];

$f_{Pd,maior}$ = desnível geométrico no interior da fossa [m], em relação à cota do leito do rio a jusante (N_{leito}), no ponto de medição de $P_{d,maior}$;

y_p = altura do poço acumulação [m];

V_0 = velocidade de lançamento teórica [m], vista no **item 4.2.1**.

No caso da presente tese, a expressão (5.1) vista possui termo divisor que corresponde à energia cinética de lançamento do jato ($V_0^2/2g$), calculada sem perdas. Já o termo dividendo é definido pela seguinte expressão: ($P_{d,maior} + y_p$), que caracteriza, fisicamente, a pressão medida (P_{medida}) através do transdutor de pressão, descontado deste valor a profundidade geométrica da fossa no dado ponto de medição ($f_{Pd,maior}$).

O adimensional C_p , descrito, foi adotado em virtude de seus resultados possuírem uma sensibilidade física que facilitou a comparação dos resultados entre as diferentes escalas modeladas na presente tese (1:50 e 1:100). A comparação entre os resultados dessas modelagens será vista no tópico 6.1. Por outro lado, de modo a comparar os resultados da presente tese com os resultados de outros autores, verificando assim a **delimitação dos resultados da presente tese**, no tópico 5.2, como será visto, adota-se um coeficiente C_p que possui familiaridade ao formato genérico utilizado para a comparação entre diferentes estudos.

Respectivo aos modelos bidimensionais estudados na presente tese, nas escalas 1:50 e 1:100, o coeficiente de pressão (C_p), definido pela expressão (5.1), é apresentado em função da razão entre a espessura do jato no lançamento (h'_0) e a energia do escoamento a montante (H_m). As curvas de variabilidade dos dados, respectivas a cada modelagem realizada, são vistas nos gráficos seguintes (Figura 5.3 e Figura 5.4), em que se pode observar que as pressões dinâmicas ($P_{d,maior}$) aumentam conforme se aumenta a vazão escoada (aumento de h'_0/H_m).

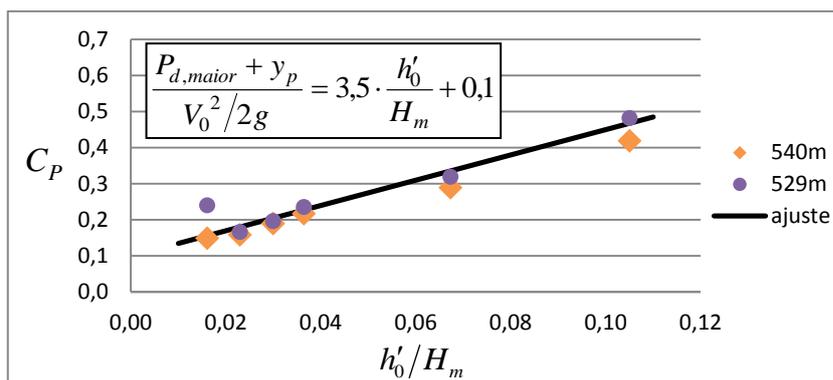


Figura 5.3: ajuste dos dados obtidos de pressão dinâmica média de maior magnitude, observadas junto ao fundo para o modelo 1:50, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)

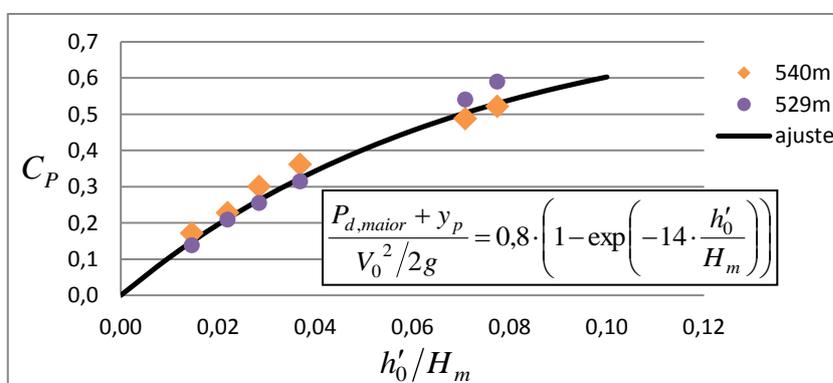


Figura 5.4: ajuste dos dados obtidos de pressão dinâmica média de maior magnitude, observadas junto ao fundo para o modelo 1:100, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)

Nota-se que a curva ajustada para o modelo 1:50, vista na Figura 5.3, não apareceu tão bem definida quanto a curva ajustada para o modelo 1:100 (Figura 5.4). Isto pode ter ocorrido devido à altura do escoamento medida no local de lançamento do jato (h'_0) deter maiores perturbações na superfície no modelo 1:50 do que no modelo 1:100.

É importante ressaltar, ainda, que a relação física proposta na expressão (5.1) pode ter contribuído para a diminuição dos efeitos da altura no poço de acumulação (y_p) sobre as pressões dinâmicas mensuradas, auxiliando em uma observação mais nítida do comportamento entre os parâmetros. Isto porque a altura y_p é regida por outros fenômenos, que estariam sobrepostos, como a distância projetada do jato livre (L_{proj}) e seu ângulo de incidência (θ_0) sobre o colchão d'água.

5.1.3 Local de ocorrência da pressão de maior magnitude

O local de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude ($L_{Pd,maior}$) corresponde à distância horizontal desde o ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro), até um ponto no interior da fossa em que foi medida a pressão dinâmica média de maior magnitude ($P_{d,maior}$). Nesta análise, de forma a comparar os resultados de $L_{Pd,maior}$ obtidos para as duas geometrias de fossa ensaiadas (cota 540m e 529m), considera-se, além da estrutura vertedoura específica da UHE LCBC, as características padronizadas das geometrias das fossas ensaiadas, desprezando-se as possíveis variabilidades que poderiam ocorrer se o jato fosse lançado por outra estrutura, ou modelado em outro tipo de fossa padronizada, como leitos planos. Os resultados são vistos na Figura 5.5 e na Figura 5.6.

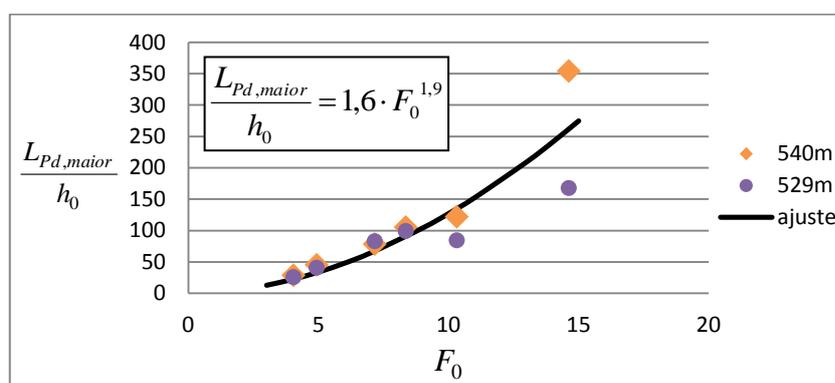


Figura 5.5: ajuste dos dados obtidos para o local de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo 1:50, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)

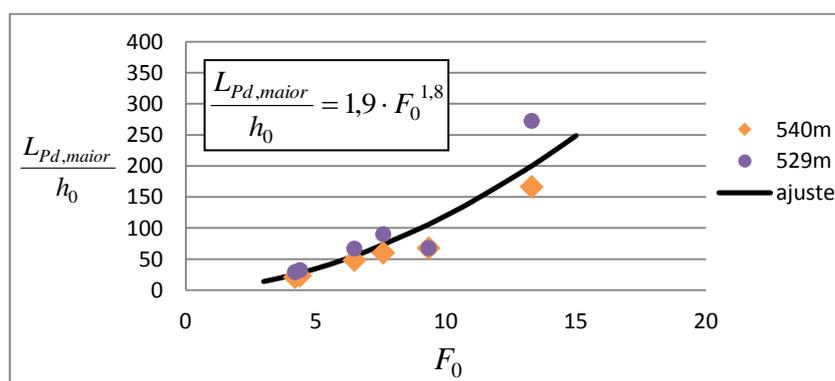


Figura 5.6: ajuste dos dados obtidos para o local de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo 1:100, com as cotas de fundo em estágio intermediário (540m) e estágio de equilíbrio (529m)

Como visto nas figuras anteriores (Figura 5.5 e Figura 5.6), os dados para os modelos 1:50 e 1:100 apresentaram uma dispersão com relação à geometria de fossa ensaiada (nas cotas

540m e 529m), descaracterizando a geometria da fossa como grande influenciadora de $L_{Pd,maior}$. A dispersão ficou mais evidente para a vazão mais baixa ensaiada (F_0 no valor de 13,3 e 14,6), em que os resultados de $L_{Pd,maior}$, para as duas geometrias ensaiadas, possuem seus valores invertidos quando analisadas escalas diferentes (Figura 5.5 e Figura 5.6). Para fins de percepção do efeito de escala, tem-se que a ordem de grandeza da dispersão, entre as duas geometrias de fossa, foram superiores à própria dispersão geral das tendências entre as diferentes escalas (1:50 e 1:100). Esta questão será abordada no tópico 6.1 desta tese.

Conforme visualizado nos ensaios, depois de o jato entrar no colchão d'água, o fluxo principal do jato assume um comportamento relacionado à geometria da fossa, que no início de sua trajetória é similar para as duas geometrias (cotas 540m e 529m), até encontrar o fundo. Quando o fluxo percorre o fundo da fossa e há alguma variação brusca na forma do fundo, então o fluxo é defletido podendo seguir junto ao fundo na direção do contorno sólido, ou se desprender do fundo e seguir por uma trajetória submersa no interior do colchão d'água. Estas variações causam mudanças significativas na macroturbulência que ocorre no interior da fossa. A maneira como o jato atua sobre o fundo, dependendo da geometria da fossa, pode ser analisada de acordo com a distribuição de pressões que ocorre sobre o leito, como será visto no item (5.1.4) seguinte.

5.1.4 Distribuição de pressões

A distribuição de pressões que ocorre sobre o leito da fossa indica os locais onde o fluxo principal do jato, e seus fluxos derivados, atuam com maior energia cinética. O conhecimento desta distribuição é importante para se estudar o tamanho da fossa que comporte a turbulência desenvolvida no interior da mesma, permitindo assim que a dissipação de energia ocorra de forma segura. O confinamento excessivo da zona de turbulência pode provocar jatos secundários potentes e imprevisíveis contra as paredes da fossa, podendo levar para uma condição indesejada de formato de escavação (geometria de fossa).

A relação adimensional proposta para se descrever a **distribuição de pressão dinâmica** média é dependente de parâmetros que consideram características de carga hidráulica, de vazão escoada, e da geometria da fossa, sendo expressa na forma da equação (5.2), seguinte.

$$\frac{P_d}{H_m} \cdot \frac{f}{y_c} = a \cdot \exp \left[-b \cdot \left| \frac{X - L_{Pd,maior}}{H_m} \right|^c \right] \quad (5.2)$$

Onde:

X = distância horizontal [m] que parte do ponto de lançamento do jato (lábio do vertedouro);

P_d = carga de pressão dinâmica média sobre o leito da fossa [m.c.a.], ao longo da distância X ;

f = profundidade da fossa [m], ao longo da distância X considerada;

H_m = carga de montante [m], dada por $H_m = N_{montante} - N_{leito}$;

y_c = altura do escoamento crítico [m], dada por $y_c = \sqrt[3]{q^2/g}$;

$L_{Pd,maior}$ = comprimento horizontal [m] desde o ponto de lançamento do jato até o ponto de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude;

a, b, c = coeficientes que variam conforme o ajuste.

Os dados adimensionalizados das distribuições de pressão dinâmica média (P_d), referentes a cada uma das modelagens físicas (escala 1:50 e 1:100), são vistos nos gráficos seguintes (Figura 5.7 à Figura 5.10). Nestes gráficos são distinguidas as condições de vazões ensaiadas através do número de Froude (F_0), sendo as envoltórias traçadas segundo o critério que será explicado mais adiante no presente item (5.1.4).

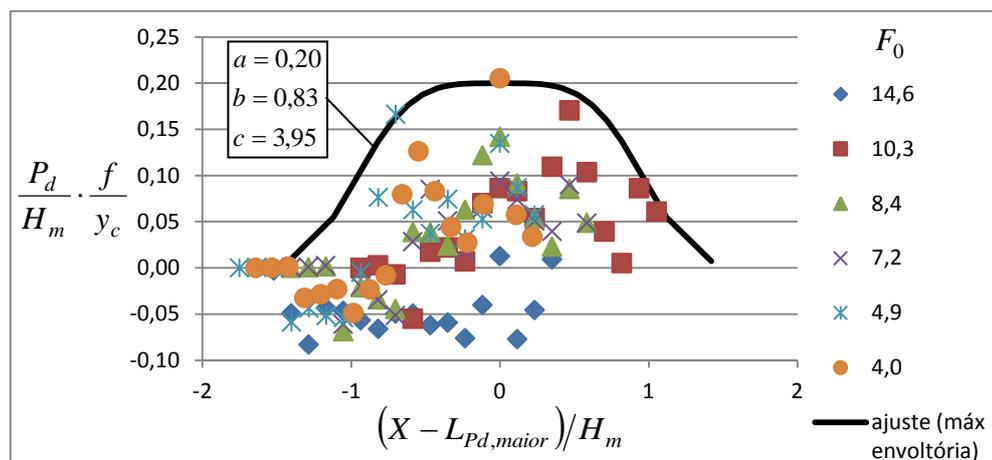


Figura 5.7: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:50, com a cota de fundo em estágio intermediário (540m)

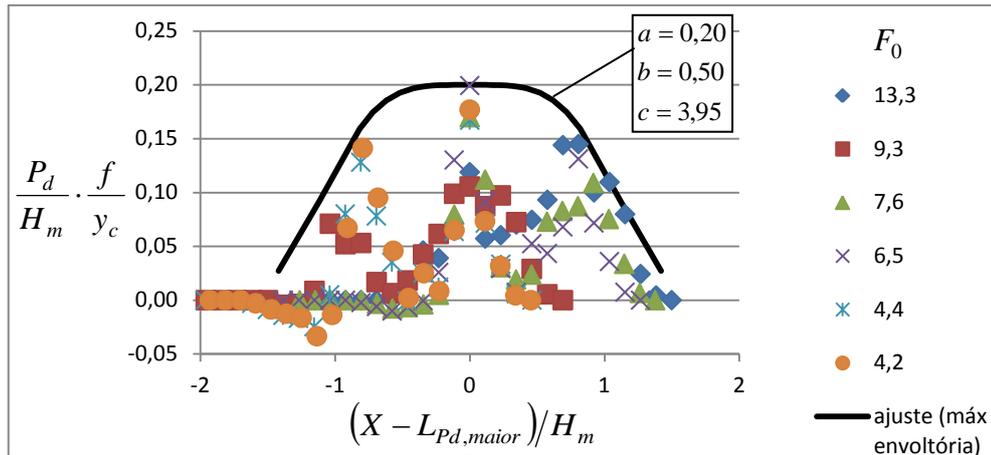


Figura 5.8: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:100, com a cota de fundo em estágio intermediário (540m)

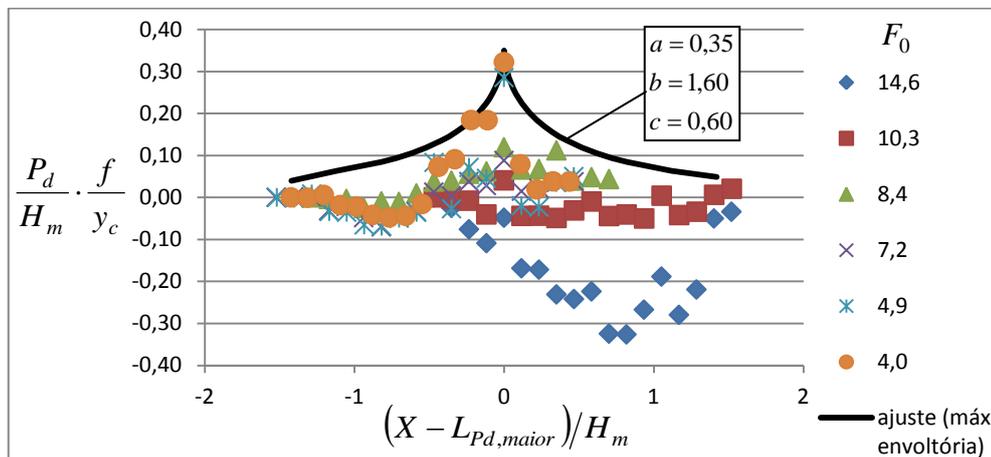


Figura 5.9: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:50, com a cota de fundo em estágio de equilíbrio (529m)

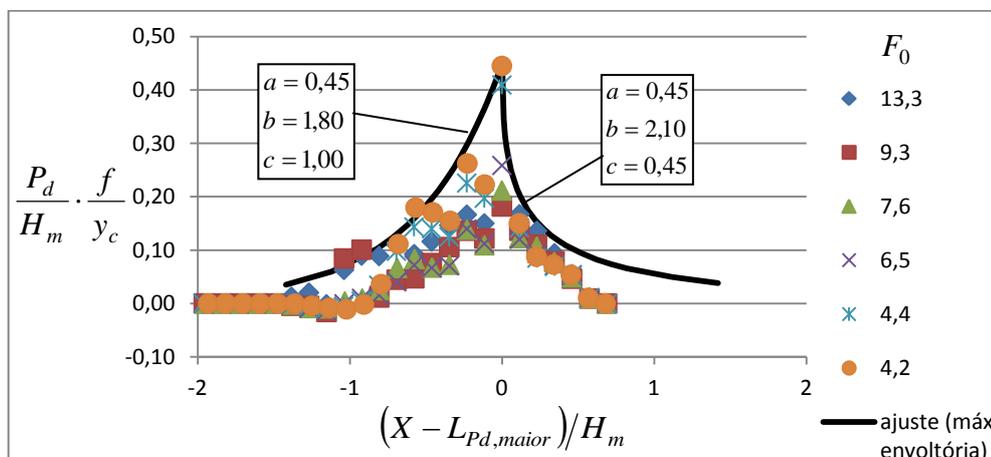


Figura 5.10: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para o modelo 1:100, com a cota de fundo em estágio de equilíbrio (529m)

Para se descrever os resultados vistos nos gráficos anteriores (Figura 5.7, Figura 5.8, Figura 5.9 e Figura 5.10) é preciso confrontá-los com as respectivas **geometrias de fossa**, bidimensionais, ensaiadas em fundo fixo. As características das geometrias podem ser diversas, como ser mais profunda ou mais rasa, e ter contornos sólidos com variações mais suaves ou mais abruptas. Como já visto nos tópicos 3.4 e 3.5 (metodologia experimental), as duas **geometrias de fossa** ensaiadas na presente tese possuem cotas de fundo em 540m e 529m, representando um estágio intermediário e um estágio de equilíbrio, respectivamente. Esses dois estágios de fossa ensaiados têm seus contornos sólidos formados pela junção de três planos: um plano horizontal, que denota a cota de profundidade ensaiada, e outros dois planos inclinados, representando os taludes de montante e de jusante da fossa.

Então, observando-se os resultados obtidos em ensaio, nota-se que os dados adimensionalizados das **distribuições de pressão** apresentaram, em geral, correspondência ao respectivo padrão de geometria da fossa ensaiado (no caso, geometrias fixas, com cotas de fundo em 540m e 529m). As maiores magnitudes de pressão dinâmica atuantes sobre os contornos sólidos ocorreram nos locais onde o fluxo sofreu deflexão de sua trajetória submersa. Com isso, ocorreram dois padrões distintos da atuação do escoamento sobre os contornos sólidos das fossas ensaiadas, como descritos em seguida:

- a) na geometria de fossa de **estágio intermediário**, com cota de fundo em 540m, o fluxo do jato mergulhante percorreu de forma aderida ao plano do talude de montante da fossa (de profundidade intermediária), sendo posteriormente defletido pela mudança de direção devido à colisão contra o plano mais profundo da fossa, horizontal, e, no caso das vazões mais altas, o fluxo ainda detinha energia para seguir aderido a esse plano horizontal, sendo defletido novamente quando de sua colisão contra o plano do talude de jusante da fossa;
- b) já na geometria de fossa de **estágio de equilíbrio**, com cota de fundo em 529m, há um afunilamento da fossa até se chegar o plano mais profundo da fossa, horizontal, assim, o fluxo do jato mergulhante, depois de percorrer de forma aderida ao plano do talude de montante, impactava o plano mais profundo da fossa de forma confinada, já que o fluxo é defletido por duas vezes em um espaço bastante curto.

Como visto, o adimensional de **distribuição de pressão dinâmica** demonstrou-se mais intenso no impacto do jato mergulhante sobre o fundo da fossa de geometria com maior

profundidade (cota 529m), e menos intenso no caso da geometria de fossa mais rasa (cota 540m). Isto ocorreu devido à influência do maior confinamento do fundo visto na fossa de maior profundidade, o que favoreceu às sobrepressões sobre o local confinado (de maior profundidade). A partir desta consideração, se vislumbra a dificuldade que seria estimar um valor de pressão dinâmica (P_d) que estaria ocorrendo sobre o fundo de uma fossa em protótipo, já que uma geometria de protótipo detém confinamento específico, dependendo da complexidade de sua geometria, tridimensional.

Relativo a cada vazão ensaiada, é importante ressaltar que não se ignoram nos gráficos anteriores (Figura 5.7, Figura 5.8, Figura 5.9 e Figura 5.10), as mudanças observadas nos **padrões de distribuição de pressão dinâmica** dessas vazões. No entanto, essas mudanças do **padrão macroturbulento** que ocorre no interior da fossa, para cada condição de vazão, são de menor grau e englobadas pelos padrões gerais relativos ao tipo de geometria ensaiada. Além disso, as mudanças ocasionadas pela alteração da condição de vazão mostraram-se de difícil previsão. Então, justifica-se a adoção de envoltórias máximas, relativas às respectivas geometrias, que contemplam as alterações nas condições de vazão e as possíveis mudanças nos padrões macroturbulentos, em menor grau, que podem ocorrer devido a isso.

5.2 DELIMITAÇÃO DOS RESULTADOS DE PRESSÃO

O fenômeno do **impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido** pode ser abordado de diversas maneiras, como pelo estudo de jatos d'água emitidos por bocais, ou mesmo por modelos reduzidos de vertedouro, em que há o lançamento de jato no ar. De modo específico, cada tipo de abordagem se foca na compreensão de aspectos peculiares do fenômeno, que são representados pela variação entre parâmetros físicos, como mencionado no tópico 2.3.

Assim que o comportamento de um parâmetro é conhecido, dentro de certas condições delimitadas, é possível aplicar seus efeitos em outros estudos que abordam o mesmo fenômeno. No entanto, quanto mais as condições de contorno desses estudos forem diversas, mais o próprio fenômeno tem suas características alteradas, o que pode inviabilizar a transposição da relação comportamental dos parâmetros, de um caso específico para outro.

O **parâmetro de pressão dinâmica** (P_d) possui seu valor quantificado em função de outros parâmetros, os quais regem o fenômeno do impacto do jato mergulhante sobre o leito. Em cada estudo disposto na bibliografia a respeito, um ou outro parâmetro pode ser colocado em evidência, em detrimento de outros, em virtude da modelagem específica. Em estudos de jatos emitidos por bocais, por exemplo, há maior detalhamento de parâmetros como a intensidade de turbulência (Tu) e o grau de aeração (β) do jato. No caso da presente tese, esses parâmetros também são considerados, mas em termos de seus comportamentos gerais, já que de acordo com o objetivo geral perseguido, o enfoque está na mensuração precisa dos aspectos geométricos da fossa, e dos parâmetros hidráulicos externos ao escoamento, como vistos no tópico (5.1) anterior.

Dada a importância de se analisar o fenômeno por diferentes enfoques, no presente tópico (5.2) há uma delimitação dos resultados de pressão dinâmica média de maior magnitude ($P_{d,maior}$), obtidas para os dois modelos bidimensionais da presente tese, em escala 1:50 e 1:100. A delimitação de cada estudo demonstra a proximidade que um estudo está do outro, no que tange ao comportamento dos vários parâmetros que compõe o fenômeno.

A primeira forma de delimitação será uma **comparação específica** (item 5.2.1), pelos resultados de pressão $P_{d,maior}$ obtidos através do método desenvolvido por Pinto (1994), que realizou modelagem de vertedouro salto esqui com uma calha diferente da modelada na

presente tese. Já a segunda forma de delimitação será através de uma **comparação ampla** (item 5.2.2), através de um coeficiente C_p que possui familiaridade ao formato utilizado por autores que estudam jatos emitidos por bocais.

5.2.1 Comparação entre modelagens de vertedouro salto esqui

No presente item (5.2.1) se analisa o método proposto por Pinto (1994) para a estimativa das pressões em uma fossa de erosão. O estudo em questão contemplou um modelo bidimensional, em escala 1:67,57, de um vertedouro salto de esqui de calha curta, composta por perfil Creager e concha com ângulo de lançamento de 32°.

Em escala de protótipo (UHE Tucuruí), no estudo mencionado, a diferença de nível entre a crista do vertedouro e o leito do rio a jusante é de 50 metros, sendo a vazão máxima de projeto igual a 228m³/s. Com essa vazão, a maior velocidade de lançamento do jato é em torno de 25m/s, com número de Froude mínimo de 2,7. De acordo com as condições ensaiadas, em que se variou a profundidade da fossa, o autor propôs um método para a estimativa das pressões causadas sobre o leito, expresso pela equação (5.3).

$$P_{d,maior} = C \cdot \frac{q \cdot \sqrt{H_m - Y}}{Y \cdot \sqrt{2g}}, \text{ sendo: } Y = f_{Pd,maior} + y_3 \quad (5.3)$$

Onde:

$P_{d,maior}$ = carga de pressão dinâmica média de maior magnitude [m.c.a.];

C = coeficiente experimental igual a 2,06 [-];

$f_{Pd,maior}$ = desnível geométrico no interior da fossa [m], em relação à cota do leito do rio a jusante (N_{leito}), no ponto de medição de $P_{d,maior}$;

y_3 = altura do nível d'água do rio na saída da fossa [m], em relação à cota do leito do rio a jusante (N_{leito});

H_m = carga de montante [m], dada por $H_m = N_{montante} - N_{leito}$.

Aplicando a equação referida (5.3) para os dados da presente tese, os quais são vistos nos quadros seguintes (Tabela 5.1 e Tabela 5.2), para os modelos de escala 1:50 e 1:100, foi

possível realizar a comparação entre os valores medidos e calculados de $P_{d,maior}$, como pode ser vista no gráfico (Figura 5.11) seguinte. Nesse cálculo foi utilizada a altura d'água na saída da fossa (y_3), que corresponde ao valor de pressão medida pelo transdutor localizado na saída da fossa, isto é, quando o canal de jusante passa a ter fundo plano e horizontal.

Tabela 5.1: níveis d'água e de profundidade de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo em escala 1:50

	Estágio intermediário (Cota 540m)			Estágio de equilíbrio (Cota 529m)		
	y_p [m]	$f_{Pd,maior}$ [m]	y_3 [m]	y_p [m]	$f_{Pd,maior}$ [m]	y_3 [m]
F_0 [-]						
14,6	0,092	0,327	0,096	0,121	0,197	0,105
10,3	0,084	0,327	0,127	0,121	0,197	0,136
8,4	0,104	0,327	0,150	0,125	0,547	0,166
7,2	0,122	0,327	0,177	0,153	0,541	0,196
4,9	0,132	0,327	0,215	0,152	0,541	0,225
4,0	0,129	0,327	0,219	0,194	0,541	0,295

Tabela 5.2: níveis d'água e de profundidade de ocorrência da pressão de maior magnitude, para o modelo em escala 1:100

	Estágio intermediário (Cota 540m)			Estágio de equilíbrio (Cota 529m)		
	y_p [m]	$f_{Pd,maior}$ [m]	y_3 [m]	y_p [m]	$f_{Pd,maior}$ [m]	y_3 [m]
F_0 [-]						
13,3	0,059	0,151	0,066	0,045	0,266	0,061
9,3	0,078	0,161	0,087	0,067	0,266	0,083
7,6	0,090	0,161	0,105	0,080	0,266	0,102
6,5	0,097	0,161	0,117	0,089	0,266	0,118
4,4	0,120	0,161	0,142	0,105	0,266	0,162
4,2	0,125	0,161	0,147	0,107	0,266	0,170

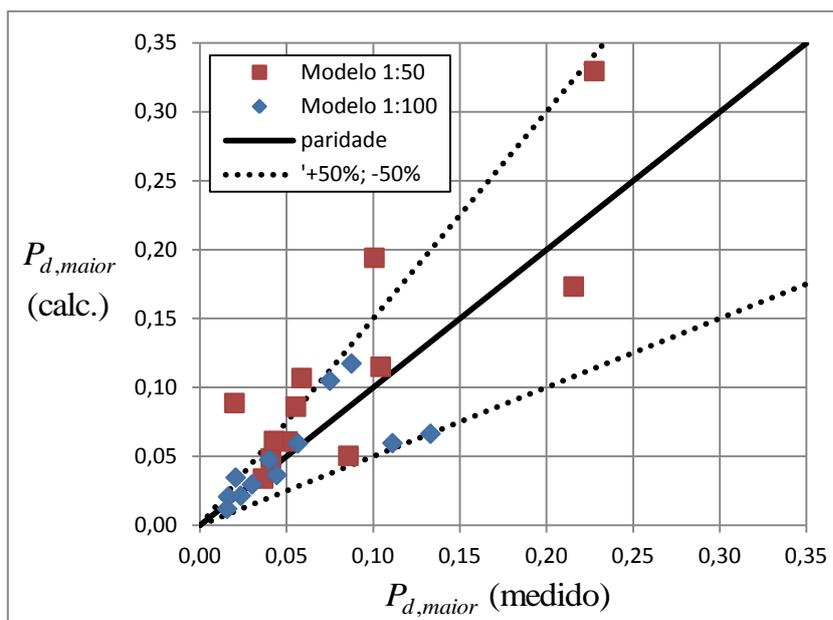


Figura 5.11: comparação dos valores medidos de pressão dinâmica média de maior magnitude, com os valores calculados através da equação de Pinto (1994)

Dos resultados vistos na Figura 5.11 é pertinente incluir alguns comentários que denotam a aplicação do método de Pinto (1994) para o caso da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), que é abordada na presente tese através de modelos bidimensionais nas escalas 1:50 e 1:100:

- a) no caso do modelo 1:100, para números de Froude maiores que 6,5 (menores vazões), a diferença relativa entre os valores medidos e calculados se apresentaram reduzidos em comparação ao resultado para as maiores vazões;
- b) já para o modelo 1:50, a dispersão foi menos intensa a partir de números de Froude maiores do que 8,4 (menores); descartando-se um dos pontos, que ficou claramente fora da tendência (como também foi identificado na Figura 5.3), a diferença relativa entre os valores medidos e calculados ficou em até 63%.

Conforme exposição geral dos resultados de aplicação do método de Pinto (1994), nota-se que o mesmo trata do fenômeno do impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido com bastante intimidade em relação às modelagens bidimensionais realizadas na presente tese. Mesmo assim houveram divergências entre os resultados de pressão medidos e os calculados, divergências estas inerentes às peculiaridades de cada modelagem física específica.

5.2.2 Comparação de estudos sobre jato mergulhante

Dentro da abordagem ampla do fenômeno de impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido, no presente item (5.2.2) é feita uma comparação com os resultados de pressão de outros estudos, os quais possuem diferentes focos de análise. Desta forma será possível delimitar esses estudos no que diz respeito ao parâmetro das pressões obtidas sobre o contorno sólido, submerso.

Nesta delimitação, relativa às pressões, é utilizado o coeficiente de pressão (C_p) visto na função (5.4), que possui familiaridade por diversos autores. Como será visto nos próximos parágrafos, algumas adaptações são necessárias dentre os parâmetros que estabelecem a forma deste coeficiente C_p , o qual relaciona, fundamentalmente, a pressão dinâmica medida junto ao fundo (P_d) com a energia cinética inicial do jato ($V^2/2g$), e é dado em função de características do escoamento (Y/B).

$$C_p = \text{função}\left(\frac{Y}{B}\right), \text{ sendo:} \tag{5.4}$$

$$C_p = \left(\frac{P_{d,maior}}{V^2/2g + H - Y}\right), \text{ com: } P_{d,maior} = P_{medida} - Y$$

Onde:

C_p = coeficiente de pressão [-];

$P_{d,maior}$ = carga de pressão dinâmica média de maior magnitude [m.c.a.], devido ao impacto do jato;

P_{medida} = valor da carga de pressão média, obtido através de transdutor de pressão [m.c.a.];

V = velocidade na emissão do jato [m/s];

Y = parâmetro de profundidade do colchão d'água, considerado pelo autor [m];

B = parâmetro de espessura do jato, considerado pelo autor [m];

H = desnível da emissão do jato até o contorno sólido [m].

Para se delimitar os resultados de pressão obtidos na presente tese são utilizados estudos que consideram o fenômeno do impacto do jato de maneira idealizada (simplificada), como emissões de jato por bocais retangulares e por bocais de seção circular. No caso de bocal

retangular, a formação do ressalto na bacia de dissipação possui maior proximidade ao fenômeno observado na presente tese, em que as modelagens são seccionais, de vertedouro salto esqui, nas escalas 1:50 e 1:100.

No estudo de Kemkpa (2017), a autora analisou a distribuição de pressão ao longo do ressalto hidráulico formado ao longo de uma bacia de dissipação plana, a partir da emissão de jato por bocal retangular. No estudo em questão, o parâmetro Y , visto na equação (5.4), corresponde ao nível d'água do ressalto hidráulico afogado (y_2), como visto no item 2.2.1, e o parâmetro B corresponde à espessura do bocal de emissão. Já na presente tese, a equação (5.4) é adaptada para contemplar os parâmetros respectivos a um vertedouro salto esqui, sendo aplicada no formato da função (5.5) seguinte.

$$C_P = \frac{P_{d,maior}}{V_0^2/2g} = \text{função} \left(\frac{y_p + f_{Pd,maior}}{h'_0} \right), \text{ com:} \quad (5.5)$$

$$P_{d,maior} = P_{medida} - y_p - f_{Pd,maior}$$

Onde:

$P_{d,maior}$ = carga de pressão dinâmica média de maior magnitude [m.c.a.];

V_0 = velocidade de lançamento teórica [m/s], calculada sem perda de carga;

P_{medida} = valor da carga de pressão média, obtido através de transdutor de pressão [m.c.a.];

$f_{Pd,maior}$ = desnível geométrico no interior da fossa [m], em relação à cota do leito do rio a jusante (N_{leito}), no ponto de medição de $P_{d,maior}$;

y_p = altura do poço acumulação [m];

h'_0 = altura medida do escoamento inclinado na seção de lançamento do jato [m].

Os diferentes enfoques, referidos, sobre o fenômeno do impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido, são expostos no gráfico (Figura 5.12) seguinte, em que é possível observar a tendência de variação do coeficiente de pressão (C_P) em função do colchão d'água de amortecimento das pressões. Os coeficientes a e b , que definem as tendências expostas na Figura 5.12, são vistos na Tabela 5.3, posterior.

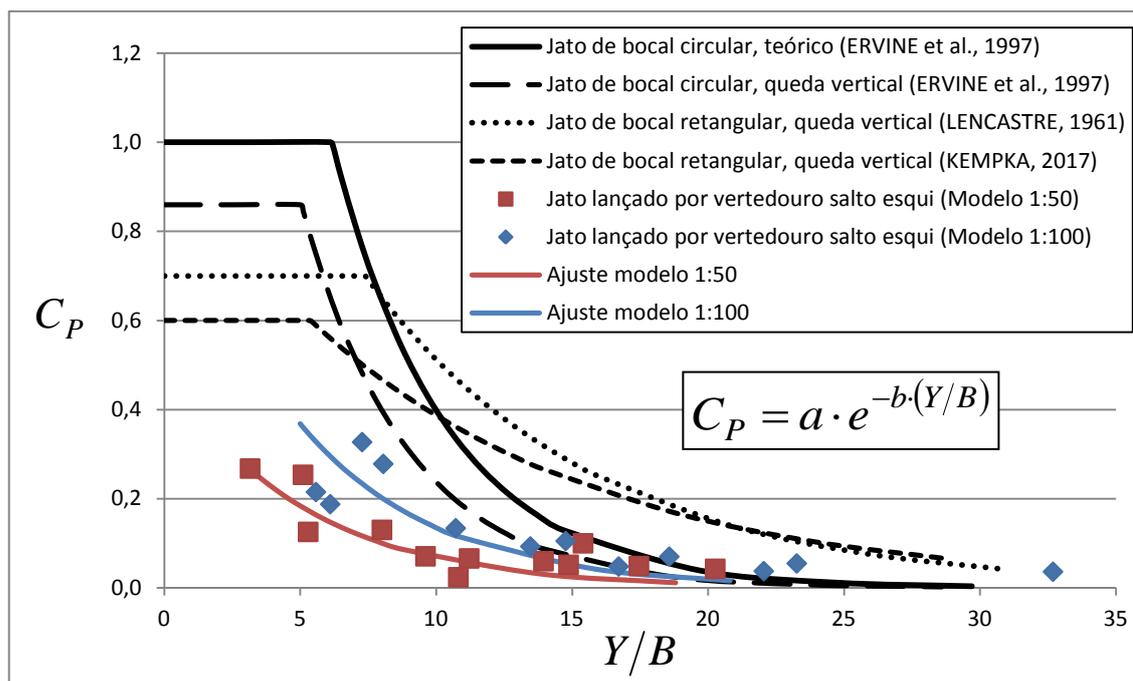


Figura 5.12: comportamento do coeficiente de pressão (C_p) para diferentes estudos sobre o impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido

Tabela 5.3: coeficientes da fórmula de C_p para diferentes estudos sobre o impacto de jato mergulhante sobre um contorno sólido

Estudo	Coef. a	Coef. b	Intervalo de Fr
Jato de bocal circular, teórico (ERVINE et al., 1997)	4,39	0,24	-
Jato de bocal circular, queda vertical (ERVINE et al., 1997)	3,19	0,26	$1,7 < Fr < 50$
Jato de bocal retangular, queda vertical (LENCASTRE, 1961)*	1,70	0,12	$2 < Fr < 7$
Jato de bocal retangular, queda vertical (KEMPKA, 2017)	1	0,095	$5 < Fr < 10$
Jato lançado por vertedouro salto esqui (Modelo 1:50)	0,5	0,2	$4,0 < Fr < 14,6$
Jato lançado por vertedouro salto esqui (Modelo 1:100)	1,0	0,2	$4,2 < Fr < 13,3$

*Os dados de Lencastre (1961)⁷⁹ estão expostos no trabalho de George (1980).

Como pode ser notado no gráfico (Figura 5.12) anterior, a ordem das tendências de C_p possuem diferenças nítidas para cada tipo de enfoque dado ao jato mergulhante, se para jato emitido por um bocal circular, se por bocal retangular, ou se para jato lançado a partir de vertedouro salto esqui. Porém, isto não quer dizer que as contribuições científicas destes três tipos de modelagens não possam ser compartilhadas entre elas, mas, sim, que cada característica obtida de forma estrita possa auxiliar na interpretação de sua forma ampla, ou seja, que o conhecimento das relações de causa e efeito entre os parâmetros, bem como a quantificação dessas relações, permita a compreensão do fenômeno como um todo.

⁷⁹ LENCASTRE, A. **Free Overflow Spillways. Engineering and Design Principles**, National Laboratory for Civil Engineering Studies. Report No.1 74, Lisbon, Portugal, 1961.

A diferença observada, já apontada, entre as tendências de C_p , para os diferentes tipos de modelagens vistas, ocorre em virtude do processo como se dá a dispersão do jato livre e como ocorre a sua posterior difusão no interior do colchão d'água, quando interage com a macroturbulência desencadeada na bacia de dissipação. A dissipação de energia, por exemplo, na fase de jato livre lançado por um vertedouro salto esquí, de acordo com Borja (2012), pode variar entre 30% a 50% da energia total, sendo menor para as maiores vazões. Uma descrição sucinta dos processos fluidodinâmicos, para cada um dos tipos de modelagens vistas, é discutido nas alíneas que seguem:

- a) no caso de jatos mergulhantes emitidos por bocais circulares, sua difusão radial tende a dificultar que a macroturbulência exterior interfira na penetração do núcleo do jato no colchão d'água;
- b) no caso de jatos emitidos por bocais retangulares em canais seccionais, nota-se que a energia cinética do jato submerso, desenvolvido, na forma de um fluxo turbulento, mantém-se por maiores profundidades, em razão de ser promovida uma recirculação permanente na bacia de dissipação, que induz a manutenção da quantidade de movimento; e,
- c) no caso da presente tese, em que o jato lançado possui trajetória parabólica antes de impactar o colchão d'água, é produzida uma dispersão mais acentuada do que os jatos de queda livre, como visto no item 2.1.1.

Para o caso da presente tese é possível notar, também (Figura 5.12), a ocorrência de um efeito de escala geral no coeficiente de pressão (C_p), entre os modelos físicos nas escalas 1:50 e 1:100. Segundo os ajustes gerais empregados, utilizando os coeficientes vistos na Tabela 5.3, os resultados de C_p para o modelo na escala 1:50 ficaram 50% menores que os resultados para o modelo na escala 1:100. Apesar desta diferença ser bastante sugestiva, como efeito geral, estes ajustes não contemplam, de forma precisa, cada uma das condições de vazão ensaiadas.

Como exposto, apesar das considerações gerais apontadas no presente item (5.2.2) serem de grande importância para a delimitação do estudo, a aplicação do coeficiente de pressão (C_p), no formato da equação (5.5) vista, não apresenta uma relação que permita caracterizar, com maior detalhamento, o processo do impacto de jato lançado por um vertedouro salto esquí.

Neste âmbito, foi adotado no tópico 5.1, anterior, um conjunto de relações entre parâmetros que proporcionam maior detalhamento os processos hidráulicos e seus efeitos sobre a pressão dinâmica (P_d). Mais adiante, seguindo os objetivos desta tese, uma análise sobre os efeitos de escala nessas relações entre parâmetros será vista no tópico 6.1.

5.3 REGIÃO DE IMPACTO DO JATO NO FUNDO DA FOSSA

Como visto no tópico (5.2) anterior, o **fenômeno do impacto do jato no fundo** possui diferentes peculiaridades, que dependem do tipo de modelagem. Apesar de na modelagem física de vertedouro salto esqui não ser possível implementar velocidades do jato próximas às de protótipo, como por exemplo em jatos emitidos por bocal, cada tipo de modelagem possui diferentes enfoques, que se complementam para a compreensão do fenômeno como um todo.

No caso de uma fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esqui, para o estudo das peculiaridades do processo de interação do jato mergulhante com os contornos sólidos da fossa, bem como a interação do jato com a própria macroturbulência gerada nessa dinâmica, há necessidade de se abordar o fenômeno através de uma modelagem física estrita, de vertedouro salto esqui e fossa de erosão a jusante, como mencionado. Nestes termos, o presente tópico (5.3) tem o intuito de isolar os processos que compõem o **fenômeno do impacto do jato no fundo**, para melhor compreendê-los e ser possível individualizá-los para cada caso específico, ou seja, para que se possa considerar adequadamente, no estudo de diferentes usinas hidrelétricas (UHEs), parâmetros específicos de representação.

5.3.1 Fenômeno da interação do jato com o fundo

A **região de impacto** do jato mergulhante no fundo da fossa depende do processo de difusão do jato no interior do colchão d'água. A turbulência inicial do jato contribui para o seu desenvolvimento, havendo expansão transversal do jato de forma gradativa à medida que o mesmo penetra no colchão d'água. Durante a trajetória submersa do jato, que tende a seguir em linha reta, o fluxo do jato interage com os padrões macroturbulentos já induzidos no interior da fossa, podendo haver alguma alteração em sua trajetória.

No momento em que o jato encontra um contorno sólido, a expansão da seção transversal do jato, em torno do eixo central, deve ser vista como imprópria, pois nesta **região de impacto** do fluxo do jato contra o contorno sólido o jato é, em um termo mais preciso, desviado, e, após seu desvio, continua a percorrer o contorno sólido. Esta característica do fluido de se esparramar sobre o contorno sólido impede uma definição prática do que seria uma **seção transversal de impacto do jato**.

No **impacto de jato mergulhante inclinado** sobre uma superfície plana, oriundo de um vertedouro salto esquí, como ilustrado na Figura 2.8 (Revisão Bibliográfica), uma pequena parcela do fluxo é direcionado para montante do ponto de estagnação, formando um vórtice que se dissipa brevemente. Por outro lado, a maior parcela de quantidade de movimento do fluxo é direcionada para jusante, permanecendo este fluxo aderido ao fundo até seu despreendimento mais a jusante, sendo então incorporado à macroturbulência do escoamento.

Como descrito, a seção transversal do fluxo do jato que impacta sobre o fundo é indeterminável. Sendo assim, há convenções sobre a quantificação desta região, denominada **região de impacto** (Figura 2.5). No que se refere aos métodos de cálculo da distribuição de pressões nessa região, definiu-se o parâmetro da **faixa de influência** (b), que foi explicada no item 2.2.2. Como visto, também, quando o jato possui incidência inclinada sobre um contorno sólido há uma distorção nessa faixa de influência, devendo, nos casos de vertedouro salto esquí, ser contabilizada a **excentricidade da faixa de influência** (item 2.2.3).

Além de ser determinada por métodos que utilizam as pressões no impacto, a **região de impacto** do jato também pode ser quantificada através de experimentos em que se visualiza o escoamento no interior do colchão d'água (Figura 2.8 – item 2.2.4), observando-se as bolhas arrastadas pelo fluxo do jato mergulhante. Neste âmbito, para um vertedouro salto esquí, Marques et al. (2013) desenvolveram um método empírico para se estimar os limites da região de impacto, definindo-se:

- a) o **limite mínimo** como o espraçamento do jato a montante do impacto;
- b) o **limite máximo** como a espessura do fluxo do jato que penetra no colchão d'água e incide sobre o fundo.

Para se mensurar esses limites junto ao fundo, o **limite mínimo** corresponde ao limite observado de expansão do vórtice na direção de montante, já **limite máximo**, devido ao jato ser desviado pelo contorno sólido e permanecer aderido ao fundo, se definiu como o prolongamento do núcleo do jato que penetra no colchão d'água, com certo ângulo de incidência. Esses dois limites foram vistos no item 2.2.4, bem como as fórmulas de estimativa desses valores, os quais são obtidos por distâncias horizontais em relação ao ponto de lançamento do jato: Lz_{\min} e Lz_{\max} .

5.3.2 Aplicação dos processos isolados

O tamanho da **região de impacto** do jato no fundo é de crucial importância para o estudo da evolução da fossa. Como visto no item 2.4.3 (Revisão Bibliográfica), o processo de escavação ocorre até a fossa atingir sua profundidade de equilíbrio, devido a atuação direta do fluxo do jato mergulhante, e depois continua a progredir gradativamente até atingir seu comprimento de equilíbrio.

No item (5.3.1) anterior foi sintetizada uma descrição sobre o **fenômeno do impacto do jato no fundo**. Como visto, o fenômeno em questão inicia a partir da incidência do jato livre sobre o colchão d'água e, posteriormente, segue com a dinâmica de difusão do jato e de sua interação com os contornos sólidos da fossa. Pela formulação proposta por Marques et al. (2013), para um vertedouro salto esqui, a **região de impacto** pode ser calculada diretamente por método amplo, em que os processos que fazem parte do fenômeno como um todo são considerados intrinsecamente, isto é, alguns parâmetros não são evidenciados na fórmula.

Em outra perspectiva, os objetivos desta tese denotam um estudo criterioso sobre as características a serem consideradas, para casos práticos de diferentes UHEs. Assim, para esse detalhamento, se almeja que cada um dos processos hidrodinâmicos sejam tomados de forma estrita, na medida em que estudos sobre cada um desses processos estejam disponíveis na bibliografia. Neste âmbito, será desenvolvido nos parágrafos seguintes um método para o cálculo da **região de impacto**, que considera os processos estritos de:

- a) **alcance mínimo** (L_{\min}) e **alcance máximo** (L_{\max}) do jato livre que incide sobre o colchão d'água;
- b) **faixa de influência** do jato sobre o fundo, considerando as grandezas físicas de **excentricidade da faixa de influência** a montante (b_m) e a jusante (b_j).

Então, para se realizar a junção destes dois processos estritos, representados por métodos empíricos simplificados, há de se acrescentar nesse **método de junção** algum coeficiente de adaptação de um processo ao outro, que adéque os resultados apresentados. Realiza-se um ajuste de coeficientes para o **método de junção**, então, com base nos resultados do **método amplo** de Marques et al. (2013), o qual foi desenvolvido para a estimativa direta da região de impacto, sem considerar alcance do jato livre ou a difusão do mesmo no colchão

d'água. Este procedimento de junção de dois processos estritos, com verificação por um processo amplo que contempla os outros dois, é respaldado na medida em que esses três métodos a serem relacionados foram elaborados a partir de dados de modelagem física da mesma UHE: a Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC).

Iniciando o procedimento de cálculo da **região de impacto** pelos dois métodos estritos, conforme elencados anteriormente, deve-se partir dos valores de **alcance mínimo** (L_{\min}) e de **alcance máximo** (L_{\max}) do jato livre que incide sobre o colchão d'água. Para a UHE LCBC, esses valores de L_{\min} e L_{\max} são calculados de acordo com as fórmulas elaboradas no item 4.1.2 (Métodos de Experimento):

$\frac{L_{\min}}{Z_{concha}} = a_1 \ln\left(\frac{C_{comporta}}{0,5}\right) \cdot a_2 - a_3 \cdot \exp\left(-a_4 \cdot \frac{y_c}{Z_{concha}}\right)$ $\frac{L_{\max}}{Z_{concha}} = b_1 \ln\left(\frac{C_{comporta}}{0,5}\right) \cdot b_2 - b_3 \cdot \exp\left(-b_4 \cdot \frac{y_c}{Z_{concha}}\right)$	(4.4)
---	-------

Para a utilização destas fórmulas (4.4), utiliza-se aqui os valores do modelo visto na Figura 4.3b, que é um modelo bidimensional em escala 1:100. Por ser um modelo bidimensional (seccional), o canal de aproximação não possui a mesma assimetria do canal de um modelo tridimensional (de conjunto), então o coeficiente de aproximação na comporta (κ) aplicado é igual a 1,0. Outras condições de aplicação são as cotas do lábio do vertedouro (N_{jato}), que é de 577,07m, e a cota do canal plano a jusante (N_{leito}), que é de 555,00m, sobre o qual o jato impacta. Os parâmetros de aplicação, bem como os resultados calculados de L_{\min} e L_{\max} , são vistos na Tabela 5.4:

Tabela 5.4: condições aplicadas e resultados calculados para o alcance horizontal do jato livre que incide sobre a superfície plana do canal a jusante, para o modelo em escala 1:100

y_c / Z_{concha} [-]	$C_{comporta}$ [-]	L_{\min} [m]	L_{\max} [m]
0,119	0,81	0,37	0,49
0,192	0,74	0,55	0,69
0,251	0,71	0,64	0,79
0,304	0,70	0,69	0,85
0,505	0,50	0,73	0,91
0,711	0,50	0,75	0,94

O próximo passo de cálculo é o tamanho da **faixa de influência** do jato mergulhante sobre o fundo, como definida no item 2.2.3 (Revisão Bibliográfica), em função da profundidade da fossa. Teoricamente, as excentricidades a montante (b_m) e a jusante (b_j) do local de impacto do jato no fundo são consideradas em relação ao ponto de estagnação das pressões dinâmicas, no entanto, este ponto é desconhecido, presumido-se estar contido entre as linhas de prolongamento da trajetória do jato que incide sobre o colchão d'água.

As distâncias de incidência horizontais da trajetória do jato livre até a incidência sobre o colchão d'água são dadas por L_{\min} e L_{\max} , calculadas anteriormente. Assim, as grandezas b_m e b_j , calculadas por meio das fórmulas seguintes, serão incorporadas a essas distâncias, podendo-se atribuir coeficientes de ajuste que consideram os dois processos vistos, de modo a se chegar nas delimitações da **região de impacto** do jato sobre o fundo, dadas por $L_{z,\min}$ e $L_{z,\max}$.

$\frac{b_m}{f} = \frac{1}{119 - 124 \cdot \theta_0}$ $\frac{b_j}{f} = \frac{1}{58,8 - 61,3 \cdot \theta_0}$	(2.30)
---	--------

Na aplicação destas fórmulas para o modelo visto na Figura 4.3b, foram utilizadas as cotas de fundo da fossa (f) em 555m (sem colchão d'água), 540m e 530m. As condições de escoamento são vistas na Tabela 5.5, sendo o ângulo de lançamento do jato (θ_1) de 42 graus (0,733 radianos).

Tabela 5.5: condições aplicadas para as fórmulas de cálculo da faixa de influência do jato sobre o fundo, para um jato inclinado

q [m ² /s]	F_0 [-]	H_0 [m]	θ_0 [rad]
0,013	13,8	0,434	0,921
0,027	9,8	0,442	0,919
0,041	8,0	0,441	0,919
0,055	7,1	0,459	0,914
0,117	4,7	0,440	0,919
0,195	4,0	0,492	0,905

Com os valores de L_{\min} e L_{\max} (distâncias do jato livre que incide sobre o colchão d'água), e de b_m e b_j (excentricidades da faixa de influência no local de impacto do jato no fundo), calculados, os limites mínimo e máximo da **região de impacto**, dados por Lz_{\min} e Lz_{\max} , podem ser estimados pelas seguintes fórmulas de ajuste propostas:

$$\begin{aligned} Lz_{\min} &= (L_{\min} + b_m) \cdot \exp(c_1 \cdot y_c / Z_{concha}) \\ Lz_{\max} &= (L_{\max} + b_j) \cdot \exp(c_2 \cdot y_c / Z_{concha}) \end{aligned} \quad (5.6)$$

Onde:

Lz_{\min} = alcance mínimo da região de impacto [m];

Lz_{\max} = alcance máximo da região de impacto [m];

c_1 e c_2 = coeficientes de ajuste, respectivamente nos valores de 0,2 e 0,4 [-].

Os coeficientes de ajuste (c_1 e c_2) são os coeficientes utilizados para a adaptação de um método estrito ao outro, adequando os resultados estritos ao método amplo da **região de impacto** de Marques et al. (2013). No método destes autores, visto no item 2.2.4, o cálculo das distâncias Lz_{\min} e Lz_{\max} é feito diretamente através das seguintes fórmulas:

$\frac{Lz_{\min}}{y_0} = C_{1,Lz_{\min}} + C_{2,Lz_{\min}} \cdot \ln(F_0)$ $\frac{Lz_{\max}}{y_0} = C_{1,Lz_{\max}} + C_{2,Lz_{\max}} \cdot \ln(F_0)$	(2.32)
---	--------

Os gráficos (Figura 5.13 e Figura 5.14) seguintes mostram a comparação dos resultados da fórmula ampla (2.32) com os resultados da combinação entre as fórmulas estritas (4.4), (2.30) e (5.6). Ressalta-se que os valores apresentados são respectivos a um modelo em escala 1:100.

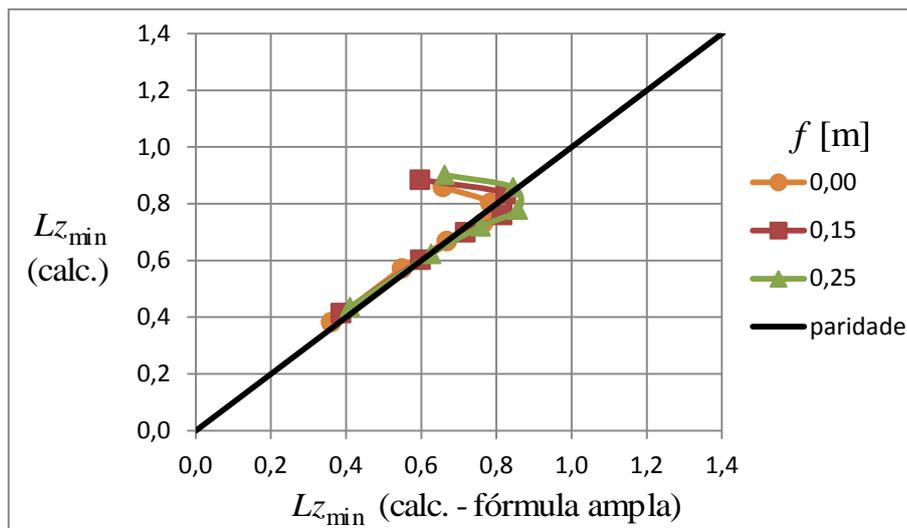


Figura 5.13: comparação entre métodos de cálculo para o alcance mínimo da região de impacto do jato no fundo da fossa, para três aprofundamentos de fossa

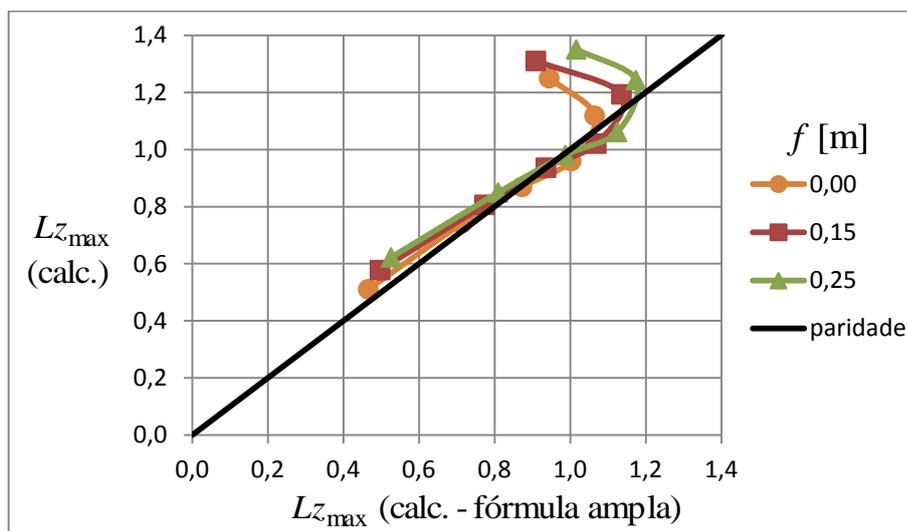


Figura 5.14: comparação entre métodos de cálculo para o alcance máximo da região de impacto do jato no fundo da fossa, para três aprofundamentos de fossa

Como pode ser observado na comparação vista nos gráficos anteriores, entre os dois métodos de cálculo, os valores calculados para a maior vazão ensaiada destoaram bastante entre os dois métodos, tanto para Lz_{\min} (Figura 5.13) quanto para Lz_{\max} (Figura 5.14). Para o **método amplo**, de Marques et al. (2013), os comprimentos calculados para a maior vazão ficaram reduzidos em comparação com os comprimentos calculados através dos **métodos estritos**. Isto pode ser um indício da limitação do tamanho da fossa modelada por Marques et al. (2013), que possui as dimensões observadas na Figura 2.8. Assim, para o caso da maior vazão ensaiada pelos autores, a limitação do comprimento da fossa pode ter

interferido no processo de desenvolvimento da macroturbulência, o que interferiu nos resultados obtidos por meio de visualização do escoamento.

Como observado, o confinamento da fossa pode ter alterado o padrão de recirculação no interior da fossa, afetando a trajetória do jato mergulhante, bem como sua difusão no interior do colchão d'água. Sendo assim, para a aplicação da fórmula ampla (2.32), de Marques et al. (2013), se esperam resultados satisfatórios na condição: $F_0 > 4,7$.

5.4 REGIÕES DA FOSSA TRIDIMENSIONAL

O presente tópico (5.4) tem por base observações sobre as **geometrias de fossa** do protótipo (batimetrias ao longo dos anos), e dos resultados em leito coesivo do modelo de conjunto em escala 1:100. Esta bagagem de dados, obtida conforme visto no tópico 4.3, permite um direcionamento investigatório inicial sobre as **regiões da fossa**, para posteriormente submeter esses **parâmetros geométricos**, identificados, a uma análise (tópico 6.2) que reúna esses parâmetros em conjuntos (como será visto, um dado conjunto de parâmetros corresponde a uma possível **morfologia da fossa**). Em outras palavras, **morfologias de fossas** são diferentes representações do comportamento da fossa para o fenômeno estudado, qual seja a erosão de fossa a jusante de vertedouro salto esquí.

Na área a jusante da barragem, em que se desenvolve a escavação da área efetiva da fossa, ocorre um regime de recirculação próprio, no entanto, denota-se uma região de fronteira para com o exterior da fossa, por onde se dá a transferência de massa de água. Desta forma, há uma interação do fenômeno que ocorre no interior da fossa com o que ocorre em seu exterior, em uma atuação de causa e efeito que repercute no processo de recirculação de fluxo. Os processos macroturbulentos localizados em diferentes **regiões da fossa** exigem certa energia do escoamento, o que permite que as regiões sejam lidas a partir do tipo de erosão ou deposição de sedimentos a que estão submetidas.

Diante do exposto, no presente tópico (5.4) se dá ênfase à identificação das diferentes **regiões da fossa**, no sentido de que estejam atreladas a alguns **parâmetros geométricos**, isolados por suas características peculiares, através de uma abordagem estatística. Então, pretende-se descrever as amostras de **geometria de fossas** através desses parâmetros.

Como será visto nos itens (5.4.1 e 5.4.2) seguintes, as inclinações das paredes internas da fossa têm muito a dizer sobre cada região da fossa. Posteriormente, estes dados específicos de inclinação dos taludes da fossa serão comparados com a bibliografia, no tópico 6.5.

5.4.1 Inclinações dos taludes da fossa da UHE LCBC

Para uma descrição do perfil longitudinal da fossa da UHE LCBC, as batimetrias dos anos de 1982, 1984 e 1988, vistas no item 4.3.1 (Figura 4.5, Figura 4.6 e Figura 4.7), foram

submetidas a um traçado que será explicado nos próximos parágrafos. Esse traçado longitudinal, dentro de certos critérios, resulta no denominado **perfil característico**.

Na medida em que o objetivo desta tese visa a **condição de geometria estabilizada** de fossa, o critério de traçado dos perfis longitudinais, para cada amostra de fossa, leva em conta as partes dos taludes da fossa, de montante e de jusante, que estejam mais estabilizados. Neste aspecto, assim como para o protótipo, isto também deve ser considerado para as amostras de fossa obtidas em modelagem física, como será visto no item (5.4.2) seguinte. Então, nos resultados de modelo se desprezam as partes dos taludes que possuem inclinação muito íngreme, ou taludes negativos (Figura 4.8 – item 4.3.2). Se fossem considerados esses taludes instáveis, uma correlação com as amostras de protótipo ficaria prejudicada.

Outro critério essencial para se garantir maior representatividade ao perfil característico da fossa é o **traçado retilíneo** que parte da área central do canal do vertedouro e passa pela área da fossa de ocorrência de sua maior profundidade. No entanto, é esperado que, em razão dos desmoronamentos graduais dos taludes instáveis, tendo alguns deles permanecido na geometria de modelo, mesmo após o processo de estabilização a área de maior profundidade da fossa pode, então, ter sofrido alguma alteração momentânea, em virtude de eventual deposição do material colapsado das paredes.

Apontados os critérios de traçado do **perfil característico** das amostras de fossas tridimensionais, os perfis traçados para os levantamentos batimétricos dos anos de 1982, 1984 e 1988 da UHE LCBC podem ser vistos nas figuras seguintes (Figura 5.15, Figura 5.16 e Figura 5.17).

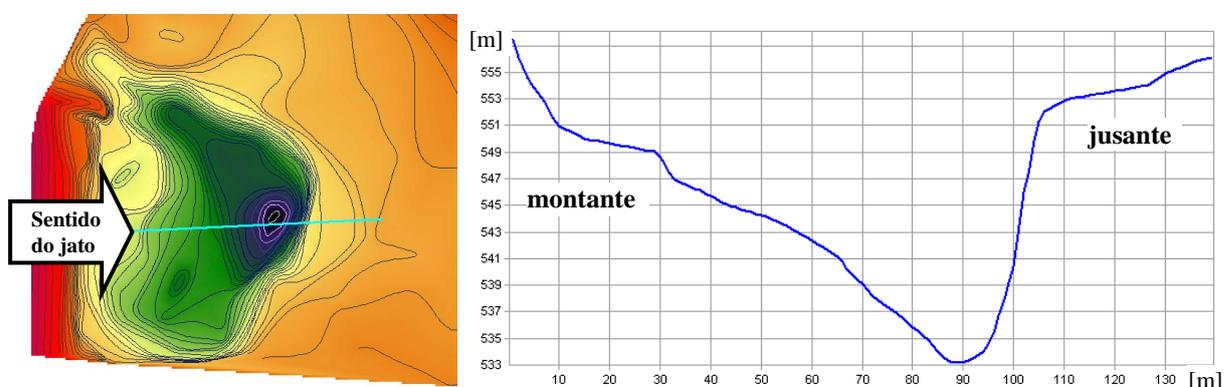


Figura 5.15: perfil característico da fossa para o levantamento batimétrico de 1982, da UHE LCBC

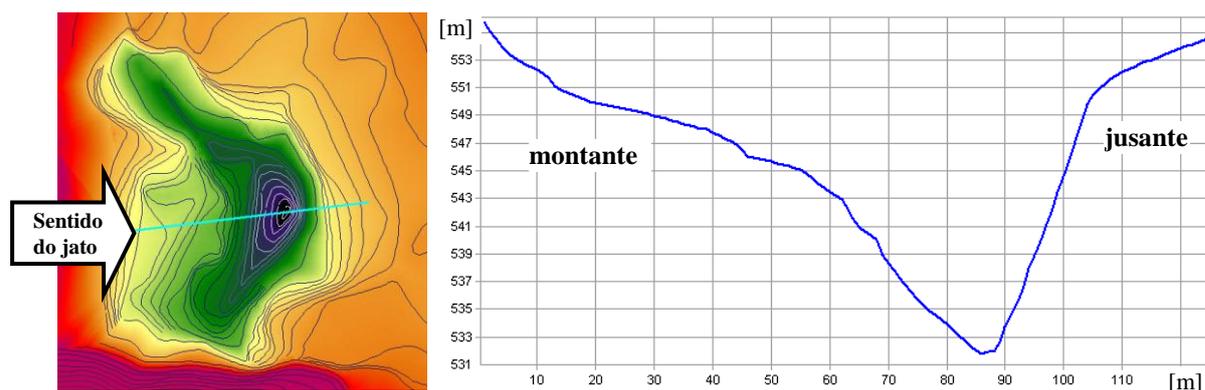


Figura 5.16: perfil característico da fossa para o levantamento batimétrico de 1984, da UHE LCBC

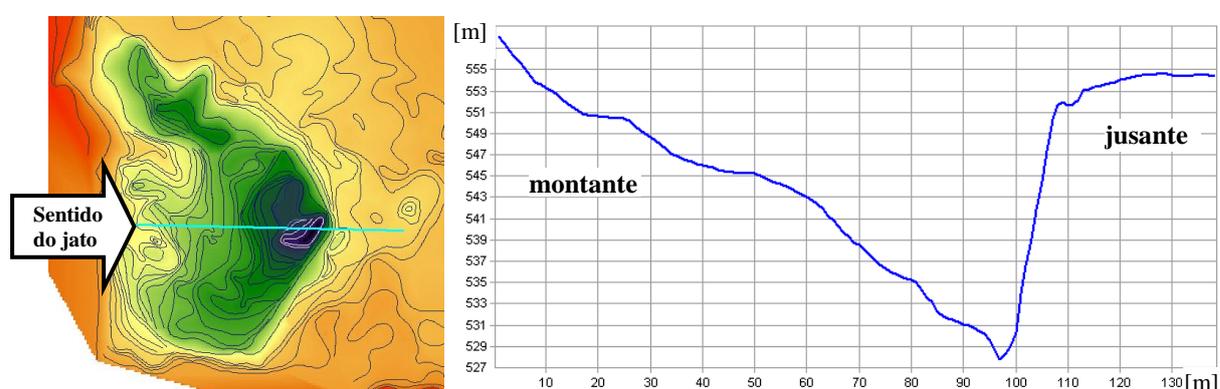


Figura 5.17: perfil característico da fossa para o levantamento batimétrico de 1988, da UHE LCBC

Finalmente, o critério de **delimitação da área da fossa de erosão** é dado pela escavação provocada pelo jato que esteja abaixo da cota do leito do rio a jusante do barramento, que no caso da UHE LCBC está em aproximadamente 555m. Esta delimitação nos perfis característicos pode ser notada pelas duas fronteiras da fossa: a fundação do pé do vertedouro a montante, e a barra a jusante (pouco expressiva para o caso da UHE em questão).

De acordo com a observação aos perfis característicos anteriores (Figura 5.15, Figura 5.16 e Figura 5.17), podem ser separados: o processo de escavação interno da fossa, pelo jato; e o processo de erosão que ocorre na interface com o exterior da fossa. No primeiro caso, então, é caracterizada a região de **abertura efetiva da fossa**, e no segundo caso a região de **borda da fossa**.

Ao se comparar os perfis característicos do protótipo (UHE LCBC) entre si é possível indicar duas regiões em que há diferenças significativas quanto às inclinações das paredes internas da fossa: a **abertura efetiva da fossa** se estende do fundo da fossa até a cota aproximada de 551m, sendo que acima desta cota inicia, por sua vez, a **borda da fossa**. Sendo assim, a

superfície em planta da fossa pode ser dividida em quatro áreas, as quais são ilustradas na Figura 5.18 e separadas nas alíneas seguintes:

- a) **borda de montante**, delimitada por $551\text{m} < \text{cota} < 555\text{m}$;
- b) **borda de jusante**, delimitada por $551\text{m} < \text{cota} < 555\text{m}$;
- c) **talude efetivo de montante**, delimitada por $\text{cota} < 551\text{m}$;
- d) **talude efetivo de jusante**, delimitada por $\text{cota} < 551\text{m}$.

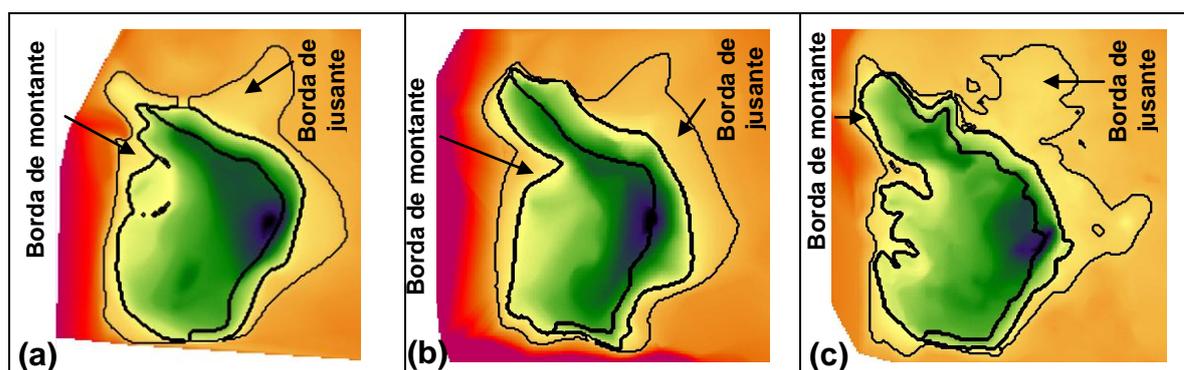


Figura 5.18: áreas das bordas e dos taludes efetivos da fossa da UHE LCBC, para os anos de 1982 (a), 1984 (b) e 1988 (c).

O presente item (5.4.1) possui duas separações (I e II), em que as quatro regiões vistas nas alíneas anteriores, definidas através de uma comparação visual e aproximada, são verificadas por uma abordagem estatística, evidenciando a diferença significativa entre essas regiões. Essa diferença é levada em consideração nas análises que serão vistas no tópico 6.2, em que, para o protótipo da UHE LCBC a razão entre a profundidade da borda da fossa (f_b) e a profundidade máxima da fossa (f_{\max}) ficou aproximadamente $4\text{m}/27\text{m}$ ($f_b/f_{\max} \cong 0,15$).

I) Inclinações da borda da fossa

A presente demonstração expõe as distribuições estatísticas das inclinações dos taludes da fossa (com a horizontal), que foram obtidas através do *software* Idrisi, utilizando o comando *slope*. Cada valor da amostra (N) corresponde a um quadrado de área 1m por 1m, resultante da interpolação realizada segundo as curvas de nível das batimetrias. Com isso, elaborou-se distribuições estatísticas das **inclinações da borda da fossa**, de montante e de jusante, para as batimetrias dos anos de 1982, 1984 e 1988, conforme visto nos gráficos seguintes (Figura 5.19 a Figura 5.24).

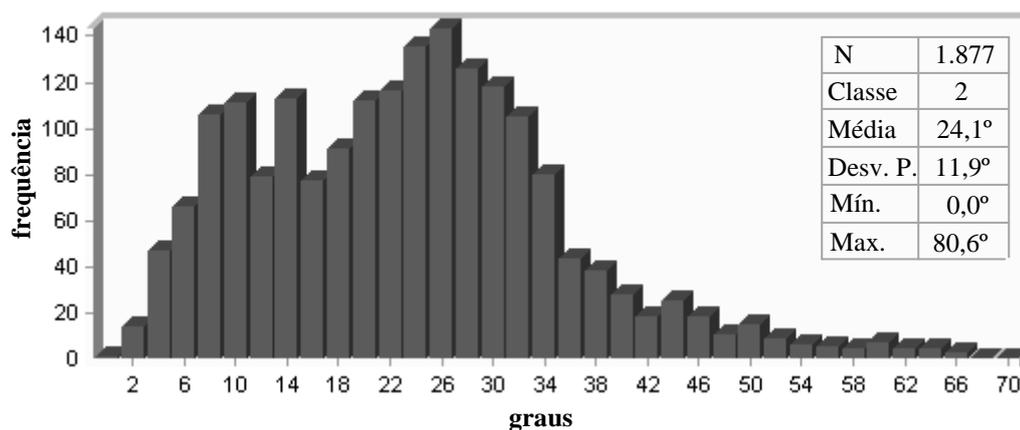


Figura 5.19: inclinações da borda de montante, de área 1.877m²
(batimetria de 1982)

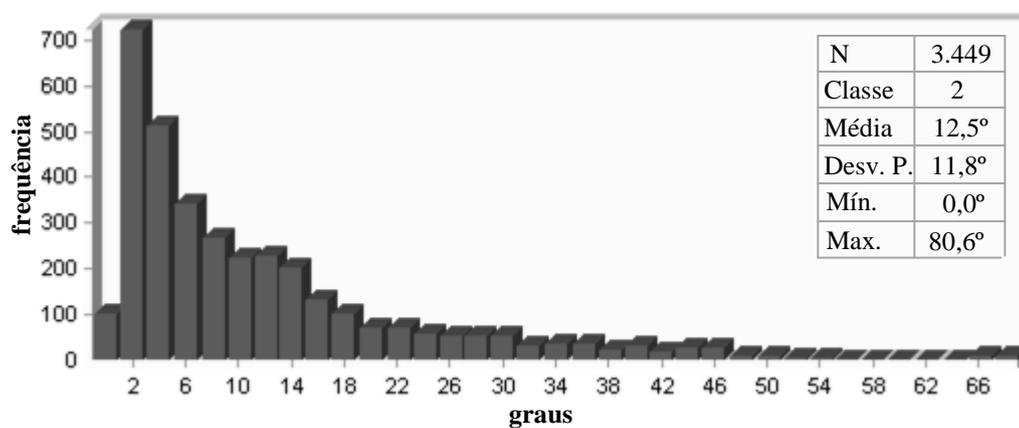


Figura 5.20: inclinações da borda de jusante, de área 3.449m²
(batimetria de 1982)

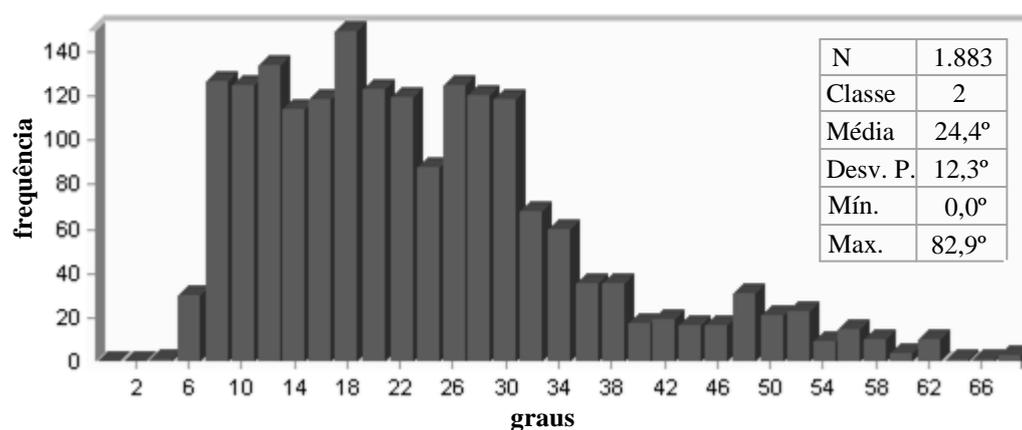


Figura 5.21: inclinações da borda de montante, de área 1.883m²
(batimetria de 1984)

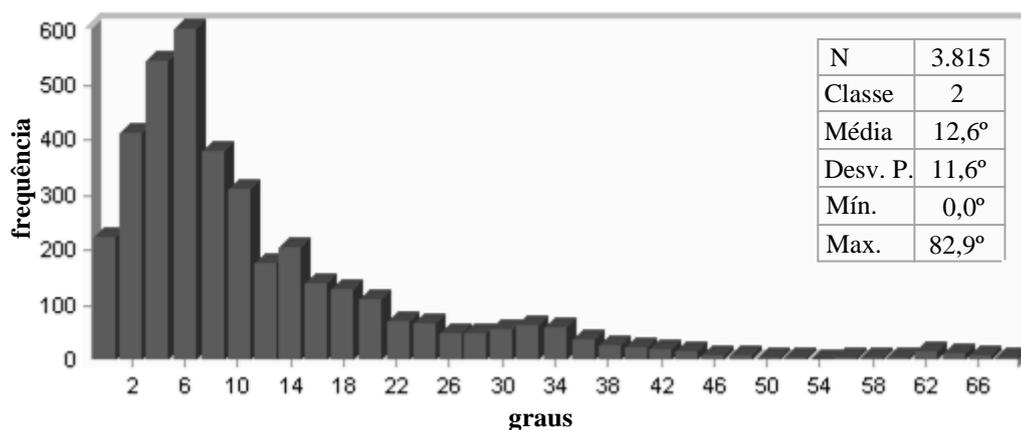


Figura 5.22: inclinações da borda de jusante, de área 3.815m²
(batimetria de 1984)

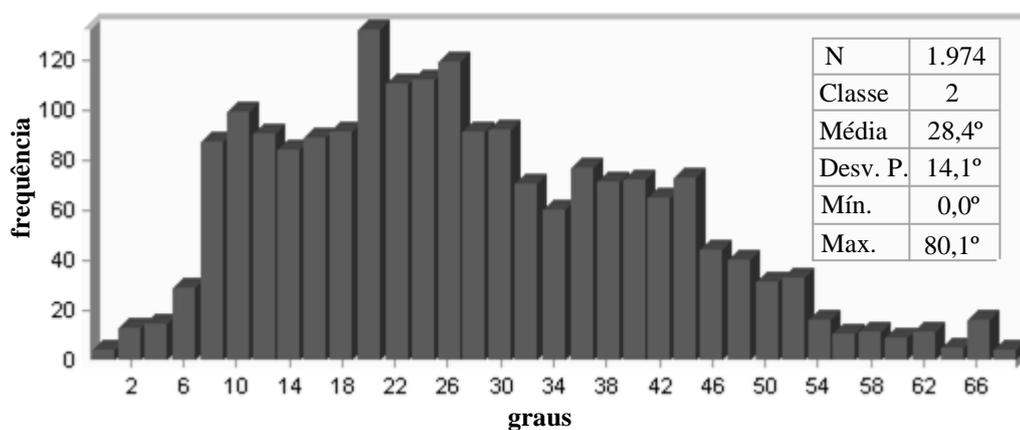


Figura 5.23: inclinações da borda de montante, de área 1.974m²
(batimetria de 1988)

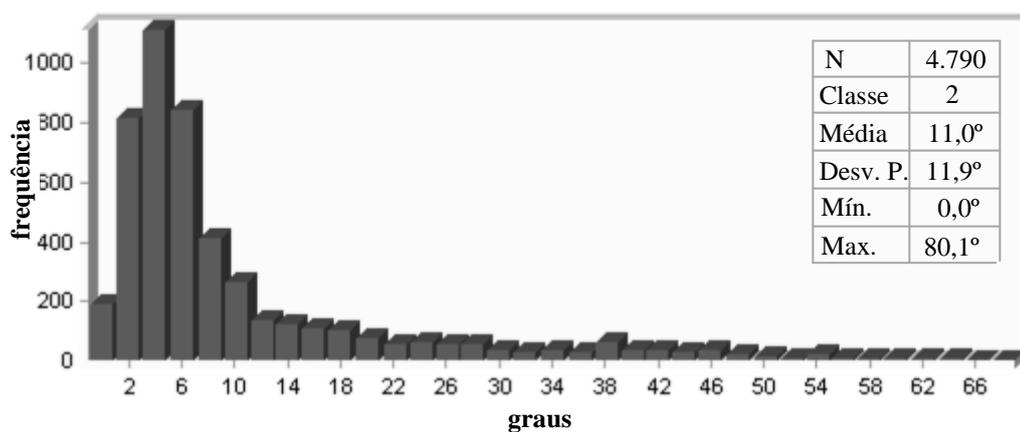


Figura 5.24: inclinações da borda de jusante, de área 4.790m²
(batimetria de 1988)

Como é possível notar nos gráficos anteriores, a **inclinação da borda da fossa** assume uma distribuição bastante assimétrica (assimetria positiva) em sua **borda de jusante**, enquanto a **borda de montante** possui uma distribuição platicúrtica.

II) Inclinações do talude efetivo da fossa

A seguir são vistas as distribuições estatísticas das **inclinações dos taludes efetivos da fossa**, tanto de montante quanto de jusante (Figura 5.25 a Figura 5.30), para as batimetrias dos anos de 1982, 1984 e 1988.

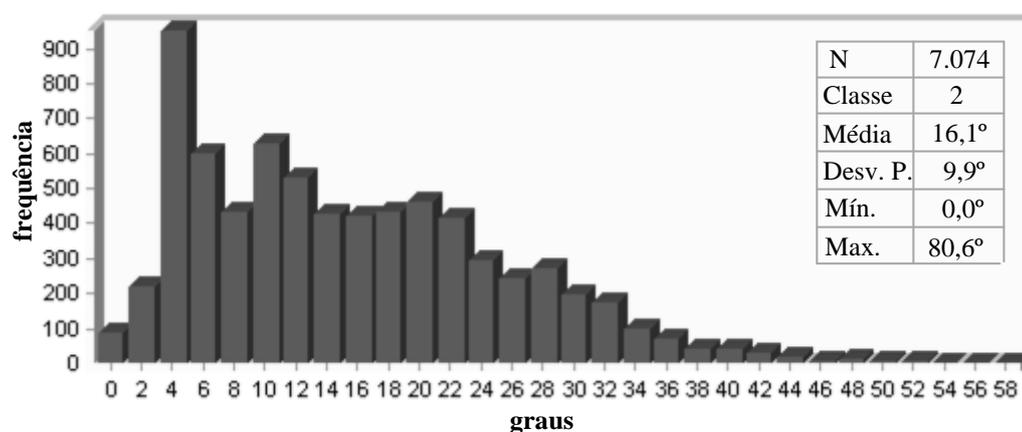


Figura 5.25: inclinações do talude efetivo de montante, de área 7.074m² (batimetria de 1982)

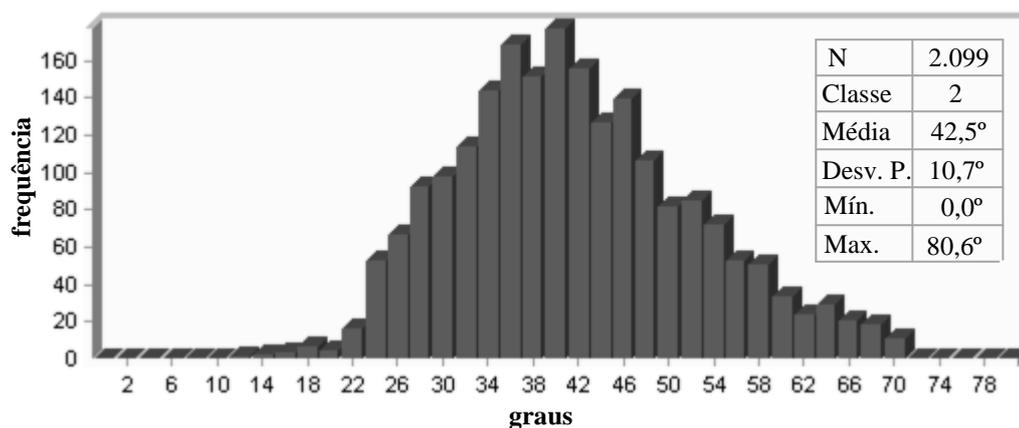


Figura 5.26: inclinações do talude efetivo de jusante, de área 2.099m² (batimetria de 1982)

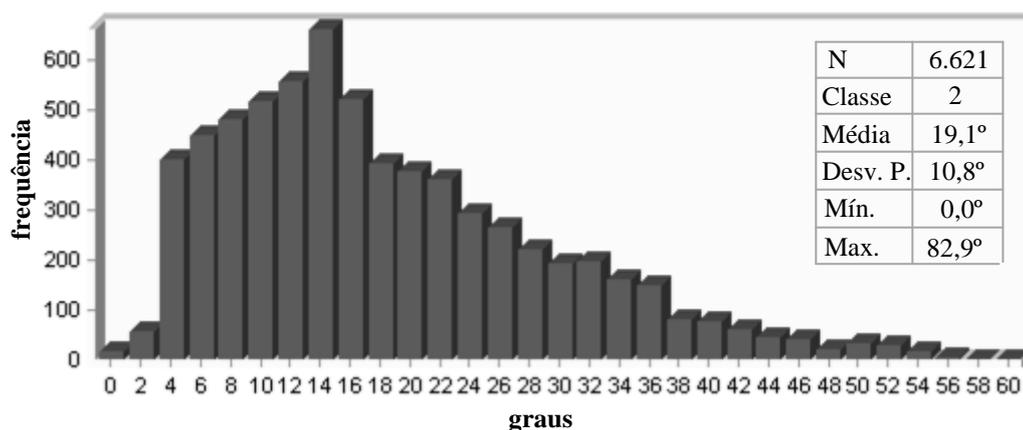


Figura 5.27: inclinações do talude efetivo de montante, de área 6.621m² (batimetria de 1984)

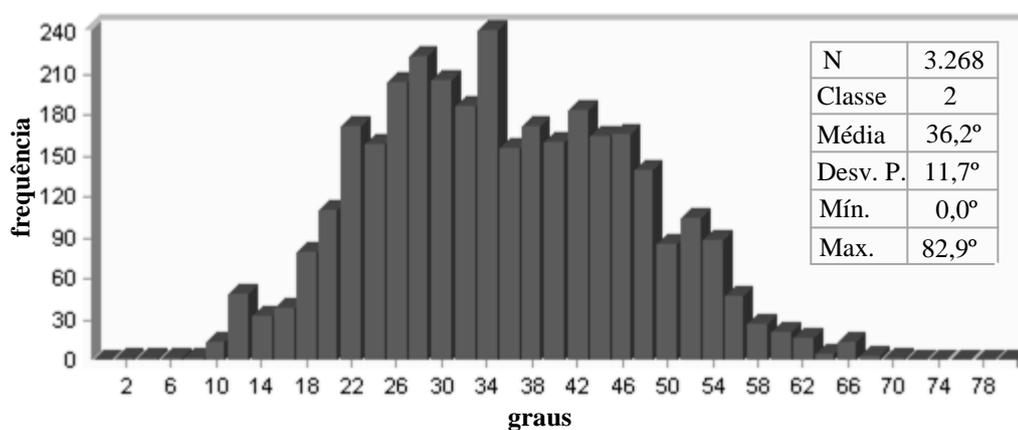


Figura 5.28: inclinações do talude efetivo de jusante, de área 3.268m² (batimetria de 1984)

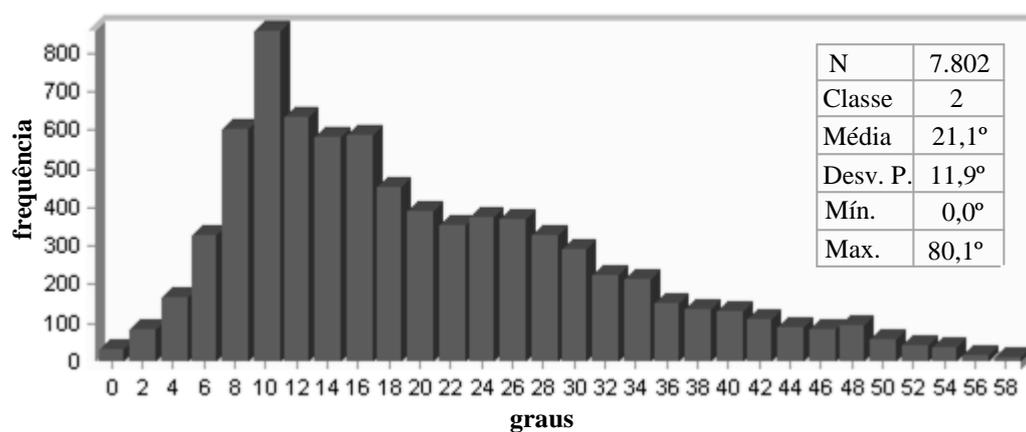


Figura 5.29: inclinações do talude efetivo de montante, de área 7.802m² (batimetria de 1988)

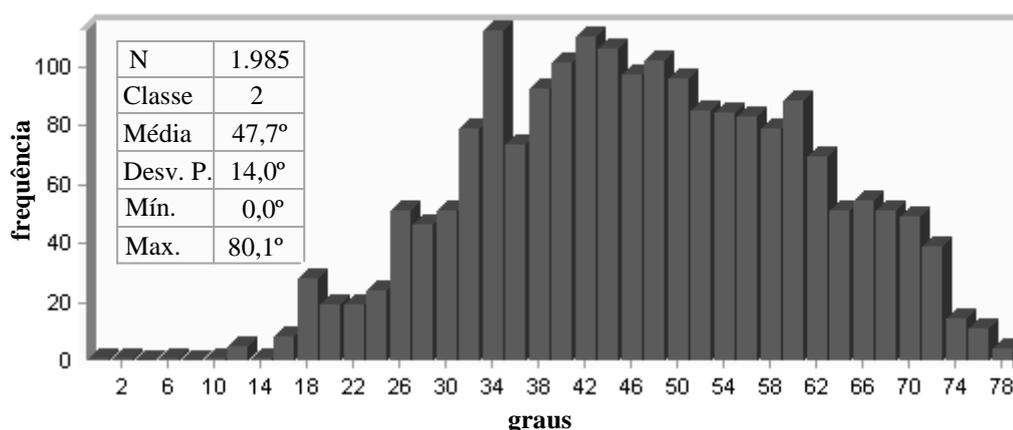


Figura 5.30: inclinações do talude efetivo de jusante, de área 1.985m² (batimetria de 1988)

Vistos os gráficos das inclinações da fossa tridimensional de protótipo, tanto dos taludes efetivos (separação II) quanto das bordas da fossa (separação I), nota-se que o **talude efetivo de montante** assumiu uma distribuição com o formato assimétrico, assim como a **borda de jusante**; por outro lado, o tipo de distribuição também ficou similar entre o **talude efetivo de jusante** e a **borda de montante**, com valores mais bem distribuídos porém com significativa diferença entre os intervalos médios.

Então, identificados os padrões de cada uma das distribuições, percebe-se que há diferença considerável entre os taludes, quais sejam, ordenados no sentido do escoamento: **borda de montante**, **talude efetivo de montante**, **talude efetivo de jusante**, e **borda de jusante**. Sendo assim, na presente tese, se diferenciam essas regiões, adotando-se como parâmetro para representar as inclinações dessas regiões os valores médios de inclinação em cada uma dessas áreas, em planta.

5.4.2 Inclinações dos taludes da fossa do modelo de conjunto

O procedimento de obtenção das amostras de fossa, tridimensionais, a partir de modelagem física em escala 1:100 foi visto no item 4.3.2. Como procedido, para que fosse possível a interpolação das curvas de nível para uma superfície MDE (modelo digital de elevação), utilizando o método de triangulação através do *software* Idrisi, os taludes negativos foram desprezados. Desta forma, no caso do modelo, os cruzamentos entre as curvas de nível foram truncados, desconsiderando as linhas de cota inferiores e mantendo as linhas de cota

superiores, o que impossibilita uma abordagem estatística fidedigna, tal como realizada no item anterior, para os dados de protótipo (UHE LCBC).

Ante o exposto, as áreas em planta com taludes estipulados em 90° para o modelo são contabilizadas no **parâmetro médio de inclinação do talude**, o qual leva em conta cada metro quadrado de área. Esse parâmetro, que é calculado para cada região da fossa, bem como outros **parâmetros geométricos**, representam peculiaridades da fossa tridimensional, sendo analisados no tópico 6.2 relacionando modelo e protótipo.

Já esta etapa da tese (tópico 5.4) é dedicada à identificação das **regiões da fossa**. Sendo assim, se aplica nas amostras de fossa do modelo o mesmo critério utilizado para os levantamentos batimétricos de protótipo, conforme visto no item (5.4.1) anterior. Desta forma, os **perfis característicos**, de respectiva profundidade estabilizada e comprimento da fossa estabilizado, para cada uma das superfícies MDE resultantes dos ensaios, podem ser vistos nas figuras seguintes (Figura 5.31 a Figura 5.37), as quais possuem os valores das cotas na escala de protótipo:

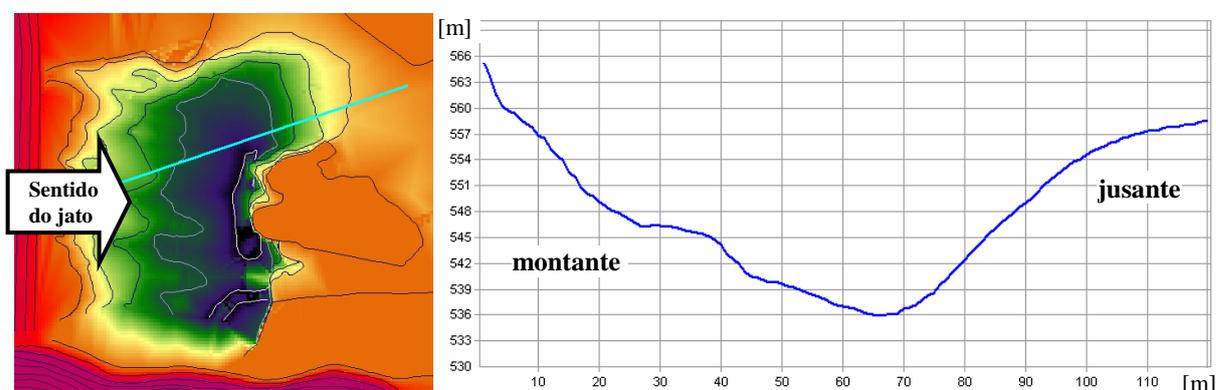


Figura 5.31: perfil característico da fossa para o ensaio nº 1 (hidrograma até o ano de 1982)

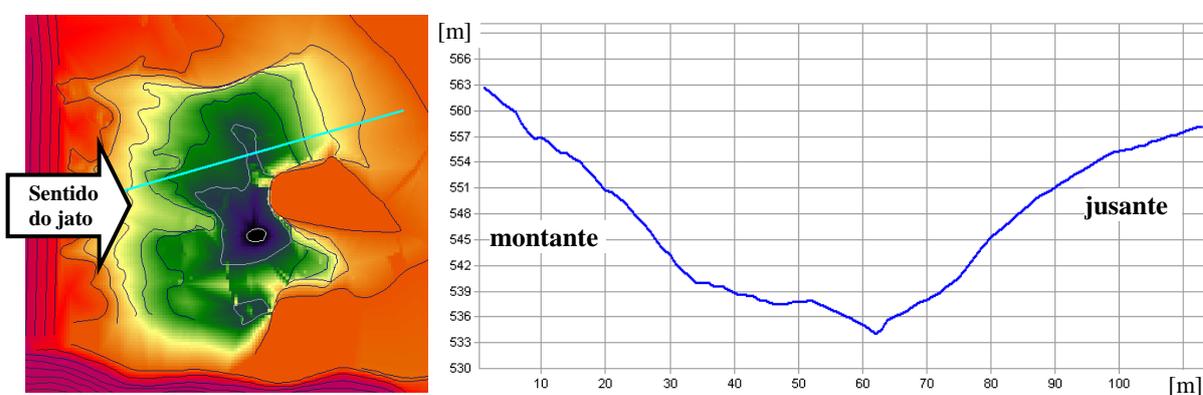


Figura 5.32: perfil característico da fossa para o ensaio nº 2 (hidrograma até o ano de 1982)

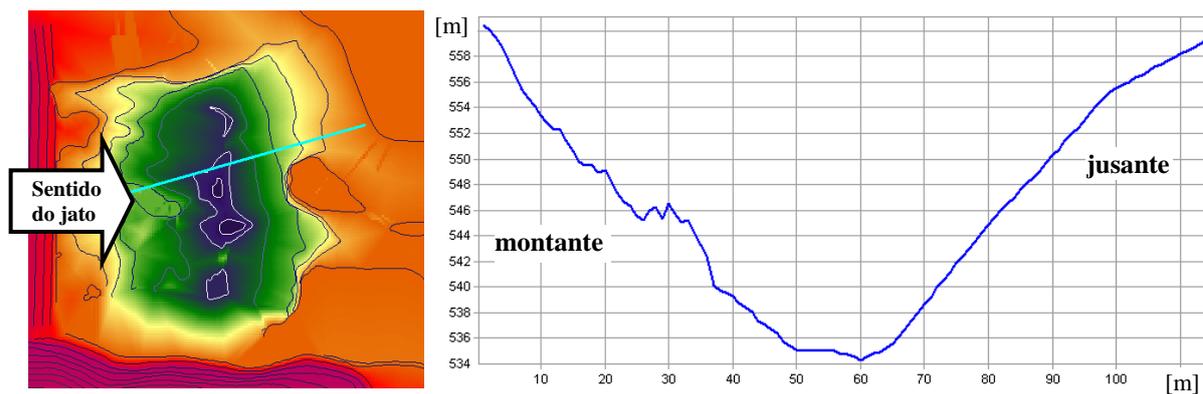


Figura 5.33: perfil característico da fossa para o ensaio n° 3 (hidrograma até o ano de 1984)

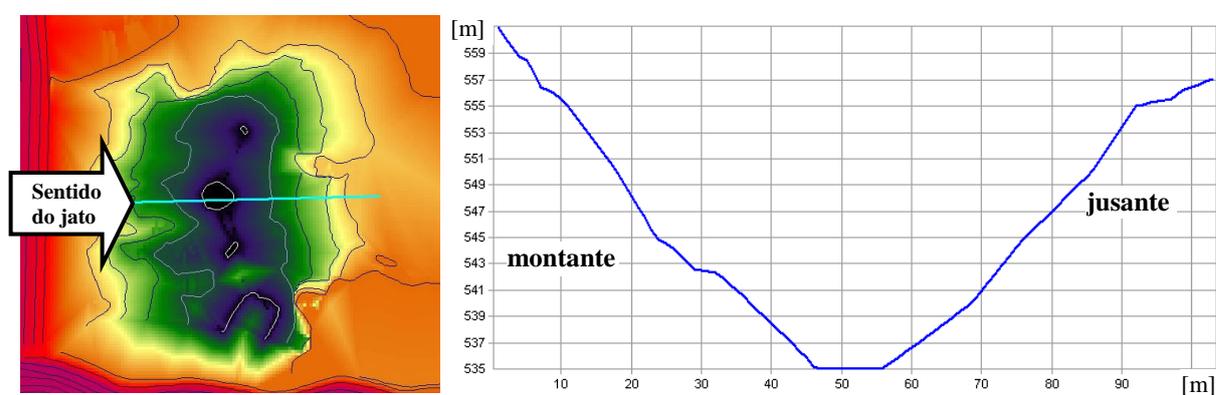


Figura 5.34: perfil característico da fossa para o ensaio n° 4 (hidrograma até o ano de 1982)

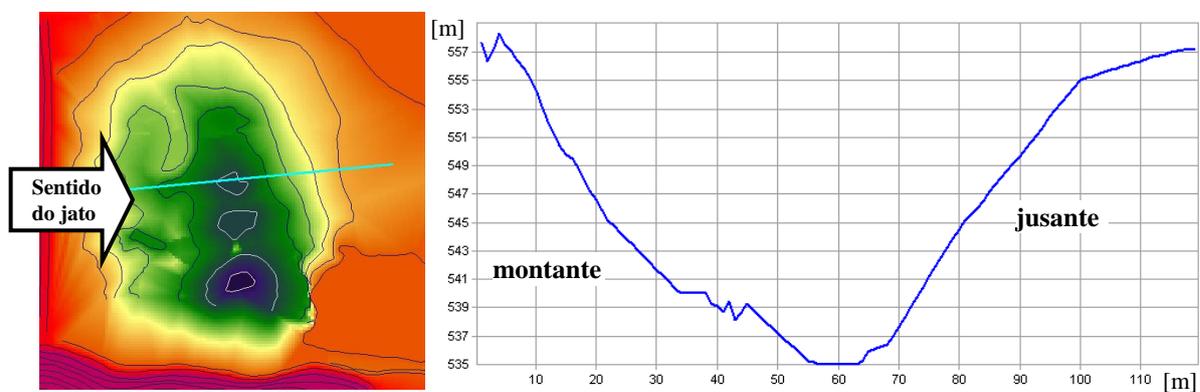


Figura 5.35: perfil característico da fossa para o ensaio n° 5 (hidrograma até o ano de 1984)

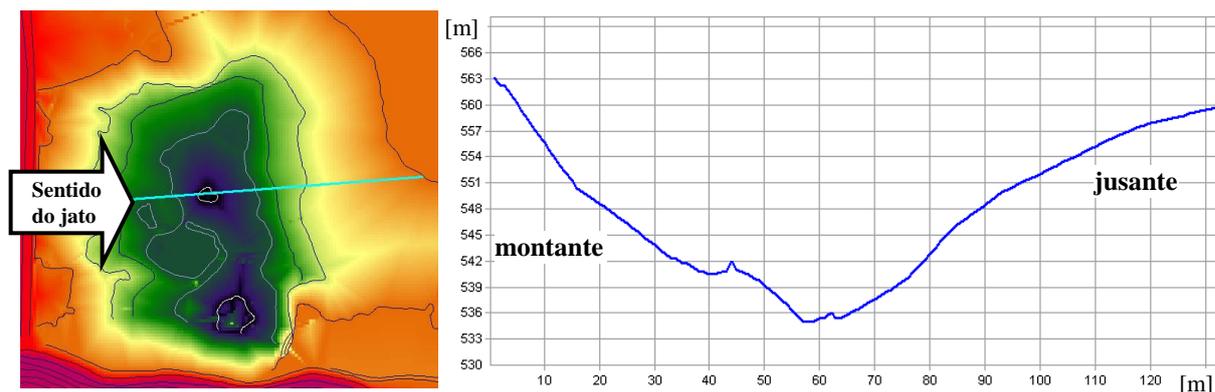


Figura 5.36: perfil característico da fossa para o ensaio nº 6 (hidrograma até o ano de 1982)



Figura 5.37: perfil característico da fossa para o ensaio nº 7 (hidrograma até o ano de 1982)

Como foi observado nos **perfis característicos** das amostras de fossas obtidas em modelagem física (Figura 5.31 a Figura 5.37), ao se aplicar o mesmo critério que foi utilizado para o protótipo (item 5.4.1), mas agora em uma percepção geral sobre o talude de montante das amostras de modelo, foi observado que a **abertura efetiva da fossa** se estende do fundo da fossa até aproximadamente a cota 545m, que possui alteração mais significativa que o talude de jusante. Então, identificada a cota que representa a delimitação da abertura efetiva da fossa, a região de interface da fossa com o exterior, caracterizada pela **borda da fossa**, vai da cota 545m até a cota 555m, que é a cota do leito do rio a jusante. Sendo assim, considerando as direções de montante e de jusante, as áreas de análise, para o modelo, são divididas em quatro:

- a) **borda de montante**, delimitada por $545\text{m} < \text{cota} < 555\text{m}$;
- b) **borda de jusante**, delimitada por $545\text{m} < \text{cota} < 555\text{m}$;
- c) **talude efetivo de montante**, delimitada por $\text{cota} < 545\text{m}$;
- d) **talude efetivo de jusante**, delimitada por $\text{cota} < 545\text{m}$.

Como descrito, cada uma das regiões da fossa, para o modelo e para o protótipo, possuem características diferenciáveis entre si, reproduzidas por **parâmetros geométricos**, os quais serão analisados no tópico 6.2. A primeira relação diferenciável, entre as morfologias da fossa do protótipo da UHE LCBC e das amostras de fossa resultantes de modelo, é a razão entre a profundidade da borda da fossa (f_b) e a profundidade máxima da fossa (f_{\max}), que para o protótipo ficou em $f_b/f_{\max} \cong 0,15$, e para o modelo ficou em aproximadamente 10m/21m ($f_b/f_{\max} \cong 0,48$). Vale ressaltar que a altura da barra (h_{barra}) ficou em até 5m no modelo, enquanto no protótipo foi pouco expressiva, com até 1m.

5.5 DISCUSSÃO SOBRE MÉTODOS DE PREVISÃO DE EROSÃO

No tópico 2.6 foi realizada uma Revisão Bibliográfica mostrando os métodos de previsão de erosão de maciços rochosos. Esses métodos possuem como base para a representação da **erodibilidade da rocha**, um parâmetro geotécnico quantitativo, geralmente expresso pela letra K . As relações propostas entre os valores de K e as características geomecânicas da massa rochosa, qualitativas, são expressas em escalas de graduação ou tabelas de discretização, sendo as características da rocha reproduzidas, dependendo do método, por maior ou menor grau de objetividade.

As **escalas quanti-qualitativas** do parâmetro K propostas pelo método de Xia-Yu-Chang (1988) e pelo método de Brito (1991), apesar de poderem ser relacionadas entre si, não possuem relação direta com o parâmetro K disposto no método de Kirsten (1982). No caso dos dois primeiros autores citados, o parâmetro K compõe uma estrutura de equação consagrada, isto é, de aplicação geral para vertedouros, no entanto essa estrutura de equação não possui compatibilidade direta com o parâmetro K de Kirsten (1982). Conforme elencado nos objetivos desta tese, a conciliação entre esses métodos é de grande valia, pois este último autor vem a agregar, como técnica de engenharia, a avaliação objetiva da massa rochosa, com alto grau de detalhamento, além de contribuir com descrições sobre o fenômeno da erodibilidade diante de cada uma das características geomecânicas.

A **modelagem física** de arrancamento de bloco de rocha, como vista no item 2.7.4, é uma ferramenta bastante ampla, que permite relacionar as **características do maciço rochoso** simulado com diversos **parâmetros hidráulicos**, como as pressões causadas no interior das juntas. Então, no presente tópico (5.5) serão verificados os métodos de Xia-Yu-Chang (1988) e de Brito (1991), a partir de **modelagem física**, estabelecendo vínculos entre os resultados da modelagem física com as **escalas quanti-qualitativas** desses métodos. Posteriormente (tópico 6.3), a **modelagem física** em questão, que possibilita a descrição detalhada do bloco e das juntas, também será vinculada com o método de Kirsten (1982), na medida em que este está baseado na avaliação detalhada do maciço rochoso.

A partir do vínculo estabelecido entre os métodos mencionados no parágrafo anterior, de acordo com os objetivos desta tese, será possível conciliar esses métodos, elaborando uma **escala quanti-qualitativa** de K , baseada no método de Kirsten (1982), adaptada e ajustada à

estrutura de equação consagrada pelos demais autores, isto é, de aplicação geral para vertedouros. Esta conciliação entre métodos será realizada no tópico 6.3.

Por ora, como descrito, serão verificados os métodos de Xia-Yu-Chang (1988) e de Brito (1991) quanto às suas correspondências aos resultados da modelagem física de arrancamento de bloco vista na bibliografia (item 2.7.4). Na Tabela 5.6 são mostrados os dados da modelagem física em questão, os quais serão aplicados, nos parágrafos que seguem, nas equações (2.53) e (2.54), de Xia-Yu-Chang (1988) e de Brito (1991), respectivamente:

$Y_D = K_{Ch} \cdot q^{1/2} \cdot H^{1/4}$	(2.53)
$Y_D = K_{Br} \cdot q^{0,54} \cdot H^{0,225}$	(2.54)

Tabela 5.6: valores da modelagem de arrancamento de bloco realizada por Borja (2012)

q [m ² /s]	H_m [m]	y_l [m]	S_b [-]	y_b [m]	H [m]
0,0235	0,553	0,079	0,00	0,000	0,474
0,0475	0,584	0,122	1,39	0,170	0,462
0,0718	0,606	0,152	1,37	0,208	0,454
0,0958	0,626	0,183	1,32	0,242	0,443
0,1190	0,644	0,217	1,22	0,264	0,427
0,1428	0,661	0,243	1,17	0,285	0,418

- Estes dados encontram-se em escala 1:100, sendo que a aresta do cubo, nas dimensões de protótipo, é de 3,17m (BORJA, 2012, p. 80, 117 e 181).

Na tabela anterior:

q = vazão específica na seção de lançamento do jato [m²/s];

H_m = carga de montante [m], dada por $H_m = N_{montante} - N_{leito}$;

y_l = altura conjugada lenta do ressalto hidráulico [m];

S_b = grau de submergência para impedir o arrancamento do bloco [-], dado por $S_b = y_b / y_l$;

y_b = profundidade que impede o arrancamento do bloco [m];

H = diferença de energia potencial [m], dada por $H = H_m - y_b$.

Para a aplicação dos dados de modelo nas equações (2.53) e (2.54), os mesmos devem ser convertidos para valores de protótipo. Ainda, devido à modelagem física em questão ter sido realizada em fundo plano, isto é, sem aprofundamento da fossa, o nível d'água do canal de jusante (y_b) é utilizado como equivalente ao parâmetro Y_D (profundidade da coluna d'água),

além de que essa coluna d'água y_b , acima do fundo plano do canal de jusante (N_{leito}), deve ser descontada da carga de montante (H_m). Com essas considerações, os valores de protótipo para a modelagem em questão podem ser vistos no quadro (Tabela 5.7) seguinte. Neste quadro também estão expostos os **parâmetros de erodibilidade**, de Xia-Yu-Chang (1988) e de Brito (1991), obtidos por retroanálise.

Tabela 5.7: valores em escala de protótipo da modelagem de arrancamento de bloco realizada por Borja (2012), e respectivos parâmetros de erodibilidade obtidos por retroanálise

Y_D [m]	q [m ² /s]	H [m]	K_{Ch}	K_{Br}
0,0	23,5	55,3	-	-
17,0	47,5	41,4	0,97	0,91
20,8	71,8	39,8	0,98	0,90
24,2	95,8	38,4	0,99	0,91
26,4	119,0	38,0	0,97	0,88
28,5	142,8	37,6	0,96	0,86

- A mais baixa vazão ensaiada foi desprezada, pois não produziu jato capaz de arrancar o bloco.

5.5.1 Verificação da Escala de Chang

Como pode ser obtido da Tabela 5.7, anterior, o K_{Ch} médio da modelagem de arrancamento de bloco ficou no valor de 0,98. Este valor é caracterizado de forma aproximada, segundo a **Escala de Chang** (Tabela 2.4 - item 2.6.2), como respectivo a "rochas sólidas com fraturas e falhas pouco desenvolvidas".

Por outro lado, observando-se as características do bloco modelado (Tabela 2.7 - item 2.7.4), percebe-se que há diversos facilitadores para a simulação da erosão, como as 3 famílias de juntas, e seu elevado espaçamento, o que não condiz com o enunciado: "com fraturas e falhas pouco desenvolvidas". No entanto, há uma outra característica com significância elevada, que é a resistência mecânica do bloco modelado, o qual não sofre o processo de abrasão, como ocorreria em um bloco de rocha em protótipo com o gradativo aparo de seus cantos por abrasão, além de que também não sofre os processos de fragmentação e de cunhamento hidráulico.

O método de Xia-Yu-Chang (1988) possui a inconveniência em estabelecer uma escala com apenas um grau de variabilidade, isto é, considera que rochas de elevada resistência também possuem poucas fraturas e que rochas de baixa resistência possuem muitas fraturas. Esse tipo

de escala, de caráter hermético, ocorre no método de Spurr (1985 apud BRITO, 1991) e necessita de ponderações técnicas para sua aplicação, baseadas na experiência do projetista.

Com a elaboração da **Escala de Kirsten**, que será realizada no tópico 6.3, a modelagem de arrancamento de bloco em questão terá todas as características do **bloco modelado** levadas em consideração, conjuntamente, chegando-se às **características do bloco de rocha em protótipo** que estariam sendo simuladas pelo **bloco modelado**.

5.5.2 Verificação da Escala de Brito

A **Escala de Brito** possui múltiplos graus de variabilidade, que consideram o tamanho dos blocos e o padrão das descontinuidades, dentre outras características ([Anexo 1](#)). Dadas as **características qualitativas** do maciço rochoso, suas combinações são expressas em termos quantitativos por meio de Classes de Maciço (Figura 2.23 - item 2.6.3). Essas classes vão da Classe I, que é a de maior resistência à erosão, até a Classe V, que é a mais propícia à erosão.

Para a modelagem de arrancamento de bloco em questão os valores de K_{Br} , vistos na Tabela 5.7, anterior, são dispostos no gráfico (Figura 5.38) mostrado adiante. Com média de $K_{Br} = 0,89$, então, de acordo com as Classes de Maciço, o bloco modelado enquadra-se na Classe III.

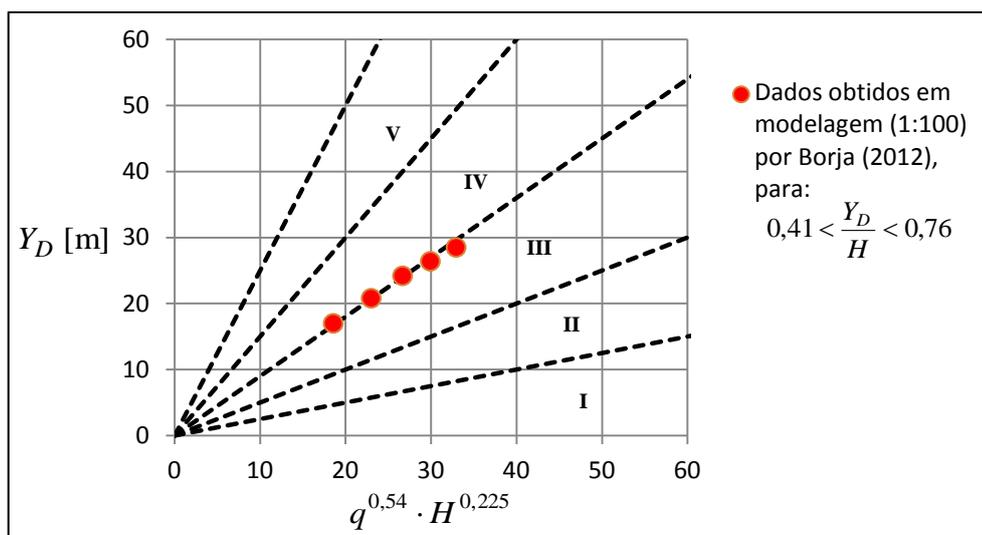


Figura 5.38: enquadramento da modelagem de arrancamento de bloco, realizada por Borja (2012), nas Classes de Maciço de Brito (1991)

Conforme observado anteriormente, o bloco modelado se enquadra na Classe III, sendo que esta classe possui as características respectivas às siglas E1, PE3 e TD3, como vistas no [Anexo 1](#). Com isso, traduzindo estas siglas, tem-se:

- a) E1: blocos maiores que 3m;
- b) PE3: Maciços de Blocos Cúbicos (3 famílias);
- c) TD3: Junta com preenchimento erodível, e sem atrito.

Então, comparados os resultados da modelagem de arrancamento de bloco, vista na bibliografia (item 2.7.4), com o método de Brito (1991), é possível dizer que os resultados na modelagem em questão condizem com os valores quantitativos de K_{Br} vinculados à Classe III. Como verificado, as três características de variabilidade (E1, PE3 e TD3) tiveram correspondência próxima às condições da modelagem em questão.

6 ANÁLISES E CONCLUSÕES PARCIAIS

Discutiu-se no capítulo (5) anterior as delimitações de aplicação dos resultados obtidos nesta tese de engenharia, bem como de alguns dados extraídos da bibliografia, com pertinência ao **fenômeno amplo da erodibilidade de fossas de erosão**. O fenômeno estudado é composto pela interação de diversos processos hidrodinâmicos no interior da fossa, como a difusão do jato mergulhante e a recirculação do ressalto hidráulico confinado. Essa atuação hidrodinâmica é modificada à medida que a geometria da fossa se altera, e, por sua vez, está atrelada à resistência do maciço à erosão. Sendo assim, a complexidade do fenômeno pode ser reduzida pelo relacionamento de três espécies de parâmetros: **geométricos**, **hidráulicos** e **geomecânicos**, que podem ser obtidos por métodos respectivos, sendo reunidos pela técnica de engenharia que é elaborada no presente capítulo (6).

Então, visando ao objetivo geral desta tese, no presente capítulo (6) serão desenvolvidos métodos de obtenção dos parâmetros mencionados, seja a partir dos resultados delimitados nas presentes modelagens, seja através da verificação e adaptação de métodos vistos na bibliografia para a condição de **fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esqui**. A sistematização de análises das espécies de parâmetros mencionadas, bem como a relação entre elas, é vista nas alíneas que seguem:

- a) No tópico 6.1 se enfatizará os **parâmetros hidráulicos** do escoamento, analisando-os quanto aos seus comportamentos diante de diferentes formatos de fossa ensaiados, em modelagens bidimensionais da presente tese, nas escalas 1:50 e 1:100;
- b) No tópico 6.2 a fossa de erosão será analisada em âmbito tridimensional, por meio de seus **parâmetros geométricos**, obtidos diante de um processo natural de escavação do leito pela ação do jato, tanto na modelagem de conjunto da presente tese, em escala 1:100, quanto da fossa do respectivo protótipo;
- c) No tópico 6.3, para a condição do fenômeno de erodibilidade a jusante de vertedouro salto esqui, se adaptam métodos para a aplicabilidade de **parâmetros geomecânicos** que descrevam as características do maciço rochoso;
- d) Já no tópico 6.4 se analisará a aplicação de um método sintético, para a estimativa do perfil longitudinal da geometria da fossa, no qual os **parâmetros geomecânicos**, base

para a aplicação do método, estão intimamente relacionados com os **parâmetros geométricos** resultantes;

- e) Por fim, no tópico 6.5 será verificada a correspondência dos parâmetros vinculados pelo método mencionado anteriormente (**parâmetros geomecânicos** e **parâmetros geométricos**) com os **parâmetros hidráulicos** do escoamento que ocorre no interior da fossa, representativos, em termos médios, do padrão macroturbulento que atua sobre os contornos sólidos da fossa.

6.1 EFEITO DE ESCALA EM PARÂMETROS HIDRÁULICOS

Como mostrado no tópico 2.3 (Revisão Bibliográfica), os fenômenos físicos em ambientes controlados sofrem mudanças de acordo com a variação de parâmetros hidráulicos e geométricos. No que tange aos fenômenos que ocorrem à escala de protótipo, é possível representá-los através de parâmetros conhecidos, reproduzindo condições semelhantes em modelos reduzidos e verificando as tendências de variação entre os parâmetros medidos.

Na análise sobre o efeito de escala que segue, entre as modelagens bidimensionais nas escalas 1:50 e 1:100, tem-se como base as considerações realizadas no tópico 5.1 a partir dos resultados das pressões dinâmicas médias, medidas no fundo das duas geometrias de fossa ensaiadas (“estágio intermediário” e “estágio de equilíbrio” – cota 540m e cota 529m). Assim, essa análise está delimitada, especificamente, para as duas condições geométricas ensaiadas, porém, se tratando da amplitude do fenômeno, o mesmo inclui efeitos físicos implícitos, como os relativos à taxa de aeração e à intensidade da turbulência do jato, mesmo que não se discriminem estes parâmetros nas equações.

Para a análise dos efeitos envolvidos sobre o fenômeno analisado, toma-se como pressuposto (visto no tópico 4.2) que as duas maiores vazões ensaiadas na modelagem em escala 1:50 possuem mínimos efeitos de escala (condições de escoamento destacadas na Tabela 4.8). Assim, podendo-se desprezar a influência das forças viscosas e da tensão superficial nos dados mensurados na escala respectiva, isto ajudará na compreensão de como se relacionam os parâmetros no fenômeno aqui analisado.

6.1.1 Altura do poço de acumulação

Como visto no t3pico 5.1, os resultados para a altura do poço de acumula33o (y_p) tiveram uma dispers33o significativa entre as duas geometrias de fossa ensaiadas (cotas 540m e 529m), por33m, os resultados apresentaram duas tend33ncias gerais de varia33o, uma para o modelo 1:50 e outra para o modelo 1:100. Essas tend33ncias gerais s33o apresentadas na Figura 6.1.

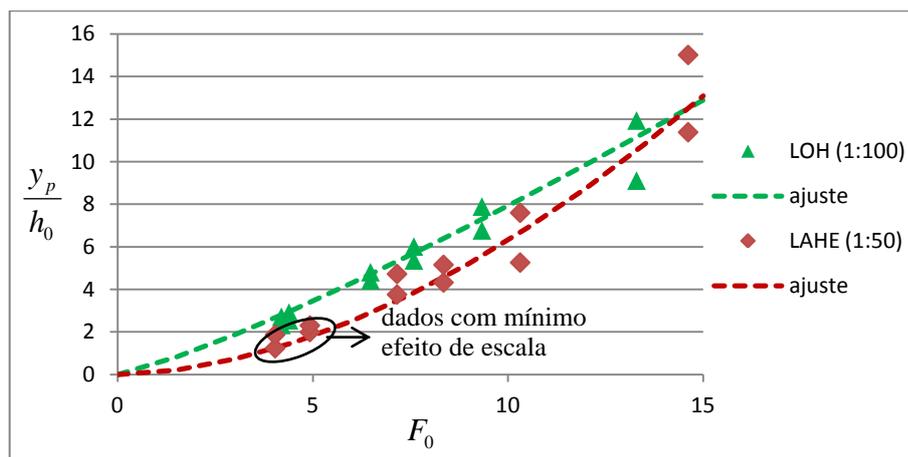


Figura 6.1: curvas de tend33ncia que descrevem a altura do poço de acumula33o (y_p) em fun33o da condi33o de escoamento, para as modelagens 1:50 e 1:100

Para se ter a rela33o de escala entre as tend33ncias dos dois modelos, os valores da figura anterior foram unidos em uma 33nica tend33ncia (Figura 6.2), incluindo o par33metro de escala (λ), onde: para o modelo do LAHE, $\lambda = 50$, e; para o modelo do LOH, $\lambda = 100$.

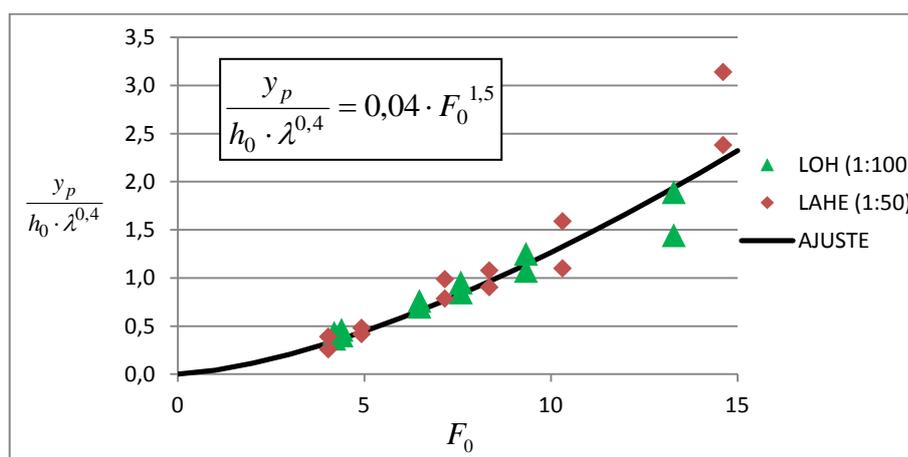


Figura 6.2: rela33o adimensional que descreve a altura do poço de acumula33o (y_p) em fun33o da condi33o de escoamento, considerando o efeito de escala (λ)

Conforme visto na Figura 6.2, a condição de escoamento situada em $5 < F_0 < 10$ obteve resultados com uma tendência mais uniformizada, no que tange à admissão da existência de efeitos de escala (λ) entre os modelos. Por outro lado, os dados que ficaram acima desta faixa ($F_0 > 10$) são aqueles respectivos às vazões mais baixas, que apresentam ângulo de incidência (θ_0) mais próximos da vertical. Para estas vazões mais baixas, a elevação do poço de acumulação (y_p) é mais intensa e similar para as duas escalas (voltando-se à Figura 6.1), o que sugere a maior relevância da quantidade de movimento para montante do impacto do jato, que se comporta como a recirculação de um ressalto hidráulico, em detrimento da influência das características internas do escoamento, expressas pelos números de R_0 e W_0 .

6.1.2 Coeficiente de pressão

O coeficiente de pressão (C_p) que foi proposto no tópico 5.1 denota as situações inerentes às modelagens seccionais (bidimensionais) desenvolvidas nesta tese. Conforme disposto na equação (5.1), além de considerar, como principal parâmetro, a pressão dinâmica $P_{d, maior}$, considera também os efeitos que estão implícitos sobre o parâmetro y_p . Desta forma, o adimensional C_p é descrito por variáveis representativas da energia do escoamento no lançamento do jato, em específico: pela razão entre a carga de montante (H_m) e a espessura medida do jato na seção de lançamento (h'_0).

As tendências de variação de C_p , para cada uma das escalas ensaiadas (1:50 e 1:100), são vistas no gráfico seguinte (Figura 6.3). Como visto no tópico 5.1, a tendência de variação para o modelo 1:100 ficou mais bem definida, indicando que a mesma inicia na origem de coordenadas (0,0;0,0). Neste gráfico mencionado, identificou-se os valores com mínima incidência de efeitos de escala (Tabela 4.8), que correspondem às duas maiores vazões ensaiadas no modelo 1:50.

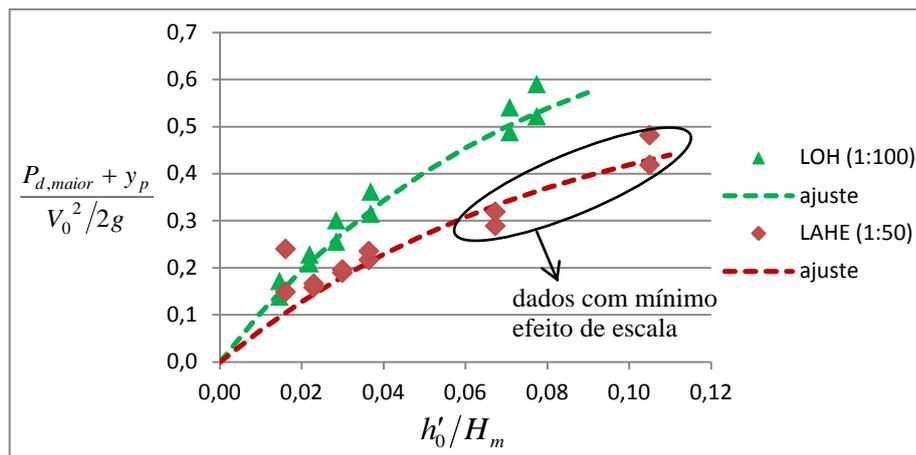


Figura 6.3: curvas de tendência que descrevem o coeficiente de pressão (C_p) em função da condição de escoamento, para as modelagens 1:50 e 1:100

Observando as duas tendências gerais na Figura 6.3 é possível identificar o efeito de escala causado sobre o coeficiente de pressão (C_p), embora os parâmetros causadores desse efeito estejam implícitos nas variáveis utilizadas. Desta forma expressa, não é possível destacar, ou separar, a influência de aspectos como o grau de aeração e a intensidade de turbulência diretamente sobre o resultado de $P_{d,maior}$ medido. Na presente análise, optou-se por adotar um coeficiente C_p de maior amplitude, ou seja, que possui a influência de muitos parâmetros, sem distinguí-los. Assim, o efeito de escala também é tomado de forma ampla.

Para a verificação do efeito de escala em C_p não se distinguiu as geometrias de fossas ensaiadas (cota 540m e 529m), visto não apresentarem dispersão de dados significativa entre si em comparação com as variações gerais ocorridas entre escalas (1:50 e 1:100). Deste modo, uma tendência única, incluindo o parâmetro de escala (λ), é mostrada na Figura 6.4, onde: para o modelo do LAHE, $\lambda = 50$, e; para o modelo do LOH, $\lambda = 100$.

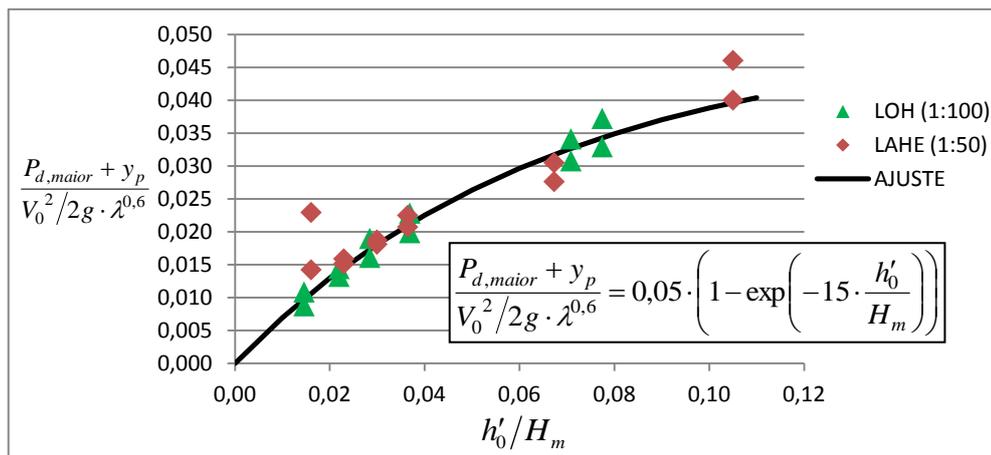


Figura 6.4: relação adimensional que descreve o coeficiente de pressão (C_p) em função da condição de escoamento, considerando o efeito de escala (λ)

Na determinação do efeito de escala para o coeficiente de pressão (C_p), nota-se ainda, na Figura 6.3, que há pontos no extremo superior do ajuste, para a escala 1:50, onde há indicativos de menor ocorrência de efeitos de escala. Por outro lado, também na Figura 6.3, supondo que a tendência segue o formato obtido através dos resultados do modelo 1:100 em direção à origem de coordenadas (0,0;0,0), pode-se afirmar que nesta outra extremidade do ajuste não há efeito de escala muito significativo. Com isso, focando-se nos resultados para o modelo 1:50, é possível afirmar que os efeitos de escala neste modelo foram muito pequenos, tanto para as maiores vazões escoadas (h'_0/H_m maiores), quanto para as menores vazões escoadas⁸⁰ (h'_0/H_m menores).

Ressalta-se que a ordem de grandeza dos valores vistos na Figura 6.4, caso a escala (λ) seja adotada unicamente entre modelos, e não em relação ao protótipo, se teria: $\lambda_{LAHE} = 1$ e $\lambda_{LOH} = 2$. Isto não alteraria as disposições dos pontos e da linha de tendência (os coeficientes da fórmula se alteram), mas os valores do eixo das ordenadas ficam multiplicados por $(50/1)^{0,6} = 10,45$ ou por $(100/2)^{0,6} = 10,45$, o que altera a ordem de grandeza das ordenadas de 0,00-0,05 para aproximadamente 0,0-0,5.

6.1.3 Local de ocorrência da pressão de maior magnitude

De acordo com os resultados expostos no tópico 5.1, para as duas geometrias de fossa ensaiadas, uma para um estágio intermediário (cota 540m) e outra para um estágio de

⁸⁰ Descartando a menor vazão ($F_0 = 14,6$) escoada para a cota de fundo da fossa em 529m (Figura 5.3).

equilíbrio (cota 529m), não foi possível afirmar que o local de ocorrência da pressão de maior magnitude ($L_{Pd,maior}$) sofreu influência pelas diferenças entre as geometrias ensaiadas. Como visto, a dispersão dos dados relativos ao tipo de geometria (cota de fundo em 540m e 529m) permaneceu alta, no entanto, se tratando dos dados gerais, para cada uma das modelagens (escalas 1:50 e 1:100), os resultados representativos $L_{Pd,maior}$ apresentaram tendências nítidas de variação. Estas tendências estão unificadas no gráfico seguinte (Figura 6.5):

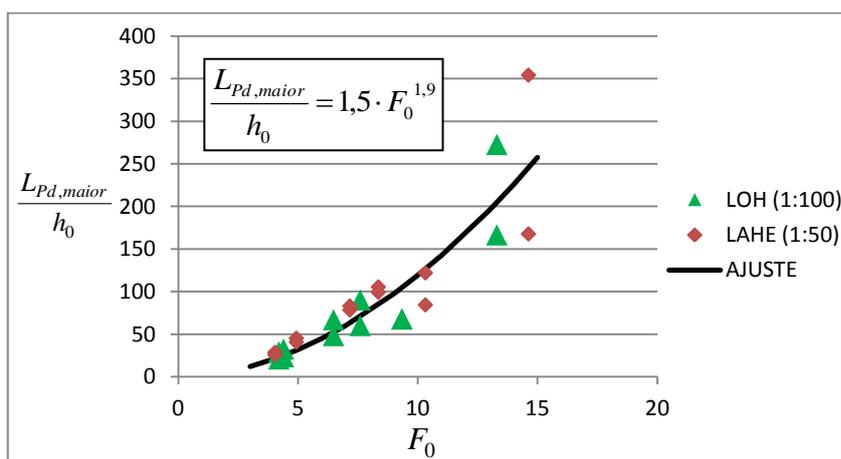


Figura 6.5: relação adimensional que descreve a distância do local de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude ($L_{Pd,maior}$) em função do número de Froude (F_0)

Dada a exposição dos pontos no gráfico anterior, observa-se que sua dispersão verificada foi similar entre as duas escalas modeladas (1:50 e 1:100). Assim, não foi possível identificar efeitos de escala na relação adimensional proposta para se descrever $L_{Pd,maior}$ de acordo com as condições de escoamento impostas. Desta forma, para se calcular a distância de impacto do jato mergulhante no fundo da fossa com maior precisão, deve-se valer dos métodos verificados no tópico 5.3, que consideram maior número de variáveis hidráulicas e geométricas, como àquelas relativas à configuração do jato lançado pelo vertedouro.

Apesar de a localização do ponto sobre o leito da fossa, em que ocorre a maior pressão dinâmica média ($P_{d,maior}$), ter alguma imprevisibilidade, se fossem, ainda, consideradas as possíveis variações no formato de escavação (geometria da fossa), isto é, com zonas variáveis de erosão e deposição de sedimentos, este local poderia variar ainda mais. Desta maneira, apenas se ter o conhecimento geral da distribuição de pressões, que ocorre em torno do local de impacto do jato mergulhante, já é de grande valia. Isto será abordado no item (6.1.4) seguinte.

6.1.4 Distribuição de pressões

No item 5.1.4 da presente tese foi descrita a maneira como o fluxo d'água no interior do colchão d'água, originado pelo mergulho do jato, atua sobre os contornos sólidos das fossas bidimensionais ensaiadas. A relação adimensional que foi proposta na equação (5.2), que representa a distribuição de pressão dinâmica (P_d) ao longo do leito, considera características hidráulicas e geométricas, dentre elas: a carga do escoamento de montante (H_m); a altura do escoamento crítico (y_c); e o formato de escavação (geometria da fossa), sendo este último representado pela profundidade da fossa (f) ao longo da distância (X).

Na relação adimensional mencionada não houve distinção do efeito de escala entre as modelagens realizadas (escala 1:50 e 1:100). Por outro lado, foi possível observar que ocorreram padrões específicos de distribuição de pressões, ligados a cada tipo de geometria que foi ensaiada, sendo um padrão para a cota de fundo em 540m e outro para a cota em 529m. Esses dois padrões de distribuição de pressões são apresentados nos gráficos seguintes (Figura 6.6 e Figura 6.7), respectivos a cada uma das geometrias ensaiadas. Para delimitar a distribuição de pontos, a envoltória máxima foi ajustada segundo a relação expressa pelos coeficientes a, b, c da equação (5.2), para montante e para jusante de $L_{Pd, maior}$, para cada condição de ensaio.

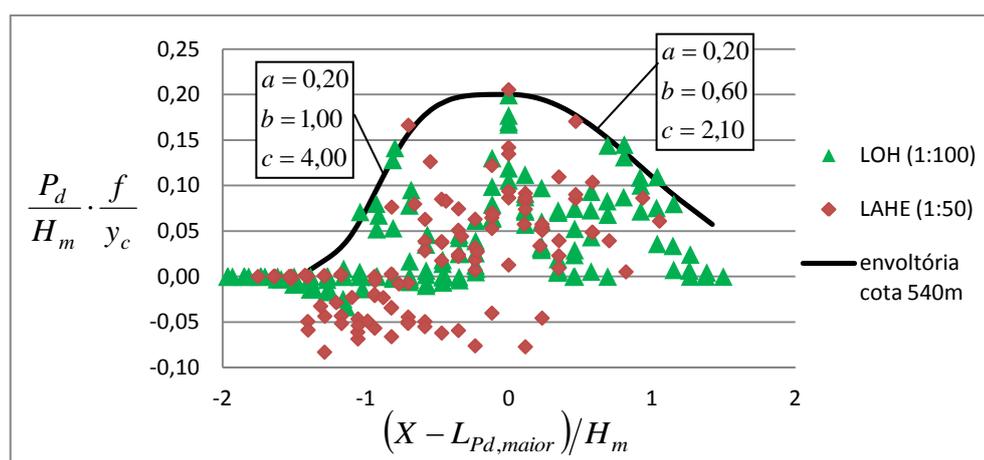


Figura 6.6: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para a geometria de fossa com a cota de fundo em estágio intermediário (540m)

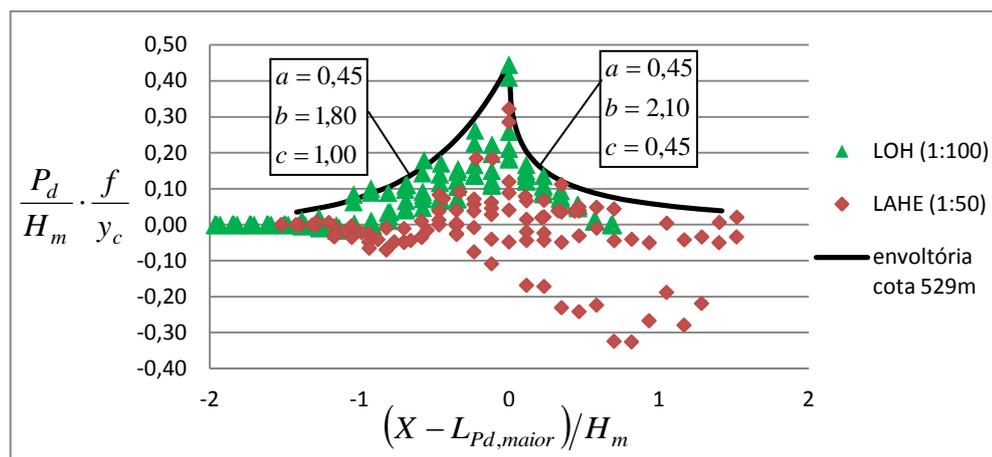


Figura 6.7: ajuste sobre a envoltória máxima dos dados obtidos para a relação adimensional de distribuição de pressões, para a geometria da fossa com a cota de fundo em estágio de equilíbrio (529m)

Conforme observado nos gráficos anteriores (Figura 6.6 e Figura 6.7), o padrão delimitado para a geometria com **fundo horizontal na cota 540m**, mais rasa, apresentou-se mais espreado, e com menor pico do que o padrão delimitado para a fossa com **fundo horizontal na cota 529m**, mais profunda. Isto demonstra que, para a fossa mais rasa, quando o fluxo do jato atinge o fundo, o mesmo é defletido e continua interagindo com o fundo. Já para a fossa mais profunda, mesmo o fluxo do jato mergulhante percorrendo uma maior coluna de água até incidir no fundo, seu impacto pode ser mais intenso quando se tem um confinamento. Neste caso, o fluxo após o impacto no fundo, que percorreria o mesmo, se dissipa no interior do colchão d'água.

Em termos de quantidade de movimento, relativo à distribuição da energia dinâmica do escoamento sobre o leito, energia esta proveniente do jato mergulhante que se difunde no colchão d'água, deve haver um equilíbrio de forças causadas sobre o leito, que seja similar para as duas geometrias de fossa padronizadas. Assim, o padrão da distribuição de intensidade de forças varia à medida que o padrão geométrico da fossa também varia. Como visto, para a geometria com **base na cota 540m**, a incidência da energia cinética mensurada por P_d foi mais espreada, enquanto que para a geometria com **base na cota 529m** a incidência foi mais concentrada. No tópico 6.5, esses padrões de distribuição da intensidade da energia que incide sobre o fundo serão utilizados para a verificação de métodos estimadores do perfil longitudinal (geométrico) de fossas de erosão.

6.2 PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DA FOSSA

No tópico 5.4 foram tratados de aspectos relativos à geometria da fossa, distinguindo-se as áreas, em planta, que denotam a região de **abertura efetiva da fossa**, bem como a região da **borda da fossa**. Com isso, no presente tópico (6.2), as características pertinentes a cada uma dessas duas regiões são isoladas, isto é, quantificadas por **parâmetros geométricos**, que então correlacionados permitem a descrição do comportamento da fossa, tratada a partir do fenômeno da erodibilidade a jusante de vertedouro salto esquí.

As diferentes relações possíveis entre os **parâmetros geométricos**, como serão vistas nos itens (6.2.1 à 6.2.7) seguintes, se adotadas em combinações, representam diferentes **morfologias de fossa**, isto é, diferentes representações do comportamento espacial da fossa. A análise proposta aqui considera tanto os resultados das amostras de fossa de modelo quanto os levantamentos batimétricos de protótipo (UHE LCBC), sendo que o valor da razão f_b/f_{\max} , vista no tópico 5.4, ficou em 0,15 para o protótipo e em 0,48 para o modelo, o que já evidencia dois padrões distintos de morfologias, para os quais a evolução da fossa convergiu.

Em uma análise exaustiva sobre os dados de geometrias de fossa, na presente tese foram selecionados parâmetros de representatividade geométrica que obtiveram menor dispersão quando relacionados entre si. Esses parâmetros, vistos nas alíneas seguintes, estão ligados ao parâmetro consagrado na literatura, qual seja a profundidade de equilíbrio (D) da fossa, obtida usualmente por análises bidimensionais (tópico 2.6), em função da vazão específica (q) e da carga hidráulica (H).

- a) **profundidade de equilíbrio** (D), considerando a erosão sofrida a partir da cota do leito do rio a jusante do vertedouro;
- b) **comprimento de equilíbrio** (L), considerando a erosão sofrida a partir da cota do leito do rio a jusante do vertedouro;
- c) **área da borda** (Ab) da fossa, que é caracterizada pela região de interface com o exterior da fossa;
- d) **área efetiva** (Aef) da fossa, que é caracterizada pela da região interna da fossa;
- e) **área total da fossa** (A), dada por $A = Ab + Aef$;

- f) **perímetro efetivo** (P_{ef}), dado pelo perímetro mensurado da região que caracteriza a área efetiva;
- g) **raio hidráulico efetivo** (R_h), dado por $R_h = A_{ef} / P_{ef}$;
- h) **buffer da fossa** (B_f), simplificando a borda da fossa para a borda de um círculo;
- i) **inclinações das bordas da fossa**, de montante (ib_m) e de jusante (ib_j);
- j) **inclinações dos taludes efetivos da fossa**, de montante (i_m) e de jusante (i_j).

Como será visto, o processo de escavação da fossa pode convergir para diferentes **morfologias de fossa**, que são descritas por certa combinação entre parâmetros geométricos. Nos itens (6.2.1 à 6.2.7), que seguem, serão vistas as relações entre os parâmetros supracitados, não adimensionalizadas, por isso os valores de modelo estarão dispostos na escala de protótipo.

6.2.1 Espessura do contorno da fossa

A espessura da borda da fossa, ou **buffer da fossa** (B_f), marca o comprimento do trecho que denota o contorno da fossa, isto é, o trecho que atravessa a área da borda da fossa (Ab). No entanto, em uma fossa escavada pela ação do escoamento, este trecho varia naturalmente ao longo do perímetro da fossa, sendo assim, como simplificação, a espessura B_f pode ser estimada como um *buffer* único, de forma que seja tomada como a borda de um círculo (Figura 6.8).

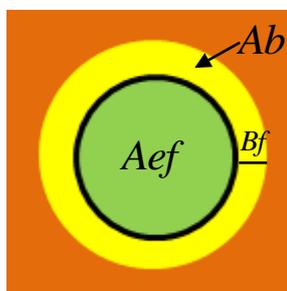


Figura 6.8: simplificação da geometria da fossa para a obtenção do parâmetro geométrico buffer da fossa (B_f), a partir das amostras de fossa tridimensionais de modelo e de protótipo

Considerando a fossa circular, em planta, como vista na Figura 6.8, então, o *buffer* é dado pela equação (6.1), sendo relacionado, na presente tese, com a profundidade de equilíbrio (D) da fossa. Nesta relação, o *buffer* geral ficou em aproximadamente: $Bf \cong D/1,6$, conforme disposto na Figura 6.9.

$$Bf = \sqrt{A/\pi} - \sqrt{A_{ef}/\pi} \quad (6.1)$$

Onde:

Bf = *buffer* da fossa [m];

A = área total da fossa [m²], dada por $A = Ab + A_{ef}$;

A_{ef} = área efetiva da fossa [m²].

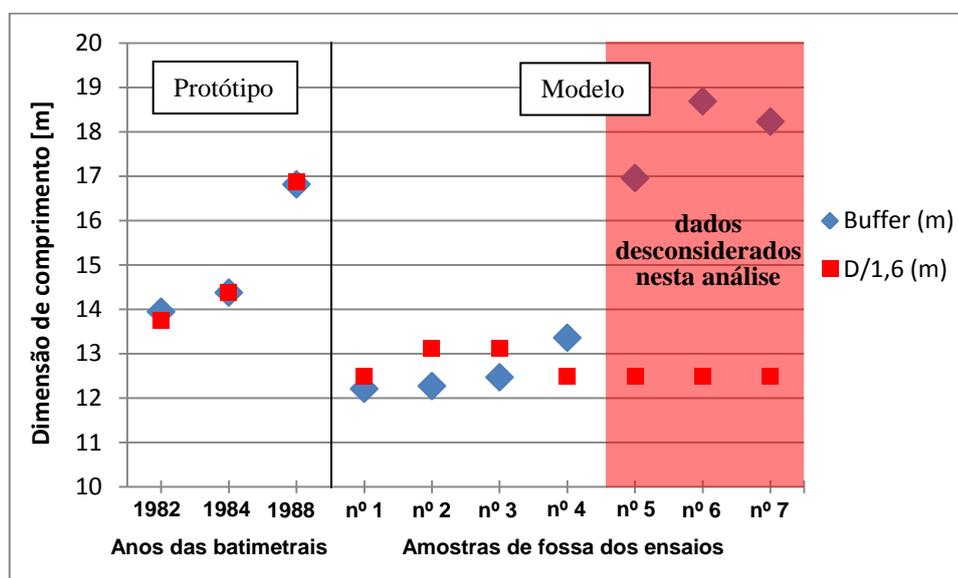


Figura 6.9: relação do *buffer* (Bf) da fossa com a profundidade de equilíbrio (D) da fossa, para os levantamentos batimétricos da UHE LCBC e para as amostras do modelo de conjunto em escala 1:100.

No caso de alguns ensaios realizados em modelo (os três últimos pontos de dados da Figura 6.9), o parâmetro Bf apresentou-se desproporcional em relação aos outros dados, tanto de modelo quanto de protótipo, então foram desconsiderados da relação geral obtida. Como pode ser calculado da relação geral exposta, a espessura do *buffer* (Bf) ficou em 62% da profundidade de equilíbrio (D).

Nos quatro primeiros pontos de dados do modelo (nº 1 à nº 4) têm-se as condições de escoamento para os hidrogramas de 92, 92, 94 e 92 respectivamente, e nos últimos três pontos (nº 5 à nº 7), desconsiderados, tem-se as condições para os hidrogramas de 94, 92 e 92.

Assim, descarta-se a condição de hidrograma vertido como uma possível causa da anormalidade verificada, sendo possível que a mesma esteja ligada à preparação do leito de concreto magro ensaiado. A falta de vibração do concreto faz com que as bolhas de ar se aglomerem na camada superior do leito, por exemplo, fazendo com que esta superfície, preponderante para o parâmetro Bf , tenha uma maior facilidade de ser erodida.

Da relação geral vista no gráfico (Figura 6.9) anterior, o cálculo da profundidade de equilíbrio da fossa (D) poderá ser feito utilizando o método que será desenvolvido no tópico (6.3) seguinte. A área total da fossa (A), em planta, será analisada no item (6.2.2) que segue, o que possibilita a estimativa da área efetiva da fossa (A_{ef}) através da equação (6.1) anterior.

6.2.2 Área total da fossa

A área total da fossa de erosão (A), formada a jusante do vertedouro salto esqui, considera toda a região escavada que se encontra abaixo da cota do leito do rio (555m), ou seja, considera a região de **abertura efetiva da fossa** mais a região de **borda da fossa**, ambas definidas no item 5.4.1. A primeira região mencionada, onde ocorre o processo interno de escavação, possui área em planta denominada área efetiva (A_{ef}), e a segunda região, de interface com a macroturbulência exterior da fossa, possui área em planta denominada área da borda (A_b). No gráfico (Figura 6.10) seguinte a área total da fossa de erosão (A) é relacionada com a largura da calha do vertedouro (w), e com o comprimento da fossa (L), mensurado por meio dos **perfis característicos** vistos no tópico 5.4.

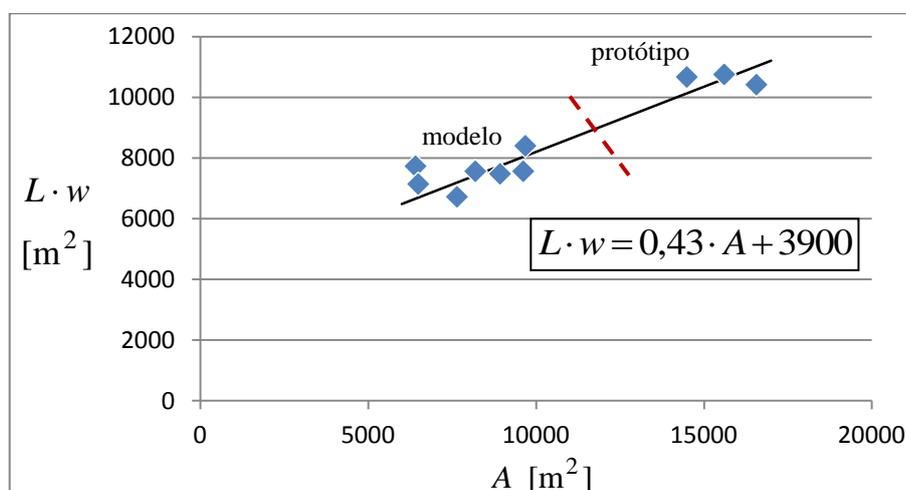


Figura 6.10: relação entre a área total da fossa (A) e uma área de referência que considera o comprimento da fossa (L) e a largura da calha do vertedouro (w)

Como pode ser observado no gráfico anterior (Figura 6.10), é possível separar os resultados de modelo dos de protótipo, o que pode ser atribuído à impossibilidade de uma modelagem física absolutamente fidedigna à escala de protótipo, muito em virtude das simplificações cometidas na simulação do leito. Além do mais, como foi visto no tópico 5.4, a relação f_b/f_{\max} ficou em 0,15 para o protótipo e em 0,48 para o modelo, mostrando uma diferença significativa entre o padrão das morfologias, condição que poderia ser amenizada se a barra de sedimentos do modelo tivesse sido removida ao longo dos ensaios, ou se o tamanho da brita utilizada no traço do leito coesivo fosse menor, para que a barra não se acumulasse.

No caso das morfologias de fossa resultantes de protótipo, pode ser notado que as mesmas obtiveram maior área total erodida (A) que a morfologia geral de modelo, e que esta área total (A) está diretamente relacionada com a erosão longitudinal da fossa, mensurada pelo comprimento da fossa (L). Um método para a obtenção do comprimento da fossa (L) é desenvolvido no tópico 6.4 (mais adiante), considerando uma fossa bidimensional. A partir desta dimensão L é, então, possível estimar a área A , como vista na Figura 6.10.

6.2.3 Grau de espalhamento da fossa

O grau de espalhamento da fossa é caracterizado pelo **raio hidráulico efetivo** (Rh) da fossa, dado por: $Rh = A_{ef}/P_{ef}$, onde P_{ef} é o perímetro da área efetiva da fossa (A_{ef}), já relacionada anteriormente. Há dois tipos de morfologias importantes a serem denotadas segundo a grandeza Rh , como ilustrado: uma para valores pequenos de Rh (Figura 6.11a), e outra para valores altos de Rh (Figura 6.11b). A descrição dessas morfologias são vistas nas alíneas que seguem adiante.

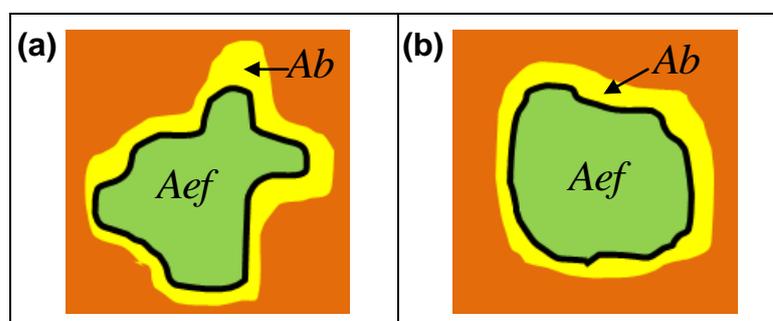


Figura 6.11: (a) morfologia de fossa espalhada; (b) morfologia de fossa compacta.

- a) quanto menor é o valor de Rh , mais ramificações possui a fossa, indicando canais preferenciais de troca de fluxos com o exterior da fossa (extravazamento ou reentrada);
- b) quanto maior é o valor de Rh , mais compacta é a fossa, indicando menor recirculação do fluxo no entorno da fossa.

Na presente análise, o raio hidráulico efetivo da fossa (Rh) foi relacionado com o comprimento da fossa (L), podendo ser obtido em função desta grandeza. A relação mencionada pode ser vista no gráfico (Figura 6.12) seguinte.

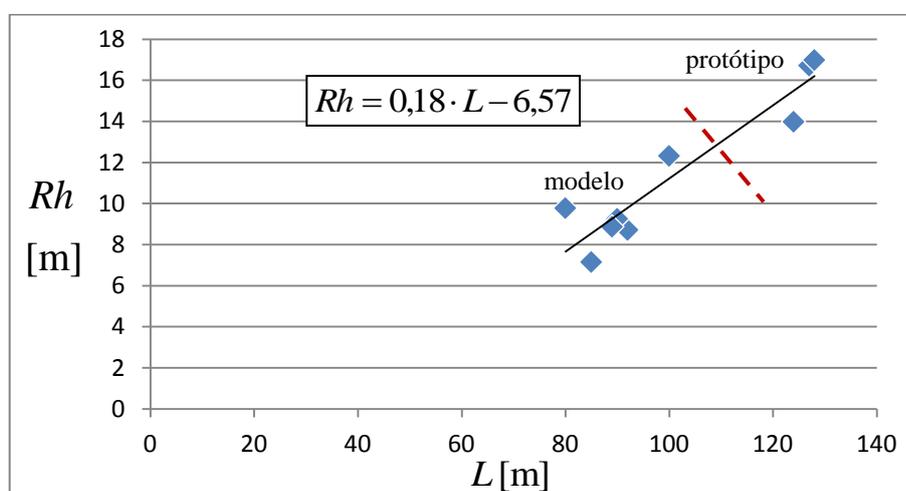


Figura 6.12: relação entre o raio hidráulico efetivo da fossa (Rh) e o comprimento da fossa (L)

Conforme visto na figura (Figura 6.12) anterior, o grau de espalhamento foi maior na morfologia de modelo do que na de protótipo. Isto possibilita, para um determinado conjunto de parâmetros geométricos calculados, a verificação do possível surgimento de canais preferenciais de recirculação que possam comprometer a estabilidade da barragem ou das margens no entorno.

Diante da necessidade de uma análise conjunta de Rh com a área da borda da fossa (Ab), a partir da observação dos resultados de erosão nas amostras de fossa de modelo e de protótipo, propõe-se a utilização da seguinte relação de parâmetros calculados: Ab/Rh^2 . Sendo assim, para valores de $Ab/Rh^2 < 10$ seria possível garantir a segurança da fossa, e para valores de $Ab/Rh^2 > 50$ os parâmetros de projeto da fossa deveriam ser revistos, considerando principalmente a possibilidade de se aumentar artificialmente o comprimento da fossa (L).

6.2.4 Inclinação da borda de jusante da fossa

A fossa de erosão, formada pelo processo de escavação do jato, possui quatro regiões, como distinguidas no tópico 5.4, em que se mensurou a proporção de suas áreas, em planta. As características dessas regiões são representadas por parâmetros geométricos, analisados para cada amostra de fossa. No presente item (6.2.4) se analisa a **inclinação da borda de jusante** (ib_j) da fossa, que é um parâmetro médio sobre cada valor de inclinação, de cada metro quadrado contido na área da borda de jusante da fossa. No gráfico (Figura 6.13) seguinte, a **inclinação da borda de jusante** (ib_j), dada em graus, foi relacionada com a área da borda da fossa (Ab), a qual é estimada a partir de outros parâmetros, pela equação (6.2):

$$Ab = A - Aef \quad (6.2)$$

Onde:

Ab = área da borda da fossa [m^2];

A = área total da fossa [m^2];

Aef = área efetiva da fossa [m^2].

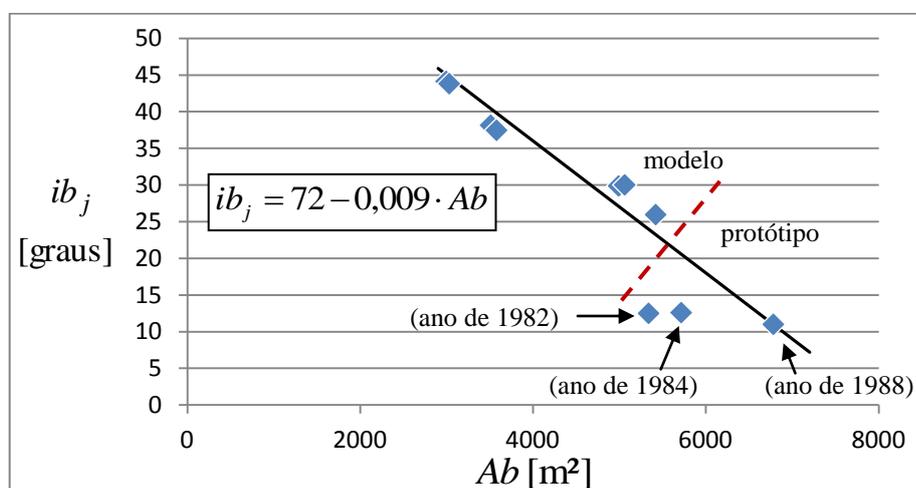


Figura 6.13: inclinação da borda de jusante da fossa em função da área da borda da fossa

Na reta de variação entre ib_j e Ab , apresentada no gráfico anterior (Figura 6.13), foram desconsiderados os dois primeiros pontos de dados do protótipo, isto é, os levantamentos batimétricos para os anos de 1982 e 1984. Neste sentido, constata-se que a borda da fossa ainda não estava estabilizada nesses dois anos, sendo que o ponto respectivo à batimetria de 1988 se aproxima da tendência de estabilização.

6.2.5 Inclinação da borda de montante da fossa

A **inclinação da borda de montante** (ib_m) da fossa pode ser estimada a partir dos dados de inclinação da borda de jusante (ib_j), vistos no item (6.2.4) anterior. Como pode ser visto no gráfico (Figura 6.14) seguinte, em geral, as morfologias de modelo ficaram com inclinações das bordas da fossa (ib_m e ib_j) mais íngremes do que na morfologia de protótipo. Ressalta-se novamente a inclinação da borda de jusante (ib_j), que se apresentou muito íngreme no modelo.

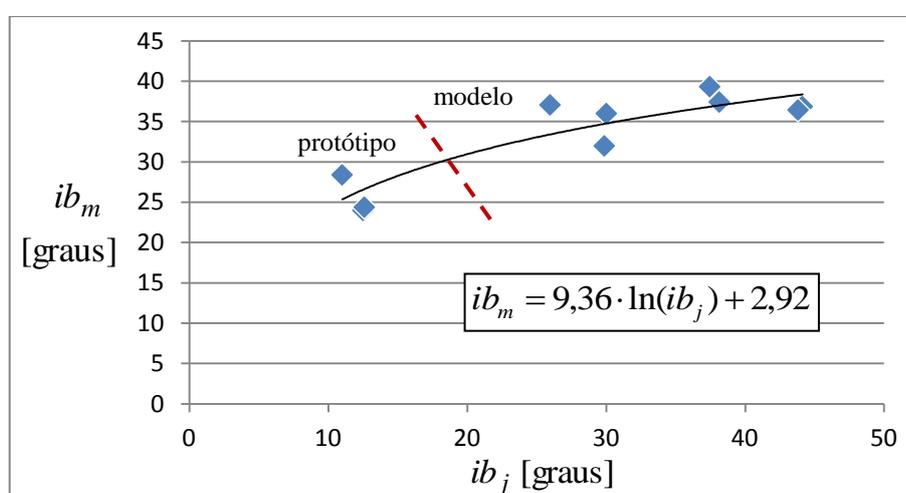


Figura 6.14: relação entre a inclinação da borda de jusante da fossa e a borda de montante

No dimensionamento de fossas de erosão, propondo fossas pré-escavadas ou na correção de geometrias que se apresentaram instáveis, a estimativa da inclinação da borda de montante (ib_m) é crucial, pois está diretamente relacionada ao avanço da área da fossa para montante com erosões regressivas, como as tendências verificadas no caso do protótipo analisado. Quanto menor é o valor de equilíbrio, estimado para a inclinação ib_m , maior será o avanço da área da borda da fossa na direção do pé do vertedouro.

6.2.6 Inclinação do talude efetivo de montante da fossa

A geometria básica da fossa é determinada pela sua profundidade de equilíbrio (D) e sua extensão em planta (L). Estes parâmetros geométricos formaram uma boa correlação com a

inclinação do talude efetivo de montante (i_m) da fossa, como pode ser visto no gráfico (Figura 6.15) seguinte. Contudo, dois pontos relativos à modelagem física foram desconsiderados do ajuste (ensaio n° 2 e n° 7), pois apresentaram influência de ravinas mal erodidas ao longo da superfície sólida do talude de montante (Figura 5.32 e Figura 5.37).

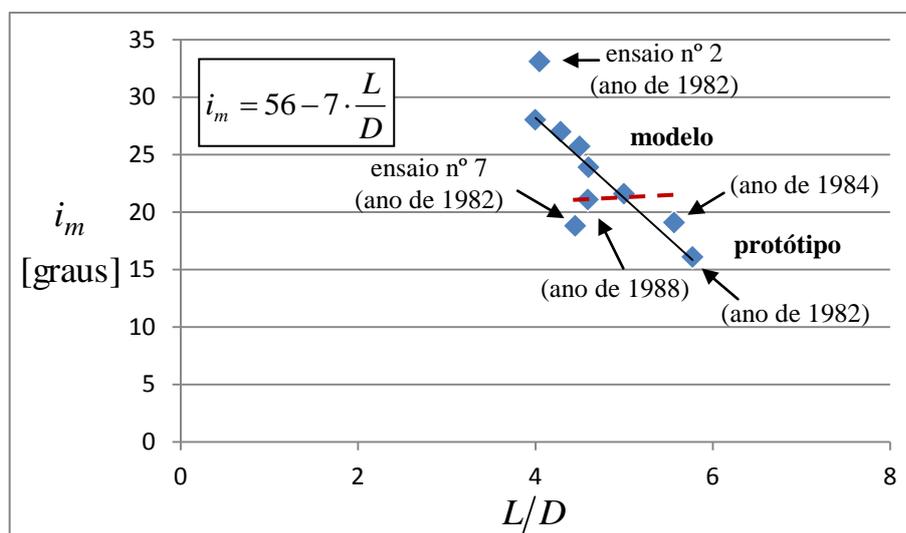


Figura 6.15: inclinação de montante da fossa em função de sua profundidade e extensão

Os caminhos preferenciais de fluxos que atuam contra o talude de montante provocaram, nos casos desconsiderados, ondulações transversais presentes no leito coesivo, não havendo estabilização significativa de arestas desse talude. Em geral, segundo o ajuste anterior (Figura 6.15), as morfologias de fossa, vistas na tendência de variação entre os parâmetros, apresentam-se com menores inclinações do talude efetivo de montante (i_m) quando o comprimento L é grande, para um mesmo valor de profundidade D , hipotético.

6.2.7 Inclinação do talude efetivo de jusante da fossa

A **inclinação do talude efetivo de jusante** (i_j) da fossa possui inclinação mais pronunciada que o talude de montante (i_m). Conforme pode ser visto no gráfico (Figura 6.16) seguinte, a relação do parâmetro geométrico i_j é muito coerente com as inclinações das bordas da fossa, de jusante (ib_j) e de montante (ib_m). No entanto, para se proceder com o ajuste mencionado, foram desconsiderados os dois pontos de dados que fogem à tendência apresentada, em virtude de apresentarem taludes negativos bastante expressivos (Figura 5.31 e Figura 5.32).

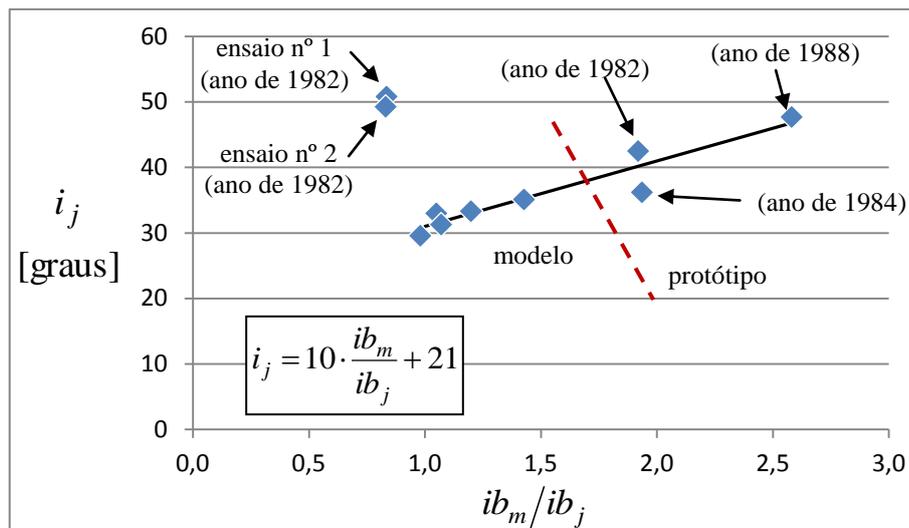


Figura 6.16: inclinação de jusante da fossa, em função da razão entre as inclinações das bordas da fossa, de montante e jusante

As morfologias mais estabilizadas de fossa convergiram para a tendência verificada no gráfico (Figura 6.16) anterior. Ressalta-se que as tendências de variação apresentadas no presente tópico (6.2), considerando amostras de fossa de modelo e levantamentos batimétricos de protótipo, não querem dizer, necessariamente, que um parâmetro dependa matematicamente, como função, de outro, mas que há morfologias de fossa variáveis, representadas pelo conjunto possível de diversos parâmetros geométricos, como analisados.

6.3 PARÂMETRO DE ERODIBILIDADE DO MACIÇO

Como visto no item 2.6.4 (Revisão Bibliográfica), o Índice de Erodibilidade (K_R) desenvolvido por Kirsten (1982), é uma poderosa ferramenta para a verificação da erodibilidade de leitos que são submetidos à ação da água. Esse **Método de Kirsten** possibilita que o engenheiro considere objetivamente a variabilidade das características geomecânicas presentes no material que compõe o leito.

No que tange a um leito no interior de uma fossa de erosão, o mesmo está sujeito aos fenômenos hidráulicos ali presentes, que diferem de condições mais generalistas. Assim, para o estudo de fossas de erosão, consagram-se na bibliografia **equações padronizadas** para o cálculo da profundidade erodida da fossa (D), baseadas, cada uma, em um parâmetro geotécnico K , como por exemplo o K_{Ch} da equação de Xia-Yu-Chang (1988) vista no item 2.6.2. Os parâmetros geotécnicos K dessas equações são relacionáveis entre si, favorecendo a aplicação para diversos casos de fossas de erosão a jusante de vertedouros, isto é, delimitando a generalização neste sentido. Como será tratado no tópico seguinte (6.4), a dimensão D é crucial para se estimar adequadamente o perfil longitudinal fossa (bidimensional), e também a tendência morfológica da fossa (tridimensional), como foi estudada no tópico 6.2.

A presente análise é importante pois, como discutido no tópico 5.5, a conciliação entre o método de Kirsten (1982) e as equações padronizadas para o cálculo da profundidade de equilíbrio (D), possibilita o emprego da ampla técnica disposta por Kirsten (1982) para quantificação das **características geomecânicas** do maciço rochoso diante das **escalas quanti-qualitativas** para o cálculo da profundidade de equilíbrio (D), de acordo com os métodos consagrados para fossas de erosão.

De maneira a conciliar esses dois tipos de métodos, no item (6.3.1) que segue, será elaborada uma **escala quanti-qualitativa**, denominada **Escala de Kirsten** (E_K). Esta escala, arranjada nos moldes da **Escala de Chang** (K_{Ch}), possibilitará a correlação entre essas duas escalas por meio da vinculação de pontos chave de suas graduações quanti-qualitativas e contínuas.

Para que a correlação entre métodos detenha uma distribuição quantitativa contínua, será utilizada a **Escala de Chang** (K_{Ch}) e não, por ora, a **Escala de Brito** (K_{Br}). Esta última

apresenta valores quantitativos discretizados em classes, das quais são compostas por conjuntos de características geomecânicas, o que impossibilita a elaboração de uma distribuição contínua sem a imposição de critérios subjetivos. No entanto, a **Escala de Brito** (K_{Br}), discreta, ainda será utilizada no último item (6.3.5) deste tópico, a fim da verificação da correlação proposta entre os seguinte parâmetros geotécnicos de erodibilidade do maciço: K_{Ch} e K_R .

6.3.1 Escala de Kirsten

Neste primeiro item (6.3.1), então, é desenvolvida a **Escala de Kirsten** (E_K), mostrando-se a técnica utilizada para o seu **arranjo**. Conforme os objetivos desta tese, pretende-se que a adoção dessa escala possibilite a aplicação de maiores detalhes quanto às características geomecânicas do maciço rochoso, de modo a conferir maior objetividade às equações consagradas para a previsão da profundidade de equilíbrio (D) de fossas de erosão. Os passos complementares do método proposto são organizados da forma expressa abaixo:

- a) no próximo item (6.3.2) serão **analisados** os comportamentos dos parâmetros geomecânicos, com ênfase na erodibilidade de maciços rochosos, o que garantirá amparo teórico na adoção de critérios de simplificação e ajuste;
- b) em seguida (6.3.3) será realizada a **vinculação** da Escala de Kirsten (E_K) com a Escala de Chang (K_{Ch}), por meio de pontos chave entre essas duas escalas, isto é, pontos que sejam qualitativamente equivalentes;
- c) posteriormente, no item 6.3.4, essa correlação entre escalas será **ajustada** de acordo com dados de alguns protótipos, adotando-se coeficientes que estejam de acordo com o comportamento dos parâmetros geotécnicos analisados;
- d) por último, no item 6.3.5, as equações desenvolvidas ainda serão **verificadas** segundo as classes de maciço disposta por Brito (1991).

O **Índice de Erodibilidade** (K_R) é composto por múltiplos parâmetros geomecânicos, que são combinados entre si resultando em um valor de K_R integral, como visto na fórmula (2.55). Para a representação de K_R em forma quantitativa e contínua, possibilitando, então, a correlação entre escalas, cada uma de suas características geomecânicas, dispostas de maneira

discretizada, devem ser convertidas em distribuições contínuas, relativas a uma escala principal, qual seja a **Escala de Kirsten** (E_K), então estipulada.

$K_R = M_s \cdot K_b \cdot K_d \cdot J_s$	(2.55)
---	--------

As tabelas seguintes (Tabela 6.1 a Tabela 6.4) mostram a discretização de cada uma das características que compõem o Método de Kirsten (ver [Anexo 2](#)). Como observado, a relação apresentada na Tabela 6.1 é originalmente quantitativa e contínua, sendo a resistência mecânica à compressão uniaxial (R) e o parâmetro de solidez do material (M_s) dados por: $M_s = 0,88 \cdot R$.

Tabela 6.1: discretização do parâmetro de solidez do material (M_s)

Discretização	R [MPa]	M_s
0	> 212,0	280
1	79,5	70
2	39,7	35
3	19,8	17,7
4	9,9	8,39
5	5,0	3,95
6	2,5	1,86
7	< 1,7	0,87

Tabela 6.2: discretização do parâmetro de proporção dos blocos (K_b), a partir do fator de famílias de descontinuidades (J_n)

Discretização	J_n	K_b
0	1,00	100,0
1	1,22	82,0
2	1,50	66,7
3	1,83	54,6
4	2,24	44,6
5	2,73	36,6
6	3,34	29,9
7	4,09	24,4
8	5,00	20,0

Nesta tabela, o K_b é padronizado para RQD = 100,00.

Tabela 6.3: discretização para o parâmetro de intertravamento entre blocos ($K_d = J_r/J_a$), a partir dos fatores de rugosidade das juntas (J_r) e do estado de alteração das juntas (J_a)

Discretização	J_r	J_a	Discretização	J_r	J_a
0	4,00	0,75	10	1,39	6
1	3,58	1	11	1,18	6
2	3,16	2	12	1,00	8
3	2,74	2	13	1,00	8
4	2,32	3	14	1,00	10
5	1,95	3	15	1,00	10
6	1,74	4	16	1,00	10
7	1,53	4	17	0,92	13
8	1,50	4	18	0,71	13
9	1,50	5	19	0,50	18

Tabela 6.4: discretização do fator de arranjo estrutural (J_s)

Discret.	J_s								
0	1,91	22	1,20	44	0,84	66	0,65	88	0,53
1	1,82	23	1,19	45	0,84	67	0,63	89	0,53
2	1,77	24	1,14	46	0,81	68	0,63	90	0,52
3	1,69	25	1,14	47	0,79	69	0,62	91	0,52
4	1,68	26	1,14	48	0,78	70	0,61	92	0,50
5	1,61	27	1,10	49	0,78	71	0,61	93	0,50
6	1,55	28	1,10	50	0,78	72	0,61	94	0,50
7	1,53	29	1,09	51	0,77	73	0,60	95	0,49
8	1,50	30	1,09	52	0,73	74	0,60	96	0,49
9	1,50	31	1,05	53	0,73	75	0,59	97	0,49
10	1,41	32	1,02	54	0,73	76	0,59	98	0,46
11	1,39	33	1,01	55	0,72	77	0,58	99	0,46
12	1,39	34	1,01	56	0,71	78	0,57	100	0,46
13	1,33	35	0,98	57	0,71	79	0,57	101	0,46
14	1,26	36	0,97	58	0,71	80	0,56	102	0,45
15	1,26	37	0,94	59	0,69	81	0,56	103	0,43
16	1,26	38	0,91	60	0,68	82	0,56	104	0,43
17	1,25	39	0,90	61	0,67	83	0,55	105	0,42
18	1,24	40	0,90	62	0,67	84	0,55	106	0,41
19	1,24	41	0,88	63	0,67	85	0,55	107	0,40
20	1,23	42	0,85	64	0,66	86	0,55		
21	1,20	43	0,84	65	0,66	87	0,53		

Apresentados os parâmetros geomecânicos, conforme discretizados no Método de Kirsten, esse parâmetros, então, podem ser dispostos de maneira contínua relativamente a Escala de Kirsten (E_K), que é graduada entre 0,0 e 1,0. Estas relações, reproduzidas utilizando cálculo por percentil, são mostradas no [Anexo 3](#) e serão utilizadas no próximo item (6.3.2).

6.3.2 Comportamento dos parâmetros geomecânicos

Dispondo em função da Escala de Kirsten (E_K), no [Anexo 3](#), a maneira como se comportam as distribuições de cada um dos parâmetros geomecânicos que compõem o Índice de Erodibilidade (K_R), é possível analisar, em separado, cada um deles (M_s , K_b , K_d e J_s). Na Figura 6.17, seguinte, são plotadas cada uma dessas relações em função de E_K . Note que há duas ordens de valores, em dois eixos de ordenadas (eixo da esquerda e eixo da direita).

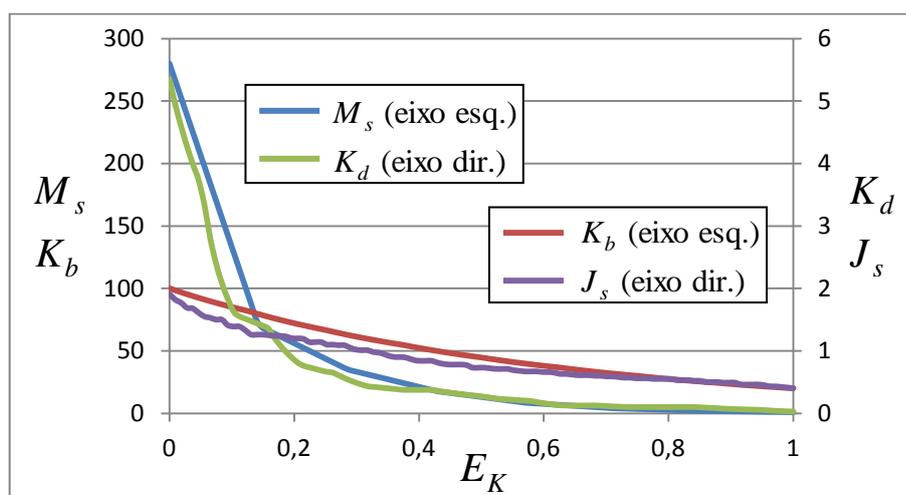


Figura 6.17: distribuição dos valores de cada um dos parâmetros geomecânicos em função da Escala de Kirsten (E_K)

Como é possível notar na Figura 6.17, Kirsten (1982) utilizou, para os quatro parâmetros, uma separação em termos de preponderância e sensibilidade, assim observadas:

- solidez do material (M_s): alta preponderância e bastante sensível;
- proporção dos blocos (K_b): alta preponderância e pouco sensível;
- intertravamento entre blocos (K_d): baixa preponderância e bastante sensível;
- arranjo estrutural (J_s): baixa preponderância e pouco sensível.

Com base nas ordens de grandeza e de variabilidade das **distribuições individualizadas** é possível expor o grau de influência de cada um desses parâmetros em K_R integral, da seguinte maneira: $M_s > K_b > K_d > J_s$. Esta importância indica a necessidade de se detalhar precisamente alguns desses parâmetros. A influência geral de cada um deles sobre a

erodibilidade do maciço rochoso serão analisados por meio da fórmula (2.60), de Annandale (2006), que dá ordem de grandeza física, palpável, possibilitando ao engenheiro a descrição física do fenômeno.

$P_c \text{ [kW/m}^2\text{]} = K_R^{0,75}, \text{ para } K_R > 0,1$	(2.60)
---	--------

O Índice de Erodibilidade (K_R) é composto pela multiplicação dos quatro parâmetros geomecânicos vistos, isto quer dizer que a potência específica crítica do escoamento (P_c) possui a influência sobreposta de cada um desses parâmetros. No gráfico (Figura 6.18) seguinte é verificada a influência de cada um desses parâmetros sobre a P_c calculada pela fórmula (2.60). Cada uma das linhas coloridas do gráfico consideram a própria P_c , mas negligenciam o valor de cada um dos parâmetros geomecânicos, um de cada vez, adotando-se o valor constante igual a 1,0 para eles.

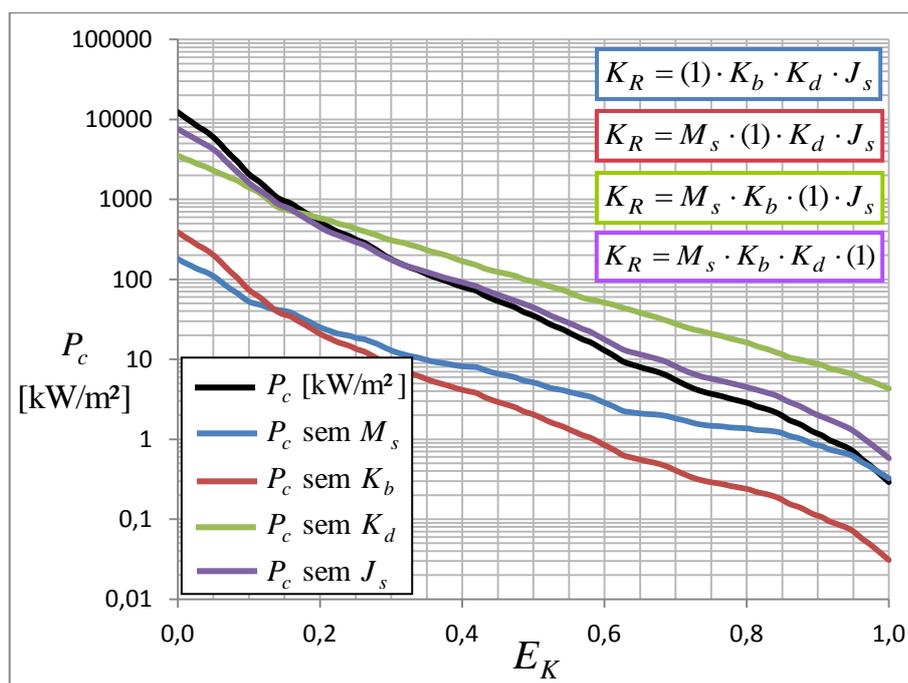


Figura 6.18: influência dos parâmetros geomecânicos de Kirsten (1982) na potência crítica do escoamento que causa a erosão do leito, de Annandale (2006)

Na Figura 6.18, anterior, em que a P_c é dissociada, é possível notar que as distribuições calculadas negligenciando K_d , e negligenciando J_s , não tiveram grande influência sobre a distribuição de P_c integral. Esses dois parâmetros geomecânicos em questão (K_d e J_s)

dizem respeito às configurações de juntas, evidenciando que eles têm menor importância na Escala de Kirsten em relação aos números M_s e K_b , os quais configuram, respectivamente, a resistência mecânica da rocha e a quantidade de famílias de descontinuidades do maciço.

Mais detalhadamente, é possível notar que o parâmetro J_s exerce baixa influência na P_c . Isto demonstra a ideia de que é de menor significância o sentido de orientação das fraturas comparado ao sentido do fluxo d'água. Do ponto de vista da macroturbulência, isto quer dizer que a direção estipulada ao fluxo d'água que escoia junto ao fundo não seria tão relevante para o processo de erodibilidade. Assim, tem-se que o grau de turbulência, que induz o fluxo d'água em várias direções, seria preponderante para o processo hidráulico que causa a erosão. Diante da menor significância para o fenômeno da erodibilidade, o parâmetro J_s é negligenciado nas análises que seguem.

Com relação a M_s e a K_b , pode ser observado no gráfico (Figura 6.18) anterior que, quanto mais próximo de $E_K = 1,0$, se representa um material com as seguintes características: menor resistência mecânica (M_s); e maior quantidade de fraturas ($K_b = 100/J_n$); além de que as juntas estão mais desgastadas e alteradas (K_d). Em oposição estão as características que ocorrem quando se aproxima de $E_K = 0,0$. Nota-se, ainda, que a diferença entre a linha sem K_d em relação à linha P_c não é constante, podendo-se afirmar que o parâmetro K_d possui maior importância para materiais menos resistentes e mais fraturados (E_K próximo de 1,0). Em comportamento oposto, pode-se dizer que a resistência mecânica da rocha, em si, representada pelo número M_s , não é tão relevante quando a rocha está bastante fraturada, aparecendo com maior relevância (diferença entre a linha sem M_s e a linha P_c na Figura 6.18) quando o maciço rochoso possui poucas fraturas (E_K próximo de 0,0).

No caso do parâmetro K_b , que diz respeito à quantidade de descontinuidades observadas, o mesmo influi bastante ao longo de toda a distribuição da linha P_c em função de E_K . Isto é observado na defasagem constante, em escala logarítmica, da linha sem influência de K_b com relação à linha P_c . Esta defasagem constante descreve uma atuação contínua da variabilidade de K_b sobre a linha P_c , indicando que o parâmetro relativo à quantidade de

descontinuidades (K_b) é tão importante para leitos rochosos menos suscetíveis à erodibilidade (E_K próximo de 0,0) quanto para leitos mais facilmente erodíveis (E_K próximo de 1,0).

Conforme analisado, dada a distribuição qualitativa do parâmetro K_b , proposta por Kirsten (1982), tem-se que há uma tendência proporcional de que leitos menos fraturados são menos suscetíveis à erodibilidade, e que leitos mais fraturados possuem maior propensão à erosão. Desta forma, o Método de Xia-Yu-Chang (1990) está em consonância com este comportamento, já que possui como principais características relevantes, a característica geomecânica relativa à quantidade de fraturas e a resistência mecânica da rocha.

6.3.3 Vinculação com a Escala de Chang

Ante do comportamento dos parâmetros geomecânicos diante da Escala de Kirsten (E_K), analisados no item (6.3.2) anterior, se observou que o **fenômeno da erodibilidade** proposto por Kirsten (1982), em sua distribuição quanti-qualitativa, é condizente com o comportamento do **fenômeno da erodibilidade** conferido por Xia-Yu-Chang (1990), em seu método simplificado. Portanto, os dois métodos atribuem ao fenômeno, amplo, comportamento similar, sendo possível, então, a vinculação da Escala de Kirsten (E_K) com a Escala de Chang (K_{Ch}) através dos seguintes passos:

- a) primeiramente: obtenção de uma fórmula que **converta** o Índice de Erodibilidade (K_R), o qual é composto por diferentes combinações de parâmetros geomecânicos, para a Escala de Kirsten (E_K);
- b) secundamente: identificação de pontos chave, de equivalência qualitativa entre a Escala de Kirsten (E_K) e a Escala de Chang (K_{Ch}), que possam ser vinculados de maneira objetiva, permitindo uma **correlação** quantitativa.

A **conversão** do Índice de Erodibilidade (K_R) para a Escala de Kirsten (E_K) é realizada a partir da relação $E_K = \text{função}(K_R)$, exposta no gráfico (Figura 6.19) seguinte com os valores vistos no [Anexo 3](#). Para a equação de ajuste, delimitou-se o parâmetro de erodibilidade entre $0,7 < K_R < 4.500$, aparando-se a linha nas duas extremidades, pois nelas a função

adquire tendência não linear (sobre a escala logarítmica), como já vistas na Figura 6.18. Assim, os resultados do ajuste são limitados à $0,20 < E_K < 0,95$.

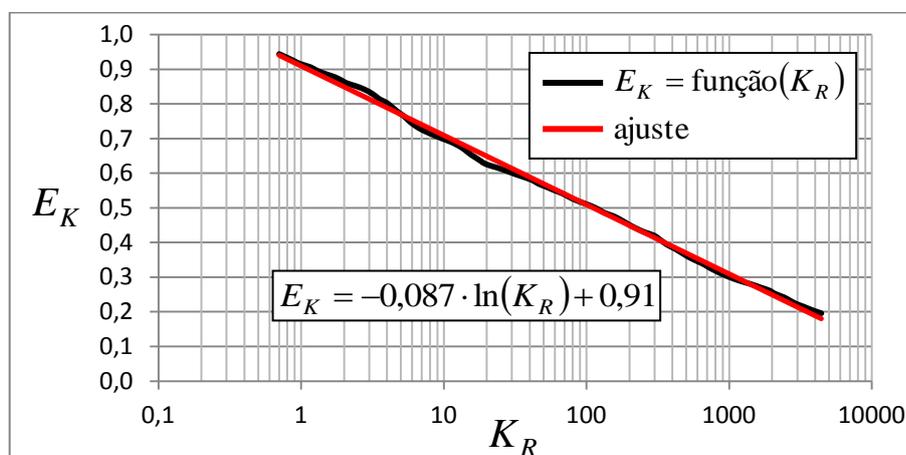


Figura 6.19: relação entre a distribuição ampla do Índice de Erodibilidade (K_R) e a Escala de Kirsten (E_K), proposta na presente tese

Com a Escala de Kirsten (E_K) já atrelada ao parâmetro K_R , a **correlação** da Escala de Kirsten (E_K) com a Escala de Chang (K_{Ch}) deve ser procedida por meio da vinculação de pontos quantitativos das escalas E_K e K_{Ch} , que tenham equivalência qualitativa. Isto possibilitará um outro ajuste, na forma: $K_{Ch} = \text{função}(E_K)$, o qual será visto mais adiante, ainda no presente item (6.3.3).

Esse procedimento de **correlação** será realizado por dois aparatos teóricos: o primeiro é por vinculação entre K_{Ch} e E_K , via **equivalência qualitativa**, relacionando K_{Ch} e K_R de forma indireta; e o segundo é com base em dados de **modelagem de arrancamento de bloco**, como discutidos no tópico 5.5, em que K_{Ch} e K_R são relacionados diretamente.

Utilizando os aparatos teóricos mencionados, a vinculação quantitativa entre as escalas será realizada por quatro pontos. A **modelagem de arrancamento de bloco**, como vista na Tabela 5.7 (e no item 5.5.1), fornece apenas um ponto para a correlação entre K_{Ch} e K_R , qual seja o valor único do parâmetro geotécnico do leito simulado. Já o procedimento de **equivalência qualitativa**, entre a Escala de Chang (K_{Ch}) e a Escala de Kirsten (E_K), possibilita a vinculação por três pontos, ou marcos qualitativos, como vistos na Tabela 2.4 (item 2.6.2).

Começando com os três **marcos qualitativos de K_{Ch}** , vistos nas alíneas seguintes, faz-se necessário, também, o estabelecimento de diferentes marcos qualitativos para a Escala de Kirsten (E_K). Estes **marcos qualitativos de E_K** são denominados, na presente tese, **Categorias da Escala de Kirsten**, as quais foram separadas no [Anexo 4](#).

- a) “rochas sólidas” com fraturas e falhas pouco desenvolvidas;
- b) “rochas medianamente duras”, com algum fraturamento;
- c) “rochas fracas” muito fraturadas e com falhas frequentes.

Realizando, então, a **equivalência qualitativa** proposta, as **Categorias da Escala de Kirsten** que representam as descrições das alíneas anteriores são dadas respectivamente por:

- a) **Categoria IV**: “entre rocha dura e rocha muito dura”; uma família de descontinuidade mais descontinuidades aleatórias;
- b) **Categoria VII**: “rocha branda”; três famílias de descontinuidades;
- c) **Categoria IX**: “rocha muito branda”; quatro famílias de descontinuidades ou mais.

Ressalta-se que para a escolha da relação de **equivalência qualitativa** vista, as expressões utilizadas pelos autores foram relativizadas no que diz respeito à resistência da rocha à compressão. Como foi notado, as expressões utilizadas por Xia-Yu-Chang (1988) são mais genéricas, sendo que a qualidade intermediária é “rocha medianamente dura”, enquanto que Kirsten (1982) é mais específico, denominando a qualidade intermediária “rocha branda”. Outro aspecto levado em consideração é que nas **Categorias da Escala de Kirsten** as duas primeiras categorias (I e II) não podem ser representadas na correlação proposta, que está limitada em $0,20 < E_K < 0,95$. Portanto, a qualidade “rocha extremamente dura” é negligenciada, ficando a “rocha sólida” de Xia-Yu-Chang (1988) equivalente à uma posição entre “rocha dura” e “rocha muito dura” de Kirsten (1982).

Agora, se tratando da **modelagem de arrancamento de bloco**, tem-se um quarto ponto para a correlação entre K_{Ch} e $E_K = \text{função}(K_R)$, além dos três pontos quantificados segundo a relação das alíneas anteriores (K_{Ch} vs. E_K). Como vista no item 2.7.4 (Revisão Bibliográfica), a modelagem de arrancamento de bloco, mediante a **simplificação física** adotada em modelo, representou um leito de protótipo com $K_R = 596,2$. Com esse valor

representativo de K_R é possível qualificar as **complexas características** que estariam sendo representadas em um protótipo fictício, como podem ser vistas na Tabela 6.5.

Tabela 6.5: Características geomecânicas ($E_K = 0,35$) representadas pelo leito modelado por Borja (2012)

Parâmetro	Valor	Características do leito de um protótipo fictício
M_s	27,7	Entre 'rocha dura' e 'rocha muito dura', com $Mpa = 30$.
K_b	57,0	O J_n é respectivo a 'duas famílias de descontinuidades' ($J_n = 1,83$).
K_d	0,40	Juntas de até 1mm com contato efetivo, preenchidas com argila de baixa fricção ($J_a = 4$); as juntas estão caracterizadas entre 'rugosas planas' e 'polidas onduladas' ($J_r = 1,5$).
J_s	0,94	Equivalente a uma rocha com fissuras horizontais longínquas, com um leve aclave (1 grau), dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

- As características foram obtidas através do uso da Decomposição da Escala de Kirsten ([Anexo 3](#)), em conjunto com a Escala de Kirsten (item 6.3.1) e as Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)).

As simplificações cometidas em modelo físico devem ser justificáveis, além de que não podem induzir a grandes deformações no fenômeno da erodibilidade representado, possibilitando então que o parâmetro de erodibilidade K_R seja representado por diferentes combinações dos parâmetros geomecânicos M_s , K_b , K_d e J_s . Sendo assim, a **modelagem de arrancamento de bloco** em questão deve estar amparada nas análises realizadas no item (6.3.2) anterior, que discorre sobre o comportamento dos parâmetros geomecânicos diante do fenômeno da erodibilidade de maciços rochosos.

Dada a faixa da Escala de Kirsten (E_K) apresentada no modelo físico em questão, com valor em torno de 0,35, observa-se, na Figura 6.18 (item 6.3.2), que é possível a desconsideração do parâmetro de intertravamento entre blocos (K_d), não trazendo prejuízos à análise da erodibilidade através do modelo físico. Isto é favorável à modelagem em questão, já que não houve nenhum material de preenchimento nas juntas que envolviam o bloco.

A maior importância para a **modelagem de arrancamento de bloco** está nos parâmetros de solidez do material (M_s) e de proporção dos blocos (K_b), que são fixados objetivamente: o parâmetro de solidez foi fixado no valor máximo tabelado ($M_s = 280$), pois o bloco é de alumínio e não sofre desgaste; já o parâmetro de proporção dos blocos, crucial para a modelagem, possui 3 famílias de descontinuidades (K_b , definido por RQD e $J_n = 2,73$).

Com o valor $E_K = 0,35$, reproduzido pela **modelagem de arrancamento de bloco** em questão, resta compará-lo com o valor $K_{Ch} = 0,98$ obtido por ensaios, como já discutidos no item 5.5.1. Conferindo a Tabela 6.5 anterior, relativa a E_K , tem-se que o leito representado no modelo físico possui “duas famílias de descontinuidades” (tubulares), bem como solidez compreendida “entre rocha dura e rocha muito dura”. Estas características estão condizentes com a descrição genérica de Xia-Yu- Chang (1990) para K_{Ch} próximo de 0,90 (Tabela 2.4).

Finalmente, já foram definidos no presente item (6.3.3) os quatro pontos $(E_K; K_{Ch})$ que vinculam a Escala de Kirsten (E_K) com a Escala de Chang (K_{Ch}): um ponto oriundo de dados de **modelagem de arrancamento de bloco**, e outros três obtidos por **equivalência qualitativa** entre os marcos qualitativos das duas escalas. A Tabela 6.6 mostra os quatro pontos $(E_K; K_{Ch})$ **vinculados** qualitativamente, e a Figura 6.20, seguinte, mostra a **correlação** quantitativa entre essas duas escalas.

Tabela 6.6: vinculação quanti-qualitativa entre as escalas de erodibilidade de Chang (1988) e de Kirsten (1982)

K_{Ch}	Características	Categoria	E_K
0,90	- rochas sólidas com fraturas e falhas pouco desenvolvidas	IV	0,25
0,98	* leito simulado em modelagem de arrancamento de bloco	entre IV e V	0,35
1,40	- rochas medianamente duras, com algum fraturamento	VII	0,64
1,80	- rochas fracas muito fraturadas e com falhas frequentes	IX	0,93

* Ponto $(E_K; K_{Ch})$ relativo à modelagem de arrancamento de bloco de Borja (2012), com valor K_{Ch} obtido pelas condições do escoamento que causam o arrancamento de bloco, e valor E_K obtido por meio das características geomecânicas específicas do leito ensaiado.

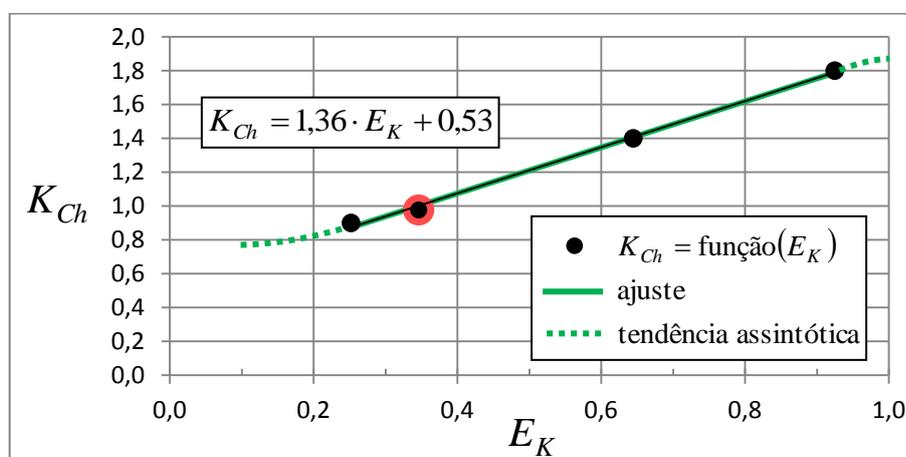


Figura 6.20: correlação quantitativa entre a Escala de Chang (K_{Ch}) e a Escala de Kirsten (E_K)

Observando a linha exposta no gráfico (Figura 6.20) anterior, nota-se que, para valores de E_K elevados, que reproduzem maciços facilmente erodíveis, o valor de K_{Ch} se aproxima do limite máximo estabelecido por Veronese (1937), qual seja o valor de 1,90 já consagrado (item 2.6.1 – Revisão Bibliográfica). As assíntotas indicadas dizem respeito ao comportamento do **fenômeno da erodibilidade** analisado no item 6.3.2 (anterior). É importante ressaltar que essas tendências propostas para as assíntotas contrariam o comportamento apresentado nas extremidades da distribuição vista na Figura 6.18 (item 6.3.2, anterior), como será justificado no parágrafo seguinte.

Como mencionado, na presente tese se contraria a tendência definida por Kirsten (1982), que estabeleceu um comportamento brusco (quantitativo) para as características qualitativas extremas. Isto ocorre em virtude de o autor estabelecer um valor limite para os parâmetros geomecânicos, que são tabelados de forma discreta. Ocorre que na natureza não há um final brusco do intervalo quantitativo de valores atribuídos aos parâmetros. Sendo assim, a tendências das extremidades da distribuição vista na Figura 6.18 (item 6.3.2, anterior) deveriam formar assíntotas em eixo perpendicular ao exposto, de modo a se adequar ao comportamento esperado da erodibilidade, mas seria inviável estabelecer características qualitativas para a continuidade das assíntotas.

Observando a dificuldade do Método de Kirsten em representação do fenômeno para valores extremos, a limitação da distribuição em $0,20 < E_K < 0,95$, definida na presente tese, é muito importante, não devendo ser extrapolada. Como analisado e exposto na Figura 6.20, a maior fidelidade ao fenômeno é reproduzida com tendências assintóticas, de limites máximo e mínimo para o parâmetro K_{Ch} , o qual é um delimitador das características do escoamento sobre o processo erosivo. Já o eixo dado por $E_K = \text{função}(K_R)$ está ligado à características do maciço que, na natureza, não possuem limites máximo e mínimo sem estarem relativizadas às características do escoamento.

6.3.4 Ajuste da Escala de Kirsten

Como técnica desenvolvida no presente tópico (6.3), se utilizou uma escala auxiliar E_K de modo a decompor o parâmetro K_R . Porém em virtude do critério objetivo adotado ser rígido,

isto é, com referência à escala E_K , o arranjo de cada uma das **distribuições individualizadas** dos parâmetros geomecânicos (M_s, K_b, K_d e J_s) sofreram distorções ao serem consolidadas na mesma graduação da escala de E_K , que vai de 0,0 à 1,0. Assim, essas **escalas relativas** dos parâmetros geomecânicos devem ser ajustadas entre si, corrigindo-se alguma disparidade entre o comportamento prático originalmente esperado por Kirsten (1982) em suas relações quanti-qualitativas ([Anexo 2](#)), e os comportamentos distorcidos inicialmente pela Decomposição da Escala de Kirsten ([Anexo 3](#)).

Até o presente item (6.3.4) o parâmetro K_R foi tratado de modo integral, não sendo considerada a variabilidade relativa entre cada uma das **distribuições individualizadas** de seus parâmetros geomecânicos. Sendo assim, para se completar o método proposto na presente tese, ainda deve-se proceder com um **ajuste** de coeficientes que altere a proporção entre as **escalas relativas** dos parâmetros M_s, K_b, K_d e J_s , isto é, que altere a distribuição quantitativa de um parâmetro em relação a outro.

A Escala de Kirsten (E_K) em função de K_R , na forma $E_K = \text{função}(K_R)$, teve sua distribuição **arranjada** segundo os procedimentos técnicos definidos no item (6.3.1). Posteriormente, no item (6.3.3), essa escala E_K foi **vinculada** com a Escala de Chang (K_{Ch}), o que permitiu, por intermédio de E_K , a disposição de K_{Ch} em função de K_R , na forma $K_{Ch} = \text{função}(K_R)$.

A disposição $K_{Ch} = \text{função}(K_R)$ é escrita considerando as duas relações expostas no item (6.3.3) anterior (Figura 6.19 e Figura 6.20), resultando na equação (6.3), vista adiante, a qual é derivada da equação (2.53) vista na Revisão Bibliográfica. Ressalta-se que, devido a base de conversão E_K não possuir unidade física definida, considera-se que, além da conversão de valores também há conversão de unidades entre os parâmetros K_{Ch} e K_R quando se utiliza a equação (6.3) mencionada.

$Y_D = K_{Ch} \cdot q^{1/2} \cdot H^{1/4}$	(2.53)
--	--------

$$Y_D = [-0,12 \cdot \ln(K_R) + 1,77] \cdot q^{1/2} \cdot H^{1/4}, \text{ com validade para:} \quad (6.3)$$

$$0,7 < K_R < 4.500, \text{ sendo que o termo entre colchetes corresponde a:}$$

$$K_{Ch} = -0,12 \cdot \ln(K_R) + 1,77, \text{ e possui dimensão [s}^{1/2} \cdot \text{m}^{-1/4}].$$

Onde:

Y_D = profundidade do colchão d'água que impede a erosão do leito [m];

K_R = Índice de Erodibilidade [$\text{kg}^{4/3} \cdot \text{s}^{-4}$], que deve ser aplicado com o **ajuste** da fórmula (6.4), que será vista mais adiante;

q = vazão específica [m^2/s];

H = desnível total entre montante e jusante [m].

O **ajuste**, como proposto no presente item (6.3.4), possui base em dados de algumas UHEs, disponibilizados pela bibliografia (Tabela 2.5 - item 2.6.2). Estes dados colhidos para o ajuste, apesar de incipientes, são suficientes para o objetivo a que se propõe a presente tese, em que o enfoque não está diretamente na profundidade de equilíbrio (D) da fossa de erosão, mas no perfil longitudinal da mesma. Em outras palavras, os dados colhidos se mostram adequados na medida em que o ajuste proposto aqui, visando o cálculo de D , utiliza os dados das UHEs que também serão avaliadas na estimativa de seus perfis longitudinais (tópico seguinte 6.4). Sendo assim, essas duas análises possuem o mesmo parâmetro fixo D , medido. Ainda assim, é importante mencionar que, para o método de cálculo de D , proposto no presente tópico (6.3), ser expandido para aplicações gerais, o método ainda deve ser complementado, em seu **ajuste**, para um maior número de casos.

Para a interpretação dos dados de leito rochoso das UHEs analisadas, com base nas descrições dispostas pela bibliografia, se faz uso auxiliar da Tabela 6.7, mostrada em seguida. Esta tabela contempla as faixas de variação da resistência à compressão da rocha (R), indicando possíveis causas de sua maior ou menor resistência.

Tabela 6.7: resistência à compressão mecânica de diferentes tipos de rocha e suas condições de campo (TEIXEIRA et al. 2008)

Tipo de rocha	Resistência à compressão	Características que influenciam na resistência
Ígneas, basalto.	80-360 MPa	Zonas brechadas, amígdalas, vesículas e fraturas diminuem a resistência.
Metamórfica, quartzito.	145-630 MPa	Rocha de alta resistência quando não alterada.
Sedimentar, folhelho.	5-260 MPa	Pouco resistente para uso em engenharia, deve ser usada com avaliação cuidadosa.
Sedimentar, arenito.	33-240 MPa	Sua resistência varia conforme a quantidade de cimento e quantidade de fraturas.

Nota-se que a qualidade da rocha, expressa pelo parâmetro de resistência à compressão (R), é encontrada em diferentes trabalhos, com as mais variadas faixas de amplitude, no entanto, a ordem de grandeza para o valor estabelecido de R permanece em torno de: $R = \text{ordem}(1,0 \text{ E}02)$, o que não causa fortes variações no valor de K_R integral. Por outro lado, como será visto mais adiante, a alteração na ordem de grandeza de K_R acaba sendo causada por outros parâmetros geomecânicos (K_d e J_s), os quais possuem diferentes ordens de grandeza de acordo com o protótipo analisado.

São elencados nas alíneas seguintes os parâmetros geomecânicos que são extraídos das descrições do maciço de cada UHE. Para se atribuir valores a esses parâmetros foram reservadas as descrições (qualidades) que influenciam a obtenção dos mesmos através das Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)). As qualidades e os valores quantitativos definidos, para cada UHE, são vistos na Tabela 6.8.

- a) M_s (parâmetro de solidez do material), dado pela relação proporcional $M_s = 0,88 \cdot R$; e
- b) K_b (parâmetro relativo à quantidade de descontinuidades), dado o padrão $RQD = 100$.

Tabela 6.8: atribuição de valores dos parâmetros de solidez do material (M_s) e relativo à quantidade de descontinuidades (K_b), para cada uma das UHEs analisadas

UHE	Descrição do maciço (item 2.6.2)	Caracterização da solidez do maciço	R [MPa], (M_s)	Caracterização das descontinuidades do maciço	K_b
São Simão	Camadas quase horizontais de basalto intercaladas por brecha basáltica e/ou sedimentar.	Arenito: valor intermediário da escala de Teixeira.	100 MPa (88,0)	1 família	82,0
Foz do Areia	Predominância de basaltos densos e, em menor volume, brecha.	Basalto denso com brecha: valor baixo na escala de Teixeira.	100 MPa (88,0)	BRECHA: 2 famílias	54,6
Água Vermelha	Camadas subhorizontais de basalto denso intercaladas por brecha basáltica.	Basalto denso com brecha: valor baixo na escala de Teixeira.	100 MPa (88,0)	BRECHA: 2 famílias	54,6
LCBC	Camadas alternadas de quartzito puro e de quartzito sericítico, finamente laminado.	Quartzito (escala de Teixeira)	150 MPa (132,0)	Finamente laminado (1 família, mas com distanciamento entre juntas estipulado de 20cm)	45,6
Itaipu	Basalto colunar fraturado.	Basalto provavelmente alterado: valor reduzido na escala de Teixeira.	100 MPa (88,0)	múltiplas fraturas	20,0
Itá	Camada de basalto subhorizontal muito fraturada entre EL 240,0 m e EL 250,0 m.	Basalto provavelmente alterado: valor reduzido na escala de Teixeira.	100 MPa (88,0)	múltiplas fraturas	20,0
Jaguara	Quartzito praticamente puro, quase sem mica, de alta resistência, porém muito fraturado.	Quartzito (escala de Teixeira).	150 MPa (132,0)	múltiplas fraturas	20,0

Com os valores de M_s e K_b , então definidos, é possível obter o valor do conjunto de parâmetros que diz respeito às configurações das juntas: $(K_d \cdot J_s)$. Estes parâmetros, K_d e J_s , individualmente, são de difícil definição, pois, para a caracterização dos mesmos, deve-se considerar: as características de atrito entre as superfícies das juntas, o estado de alteração do material de preenchimento, a inclinação das juntas frente ao sentido do escoamento.

Na Tabela 6.9, seguinte, são vistos os valores de K_R integrais, calculados por retroanálise utilizando a equação (6.3), descrita na parte introdutória do presente item (6.3.4). Também estão expressos os valores do conjunto $(K_d \cdot J_s)$, calculados de duas formas, as quais são

descritas nas alíneas abaixo. Estas formas serão relacionadas entre si visando corrigir a distorção entre as **escalas relativas** dos parâmetros geomecânicos que compõem K_R integral.

- a) conjunto $(K_d \cdot J_s)^*$, calculado a partir da expressão (2.55):
 $(K_d \cdot J_s)^* = K_R / (M_s \cdot K_b)$, que resulta em um valor distorcido (**sem relação qualitativa**);
- b) conjunto $(K_d \cdot J_s)^{**}$, calculado a partir dos valores de K_d e J_s obtidos com base no valor de K_R integral, segundo a Decomposição da Escala de Kirsten ([Anexo 3](#)), que está **atrelada a características qualitativas**.

Tabela 6.9: obtenção do parâmetro de erodibilidade (K_R) por retroanálise, e do conjunto relativo às configurações de juntas ($K_d \cdot J_s$), dadas às condições de cada UHE

UHE	q [m ² /s]	H [m]	Y_D [m]	K_R eq. (6.3)	(a) $(K_d \cdot J_s)^*$	(b) $(K_d \cdot J_s)^{**}$
São Simão	80,5	69	12,0	5,3E+04	7,24629	3,592
Foz do Areia	125,3	128	25,0	1,0E+04	2,05369	1,813
Água Vermelha	74,9	54,3	15,8	9,4E+03	1,91472	1,766
LCBC	49,2	62	27,2	2,5E+01	0,00421	0,090
Itaipu	119,0	94	59,0	1,3E+00	0,00073	0,034
Itá	97,4	92	53,6	1,2E+00	0,00064	0,033
Jaguara	52,1	40	32,5	8,5E-01	0,00031	0,028

É possível observar na Tabela 6.9, anterior, que o conjunto $(K_d \cdot J_s)^*$, calculado pela forma (a), apresentou variação em sua ordem de grandeza dada por: ordem(1,0E00) à ordem(1,0E -04). Isto evidencia a distorção causada entre as **escalas relativas** dos parâmetros geomecânicos, quando a ênfase é o cálculo da profundidade da fossa (D) através da equação (6.3), descrita na parte introdutória do presente item (6.3.4).

No gráfico (Figura 6.21) seguinte se expõe a relação entre as formas (a) e (b) do conjunto formado entre K_d e J_s . A linha **ajustada** entre essas duas formas, por uma função de

potência, representou bem uma relação matemática para o deslocamento relativo entre as **distribuições individualizadas** desses parâmetros geomecânicos, em relação a M_s e K_b .

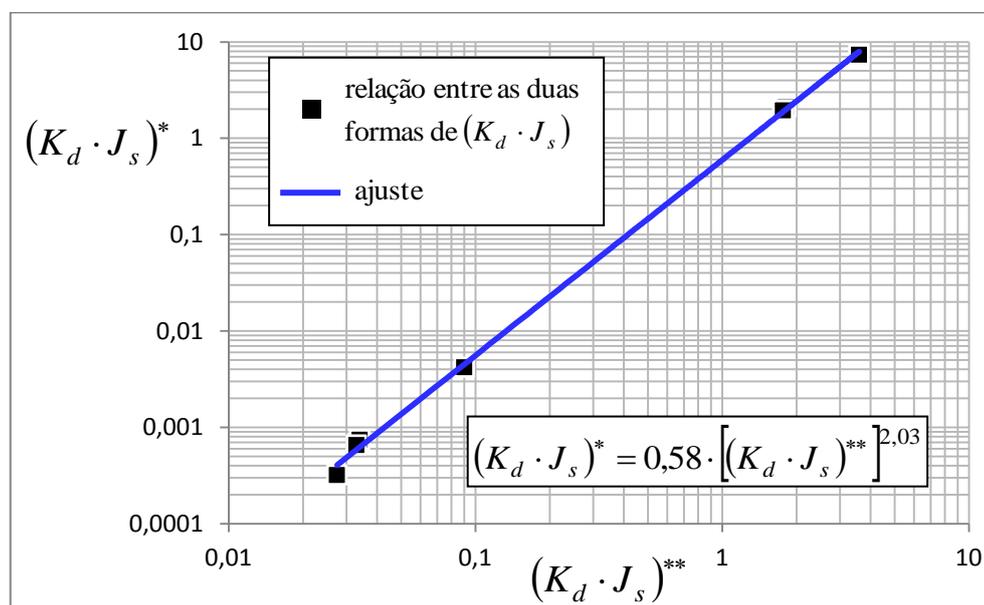


Figura 6.21: relação entre as duas formas do conjunto formado pelo produto de K_d e J_s

Como observado no gráfico (Figura 6.21) anterior, a relação entre as duas formas de $(K_d \cdot J_s)$ apresentaram uma relação bastante forte, indicando que há coerência nessa proposta de corrigir as distorções entre as **escalas relativas** dos parâmetros geomecânicos que compõem K_R . Assim, para fins de aplicação da equação (6.3), deforma-se a **distribuição quantitativa** disposta na Decomposição da Escala de Kirsten ([Anexo 3](#)), através da fórmula (6.4) seguinte, mantendo-se os **significados qualitativos** dos conjuntos formadores de K_R .

$$K_R = M_s \cdot K_b \cdot \left[0,58 \cdot (K_d \cdot J_s)^{2,03} \right] \quad (6.4)$$

Onde:

K_R = parâmetro de erodibilidade, ajustado para a aplicação na equação (6.3);

M_s, K_b, K_d = parâmetros geomecânicos obtidos conforme procedimento visto no item 2.6.4;

J_s = fator de arranjo estrutural, aplicado de acordo com a disposição da Tabela 6.10.

Para a aplicação da fórmula de ajuste (6.4), os parâmetros M_s, K_b, K_d devem ser obtidos através das Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)), ou seja, com os valores quantitativos definidos por Kirsten (1982), de acordo com as características pertinentes. Porém, no método proposto para

o cálculo da profundidade da fossa (D) através da equação (6.3), a definição do parâmetro J_s (arranjo estrutural) não deve seguir as Tabelas de Kirsten.

Observou-se, na presente tese, que o parâmetro J_s (arranjo estrutural) está fortemente ligado ao parâmetro K_b (quantidade de descontinuidades), não devendo ser definido de modo independente. Como analisado no item (6.3.2) o sentido de orientação das fraturas comparado ao sentido do fluxo d'água é de menor importância em relação à turbulência presente no escoamento, que pode induzir o fluxo em várias direções. Além do mais, em exemplificação sobre a íntima ligação entre J_s e K_b , tem-se que, para um maciço fraturado, com estrutura cúbica, ou em cunha, definir a influência do sentido de orientação das fraturas não é pertinente. Sendo assim, na presente tese, para fins de aplicação da equação (6.3), considera-se a relação quantitativa do parâmetro J_s em função direta de K_b , nos termos da Tabela 6.10.

Tabela 6.10: valores do parâmetro de arranjo estrutural (J_s) propostos para a aplicação no método de cálculo da profundidade da fossa (D)

Padrão estrutural do maciço (K_b)	Fator de arranjo estrutural (J_s)
Casos em que há uma família ou não há descontinuidades.	1,00
Casos em que há duas famílias de descontinuidades, e também para casos em que ocorre distância entre descontinuidades menor do que 0,5m.	0,50
Casos em que há mais de duas famílias de descontinuidades.	0,25

Agora, é possível estimar, para os leitos rochosos das UHEs analisadas no presente item (6.3.4), características de difícil precisão e descrição, como as relativas ao parâmetro de intertravamento entre blocos (K_d). Este parâmetro diz respeito ao grau de atrito entre as superfícies das juntas e o estado de alteração do material de preenchimento das juntas.

Em estimativa do parâmetro K_d , aplicou-se o critério de quantificação de J_s , como visto na Tabela 6.10, obtendo-se valores de K_d plausíveis. Esta relação é vista na Tabela 6.11, seguinte, em que as qualidades referentes aos valores de K_d são descritas pelas **Categorias da Escala de Kirsten**, dispostas no [Anexo 4](#).

Tabela 6.11: estimativa da qualidade relativa grau de atrito entre as superfícies das juntas e o estado de alteração do material de preenchimento das juntas, dados por K_d , para cada uma das UHEs analisadas

UHE	$(K_d \cdot J_s)$	J_s	K_d	Categoria de K_d
São Simão	3,592	1,00	3,59	Entre I e II
Foz do Areia	1,813	0,50	3,63	Entre I e II
Água Vermelha	1,766	0,50	3,53	Entre I e II
LCBC	0,090	0,50	0,18	Entre VI e VII
Itaipu	0,034	0,25	0,14	Entre VI e VII
Itá	0,033	0,25	0,13	Entre VI e VII
Jaguara	0,028	0,25	0,11	Entre VIII e IX

Resumindo, o método para o cálculo da profundidade de fossas de erosão (D), desenvolvido no presente tópico (6.3), está definido em torno da equação (6.3), que deve ser aplicada em conjunto com a fórmula de ajuste (6.4). A quantificação de cada um dos quatro parâmetros contidos nesta fórmula deve seguir as instruções mencionadas, sendo que três desses parâmetros (M_s , K_b , K_d) devem ser retirados diretamente das Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)), e um deles (J_s) deve ser aplicado segundo a relação definida na presente tese (Tabela 6.10). As **correlações**, entre escalas quanti-qualitativas, e **ajustes** com base em protótipos, impostos no presente método, são propostas fundamentadas para a aplicação do Índice de Erodibilidade de Kirsten (1982) na equação de Xia-Yu-Chang (1988).

6.3.5 Verificação segundo a Escala de Brito

Neste item (6.3.5), o método que foi desenvolvido no presente tópico (6.3) é comparado com o método de Brito (1991), para fins de **verificação** dos valores do parâmetro geotécnico K , resultantes da aplicação do método proposto. Ressalta-se que o mencionado parâmetro K é uma denominação genérica para o parâmetro de erodibilidade utilizado em equações de previsão da profundidade de equilíbrio (D) de fossas de erosão.

Como visto no item 2.6.3 (Revisão Bibliográfica), ao analisar diversos métodos dispostos na bibliografia para o cálculo de K , Brito (1991) indica que os métodos não devem se ater a

classes herméticas do maciço, isto é, que contenham **conjuntos de qualidades** fixadas. Sendo assim, os métodos devem possibilitar alguma maleabilidade entre o **conjunto de qualidades** do maciço, adequando-se à correspondência física identificada em mapeamentos de campo. Então, o autor citado desenvolveu um método que, para diferentes combinações entre as qualidades do maciço, houvesse o enquadramento em Classes de Maciço ([alínea \(e\)](#) do [Anexo 1](#)), com **valores quantitativos variáveis**.

Para a variabilidade do parâmetro geotécnico K_{Br} , Brito (1991) atribuiu valores em classes, isto é, **valores discretizados**. Sendo assim, para se proceder com uma correlação contínua entre o método de Brito e o de Kirsten seriam necessários critérios subjetivos de vinculação entre um e outro método. Como será procedido no presente item (6.3.5), em uma correlação objetiva, o Método de Kirsten também se apresenta na forma de **valores discretizados**, e, quando correlacionados com o Método de Brito, se mostram imprecisos e dispersos para uma aplicação prática.

A escolha do Método de Chang para a correlação com o Método de Kirsten, como realizada nos itens anteriores do presente tópico (6.3), ocorreu em detrimento do Método de Brito, pois este último possui delimitação bastante restringida em função da resistência mecânica da rocha ([Anexo 1](#)), não abrangendo adequadamente a amplitude da Escala de Kirsten. As combinações qualitativas do Método de Brito apenas abrangem “rocha dura” e “rocha muito dura” ($R > 10\text{MPa}$), não abrangendo “rochas medianamente duras ou brandas”, nem “rochas fracas ou muito brandas”, qualidades estas relacionáveis ao Método de Chang.

Dadas as considerações pertinentes, a correlação entre o Método de Brito ([Anexo 1](#)) e o Método de Kirsten ([Anexo 2](#)), no que tange o cálculo de D , se estabelece entre as diferentes **combinações de qualidades do maciço** dispostas em Brito (1991), as quais podem ser vistas na [alínea \(e\)](#) do [Anexo 1](#). Para cada uma dessas combinações, Brito (1991) atribuiu uma **Classe de Maciço** (I, II, III, IV e V).

Dadas as combinação vistas na [alínea \(e\)](#), mencionada, as **Classes de Maciço** respectivas devem ser substituídas por valores quantitativos K_{Br} , para fins de comparação com os **conjuntos de parâmetros geomecânicos** quantificados por Kirsten (1982). Na Tabela 6.12 são vistos os valores quantitativos de K_{Br} referentes a cada classe de Brito (1991).

Tabela 6.12: valor quantitativo de K_{Br} correspondente a cada Classe de Maciço

Classes de Maciço	Faixa de K_{Br}	Valor médio de K_{Br}
I	0,00 a 0,25	0,125
II	0,25 a 0,50	0,375
III	0,50 a 0,90	0,700
IV	0,90 a 1,50	1,200
V	1,50 a 2,50	2,000

- Os valores de K_{Br} foram definidos segundo os valores intermediários das faixas de variação vistas na Figura 2.23.

Por outro lado, o valor quantitativo de cada **conjuntos de parâmetros geomecânicos** (M_s , K_b , K_d e J_s) é calculado conforme disposição da fórmula (2.55), de Kirsten (1982):

$K_R = M_s \cdot K_b \cdot K_d \cdot J_s$	(2.55)
---	--------

Para que o parâmetro de erodibilidade K_R possua compatibilidade com o **parâmetro geotécnico** K_{Br} , de modo que os métodos sejam comparados, K_R pode ser convertido para o **parâmetro geotécnico** K_{Ch} de acordo com o método desenvolvido no presente tópico (6.3). A conversão é realizada por meio da equação (6.3), expressa abaixo em seu termo simplificado:

$K_{Ch} = -0,12 \cdot \ln(K_R) + 1,77$	(6.3)
--	-------

Os pontos (dados) de comparação são aqueles vistos nas **combinações de qualidades do maciço**, separadas por Brito (1991) na [alínea \(e\)](#) já mencionada. Assim, também são elaborados os **conjuntos dos parâmetros geomecânicos** de Kirsten (1982), respectivos a cada um dos pontos a serem comparados.

Para a definição dos valores de cada **parâmetro geomecânico** (M_s , K_b , K_d e J_s - [Anexo 2](#)), dadas as **qualidades do maciço** (R, E, PE, TD - [Anexo 1](#)), elaborou-se tabelas de relacionamento quanti-qualitativo, vistas adiante (Tabela 6.13 até a Tabela 6.17):

Tabela 6.13: relação entre a qualidade da resistência à compressão (R) e o parâmetro de solidez do material (M_s)

Resistência à Compressão	Características	R	M_s
R1	> 50MPa	50	44,0
R2	10 à 50MPa	30	26,4
R3	2 à 10MPa	6	5,28

- O parâmetro R foi estipulado segundo os valores limiares, ou médios, definidos nas Tabelas de Brito;
- O parâmetro M_s é calculado através da relação vista no item 6.3.1.

Tabela 6.14: relação entre a qualidade do espaçamento de juntas (E) e o índice de qualidade de rocha (RQD)

Espaçamento de Juntas	Características	D_K	RQD
E1	blocos maiores que 3m	3,00	101,8
E2	blocos de 1 a 3m	1,50	98,5
E3	blocos de 0,5 a 1m	0,75	91,9
E4	blocos com menos de 0,5m	0,50	85,3

- O parâmetro D_K foi estipulado segundo os valores limiares, ou médios, definidos nas Tabelas de Brito;
- O parâmetro RQD é calculado através do procedimento visto no item 2.6.4.

Tabela 6.15: relação entre a qualidade do padrão estrutural (PE) e os fatores do número de famílias de descontinuidades (J_n) e de arranjo estrutural (J_s)

Padrão Estrutural	Características	J_n	J_s
PE1	Maciço Compacto	1,00	1,14
PE2	Maciços Colunares (2 famílias)	1,83	1,26
PE2-3	Blocos prismáticos alongados/profundos (3 famílias)	2,73	1,26
PE3	Maciços de Blocos Cúbicos (3 famílias)	2,73	1,14
PE3-4	Blocos prismáticos achatados/planos (3 famílias)	2,73	1,02
PE4	Maciços Tabulares (2 famílias)	1,83	1,02
PE5	Maciços Piramidais (3 famílias)	2,73	0,50
PE6	Maciço de Faturamento Caótico	5,00	0,50

- Foram acrescentadas as qualidades intermediárias PE2-3 e PE3-4 aos padrões estruturais vistos nas Tabelas de Brito;
- Os fatores J_n e J_s foram estipulados de acordo com as Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)), observando a equivalência qualitativa aos padrões estruturais (PE).

Tabela 6.16: valores do parâmetro relativo à quantidade de descontinuidades (K_b), em função das qualidades do espaçamento das juntas (E) e do padrão estrutural (PE)

Valores de K_b	E1	E2	E3	E4
PE2	55,63	53,83	50,22	46,61
PE3	37,29	36,08	33,66	31,25
PE4	55,63	53,83	50,22	46,61
PE5	37,29	36,08	33,66	31,25
PE6	20,36	19,70	18,38	17,06

- Os valores de K_b foram calculados por $K_b = RQD / J_n$;
- Foram retirados os valores relativos aos padrões estruturais PE1, PE2-3 e PE3-4, pois não integram as Classes de Maciço de Brito (1991), como vistas no final do [Anexo 1](#).

Tabela 6.17: valores do parâmetro de intertravamento entre blocos (K_d) em função da qualidade do tipo de descontinuidade (TD)

Tipo de descontinuidade	Características	J_a	J_r	K_d
TD0	Seladas, cimentadas (resiste à tração) - pode ser caracterizado por "juntas descontínuas"	0,75	4,00	5,33
TD1	Juntas justapostas	1,00	3,58	3,58
TD2	Juntas abertas, com atrito	média(2;10) = 6,00	1,29	0,21
TD3	Junta com preenchimento erodível, e sem atrito	13,0	0,82	0,06

- Os valores relativos ao fator de alteração das juntas (J_a) foram estipulados de acordo com a equivalência qualitativa aos tipos de descontinuidades (TD);
- Os valores relativos ao fator de rugosidade das juntas (J_r) foram definidos com base na Tabela 6.3, em que os fatores J_a e J_r são relacionados;
- O parâmetro de intertravamento entre blocos (K_d) é calculado pela relação $K_d = J_r / J_a$.

Agora, já obtidos os valores K_{Br} , diretamente das **combinações de qualidades do maciço** separadas por Brito (1991), e também já calculados os valores de K_{Ch} , com base no parâmetro de erodibilidade K_R dos **conjuntos dos parâmetros geomecânicos**, é possível expor a relação entre os resultados de Brito (1991) e os resultados de Kirsten (1982), se tratando da ênfase na estimativa da profundidade (D) de fossas de erosão. A relação mencionada é vista no gráfico (Figura 6.22) seguinte, utilizando-se a qualidade de resistência à compressão R2 ($M_s = 26,4$), por se tratar de uma resistência intermediária (R3 não é considerado - [Anexo 1](#)).

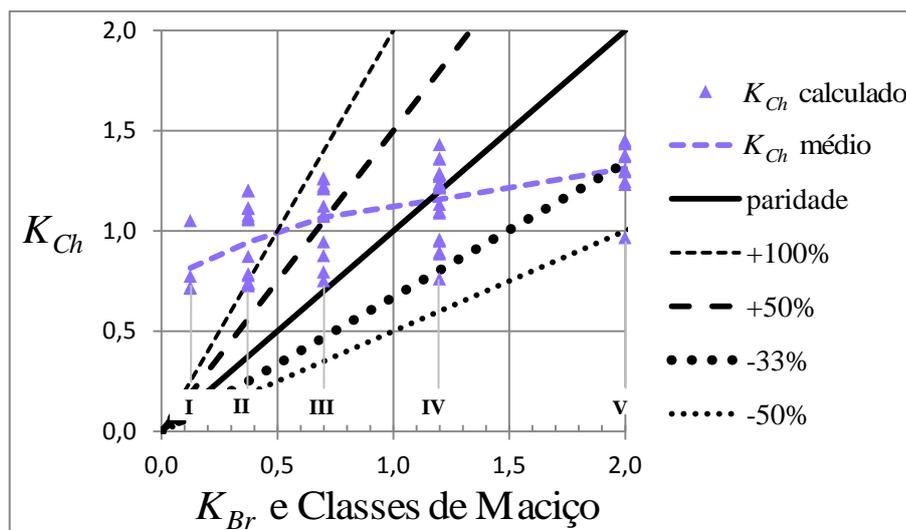


Figura 6.22: comparação do Método de Brito (1991) com o Método de Kirsten (1982), convertendo o parâmetro de erodibilidade K_R para o parâmetro geotécnico K_{Ch}

Na comparação apresentada (Figura 6.22), frisa-se que o máximo valor imposto ao parâmetro K_{Br} é de 2,0, que é um valor intermediário da Classe de Maciço V (Tabela 6.12), por outro lado, o valor máximo do parâmetro K_{Ch} é de 1,9. Sendo assim, essa diferença na amplitude da escala não foi relevante como a dispersão apresentada entre os dados.

A dispersão vista, como mencionado, é esperada nesse tipo de comparação, pois a discretização quantitativa por classes, vista em Brito (1991), considera um mesmo valor quantitativo para diferentes combinações, diferente do que ocorre em Kirsten (1982), em que cada conjunto possui valores próprios.

No que tange à interpretação dos resultados, para as classes I à IV, os resultados de K_{Ch} ficaram superestimados em relação a K_{Br} (resultariam em D maior), enquanto que para a classe V os resultados de K_{Ch} ficaram subestimados (resultariam em D menor). Destaca-se que para a aplicação de valores de resistência à compressão mais altos, os resultados para o parâmetro K_{Ch} teriam redução geral no gráfico (Figura 6.22) anterior. Isto aumenta a correlação dos dados para as menores classes (I à III), o que está de acordo, pois estas dizem respeito à rochas mais resistentes à erosão.

Desta **verificação**, realizada no presente item (6.3.5), sobre o método que foi proposto para se estimar a profundidade (D) de fossas de erosão, tem-se que foi possível obter uma relação de valores bastante congruente com os resultados que seriam obtidos pela aplicação do Método

de Brito (1991). Também foi possível dissecar a estrutura do Método de Brito (1991), o qual está baseado em classes de maciço, discretizadas quantitativamente. Essa discretização ocasiona uma variabilidade entre possíveis resultados dentro de uma faixa de variação, demonstrando que a aplicação do Método de Brito (1991), como já alertado pelo autor, pode exigir outros critérios de decisão, subjetivos ou objetivos, sobre o resultado final a ser adotado para o dimensionamento da profundidade (D) de uma fossa de erosão.

6.4 ESTIMATIVA DO PERFIL LONGITUDINAL DA FOSSA

No presente tópico (6.4) será analisado o método sintético proposto por Marques et al. (2013) para se estimar o **perfil longitudinal** de fossas de erosão. No tópico (6.3) anterior, já foi analisado um importante parâmetro que compõe a sistemática de aplicação desse método, que é a profundidade de equilíbrio da fossa (D) para uma dada vazão de vertimento. A estimativa do **perfil longitudinal**, que é uma geometria bidimensional, é um importante passo para a posterior caracterização da geometria da fossa em âmbito espacial, sendo então considerados aspectos da **morfologia tridimensional** de fossas, com apoio das análises que foram realizadas no tópico 6.2.

O Método de Marques, para estimar o **perfil longitudinal** da fossa, segue uma abordagem que considera dois processos: a região de impacto do jato mergulhante sobre os contornos sólidos da fossa; e o processo de recirculação do escoamento no interior da fossa. Estes dois processos macroturbulentos influenciam um ao outro, e sua interação possui um comportamento peculiar que contribui para o fenômeno amplo da erodibilidade em uma fossa de erosão. Os dois processos hidráulicos, mencionados, foram individualizados por Marques et al. (2013) em dois fenômenos, como base para a composição do método:

- a) **fenômeno do impacto do jato no fundo** (demonstrado no tópico 5.3);
- b) **fenômeno do ressalto hidráulico** (apresentado no item 2.4.1).

A proposta de aplicação do Método de Marques será analisada em duas etapas: primeiramente a aderência teórica e empírica do método em questão perante estudos que abordam o assunto (item 6.4.1, próximo); posteriormente o método terá sua aplicação analisada para quatro diferentes UHEs, das quais se dispõem dados de levantamentos de campo de seus perfis longitudinais de fossa (item 6.4.2).

6.4.1 Análise sistemática do Método de Marques

O método de Marques et al. (2013) considera a profundidade de equilíbrio da fossa (D) como um parâmetro determinante para a definição da tendência de evolução do perfil longitudinal da fossa. No caso do método em questão, o parâmetro D possui um sentido geométrico pressuposto, que então participa da desenvoltura de outras dimensões geométricas, como o comprimento de equilíbrio da fossa (L).

Como já visto, a dimensão da profundidade de equilíbrio (D) é geométrica, e está ligada à **profundidade de colchão d'água que impede a erosão do leito** (Y_D) pela ação do jato. Esta profundidade de colchão d'água Y_D , releva em seu cálculo, além dos parâmetros hidráulicos, um parâmetro geotécnico que pode ser obtido segundo o método de cálculo que foi elaborado na presente tese (tópico 6.3, anterior).

A profundidade de colchão d'água que impede a erosão do leito, dada por Y_D , também pode ser descrita como a profundidade de difusão do fluxo do jato mergulhante até a ocorrência de seu impacto no fundo. A **região de impacto** no fundo é delimitada entre as referências horizontais Lz_{\min} e Lz_{\max} (Figura 6.23a - próxima página), que dependem da profundidade considerada. Estas referências horizontais da **região de impacto** podem ser calculadas segundo as equações discutidas no tópico 5.3, quando se tratou do **fenômeno do impacto do jato no fundo**. Então, recomendou-se, na presente tese, que as equações de Marques et al. (2013) devam ser aplicadas para $F_0 > 4,7$, isto é, há um limite de aplicação para vazões específicas elevadas.

Como visto no item (2.4.3 - Revisão Bibliográfica), o processo de evolução da fossa é gradativo até a fossa atingir a fase de equilíbrio. Inicialmente, o jato mergulhante possui maior confinamento pelos contornos sólidos, e o fluxo principal do jato ascende logo em seguida, formando uma pequena zona de recirculação (rolo). Enquanto a zona de recirculação cresce gradativamente para jusante, o comprimento da fossa aumenta gradativamente. Na **região de impacto**, quando a fossa atinge sua profundidade de equilíbrio em razão da erodibilidade do maciço, o fluxo principal do jato ainda detém intenso potencial de erosão, e desvia sua trajetória submersa para a direção de jusante, aderindo à quantidade de movimento da recirculação, o que repercute, ainda, em um acréscimo do comprimento da fossa.

Diante do fenômeno da erodibilidade de uma fossa, Marques et al. (2013), em consonância com outros estudos (item 2.4.1), indicaram que a dissipação de energia do escoamento no interior da fossa obedece padrões do **fenômeno do ressalto hidráulico**. Conforme os autores citados, podem ser denotadas fronteiras da recirculação do fluxo que atua junto ao fundo e ascende no final do ressalto (Figura 6.23b - próxima página). Essa zona de atuação do fluxo junto ao fundo é função do escoamento que entra no ressalto hidráulico (jato mergulhante), bem como do nível d'água a jusante do ressalto hidráulico.

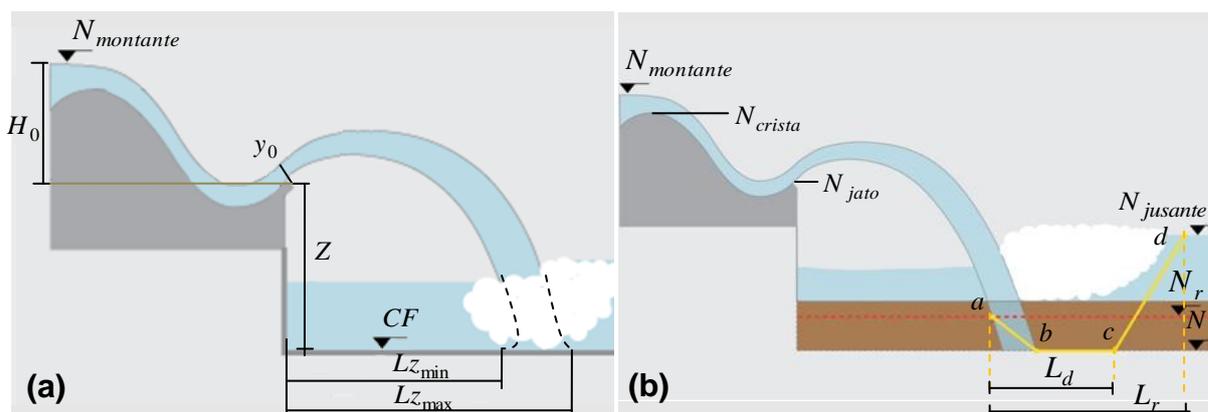


Figura 6.23: (a) região de impacto do jato no fundo; e (b) fronteira de atuação do fluxo do jato na fossa de erosão (MARQUES et al. 2013)

Na Figura 6.23, tem-se que:

$N_{montante}$ = nível d'água a montante [m];

$N_{jusante}$ = nível d'água a jusante [m];

N_{jato} = cota de lançamento do jato [m];

H_0 = energia teórica do jato no lançamento [m];

F_0 = número de Froude do jato [-], calculado sem perdas pela equação (2.33);

y_0 = altura teórica do escoamento na seção de lançamento [m];

N_r = nível do ressalto [m], dado por $N_r = N_{jusante} - y_l$, que define a coordenada vertical do ponto a ;

N_f = nível da fossa [m], dado por $N_f = N_{jusante} - Y_D$, que define a coordenada vertical do ponto b ;

Z_a = desnível do alcance mínimo [m], dado por $Z_a = N_{jato} - N_r$;

Z_b = desnível do alcance máximo [m], dado por $Z_b = N_{jato} - N_f$;

Lz_{min} = alcance mínimo da área de espraio do jato [m], em relação a Z_a , que define a coordenada horizontal do ponto a ;

Lz_{max} = alcance máximo da área de espraio do jato [m], em relação a Z_b , que define a coordenada horizontal do ponto b ;

L_d e L_r = comprimentos do fluxo de fundo e de recirculação superficial do ressalto [m], que definem as coordenadas horizontais dos pontos c e d , em relação ao ponto a .

Para a delimitação da **zona de recirculação** do ressalto hidráulico, que ocorre em torno de eixo horizontal, Marques et al. (2013) destacam a formação de um rolo aderido a jusante do fluxo do jato mergulhante, que pode ser observado no início do processo de perfuração da fossa pelo jato. À medida que a erosão atinge sua máxima profundidade (Y_D) em função da erodibilidade do maciço o rolo é projetado para jusante comportando-se de forma semelhante a um ressalto hidráulico confinado. Em uma análise mais detalhada, este processo será descrito no parágrafo seguinte.

No que diz respeito ao perímetro da **zona de recirculação** de um ressalto hidráulico confinado, nota-se que há uma tendência natural da trajetória de recirculação do fluxo prevalecer na região da superfície d'água em detrimento da região de cisalhamento contra os contornos sólidos. Outro aspecto a observar é a compacidade do fluxo principal que define a **zona de recirculação**, de maneira que não há uma região, no centro do rolo, livre da interação turbulenta com o fluxo que o circunda. Esta compacidade do rolo, em conjunto com sua conformação pela superfície d'água, são fatores que contribuem para o desenvolvimento da fossa no sentido horizontal, para jusante, ao invés de provocar erosões de recirculação que aumente a profundidade da fossa, por exemplo.

Analisando-se a aplicação do Método de Marques diante dos fenômenos envolvidos, após o fluxo do jato mergulhante atingir o fundo e ser desviado para jusante, os autores mostram na Figura 6.23b que a **distância percorrida pelo fluxo principal junto ao fundo** (L_d) vai até sua quantidade de movimento ficar menor que a própria quantidade de movimento da recirculação do ressalto, momento que o fluxo se desprende do fundo e adere ao regime de recirculação. Ainda assim, após essa distância L_d , que é medida horizontalmente, ainda há propagação da turbulência do ressalto a jusante, na direção da saída da fossa. Então, conforme os autores citados, também deve ser considerada, para a delimitação da zona total de dissipação de energia, o **comprimento da zona de turbulência do ressalto** (L_r).

As duas dimensões descritas anteriormente possuem as fórmulas de cálculo (2.43) e (2.44), mostradas em seguida. Estas fórmulas já haviam sido recomendadas nos estudos de Marques et al. (1997), especificamente para o dimensionamento de bacias de dissipação por ressalto hidráulico. Porém, para a aplicação destas fórmulas no método em questão, Marques et al. (2013) simplificam a altura teórica do escoamento na seção de

lançamento (y_0) de modo que seja equivalente à altura do escoamento rápido que entra no ressalto (y_r). Além disso, para aplicação nestas fórmulas, o regime de recirculação que ocorre no interior da fossa possui um desnível submerso em relação à superfície d'água, que é tratado equivalente à altura conjugada lenta do ressalto hidráulico (y_l). Este parâmetro y_l é calculado segundo a equação (2.42), já vista.

$L_d = 4 \cdot (y_l - y_0)$	(2.43)
$L_r = 6 \cdot (y_l - y_0)$	(2.44)
$\frac{y_l}{y_0} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8 \cdot F_0^2} - 1 \right)$, com $F_0 = \frac{V_0}{\sqrt{g \cdot y_0}}$	(2.42)

No que tange às fossas de erosão, autores como Liu (2005), Borja (2012) e Heng et al. (2012) também adotam critérios de dimensionamento desenvolvidos para o **fenômeno do ressalto hidráulico** (item 2.4.1 - Revisão Bibliográfica). Isto é viável como técnica de aplicação, em que se adapta os critérios de dimensionamento para um fenômeno mais amplo, como o **fenômeno da erodibilidade de uma fossa de erosão**.

Como já analisado, no Método de Marques o **equilíbrio do desenvolvimento da fossa** é caracterizado pela erodibilidade do maciço e pelo próprio desenvolvimento da zona de dissipação de energia, para uma condição de vazão permanente. As fronteiras de atuação da dissipação de energia, na condição de equilíbrio, são obtidas através da ligação entre os pontos a , b , c e d , vistos na Figura 6.23b.

Então, conforme Marques et al. (2013), para a obtenção do **perfil longitudinal**, sintético, da fossa de erosão, deve-se considerar a envoltória de todos os perfis de equilíbrio, calculados para diferentes regimes permanentes de vazão. Essa técnica de aplicação utilizada no Método de Marques possui respaldo na bibliografia, sendo **sobrepostos os efeitos causados pelas vazões**. Isto segue a linha de Brito (1991), que descreve o processo de estabilização da fossa para determinada condição de vazão:

“caso venha a ocorrer uma vazão de pico substancialmente maior que aquela ate agora vertida, o processo de aprofundamento da fossa sofrerá uma aceleração e a fossa será desestabilizada. [...] Uma curva ‘real’ da evolução da erosão parece se constituir por uma sequência de degraus cada um formado por uma curva de estabilização e correspondendo a um determinado nível de vazão vertida”.

Essa técnica de dimensionamento hidráulico foi estudada de maneira específica por Tregnaghi et al. (2011), com ênfase na profundidade de erosão em bacias formadas em escoamento com quedas sucessivas. Esses autores observaram tanto a escala espacial da geometria de erosão quanto a escala temporal de sua evolução em modelo criado com hidrogramas escalonados por uma sequência de vazões (regimes permanentes). Então, os autores mencionados concluíram que esse tipo de abordagem é válida quando a evolução da geometria de erosão apresenta uma correlação adimensional nos seus diferentes estágios, podendo a **sobreposição dos efeitos das vazões** ser admitida também para outras situações de erosão. Em outro estudo, Jau-Yau-Lu et al. (2012) mencionam que o critério de **sobreposição dos efeitos causados pelas vazões** é válido para as situações onde os estágios de desenvolvimento e de equilíbrio são similares, excluindo-se as fases iniciais de escavação.

Com a sistemática de aplicação do Método de Marques já analisada quanto às suas bases teóricas e empíricas, no item (6.4.2) seguinte, então, esse método terá sua aplicação prática analisada para quatro diferentes UHEs, a quais possuem fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esqui.

6.4.2 Análise prática do Método de Marques

No presente item (6.4.2) será realizada uma análise comparativa, relativa aos **perfis longitudinais** de fossas, entre as amostras de ocorrência em protótipo e os resultados sintéticos de fossa obtidos através da aplicação do Método de Marques. Esta comparação entre perfis mensurados em campo e perfis sintéticos possui como referência a vazão de pico vertida em cada um dos protótipos que serão analisados, quais sejam: UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC), UHE Jaguará, UHE Itaipu e UHE Itá. Essas quatro UHEs são vistas na Figura 6.24, seguinte, e na Tabela 6.18, posterior, são reunidas as condições de contorno de referência: tanto as características físicas do vertedouro salto esqui quanto as condições de escoamento.

Vale ressaltar que a partir dos **perfis sintéticos bidimensionais**, estimados no presente item (6.4.2), podem ser retirados parâmetros que caracterizam esses perfis sintéticos, enquanto geometria de fossa de erosão. Assim, distinguidos esses parâmetros, os mesmos serão verificados quanto à representatividade de uma **morfologia tridimensional** que ocorre

efetivamente pelo processo de escavação do jato. Esta verificação será vista posteriormente no tópico 6.5, e estará em consonância com as análises realizadas no tópico 6.2.

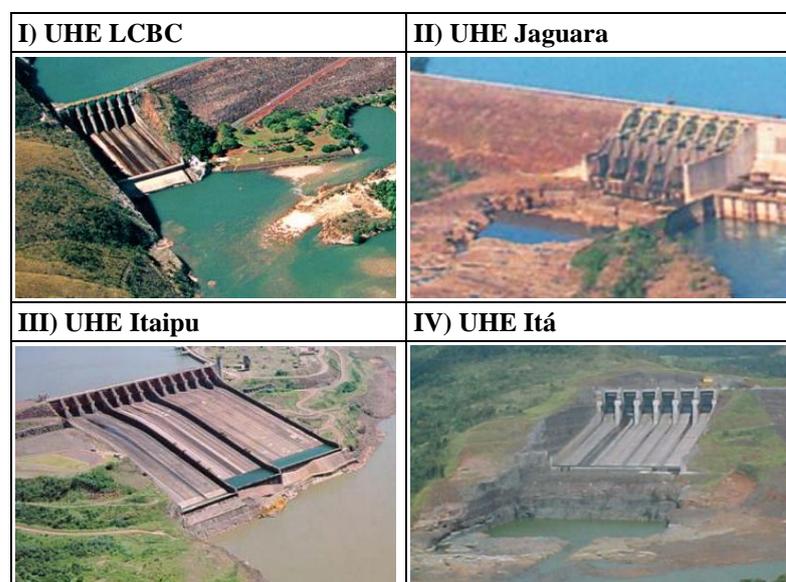


Figura 6.24: fotos retiradas de CBDB (2010), que dizem respeito às UHEs analisadas: (I) Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC), (II) Jaguará, (III) Itaipu e (IV) Itá

As condições de aplicação, vistas na Tabela 6.18, são referências obtidas de CBDB (2010), que dispõe de dados relativos às vazões de pico vertidas e levantamentos batimétricos, para cada UHE. Em específico para a UHE LCBC, por ser um protótipo modelado na presente tese, tem-se as diversas condições de escoamento mensuradas em modelo. Para as demais UHEs, as condições de montante e de jusante são fixadas nos valores disponibilizados pela bibliografia, negligenciando-se, portanto, a curva chave de jusante e de montante nestes casos.

Tabela 6.18: vazões de pico (q) já vertidas em diferentes UHEs e suas condições de referência obtidas de obtidos de CBDB (2010), para a aplicação do Método de Marques

UHE	q [m ² /s]	$N_{montante}$ [m]	N_{crista} [m]	N_{jato} [m]	$N_{jusante}$ [m]
LCBC*	57,97	modelado	606,30	575,55	modelado
Jaguara	52,20	557,50	539,50	526,00	517,50
Itaipu	119,00	220,00	200,00	137,50	126,00
Itá	97,40	370,00	350,00	306,00	278,00

* Os valores de referência para a UHE LCBC são aqueles obtidos nos ensaios realizados na presente tese, sobre o modelo bidimensional de escala 1:100.

Dada uma condição de vazão de pico vertida (q) e o respectivo valor mensurado de profundidade de colchão d'água que impede a erosão do leito (Y_D), é possível calcular, por

retroanálise, o valor do parâmetro de erodibilidade K_{Ch} para determinada UHE. Os valores do parâmetro K_{Ch} , para as UHEs analisadas aqui, foram estipulados por Ferreira (2011) como visto na Tabela 2.5 e selecionados para as UHEs em questão na Tabela 6.19, seguinte. O valor de K_{Ch} depende das características geomecânicas do leito rochoso, e para projetos em que ainda não há informações sobre a profundidade de erosão causada pelo vertimento em protótipo, o parâmetro K_{Ch} pode ser calculado segundo o método elaborado no tópico 6.3 da presente tese, utilizando-se da equação (6.3).

$K_{Ch} = -0,12 \cdot \ln(K_R) + 1,77$	(6.3)
--	-------

Tabela 6.19: valores do parâmetro de erodibilidade (K_{Ch}) estipulados para as UHEs analisadas quanto à aplicação do Método de Marques

UHE	K_{Ch}
LCBC	1,38
Jaguara	1,79
Itaipu	1,74
Itá	1,75

Como procedimento de aplicação do Método de Marques, visando estimar o **perfil longitudinal** da fossa de erosão para determinada vazão de pico, outras vazões menores, em regime permanente, também devem ser consideradas, aplicando-se a equação (2.53) para cada uma dessas vazões. Assim, o **perfil longitudinal** correspondente à vazão de pico será formado pela sobreposição dos efeitos de diversas condições de vazão, traçando-se a envoltória resultante de cada uma das zonas de dissipação de energia, como foi ilustrado na Figura 6.23b.

$Y_D = K_{Ch} \cdot q^{1/2} \cdot H^{1/4}$	(2.53)
--	--------

Nas separações (I, II, III e IV) do presente item (6.4.2), que seguem, serão analisados os **perfis sintéticos** de fossa estimados para as UHEs seguintes: LCBC, Jaguara, Itaipu e Itá. Para a comparação desses perfis sintéticos com os **perfis levantados em campo**, serão utilizados os perfis longitudinais, de campo, correspondentes ao eixo central que parte do vertedouro salto esquí, de acordo com os dados disponibilizados por CBDB (2010). Desta

forma, tem-se que o perfil mostrado (eixo central) não condiz necessariamente com o local de maior profundidade da fossa que ocorre em protótipo.

Outra consideração de análise é que há uma limitação deste método bidimensional para a análise comparativa entre os perfis, salientando-se que há uma limitação em considerar os possíveis efeitos da relação entre a largura da calha do vertedouro (w), de lançamento do jato, e a largura da fossa de erosão (W), resultante da escavação da fossa. Como sistematizado por Borja (2012), citando Brighetti (2004), o maior desnível entre a altura do poço de acumulação (y_p) e o nível d'água no final do ressalto (y_2) ocorre quando o jato incide com ângulo θ_0 muito pequeno com relação à horizontal. Neste sentido, Puertas (1994), Manso (2006) e Borja (2012) comentam que o processo de recirculação lateral, que tende a compensar o desnível mencionado, é contido se W é aproximadamente igual a w . Neste caso, considerando uma bidimensionalidade ideal ($W = w$), a altura y_p fica reduzida e, segundo Borja (2012), é este valor reduzido (favorável à segurança) que deve ser utilizado para se estimar a profundidade de equilíbrio (D). Por outro lado, em fossas de erosão com larguras (W) maiores que a largura da calha do vertedouro (w), surgem regiões de recirculação laterais que, de acordo com Pagliara et al. (2009), competem significativamente à dissipação de energia. No caso, deve ser levada em conta os possíveis fluxos de recirculação que podem ocorrer na região a montante do impacto do jato, o que pode ser bastante prejudicial se tratando de erosões regressivas.

Diante da consideração exposta acima, adianta-se que: nos perfis de fossas de ocorrência nas quatro UHEs analisadas (Figura 6.24), em dois deles o **perfil da fossa presente em campo** ficou menor em comprimento (L) do que o **perfil estimado** pelo Método de Marques. Isto pode ter ocorrido em virtude desse método negligenciar a geometria tridimensional da fossa, erodida naturalmente pela ação do escoamento e, com isso, sob os efeitos de recirculação lateral, que contribui para a maior dissipação de energia e retardar o processo de erosão contra o talude de jusante da fossa. Nos dois casos analisados onde isto foi mais proeminente, quais sejam, para a UHE LCBC (caso I) e para a UHE Itaipu (caso III), a região do entorno da fossa possui uma abertura ampla, o que não ocorre para os demais casos (II e IV).

I) UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC)

Para a estimativa do perfil sintético do protótipo da UHE LCBC, aplica-se o Método de Marques na condição da vazão de pico vertida de $4.132\text{m}^3/\text{s}$ (Tabela 3.3), que corresponde ao perfil de fossa extraído do levantamento batimétrico de 1988 (Figura 3.4). Os valores referentes aos níveis d'água de montante ($N_{montante}$) e de jusante ($N_{jusante}$), utilizados nos cálculos, são respectivos aos ensaios realizados na presente tese (Tabela 6.20) sobre o modelo bidimensional de escala 1:100. Frisa-se que nesta modelagem a cota do leito do rio foi definida em: $N_{leito} = 556,3\text{m}$.

Tabela 6.20: condições de regimes permanentes obtidos na modelagem bidimensional 1:100, convertidas para a escala de protótipo, para a aplicação do Método de Marques na condição da vazão de pico de $4.132\text{m}^3/\text{s}$, vertida na UHE LCBC até o ano da batimetria de 1988

Q_p ⁽¹⁾ [m ³ /s]	q_p ⁽²⁾ [m ² /s]	$N_{montante}$ ⁽³⁾ [m]	$N_{jusante}$ ⁽⁴⁾ [m]
1.000	14,5	621,33	562,38
2.000	29,0	621,38	564,57
3.000	43,5	621,67	566,45
4.000	58,0	621,37	568,10

⁽¹⁾ Valores de mera referência;

⁽²⁾ Valores obtidos da Tabela 4.7, convertidos para a escala de protótipo pela fórmula (4.1), com $q_p = Q_p/w_p$;

⁽³⁾ Valores obtidos através das cargas de montante H_m , como vistas na Tabela 4.7, com cota de referência $N_{leito} = 556,3\text{m}$;

⁽⁴⁾ Valores obtidos através dos níveis de jusante y_3 , como vistos na Tabela 5.2 para a geometria mais profunda modelada, com cota de referência $N_{leito} = 556,3\text{m}$.

Os resultados das **zonas de dissipação de energia**, para cada uma das condições de regimes permanentes aplicados, são vistos na Figura 6.25, adiante, em que estão sobrepostas aos perfis do eixo central da fossa mensurados para as batimetrias dos anos de 1982, 1984 e 1988. Em seguida, na Figura 6.26, a envoltória resultante é traçada formando o **perfil longitudinal sintético**, correspondente à vazão de pico que ocasionou a erosão presenciada em protótipo até o ano de 1988.

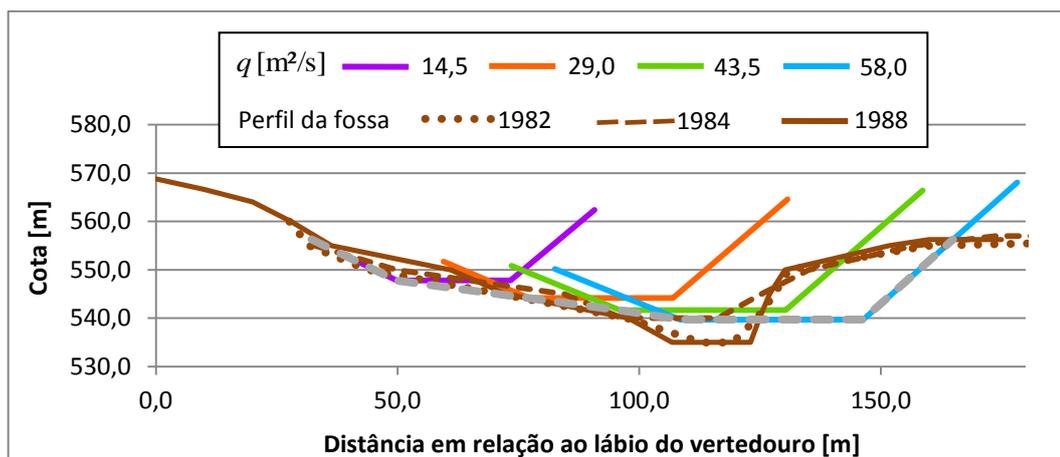


Figura 6.25: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho

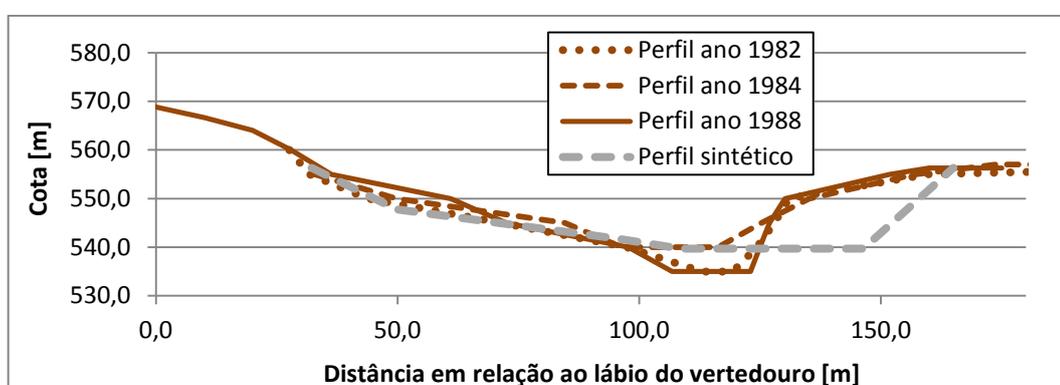


Figura 6.26: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até 4.000m³/s, para a UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho

Como é possível notar na Figura 6.26, a evolução do perfil longitudinal, mensurado em campo, entre os anos de 1982 à 1988, teve uma redução da profundidade no ano de 1984 e, posteriormente, um aumento dessa profundidade. Por outro lado, é possível notar que o talude de montante sofreu uma pequena deposição de sedimentos mais acima, e erosão mais abaixo. Essas erosões e deposições indicam, de acordo com o estudado no item 2.4.3, que no período visto, de 1982 à 1988, a fossa estaria na fase de estabilização de sua geometria, e, no caso da profundidade em si, esta estaria em sua fase de instabilidade.

Em geral, com relação ao **talude de montante** da fossa, o perfil estimado, sintético, representou este talude de forma coerente com o que foi mensurado em campo. Já para a **profundidade atingida** pela fossa, o cálculo apresentou-se contrário à segurança. Isto pode ter ocorrido devido ao cálculo das zonas de dissipação ter sido realizado com base nos níveis de água do modelo bidimensional em que o canal é estreito, ou seja, a coluna de água

disponível para a dissipação ficou majorada e contrária à segurança. No caso específico de protótipo (UHE LCBC), a fossa possui abertura ampla em seu lado esquerdo, e esta condição de vale aberto, com largura da fossa (W) maior que a largura da calha do vertedouro (w), ocasiona a redução do nível d'água a jusante da fossa.

No que diz respeito ao **comprimento de equilíbrio** da fossa, há indícios de que o mesmo esteja estabilizado para uma vazão em torno de $2.000\text{m}^3/\text{s}$ ($29,0\text{m}^2/\text{s}$) a $3.000\text{m}^3/\text{s}$ ($43,5\text{m}^2/\text{s}$), como percebido através da observação dos hidrogramas de vertimento apresentados no item 3.3.2, já que a vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$ ($58,0\text{m}^2/\text{s}$) pode não ter vertido em tempo suficiente para que a fossa atingisse o comprimento de equilíbrio respectivo, já que a fossa estaria na fase de estabilização de sua geometria, como estudado no item 2.4.3.

II) UHE Jaguará

A aplicação do Método de Marques para a UHE Jaguará, nas condições vistas na Tabela 6.18 e na Tabela 6.19, decorrentes de uma vazão de pico de $52\text{m}^2/\text{s}$, é procedida, também, com o cálculo das seguintes vazões intermediárias: $10\text{ m}^2/\text{s}$, $20\text{ m}^2/\text{s}$, $30\text{ m}^2/\text{s}$, $40\text{ m}^2/\text{s}$, de modo a se reproduzir os efeitos até a condição de vazão de pico. Cada um dos regimes permanentes aplicados resulta em diferentes **zonas de dissipação de energia**, como são mostradas na Figura 6.27. O **perfil longitudinal** sintético, decorrente da sobreposição de efeitos, é visualizado na Figura 6.28.

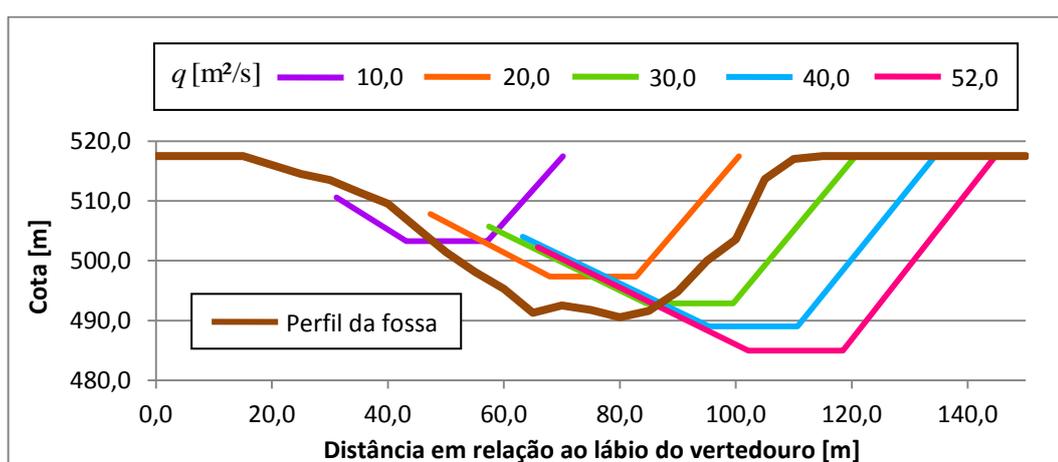


Figura 6.27: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Jaguará

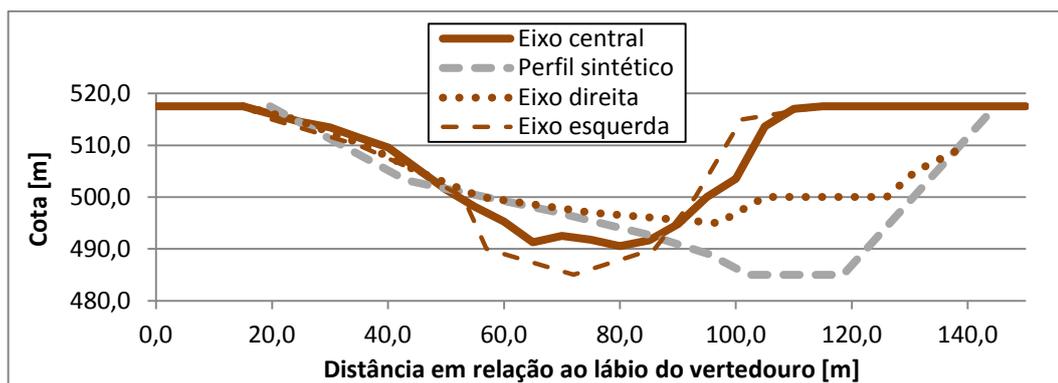


Figura 6.28: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até 52 m³/s, para a UHE Jaguará

Na Figura 6.28, tem-se que o **perfil longitudinal**, estimado para a vazão de pico vertida, ficou bastante diferente em comparação com o perfil do eixo central de ocorrência em protótipo, tanto na dimensão de profundidade quanto na dimensão de comprimento. Porém, ao se comparar o perfil estimado com as zonas laterais a esse eixo central (zona à esquerda do eixo central e zona à direita), percebe-se que, em protótipo, houveram erosões que atingiram as magnitudes indicadas pelo Método de Marques. Estas erosões com dificuldade de previsão são um problema na medida em que não são causadas pela trajetória prevista de entrada do jato mergulhante, nem pelo desenvolvimento previsto da zona de atuação do ressalto. Pelo contrário, o regime que se tem no interior da fossa altera a trajetória do fluxo principal e o caminho perimétrico do rolo do ressalto, pelos motivos estudados no tópico 5.3 e trazidos ao caso em questão no próximo parágrafo.

Como pode ser observado, a fossa de ocorrência na UHE Jaguará, até a data do levantamento batimétrico analisado, caracteriza-se por uma morfologia de grande assimetria, com intensas erosões em sentidos desproporcionais. Possivelmente isto é um efeito de que não se tenha oportunizado ao escoamento uma simetria na entrada e na saída da fossa de erosão, isto é, que adequasse o desenvolvimento do ressalto hidráulico no interior da fossa, com rolo simétrico. No caso de, por exemplo, as comportas do vertedouro serem operadas de modo que se forme jato em apenas parte lateral da calha, o fluxo de entrada no colchão d'água é assimétrico, o que favorece a transferência da quantidade de movimento do jato mergulhante para o regime de recirculação horizontal na fossa, em detrimento da dissipação de energia pelo rolo do ressalto. Neste caso há uma recirculação de eixo oblíquo, em que se diminui a dissipação de energia entre o cisalhamento ocorrido no rolo do ressalto, e se aumenta a quantidade de movimento da recirculação horizontal, que dissipa sua energia contra os contornos sólidos.

III) UHE Itaipu

No caso da UHE Itaipu, aplica-se o Método de Marques segundo as condições vistas na Tabela 6.18 e na Tabela 6.19, isto é, para a vazão de pico de $119\text{m}^3/\text{s}$. As condições intermediárias, que definem as **zonas de dissipação de energia**, são aplicadas da seguinte forma escalonada: $40\text{m}^3/\text{s}$, $60\text{m}^3/\text{s}$, $80\text{m}^3/\text{s}$, e $100\text{m}^3/\text{s}$ (Figura 6.29). Assim, a envoltória que abrange essas zonas de dissipação dá forma ao **perfil longitudinal** estimado como pode ser visto na Figura 6.30.

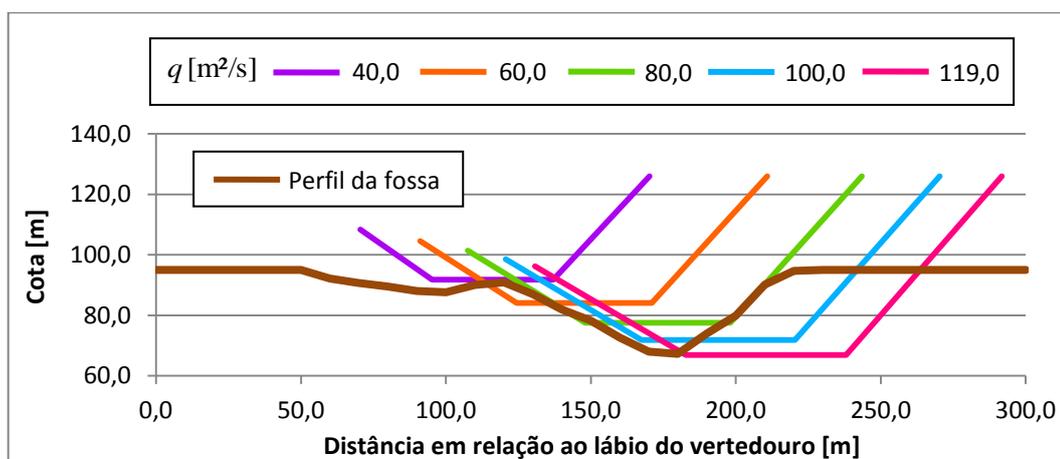


Figura 6.29: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Itaipu

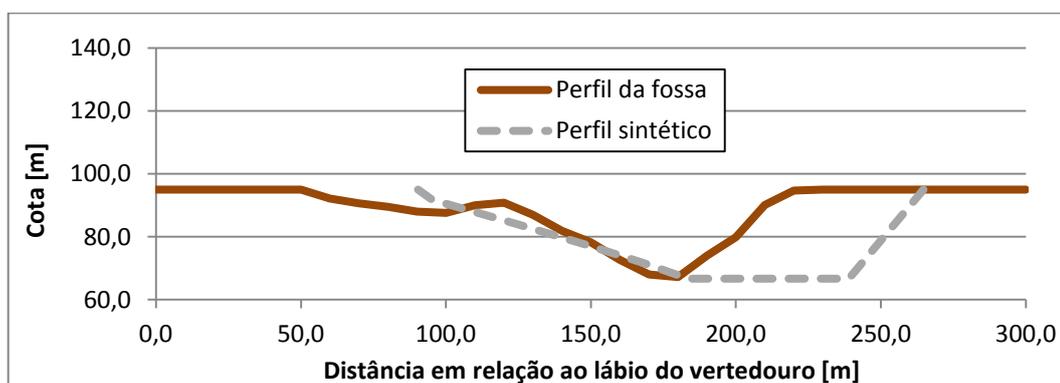


Figura 6.30: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até $119\text{m}^3/\text{s}$, para a UHE Itaipu

Dado o **perfil longitudinal** estimado (Figura 6.30), em comparação com a fossa de protótipo, nota-se que ainda haverá erosão tendendo a aumentar o comprimento da fossa para jusante. Isto para uma situação em que a vazão de pico, já vertida, fosse imposta por um maior período de tempo, tendendo a fossa à fase de equilíbrio. Porém, o processo de erosão contra o talude de jusante da fossa pode, também, ter rsido retardado devido a UHE Itaipu possuir uma região

de abertura ampla em torno da fossa, o que favorece a dissipação de energia por recirculação horizontal, de acordo com a consideração que foi levantada anteriormente ao início desta análise caso a caso das UHEs.

IV) UHE Itá

A estimativa do **perfil longitudinal** da fossa para a UHE Itá tem como condição a vazão de pico de $97,4\text{m}^3/\text{s}$. Esta e as demais condições hidráulicas e geotécnicas, para o cálculo do Método de Marques, são vistas na Tabela 6.18 e na Tabela 6.19. As condições intermediárias estipuladas são as seguintes: $20\text{m}^3/\text{s}$, $40\text{m}^3/\text{s}$, $60\text{m}^3/\text{s}$, $80\text{m}^3/\text{s}$, das quais foram geradas as respectivas **zonas de dissipação de energia**, expressas na Figura 6.31, seguinte. Posteriormente, na Figura 6.32, é vista a envoltória dessas zonas, as quais denotam o perfil longitudinal sintético para a vazão de pico em análise.

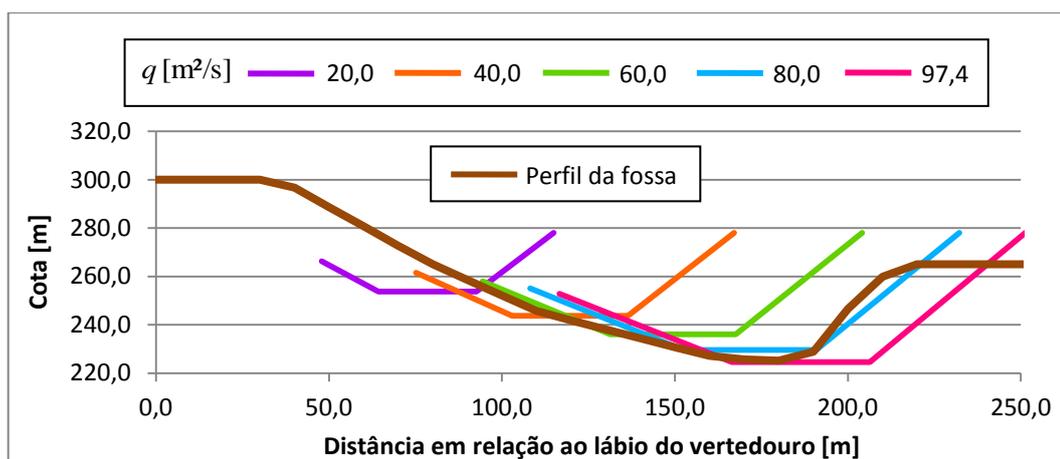


Figura 6.31: zonas de dissipação de energia calculadas pelo Método de Marques, para quatro regimes permanentes de vazão, sobre o perfil da fossa da UHE Itá

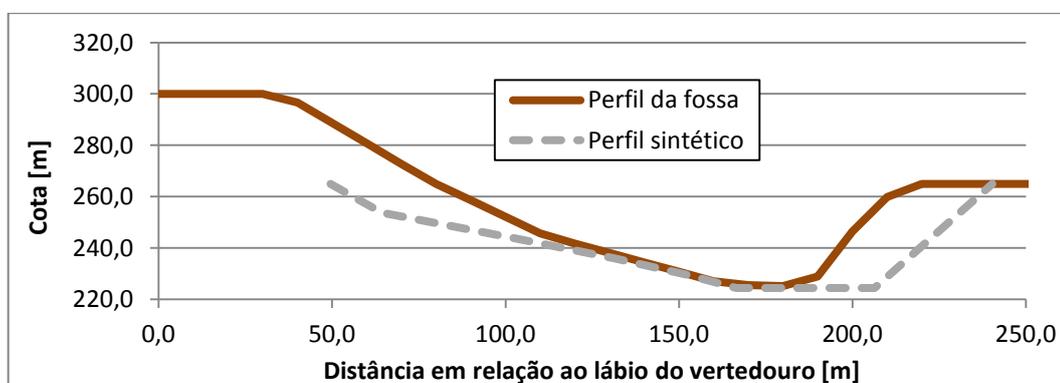


Figura 6.32: perfil longitudinal, de equilíbrio, estimado pelo Método de Marques para vertimentos com vazão de até $97,4\text{m}^3/\text{s}$, para a UHE Itá

Neste caso analisado, o **perfil longitudinal** sintético indicou que haveria uma erosão do talude de montante da fossa, conforme o impacto dos jatos de vertimentos com menor vazão, o que não é observado no levantamento de protótipo. Este fato relacionado às menores vazões está ligado ao plano de operação de comportas, como se discorrerá no parágrafo seguinte. Por outro lado, para a maior vazão estipulada ($97,4\text{m}^2/\text{s}$), de pico, a respectiva **zona de dissipação de energia** ficou bem próxima ao perfil erodido em protótipo, mas com sobreposição para jusante, indicando que, à data do levantamento de protótipo, o comprimento de sua fossa ainda não havia atingido a condição de equilíbrio para a dada vazão de pico.

Sobre as menores vazões vertidas, a UHE Itá possui a peculiaridade de que o ângulo de lançamento da concha é baixo (20 graus), além de que possui longa extensão da rocha ao pé do vertedouro, como pode ser visualizada na Figura 6.33. Estas condições de projeto admitem que, para as menores vazões, o escoamento ocorra sobre a calha em rocha não revestida (Figura 6.33a). Dada a vazão média de $1.080\text{m}^3/\text{s}$ ($8,3\text{m}^2/\text{s}$) que é escoada pelo vertedouro ao longo de sua operação (CBDB, 2010), percebe-se, na Figura 6.33b, que não é capaz de formar jato que vença o obstáculo mencionado quando se está vertendo por todas as comportas (nenhuma estando totalmente fechada). No entanto, outras condições são determinantes para a formação do jato, que podem estar presentes no plano de operação de comportas, como manter a carga de montante elevada.

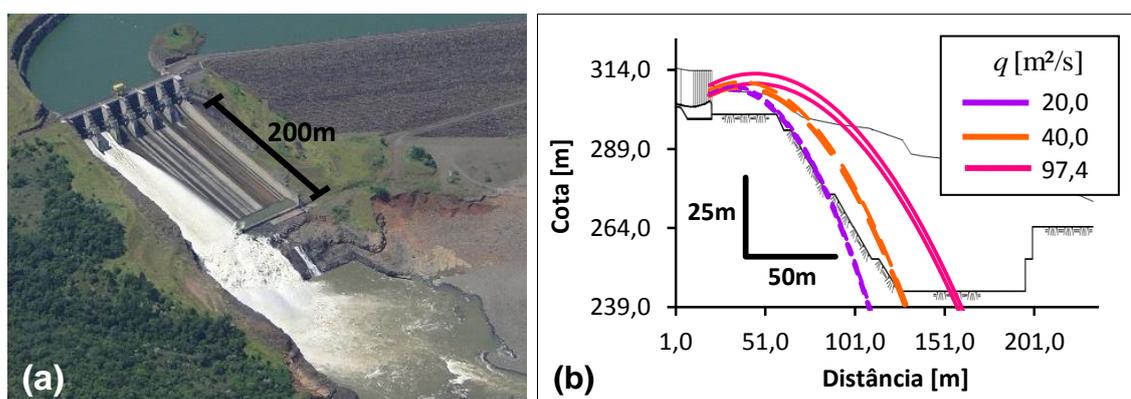


Figura 6.33: a) operação do vertedouro da UHE Itá sem formação de jato e com escoamento sobre a calha não revestida - Fonte: < <https://tractebel-engie.com.br/pt/referencias/usina-hidreletrica-ita> >; b) perfil da fossa pré-escavada (CBDB, 2010), e trajetórias prováveis de jatos, considerando a carga de montante similar para as vazões, e perda de carga na calha para cada vazão.

6.5 VERIFICAÇÃO DOS RESULTADOS DE GEOMETRIA DA FOSSA

Neste tópico (6.5), de fechamento das análises, são verificados os resultados das amostras de geometria de fossas obtidas na modelagem física tridimensional (escala 1:100 - tópico 3.3), e os resultados de pressão obtidos em modelagem física bidimensional (escalas 1:50 e 1:100 - tópicos 3.4 e 3.5), quanto à aderência desses dados a uma efetiva representatividade de uma geometria de fossa de protótipo. Ainda, no mesmo sentido, serão verificados os parâmetros fornecidos de forma sintética pelo Método de Marques, o qual foi sugerido na presente tese (tópico 6.4, anterior) para a estimativa da geometria de fossas.

Os parâmetros sobre **geometria de fossa**, resultantes de modelagens físicas e de métodos de estimativa, foram, no decorrer da presente tese, discutidos quanto às suas formas de obtenção e analisados quanto às suas importâncias no fenômeno amplo da evolução de fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esquí. Levando isto em conta, as verificações a serem realizadas aqui são divididas em dois itens (6.5.1 e 6.5.2), elencados nas alíneas abaixo, em que os resultados obtidos em modelo reduzido, e de forma sintética, são comparados diretamente com dados de protótipo e com relações indicadas pela bibliografia.

- a) **comparações de geometria da fossa** através de parâmetros contidos em amostras de fossa de modelo e protótipo, tridimensionais quanto bidimensionais, verificando assim os **parâmetros geométricos** fornecidos pelo perfil sintético;
- b) **análise das tendências erosivas** através do exame da distribuição de pressões dinâmicas, verificando se há coerência da **zona de dissipação de energia** englobada pelo perfil sintético.

6.5.1 Verificação de parâmetros geométricos

No que diz respeito à **geometria da fossa**, as duas dimensões principais, nos sentidos vertical e horizontal, são a profundidade da fossa (D) e o comprimento de equilíbrio da fossa (L). Através das relações entre esses parâmetros geométricos, e outros de espécie tridimensional, é possível obter informações e indícios sobre o progresso da erosão na região da fossa e ao longo de seu entorno.

As inclinações dos taludes da fossa, de montante (i_m) e de jusante (i_j), estão atreladas aos parâmetros D e L , definidores da geometria da fossa, e, além disso, são importantes no que

tange à estimativa de parâmetros referentes à **morfologia tridimensional** da fossa, através das relações analisadas no tópico (6.2) desta tese.

Além da importância descrita no parágrafo anterior, as inclinações dos taludes de montante (i_m) e de jusante (i_j) são parâmetros de geometria da fossa contidos tanto nas amostras de fossa tridimensionais quanto nas amostras bidimensionais, permitindo verificar, assim, os parâmetros geométricos do perfil sintético, como calculado pelo Método de Marques visto no tópico (6.4) anterior. Então, no presente item (6.5.1), são comparados os seguintes dados de **inclinação do talude efetivo de montante** (i_m) e de **inclinação do talude efetivo de jusante** (i_j), obtidos ao longo da presente tese:

- a) de levantamentos batimétricos (tridimensionais) da fossa de erosão da UHE LCBC (vistos no item 5.4.1);
- b) de modelagem física tridimensional da UHE LCBC, em escala 1:100 (vistos no item 5.4.2);
- c) dos perfis longitudinais de fossa disponibilizados pela bibliografia, das UHEs Jaguara, Itaipu e Itá (vistos no item 6.4.2);
- d) dos perfis sintéticos, resultados da aplicação do Método de Marques para as UHEs LCBC, Jaguara, Itaipu e Itá (vistos no item 6.4.2);
- e) das relações indicadas pela bibliografia (Figura 2.13 - Revisão Bibliográfica).

Nas amostras de fossa com geometria 3D, as inclinações dos taludes de montante (i_m) e de jusante (i_j) foram calculadas pela média dos valores de inclinação contidos nas respectivas áreas em planta dos taludes. A discretização foi de quadrados de 1m por 1m, resultantes da interpolação segundo as curvas de nível de levantamento da fossa. Já nas amostras de perfis longitudinais de fossa (2D), as inclinações i_m e i_j foram calculadas pela média de cada um dos intervalos discretizados nos perfis bidimensionais.

Os dados elencados nas alíneas anteriores, então, foram dispostos conjuntamente com as Retas de Taraimovich (Figura 6.34), as quais indicam a inclinação dos taludes (i_m e i_j) recomendadas para fossas de erosão, conforme o ângulo de lançamento do jato (θ_1) pelo vertedouro.

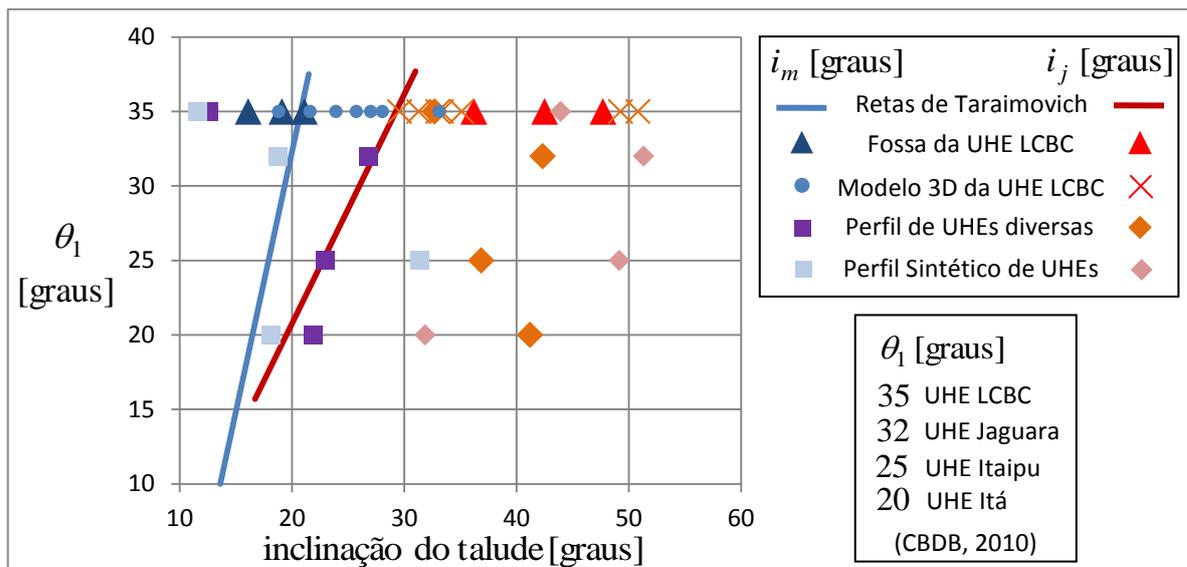


Figura 6.34: disposição dos dados vistos ao longo desta tese, no que concerne às inclinações dos taludes da fossa de erosão, comparando-se com as Retas de Taraimovich

A disposição dos dados no gráfico (Figura 6.34) anterior ficou com uma perceptível separação em torno do valor de inclinação do talude de 30 graus. Isto quer dizer que, conforme os resultados vistos na presente tese, a inclinação do talude de montante tende a ser $i_m < 30^\circ$, e a inclinação do talude de jusante tende a ser $i_m > 30^\circ$. No entanto, essas tendências ainda podem ser melhor definidas observando uma região de dispersão dos dados que considere as orientações indicadas por Taraimovich (1980). Assim, pode-se recomendar duas áreas gráficas, vistas na Figura 6.35, onde se encontram dispersos os ângulos dos taludes da fossa, de montante (i_m) e de jusante (i_j).

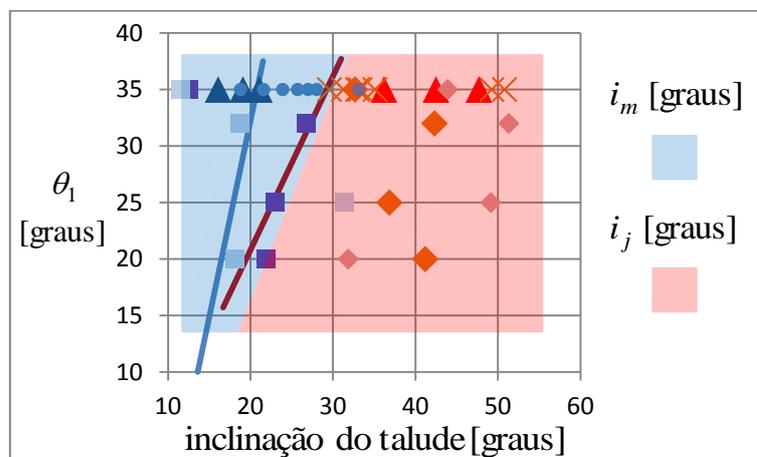


Figura 6.35: tendências de dispersão dos dados de inclinação dos taludes da fossa, seguindo as orientações de Taraimovich (1980)

Como exposto, no caso dos dados gerais, das UHEs analisadas, os valores das inclinações dos taludes de suas fossas não se comportaram de igual modo às Retas de Taraimovich (Figura 6.34), ainda assim, foi possível indicar áreas gráficas (Figura 6.35) onde as dispersões dos dados se encontram, relevando as orientações das retas indicadas por Taraimovich (1980). Contudo, ressalta-se que as inclinações dos taludes da fossa de erosão poderiam ser melhor explicadas em função do ângulo de incidência do jato no colchão d'água (θ_0) ao invés do ângulo de lançamento (θ_1). Nesta hipótese, à medida que o ângulo θ_0 se aproxime de 90 graus, as tendências das retas de i_m e de i_j , em função de θ_0 , convergem para um valor de inclinação dos taludes bastante elevado.

Se tratando dos dados respectivos a UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC), foco desta tese, tem-se que, em protótipo, houve uma evolução gradual da inclinação do talude de montante (i_m), do ano de 1982 até 1988, em que a inclinação foi aumentando de 16,1° até 21,1°. Por outro lado, a inclinação do talude de jusante (i_j) se demonstrou instável, começando com 42,5° em 1982, depois decaindo para 36,2° em 1984, e subindo novamente para 47,7° em 1988. Esta última inclinação é bastante elevada, tendendo ao colapso, o que reduzirá sua inclinação. Diante do apresentado, observa-se que a evolução do talude de montante tende à estabilidade, porém, a evolução do talude de jusante demonstrou que ainda há um processo agressivo de erosão abaixo do talude de jusante, seguido de sucessivos colapsos deste talude, evidenciando que ainda há progresso do comprimento da fossa em direção a jusante. Este comportamento da evolução da fossa está de acordo com a previsão do perfil da fossa realizada no item 6.4.2, bem como o processo de evolução da fossa descrito no item 2.4.3 (Revisão Bibliográfica), o qual se encontra na fase de estabilização, ainda anterior à fase de equilíbrio.

No intervalo entre ensaios da modelagem física tridimensional da UHE LCBC, em escala 1:100, houve um flagrante da ocorrência de talude negativo a jusante da fossa (Figura 4.8). Isto evidenciou que a escala de tempo utilizada não foi capaz de reproduzir corretamente a erosão das arestas internas da fossa, levando a diferentes resultados de inclinação dos taludes da fossa em âmbito tridimensional (média dos valores de inclinação contidos nas respectivas áreas em planta dos taludes). Ainda assim, os valores resultantes de i_m e de i_j se encontraram em torno da dispersão que foi verificada nos dados do protótipo da UHE LCBC, como visto na Figura 6.34. Contudo, diferente dos dados do protótipo, para os dados de modelo não foi

possível distinguir o comportamento de progressão da fossa, dados os consecutivos períodos de vertimento modelados, pois, como já foi detalhado no tópico 6.2, cada geometria originada nos ensaios, a partir de que os processos erosivos iniciam, induzem diferentes padrões macroturbulentos, fazendo a geometria da fossa convergir para diferentes morfologias.

Com relação aos perfis sintéticos, calculados por meio do Método de Marques para diferentes UHEs, os mesmos tiveram precisão geral de seus resultados de inclinação dos taludes da fossa, respectivamente a $i_m \pm 10^\circ$ e $i_j \pm 15^\circ$ (Figura 6.34), em relação aos valores de i_m e i_j dos perfis longitudinais de cada protótipo. Esta precisão foi razoavelmente boa, tendo em vista que, para o caso detalhado da UHE LCBC, a diferença entre os dados de i_m e i_j , para as batimetrias (tridimensionais) dos anos de 1982, 1984 e 1988 e para o perfil longitudinal da fossa do ano de 1988 (eixo central) também foi em torno de $i_m \pm 10^\circ$ e de $i_j \pm 15^\circ$ (também na Figura 6.34).

6.5.2 Verificação das tendências erosivas no interior da fossa

O padrão macroturbulento que ocorre no interior da fossa é caracterizado pelos fluxos preferenciais derivados do jato mergulhante. Esses fluxos são induzidos pelo formato de escavação (geometria da fossa) e também por outros fatores tridimensionais específicos, como os canais preferenciais presentes no fundo e nas paredes da fossa. Assim, um padrão macroturbulento se modifica à medida que as características geométricas são modificadas.

Como analisado no tópico 6.2, as erosões localizadas que alteram a geometria da fossa podem levar a mesma a convergir para diferentes tipos de morfologia. Isto ocorre em virtude das alterações na geometria da fossa serem causadas, eventualmente, por fluxos não preferenciais e incertos, desencadeados pela turbulência do escoamento. Essa dependência recíproca entre o **padrão macroturbulento** e a **geometria da fossa**, bem como suas alterações de forma incerta, dificultam a previsão de como progridem as erosões localizadas no interior da fossa.

A **distribuição de pressões dinâmicas** que ocorre sobre os contornos sólidos da fossa indica os locais onde a energia cinética do escoamento é mais atuante, evidenciando as **tendências erosivas** nesses locais. Sendo assim, no presente item (6.5.2) se analisa a questão

das tendências erosivas a partir do padrão de distribuição de pressões sobre o fundo da fossa, em duas separações (I e II), de acordo com o exposto nas alíneas seguintes:

- a) Análise da relação entre a **intensidade das pressões sobre os contornos sólidos** e as **tendências erosivas no interior da fossa**, que tendem a gerar um perfil geométrico que comporta a turbulência do escoamento, dada a erodibilidade do material de leito;
- b) Verificação da coerência da **zona de dissipação de energia** fornecida através da aplicação do Método de Marques (visto no tópico 6.4), comparando-a com as zonas necessárias para a dissipação da energia do escoamento observadas nas modelagens físicas bidimensionais da presente tese.

I) Análise das tendências erosivas causadas pela distribuição de pressões

Em estudos de base, que consideram a distribuição de pressões sobre um fundo plano, é possível notar que a tendência de evolução do perfil geométrico da fossa, onde está delimitada a turbulência do escoamento, condiz com o padrão de distribuição de pressões sobre o fundo plano, anterior à erosão. A ilustração (Figura 6.36) seguinte mostra a tendência de evolução do perfil da fossa, resultante da distribuição de pressões dinâmicas em fundo plano.

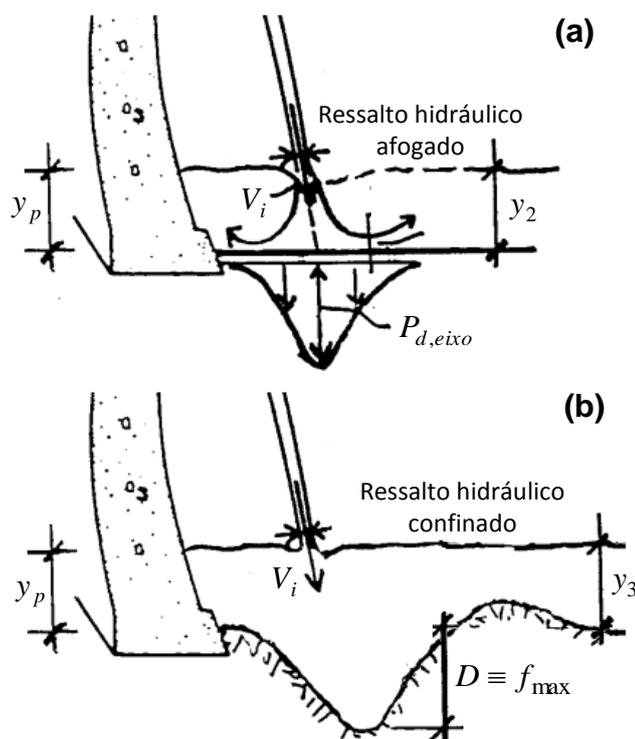


Figura 6.36: (a) distribuição de pressão causada pela incidência de jato sobre bacia de dissipação com fundo plano; (b) perfil da fossa de erosão causada pela ação do jato sobre o leito do rio (adaptado de CASTILLO et al., 1996)

No que diz respeito à previsão do **perfil da fossa** a partir da **distribuição de pressões dinâmicas** sobre um fundo plano, Rajaratnam (1981⁸¹ apud NEYSHABOURI et al., 2003) propõe um formato de equação (6.5) que se adequa ao formato padronizado de equação (2.23) proposto por Beltaos (1976) para o cálculo da **distribuição de pressões**. Este formato de equação mencionado pode ser visto nas relações abaixo:

$\frac{P_d}{P_{d,eixo}} = e^{-\phi_b \cdot \left(\frac{r}{b}\right)^\alpha} \quad \text{ou} \quad \frac{P_d}{P_{d,eixo}} = e^{-\phi_{b_0} \cdot \left(\frac{r}{b_0}\right)^\alpha}$	(2.23)
---	--------

$$\frac{f}{f_{\max}} = -e^{-\phi_{b_0} \cdot \left(\frac{r}{b_0}\right)^\alpha} \quad (6.5)$$

Onde:

f = profundidade da fossa em relação à cota de fundo no canal de jusante (N_{leito}), em um certo local da fossa, sendo que f_{\max} é a profundidade máxima da fossa [m];

r = distância transversal ao eixo do jato [m], como vista na Figura 2.2;

b_0 = faixa de influência para montante ou para jusante [m], dada por $b_0 = b/2$ na condição simétrica;

ϕ_{b_0} e α = coeficientes que definem o formato da equação, como foi visto no item 2.2.2.

O experimento de Rajaratnam (1981 apud NEYSHABOURI et al., 2003) tratou da definição do formato de escavação (geometria da fossa), causado pela incidência de jato sobre leito granular. O autor realizou ensaios, tanto de jatos de ar quanto de jatos d'água, verificando que, embora o processo de carreamento do fundo móvel para o exterior da fossa seja diferente nessas duas abordagens, o ponto em comum observado é que na região de incidência do jato a geometria da fossa assume o mesmo formato, que é ajustado pela equação (6.5), vista anteriormente. O formato de escavação da fossa reproduzido por esta equação também foi corroborado por uma simulação numérica de jato incidente sobre leito granular, realizada por Neyshabouri et al. (2003), representando adequadamente o perfil resultante da fossa, escavado pela ação do jato.

⁸¹ RAJARATNAM, N. Erosion by Plane Turbulent Jets. **Journal of Hydraulic Research**. IAHR, V. 19, pp. 339–358, 1981.

Além do formato de equação utilizado por Rajaratnam (1981) para a previsão do **perfil da fossa**, o autor também propõe os mesmos coeficientes da equação de Beltaos (1976), a qual foi desenvolvida para o cálculo da **distribuição de pressões dinâmicas**, quais sejam: $\alpha = 1,93$, $\phi_b = 2,66$ ou $\phi_{b_0} = 0,693$. Vale ressaltar que alguns autores utilizam o coeficiente de potência α arredondado para $\alpha = 2$ (quadrado), de modo a simplificar a disposição no gráfico (função de r/b_0), que passa a incluir os valores das abscissas negativas de forma simétrica.

Os mesmos coeficientes ϕ_{b_0} e α , adotados pelos dois autores citados, indica que o formato da **distribuição de pressões dinâmicas** possui bastante influência no formato do **perfil da fossa**. Com isso, a diferença na aplicação dos métodos mencionados se dá pela diferente faixa de influência b_0 (diferentes valores) recomendada para cada um dos casos de aplicação.

Então, aplicando-se a equação de Beltaos (1976) para o cálculo da **distribuição de pressões dinâmicas**, e a equação de Rajaratnam (1981) para a estimativa do **perfil da fossa**, com a inversão do sinal das ordenadas de pressão relativa ($-P_d/P_{d,eixo}$), além de se plotar os resultados em função das abscissas r/b_0 , os resultados das ordenadas $-P_d/P_{d,eixo}$ coincidem com os valores das ordenadas de profundidade relativa da fossa (f/f_{max}). Isto ocorre pois ao plotar em função de r/b_0 não se está considerando o valor de b_0 .

Como já mencionado, o parâmetro b_0 possui diferentes valores, recomendados para cada caso de aplicação (Tabela 6.21). Assim, considerando os valores de b_0 é possível comparar os resultados entre a proposta de Beltaos (1976) e a proposta de Rajaratnam (1981), plotando seus resultados em função da distância transversal ao eixo do jato (r), conforme disposição no gráfico (Figura 6.37) mostrado em seguida.

Tabela 6.21: parâmetros correspondentes a aplicação de Beltaos (1976), para o cálculo da distribuição de pressões dinâmicas, e para a aplicação de Rajaratnam (1981), para a estimativa do perfil da fossa

	C	ϕ_{y_p}	α	ϕ_{b_0}	b_0/y_p	ϕ_b	b/y_p
Beltaos (1976)	8	42	1,934	0,693	0,12	2,658	0,24
Rajaratnam (1981)	1,37	1,38	1,934	0,693	0,70	2,658	1,40

- Os coeficientes para a aplicação de Rajaratnam (1981) foram obtidos a partir do experimento de Neyshabouri (2003), utilizando-se as fórmulas de conversão vistas no item 2.2.2.

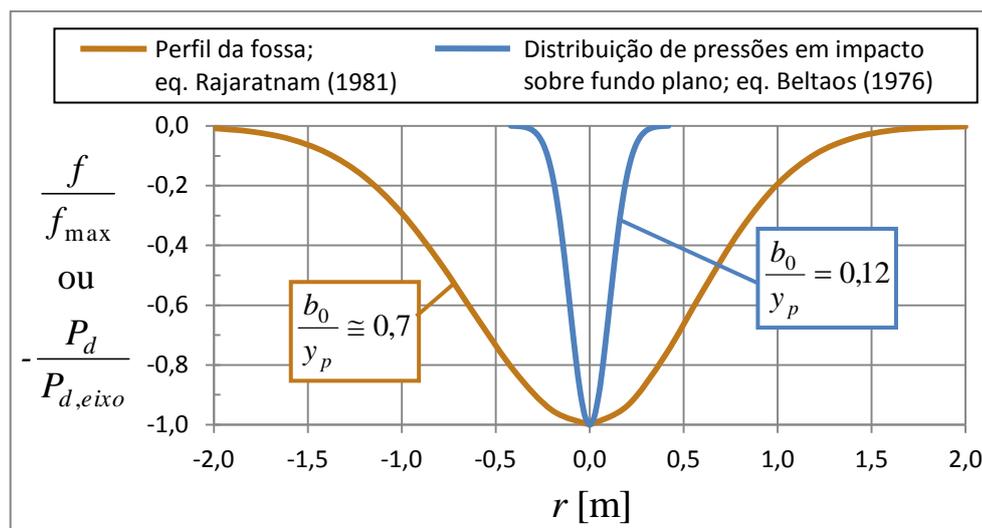


Figura 6.37: impacto de jato sobre fundo plano – distribuição de pressão relativa ($-P_d/P_{d,eixo}$), e o desenvolvimento das profundidades relativas da fossa (f/f_{\max}), em função da distância (r) transversal ao eixo do jato (dados da faixa de influência b_0 extraídos de NEYSHABOURI, 2003 e de BELTAOS, 1976)

Como observado no gráfico (Figura 6.37) anterior, os resultados das ordenadas de pressão relativa ($-P_d/P_{d,eixo}$) não coincidem com os resultados das ordenadas de profundidades relativas (f/f_{\max}), sendo que a distribuição de pressões possui um formato mais achatado do que o perfil da fossa. Analisando estes resultados, nota-se que, se o valor da faixa de influência da **distribuição de pressões dinâmicas** ($b_0/y_p = 0,12$) é expandido em aproximadamente 6 vezes, então chega-se na faixa de influência do **processo de escavação** ($b_0/y_p \cong 0,7$), coincidindo a curva da distribuição de pressão com a curva do perfil da fossa.

Nesta separação I do item (6.5.2) foi demonstrada a relação entre a **intensidade das pressões sobre os contornos sólidos** e as **tendências erosivas no interior da fossa**, que tendem a gerar um perfil geométrico que comporta a turbulência do escoamento. Contudo, ressalta-se que a estimativa do **perfil da fossa** utilizando o Método de Rajaratnam trata-se de uma simplificação para situações em que a fossa é gerada a partir do impacto de jato em fundo plano, composto por leito granular. Sendo assim, fossas de leitos coesivos, e de contornos sólidos com geometrias diversas, devem ser estudadas levando em conta a erodibilidade do material de leito perante à distribuição de pressões dinâmicas incidentes, que se altera de acordo com a geometria da fossa, como será visto na separação II deste item (6.5.2).

II) Verificação da zona de dissipação de energia

Na separação (I) anterior, com base em estudos sobre leito granular, foi visto que há forte relação entre a intensidade da energia cinética que atua sobre o leito e a zona de escavação causada pela ação do escoamento. Porém, como analisado no tópico 6.2, a fossa em leito coesivo pode evoluir para diferentes morfologias. Então, para a melhor compreensão de como ocorre o processo de escavação da fossa em leito coesivo, destacam-se os **fluxos preferenciais** e os **fluxos derivados**, sendo os primeiros contemplados pelo jato mergulhante e pela recirculação no interior da fossa, e os segundos formados espontaneamente a partir da turbulência do escoamento.

Como explicitado, mesmo havendo um **padrão macroturbulento**, permanente e regulado por fluxos preferenciais, que coordena o processo de escavação em um sentido, a geometria da fossa também sofre alterações devido ao caráter incerto dos fluxos derivados que atingem os contornos sólidos. Nas modelagens bidimensionais da presente tese, a evolução do formato de escavação (geometria de fossa) é estudada através das pressões dinâmicas em estágios de fundo fixo, analisando-se **padrões macroturbulentos** permanentes, que definem tendências erosivas. Estes **padrões macroturbulentos** são descritos na presente tese em termos médios (análise disposta no tópico 6.1), mas há outros fatores⁸² que podem defini-los, como as flutuações de pressão, as frequências dominantes de oscilação, e a correlação cruzada das flutuações, sendo que essas últimas indicam o tamanho dos vórtices que atuam sobre o leito.

As **características de erodibilidade** do material rochoso, analisadas no tópico 6.3, conferem propriedades coesivas aos contornos sólidos da fossa, os quais oferecem alguma resistência ao escoamento delimitando a **zona de dissipação de energia**. O perfil longitudinal da fossa, resultado da aplicação do Método de Marques (tópico 6.4), é uma simplificação bidimensional que caracteriza a zona necessária no interior da fossa para que a energia do escoamento seja dissipada pela turbulência. Assim, visando aos objetivos da tese, no presente item 6.5.2 (tópico 6.5) é verificada a coerência da **zona de dissipação de energia** fornecida pela aplicação do Método de Marques.

As duas **geometrias de fossa em fundo fixo**, modeladas na presente tese (tópicos 3.4 e 3.5), representam um estágio intermediário de escavação da fossa, além de um estágio de equilíbrio

⁸² De acordo com Endres (1997), as distribuições amostrais no tempo em torno das médias são caracterizadas pela Função Densidade de Probabilidade e seus momentos estatísticos, e a relação entre as flutuações podem se dar no tempo e na posição, respectivamente pela Função de Densidade Espectral e pela Função de Correlação.

para a vazão de 4.000m³/s vertida em protótipo. Estas duas geometrias, com cotas de fundo em 540m e 529m, correspondem às profundidades de 16m e de 27m, respectivamente.

As distribuições de pressão dinâmica foram obtidas ao longo dos contornos sólidos de cada uma das geometrias modeladas, para cada uma das condições hidráulicas definidas no capítulo 4 (contemplaram vazões de referência ao protótipo, de 1.000m³/s até a máxima vazão de projeto do vertedouro, de 13.000m³/s). Os resultados das distribuições de pressão dinâmica foram interpretados através da **relação adimensional** proposta no item 5.1.4, expressa pela equação (5.2), que foi satisfatória em abranger todas as condições de vazão ensaiadas em envoltórias que indicam a intensidade da pressão dinâmica em função de relevantes parâmetros hidráulicos e geométricos. No item em questão, as envoltórias foram separadas de acordo com as duas modelagens bidimensionais (escalas 1:50 e 1:100), e pelas duas geometrias de fossa (geometrias com cotas de fundo em 540m e 529m) ensaiadas em cada uma das modelagens bidimensionais.

$$\frac{P_d}{H_m} \cdot \frac{f}{y_c} = a \cdot \exp \left[-b \cdot \left| \frac{X - L_{Pd,maior}}{H_m} \right|^c \right] \quad (5.2)$$

Considerando a relação adimensional proposta, os **padrões de distribuição de pressão dinâmica** foram analisados no item 6.1.4, sendo observado que os efeitos causados entre as escalas modeladas (1:50 e 1:100) não foram significativos se comparados às alterações nos padrões ocasionadas pela mudança de geometria ensaiada (cotas de fundo em 540m e 529m). Sendo assim, no item mencionado, foram ajustados os coeficientes (Tabela 6.22) que definem as envoltórias representativas das pressões dinâmicas, de acordo com os padrões geométricos específicos, negligenciando outros efeitos menos significativos.

Tabela 6.22: coeficientes para as envoltórias dos padrões de distribuição de pressão dinâmica resultantes das modelagens físicas bidimensionais

Geometria de fossa modelada	Padrão de distribuição com referência a $L_{Pd,maior}$	Coefficiente a	Coefficiente b	Coefficiente c
Estágio intermediário (cota 540m)	a montante	0,20	1,00	4,00
	a jusante	0,20	0,60	2,10
Estágio de equilíbrio (cota 529m)	a montante	0,45	1,80	1,00
	a jusante	0,45	2,10	0,45

- Os valores dos coeficientes foram retirados dos ajustes vistos na Figura 6.6 e na Figura 6.7.

Determinados os **padrões de distribuição de pressão dinâmica** para cada tipo de geometria de fossa modelada em fundo fixo (cotas de fundo em 540m e 529m), tem-se os locais de menor ou maior intensidade da energia cinética do escoamento sobre os contornos sólidos dessas geometrias de fossa. Então, havendo a escavação hipotética dessas geometrias padronizadas, nos locais sujeitos à atuação da energia cinética do escoamento, a fossa tende a se adequar a um formato que comporte o desenvolvimento do padrão macroturbulento observado. Para um caso específico de leito, a progressão da erosão é impedida pelas características de resistência descritas pela erodibilidade do maciço rochoso, delimitando-se, com isso, a **zona de dissipação de energia**.

Ressalta-se que a escavação hipotética mencionada no parágrafo anterior refere-se a um cálculo a partir de um padrão macroturbulento permanente, respectivo a uma geometria de fossa em fundo fixo. Portanto, a determinação da **zona de dissipação de energia** por meio do **padrão de distribuição de pressão dinâmica**, que é uma característica média do padrão macroturbulento respectivo, negligencia tanto a evolução gradual da fossa, o que alteraria o padrão macroturbulento durante o processo de escavação, quanto às características estocásticas do escoamento, que causariam erosões em locais não previstos. Estes dois fatores podem levar a fossa de erosão a evoluir para padrões morfológicos diferentes (tópico 6.2).

No entanto, a **zona de dissipação de energia** que se pretende obter aqui é uma importante grandeza, pois atrela a então **característica geométrica** à **característica de erodibilidade** do leito, bem como à **característica hidrodinâmica** do escoamento, a qual é detalhada na forma da distribuição de pressão dinâmica sobre o leito. Com isso, tem-se uma importante ferramenta de verificação da coerência do tamanho da **zona de dissipação de energia** fornecida através da aplicação de métodos amplos, como o Método de Marques, o qual não considera, de modo estrito, as pressões causadas sobre o leito da fossa.

Utilizando a equação (5.2), e seus coeficientes já mencionados (Tabela 6.22), se procederá nos próximos parágrafos com o cálculo das **zonas de dissipação de energia**, respectivas a cada geometria de fossa modelada na presente tese (cotas de fundo em 540m e 529m). Ou seja, essas geometrias padronizadas fixas, terão novas geometrias calculadas, representativas das **zonas de dissipação de energia**. Posteriormente essas novas geometrias serão comparadas com o resultado do perfil longitudinal de fossa calculado através do Método de Marques, para a mesma condição de escoamento especificada.

Na relação adimensional vista na equação (5.2), a pressão dinâmica (P_d) é agrupada em torno do ponto de estagnação, o qual possui como referência horizontal a distância $L_{Pd,maior}$, medida desde o ponto de lançamento do jato até o ponto de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude ($P_{d,maior}$). As médias de pressões dinâmicas (P_d) foram obtidas nas modelagens bidimensionais desta tese, mantendo-se a geometria da fossa fixa, isto é, de acordo com as respectivas profundidades f ao longo da distribuição longitudinal das tomadas de pressão. Agora, em um procedimento reverso, a **zona de dissipação de energia** será proposta através do cálculo das profundidades f , variáveis, mantendo-se a pressão P_d fixa, na condição que será explicada no próximo parágrafo.

Como pressuposto de cálculo (com base no que foi visto no tópico 3.2), tem-se que, para a fossa modelada com fundo em 529m, a pressão P_d causada pelo escoamento com a vazão de 4.000m³/s, na parte mais profunda dessa fossa (27m), está em **condição de equilíbrio com a erodibilidade do leito** da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho (LCBC). Define-se, então, este valor de pressão dinâmica como o **valor limite que causa erosão** sobre os contornos sólidos da fossa específica.

Porém, foi visualizado nos ensaios sobre o modelo bidimensional, em escala 1:100 (Figura 3.22b), que a vazão escoada respectiva a 4.000m³/s, apesar de proporcionar um jato mergulhante que foi capaz de incidir o fundo da geometria de fossa de maior profundidade (cota de fundo em 529m), o fluxo de recirculação do ressalto não foi capaz de preencher toda a zona da geometria em questão. Isto quer dizer que a geometria fixa de fossa modelada, com fundo na cota 529m (Figura 3.22b), teria uma **zona de dissipação de energia** maior do que a necessária para o desenvolvimento da macroturbulência da vazão respectiva a 4.000m³/s.

Diante do exposto acima, para a verificação das características geométricas da **zona de dissipação de energia** fornecida pela aplicação do Método de Marques, será utilizada a condição de vazão ensaiada com referência a vazão de 13.000m³/s (vazão máxima de projeto do vertedouro), pois a mesma indica tendências erosivas ao longo de toda a geometria de fossa em questão, abrangendo adequadamente os contornos sólidos da geometria com pressões dinâmicas oriundas da ação do fluxo do jato. Mesmo assim, o cálculo da distribuição de pressão é realizado para todas as condições de vazão ensaiadas (Tabela 6.23), de modo a se distinguir a variação da grandeza dessas distribuições de pressão dinâmica calculadas.

Tabela 6.23: condições de ensaio para a modelagem física bidimensional em escala 1:100

Q_p [m ³ /s]	q [m ² /s]	H_m [m]	y_c [m]
1.000	0,015	0,650	0,028
2.000	0,029	0,651	0,044
3.000	0,043	0,654	0,058
4.000	0,058	0,651	0,070
8.000	0,116	0,649	0,111
13.000	0,151	0,685	0,132

- Esses valores foram retirados da Tabela 4.7, mas para a vazão de 13.000m³/s foram utilizados os valores da Tabela 4.6, alterando-se a escala.

Para o **cálculo da distribuição de pressão dinâmica**, por meio da equação (5.2) e de seus coeficientes (Tabela 6.22), deve-se partir do ponto de estagnação, dado pelo local em que ocorre a pressão dinâmica de maior magnitude ($P_{d,maior}$). Nas duas geometrias de fossa modeladas, com as cotas de fundo em 540m e 529m (Figura 3.23), a **profundidade de ocorrência do ponto de estagnação** ($f_{Pd,maior}$), para as diferentes vazões ensaiadas, se deu sobre o contorno sólido, plano, localizado na maior profundidade dessas geometrias (respectivamente a 0,161m e 0,266m, ou, em valores de protótipo, 16m e 27m). Os valores de $f_{Pd,maior}$ podem ser conferidos na Tabela 6.24, adiante, sendo que para a menor vazão ensaiada (0,015m²/s) ocorreu alguma divergência com relação às demais, que pode ter ocorrido devido ao menor alcance do jato livre, além de que seu jato mergulhante é dissipado antes de se chocar contra o fundo da fossa.

Tabela 6.24: parâmetros de coluna d'água para as duas geometrias de fossa da modelagem física bidimensional em escala 1:100

Q_p [m ³ /s]	Geometria de fossa com fundo em 540m		Geometria de fossa com fundo em 529m	
	$f_{Pd,maior}$ [m]	y_3 [m]	$f_{Pd,maior}$ [m]	y_3 [m]
1.000	0,151	0,066	0,266	0,061
2.000	0,161	0,087	0,266	0,083
3.000	0,161	0,105	0,266	0,102
4.000	0,161	0,117	0,266	0,118
8.000	0,161	0,142	0,266	0,162
13.000	0,161	0,147	0,266	0,170

- Os valores apresentados aqui foram retirados da Tabela 5.2, sendo que para a vazão de referência 13.000m³/s foi utilizado os valores da maior vazão ensaiada no modelo bidimensional 1:100.

A profundidade $f_{Pd,maior}$ define a própria profundidade da fossa (D), a qual depende da condição de escoamento vertida e das características de erodibilidade do leito, porém, no caso

de uma modelagem em fundo fixo essa **distância vertical** é limitada pela geometria da fossa em si. Então, após a determinação de $f_{Pd,maior}$, deve ser estimada a **distância horizontal** de ocorrência do ponto de estagnação, dada pelo comprimento $L_{Pd,maior}$, que é constituído pela soma da projeção horizontal da trajetória do jato livre ($L_{projetado}$) com a projeção horizontal da trajetória do jato mergulhante (X_D), nos termos da fórmula (6.6). Esses parâmetros estão ilustrados na Figura 2.10.

$$L_{Pd,maior} = L_{projetado} + X_D \quad (6.6)$$

Onde:

$L_{Pd,maior}$ = distância horizontal desde o ponto de lançamento do jato até o ponto de ocorrência da pressão dinâmica média de maior magnitude [m];

$L_{projetado}$ = projeção horizontal do fluxo principal do jato livre [m], podendo ser estimada pela média das distâncias mínima e máxima de alcance do jato livre, sendo dado por $L_{projetado} = (L_{min} + L_{max})/2$;

X_D = projeção horizontal da trajetória do jato mergulhante [m], calculada por $X_D = (f_{Pd,maior} + y_3)/\tan(\theta_0)$.

Os demais parâmetros utilizados na fórmula (6.6) são L_{min} , L_{max} e θ_0 , os quais possuem relações que já foram definidas ao longo da presente tese, quais sejam: a trajetória do jato livre possui alcances mínimo (L_{min}) e máximo (L_{max}), calculados pela fórmula (4.4); posteriormente, a trajetória submersa do jato no interior do colchão d'água é pressuposta linear, respeitando o ângulo de incidência do jato (θ_0) sobre o colchão d'água, de acordo com a equação (2.31), vista na próxima página, a qual considera a altura da lâmina d'água a jusante da fossa (y_3).

$\frac{L_{min}}{Z_{concha}} = a_1 \ln\left(\frac{C_{comporta}}{0,5}\right) \cdot a_2 - a_3 \cdot \exp\left(-a_4 \cdot \frac{y_c}{Z_{concha}}\right)$ $\frac{L_{max}}{Z_{concha}} = b_1 \ln\left(\frac{C_{comporta}}{0,5}\right) \cdot b_2 - b_3 \cdot \exp\left(-b_4 \cdot \frac{y_c}{Z_{concha}}\right)$	(4.4)
---	-------

$$\theta_0 = \operatorname{atan} \left(\frac{\sqrt{\operatorname{sen}^2(\theta_1) + \frac{Z_{concha} - y_3}{H_0}}}{\operatorname{cos}(\theta_1)} \right) \quad (2.31)$$

No caso da modelagem realizada na presente tese, em fundo fixo, foi possível mensurar o comprimento $L_{Pd,maior}$ nos próprios ensaios em que foram obtidas as amostras de pressão, resultando nos valores expressos na Tabela 6.25. Segundo um critério mais rígido, proposto aqui, o cálculo da **zona de dissipação de energia** será realizado utilizando essa distância $L_{Pd,maior}$ mensurada (Tabela 6.25), pois desta maneira se estará considerando a mudança na trajetória do jato mergulhante que é induzida pela macroturbulência gerada no interior da fossa (fenômeno descrito no item 5.1.3).

Tabela 6.25: distância do ponto de estagnação mensurada nos ensaios com as duas geometrias de fossa, da modelagem física bidimensional em escala 1:100

Vazão de referência ao protótipo	Geometria de fossa com fundo em 540m	Geometria de fossa com fundo em 529m
Q_p [m ³ /s]	$L_{Pd,maior}$ [m]	$L_{Pd,maior}$ [m]
1.000	0,825	1,350
2.000	1,350	1,350
3.000	0,900	1,350
4.000	0,975	1,350
8.000	1,500	1,350
13.000	1,500	1,350

Caso seja aplicada a fórmula (6.6), bem como o conjunto de fórmulas indicado, é possível estimar o local de maior atuação da energia do fluxo do jato (referenciado pela distância $L_{Pd,maior}$). Dispondo da **distância horizontal** de ocorrência do ponto de estagnação ($L_{Pd,maior}$), procede-se, então, com o cálculo da **distribuição de pressão dinâmica** em torno desse ponto de estagnação, por meio da equação (5.2) e de seus coeficientes (Tabela 6.22). Como visto na presente tese, os padrões de distribuição correspondem às duas geometrias de fossa modeladas: uma com cota de fundo em 540m e outra com cota de fundo em 529m. Esses resultados, para cada condição de vazão ensaiada sobre as geometrias de fossa modeladas (Figura 3.23), são vistos nos gráficos seguintes (Figura 6.38 e na Figura 6.39).

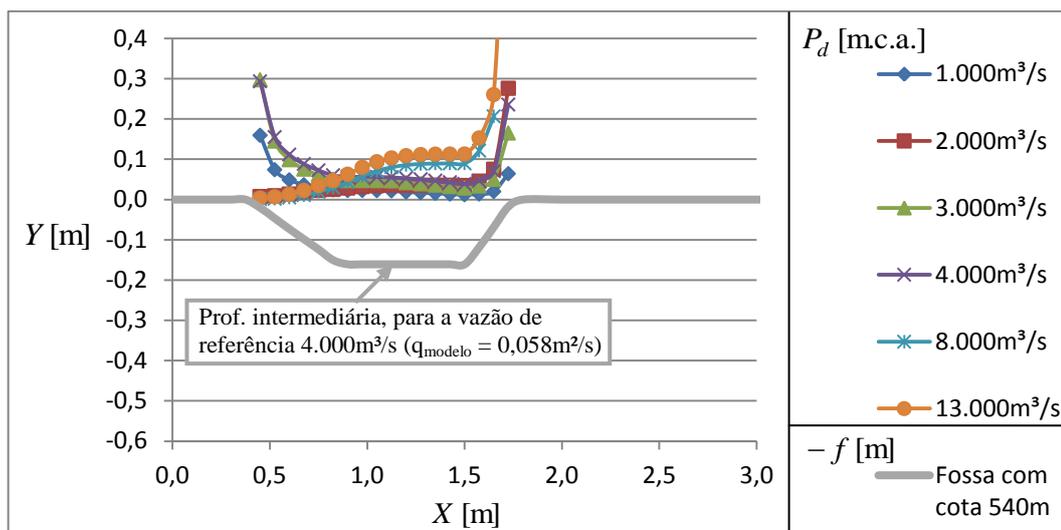


Figura 6.38: cálculo da distribuição de pressão para diversas condições de vazão com referência à escala de protótipo, sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 540m

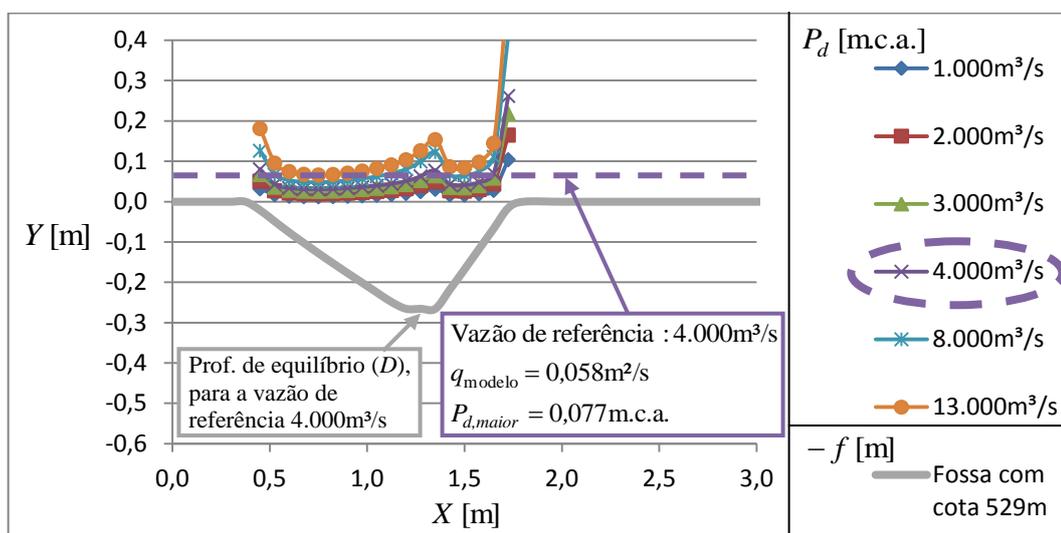


Figura 6.39: cálculo da distribuição de pressão para diversas condições de vazão com referência à escala de protótipo, sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 529m

Com relação à vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$, nota-se que o valor de maior magnitude de pressão dinâmica média ($P_{d,maior}$) ocorreu na geometria com cota de fundo em 529m, sobre o local confinado no extremo inferior da geometria em questão. Este local corresponde à profundidade de 27m em valor de protótipo, que é a **profundidade de equilíbrio (D)** para a vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$. Sendo assim, esta **condição de equilíbrio com a erodibilidade do leito**, para o caso da UHE LCBC, ficou definido no valor de $P_{d,maior}$ em $0,077\text{m.c.a.}$ (Figura 6.39), ou $7,7\text{m.c.a.}$ na escala de protótipo, sendo este definido como o **valor limite que causa erosão sobre os contornos sólidos da fossa**, que será utilizado nos próximos cálculos.

Conforme proposta do presente item 6.5.2, para a obtenção das **zonas de dissipação de energia**, calculadas segundo as **tendências de escavação** sobre as geometrias de fossa modeladas, se faz uso da mesma equação que foi utilizada para o cálculo da **distribuição de pressão dinâmica**. Porém, para o cálculo das **tendências de escavação** a pressão dinâmica (P_d) que incide sobre o leito é limitada quanto atinge certo valor, enquanto a profundidade (f), por outro lado, se torna variável nesta condição limite, sendo aprofundada. Como já mencionado, este cálculo será realizado para a vazão de $13.000\text{m}^3/\text{s}$, referente ao protótipo, resultando nos perfis mostrados na Figura 6.40 e na Figura 6.41, seguintes.

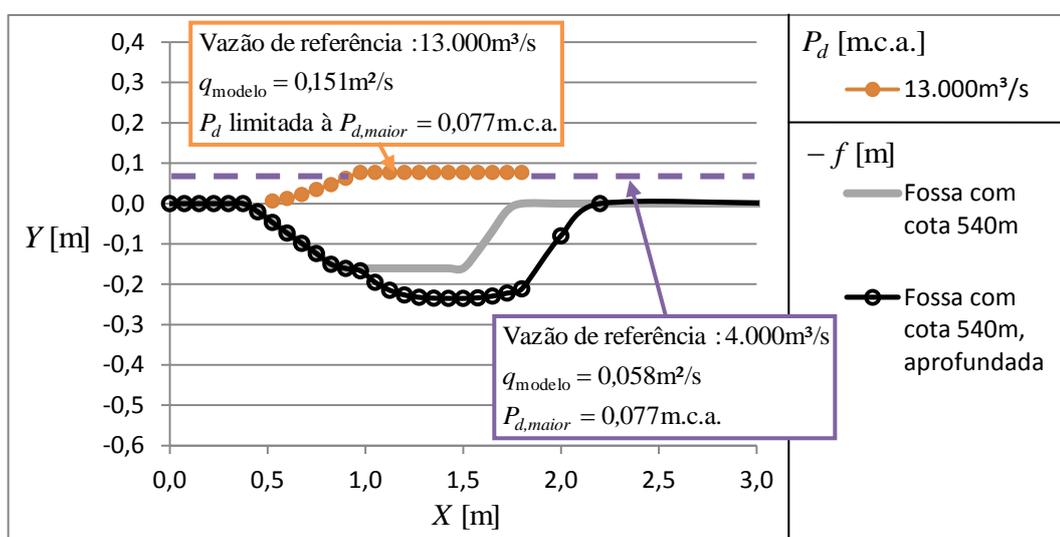


Figura 6.40: cálculo das tendências de escavação sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 540m, para a vazão de referência ao protótipo de $13.000\text{m}^3/\text{s}$

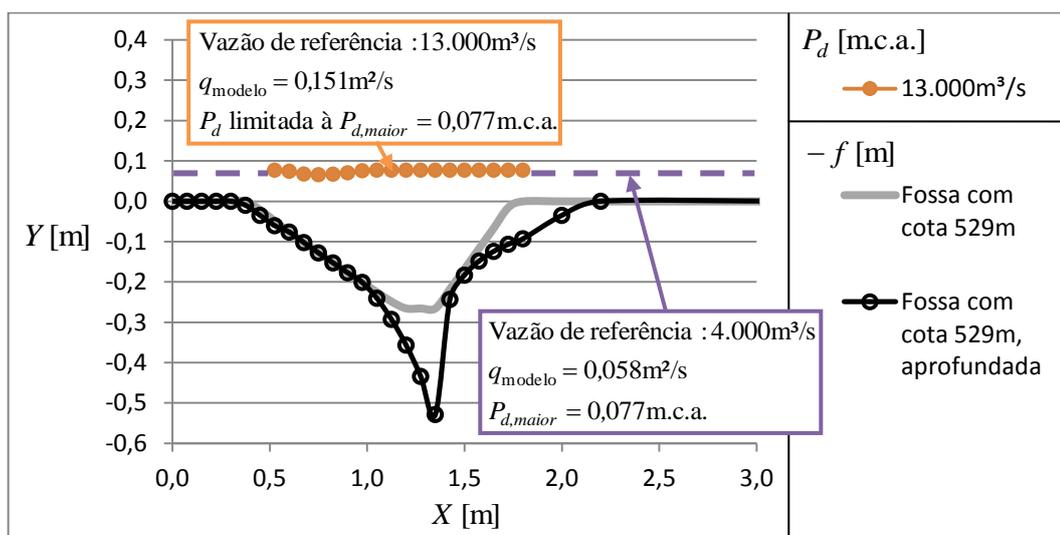


Figura 6.41: cálculo das tendências de escavação sobre a geometria de fossa modelada (1:100) com fundo na cota de referência 529m, para a vazão de referência ao protótipo de $13.000\text{m}^3/\text{s}$

Calculadas as tendências de escavação sobre os padrões de geometrias modelados (padrões descritos no tópico 3.5), de acordo com a **distribuição de pressão dinâmica** para a vazão de $13.000\text{m}^3/\text{s}$, referente ao protótipo, e considerando o **limiar da erodibilidade do leito** de protótipo, resultou-se em novas geometrias de fossas, aprofundadas. Então, essas **geometrias aprofundadas**, respectivas à vazão mencionada, são comparadas com o **perfil longitudinal da fossa** resultante da aplicação do Método de Marques para a mesma vazão hipotética de $13.000\text{m}^3/\text{s}$, a fim de se verificar a coerência da **zona de dissipação de energia** apresentada pelo Método de Marques.

Para se realizar o cálculo do **perfil longitudinal da fossa** para a vazão de $13.000\text{m}^3/\text{s}$, segue-se com o mesmo procedimento realizado no item 6.4.2 (Método de Marques), com os mesmos valores (Tabela 6.23 e Tabela 6.24) utilizados no cálculo anterior, das **geometrias aprofundadas**. Assim, a envoltória resultante do Método de Marques para a vazão de $13.000\text{m}^3/\text{s}$ gera o **perfil longitudinal sintético** que é mostrado na Figura 6.42, seguinte, em que é comparado com as **geometrias aprofundadas** já calculadas anteriormente.

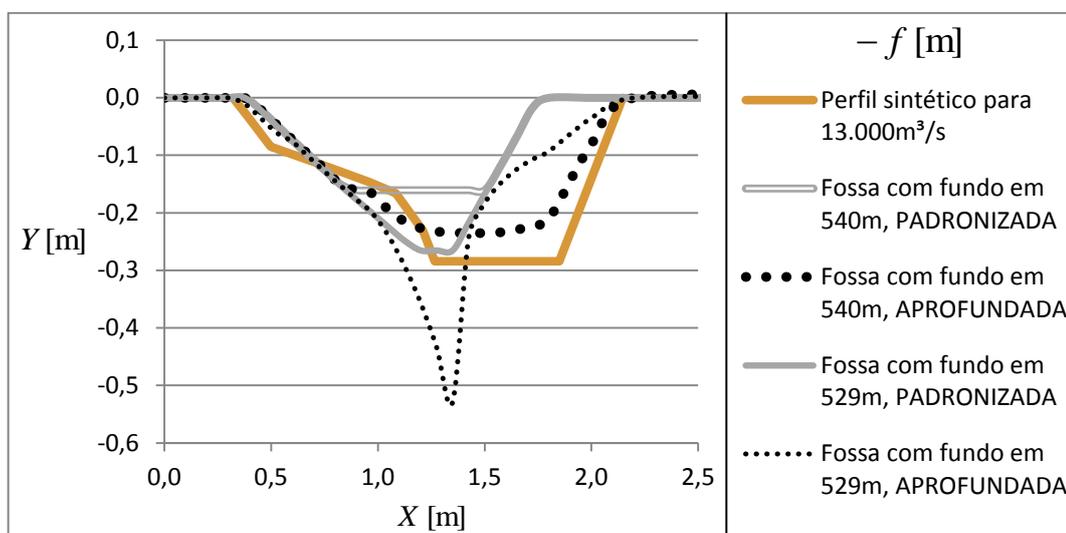


Figura 6.42: perfil longitudinal da fossa sintético, obtido pelo Método de Marques para a vazão de referência em $13.000\text{m}^3/\text{s}$, limitada às características de erodibilidade da UHE LCBC; tendências erosivas para a vazão de referência em $13.000\text{m}^3/\text{s}$ sobre os dois padrões de geometria bidimensional (escala 1:100) modelados

Contrapondo os diferentes resultados reunidos no gráfico anterior (Figura 6.42), tem-se que os dois padrões de geometria modelados, com fundo nas cotas 540m e 529m, apresentaram **tendências erosivas** (fossas aprofundadas) nitidamente distintas, que podem ser relacionadas com suas diferentes características geométricas, marcantes: enquanto uma geometria (cota 540m) é mais rasa, porém com fundo não confinado, a outra geometria (cota 529m) é mais

profunda e de fundo confinado. Nesta geometria mais confinada (cota 529m), as tendências erosivas foram bastante acentuadas e concentradas no local mais profundo da fossa. Por outro lado, na geometria mais rasa (cota 540m), mesmo que disponibilizando, em fundo fixo, menor **zona de dissipação de energia** que a geometria com fundo em 529m, proporcionou tendências erosivas mais distribuídas e condizentes com a evolução natural da fossa.

Estes resultados de **tendências erosivas** sobre as geometrias de fossa modeladas, em fundo fixo, demonstram que não basta, em projetos de fossas pré-escavadas, proporcionar um perfil com o maior volume possível escavado, mas que a geometria desse perfil seja condizente com o desenvolvimento do padrão macroturbulento em seu interior. O caso do fundo fixo na cota 529m, modelado, por deter maior confinamento, ocasionou tendências erosivas bastante acentuadas que poderiam causar instabilidade no talude de montante da fossa, afetando negativamente a fundação da barragem.

Com relação ao perfil longitudinal sintético, obtido através da aplicação do Método de Marques, o mesmo obteve grandeza coerente com os tamanhos das **zonas de dissipação de energia** resultantes, quando sobrepostas às fossas padronizadas com fundo fixo, tanto para fundo em 540m quanto para fundo em 529m. Essa comparação é vista nas linhas (e) e (f) da Tabela 6.26, em que os valores respectivos às grandezas das **zonas de dissipação de energia** são dados em unidade de área, ou em volume por largura, dos respectivos perfis geométricos de fossa.

Tabela 6.26: comparação entre as grandezas das zonas de dissipação de energia, tanto em fundo fixo quanto a partir das tendências erosivas sobre o leito, em escala 1:100

Linha	Geometria de fossa	Volume/m	Geometria de fossa	Volume/m	Percentual de aumento
(a)	Fossa com fundo em 540m, fixo	0,1622	Fossa com fundo em 529m, fixo	0,2071	28%
(b)	Fossa com fundo em 540m, fixo	0,1622	Fossa com fundo em 540m, aprofundada	0,2774	71%
(c)	Fossa com fundo em 529m, fixo	0,2071	Fossa com fundo em 529m, aprofundada	0,2899	40%
(d)	Fossa com fundo em 540m, aprofundada	0,2774	Fossa com fundo em 529m, aprofundada	0,2899	5%
(e)	Fossa com fundo em 540m, aprofundada	0,2774	Perfil longitudinal sintético	0,3279	18%
(f)	Fossa com fundo em 529m, aprofundada	0,2899	Perfil longitudinal sintético	0,3279	13%

Uma observação importante que pode ser extraída das linhas (a) e (d) da Tabela 6.26, anterior, é que, mesmo a fossa padronizada com fundo fixo na profundidade 529m possuir **zona de dissipação de energia** 28% maior que a fossa padronizada com fundo fixo na profundidade 540m, as grandezas das **zonas de dissipação de energia**, calculadas a partir das **tendências erosivas** para estas duas geometrias, ficaram com valores muito próximos uma da outra (5% de diferença). Isto indica que a equação (5.2), aplicada no presente item (6.5.2) para o cálculo das **tendências erosivas**, reproduz adequadamente a energia cinética sobre os contornos sólidos da fossa, energia esta proveniente da quantidade de movimento do jato mergulhante (condição de escoamento imposta).

7 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES FINAIS

Na presente tese de engenharia foi elaborada uma técnica para se prever como ocorre a evolução da geometria de fossas de erosão a jusante de vertedouros salto esquí. A técnica proposta está delimitada em certas condições de aplicação, discutidas a partir das modelagens físicas realizadas e dos métodos práticos, vistos na bibliografia, verificados. Os resultados da técnica proposta fornecem subsídios para a previsão do perfil geométrico da fossa, bidimensional, e também permitem ter indícios sobre os formatos tridimensionais que a fossa pode atingir, como o grau de espalhamento da mesma e a regressão de sua borda de montante, situações que podem comprometer as margens do rio e a fundação da barragem.

A utilidade desta tese não se restringe ao seu objetivo geral, isto é, relativo à aplicação da técnica que foi proposta, mas também contribui cientificamente com diversas análises específicas que podem ser utilizadas no aprimoramento dos métodos empregados em diversos campos da engenharia hidráulica. As verificações realizadas sobre os resultados da tese, diante da bibliografia consultada, bem como dos métodos dispostos na bibliografia perante os resultados obtidos nesta tese, permitiram avaliar a consistência de suas aplicações para certas condições. Assim, a plena utilização de dados brutos, ou das relações físicas descritas nesta tese, poderão servir para reduzir a incerteza de futuros projetos, bem como auxiliar na resolução de problemas atuais ou futuros de erosões a jusante de vertedouros salto esquí.

As contribuições desta tese estão sistematizadas de modo a reunir os processos físicos pertinentes ao fenômeno que abrange o objetivo geral desta tese, qual seja o fenômeno amplo da erodibilidade de fossas de erosão. O estudo de cada um dos processos envolvidos, pertencentes ao fenômeno, deve levar em conta que estes processos interagem entre si, influenciando três sistemas chave: o primeiro sistema diz respeito ao **padrão de macroturbulência do escoamento** (tópico 7.1), que está ligado a parâmetros hidráulicos permanentes; contudo, estes estão intimamente ligados ao segundo sistema, que é fixado pelo **padrão geométrico da fossa** (tópico 7.2) que, por sua vez, conduz os fluxos preferenciais do escoamento; já o terceiro sistema, centrado na **erodibilidade do maciço rochoso** (tópico 7.3), depende da interação dos outros dois sistemas, isto é, das atuações localizadas do escoamento no interior da fossa e das sucessivas alterações na geometria da fossa.

Uma análise detalhada sobre o **sistema de erodibilidade** foi importante pois, a partir da interação do **sistema hidráulico** com o **sistema geométrico** emanam processos exclusivos do fenômeno da erosão no interior de fossa a jusante de vertedouro salto esqui. Assim, a erodibilidade de leitos rochosos responde de forma diferente perante a atuação desses processos do escoamento, por isso os métodos para a definição da erodibilidade devem ser desenvolvidos ou adaptados para tratar de situações específicas, como para os casos de fossas de erosão a jusante de vertedouros salto esqui.

7.1 PADRÃO MACROTURBULENTO NA FOSSA

O **padrão macroturbulento** que ocorre no interior da fossa é descrito por uma série de **parâmetros hidráulicos**, em uma dada condição de **regime permanente** e, necessariamente, de geometria da fossa com fundo fixo (não erodível). Para a obtenção de parâmetros relativos ao escoamento em fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esqui, esta tese se apoiou em dois modelos físicos bidimensionais: na escala 1:50 e na escala 1:100, ensaiando, em cada um desses modelos, dois estágios de fossa padronizados, e diversas condições de vazão.

Para melhor compreensão dos efeitos causados em **diferentes escalas** de atuação dos fenômenos hidráulicos, alguns parâmetros podem ser tomados de forma inferida, isto é, toma-se certos parâmetros físicos de forma ideal, ou despreza-os, atribuindo os efeitos ao fenômeno amplo à parâmetros de mais simples mensuração. As simplificações adotadas em modelos físicos padronizados são tecnicamente viáveis, pois assim os dados obtidos por instrumentalização empírica subsidiam a compreensão teórica do fenômeno envolvido.

A partir da discussão sobre os processos hidráulicos, observados, foi proposto um adimensional que descreve a **distribuição de pressão dinâmica** no interior das fossas padronizadas (com fundo fixo). Analisando as diversas condições de vazão ensaiadas, concluiu-se que há **padrões macroturbulentos específicos** a cada uma delas, no entanto a mudança das vazões não promove alterações significativas em um **padrão macroturbulento geral**, o qual detém um caminho de fluxo preferencial que engloba as alterações em menor grau. Esses padrões gerais são nitidamente regulados pelos dois formatos da fossa que foram ensaiados. Nos itens que seguem (7.1.1, 7.1.2 e 7.1.3) serão relatadas as principais contribuições sobre os processos hidráulicos que ocorrem no interior da fossa, inferidos por meio das pressões obtidas ao longo dos contornos sólidos das fossas modeladas.

7.1.1 Distribuição de pressões dinâmicas médias

Um dos processos hidráulicos de extrema importância é a penetração do jato no colchão d'água, no qual há a difusão do fluxo submerso do jato. A energia cinética do jato mergulhante que impacta sobre o fundo da fossa é medida em termos de **pressão dinâmica média**. Dentre esses valores de pressão distribuídos ao longo dos **contornos sólidos** da fossa, o valor de maior magnitude obtido corresponde ao **ponto de impacto do jato** (ponto de estagnação).

Os resultados de **distribuições de pressão dinâmica** foram adimensionalizados de acordo com o padrão macroturbulento da fossa, o qual constatou-se ser governado pelo **formato de fossa** ensaiado. Com a distribuição de pressão é possível descrever as atuações localizadas da energia cinética média do escoamento sobre os **contornos sólidos** da fossa, e conseqüentemente estimar as tendências de alterações, respectivas, no formato da fossa. As conseqüentes erosões localizadas podem, então, ser estimadas com referência ao parâmetro crucial da posição do **ponto de estagnação**.

O **ponto de estagnação** decorre do processo de trajetória submersa do jato, a qual é influenciada e induzida pelo padrão macroturbulento geral que ocorre no interior da fossa. A coordenada horizontal do **ponto de estagnação** possui importância pois é a referência para a distribuição de pressão ao longo da fossa. Nas análises desta tese, se destacou que o tipo de geometria da fossa ensaiado influenciou na mudança da trajetória que o fluxo percorreu no interior da mesma, alterando o local de impacto do jato mergulhante. Então, no cálculo das tendências erosivas a partir das **pressões dinâmicas** sobre os **contornos sólidos**, como será relatado mais adiante, foi alertado na presente tese que deve-se ter o cuidado na estimativa do **ponto de estagnação**, onde se dá o local de máxima profundidade da fossa.

Como generalização do fenômeno de distribuição de pressões sobre os contornos sólidos da fossa, observou-se dois tipos de **padrões macroturbulentos**. Para um formato de fossa onde há confinamento do fundo, com variação brusca do contorno sólido, defletindo o jato mergulhante em maior grau, repercute em maior pressão dinâmica neste local do fundo da fossa. Esta maior pressão dinâmica ocorre mesmo se a fossa confinada tiver maior profundidade (coluna d'água de dissipação) que uma fossa não confinada mas pouco profunda. Estas duas situações distintas foram perceptíveis para as maiores vazões ensaiadas, contudo, para as menores vazões, em que o fluxo do jato submerso é dissipado antes de

atingir as profundidades máximas de cada fossa, a pressão de maior magnitude se deu sobre o talude de montante da fossa, onde o jato de pouco alcance impactou.

Em virtude do grau de **confinamento da fossa** influenciar fortemente nas pressões causadas sobre o leito da fossa, se vislumbram as inúmeras geometrias de fossa que podem ocorrer em protótipo, em um processo natural de escavação da fossa. Desta forma, a previsão das pressões sobre o leito é bastante dificultada, ainda mais se a fossa for considerada tridimensional, com graus de confinamento variáveis, transversais e longitudinais ao escoamento.

Além das alterações no **formato da fossa**, causadas por erosões localizadas, que repercutem em mudanças nos **padrões macroturbulentos** que ocorrem no interior da fossa, há outro aspecto dinâmico descrito na presente tese, que não pode ser negligenciado. Mesmo que haja a estipulação de um padrão macroturbulento fixo (características médias, determinadas por parâmetros hidráulicos de regime permanente), para um dado momento do formato da fossa, as próximas variações geométricas, por **erosões localizadas**, seriam impossíveis de prever, pois decorrem de fluxos derivados dos fluxos preferenciais, e que possuem características estocásticas indetermináveis no tempo

Em trabalhos futuros, os parâmetros hidráulicos que auxiliam na redução da incerteza sobre as variações das pressões no tempo (flutuação de pressão), poderão auxiliar ainda mais no desenvolvimento de métodos mais seguros. Para isso, as análises devem contemplar as frequências dominantes de oscilação e da correlação cruzada entre os pontos de medição, o que contribuirá para a calibração, ao exemplo do trabalho de Sanagiotto (2019), de modelos de turbulência utilizados em modelos computacionais.

7.1.2 Efeito de escala nas pressões dinâmicas médias

Os efeitos de escala, analisados na presente tese, dizem respeito às duas modelagens físicas bidimensionais, nas escalas 1:50 e 1:100, da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho. Em cada uma dessas modelagens foram ensaiadas duas geometrias de fossas, padronizadas, e diversas condições de vazão. As condições de ensaio foram atribuídas para fornecer variações significativas nos **parâmetros hidráulicos**, mensurados, o que permitiu a identificação dos efeitos de escala causados nas **pressões dinâmicas medidas**.

Os efeitos que são capazes de influenciar os **resultados das pressões medidas**, devido à **alteração da escala**, foram abordados em sentido amplo. Esta abordagem, simplificada, contempla, de modo intrínseco aos parâmetros mensurados em modelagem física, a influência de variáveis mais complexas, como a taxa de aeração e a intensidade da turbulência do jato.

A análise de **efeito de escala**, então, foi realizada de forma adimensionalizada, utilizando parâmetros físicos hidráulicos e geométricos usualmente empregados em métodos de cálculo da energia descarregada por vertedouros, e de sua dissipação a jusante, como a carga hidráulica de montante, a profundidade de colchão d'água, e a vazão específica vertida, dentre outros. Para atribuir os efeitos de escala às mudanças ocorridas no fenômeno, mensuradas através dos parâmetros, foram **pressupostas condições de contorno** delimitadoras dos efeitos de escala, valendo-se dos números de Reynolds e Weber.

Das relações adotadas para explicar a natureza de variação entre parâmetros, e dos pressupostos de “efeito de escala mínimo”, foi possível descrever como seriam as tendências de variação entre os parâmetros mensurados caso não houvessem os efeitos de escala, notadamente na modelagem em escala 1:100. Assim, as análises sobre efeitos de escala realizadas auxiliaram na consolidação das **relações adimensionais** vistas, que regem o fenômeno envolvido do escoamento no interior de uma fossa de erosão a jusante de vertedouro salto esquí.

No que tange ao parâmetro de **pressão dinâmica de maior magnitude**, o mesmo foi expresso em um formato adimensional (coeficiente de pressão) que melhor demonstrou a relação entre os parâmetros mensurados, para o caso de fossa a jusante de vertedouro salto esquí. No caso da **distribuição de pressões**, os padrões geométricos dos contornos sólidos da fossa foram preponderantes em sua envoltória geral, se sobrepondo aos **efeitos de escala**, porém, no caso específico e detalhado da pressão dinâmica de maior magnitude, que rege a profundidade máxima da fossa, os efeitos de escala foram preponderantes, não importando o tipo de geometria. Na comparação entre os resultados do coeficiente de pressão, os valores para o modelo em escala 1:100 ficaram de 45% a 55% maiores do que os coeficientes de pressão para o modelo em escala 1:50.

As relações adimensionais, cientificamente desenvolvidas, caracterizam os fenômenos físicos dentro de determinadas condições delimitadas, permitindo aos engenheiros a melhor compreensão do fenômeno que ocorre em escala real. Nas análises realizadas foram indicadas

relações físicas que fornecem um importante dispositivo científico, auxiliando a identificar os possíveis efeitos de escala sobre as pressões dinâmicas médias obtidas em modelos físicos de vertedouros saltos de esqui. Como recomendação para trabalhos futuros, indica-se o estudo do efeito de escala sobre parâmetros da dinâmica turbulenta, como a flutuação de pressão, suas frequências dominantes, e o tamanho dos vórtices.

7.1.3 Região de impacto do jato no fundo

A **região de impacto do jato** no fundo da fossa depende do processo de difusão do jato mergulhante do interior do colchão d'água. Este processo está intimamente relacionado com as características do fluxo de entrada, como sua **taxa de aeração, intensidade de turbulência**, e a **velocidade do jato**. Em modelagens físicas de vertedouro salto esqui são reproduzidas, como ocorrem em protótipo, as características de curvatura e alcance do jato livre, essenciais ao estudo de fossas de erosão a jusante de vertedouros desse tipo, porém os parâmetros mencionados ficam prejudicados com relação à escala de protótipo, ocasionando efeitos de escala no modelo.

Os efeitos de escala interferem no processo de dissipação de energia, o que pode ser conferido nos resultados de magnitude das pressões dinâmicas sobre a região de impacto do jato, no fundo da fossa modelada. No entanto, essa magnitude das pressões no impacto, influenciada por efeitos de escala, possui independência com relação à proporção em que ocorre a **distribuição de pressão** ao longo do leito. Segundo procedimentos de cálculo consagrados na bibliografia, a região impacto pode ser dimensionada por um fator relativo, denominado “faixa de influência”.

A **região de impacto do jato** se dá em torno do ponto de estagnação, e possui peculiaridades próprias no caso da incidência de jatos inclinados, como no caso de vertedouros salto esqui. Na prática, o fluxo principal do jato mergulhante não impacta contra o fundo, mas sofre uma deflexão de sua trajetória, dividindo-se basicamente em dois fluxos secundários: um para montante e outro para jusante do impacto. Na presente tese, verificou-se o método de Marques et al. (2013), visto na bibliografia, utilizado para o cálculo da **região de impacto do jato** no fundo. Essa verificação foi realizada através da análise da trajetória do jato livre, lançado a partir de modelo de vertedouro salto esqui, seguida pela difusão do jato mergulhante até seu impacto no fundo.

Na verificação realizada, considerou-se o **impacto inclinado do jato**, pois esta condição implica em excentricidade significativa da “faixa de influência”. Na região de impacto, uma pequena parcela do fluxo, em uma deflexão maior que 90° graus, é direcionada para montante do impacto e logo é dissipada, enquanto a maior parte do fluxo, que sofre deflexão menor que 90°, segue aderida ao fundo para jusante do impacto. Quando este fluxo para jusante se dissipa, o mesmo se desprende do fundo e adere ao regime de recirculação.

O método de Marques et al. (2013), analisado, possui aplicação ampla, isto é, não considera explicitamente a **trajetória do jato livre** e nem a **difusão do jato mergulhante**. Sendo assim, seus resultados para a região de impacto foram verificados, na presente tese, para o caso da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho, que é o protótipo de referência desta tese. Como verificado, o método em questão não desempenha resultados satisfatórios para condições de vazão que transcendam a um certo limite, mas o método em questão compreende bem condições usuais de operação de um vertedouro.

7.2 PADRÃO GEOMÉTRICO DE FOSSA

Um **padrão geométrico** de fossa é uma condição fixa de laboratório que facilita o estudo dos processos hidrodinâmicos que ocorrem no interior do colchão d’água. Na natureza, o formato da fossa está sempre se alterando, por isso é inviável o estudo de um padrão isolado. Em protótipo, poderá haver um padrão geométrico definido em uma fossa pré-escavada, no entanto, esse padrão logo se desfigura devido às regiões de erosão quanto de deposição de sedimentos.

Através do estudo de uma modelagem de conjunto, tridimensional, em escala 1:100, foi possível registrar a **variação do formato da fossa**, em ensaios sobre leito coesivo que reproduziram as condições de protótipo. Em diversos ensaios, vertendo-se hidrogramas de protótipo simplificados, obteve-se diversas amostras de fossa. Estes resultados foram, ainda, comparados com o desenvolvimento da fossa em protótipo, obtido por meio de levantamentos batimétricos. Assim, representando cada uma das geometrias de fossa através de **parâmetros geométricos**, foi possível relacionar a composição de parâmetros entre si.

Como observado, desde quando o processo de escavação da fossa inicia sobre o leito não escavado, devido às características estocásticas da macroturbulência, a **geometria da fossa**

pode assumir formatos bem diferentes, mesmo se as condições de vertimento forem repetidas. Porém, conforme analisado, o desenvolvimento da geometria tridimensional da fossa não é totalmente aleatória, pois tende a convergir para morfologias de estruturas determináveis, dadas por composições conhecidas entre os **parâmetros geométricos** da fossa.

As **etapas do processo de evolução**, da geometria da fossa de erosão, podem ser melhores compreendidas aliando-se os estudos baseados em **parâmetros geométricos** com os estudos que descrevem o **comportamento hidráulico** do escoamento no interior da fossa. Neste sentido, a presente tese também abordou duas modelagens físicas bidimensionais, nas escalas 1:50 e 1:100, tendo como ênfase as **características do escoamento** no interior de dois padrões geométricos de fossa, um padrão representativo de um estágio intermediário da fossa e outro de um estágio de equilíbrio.

Das análises realizadas, demonstrou-se que o **padrão macroturbulento do escoamento** depende do **padrão geométrico da fossa**, mas que este também é influenciado por aquele, havendo uma interação entre os sistemas. Ainda assim, esta interação não é completamente aleatória, podendo-se, por meio da compreensão dos processos hidrodinâmicos, distinguir as etapas básicas de evolução da fossa, bem como os tipos de morfologias que a fossa pode adquirir. Estas relações são vistas nos itens (7.2.1, 7.2.2 e 7.2.3) que seguem.

7.2.1 Considerações sobre as fases da fossa

No estudo sobre a **evolução da fossa**, há um extenso conhecimento na bibliografia que elucida bastante a questão. Cada autor define as fases da fossa de acordo com o enfoque dado em seus trabalhos. No caso da presente tese, então, se procura condensar todas essas informações, propondo-se definições das fases da fossa que compreendam tanto os processos hidrodinâmicos no interior da fossa, a jusante de vertedouro salto esqui, quanto a tendência de erodibilidade de um maciço rochoso, submetido àqueles processos hidrodinâmicos.

Enquanto as fases de Hoffmans e Verheif (1997) tratam da evolução da fossa em termos do **volume geral erodido**, as fases propostas por Cid Solé (2004) estão baseadas na evolução da **profundidade da fossa em si**. Desta maneira, evita-se possíveis contradições entre nomenclaturas e, além disso, considerando as análises realizadas na presente tese, as fases da fossa podem ainda ser interpretadas em termos da **ação do fluxo do jato** sobre os contornos

sólidos da fossa. Então, adota-se as seguintes definições, tendo por base as descrições de Hoffmans e Verheif (1997), que são mostradas entre aspas:

- a) **fase de perfuração** (“fase inicial”): atuação direta do fluxo principal do jato;
- b) **fase de alargamento** (“fase de desenvolvimento”): atuação dos fluxos secundários, em direções aleatórias;
- c) **fase de deformação** (“fase de estabilização”): atuação dos fluxos preferenciais ao longo de canais principais formados;
- d) **fase de equilíbrio** (“fase de equilíbrio”): estabilidade dos taludes da fossa.

Quando o jato está acometendo a **perfuração inicial sobre o leito**, o fluxo submerso possui intenso confinamento pelos contornos sólidos, ascendendo logo em seguida. Assim que o volume erodido aumenta, forma-se uma zona de **recirculação em torno de eixo horizontal**, e transversal ao sentido do escoamento. Nesta zona está inserido o rolo do ressalto hidráulico confinado.

A **fase de alargamento** pode se dar, como observado em modelagem física, com a formação de uma ravina assimétrica que corta a fossa de erosão, criando um caminho preferencial do fluxo, o que altera todo o padrão subsequente da macroturbulência no interior da fossa. Isto também foi verificado no caso de um protótipo analisado, que apresentou geometria da fossa com grande assimetria tridimensional, havendo erosões localizadas bastante intensas em direções desproporcionais. Nestes casos, há tendência de ocorrer um regime de **recirculação em torno de eixo vertical**, que abrange toda a área em planta da fossa, o que interfere na recirculação do ressalto hidráulico confinado (que possui recirculação em torno de eixo horizontal). Isto transfere a quantidade de movimento atuante no rolo do ressalto, que passa a integrar a recirculação em planta, desfazendo o forte sistema de dissipação por cisalhamento do fluxo, que ocorre no rolo do ressalto. Com o rolo do ressalto comprometido, a dissipação de energia acaba ocorrendo sobre os contornos sólidos da fossa, por recirculação oblíqua.

Na **fase de deformação** o formato da fossa tende a ser modificado de uma estrutura mais compacta para uma estrutura mais alongada. As tendências erosivas sobre os contornos sólidos da fossa, nesta fase, são mais facilmente previsíveis, pois estão relacionadas à zona de recirculação do ressalto hidráulico confinado. Este processo, que se dá até a fossa chegar à fase de equilíbrio, será relatado adiante.

7.2.2 Confinamento do ressalto hidráulico

O confinamento do fluxo d'água que incide sobre o leito erodido é inerente ao processo de formação de uma fossa de erosão. Nas fases iniciais do processo de escavação da fossa a geometria da mesma é de difícil previsão, devido a fluxos enérgicos que derivam do jato mergulhante e possuem direções indetermináveis. Posteriormente, com o crescimento da fossa de erosão, começa a se desenvolver um regime de recirculação no interior da fossa, passando a ter menores variações no sentido preferencial do fluxo. Nesta fase, a erosão não ocorre mais de forma direta, pelo impacto do jato mergulhante, mas atua gradativamente sobre os contornos sólidos, por meio da **recirculação do fluxo de um ressalto hidráulico confinado**.

A partir do desenvolvimento de um ressalto hidráulico confinado, em torno de eixo horizontal, e transversal ao escoamento, as **tendências erosivas** da fossa se tornam mais nítidas, sendo possível descrever como se passa o processo de erosão sobre as paredes internas da fossa. Na fase em que a erosão é mais gradativa, o processo de escavação da fossa para jusante é regulado pelo ressalto hidráulico confinado, aumentando o comprimento da fossa. Contudo, à medida que o comprimento da fossa é erodido gradativamente, ocorrem instabilidades sucessivas no **talude de jusante**, que tende a permanecer estabilizado somente quando a fossa atinge seu comprimento de equilíbrio (para determinada condição de vazão).

No caso do **talude de montante**, o mesmo não possui relação com esse processo de recirculação do ressalto hidráulico confinado, já que a erosão ocorre de forma direta, através da sequência de descargas (diferentes vazões). Cada vazão vertida possui energia do jato diferente, e portanto os alcances dos jatos livres também são diferentes. A consequência disto é que o talude de montante adquire uma inclinação característica e bastante estável, erodida diretamente pela ação da sequência de jatos vertida. No entanto, deve-se atentar para a possível formação de outro tipo de regime de recirculação, causado por tendências assimétricas, qual seja o regime de recirculação em planta, que se dá em torno de eixo vertical e pode criar canais preferenciais de fluxo, erodindo as paredes da fossa.

Com base nas observações de modelos físicos reduzidos, descritas na presente tese, bem como nas contribuições feitas pela bibliografia consultada, um **ressalto hidráulico confinado** pode ser definido por: um regime de recirculação do fluxo ao longo do perímetro denotado pelos contornos sólidos da fossa. O rolo do ressalto confinado possui rotação do fluxo em torno de eixo horizontal, e transversal ao sentido do escoamento do canal.

O ressalto hidráulico confinado contribui para a escavação gradual da fossa no sentido horizontal, para jusante. Esta tendência de escavação para jusante é devido à **zona de recirculação do ressalto** possuir uma tendência natural em aderir seu perímetro à superfície d'água, por onde se dá o fluxo de retorno, já que o mergulho do jato, e a rotação do fluxo, promovem um desnível na linha d'água. Outro regulador do perímetro de recirculação é a própria energia do fluxo principal, que penetra no colchão d'água e, com parte de sua energia dissipada, o fluxo segue no sentido da quantidade de movimento do próprio regime de recirculação que foi induzido pela penetração do jato no colchão d'água.

Por meio do dimensionamento da **zona de recirculação**, para uma dada energia do escoamento, determina-se o limite em que cessa a progressão do aumento da fossa, de acordo com sua capacidade de dissipar a energia do escoamento. Os fluxos preferenciais, do **jato mergulhante**, e da **recirculação no interior da fossa**, são, respectivamente, determinantes para o cálculo dos parâmetros da profundidade e do comprimento de equilíbrio da fossa. E estas dimensões estão geometricamente ligadas aos parâmetros de inclinação dos taludes da fossa, tanto de montante quanto de jusante, resultando no perfil geométrico da fossa.

Quanto à grandeza da **zona de recirculação**, na presente tese foi verificado o método de Marques et al. (2013), que utiliza como base de cálculo a erodibilidade do maciço da fossa, reproduzindo um perfil geométrico da fossa, sintético. Os resultados de aplicação desse método, na presente tese, para diferentes UHEs, tiveram inclinações nos taludes da fossa com variação de 10° para mais ou para menos no caso do **talude de montante**, e variação de 15° para mais ou para menos no caso do **talude de jusante**.

No âmbito das verificações realizadas, tem-se que devem ser adotadas, em projeto, inclinações menores para se garantir um **comprimento** seguro da extensão da fossa. Além do mais, a adoção de menores inclinações dos taludes da fossa assegura a estabilidade da **profundidade** de equilíbrio da mesma. Posteriormente, em trabalhos futuros, poderão ser conduzidos estudos mais avançados com relação às distribuições de probabilidade das inclinações dos taludes da fossa, levando em conta **parâmetros hidráulicos** e **parâmetros geomecânicos** que não foram considerados nesta tese.

7.2.3 Aspecto tridimensional da fossa

A análise tridimensional da geometria da fossa, na presente tese, foi específica para a condição da Usina Hidrelétrica Luiz Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC). As **batimetrias de protótipo** analisadas, bem como as amostras de fossa em **modelagem tridimensional** com leito coesivo (escala 1:100), são respectivas à condição de vertimento com uma vazão de pico de 4.000m³/s e ângulo de lançamento do vertedouro salto esqui de 35 graus.

Dentre os resultados para a geometria tridimensional da fossa observada no protótipo, vistos no decorrer dos anos de 1982, 1984 e 1988, houve uma visível progressão da erosão, porém, mantendo-se o **tipo morfológico**. Já para o caso dos ensaios realizados sobre o modelo de conjunto, tridimensional, foi possível notar que houveram divergências significativas nas **morfologias resultantes**, mesmo para condições repetidas de hidrogramas ensaiados.

Para cada amostra de fossa, tanto de modelo quanto de protótipo, analisou-se a relação entre os parâmetros referentes à geometria dessas fossas. Com isso, foram propostas relações entre os parâmetros geométricos, **tridimensionais**, de fossas de erosão. Estas relações são interessantes pois, através de parâmetros chave obtidos por outros métodos, **bidimensionais**, como o cálculo da profundidade de equilíbrio, por exemplo, é possível obter uma relação destes parâmetros chave com diversos outros parâmetros tridimensionais.

Das relações propostas entre os **parâmetros tridimensionais**, observou-se que a geometria da fossa derivou para algumas composições determinadas de parâmetros, isto é, as geometrias de fossa, dados os processos de escavação, convergiram para **diferentes morfologias**, dadas por conjuntos certos de parâmetros. Através destes conjuntos determinados, podem ser estimados, a partir de valores da profundidade de equilíbrio da fossa e de sua extensão longitudinal alcançada, como seria sua área erodida em planta, e de sua borda, além de qual seria a tendência de estabilidade dos taludes da fossa. No âmbito tridimensional também é possível estimar o grau de espalhamento da área da fossa que, se muito alto, indica o avanço descontrolado da erosão em direções às margens do rio ou mesmo em direção à fundação da barragem.

A convergência observada para diferentes morfologias de fossa indica que a geometria pode assumir determinados aspectos de maneira aleatória, em outras palavras, a geometria da fossa

pode assumir muitos aspectos diferentes para uma mesma condição de vertimento. Isto se deve aos diferentes **padrões macroturbulentos** que podem ocorrer na fossa desde quando os processos erosivos iniciam. Tendo isto como pressuposto, dependendo de como está se consolidando a evolução de uma fossa em protótipo, é possível verificar se a morfologia em questão possui tendência em causar erosão regressiva, seja pelo aumento da espessura da borda da fossa, seja pela diminuição da inclinação da borda de montante da fossa.

Os parâmetros acima mencionados, obtidos em âmbito tridimensional, poderão contribuir para a previsão de problemas correntes em vertedouros salto esquí. No caso do **grau de espalhamento da fossa**, o mesmo indica se haverá ramificações externas mais pronunciadas, isto é, canais preferenciais de troca de fluxos com o exterior da fossa (extravazamento ou reentrada de fluxos na área efetiva da fossa), que possam comprometer a instabilidade da barragem ou das margens no entorno. Já no caso da **inclinação da borda da fossa**, quanto menor é seu valor estimado, maior será o avanço da erosão em direção ao pé do vertedouro, caracterizando tendências a erosões regressivas. Para trabalhos futuros é sugerida uma análise adimensionalizada das relações entre os parâmetros geométricos tridimensionais da fossa, e também que possam ser identificados efeitos de escala nessas relações de parâmetros, levando em conta mais comparações entre modelos físicos reduzidos e seus respectivos protótipos.

De acordo com Lopardo et al. (2016), as precauções devem ir além do processo erosivo que ocorre no interior da fossa, complementando a verificação da segurança com estudos sobre como a **macroturbulência atua sobre as margens**. Os autores mencionam que isto é ainda mais importante para o caso de canais estreitos, requerendo a medição de parâmetros como as pressões instantâneas causadas nas margens, de forma a garantir que permanecerão estáveis ou, caso contrário, indicar que alguma medida de segurança seja adotada.

Conforme indicam Lopardo et al. (2016), a escala de tempo da erosão que ocorre no interior da fossa é diferente da escala de tempo do fluxo que avança sobre as margens do rio, por isso, em modelagem física, a intensidade do escoamento sobre as margens pode ficar subestimada. Isto é, explicam os autores que, a partir de estimativas de pressão subestimadas, o material de enrocamento que poderia ser estável acaba sendo removido do local pela ação do escoamento. Sendo assim, devido à dificuldade de se estimar o comportamento do material presente nas margens ante a ação do fluxo, os autores sugerem a realização de ensaios em modelo de conjunto (tridimensional) com fundo fixo, medindo as velocidades instantâneas máximas

próximas do contorno sólido, a fim de aplicar métodos de cálculo que utilizam o parâmetro das tensões tangenciais sobre o material.

7.3 APLICAÇÃO DO ÍNDICE DE ERODIBILIDADE

Cumprindo o objetivo geral desta tese, se estudou o fenômeno hidrodinâmico que ocorre no interior de uma fossa de erosão, a jusante de vertedouro salto esqui, incorporando a esse conhecimento científico maior detalhes sobre a erodibilidade de leitos rochosos. Desta forma, foi incluída aos métodos para o cálculo da profundidade de fossas de erosão a complexidade dos **parâmetros geomecânicos** de maciços rochosos, conciliando diversos estudos relacionados. A profundidade de equilíbrio, calculada por esses métodos, é um importante **parâmetro geométrico**, pois está ligado aos processos de penetração do jato no colchão d'água e de dissipação da energia do jato até que este atinja o leito.

No entanto, a estimativa dos problemas relacionados à **geometria da fossa** não devem estar vinculados em apenas um parâmetro (profundidade de equilíbrio), sendo assim, outros métodos também tiveram de ser agregados a uma técnica geral para a estimativa da **evolução da geometria de fossas de erosão**. Nestes termos, **parâmetros hidráulicos** significativos como a distribuição de pressão sobre o leito não devem ser negligenciados, a fim de verificação da validade da técnica proposta, qual seja a adoção de **parâmetros geomecânicos** com relação à previsão da geometria da fossa. Portanto, esse método de cálculo mais detalhado, proposto, ainda foi submetido à diversas verificações quanto às **relações entre os sistemas de parâmetros**.

A primeira relação entre sistemas, vista nesta tese, tratou de métodos de cálculo da profundidade da fossa, reproduzindo esses métodos em simulação hidráulica de modelo físico reduzido, de arrancamento de bloco. Disto, se comprovou que a relação modelada entre **parâmetros geomecânicos** e **parâmetros hidráulicos** se enquadram aos resultados dos métodos de cálculo da profundidade da fossa.

Ainda, se verificou os resultados da aplicação de um método de cálculo do perfil geométrico da fossa, bidimensional. O emprego desse método, visto na bibliografia, indica as etapas de evolução da fossa, de acordo com as vazões específicas escoadas, delimitando zonas de dissipação de energia. Então, essas zonas resultantes foram comparadas com as tendências

erosivas obtidas nas modelagens com fossa em fundo fixo da presente tese, estimadas através da distribuição de pressão sobre o fundo. A comparação realizada, por sua vez, mostrou uma relação entre **parâmetros hidráulicos** relativos à energia do escoamento e **parâmetros geométricos** da fossa, em âmbito bidimensional.

Com ênfase à geometria tridimensional, a técnica geral sugerida nesta tese foi completada com uma análise de **parâmetros geométricos** de fossas tridimensionais, como já descrita no item 7.2.3 deste capítulo (7) de conclusão. Então, através das relações propostas entre os parâmetros de fossa tridimensional, a presente tese contribui para o dimensionamento espacial da fossa, partindo-se de parâmetros geométricos mais simples, bidimensionais, mas que são estimados com base em **parâmetros geomecânicos** e em **parâmetros hidráulicos**.

Nos itens (7.3.1, 7.3.2, 7.3.3) que seguem, são descritas as conclusões específicas sobre a **erodibilidade do leito**, no âmbito da técnica geral sugerida.

7.3.1 Conciliação entre métodos de previsão de erosão

Esta tese visou possibilitar o emprego de maiores detalhes quanto às **características geomecânicas** de maciços rochosos aos métodos de estimativa da profundidade de fossas de erosão. O Índice de Erodibilidade de Kirsten (1982) é um **parâmetro geotécnico**, amplo, que caracteriza o maciço rochoso com bastante detalhe. A sua adoção garante uma aplicação mais objetiva ao **parâmetro geotécnico** padronizado nos métodos de previsão de fossas de erosão, reduzindo o peso da subjetividade do projetista na quantificação do maciço rochoso.

Enquanto as características do maciço rochoso são expressas de forma detalhada na proposta de Kirsten (1982), por meio do **parâmetro geotécnico** K_R , a proposta de Xia-Yu-Chang (1988) fornece um modelo de equação consagrado para a estimativa da profundidade de fossas de erosão, porém adota características geomecânicas pouco detalhadas, expressas por seu **parâmetro geotécnico** K_{Ch} .

A conciliação entre esses métodos foi realizada por meio de seus **parâmetros geotécnicos**, mencionados, os quais estão expressos em cada equação padronizada por seus métodos, correspondendo a valores quantitativos para a aplicação nestas equações. No entanto, o comportamento desses parâmetros geotécnicos é diferente em cada equação padronizada, isto

é, de acordo com a contribuição desses parâmetros perante as outras variáveis consideradas em cada proposta. Sendo assim, para a conciliação da proposta de Kirsten (1982) com a proposta de Xia-Yu-Chang (1988) se fez necessária a elaboração de uma escala relativa, para a conversão dos parâmetros geotécnicos desses diferentes métodos.

Esta ferramenta de conversão, elaborada na presente tese, é a Escala de Kirsten (E_K), que permite a utilização de **parâmetros geomecânicos** detalhados na aplicação no método de Xia-Yu-Chang (1988), para o cálculo da **profundidade de equilíbrio**. A correlação entre as escalas quantitativas desses métodos foi realizada de maneira objetiva, via equivalência qualitativa de categorias chave do maciço rochoso, relacionando seus respectivos marcos quantitativos, isto é, valores fixados por cada um dos métodos. Nesta correlação também foram utilizados dados de modelagem física reduzida de arrancamento de bloco, que possui características geomecânicas simuladas determináveis quantitativamente.

Finalmente, a Escala de Kirsten (E_K), elaborada, sofreu um ajuste da relação entre seus parâmetros, de modo a adequar-se ao fenômeno da erosão de fossa a jusante de vertedouro salto esquí. Este ajuste teve base nos dados de fossas de erosão de protótipos disponibilizados pela bibliografia. Para o ajuste da escala E_K foram utilizados, tanto as características do maciço do leito dessas UHEs, quanto os valores de profundidade das respectivas fossas de erosão. Apesar deste ajuste proposto ser incipiente, atrela-se, por métodos empíricos, as **características geomecânicas** do maciço rochoso à **geometria da fossa**, escavada pelo escoamento. Como será descrito adiante, o posterior **cálculo do perfil geométrico da fossa** está baseado no cálculo da profundidade, dimensionada aqui, e também nos **processos hidrodinâmicos** que ocorrem no interior da fossa, fechando os sistemas de parâmetros.

Ainda, na presente tese, avaliou-se a influência de cada um dos **parâmetros geomecânicos** que constam no **parâmetro geotécnico** K_R , amplo, interpretando o comportamento de cada um desses parâmetros estritos perante o fenômeno da erodibilidade de maciços rochosos. Esta compreensão analítica sobre o fenômeno é importante pois o projetista poderá se deparar com situações não previstas objetivamente pela técnica sugerida, ou que necessite interpolação dentre as características qualitativas indicadas pelos parâmetros, de discretização quantitativa. Assim, a solução adotada, nestes casos, dependerá da sensibilidade e experiência do engenheiro, ou de algum outro critério objetivo mais refinado, utilizado como suplementação.

7.3.2 Cálculo do perfil da fossa de erosão

O cálculo do **perfil longitudinal da fossa** de erosão a jusante de vertedouros salto esquí considera uma geometria bidimensional, apesar de que os fenômenos hidráulicos nela contido serem tridimensionais. Nesse tipo de abordagem, se desconsideram os regimes ou células de recirculação em planta, em torno de eixo vertical, que possam ocorrer, somente se considerando, então, os regimes de recirculação em torno de eixo horizontal, transversal ao escoamento, notadamente o ressalto hidráulico.

Analisado e verificado nesta tese, o método de cálculo do perfil da fossa proposto por Marques et al. (2013) está calcado em dois dos processos hidrodinâmicos que ocorrem no interior de fossas de erosão, sendo o primeiro o **fluxo do jato mergulhante e seu impacto no fundo**, e o segundo a **recirculação do ressalto hidráulico confinado**. Esses fluxos preferenciais definem a macroturbulência no interior da fossa, que atua contra os contornos sólidos da mesma, causando progressão da erosão em certos sentidos.

O método em questão possui abrangência ampla do fenômeno, pois considera implicitamente alguns processos importantes, como as **características de erodibilidade do material de leito** e as **trajetórias livre e submersa do jato**, até seu impacto no fundo. Assim, a sistemática do método foi verificada quanto à validade estrita destes processos, relacionando os processos em questão com seus parâmetros respectivos: **profundidade de equilíbrio** da fossa; e **alcance projetado do jato** até o ponto de estagnação, onde ocorrem as maiores pressões no fundo. Com esta verificação, demonstrou-se que a aplicação prática do método condiz com a natureza dos processos mencionados.

Com o **perfil longitudinal** resultante, sintético, calculado através do método de Marques et al. (2013), o projetista dispõe, em âmbito bidimensional, de parâmetros geométricos importantíssimos além da profundidade de equilíbrio da fossa, como o comprimento de equilíbrio da fossa e a inclinação dos taludes da fossa. O conjunto destes parâmetros podem auxiliar na caracterização da **morfologia tridimensional** da fossa, com o apoio das análises realizadas nesta tese, como já foi explicitado no item 7.2.3 deste capítulo (7) de conclusão.

Os resultados de **perfil longitudinal da fossa** (perfil sintético), calculados para algumas UHEs, apresentaram boa representatividade em relação aos **perfis reais de fossa** dispostos na

bibliografia. No caso da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho, foco desta tese, o perfil sintético foi calculado através da sobreposição de efeitos de vazões intermediárias, culminando com a vazão máxima vertida ($4.132\text{m}^3/\text{s}$) até o ano de 1988. O referido perfil sintético, calculado, em comparação com o perfil real, apresentou-se já estabilizado para vazões escoadas em torno de $2.500\text{m}^3/\text{s}$, porém, caso a vazão de $4.000\text{m}^3/\text{s}$ seja escoada por mais tempo, a tendência indicada é que a fossa ainda se prolongaria em direção a jusante, atingindo o então comprimento de equilíbrio previsto para esta vazão.

Em geral, as envoltórias resultantes, para as condições das UHEs aplicadas, demonstraram que o **talude de montante** já se encontrava estabilizado, assim como a **profundidade da fossa**. Porém, os perfis sintéticos indicaram que ainda haveria uma progressão do **comprimento das fossas** de erosão para jusante caso as fossas em protótipo fossem bidimensionais, no entanto é possível que a maior largura das fossas tridimensionais proporcione uma maior dissipação de energia, reduzindo o comprimento a ser atingido pela fossa, como sugerido pelos estudos trazidos da bibliografia.

7.3.3 Verificação da zona de dissipação de energia

O conhecimento da **distribuição de pressões** sobre os contornos sólidos da fossa é importante, pois indica onde ocorrerão erosões localizadas, e com isso é possível antever para quais direções a fossa irá progredir. O caminho dos fluxos principais no interior da fossa, tanto do jato mergulhante quanto da recirculação do ressalto, são induzidos pela própria geometria da fossa, dependendo fortemente da mesma, como já exposto no item 7.1.1 deste capítulo (7). Assim, a atuação da energia desses fluxos d'água sobre os contornos sólidos da fossa ocorre de acordo com o **padrão macroturbulento** relativo a um dado momento da geometria da fossa, que se altera.

Para uma dada condição de escoamento, quanto mais confinada estiver a fossa maior será a energia dos fluxos secundários que derivam do fluxo principal, podendo causar erosões em direções não previstas. Como observado nos resultados de **modelagens físicas** da presente tese, sobre fossas bidimensionais com **fundo fixo**, as maiores pressões dinâmicas ocasionadas sobre os contornos sólidos da fossa ocorreram nos locais em que houve a deflexão do fluxo principal sobre o contorno sólido, ou seja, nos locais onde houve o impacto do fluxo principal.

Segundo os **dois padrões de geometrias de fossa**, modelados, quanto maior foi a deflexão do fluxo em seu impacto, maior foram as pressões dinâmicas causadas sobre o local em questão.

O interessante é que para a fossa modelada com **fundo em maior profundidade**, mesmo a coluna d'água permitindo maior dissipação da energia do jato mergulhante, foram obtidas maiores pressões dinâmicas sobre o local de impacto do jato do que na fossa modelada com **fundo em menor profundidade**. Nesta, por sua vez, por não apresentar confinamento do fundo, como a outra fossa modelada, a deflexão do fluxo no impacto foi mais amena, ocasionando pressões dinâmicas menores, mesmo que possuindo menor coluna d'água para a dissipação. Este resultado não se aplica para a menor vazão ensaiada, em que o jato mergulhante se dissipou e ao menos atingiu o fundo da fossa de menor profundidade.

O exposto no parágrafo anterior evidencia que, em projetos de **fossas pré-escavadas**, não se deve objetivar um maior volume de fossa escavada, ou que a fossa seja escavada até a profundidade de equilíbrio calculada. Mas deve ser buscado, sim, que o formato da fossa pré-escavada permita o desenvolvimento de um padrão macroturbulento, em seu interior, que esteja de acordo com a otimização da dissipação de energia, isto é, que o formato da fossa comporte adequadamente o funcionamento de um ressalto hidráulico confinado, senão haverá risco de ocorrência de erosões acentuadas em direções não previstas.

Como mencionado, o maior confinamento da fossa repercute em maiores pressões dinâmicas causadas sobre os contornos sólidos. Dependendo da condição de vazão, que impõe maior ou menor energia ao escoamento, as paredes da fossa serão erodidas até uma condição limite, determinada pelas características de erodibilidade do material rochoso. O volume de água necessário no interior de uma fossa de erosão para que a energia do escoamento seja dissipada pela turbulência, no limite de erodibilidade do material rochoso, é expresso, em termos bidimensionais, pela **zona de dissipação de energia**, como denominada na presente tese. Em outras palavras, esta zona representa uma situação de equilíbrio em que cessam as erosões.

Desta forma, através dos resultados de **tendências erosivas** sobre as duas fossas modeladas em fundo fixo, padronizadas, foi possível estimar as tendências dos novos formatos dessas fossa modeladas, para situações de equilíbrio que representam, então, as **zonas de dissipação de energia**. Isto foi realizado para dadas condições de escoamento impostas à modelagem física da presente tese, relativa a UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho. A condição para o cálculo das **zonas de dissipação de energia** foi o limite estipulado de erodibilidade, de

ocorrência em protótipo. Este limite de erodibilidade, e as condições de escoamento impostas, então, também foram aplicadas ao método de cálculo do **perfil longitudinal da fossa** (perfil sintético), proposto por Marques et al. (2013), para o caso da UHE Luiz Carlos Barreto de Carvalho. O resultado deste perfil sintético também representa uma geometria de equilíbrio, capaz de dissipar a energia do escoamento sem que haja progresso da erosão.

Verificando o resultado do **perfil longitudinal da fossa**, calculado pelo método de Marques et al. (2013), em comparação com as **zonas de dissipação de energia**, calculadas a partir das **tendências erosivas** sobre as geometrias padronizadas em fundo fixo (modeladas nas escalas 1:50 e 1:100), obteve-se que o perfil sintético ficou de 13% a 18% maior que os formatos de fossas correspondentes às **zonas de dissipação de energia** calculadas, mostrando-se favorável à segurança. Ainda, a diferença entre os tamanhos resultantes das **zonas de dissipação de energia**, calculadas para as duas **geometrias padronizadas**, ficou em apenas 5%, sendo que a **geometria padronizada**, em fundo fixo, com maior profundidade possui 28% maior tamanho que a geometria de menor profundidade. A coerência resultante entre os resultados das **zonas de dissipação de energia** mostra que esse tipo de cálculo pode ser utilizado para representar a energia que é propagada no interior da fossa, para uma dada condição de vazão.

Os resultados do perfil sintético, que são fornecidos através da aplicação do método de Marques et al. (2013), também foram verificados quanto aos seus parâmetros geométricos de **inclinação dos taludes da fossa**. Neste caso, se comparou estes resultados, obtidos dos perfis sintéticos, com uma aproximação geral, disponibilizada pela bibliografia, dos valores de taludes da fossa. Com isso, foi possível chegar a alguns indicativos sobre a erosão que ocorre sobre a UHE Luis Carlos Barreto de Carvalho (UHE LCBC), foco desta tese, como serão relatados nos próximos parágrafos.

Para a UHE mencionada, as inclinações dos taludes da fossa foram obtidas através de levantamentos batimétricos de três anos (1982, 1984 e 1988), com o uso de ferramentas utilizadas em geoprocessamento, a partir das superfícies em curvas de nível. Desta análise, observou-se uma alteração considerável na geometria da fossa, desde o ano de 1982 até o ano de 1988, indicando que ainda estava em pleno desenvolvimento. No caso do **talude de montante** da fossa, verificou-se que o mesmo convergiu para uma situação de equilíbrio, conforme aderência dos dados à relação disposta pela bibliografia. Por outro lado,

o **talude de jusante** se apresentou bastante instável nos anos elencados, o que é explicado pelo fato de a progressão do comprimento da fossa em direção a jusante ser gradativo, então este talude é erodido lentamente em seu pé, e sofre colapsos sucessivos.

Como visto, o estudo das **inclinações dos taludes** da fossa de erosão está relacionado aos padrões macroturbulentos que ocorrem no interior da mesma. Mas no caso do **talude de montante**, o mesmo também está fortemente relacionado às condições de escoamento impostas, que o erodem diretamente. Estas condições de jato mergulhante são específicas para cada vertedouro salto esqui, e no caso da UHE LCBC, por exemplo, o ângulo de lançamento do vertedouro salto esqui foi de 35 graus, com pico de vazão vertida correspondente a 4.000m³/s. Estas condições, somadas a outras variáveis como a altura de queda do jato e a profundidade de colchão d'água, influenciam na trajetória do jato e em sua energia de impacto contra o leito. A alternância das vazões vertidas, então, são capazes de estabelecer um formato suave e estável ao talude ao **talude de montante** da fossa.

Porém, nas fases iniciais de evolução da fossa, a variabilidade quanto ao rumo das progressões da fossa, em torno da perfuração causada pelo jato, pode levar a um **talude de montante** com deformações prejudiciais, trazendo perigo de instabilidade para as estruturas da barragem. Assim, vale considerar que, para haver previsibilidade das tendências erosivas de uma fossa de erosão, a fossa já deve ter passado pelas fases iniciais, não havendo mais um confinamento excessivo. Desta maneira, a estimativa das tendências erosivas deve estar calcada em uma geometria de fossa que tenha superado as fases iniciais de evolução, seja uma fossa presente em protótipo ou um projeto de pré-escavação de fossa.

Em âmbito tridimensional, além do **talude de montante** ser influenciado diretamente pelo fluxo do jato mergulhante, os fluxos de recirculação também podem participar de sua erosão, os quais podem desencadear canais preferenciais sobre as paredes da fossa, ou até mesmo conectar o interior da fossa com o exterior por meio de ravinas submersas. Portanto, não se deve negligenciar análises em âmbito tridimensional de tendências erosivas, ao exemplo da proposta incipiente apresentada nesta tese. Já o **talude de jusante** possui ainda maior potencial de evolução, volúvel e desigual na dada **região da fossa**, como estudada na presente tese. Com isso, estudos futuros poderão relacionar a estabilidade do **talude de jusante** com o parâmetro geotécnico de erodibilidade do maciço, fornecendo mais ferramentas para a compreensão da evolução de fossas de erosão a jusante de vertedouro salto esqui.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANDRIOLO, M. V; OLIVEIRA, E. Proteção Contra Erosão Regressiva em Rocha Branda na Saída da Bacia de Dissipação - O Exemplo da Uhe Colider. In: Comitê Brasileiro de Barragens **XXX Seminário Nacional de Grandes Barragens**, Foz do Iguaçu –PR, 2015.
- ANNANDALE, G. W. **Scour Technology: Mechanics and Engineering Practice**. McGraw-Hill, 2006.
- ANTUNES, J.; INFANTI, N. Erosion of Rock Masses Subject to Flow Action, Some Geomechanical and Hydraulic Aspects. **5º ICEG**, Buenos Aires, 1986.
- ÁVILA, J. P. Technical data about Estreito Dam. In: ÁVILA, J. P; BICUDO, R. I.; PIERRE, L. F. **Main Brazilian Dams: design, construction and performance**. São Paulo: Novo Grupo Ed. Técnica, 1982.
- BERTOLO, R. A. **Bases Técnicas para a Gestão de Águas Contaminadas por Solventes Organoclorados em Aquíferos Fraturados**. Tese de doutorado. Instituto de Geociências da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2017.
- BOLLAERT, E. **Transient water pressures in joints and formation of rock scour due to high-velocity jet impact**, Communication No. 13, Laboratory of Hydraulic Constructions, EPFL, Switzerland, 2002.
- BOLLAERT, E. F. R.; HOFLAND, B. The Influence of Flow Turbulence on Particle Movement due to Jet Impingement, **2nd Scour and Erosion Conference**, Singapore, 2004.
- BOLLAERT, E. F. R.; SCHLEISS, A. J. Scour of rock due to the impact of plunging high velocity jets Part II: Experimental results of dynamic pressures at pool bottoms and in one and two-dimensional closed end rock joints. **J. Hydraulic Research**, 41(5), 2003, pp. 15–30.
- BORJA, J. G. **Análise das características macroturbulentas ao longo de uma bacia de dissipação por ressalto hidráulico a jusante de um vertedouro em degraus**. 2009. 82 f. Trabalho de Diplomação (Graduação em Engenharia Civil) – Departamento de Engenharia Civil. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
- BORJA, J. G. **Considerações sobre dissipação de energia a jusante de vertedouros salto esqui**. 2012. Dissertação de Mestrado (Mestre em Engenharia) – Instituto de Pesquisas Hidráulicas. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
- BORJA, J. G.; PALAURO, C.; SILVA, L. F.; MARQUES, M. G.; CANELLAS, A. V. B. **Declividade dos taludes de fossas de erosão formadas a jusante de vertedouros salto esqui**: UHE Luis Carlos Barreto de Carvalho. In: XX Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos, 2013, Bento Gonçalves - RS.
- BORMANN, N. E.; JULIEN, P. Y. Scour Downstream of Grade-Control Structures. **Journal of Hydraulic Engineering**, Volume 117 Issue 5, May 1991.

BRIGHETTI, G. Critérios para o dimensionamento de extravasores com salto de esqui. In: **Congresso Latino Americano de Hidráulica**, 21., 2004, São Pedro. Anais... São Pedro: IARH/AIPH.

BRITO, S. N. Investigação geomecânica a jusante de vertedouros com dissipador em salto de esqui. In: **Seminário Nacional de Grandes Barragens**, 19., Aracaju, 1991. Anais... São Paulo: Comitê Brasileiro de Barragens, p. 265-281.

BUFFON, F. T.; MARZEC, E.; MARQUES, M. G.; PALAURO C.; CANELLAS A. V. B. Estimativa da Profundidade da Fossa de Erosão a Jusante de Vertedouro Salto Esqui. In: **XIX Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos**, 2012.

CANELLAS, A. V.; BORJA, J. G.; SANAGIOTTO, D. G.; MARQUES, M. G. Análise do comprimento de equilíbrio de fossas de erosão a jusante de vertedouros salto esqui. In: **Simpósio de Hidráulica e Recursos Hídricos dos Países de Língua Portuguesa - Silusba**. Porto, Portugal, Set-2017.

CANEPA, S.; HAGER, W. H. Effect of Jet Air Content on Plunge Pool Scour. **Journal of Hydraulic Engineering**, Vol. 129, No. 5, May 1, 2003.

CASTILLO, L. G. **Metodología experimental y numérica para la caracterización del campo de presiones en los disipadores de energía hidráulica**. Aplicación al vertido libre en presas bóveda. Tesis Doctoral, Universitat Politècnica de Catalunya (Espanya), 214 f., 1989.

CASTILLO, L. G.; PUERTAS, J.; DOLZ, J. Análisis conjunto de las formulaciones de socavación y presión dinámica media al pie de presas. In: **XVII Congreso Latinoamericano de Hidráulica**, Guayaquil, Ecuador, 1996.

CBDB **Grandes vertedouros brasileiros: uma panorâmica da prática e da experiência brasileira em projeto e construção de vertedouros para grandes barragens**. Impressul, Santa Catarina. 240p., 2010.

CHANG, XIA-YU A comprehension of the prototype observation results of high velocity flow in hydraulic structure in China. In: **7th IAHR-APD Congress**, Beijing, 1988. Páginas 680-687, conforme citadas por Felipe Martins Ferreira em seu Trabalho de Conclusão de Curso: Profundidade de erosão a jusante de dissipador salto de esqui, UFRGS, 2011.

CHANG, XIA-YU A comprehension of the prototype observation results of high velocity flow in hydraulics for high dams. In: 7th IAHR-APD Congress, 1990. **Proceedings... [S.l.]:IAHR**, Beijing.

CHANSON, H. **A Study of Air Entrainment and Aeration Devices on a Spillway Model**. PhD thesis, Department of Civil Engineering, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, 1988.

CHANSON, H.; CHACHEREAU, Y. Scale effects affecting two-phase flow properties in hydraulic jump with small inflow Froude number. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 45, Elsevier, 2013, 234–242.

CID SOLÉ, J. **Estudio experimental de la influencia del estrato rocoso en la forma del foso de erosión producida por jet en salto de esquí**. Tesina d'especialitat-Universitat

Politécnica de Catalunya. Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona, 2004.

COLEMAN, H. W.; WEI, C. Y.; LINDELL, J. E. **Hydraulic Design Handbook**, Chapter 17: Hydraulic Design of Spillways. Larry W. Mays, The McGraw-Hill Companies, 2004.

DAI PRÁ, M. **Uma Abordagem para Determinação das Pressões Junto ao Fundo de Dissipadores de Energia por Ressalto Hidráulico**. Tese de Doutorado, Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011.

DUARTE, R.; SCHLEISS, A. J.; PINHEIRO, A. Influence of jet aeration on pressures around a block embedded in a plunge pool bottom. **Environmental Fluid Mechanics**, 15(3): 673–693, 2015.

DUARTE, R.; SCHLEISS, A. J.; PINHEIRO, A. Effect of pool confinement on pressures around a block impacted by plunging aerated jets. **Can. J. Civ. Eng.** 43: 201–210 (2016).

DICKENSON, S. D.; BAILLIE, M. W. **Predicting scour in weak rock of the oregon coast range**. Final Report, SPR 382. Oregon Department of Transportation. Salem, Oregon, 1999.

ELETOBRAS FURNAS **Análise dos processos físicos envolvidos na formação de fossas de erosão em leito coesivo a jusante de salto de esqui**. Relatórios do Projeto de Pesquisa e Desenvolvimento. Contrato n° 1727, firmado entre Furnas Centrais Elétricas S.A e Fundação de Apoio da Universidade Federal do Rio Grande do Sul – FAURGS) em 09/04/2010 com apoio da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) através do Instituto de Pesquisas Hidráulicas (IPH).

ELETOBRAS FURNAS **Estudos dos processos geomecânicos provocados por esforços hidrodinâmicos em fossas de erosão a jusante de saltos de esqui**. Relatórios do Projeto de Pesquisa e Desenvolvimento, aprovado pela Diretoria de FURNAS através da RD 001/2350 DE 29/08/2006, nos termos da PRD.DE.078.2006 de 28/08/2006.

ELSTON, E. D. Potholes: Their Variety, Origin and Significance. In: **The Scientific Monthly**, Vol. 5, No. 6 (Dec., 1917), pp. 554-567.

ENDRES, L. A. M. **Análise experimental do campo de pressões flutuantes em bancos de tubos submetidos a escoamento transversal turbulento**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Tese de engenharia, 149 fl., 1997.

ERVINE, D. A.; FALVEY, H. R.; WITHERS, W. Pressure fluctuations on plunge pool floors, **Journal of Hydraulic Research**, IAHR, Vol. 35, N° 2, 1997.

FANG, S. Bed erosion below overflowing weir with an apron. Final year project report, **Nanyang Technological University**, Singapore, 2010.

FANTI, A. C. **Investigação de Aquífero Fraturado para Entendimento de Fluxo e Transporte de Contaminantes Clorados**: Estudo de Caso em Valinhos, SP. Dissertação de Mestrado. Instituto de Geociências da Universidade de São Paulo. São Paulo, 147., 2015.

FELDER, S.; CHANSON, H. Scale effects in microscopic air-water flow properties in high-velocity free-surface flows. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 83, Elsevier, 2017, 19–36.

FERREIRA, F. M. **Profundidade de erosão a jusante de dissipador salto de esqui**. Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Civil, UFRGS, 2011.

GEORGE, L. R. **Impinging Jets**. Denver (CO): Engineering and Research Center, Water and Power Resources Service. Report: REC-ERC-80-8, 1980.

GEORGE, M. F.; SITAR, N. **Block Theory Application to Scour Assessment of Unlined Rock Spillways**. Department of Civil & Environmental Engineering, University of California. Report No. UCB GT 12-02. Berkeley, California, May, 2012.

GHODSIAN, M.; MEHRAEIN, M.; RANJBAR, H. R. Local scour due to free fall jets in non-uniform sediment. **Water Engineering Research Institute**, Faculty of Civil and Environmental Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, P.O. Box: 14115-397, Iran, 2012.

GOMES, J. **Campo de Pressões: condições de incipiência à cavitação em vertedouros em degraus com declividade 1V:0,75H**. 2006. 173 f. Tese (Doutorado em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental) – Instituto de Pesquisas Hidráulicas. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

HENG, S.; TINGSANCHALI, T.; SUETSUGI, T. Analysis of plunge pool scour hole formation below a chute spillway with flip bucket using a physical model. **ASEAN Engineering Journal**, Part C, Vol. 1, No. 1, pp. 88-101. September 2012.

HIDROESB **Usina Luiz Carlos Barreto de Carvalho** - Estudos Hidráulicos em Modelo Reduzido/Modelo de Conjunto em Escala 1:100. HIDROESB, Saturino de Brito S.A., nº10030, fev/1991.

HOFFMANS, G.; VERHEIF, H. **Scour Manual**. Netherlands: A.A. Balkema, 1997.

KEMPKA, M. **Caracterização do escoamento provocado pela incidência de um jato vertical em fundo plano**. Tese – Programa de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental da UFRGS. Porto Alegre, 2017.

LAMB, M. P.; FINNEGAN, N. J.; SCHEINGROSS, J. S.; SKLAR, L. S. New insights into the mechanics of fluvial bedrock erosion through flume experiments and theory. In: **Geomorphology**, nº 244 (2015) pp. 33–55.

LEMOES, F. O.; RAMOS, C. M. Hydraulic modeling of free jet energy dissipation. In: **symposium on scale effects**, Modelling Hydraulic Structures, Esslingen am Neckar, Germany, 1987. Proceedings. 2a.ed. Esslingen: Technische Akademie Esslingen /1985 / 1 v. Sec. 7.6, p. 1-5.

LENCASTRE, A. **Descarregadores de cheia com particular incidência sobre a dissipação de energia em jactos cruzados**. Dissertação apresentada para obtenção do grau de Doutor em Hidráulica Aplicada, na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 227 f., 1984.

LI, C.; WANG, S.; WANG, W. Reliability analysis of free jet scour below dams. **Entropy** 2012, 14(12), 2578-2588.

LIMA, A. G. **Controle geológico e hidráulico na morfologia do perfil longitudinal em rio sobre rochas vulcânicas básicas da formação serra geral no estado do paraná.** Tese - Programa de Pós-Graduação em Geografia, do Centro de Filosofia e Ciências Humanas da Universidade Federal de Santa Catarina. 2009.

LIU, P. A new method for calculating depth of scour pit caused by overflow water jets. **Journal of Hydraulic Research**, Vol. 43, No. 6, pp. 696-702, 2005.

LIU, P.; DONG, J.; YU, C. Fluctuating uplift on rock blocks at the bottom of a scour pool by overfall jets. Science In China Series E: Technological Sciences. **Science China Press, copublished with Springer**, Volume 41, Number 2, 1998.

LOPARDO, R. A. Historia, Tragedia, Fortuna y Experiencias en Saltos de Esqu. **Anales Acad. Nac. de Cs. Ex., Fs. y Nat.**, tomo 70 (2018): 107-116.

LOPARDO, R. A.; BACCHIEGA, J. D.; LOPARDO, M. C. Resultados Experimentales de Erosion Local Aguas Abajo de Saltos de Esquí. Modelos Físicos y Nuevos Desafíos. In: **XXVII Congreso Latinoamericano de Hidráulica**, IAHR. Lima, Perú, 28 al 30 de Setiembre de 2016.

LOPARDO, R. A.; LOPARDO, M. C. Material do “Curso de Modelaon Física de Estructuras Hidráulicas”, do **XXVII Congreso Latinoamericano de Hidráulica**, Lima, Perú, 2016.

LU, J. Y.; HONG, J. H.; CHANG, K. P.; LU, T. F. Evolution of scouring process downstream of grade-control structures under steady and unsteady flows. **Hydrological Processes**, 06, 2012.

MAGELA P., G. Erosão em bacias de lançamento – aspectos hidráulicos e geotécnicos: Erosão a jusante de vertedouros. **Revista do Comitê Brasileiro de Grandes Barragens**. São Paulo, 1996.

MAGELA P. G. Informaoes sobre a reforma das barragens de Theodore Roosevelt (USA) e Kariba (África) visando a continuidade da operação em segurança. In: **XXX Seminário Nacional de Grandes Barragens**, Foz do Iguaçu/PR – maio de 2015.

MANSO, P. F. de A. **The influence of pool geometry and induced flow patterns in rock scour by high-velocity plunging jets.** These presentee à la facult Environnement naturel, architectural et construit (ENAC) pour l’obtention du grade de Docteur s Sciences, 345 f., 2006.

MANSO, P. A.; BOLLAERT, E.; SCHLEISS, A. J. Influence of Rock Scour Geometry on Dynamic Pressures Due to Jet Impact. Laboratory of Hydraulic Constructions (LCH), Swiss Federal Institute of Technology Lausanne (**EPFL**) EPFL-ENAC-LCH 1015 Lausanne, Switzerland, 8 p., 2004.

MASON, P. J.; ARUMUGAM, K. Free jet scour below dams and flip buckets. **Journal of Hydraulic Engineering**, New York, v. 111, n. 2, p. 220-235, Feb. 1985.

MARQUES, M. G.; BORJA, J. G.; SILVA, L. F.; PALAURO, C.; FERREIRA, F. M.; MARZEC, E. P.; SCHWANCK, V. M.; CANELLAS, A. V. B.; ENDRES, L. A. M. Processos físicos envolvidos na formação de fossas de erosão a jusante de salto de esqui. **Anais... VII Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica (VII CITENEL)**, realizado na cidade do Rio de Janeiro/RJ, no período de 05 a 07 de agosto de 2013.

MARQUES, M. G.; DRAPEAU, J.; VERRETTE, J. Flutuação de pressão em um ressalto hidráulico. **RBRH: Revista Brasileira de Recursos Hídricos**, v. 2, n. 2, p. 45-52, jul./dez., 1997.

MELO, J. F.; PINHEIRO, A. N.; RAMOS, C. M. Pressões dinâmicas na soleira de bacias de dissipação por jactos: influência do arrastamento de ar. **Revista da Associação Portuguesa dos Recursos Hídricos**. Vol. 24, n.º 1 (2003), p. 27-37.

NEYSHABOURI, A. A.; FERREIRA S., A. M.; BARRON, R. Numerical simulation of scour by a free falling jet. **Journal of Hydraulic Research**. Vol. 41, No. 5, pp. 533–539, 2003.

NONATO, C. A. **Contribuição à Caracterização Geológica-Geomecânica no Quadrilátero Ferrífero**. Tese de Doutorado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 186 f., 2002.

NOVAKOSKI, C. K.; HAMPE, R. F.; CONTERATO, E.; MARQUES, M. G.; TEIXEIRA, E. D. Longitudinal distribution of extreme pressures in a hydraulic jump downstream of a stepped spillway. **Brazilian Journal of Water Resources - RBRH**, Porto Alegre, v. 22, e42, 2017.

PAGLIARA, S.; AMIDEI, M.; HAGER, H. Hydraulics of 3D plunge pool scour. **Journal of Hydraulic Engineering**, 134 (9), 2008, pp. 1263-1275.

PAGLIARA, S.; CARNACINA, I.; PALERMO, M. Energy dissipation in presence of block ramps with enlarged stilling basins. **33rd IAHR Congress**, 2009, pp. 5059-5066.

PAGLIARA, S.; PALERMO, M. Plane plunge pool with protection structures. **Journal of Hydro-environment Research** 2, 2008, 182-191.

PAGLIARA, S.; ROY, D.; PALERMO, M. 3D plunge pool scour with protection measures. **Journal of Hydro-environment Research**, n. 4, (2010), pp. 225-233.

PFISTER, M.; CHANSON, H. Two-phase air-water flows: Scale effects in physical modeling. **Journal of Hydrodynamics**, 2014,26(2):291-298.

PFISTER, M.; HAGER, W. H. Deflector-generated jets. **Journal of Hydraulic Research** Vol. 47, No. 4 (2009), pp. 466–475.

PFISTER, M.; LUCAS, J.; HAGER, W. H. Effect of pre-aerated approach flow on deflector-generated jets. In: **34th IAHR World Congress**. Balance and Uncertainty, 26 June - 1 July 2011, Brisbane, Australia.

PINHEIRO, A. A. N. **Acções Hidrodinâmicas em Soleiras de Bacias de Dissipação de Energia por Ressalto**. Tese submetida para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Civil pela Universidade Técnica de Lisboa, 405 f., 1995.

PINTO, L. C. S. **Estudo teórico-experimental das pressões dinâmicas desenvolvidas no fundo de pré-escavações a jusante de estrutura tipo Salto Esqui**. Tese de Doutorado Politécnica da Universidade de São Paulo, EPUSP, Brasil. 376 páginas, 1994.

PINTO, N. L. S. Erosão em bacias de lançamento – aspectos hidráulicos e geotécnicos: Apresentação e conceituação geral sobre o tema. **Revista do Comitê Brasileiro de Grandes Barragens**. São Paulo, p. 1-11, maio 1996.

PINTO-JUNIOR, A. J. N. **Desenvolvimento de um modelo físico para simulação de processos de erosão a jusante de estruturas de vertedouros**, Dissertação (Mestrado), Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil, 133 f., 2011.

PUERTAS-AGUDO, J. **Hydraulic criteria for the design of energy dissipation basins in arch dams with free crest overfall**, Ph. D. Thesis, Universitat Politècnica de Catalunya, 1994.

QUEVEDO, F. H. **Procesos de Erosión Local Aguas Abajo de una Obra Hidráulica en Laboratorio**. Practica Supervisada, Facultad de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba, 2017.

RAJARATNAM, N. Erosion by Plane Turbulent Jets. **Journal of Hydraulic Research**. IAHR, V. 19, pp. 339–358, 1981.

ROOSE, E. J. **Approach to the definition of rain erosivity and soil erodibility in West Africa**. In Assessment of Erosion, Eds De Boodt, M. and Gabriels, D., Chichester, UK. John Wiley, 1980.

SANAGIOTTO, D. G.; ROSSI, J. B.; LAUFFER, L. L.; BRAVO, J. M. Simulação numérica 3D do escoamento em escadas para peixes com ranhura vertical: validação do modelo e caracterização do escoamento. **Revista Brasileira de Recursos Hídricos - RBRH**, Porto Alegre, v. 24, e20, 2019.

SILVA, L. F.; BORJA, J. G.; MARQUES, M. G.; CANELLAS, A. V. B. Análise das pressões médias no leito e acelerações em um bloco a jusante de um vertedouro com salto esqui. In: **XXVIII Seminário Nacional de Grandes Barragens**. Rio de Janeiro – RJ, 25 a 28 de outubro de 2011.

SOUTO, A. **Escudelas das Fragas (Marmitas Eolianas) na Serra da Estrela**. Comunicação ao Instituto Etnológico da Beira, da Academia das Ciências de Portugal. Tip. Minerva Central. Aveiro, 1923.

TALEBI, S.; MINOR, H. E.; ORTMANN, CH. Evaluating the Time Effect on Scour and Comparing the Different Experimental and Semi-experimental Formulas. **Proceedings of Second International Conference on SCOUR and EROSION**, Meritus Mandarin, Singapore, Vol. 2, 138-146. November, 2004.

TEIXEIRA, W.; FAIRCHILD, T. R.; TOLEDO, M. C. M.; TAIOLI, F. **Decifrando a Terra**. São Paulo: Companhia Editora Nacional, 2008.

TOOMBES, L.; CHANSON, H. Free-surface aeration and momentum exchange at a bottom outlet. **Journal of Hydraulics Research**, 2007, 45(1): 100–110.

TREGNAGHI, M., MARION, A., BOTTACIN-BUSOLIN, A., TAIT, S. Modeling time varying scouring at bed sills. **Earth Surface Processes and Landforms**, 36(13), 2011.

TRIERWEILER NETO, E. F. **Avaliação do campo de pressões em ressalto hidráulico formado à jusante de uma comporta com diferentes graus de submersão**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Curso de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental, Instituto de Pesquisas Hidráulicas, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 174 f., 2006.

U. S. BUREAU OF RECLAMATION. **Design of Small Dams**. Water Resources Technical Publication, 860 p.; 1987.

WALDHERR, F. R.; ARAÚJO-J., H. I.; RODRIGUES, S. W. O. Origem e morfologia dos tanques naturais do Nordeste do Brasil. In: **Pesquisas em Geociências**, 44 (3): 467-488, set./dez. 2017.

WANG, S. A formula for estimating the scour depth of rocky riverbeds by the free jet from a trajectory bucket (in Chinese). **J. Hohai. Univ.** 1981, 2, 37–56.

WANG, H.; CHANSON, H. Self-similarity and scale effects in physical modeling of hydraulic jump roller dynamics, air entrainment and turbulent scales. **Environ Fluid Mech**, 2016, pp. 1087–1110.

WEI, W.; DENG, J.; LIU, B. Influence of aeration and initial water thickness on axial velocity attenuation of jet flows. **Journal of Zhejiang University-SCIENCE A (Applied Physics & Engineering)**. 2013, v. 14(5), pp. 362-370.

YILDIZ, D.; ÜZÜCEK, E. Scour Depth Prediction From Free Falling Flip Bucket Jets. **Teknik Dergi** Vol. 7 No 4, October 1996, pp. 1255-1273.

YUDITSKII, G. A. **Acção hidrodinâmica de uma lâmina descarregadora sobre fragmentos de um leito rochoso e condições de rotura deste**. 1963. Trad. do russo J. A. Pinto de Campos. Lisboa : LNEC, 1983, 38 p.

ANEXO 1 – Tabelas de Brito (1991)

O modo como foi estruturado o método de Brito (1991) permite que se tenha uma compreensão mais objetiva sobre padrões de erodibilidade do maciço. Com esta ferramenta é possível realizar análises de sensibilidade para cada uma das principais **qualidades do maciço rochoso**, o que auxilia na aplicação da experiência do projetista que, dependendo da variabilidade encontrada em um caso específico, pode atribuir maior ou menor peso a cada uma das qualidades identificadas. Essas qualidades básicas estão expressas nas alíneas abaixo, e são detalhadas ao longo do presente anexo.

- a) Resistência;
- b) Padrão estrutural;
- c) Espaçamento das juntas, e;
- d) Tipo de descontinuidade.

Cada uma das combinações entre as qualidades mencionadas foram organizadas, por Brito (1991), com base em observações de aspectos facilitadores da ocorrência de erosão em protótipos. Na folha 3, alínea (e), deste anexo, são vistos os conjuntos de qualidades organizados pelo autor em **Classes de Maciço**, que são ligadas quantitativamente aos valores de K_{Br} , tabelados no item 2.6.3 da presente tese.

a) Resistência (R)

Classificação conforme a resistência à compressão
R1: Rochas mais resistentes que os concretos (superiores a 50 MPa);
R2: Rochas de resistência equivalente aos concretos (10 a 50 MPa);
R3: Rochas brandas (2 a 10 MPa) e solos (abaixo de 2 MPa).

Tabela proposta por Brito (1991, p. 268).

Obs. Conforme observações do autor (p. 271), para aplicação em seu método:

- As rochas R3 são da Classe de Maciço V, possuindo $K_{Br} \cong 2,0$;
- O comportamento das rochas R1 e R2 não se diferencia em princípio, sendo governado pelas características (b), (c) e (d).

b) Padrão Estrutural (PE)

Padrão Estrutural	Descrição para se identificar em campo
PE1: Maciço Compacto	Possui apenas juntas aleatórias, sem padrão estrutural, descontínuas, sem preenchimento (rocha vs. rocha). Um exemplo típico são os basaltos amigdalóides, as brechas basálticas ou arenosas, quando destituídas de juntas horizontais.
PE2: Maciços Colunares	Possui dois ou mais sistemas de juntas isolando colunas de rocha com comprimento bem superior a dimensão lateral, o que resulta em grande resistência lateral de bloco ao deslizamento. O exemplo mais típico é o basalto denso colunar, comum em várias barragens brasileiras.
PE3: Maciços de Blocos Cúbicos	Os espaçamentos entre as juntas (3 sistemas) a da mesma ordem de grandeza e os ângulos entre si são retos.
PE4: Maciços Tabulares	Um sistema de juntas domina inteiramente os restantes. Típico das rochas sedimentares.
PE5: Maciços Piramidais	Os sistemas (3 famílias) são de espaçamento da mesma ordem de grandeza, mas os ângulos entre si e de mergulho são inclinados (tipicamente 30° a 60°). Rochas metamórficas.
PE6: Maciço de Faturamento Caótico	Possui juntas em praticamente todas as direções e com vários ângulos de mergulho (de vertical a horizontal). O exemplo mais marcante é o de Jaguará.

Obs.:

- Os **maciços compactos** (PE1) não possuem problemas quanto à erosão;
- **Blocos prismáticos alongados** podem ser considerados como um caso intermediário entre PE2 e PE3;
- **Blocos prismáticos achatados** podem ser considerados como um caso intermediário entre PE3 e PE4;
- **Maciços tabulares** podem ser incluídos em PE2 e PE5, dependendo da inclinação, porém, no primeiro caso com comportamento fortemente anisotrópico, considerando que a orientação da superfície, principalmente no fundo, tende a mudar durante a evolução do processo, podendo passar de horizontal a inclinada (quase normal ao jato).

c) Espaçamento das juntas (E)

Classificação conforme o tamanho dos blocos
E1: blocos maiores que 3m;
E2: blocos de 1 a 3m;
E3: blocos de 0,5 a 1m;
E4: blocos com menos de 0,5m.

Obs.:

- Caso ocorram anisotropias fortes na área de interesse, uma análise mais detalhada pode ser necessária, verificando o tamanho dos blocos nos locais onde há incidência direta do jato, bem como nas camadas do leito penetradas pelo jato.

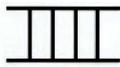
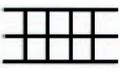
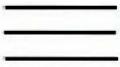
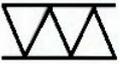
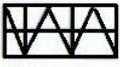
d) Tipo de Descontinuidade (TD)

Tipo de Descontinuidade	Descrição para se identificar em campo
TDO: Juntas seladas, cimentadas	Não tem importância na erosão. Caracterizam apenas os maciços PE1.
TD1: Juntas justapostas	Podem estar fechadas em profundidade, mas com baixa ou nenhuma resistência à tração, permitindo a desarticulação completa da rocha. O maciço pode ser impermeável.
TD2: Juntas abertas	Permitem o acesso de água ao interior do maciço mas apresentam resistência elevada ao deslizamento (dilatância).
TD3: Juntas decompostas	Sua espessura ultrapassa a amplitude das descontinuidades. O preenchimento em geral é erodível.

Obs.:

- Caso o ângulo de inclinação das juntas expõem as mesmas ao fluxo do jato, para os blocos piramidais ou em cunha, então a caracterização mais apropriada seria considerar as juntas abertas (TD2).

e) Classes de Maciço

		CLASSES DE MACIÇO			
		E (m)	TD 1	TD 2	TD 3
PE 2 	> 3	I	I	II	
	1 a 3	I	II	II	
	0,5 a 1	II	II	III	
	< 0,5	II	III	IV	
PE 3 	> 3	I	II	III	
	1 a 3	II	II	III	
	0,5 a 1	II	III	IV	
	< 0,5	III	IV	IV	
PE 4 	> 3	II	II	III	
	1 a 3	II	III	IV	
	0,5 a 1	III	IV	IV	
	< 0,5	IV	IV	V	
PE 5 	> 3	II	III	IV	
	1 a 3	III	IV	IV	
	0,5 a 1	IV	IV	V	
	< 0,5	IV	V	V	
PE 6 	> 3	III	IV	IV	
	1 a 3	IV	IV	V	
	0,5 a 1	IV	V	V	
	< 0,5	V	V	V	

LEGENDA:

Padrão Estrutural do Maciço(PE)

PE 1: COMPACTO
 PE 2: COLUNAR
 PE 3: CÚBICO
 PE 4: TABULAR
 PE 5: PIRAMIDAL
 PE 6: CAÓTICO

Tipo de Descontinuidade das Juntas (TD)

TD 0: SELADAS
 TD 1: JUSTAPOSTAS
 TD 2: ABERTAS
 TD 3: DECOMPOSTAS

Espaçamento das juntas (E)
 (tamanho dos blocos)

- Quadro desenvolvido por Brito (1991) para rochas com resistência R1 e R2 (maior do que 10MPa);
- Os valores de K_{Br} respectivos a cada uma das Classes de Maciço são vistos na Figura 2.23.

ANEXO 2 – Tabelas de Kirsten (1982)

As tabelas de Kirsten (1982⁸³) derivam do “sistema Q”, desenvolvido por Barton, Lien e Lunde (1974⁸⁴ apud NONATO, 2002) para avaliar a qualidade do maciço rochoso. Conforme visto no item 2.6.4, Annandale (2006) ajustou uma equação para determinar a erodibilidade do maciço, utilizando **parâmetros geomecânicos** de qualificação do material de leito. Nas folhas seguintes deste anexo são mostradas as tabelas explicativas dos seguintes parâmetros:

- a) parâmetro de solidez do material (M_s);
- b) fator relativo ao número de famílias de descontinuidades (J_n);
- c) fator que caracteriza a rugosidade das juntas (J_r);
- d) fator do material de preenchimento das juntas e quão alterado é seu estado (J_a);
- e) fator de arranjo estrutural (J_s) e a razão de espaçamento entre juntas (r).

⁸³ KIRSTEN, H. A. D. A Classification System for Excavation in Natural Materials. **The Civil Engineer in South Africa**, 1982, pp. 292-308, July (discussion in Vol. 25, No.5, May, 1983).

⁸⁴ BARTON, N.; LIEN, R.; LUNDE, J. Engineering Classification of Rock Masses for the Design of Tunnel Support. **Rock Mechanics**, n. 6, 1974. pp. 183-236.

a) Parâmetro de solidez do material (M_s)

Dureza	Identificação de campo	Resistência à compressão uniaxial (Mpa)	Número de solidez do material (M_s)
Rocha muito branda	Material se desmancha sob moderados golpes com a parte pontuda do martelo de geólogo e pode ser removida com uma faca, é muito difícil moldar a amostra com as mãos para o provete de ensaio triaxial.	Menos de 1,7 1,7-3,3	0,87 1,86
Rocha branda	Podem apenas ser raspadas ou descascadas com uma faca; cortes de 1mm a 3mm se mostram na amostra com moderados golpes com a parte pontuda do martelo de geólogo.	3,3-6,6 6,6-13,2	3,95 8,39
Rocha dura	Não pode ser raspado ou descascado com uma faca; uma amostra de mão pode ser quebrada com o martelo de geólogo em um único golpe moderado.	13,2-26,4	17,70
Rocha muito dura	Requer muitos golpes com o martelo de geólogo para partir uma amostra maciça de rocha.	26,4-53,0 53,0-106,0	35,0 70,0
Rocha extremamente dura	Requer muitos golpes com o martelo da picareta geológica para lascar a rocha maciça.	Maior que 212,0	280,0

b) Fator relativo ao número de famílias de descontinuidades (J_n)

Número de famílias	J_n
Maciço – nenhuma ou poucas descontinuidades	1,00
Uma família	1,22
Uma família + descontinuidades aleatórias	1,50
Duas famílias	1,83
Duas famílias + descontinuidade aleatórias	2,24
Três famílias	2,73
Três famílias + descontinuidade aleatórias	3,34
Quatro famílias	4,09
Maciço rochoso intensamente fraturado, fragmentado	5,00

(NONATO, 2002)

c) Fator que caracteriza a rugosidade das juntas (J_r)

	Classificação	Jr
Contato entre paredes da descontinuidade antes deslocamento relativo de 10 cm.	1. Descontinuidades não persistentes;	4,0
	2. Rugosas ou irregulares, onduladas;	3,0
	3. Lisas, onduladas;	2,0
	4. Polidas, espelhadas, onduladas;	1,5
	5. Rugosas, planas;	1,5
	6. Lisas, planas;	1,0
	7. Polidas, espelhadas, planas;	0,5
Falta de contato entre as paredes da descontinuidade, após deslocamento relativo de 10 cm	8. Zona com minerais argilosos, suficientemente espessa para impedir contato entre as paredes da descontinuidade;	1,0
	9. Zona com areia, cascalho ou material fragmentado, suficientemente espessa para impedir contato entre as paredes da descontinuidade.	1,0

(NONATO, 2002)

d) Fator do material de preenchimento das juntas e quão alterado é seu estado (J_a)

Descrição do sulco	Ja, de acordo com a espessura da junta (mm)		
	1,0*	1,0-5,0†	5,0‡
Fortemente curado, duro, não amolecimento enchimento impermeável.	0,75	—	—
Juntas com paredes inalteradas, com coloração única na superfície.	1,0	—	—
Ligeiramente alterado, não amolecimento, mineral de rocha não-coesivo ou brita de enchimento.	2,0	2,0	4,0
Não-amolecido, ligeiramente argiloso com enchimento não coesivo.	3,0	6,0	10,0
Não-amolecido, enchimento com argilomineral fortemente consolidado, com ou sem brita.	3,0	6,0•	10,0
Amolecimento ou baixa fricção do revestimento de argila, e pequenas quantidades de argilas expansivas.	4,0	8,0	13,0
Amolecimento moderadamente consolidado de argila, enchimento com ou sem pedra britada.	4,0	8,0•	13,0
Sulco de argila despedaçado ou micro-despedaçado (inchaço), com ou sem pedra britada.	5,0	10,0•	18,0

Obs.:

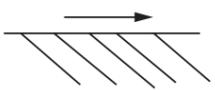
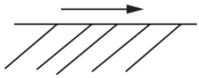
*Paredes da junta efetivamente em contato.

†Paredes da junta entram em contato depois de deslocamento relativo de 10 cm.

‡Paredes da junta não entram em contato em todo o plano de corte.

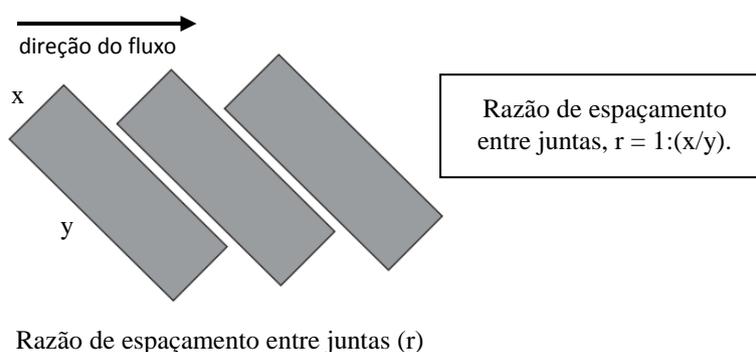
•Também se aplica quando há ocorrência de brita no sulco de argila, sem contato entre as paredes da rocha.

e) Fator de arranjo estrutural (J_s)

Direção de mergulho da família menos espaçada entre juntas (graus)	Direção de mergulho da família mais espaçada entre juntas (graus)	Razão de espaçamento entre juntas (r)			
		1:1	1:2	1:4	1:8
180/0	Vertical (90°)	1,14	1,20	1,24	1,26
Na direção do fluxo junto ao fundo 	89	0,78	0,71	0,65	0,61
	85	0,73	0,66	0,61	0,57
	80	0,67	0,60	0,55	0,52
	70	0,56	0,50	0,46	0,43
	60	0,50	0,46	0,42	0,40
	50	0,49	0,46	0,43	0,41
	40	0,53	0,49	0,46	0,45
	30	0,63	0,59	0,55	0,53
	20	0,84	0,77	0,71	0,67
	10	1,25	1,10	0,98	0,90
	5	1,39	1,23	1,09	1,01
1	1,50	1,33	1,19	1,10	
1/180	Horizontal (0°)	1,14	1,09	1,05	1,02
Contra a direção do fluxo junto ao fundo 	-1	0,78	0,85	0,90	0,94
	-5	0,73	0,79	0,84	0,88
	-10	0,67	0,72	0,78	0,81
	-20	0,56	0,62	0,66	0,69
	-30	0,50	0,55	0,58	0,60
	-40	0,49	0,52	0,55	0,57
	-50	0,53	0,56	0,59	0,61
	-60	0,63	0,68	0,71	0,73
	-70	0,84	0,91	0,97	1,01
	-80	1,26	1,41	1,53	1,61
	-85	1,39	1,55	1,69	1,77
-89	1,50	1,68	1,82	1,91	
180/0	Vertical (-90°)	1,14	1,20	1,24	1,26

Obs.:

1. Para rocha maciça, tomar $J_s = 1,0$.
2. Para valores de 'r' maiores que 8, tomar J_s para 'r' = 8.



ANEXO 3 – Decomposição da Escala de Kirsten

Este anexo apresenta a Escala de Kirsten (E_K) decomposta a partir da distribuição discretizada de cada um dos parâmetros geotécnicos que compõem o Índice de Erodibilidade (K_R). Desta forma, esses parâmetros são dispostos de maneira contínua, em função da Escala de Kirsten (E_K), que é graduada entre 0,0 e 1,0.

A Escala de Kirsten (E_K) foi elaborada de acordo com a técnica descrita no item 6.3.1, da presente tese, e possui disposição contínua de modo a possibilitar a correlação do Índice de Erodibilidade (K_R) com a Escala de Chang (K_{Ch}). Abaixo é vista a fórmula (2.55) que compõe o índice K_R , bem como a fórmula (2.60) que dá ordem de grandeza física, palpável, de modo a possibilitar análises sobre o comportamento de cada uma das distribuições, vistas nas folhas seguintes, dos parâmetros geotécnicos em questão.

$K_R = M_s \cdot K_b \cdot K_d \cdot J_s$	(2.55)
$P_c \text{ [kW/m}^2\text{]} = K_R^{0,75}$, para $K_R > 0,1$	(2.60)

Onde:

E_K = Escala de Kirsten, graduada entre 0,0 e 1,0;

M_s = parâmetro de solidez do material;

K_b = parâmetro de proporção dos blocos;

K_d = parâmetro de intertravamento entre blocos;

J_s = fator de arranjo estrutural;

K_R = Índice de Erodibilidade [$\text{kg}^{1,33}/\text{s}^4$], desenvolvido por Kirsten (1982);

P_c = Potência Específica Crítica [kW/m^2], conforme proposta de Annandale (2006).

Discret.	E_K	M_s	K_b	K_d	J_s	K_R	P_c
0	0,000	280	100	5,333	1,91	2,9E+05	1,2E+04
1	0,009	266	98,38	4,941	1,82	2,4E+05	1,1E+04
2	0,019	253	96,82	4,591	1,77	2,0E+05	9,4E+03
3	0,028	239	95,30	4,275	1,69	1,6E+05	8,2E+03
4	0,037	225	93,83	3,990	1,68	1,4E+05	7,3E+03
5	0,047	211	92,40	3,731	1,61	1,2E+05	6,3E+03
6	0,056	198	91,02	3,333	1,55	9,3E+04	5,3E+03
7	0,065	184	89,67	2,797	1,53	7,1E+04	4,3E+03
8	0,075	170	88,37	2,395	1,50	5,4E+04	3,5E+03
9	0,084	156	87,11	2,082	1,50	4,3E+04	3,0E+03
10	0,093	143	85,87	1,832	1,41	3,2E+04	2,4E+03
11	0,103	129	84,68	1,627	1,39	2,5E+04	2,0E+03
12	0,112	115	83,52	1,551	1,39	2,1E+04	1,7E+03
13	0,121	101	82,38	1,514	1,33	1,7E+04	1,5E+03
14	0,131	87,7	81,10	1,477	1,26	1,3E+04	1,2E+03
15	0,140	73,9	79,74	1,439	1,26	1,1E+04	1,1E+03
16	0,150	68,4	78,43	1,402	1,26	9,5E+03	9,6E+02
17	0,159	66,1	77,17	1,352	1,25	8,6E+03	8,9E+02
18	0,168	63,8	75,94	1,209	1,24	7,3E+03	7,9E+02
19	0,178	61,5	74,75	1,087	1,24	6,2E+03	7,0E+02
20	0,187	59,2	73,60	0,982	1,23	5,3E+03	6,2E+02
21	0,196	56,9	72,48	0,890	1,20	4,4E+03	5,4E+02
22	0,206	54,6	71,40	0,810	1,20	3,8E+03	4,8E+02
23	0,215	52,3	70,35	0,760	1,19	3,3E+03	4,4E+02
24	0,224	50,0	69,33	0,735	1,14	2,9E+03	4,0E+02
25	0,234	47,8	68,34	0,710	1,14	2,6E+03	3,7E+02
26	0,243	45,5	67,37	0,685	1,14	2,4E+03	3,4E+02
27	0,252	43,2	66,39	0,664	1,10	2,1E+03	3,1E+02
28	0,262	40,9	65,32	0,651	1,10	1,9E+03	2,9E+02
29	0,271	38,6	64,29	0,608	1,09	1,6E+03	2,6E+02
30	0,280	36,3	63,28	0,565	1,09	1,4E+03	2,3E+02
31	0,290	34,5	62,31	0,525	1,05	1,2E+03	2,0E+02
32	0,299	33,4	61,37	0,490	1,02	1,0E+03	1,8E+02
33	0,308	32,3	60,45	0,458	1,01	9,0E+02	1,6E+02
34	0,318	31,1	59,56	0,432	1,01	8,1E+02	1,5E+02
35	0,327	30,0	58,70	0,423	0,98	7,3E+02	1,4E+02
36	0,336	28,9	57,86	0,414	0,97	6,7E+02	1,3E+02
37	0,346	27,7	57,05	0,404	0,94	6,0E+02	1,2E+02
38	0,355	26,6	56,26	0,395	0,91	5,4E+02	1,1E+02
39	0,364	25,5	55,49	0,386	0,90	4,9E+02	1,0E+02
40	0,374	24,3	54,74	0,376	0,90	4,5E+02	9,8E+01
41	0,383	23,2	53,86	0,375	0,88	4,1E+02	9,1E+01
42	0,393	22,1	52,98	0,375	0,85	3,7E+02	8,5E+01
43	0,402	20,9	52,13	0,375	0,84	3,4E+02	8,0E+01
44	0,411	19,8	51,31	0,375	0,84	3,2E+02	7,6E+01
45	0,421	18,7	50,52	0,375	0,84	3,0E+02	7,2E+01
46	0,430	17,6	49,75	0,360	0,81	2,6E+02	6,4E+01
47	0,439	17,0	49,00	0,345	0,79	2,3E+02	5,9E+01
48	0,449	16,4	48,28	0,332	0,78	2,0E+02	5,4E+01
49	0,458	15,8	47,57	0,319	0,78	1,9E+02	5,1E+01
50	0,467	15,2	46,89	0,307	0,78	1,7E+02	4,7E+01
51	0,477	14,6	46,22	0,297	0,77	1,5E+02	4,4E+01
52	0,486	14,0	45,58	0,287	0,73	1,3E+02	3,9E+01
53	0,495	13,3	44,95	0,277	0,73	1,2E+02	3,7E+01

Discret.	E_K	M_s	K_b	K_d	J_s	K_R	P_c
54	0,505	12,7	44,28	0,265	0,73	1,1E+02	3,4E+01
55	0,514	12,1	43,57	0,250	0,72	9,5E+01	3,1E+01
56	0,523	11,5	42,89	0,237	0,71	8,3E+01	2,8E+01
57	0,533	10,9	42,23	0,228	0,71	7,5E+01	2,5E+01
58	0,542	10,3	41,58	0,222	0,71	6,8E+01	2,4E+01
59	0,551	9,70	40,96	0,216	0,69	5,9E+01	2,1E+01
60	0,561	9,09	40,35	0,210	0,68	5,2E+01	1,9E+01
61	0,570	8,48	39,77	0,203	0,67	4,6E+01	1,8E+01
62	0,579	8,14	39,19	0,196	0,67	4,2E+01	1,6E+01
63	0,589	7,85	38,64	0,180	0,67	3,7E+01	1,5E+01
64	0,598	7,56	38,10	0,165	0,66	3,1E+01	1,3E+01
65	0,607	7,27	37,58	0,151	0,66	2,7E+01	1,2E+01
66	0,617	6,98	37,07	0,139	0,65	2,3E+01	1,1E+01
67	0,626	6,69	36,55	0,128	0,63	2,0E+01	9,4E+00
68	0,636	6,40	35,95	0,125	0,63	1,8E+01	8,8E+00
69	0,645	6,11	35,37	0,125	0,62	1,7E+01	8,3E+00
70	0,654	5,82	34,81	0,125	0,61	1,5E+01	7,8E+00
71	0,664	5,53	34,27	0,125	0,61	1,4E+01	7,4E+00
72	0,673	5,24	33,74	0,125	0,61	1,3E+01	7,0E+00
73	0,682	4,95	33,23	0,125	0,60	1,2E+01	6,6E+00
74	0,692	4,66	32,73	0,121	0,60	1,1E+01	6,1E+00
75	0,701	4,36	32,25	0,116	0,59	9,6E+00	5,5E+00
76	0,710	4,07	31,78	0,111	0,59	8,5E+00	5,0E+00
77	0,720	3,87	31,33	0,107	0,58	7,5E+00	4,5E+00
78	0,729	3,74	30,89	0,103	0,57	6,8E+00	4,2E+00
79	0,738	3,60	30,46	0,100	0,57	6,2E+00	4,0E+00
80	0,748	3,46	30,04	0,100	0,56	5,8E+00	3,7E+00
81	0,757	3,32	29,57	0,100	0,56	5,5E+00	3,6E+00
82	0,766	3,19	29,09	0,100	0,56	5,2E+00	3,4E+00
83	0,776	3,05	28,62	0,100	0,55	4,8E+00	3,2E+00
84	0,785	2,91	28,17	0,100	0,55	4,5E+00	3,1E+00
85	0,794	2,78	27,73	0,100	0,55	4,2E+00	3,0E+00
86	0,804	2,64	27,30	0,100	0,55	4,0E+00	2,8E+00
87	0,813	2,50	26,89	0,100	0,53	3,6E+00	2,6E+00
88	0,822	2,37	26,49	0,100	0,53	3,3E+00	2,5E+00
89	0,832	2,23	26,11	0,100	0,53	3,1E+00	2,3E+00
90	0,841	2,09	25,73	0,100	0,52	2,8E+00	2,2E+00
91	0,850	1,96	25,36	0,095	0,52	2,5E+00	2,0E+00
92	0,860	1,84	25,01	0,091	0,50	2,1E+00	1,7E+00
93	0,869	1,78	24,66	0,087	0,50	1,9E+00	1,6E+00
94	0,879	1,71	24,30	0,082	0,50	1,7E+00	1,5E+00
95	0,888	1,65	23,90	0,075	0,49	1,5E+00	1,3E+00
96	0,897	1,58	23,52	0,070	0,49	1,3E+00	1,2E+00
97	0,907	1,52	23,15	0,067	0,49	1,2E+00	1,1E+00
98	0,916	1,45	22,79	0,064	0,46	9,8E-01	9,9E-01
99	0,925	1,39	22,44	0,061	0,46	8,8E-01	9,1E-01
100	0,935	1,32	22,11	0,059	0,46	7,9E-01	8,4E-01
101	0,944	1,26	21,78	0,056	0,46	7,0E-01	7,7E-01
102	0,953	1,19	21,46	0,051	0,45	5,8E-01	6,7E-01
103	0,963	1,13	21,15	0,045	0,43	4,6E-01	5,6E-01
104	0,972	1,06	20,85	0,040	0,43	3,8E-01	4,8E-01
105	0,981	1,00	20,56	0,035	0,42	3,1E-01	4,1E-01
106	0,991	0,93	20,28	0,031	0,41	2,4E-01	3,5E-01
107	1,000	0,87	20,00	0,028	0,40	1,9E-01	2,9E-01

ANEXO 4 – Categorias da Escala de Kirsten

No presente anexo são separadas diferentes **categorias qualitativas** a partir da decomposição quantitativa da Escala de Kirsten (E_K) vista no [Anexo 3](#). Isto é, são distinguidos nove (IX) marcos ao longo da escala contínua mencionada.

Essas **categorias qualitativas** são marcos dispostos ao longo da Escala de Kirsten (E_K), possibilitando uma interpretação qualitativa dessa escala ao longo de sua continuidade. Vale observar que os padrões de referência propostos apenas indicam o conjunto de características geomecânicas comuns ao valor de E_K respectivo, mas que podem variar, mantendo-se o valor de K_R , que é composto por M_s , K_b , K_d e J_s .

O critério utilizado para a definição de cada um dos marcos é dado pela média dos intervalos de M_s (parâmetro de solidez do material), observáveis no [Anexo 2](#) (KIRSTEN, 1982). Com este critério, as **categorias qualitativas** são distinguidas de acordo com o quadro seguinte:

Tabela A.4: Categorias qualitativas do maciço ao longo da Escala de Kirsten (E_K)

Categoria	Solidez do material	M_s	E_K
I	Rocha extremamente dura	280	0,00*
II	(intermediária)	$(35+280)/2$	0,08*
III	Rocha muito dura	$(35+70)/2$	0,21
IV	(intermediária)	$(17,7+70)/2$	0,25
V	Rocha dura	17,7	0,43
VI	(intermediária)	$(3,95+17,7)/2$	0,53
VII	Rocha branda	$(3,95+8,39)/2$	0,64
VIII	(intermediária)	$(0,87+8,39)/2$	0,69
IX	Rocha muito branda	$(0,87+1,86)/2$	0,93

* É importante notar que as duas primeiras categorias (I e II) extrapolam o limite de aplicação para a Escala de Kirsten (E_K), que é de $0,20 < E_K < 0,95$, como definido no item 6.3.3.

Com o valor de E_K estabelecido para cada um dos marcos, os valores quantitativos de cada parâmetro geomecânicos são retirados do [Anexo 3](#), e as qualidades desses parâmetros são retiradas das Tabelas de Kirsten ([Anexo 2](#)). Os padrões de referência resultantes são vistos nas 3 folhas seguintes deste anexo.

Categoria I

Categoria I ($E_K = 0,00$; $K_R = 2,9E + 05$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	280,0	'Rocha extremamente dura' (Mpa > 212).
K_b	100,0	O J,n é respectivo a nenhuma ou poucas descontinuidades' (J,n = 1,0).
K_d	5,33	Juntas de até 1mm, com contato efetivo, e enchimento impenetrável; as juntas são caracterizadas como 'descontinuidades não persistentes'.
J_s	1,91	Equivalente a planos de rocha, com fissuras verticais longínquas, com elevado aclave (89 graus, praticamente vertical), dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

Categoria II

Categoria II ($E_K = 0,08$; $K_R = 4,3E + 04$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	156,4	Entre 'Rocha muito dura' e 'Rocha extremamente dura' (26,4 < Mpa < 212).
K_b	87,1	O J,n é respectivo a 'uma família de descontinuidade' (J,n = 1,22).
K_d	2,08	Juntas de até 1mm, com contato efetivo e paredes inalteradas, preenchidas com material não coesivo; as juntas são caracterizadas como 'rugosas ou irregulares' e fechadas.
J_s	1,50	Equivalente a planos de rocha, com fissuras verticais longínquas, com grande aclave (75 graus), dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

Categoria III

Categoria III ($E_K = 0,21$; $K_R = 3,3E + 03$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	52,3	'Rocha muito dura' (26,4 < Mpa < 106).
K_b	70,3	O J,n é respectivo a 'uma família de descontinuidade mais descontinuidades aleatórias' (J,n = 1,5).
K_d	0,76	Juntas de até 1mm, com contato efetivo, preenchidas com material não coesivo; as juntas são caracterizadas como 'lisas onduladas'.
J_s	1,19	Equivalente a prismas planares de rocha, com fissuras horizontais longínquas, com pequeno declive (1 grau), CONTRÁRIO à direção do escoamento (rampa descendente).

Categoria IV

Categoria IV ($E_K = 0,25$; $K_R = 2,1E + 03$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	43,2	Entre 'Rocha dura' e 'Rocha muito dura' ($13,2 < \text{Mpa} < 106$).
K_b	66,4	O J_n é respectivo a 'uma família de descontinuidade mais descontinuidades aleatórias' ($J_n = 1,5$).
K_d	0,66	Juntas de até 1mm, com contato efetivo, preenchidas com material não coesivo; as juntas são caracterizadas como 'lisas onduladas'.
J_s	1,10	Equivalente a uma rocha com fissuras horizontais longínquas, com pequeno declive (1 grau), CONTRÁRIO à direção do escoamento (rampa descendente).

Categoria V

Categoria V ($E_K = 0,43$; $K_R = 2,6E + 02$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	17,6	Rocha dura' com $13,2 < \text{Mpa} < 26,4$.
K_b	49,7	O J_n é respectivo a 'duas famílias de descontinuidades com poucas descontinuidades aleatórias' ($1,83 < J_n < 2,24$).
K_d	0,36	Juntas de até 1mm, com contato efetivo, e preenchidas com argila moderadamente consolidada; as juntas são caracterizadas como 'rugosas planas'.
J_s	0,81	Equivalente a uma rocha com fissuras horizontais longínquas, com moderado aclave (10 graus), dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

Categoria VI

Categoria VI ($E_K = 0,53$; $K_R = 7,5E + 01$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	10,9	Entre 'rocha branda' e 'rocha dura' ($3,3 < \text{Mpa} < 26,4$).
K_b	42,2	O J_n é respectivo a 'duas famílias de descontinuidades com algumas descontinuidades aleatórias' ($J_n = 2,24$).
K_d	0,23	Juntas de 1 a 5mm, preenchidas com material não coesivo, ligeiramente argiloso; há contato entre as superfícies num deslocamento de 10cm, as quais são lisas e planas.
J_s	0,71	Equivalente a uma rocha dividida em blocos com pequeno aclave da superfície (5 graus), dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

Categoria VII

Categoria VII ($E_K = 0,64$; $K_R = 1,7E + 01$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	6,11	'Rocha branda' com $3,3 < \text{Mpa} < 13,2$.
K_b	35,4	O J,n é respectivo a 'três famílias de descontinuidades' ($J,n = 2,73$).
K_d	0,13	Juntas de 1 a 5mm, preenchidas com material argiloso moderadamente consolidado; há contato entre as superfícies num deslocamento de 10cm, as quais são lisas e planas.
J_s	0,62	Equivalente a uma rocha dividida em blocos com moderado aclave da superfície (10 graus) , dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

Categoria VIII

Categoria VIII ($E_K = 0,69$; $K_R = 1,1E + 01$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	4,66	Entre 'rocha muito branda' e 'rocha branda' ($1,7 < \text{Mpa} < 13,2$).
K_b	32,7	O J,n é respectivo a 'três famílias de descontinuidades com poucas descontinuidades aleatórias' ($2,73 < J,n < 3,34$).
K_d	0,12	Juntas de 1 a 5mm, preenchidas com material argiloso moderadamente consolidado; há contato entre as superfícies num deslocamento de 10cm, as quais são lisas e planas.
J_s	0,6	Equivalente a uma rocha dividida em blocos com moderado aclave da superfície (10 graus) , dada a direção do escoamento (rampa ascendente).

Categoria IX

Categoria IX ($E_K = 0,93$; $K_R = 8,8E - 01$)

Parâmetro	Valor	Características
M_s	1,39	'Rocha muito branda' ($1,7 < \text{Mpa} < 3,3$).
K_b	22,4	O J,n é respectivo a 'quatro famílias de descontinuidades ou mais' ($4,09 < J,n < 5$).
K_d	0,06	Juntas maiores de 5mm, preenchidas com argila mole e pequenas quantidades de argila expansiva; não há contato entre as superfícies num deslocamento de 10cm, podendo conter material fragmentado no espaço da junta, com baixa fricção.
J_s	0,46	Equivalente a uma rocha dividida em prismas com aclave da superfície na pior situação (50 graus) , CONTRÁRIOS à direção do escoamento (rampa descendente).