

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

INSTITUTO DE PESQUISAS HIDRÁULICAS

**CARACTERIZAÇÃO DAS SOLICITAÇÕES HIDRODINÂMICAS  
EM BACIAS DE DISSIPACÃO POR RESSALTO HIDRÁULICO COM  
BAIXO NÚMERO DE FROUDE**

ENG<sup>o</sup> CIVIL ALEXANDRE AUGUSTO MEES ALVES

Dissertação de Mestrado 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 Mestre em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental.

**Orientador: Prof. Dr. Marcelo Giulian Marques**  
**Co-orientador: Prof. Dr. Luiz Augusto Magalhães Endres**

Porto Alegre, março de 2008

Dissertação 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 Mestre em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental.

Área de Concentração:

Hidráulica

Professor Orientador:

---

Prof. Dr. Marcelo Giulian Marques

Professor Co-orientador:

---

Prof. Dr. Luiz Augusto Magalhães Endres

Banca Examinadora:

---

Prof<sup>ª</sup>. Dr<sup>ª</sup>. Edith Beatriz Camaño Schettini – (IPH/UFRGS)

---

Prof. Dr. António Alberto do Nascimento Pinheiro – (IST/UTL)

---

Prof. Dr. Raúl Antonio Lopardo – (Universidad Nacional de La Plata)

---

Prof. Dr. Alexandre Beluco – (IPH/UFRGS)

---

Prof. Dr. Carlos Barreira Martinez – (Escola de Engenharia/UFGM)

Data de Defesa: 25 de março de 2008

*À minha mãe*

## AGRADECIMENTOS

A todos que contribuíram para a realização deste trabalho:

Ao Professor Marcelo Giulian Marques pela sinceridade, confiança, amizade e aos seus ensinamentos.

Ao Professor Luiz Augusto Magalhães Endres, pela prontidão em esclarecer minhas dúvidas com excelente didática.

À Engenheira Cristiane Collet Battiston pela sua amizade, disposição de sempre discutir e dar sugestões que com certeza melhoraram este trabalho.

Ao Engenheiro Maurício Dai Prá, realizador dos ensaios no modelo da UHE Porto Colômbia no LAHE, solucionador das minhas dúvidas quanto à realização destes ensaios (e outras!).

À Furnas Centrais Elétricas S.A. pelo apoio financeiro, inclusive pela disponibilização do modelo usado no IPH.

Ao CNPq, por conceder a bolsa de mestrado.

Aos amigos.

## RESUMO

O presente 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 com o apoio de Furnas Centrais Elétricas S.A., fazendo parte do Projeto de Pesquisa e Desenvolvimento (P&D) intitulado “Análise da Macroturbulência em Dissipadores por Ressalto Hidráulico”.

Uma bacia de dissipação por ressalto hidráulico é uma obra hidráulica que possui a finalidade de dissipar a energia cinética do escoamento vertido por uma estrutura de descarga (barragem, eclusa, bueiro, etc...) e restituí-lo ao curso natural do rio. Este tipo de obra possui a função de proteger o solo contra os possíveis efeitos erosivos do escoamento que poderiam comprometer a fundação e, conseqüentemente, a segurança da barragem. Devido às grandes cargas hidráulicas que as barragens podem conter, as bacias de dissipação, que estão sob ação de um escoamento altamente turbulento, poderão estar sujeitas a grandes variações instantâneas de pressão e velocidade, gerando significativos esforços sobre tal estrutura. A ação do escoamento poderá ser tal que provoque esforços que irão promover o levantamento de uma laje da bacia de dissipação sendo necessário, para evitar este fato, prover a estrutura de peso ou ancoragem suficiente condizente com a estas solicitações.

Através da análise de dados obtidos em modelos reduzidos foi possível caracterizar o campo de forças sob o ressalto hidráulico quanto a sua magnitude média, flutuações e extremos. Foram então propostas metodologias para a previsão dos esforços extremos que agem sobre uma laje de certa dimensão sob o ressalto hidráulico o que permite dimensionar a estrutura que irá suportar os esforços de levantamento.

## ABSTRACT

The present work was developed in the *Programa de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental* of the *Instituto de Pesquisas Hidráulica* of the *Universidade Federal do Rio Grande do Sul* with support of *Furnas Centrais Elétricas S.A.*, as part the Research and Development Project (R&D) entitled “*Análise da Macroturbulência em Dissipadores por Ressalto Hidráulico*”.

A hydraulic jump stilling basin is a structure that aims to dissipate the flow's kinetic energy discharged by a dam and reconstitute it to the natural river bed. This type of hydraulic structure has the function to protect the soil against the flow erosive effects, which could expose the foundation and, consequently, the dam's safety. Due to the large heads a dam may contain, the stilling basins may be subjected to great instantaneous pressure and velocity variations, causing significant stresses in such structure. The action of the flow may be such that can cause the uplift of a stilling basin lining, making it necessary to provide this structure with sufficient weight or anchorage.

Through the analysis of these data it was possible to characterize the forces under a hydraulic jump according to its mean value, fluctuations and extremes. Methodologies were proposed to predict the extreme values that act on a lining of a certain dimension and with those design the structures that will resist slab uplift.

## SUMÁRIO

<b>AGRADECIMENTOS .....</b>	<b>III</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>IV</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>V</b>
<b>SUMÁRIO.....</b>	<b>VI</b>
<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>IX</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>XI</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES .....</b>	<b>XII</b>
<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1 Relevância.....	2
1.2 Objetivos.....	3
<b>2 CARACTERIZAÇÃO DO RESSALTO HIDRÁULICO .....</b>	<b>5</b>
2.1 Introdução .....	5
2.2 Ressalto Hidráulico Clássico.....	5
2.3 Estrutura do Ressalto Hidráulico.....	7
2.3.1 Alturas Conjugadas .....	7
2.3.2 Comprimento do Ressalto Hidráulico .....	8
2.3.3 Tipos de Ressalto segundo Número de Froude (BUREAU OF RECLAMATION, 1987)9	
2.4 Ressalto a Jusante de Vertedouro (ressalto sobre plano inclinado).....	11
2.5 Ressalto Afogado (influência da submergência) .....	13
2.6 Características Mecânicas Internas do Ressalto Hidráulico.....	14
2.6.1 Turbulência .....	14
2.6.2 Dissipação de Energia .....	15
2.6.3 Campo de Pressões.....	16
<b>3 CARACTERIZAÇÃO DAS FORÇAS ATUANTES SOBRE UMA LAJE DE BACIA DE DISSIPACÃO.....</b>	<b>23</b>
3.1 Avaliação dos grupos de forças.....	25
3.2 Características Estruturais .....	29
3.3 Alguns trabalhos sobre estabilidade de lajes de bacia de dissipação e propagação de subpressões. ....	31
3.3.1 Yuditskii (1963) .....	31
3.3.2 Fiorotto & Rinaldo (1992).....	32
3.3.3 Di Santo, Petrillo & Piccinni (1995) .....	35
3.3.4 Pinheiro (1995).....	37
3.3.5 Fiorotto & Salandin (2000) .....	38
3.3.6 Estrutura de Lausanne – jato com velocidade próxima a protótipo.....	39
<b>4 INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>41</b>
4.1 Estruturas de Ensaios.....	41
4.1.1 Modelo Unidimensional PC 1:100 (M1D-PC100).....	42
4.1.2 Modelo Bidimensional (M2D) .....	44

<b>4.2</b>	<b>Equipamento de Medição e Aquisição .....</b>	<b>47</b>
4.2.1	Medição de Pressão .....	47
4.2.2	Medição de Nível .....	48
<b>4.3</b>	<b>Efeitos de Escala .....</b>	<b>49</b>
4.3.1	Aeração .....	49
4.3.2	Tamanho dos Vórtices e Resolução do Transdutor .....	50
<b>4.4</b>	<b>Efeitos de Laboratório.....</b>	<b>51</b>
4.4.1	Medição de Pressão Instantânea.....	52
4.4.2	Medição de Nível .....	52
<b>5</b>	<b>ANÁLISE DO CAMPO DE PRESSÕES NO RESSALTO HIDRÁULICO</b>	<b>54</b>
<b>5.1</b>	<b>Características dos Ensaios.....</b>	<b>54</b>
<b>5.2</b>	<b>Pressão Média .....</b>	<b>57</b>
<b>5.3</b>	<b>Flutuação de Pressão .....</b>	<b>67</b>
<b>5.4</b>	<b>Valores Extremos de Pressão.....</b>	<b>73</b>
<b>5.5</b>	<b>Coefficiente de Assimetria.....</b>	<b>76</b>
<b>6</b>	<b>ANÁLISE DAS FORÇAS ATUANTES EM LAJES DE BACIAS DE DISSIPACÃO I: FORÇAS VERTICAIS NEGATIVAS – MAGNITUDE MÉDIA, FLUTUAÇÕES E EXTREMOS.....</b>	<b>79</b>
<b>6.1</b>	<b>Avaliação das Forças .....</b>	<b>79</b>
<b>6.2</b>	<b>Carregamento Superior Médio (<math>C_m</math>).....</b>	<b>82</b>
<b>6.3</b>	<b>Flutuação de Carregamento Superior (<math>C_f</math>).....</b>	<b>88</b>
<b>6.4</b>	<b>Extremos de Carregamento Superior .....</b>	<b>94</b>
<b>7</b>	<b>ANÁLISE DAS FORÇAS ATUANTES EM LAJES DE BACIAS DE DISSIPACÃO II: FORÇAS RESULTANTES E SEGURANÇA .....</b>	<b>97</b>
<b>7.1</b>	<b>Avaliação das Subpressões.....</b>	<b>97</b>
<b>7.2</b>	<b>Flutuação de Pressão Transversal (<math>C_{fw}</math>).....</b>	<b>100</b>
<b>7.3</b>	<b>Relação entre Carregamentos Superiores e Inferiores.....</b>	<b>102</b>
7.3.1	Relação $C_s/C_i$ Instantânea (M).....	102
7.3.2	Coefficiente de Segurança Mínimo ( $\mu$ ) .....	104
7.3.3	Erro Introduzido por Efeitos de Escala.....	111
<b>7.4</b>	<b>Duração dos Pulsos .....</b>	<b>113</b>
7.4.1	Persistência dos Pulsos do Carregamento Superior .....	114
7.4.2	Persistência dos Pulsos Resultantes.....	120
<b>8</b>	<b>ANÁLISE DAS FORÇAS ATUANTES EM LAJES DE BACIAS DE DISSIPACÃO III: APLICAÇÃO.....</b>	<b>124</b>
<b>9</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>128</b>
<b>10</b>	<b>REFERÊNCIAS POR ASSUNTO .....</b>	<b>131</b>
<b>10.1</b>	<b>Ressalto Hidráulico.....</b>	<b>131</b>
<b>10.2</b>	<b>Ressalto Hidráulico Afogado .....</b>	<b>132</b>
<b>10.3</b>	<b>Forças Distribuídas sobre Bacias de Dissipação e ‘Plunge Pools’ .....</b>	<b>133</b>

10.4	Estudos de Caso .....	134
10.5	Turbulência .....	134
10.6	Modelagem Física e Efeitos de Escala.....	134
10.7	Obras Hidráulicas.....	135
<b>11</b>	<b>ANEXO I: DADOS MEDIDOS NO MODELO M2D.....</b>	<b>136</b>
<b>12</b>	<b>ANEXO II: ESPECIFICAÇÃO DOS TRANSDUTORES.....</b>	<b>139</b>
<b>13</b>	<b>ANEXO III .....</b>	<b>140</b>
13.1	Equações para determinação das alturas conjugadas.....	140
13.2	Equações para determinação do comprimento do ressalto.....	141
<b>14</b>	<b>ANEXO IV .....</b>	<b>142</b>

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1: DANOS PROVOCADOS POR AÇÃO DO ESCOAMENTO NA BACIA DE DISSIPAÇÃO DE ENERGIA DA BARRAGEM DE NETZAHUALCÓYOTL (MALPASO) - MÉXICO (FONTE: ICOLD 1973).	2
FIGURA 2.1: RESSALTO HIDRÁULICO CLÁSSICO.	5
FIGURA 2.2: HISTÓRICO DO ESTUDO DO RESSALTO HIDRÁULICO, BASEADO EM HAGER (1992), PINHEIRO (1995), TRIERWEILER (2006).	6
FIGURA 2.3: RESSALTO HIDRÁULICO CLÁSSICO: REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA.	7
FIGURA 2.4: COMPRIMENTO DO RESSALTO EM FUNÇÃO DO NÚMERO DE FROUDE SEGUNDO METODOLOGIA DA U.S.B.R. (1955).	9
FIGURA 2.5: RESSALTO HIDRÁULICO DE ACORDO COM O NÚMERO DE FROUDE NA SEÇÃO DE ENTRADA (BUREAU OF RECLAMATION 1987).	11
FIGURA 2.6: RESSALTO HIDRÁULICO SOBRE SUPERFÍCIE INCLINADA (ADAPTADO DE HAGER 1992)	12
FIGURA 2.7: ESQUEMA DAS ALTURAS CONJUGADAS E DISSIPAÇÃO DE ENERGIA RELATIVA.	15
FIGURA 2.8: EFICIÊNCIA DO RESSALTO HIDRÁULICO DE ACORDO COM O NÚMERO DE FROUDE (PETERKA, 1974).	16
FIGURA 2.9: FLUTUAÇÃO DE PRESSÃO ADIMENSIONALIZADA EM FUNÇÃO DA POSIÇÃO EM RELAÇÃO AO INÍCIO DO RESSALTO (X) E ALTURA RÁPIDA ( $Y_1$ ) (KHADER & ELANGO, 1974).	18
FIGURA 2.10: FLUTUAÇÃO DE PRESSÃO ADIMENSIONALIZADA EM RELAÇÃO A DISTÂNCIA DE INÍCIO DO RESSALTO (X) E A ALTURA NA ENTRADA DO RESSALTO HIDRÁULICO (ENDRES, 1990).	20
FIGURA 3.1: DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DA PROPAGAÇÃO E CARREGAMENTO DEVIDO À SUBPRESSÃO.	24
FIGURA 3.2: GRUPOS DE ESFORÇOS QUE AGEM SOBRE UMA LAJE DE BACIA DE DISSIPAÇÃO.	25
FIGURA 3.3: VARIÁVEIS NA ANÁLISE DO CARREGAMENTO DEVIDO A FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO SOB RESSALTO HIDRÁULICO (RESSALTO LIVRE = LINHA PONTILHADA, RESSALTO AFOGADO = LINHA CONTÍNUA).	27
FIGURA 3.4: DETALHE DO ESQUEMA CONSTRUTIVO DE LAJES DE BACIA DE DISSIPAÇÃO (ADAPTADO DE BUREAU OF RECLAMATION, 1987).	30
FIGURA 3.5: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE YUDITSKII (1963).	32
FIGURA 3.6: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE FIOROTTO & RINALDO (1992).	34
FIGURA 3.7: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE FIOROTTO & RINALDO (1992).	34
FIGURA 3.8: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE DI SANTO ET AL (1995).	35
FIGURA 3.9: RELAÇÃO DA ESPESURA DA LAJE, ALTURA DO ESCOAMENTO NA ENTRADA DO RESSALTO E FROUDE DENSIMÉTRICO.	36
FIGURA 3.10: POSIÇÃO DO INÍCIO DE INSTABILIDADE DOS ELEMENTOS MÓVEIS.	37
FIGURA 3.11: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE PINHEIRO (1995).	38
FIGURA 3.12: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE FIOROTTO & SALANDIN (2000).	39
FIGURA 3.13: ESTRUTURA UTILIZADA NOS ENSAIOS DE BOLLAERT (2002).	40
FIGURA 4.1: VISTA GERAL DAS INSTALAÇÕES DO MODELO EM ESCALA 1:100.	42
FIGURA 4.2: VISTA EM PERFIL DO MODELO M1D-PC 1:100.	43
FIGURA 4.3: VISTA EM PLANTA DO MODELO M1D-PC 1:100.	44
FIGURA 4.4: VISTA GERAL DAS INSTALAÇÕES DO MODELO M2D.	45
FIGURA 4.5: PLANTA DO MODELO M2D, MOSTRANDO A POSIÇÃO DAS TOMADAS DE PRESSÃO.	46
FIGURA 4.6: VISTA EM PLANTA DO MODELO M2D.	47
FIGURA 4.7: INSTALAÇÃO DO TRANSDUTOR DE PRESSÃO FACEADO AO FUNDO DO CANAL.	47
FIGURA 4.8: TRANSDADORES INSTALADOS NO MODELO M2D.	49
FIGURA 5.1: DIMENSÕES MEDIDAS NOS ENSAIOS, ABERTURA DA COMPORTAS E ALTURAS DE LÂMINA DE ÁGUA.	56
FIGURA 5.2: PRESSÃO MÉDIA ADIMENSIONAL, DADOS DO M1D-PC100, ADIMENSIONALIZAÇÃO PROPOSTA POR MARQUES (1999).	59
FIGURA 5.3: PRESSÃO MÉDIA ADIMENSIONAL, DADOS DO M1D-PC100, METODOLOGIA PROPOSTA NESTE TRABALHO.	59
FIGURA 5.4: PRESSÃO MÉDIA ADIMENSIONALIZADA, COMPARAÇÃO ENTRE OS DADOS M2D, ENDRES (1990) E MARQUES (1995).	60
FIGURA 5.5: PRESSÕES DINÂMICAS GERADAS POR DIFERENTES TIPOS DE ESCOAMENTO.	61
FIGURA 5.6: ESQUEMA DO EQUILÍBRIO DE FORÇAS NO RESSALTO HIDRÁULICO (A) RESSALTO CLÁSSICO, (B) RESSALTO AFOGADO SOB SUPERFÍCIE INCLINADA.	62
FIGURA 5.7: DADOS DE PRESSÃO MÉDIA DE ENDRES (1990), MARQUES (1995) E DESTES TRABALHOS E EQUAÇÃO DE AJUSTE.	64
FIGURA 5.8: DISPERSÃO DO RESÍDUO EM FUNÇÃO DA EQUAÇÃO DE AJUSTE.	64
FIGURA 5.9: COMPARAÇÃO DO AJUSTE PROPOSTO COM OS DADOS DO MODELO M1D-PC100.	65
FIGURA 5.10: SOBREPRESSÃO NO TRECHO INICIAL, RESSALTO LIVRE.	66
FIGURA 5.11: SOBREPRESSÃO NO TRECHO INICIAL, RESSALTO AFOGADO (PC = POSIÇÃO LONGITUDINAL DO PONTO DE CONCORDÂNCIA).	67

FIGURA 5.12: COEFICIENTE DE PRESSÃO ADIMENSIONALIZADO ( $C_p'$ ), RESULTADOS DE DIVERSOS AUTORES. <sup>1</sup> LOPARDO (1986), <sup>2</sup> ENDRES (1990) E <sup>3</sup> MARQUES (1995) E PRESENTE TRABALHO.....	68
FIGURA 5.13: FLUTUAÇÃO DE PRESSÃO ADIMENSIONAL, PROPOSTA DE MARQUES ET AL (1999).....	70
FIGURA 5.14: FLUTUAÇÃO DE PRESSÃO ADIMENSIONAL, PROPOSTA DESTE TRABALHO.....	70
FIGURA 5.15: ADIMENSIONALIZAÇÃO PROPOSTA PARA AS FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO, COMPARAÇÃO COM RESSALTO LIVRE.....	71
FIGURA 5.16: COMPARAÇÃO DAS FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO (VÃO CENTRAL = LINHA, LINHAS LATERAIS = SÍMBOLOS.).....	72
FIGURA 5.17: INFLUÊNCIA DAS ESTEIRAS DOS PILARES SOBRE OS ESCOAMENTOS.....	72
FIGURA 5.18: COEFICIENTE DE PRESSÃO $C_p$ .....	75
FIGURA 5.19: COEFICIENTES DE PRESSÃO POSITIVOS, $C_p^+$ E $C_{p99,9\%}$ .....	75
FIGURA 5.20: COEFICIENTES DE PRESSÃO NEGATIVOS, $C_p^-$ E $C_{p0,1\%}$ .....	76
FIGURA 5.21: COEFICIENTE DE ASSIMETRIA, COMPARAÇÃO COM RESSALTO LIVRE.....	77
FIGURA 5.22: COEFICIENTE DE ASSIMETRIA, COMPARAÇÃO DO VÃO CENTRAL COM AS LINHAS LATERAIS.....	77
FIGURA 6.1: ÁREAS EFETIVAS DOS TRANSDUTORES INSTALADOS.....	79
FIGURA 6.2: PRINCIPAIS VARIÁVEIS RELATIVAS ÀS FORÇAS SOBRE LAJES DE BACIA DE DISSIPACÃO.....	81
FIGURA 6.3: CARREGAMENTO MÉDIO ADIMENSIONAL, $Fr_1 = 3,72$ E $3,91$ .....	83
FIGURA 6.4: CARREGAMENTO MÉDIO ADIMENSIONAL $Fr_1 = 4,22$ E $4,63$ .....	83
FIGURA 6.5: DADOS DE CARREGAMENTO MÉDIO OBTIDOS POR PINHEIRO (1995) E NESTE TRABALHO.....	84
FIGURA 6.6: DIFERENÇA RELATIVA ENTRE CARREGAMENTO MÉDIO MEDIDO E OBTIDO DO AJUSTE.....	85
FIGURA 6.7: DIFERENÇA RELATIVA ENTRE CARREGAMENTO MÉDIO MEDIDO E OBTIDO DO AJUSTE.....	86
FIGURA 6.8: CARREGAMENTO MÉDIO EM FUNÇÃO DA POSIÇÃO DE INÍCIO E CENTRO DE GRAVIDADE DA LAJE – EQUAÇÃO DE AJUSTE.....	87
FIGURA 6.9: CARREGAMENTO MÉDIO EM FUNÇÃO DO COMPRIMENTO E CENTRO DE GRAVIDADE DA LAJE – EQUAÇÃO DE AJUSTE.....	87
FIGURA 6.10: FLUTUAÇÕES DE FORÇA EM FUNÇÃO DA LARGURA, COMPRIMENTO E CENTRO DE GRAVIDADE, DADOS DE PINHEIRO (1995). $X_{CG}$ = CENTRO DE GRAVIDADE DA LAJE, $L_R$ = COMPRIMENTO DO RESSALTO HIDRÁULICO, $C'F$ = FLUTUAÇÃO DE FORÇA SOBRE ÁREA E ENERGIA CINÉTICA NA ENTRADA DO RESSALTO; $L_B$ = COMPRIMENTO DA LAJE E $W_B$ = LARGURA DA LAJE.....	89
FIGURA 6.11: VALORES $\beta_1$ PARA DIFERENTES COMPRIMENTOS ADIMENSIONAIS, A PARTIR DA AVALIAÇÃO DOS DADOS DE PINHEIRO (1995) E DO MODELO M2D.....	91
FIGURA 6.12: FLUTUAÇÃO DE CARREGAMENTO, LAJES COM MESMO COMPRIMENTO E LARGURAS DIFERENTES, DADOS DE PINHEIRO (1995).....	92
FIGURA 6.13: FLUTUAÇÃO DE CARREGAMENTO, LAJES COM MESMA LARGURA E COMPRIMENTOS DIFERENTES, DADOS DE PINHEIRO (1995).....	92
FIGURA 6.14: RESULTADO DA ADIMENSIONALIZAÇÃO PARA $L_B^* < 1$ . SÍMBOLOS VAZIOS = PINHEIRO (1995) E SÍMBOLOS CHEIOS = DADOS DESTE TRABALHO.....	93
FIGURA 6.15: RESULTADO DA ADIMENSIONALIZAÇÃO PARA $L_B^* > 1$ . SÍMBOLOS VAZIOS = PINHEIRO (1995) E SÍMBOLOS CHEIOS = DADOS DESTE TRABALHO.....	94
FIGURA 6.16: EXTREMOS DE PRESSÃO MENORES QUE A MÉDIA, MODELO M2D.....	95
FIGURA 6.17: EXTREMOS DE PRESSÃO MAIORES QUE A MÉDIA, MODELO M2D.....	96
FIGURA 7.1: GRUPOS DE TOMADAS DE PRESSÃO QUE REPRESENTAM PONTOS DE PROPAGAÇÃO DE PRESSÕES (PONTOS UNIDOS POR LINHAS TRACEJADAS = GRUPO DE TRANSDUTORES).....	98
FIGURA 7.2: METODOLOGIA PARA CÁLCULO DO CARREGAMENTO INFERIOR.....	98
FIGURA 7.3: FLUTUAÇÃO DE PRESSÃO ADIMENSIONAL SOBRE AS FISSURAS, EM FUNÇÃO DA POSIÇÃO LONGITUDINAL.....	101
FIGURA 7.4: VARIAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE $M$ EM FUNÇÃO DE $K$ .....	103
FIGURA 7.5: COEFICIENTE DE SEGURANÇA $\mu$ EM FUNÇÃO DE $K$ , $Fr = 3,72$ E $X_1^* = 1,11$ E DIFERENTES $L_B^*$ .....	104
FIGURA 7.6: COEFICIENTE DE SEGURANÇA $\mu$ EM FUNÇÃO DE $K$ , $Fr = 3,72$ E $X_1^* = 2,18$ E DIFERENTES $L_B^*$ .....	105
FIGURA 7.7: COEFICIENTE DE SEGURANÇA $\mu$ EM FUNÇÃO DE $K$ , $Fr = 3,72$ , $X_1^* = 2,71$ E DIFERENTES $L_B^*$ .....	105
FIGURA 7.8: INCREMENTO DE SEGURANÇA $d\mu$ EM FUNÇÃO DO CENTRO DE GRAVIDADE ADIMENSIONAL.....	106
FIGURA 7.9: INCREMENTO DE SEGURANÇA $d\mu^*$ , EM FUNÇÃO DO CENTRO DE GRAVIDADE $X_{CG}^*$ , E AJUSTE PROPOSTO.....	107
FIGURA 7.10: COEFICIENTE DE SEGURANÇA $\mu(0)$ E AJUSTE PROPOSTO.....	108
FIGURA 7.11: AVALIAÇÃO DA EQUAÇÃO 7.13 PARA $\mu = 2$ E DIFERENTES $Y_1/C_M$ .....	109
FIGURA 7.12: VALORES DE $K$ PARA $\mu = 2$ DADOS MEDIDOS NO MODELO M2D.....	110
FIGURA 7.13: ERRO DO AJUSTE EM RELAÇÃO AOS VALORES AVALIADOS DE $K$ .....	110
FIGURA 7.14: EFEITO DA PERSISTÊNCIA DOS PULSOS DE PRESSÃO.....	113
FIGURA 7.15: DURAÇÃO DOS PULSOS DE CARREGAMENTOS MAIORES QUE CERTA MAGNITUDE (LINHA TRACEJADA).....	114

FIGURA 7.16: A, B, C ,D - DURAÇÃO MÉDIA ADIMENSIONAL DA PERSISTÊNCIA DE CARREGAMENTOS COM DIFERENTES MAGNITUDES ( $N_{DESv}$ ), PARA DIFERENTES TAMANHOS E POSIÇÕES DE LAJE, PULSOS MENORES QUE A MÉDIA. ....	116
FIGURA 7.17: A, B, C ,D - DURAÇÃO MÉDIA ADIMENSIONAL DA PERSISTÊNCIA DE CARREGAMENTOS COM DIFERENTES MAGNITUDES ( $N_{DESv}$ ), PARA DIFERENTES TAMANHOS E POSIÇÕES DE LAJE, PULSOS MAIORES QUE A MÉDIA. ....	117
FIGURA 7.18: A, B, C ,D - DURAÇÃO MÁXIMA ADIMENSIONAL (OBSERVADA) DA PERSISTÊNCIA DE CARREGAMENTOS COM DIFERENTES MAGNITUDES ( $N_{DESv}$ ), PARA DIFERENTES TAMANHOS E POSIÇÕES DE LAJE, PULSOS MENORES QUE A MÉDIA. ....	118
FIGURA 7.19: A, B, C ,D - DURAÇÃO MÁXIMA ADIMENSIONAL (OBSERVADA) DA PERSISTÊNCIA DE CARREGAMENTOS COM DIFERENTES MAGNITUDES ( $N_{DESv}$ ), PARA DIFERENTES TAMANHOS E POSIÇÕES DE LAJE, PULSOS MAIORES QUE A MÉDIA. ....	119
FIGURA 7.20: DURAÇÃO DOS PULSOS DE RESULTANTE R COM CERTA MAGNITUDE (LINHA TRACEJADA). ....	121
FIGURA 7.21: A, B, C ,D - DURAÇÃO MÉDIA ADIMENSIONAL DA PERSISTÊNCIA DA RESULTANTE COM DIFERENTES MAGNITUDES (K), PARA DIFERENTES TAMANHOS E POSIÇÕES DE LAJE. ....	122
FIGURA 7.22: A, B, C ,D - DURAÇÃO MÁXIMA ADIMENSIONAL (OBSERVADA) DA PERSISTÊNCIA DA RESULTANTE COM DIFERENTES MAGNITUDES (K), PARA DIFERENTES TAMANHOS E POSIÇÕES DE LAJE. ....	123

## LISTA DE TABELAS

TABELA 1.1: ALGUNS DISSIPADORES BRASILEIROS COM BAIXO NÚMERO DE FROUDE .....	3
TABELA 3.1: RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE FIOROTTO & RINALDO (1992) – ESTRUTURA 1 ....	33
TABELA 3.2: RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE FIOROTTO & RINALDO (1992) – ESTRUTURA 2 ....	34
TABELA 3.3: RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE DI SANTO ET AL. (1995).....	37
TABELA 3.4: RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE PINHEIRO (1995).....	38
TABELA 3.5: RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS ENSAIOS DE FIOROTTO E SALANDIN (2000).....	39
TABELA 4.1: RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DO MODELO M1D-PC 1:100. ....	44
TABELA 4.2:RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DO MODELO M2D. ....	45
TABELA 4.3: POSICIONAMENTO DOS TRANSDUTORES DE PRESSÃO EM FUNÇÃO DO FINAL DA CURVA DE CONCORDÂNCIA E LINHA CENTRAL DO CANAL. ....	48
TABELA 5.1:CARACTERÍSTICAS DO MODELO M2D .....	55
TABELA 5.2: CARACTERÍSTICAS DO MODELO M1D-PC100.....	55
TABELA 5.3: RESUMO DE TRABALHOS DE DIFERENTES AUTORES .....	57
TABELA 6.1: POSIÇÕES E ÁREAS EFETIVAS DOS TRANSDUTORES PARA CÁLCULO DAS FORÇAS SOBRE A BACIA. ....	80
TABELA 6.2: CARACTERÍSTICAS DAS ÁREAS DE AVALIAÇÃO DAS FORÇAS. ....	80
TABELA 6.3: VALORES PROPOSTO PARA OS COEFICIENTE $\beta_1$ E $\beta_2$ . ....	91
TABELA 7.1: CARACTERÍSTICAS DOS GRUPOS DE TRANSDUTORES REPRESENTANDO FISSURAS. ....	99

## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

a	abertura da comporta, altura vertical
$A_s$	área uma barra de aço de ancoragem
B	largura do canal
$\bar{C}$	carregamento médio adimensional
c	celeridade de uma onda de superfície
$C'$	desvio padrão adimensional de $C_s$
$C_{ar}$	concentração de ar
$C_e$	carregamento devido à estrutura (peso + ancoragem)
$C_e$	carregamento estrutural
$C_f$	desvio padrão de $C_s$
$C_{fw}$	flutuação de pressão sobre a fissura
$C_i$	carregamento devido às pressões propagadas para a face inferior
$C_i$	carregamento inferior
$C_i$	carregamento inferior instantâneo em certa área $\Delta x \cdot \Delta y$
$C_m$	carregamento médio (temporal) relativo às forças devidas ao escoamento de superfície.
$C_p^-$	máximo diferencial de pressão negativo sobre a média
$C_p^+$	máximo diferencial de pressão positiva sobre a média
$C_s$	carregamento instantâneo relativo às forças devidas ao escoamento de superfície.
$C_s$	carregamento superior
dy	diferencial de comprimento
$E_1$	energia cinética + energia potencial na entrada do ressalto
$E_2$	energia na seção de saída do ressalto
Fd	número de Froude densimétrico
$F_e$	forças devidas à estrutura (peso + ancoragem)
$F_i$	forças devidas ao escoamento de superfície.
$f_K$	escala de frequência de Kolmogorov
Fr	número de Froude
$Fr_1$	número de Froude no fim do trecho curvo, ressalto livre ( $y_1$ )
$F_s$	forças devidas ao escoamento de superfície.
$F_t$	força total resultante sobre uma laje de bacia de dissipação
g	aceleração da gravidade
$G_0$	abertura da comporta, altura perpendicular ao vertedouro
Ht	diferença entre a energia de montante e a energia de jusante
$I_x$	escala integral longitudinal das pressões
k	coeficiente estrutural, relação entre carregamento estrutural e carregamento médio
k	razão entre o carregamento estrutural e carregamento médio
l'	comprimento dos menores vórtices
$L_B$	comprimento de uma laje de bacia de dissipação
$L_B^*$	comprimento adimensional da laje
$l_c$	comprimento característico
$L_m$	comprimento em modelo
$L_p$	comprimento em protótipo
$\min(f)$	mínimo valor de certa função $f$
n	número de amostras
$N_1$	altura vertical da lâmina de água, no início do ressalto
$n_b$	número de barras por unidade de área
p	pressão pontual
$p(x,y)$	pressão em função da posição no ressalto ( $x,y$ )
Pc	altura da comporta de controle de nível a jusante

PC	Ponto de concordância, fim do trecho curvo e início da bacia de dissipação
$P_C$	peso do concreto por unidade de área
$p_m$	pressão em modelo
$P_m$	pressão média
$p_p$	pressão em protótipo
$P_s$	resistência do concreto por unidade de área
$P_X$	pressão média em certa posição
Q	vazão
q	vazão específica
$Q_m$	vazão em modelo
$q_m$	vazão específica em modelo
$Q_p$	vazão em protótipo
$q_p$	vazão específica em protótipo
$q_{vert}$	vazão específica no canal do modelo
R	força resultante ( $C_s - C_i$ )
$Re_1$	número de Reynolds na seção de entrada do ressalto ( $y^*_1$ )
s	espessura total da laje ( $s_a + s_c$ )
S	grau de submergência, relação $T_w/y_2$
$s_a$	espessura equivalente da ancoragem
$s_c$	espessura de uma laje de concreto
T	persistência do pulso de carregamento maior que certa magnitude;
$T_a$	temperatura ambiente durante os ensaios
$t_K$	escala de tempo de Kolmogorov
$T_w$	altura da lâmina de água na seção de saída do ressalto afogado
$u'$	velocidade dos menores vórtices
V	velocidade média
$v_1$	velocidade média na seção de entrada do ressalto
$v_2$	velocidade média na seção de saída do ressalto
$v^2/2g$	energia cinética calculada na seção de início do ressalto ( $y^*_1$ )
$V_m$	velocidade em modelo
$V_p$	velocidade em protótipo
$W_B$	largura de uma laje de bacia de dissipação
$W_B^*$	largura adimensional da laje
$We_m$	número de Weber, em modelo
$We_p$	número de Weber, em protótipo
X	posição relativa ao início do ressalto
x,y	posição longitudinal e transversal
$x_1$	posição longitudinal da fissura
$x_1, y_1$	limites inferiores da integral (limites físicos de uma certa laje)
$x_2, y_2$	limites superiores da integral (limites físicos de uma certa laje)
$X_{CG}$	centro de gravidade
$X_{CG}^*$	centro de gravidade adimensional
$X_i$	posição de início de uma laje de bacia de dissipação, em relação ao início do ressalto
$X_i^*$	posição adimensional de início da laje
$X_{PC}$	posição do ponto de concordância do trecho curvo ao reto, em relação ao início do ressalto
$y^*_1$	altura da lâmina de água no início do ressalto e perpendicular ao vertedouro
$y_1$	altura da lâmina de água na seção de entrada do ressalto
$y_1$	altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre
$y_1^*$	altura da lâmina de água no início do ressalto e perpendicular ao vertedouro
$y_1, y_2$	limites transversais da fissura
$y_2$	altura conjugada lenta calculada em função de $y_1$ e $Fr_1$

Z altura de início do ressalto em função do nível da bacia da dissipação

### Símbolos Gregos

$d\mu$	variação de $\mu$ com $k$
$d\mu^*$	variação de $\mu$ com $k$ vezes a relação entre $y_1$ e $C_m$
$l'$	comprimento dos menores vórtices
$u'$	velocidade dos menores vórtices
$\Delta H$	perda de energia no ressalto
$\Delta x.\Delta y$	área de aplicação da força (área de uma certa laje $(x_2-x_1).(y_2-y_1)$ )
$\Delta y$	largura total
$\Gamma$	posição longitudinal adimensional
$\Gamma^*$	posição longitudinal adimensional (Marques 1997)
$M$	coeficiente de segurança quanto ao levantamento de laje
$M$	razão instantânea entre as forças estabilizantes e desestabilizantes,
$\Omega$	fator de redução adimensional
$\Psi'$	flutuação de pressão adimensional
$\Psi$	pressão média adimensional
$\varepsilon$	dissipação de energia por unidade de massa
$\phi$	diâmetro do da barra de aço da ancoragem
$\gamma$	peso específico da água
$\gamma_C$	peso específico do concreto
$\gamma_i$	peso específico do elemento de laje utilizado no ensaio
$\gamma_S$	tensão de ruptura do aço
$\eta$	eficiência do ressalto hidráulico
$\lambda$	razão de escala geométrica entre protótipo e modelo
$\mu$	coeficiente de segurança mínimo
$\nu$	viscosidade cinemática
$\rho$	massa específica da água
$\sigma_e$	erro padrão do ajuste
$\sigma_x$	desvio padrão das pressões na posição X
$\tau$	persistência adimensional;

### Abreviações

A/D	analógico digital
CV	cavalo vapor
FDP	função de densidade de probabilidade
LAHE	Laboratório de Hidráulica Experimental de Furnas Centrais Elétricas
m.c.a.	metro de coluna de água (pressão referente).
M1D-PC100	modelo unidimensional da UHE Porto Colômbia, em escala 1:100
M2D	modelo bidimensional
MB	Megabyte
ND	não disponível
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento
UHE	usina hidroelétrica

# 1 INTRODUÇÃO

O ressalto hidráulico é um fenômeno tão interessante quanto complexo que, apesar de ter sido estudado por muitos autores ao longo dos anos, até hoje desafia soluções analíticas completas. O empenho na compreensão plena de suas características deve-se a este ser uma das formas mais usuais de dissipação de energia em estruturas hidráulicas de grande porte. O ressalto pode ser caracterizado por uma descontinuidade no escoamento, uma transição brusca de um escoamento em regime rápido para um escoamento em regime lento. Pode-se, também, defini-lo como uma transição entre dois estados de energia distintos, acompanhada de forte dissipação de energia.

O controle da dissipação de energia a jusante de estruturas hidráulicas tem como objetivo restituir o escoamento em condições semelhantes àquelas que prevaleciam antes da construção da obra. Desta maneira, a energia do escoamento deve ser dissipada de uma maneira que não provoque fortes erosões que poderiam colocar em risco a estabilidade da obra. Por esta razão, o controle de energia da dissipação é de importância na engenharia hidráulica. A dissipação de energia hidráulica se efetua, principalmente, pela criação de uma forte turbulência que provoca grandes flutuações de pressão e de velocidade.

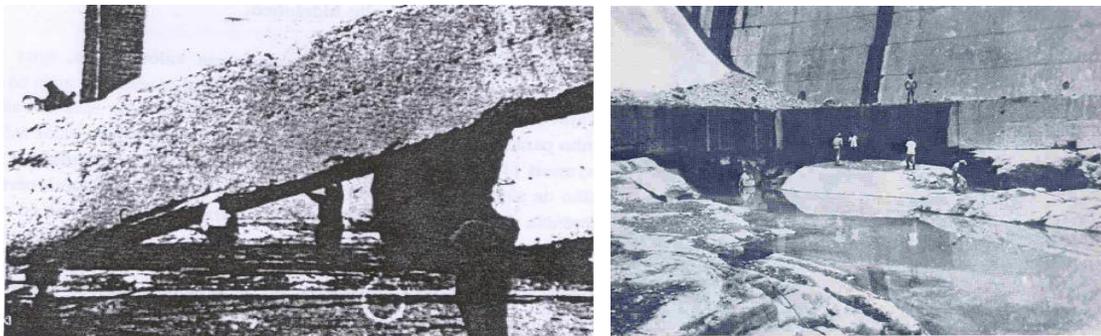
O ressalto hidráulico, dentro das capacidades atuais de compreensão, é um fenômeno com características não-determinísticas e, para fins práticos, pode ser tratado com ferramentas de análise estatística. Essa propriedade de fenômeno não determinístico é função da característica turbulenta de seu campo de velocidades e de pressões e do incompleto entendimento dos mesmos. Além das características internas do escoamento, pode-se mencionar a grande variedade de geometrias de estruturas vertedouras somada à infinidade de condições de contorno do escoamento como variáveis adicionais do problema. Isto associará ao estudo do ressalto um número elevado de graus de liberdade, podendo cada autor apenas avaliar um conjunto específico de escoamentos característicos, dentro dos objetivos de cada pesquisa. Chega-se à conclusão, então, que existem muitos campos a serem desenvolvidos e as análises poderão divergir de pesquisador a pesquisador. Não havendo soluções exatas para todo e qualquer campo de pressões para as situações possíveis do escoamento, a caracterização dos esforços que ocorrem junto ao fundo de uma bacia de dissipação ainda pode ser considerada em aberto, tornando-se de elevado interesse prático a sua avaliação.

## 1.1 Relevância

Existe um número muito grande de tipos de dissipadores de energia no escoamento em canais, entre eles o dissipador por ressalto hidráulico. Este tipo de dissipador está entre os mais estudados, entretanto, a maior parte dos estudos se refere ao ressalto livre e se limita à distribuição longitudinal das pressões e suas flutuações. São menos comuns os estudos que apresentam a distribuição transversal visando à determinação dos esforços que podem ocorrer sobre as lajes do dissipador. Mais ainda, praticamente não há estudos comparativos relativos aos carregamentos e critérios de dimensionamento utilizados para o dimensionamento dessas lajes.

Sendo o ressalto hidráulico uma das formas mais comuns de dissipação de energia e com os possíveis danos às estruturas de dissipação associados a este fenômeno, é importante que se caracterize da melhor forma possível os esforços críticos possíveis de ocorrência. Uma melhor compreensão das flutuações de pressão e sua distribuição, tanto temporal quanto espacial, poderá levar a um dimensionamento mais econômico ou ainda a uma maior segurança nas estruturas hidráulicas de dissipação. Quanto melhor informado o engenheiro hidráulico estiver, mais eficientes e seguros serão os seus projetos.

No relatório elaborado pela comissão de Deterioração de Barragens e Açudes do ICOLD (ICOLD 1973) foram apresentados os casos então conhecidos de deterioração em bacias de dissipação de energia por ação de escoamentos turbulentos. A Figura 1.1 apresenta os danos causados na bacia de dissipação de energia da barragem de Netzahualcóyotl (Malpaso) - México, ocorridos durante a passagem de uma vazão de  $3000 \text{ m}^3/\text{s}$  no ano de 1970 (a vazão de projeto é de  $6000 \text{ m}^3/\text{s}$ ), causando o arrancamento de uma laje de 720 toneladas.



*Figura 1.1: Danos provocados por ação do escoamento na bacia de dissipação de energia da barragem de Netzahualcóyotl (Malpaso) - México (fonte: ICOLD 1973).*

Este trabalho visa o estudo dos dissipadores de energia por ressalto hidráulico **com baixos números de Froude** (vertedouros de baixa queda e grande vazão), pois representam parcela significativa dos dissipadores brasileiros. Por ressalto com baixo número de Froude entende-se ressalto com eficiência abaixo da ótima quanto à dissipação de energia. Algumas obras com essa característica estão listadas na Tabela 1.1. Os valores são referentes a cheias de projeto.

*Tabela 1.1: Alguns dissipadores brasileiros com baixo número de Froude*

<b>UHE</b>	Vazão Específica	Fr <sub>1</sub>
Porto Primavera <sup>1</sup>	220	1,40
Rosana <sup>1</sup>	176	1,54
Garabi <sup>1</sup>	210,6	1,65
Igarapava <sup>2</sup>	145,18	2,00
Coaracy Nunes <sup>1</sup>	96	2,02
Taquaruçu <sup>1</sup>	121,2	2,25
Balbina <sup>2</sup>	143,14	2,93
Porto Colômbia <sup>2</sup>	98	3,19
Funil (MG) <sup>2</sup>	147,12	3,64
Aimorés <sup>2</sup>	92,59	3,71
Nova Avanhandava <sup>2</sup>	104,44	3,73

## 1.2 Objetivos

Este trabalho objetiva **mostrar o comportamento das forças distribuídas** sobre uma laje de bacia de dissipação por ressalto hidráulico, utilizando as seguintes ferramentas:

- Análise de dados obtidos em dois modelos reduzidos em escalas diferentes e dados disponíveis de outros autores, com diversas condições de escoamento, semelhantes àquelas possíveis de serem encontradas na prática;
- Verificação da distribuição espacial (longitudinal e transversal) das pressões no fundo da bacia de dissipação por ressalto hidráulico;
- Análise dos valores de carregamento crítico que ocorrem em uma laje de bacia de dissipação, em função de sua geometria e posição dentro da bacia de dissipação, propondo metodologia para a previsão dos mesmos;
- Avaliação da duração de cada magnitude de solicitação.

<sup>1</sup> Tamada, K. (1989) .

<sup>2</sup> ICOLD/CBDB (2002)

A seguir são apresentados dois casos em que a macroturbulência gerada por um ressalto hidráulico provocou danos ou necessidade de reparos em bacias de dissipação.

<b>Karnafuli Hydroelectric Project, Bangladesh, Paquistão (1961)</b>	<b>Scofield Dam, Utah, E.U.A. (2005)</b>
<p>A UHE Karnafuli consiste de uma barragem de núcleo de terra com 41 m de altura e vertedouro de 221 m de largura mais casa de força. A obra foi completada em junho/1961 e o vertedouro foi colocado em operação para permitir a passagem de cheias relativas às monções. Dois meses depois as comportas foram fechadas e verificou-se danos extensos ao paramento do vertedouro, em uma área de 180 m de largura e 23 m de comprimento. Durante o tempo de vertimento, vazões de até 3300 m<sup>3</sup>/s foram reportadas, o que representam 30% da vazão de projeto. Esta foi uma das primeiras vezes que danos ao vertedouro de uma barragem foram atribuídos a diferenciais de pressão sobre e sob elementos estruturais.</p> <p><i>Bowers C.E., Toso J.W. "Karnafuli Hydroelectric Project, Hydraulic Model Studies of Spillway Damage" – Hydraulics and Hydrology in the Small Computer Age, HY Division/ASCE, agosto, 1985.</i></p>	<p>A Represa de Scofield é uma barragem com núcleo de terra de 38 m de altura localizada na zona central de Utah, EUA, construída entre 1943 e 1945. Existe a preocupação que altas velocidades no paramento do vertedouro sejam suficientes para causar mobilização da laje da bacia de dissipação, causando levantamento destas e expondo fundação altamente erodível. O vertedouro não possui ancoragem ou juntas estanques e existem problemas nos sistemas de filtragem. A laje inteira da bacia de dissipação será substituída gerando custos estimados em torno de \$ 7.000.000 (outubro 2005).</p> <p><i>Water Resources Research Laboratory. "Spillway, Outlet Works, and Water Conveyance Structure Needs – Survey Results - Hydraulic Laboratory Report HL-2005-03". U.S. Department of the Interior - Bureau of Reclamation, outubro, 2005.</i></p>

## 2 CARACTERIZAÇÃO DO RESSALTO HIDRÁULICO

### 2.1 Introdução

O ressalto hidráulico constitui uma transição descontínua do escoamento, uma mudança brusca de um regime rápido (supercrítico) para um regime lento (subcrítico), que ocorre em escoamentos a superfície livre (Figura 2.1). Essa transição produz grande oscilação de superfície (formação do rolo) com propagação de ondas para jusante. O ressalto hidráulico se caracteriza pela possibilidade de grande dissipação de energia, pela produção de turbulência e pela capacidade de incorporação de ar ao escoamento (escoamento bifásico). O caráter altamente turbulento do escoamento gera flutuações de grande intensidade nas componentes de velocidade e pressão, sendo estas flutuações importantes no processo de conversão de energia cinética em calor (dissipação de energia). Associados às flutuações podem estar problemas nas estruturas de dissipação de vertedouros, como cavitação, fadiga, erosão, subpressões e sobrepressões. A Figura 2.2 mostra alguns resultados importantes no estudo do ressalto hidráulico.



Figura 2.1: Ressalto Hidráulico Clássico.

### 2.2 Ressalto Hidráulico Clássico

A forma de ressalto hidráulico sobre a qual se tem mais conhecimento adquirido é o chamado ressalto hidráulico clássico, determinado pela formação em canal plano de fundo relativamente liso, de seção constante (retangular) e fluxo simétrico. No ressalto clássico (RCI) o fluxo é considerado bidimensional, exceto por eventual influência das paredes laterais do canal. A simplicidade de geometria e relevância no dimensionamento de bacias de dissipação deste caso específico é a razão do ressalto hidráulico clássico receber maior atenção dos pesquisadores.

## Histórico do Estudo Sobre o Ressalto Hidráulico

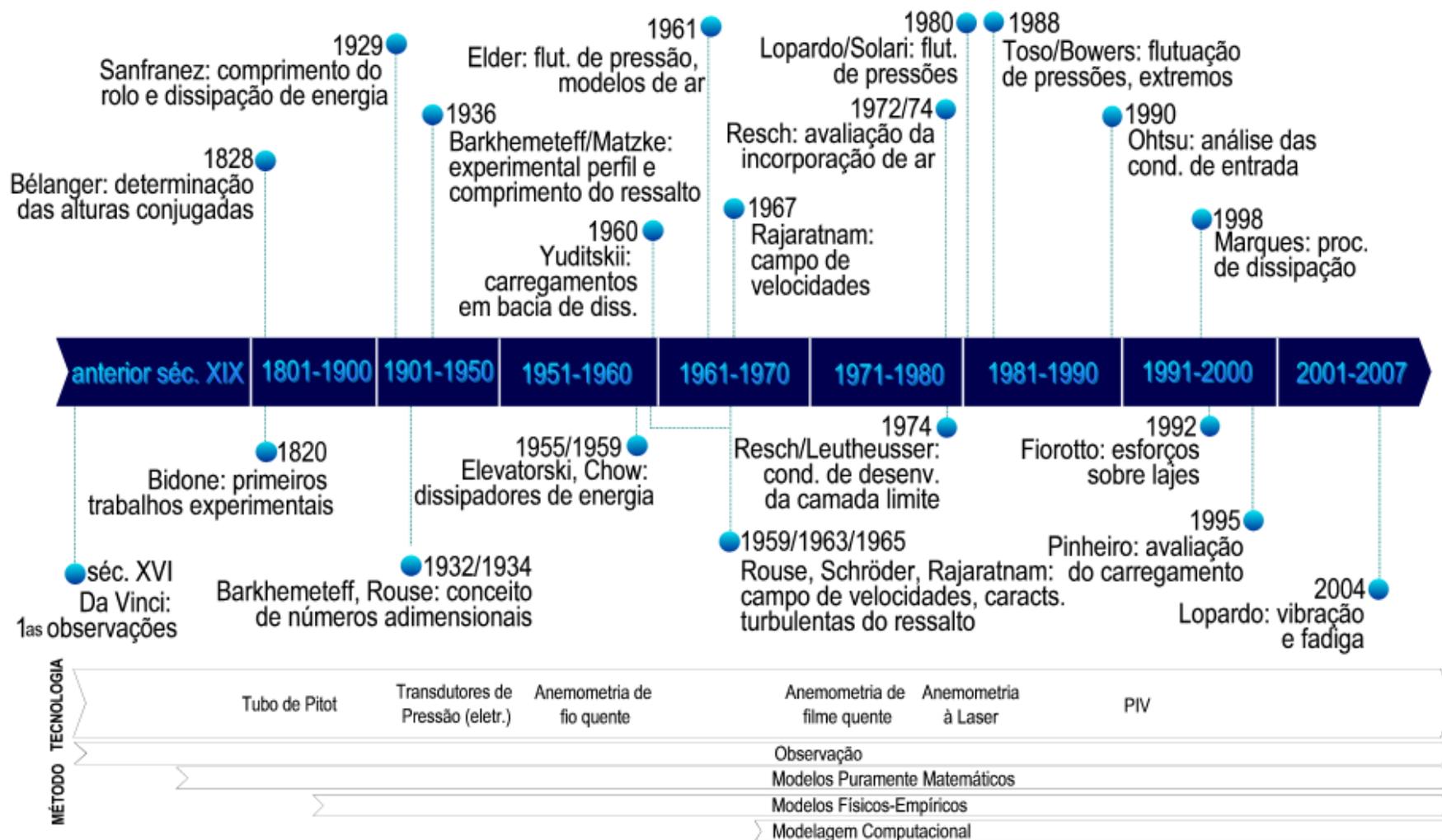


Figura 2.2: Histórico do estudo do ressalto hidráulico, baseado em Hager (1992), Pinheiro (1995), Trierweiler (2006).

## 2.3 Estrutura do Ressalto Hidráulico

### 2.3.1 Alturas Conjugadas

As alturas conjugadas são as dimensões que caracterizam mais fundamentalmente o ressalto hidráulico (Figura 2.3). Estas são respectivamente, altura de lâmina de água mais a montante ( $Y_1$ , altura conjugada rápida) e a altura de lâmina d'água a jusante ( $Y_2$ , altura conjugada lenta) do ressalto. Embora o ressalto hidráulico seja um fenômeno dinâmico, é possível determinar de forma simplificada estas dimensões em termos de valores médios.

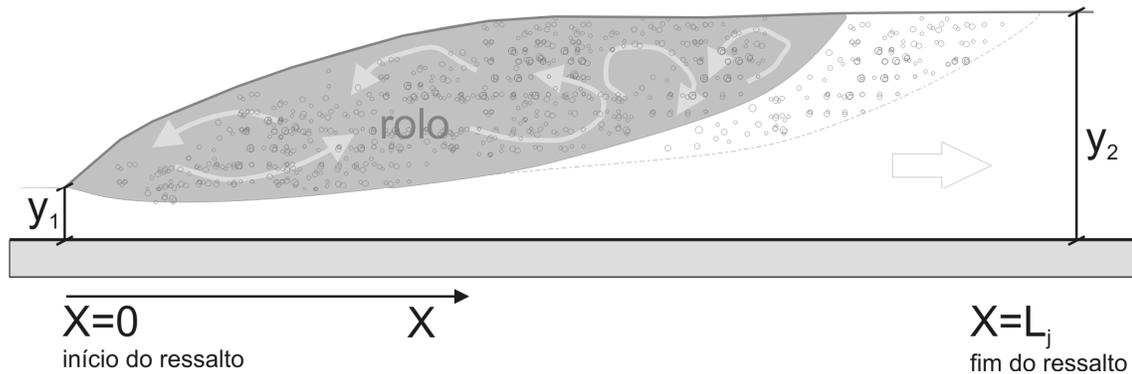


Figura 2.3: Ressalto Hidráulico Clássico: representação esquemática.

A primeira determinação analítica das alturas conjugadas foi realizada por Bélanger (1828) através da equação de conservação da quantidade de movimento entre as seções de entrada e saída do ressalto:

$$\frac{1}{2} \rho g B Y_1^2 + \rho Q V_1 = \frac{1}{2} \rho g B Y_2^2 + \rho Q V_2 \quad 2.1$$

$\rho$  = massa específica da água;

$g$  = aceleração gravitacional;

$B$  = largura do canal;

$Q$  = vazão;

$V_1$  = velocidade média do escoamento na seção inicial do ressalto hidráulico;

$V_2$  = velocidade média do escoamento na seção final do ressalto hidráulico.

A partir das suposições de pressão hidrostática, distribuição de velocidades uniformes, seção do canal retangular, fundo horizontal plano, escoamento permanente e desprezando-se a tensão de cisalhamento junto ao fundo do canal, Bélanger pôde chegar à equação da relação entre as alturas conjugadas:

$$\frac{Y_2}{Y_1} = \frac{1}{2} \left( \sqrt{1 + 8Fr_1^2} - 1 \right) \quad 2.2$$

Rajaratnam (1965) apresentou uma equação baseada na equação de Bélanger para a determinação das alturas conjugadas considerando o termo adicional da tensão de cisalhamento no fundo do canal. A relação entre alturas conjugadas e número de Froude da equação de Bélanger e da equação apresentada pelo autor não apresentam diferenças significativas, principalmente quando considerada a dispersão dos pontos experimentais.

Foram criadas diversas outras equações para a determinação das alturas conjugadas com variados graus de complexidade, considerando ou não os efeitos da tensão de cisalhamento do fundo, embora a diferença do resultado de Bélanger nunca seja de grande magnitude. Isso mostra a validade e força das suposições feitas por Bélanger para o ressalto hidráulico há mais de um século atrás. O Anexo I apresenta equações de diversos autores para a determinação das alturas conjugada em função das características do escoamento.

Long (1991), com auxílio de fotografia de alta velocidade e análise de séries de Fourier destas imagens, pode observar o mecanismo cíclico em que ocorre a flutuação dessas dimensões. O autor observou que os vórtices gerados no início do ressalto se deslocam para jusante e crescem por emparelhamento. Ao mesmo tempo a superfície da água adquire declividade e o escoamento reverte de sentido e abastece o início do ressalto, gerando novos vórtices.

### 2.3.2 Comprimento do Ressalto Hidráulico

A seção de fim do ressalto pode ser definida (HAGER, 1992) como a seção onde:

- a superfície livre é essencialmente horizontal;
- a turbulência de superfície é largamente diminuída;
- o escoamento é completamente desaerado;
- as condições de escoamento gradualmente variado reaparecem.

Essas características apontam para uma seção do escoamento onde os esforços hidrodinâmicos são grandemente reduzidos, com possibilidade de se dispensar proteção de fundo. O comprimento do ressalto e do rolo é fundamental para o dimensionamento de estruturas do tipo bacia de dissipação. Os dados deste trabalho foram adquiridos na região onde as flutuações são de maior importância, conhecidamente a primeira metade do ressalto.

Muitos pesquisadores determinaram equações para a estimativa do comprimento do ressalto, dentre as quais as mais usadas são as de Smetana (1934), Peterka (1958) e Elevatorski (1959), todas com resultados próximos. Deve-se lembrar das dificuldades de medição desses valores exatos devido à natureza pulsante do fenômeno (SENTÜRK, 1994). O Anexo II apresenta equações de diversos autores para a determinação do comprimento do rolo em função das características do escoamento.

O U.S. Bureau of Reclamation (1955), baseado em estudos experimentais, apresentou uma proposta para determinação do comprimento do ressalto em função do número de Froude na entrada do ressalto ( $Fr_1$ ) e a altura conjugada lenta ( $Y_2$ ). Esses resultados mostram discordância com os apresentados por Bakhmeteff-Matze (1936), possivelmente devido a efeitos de escala.

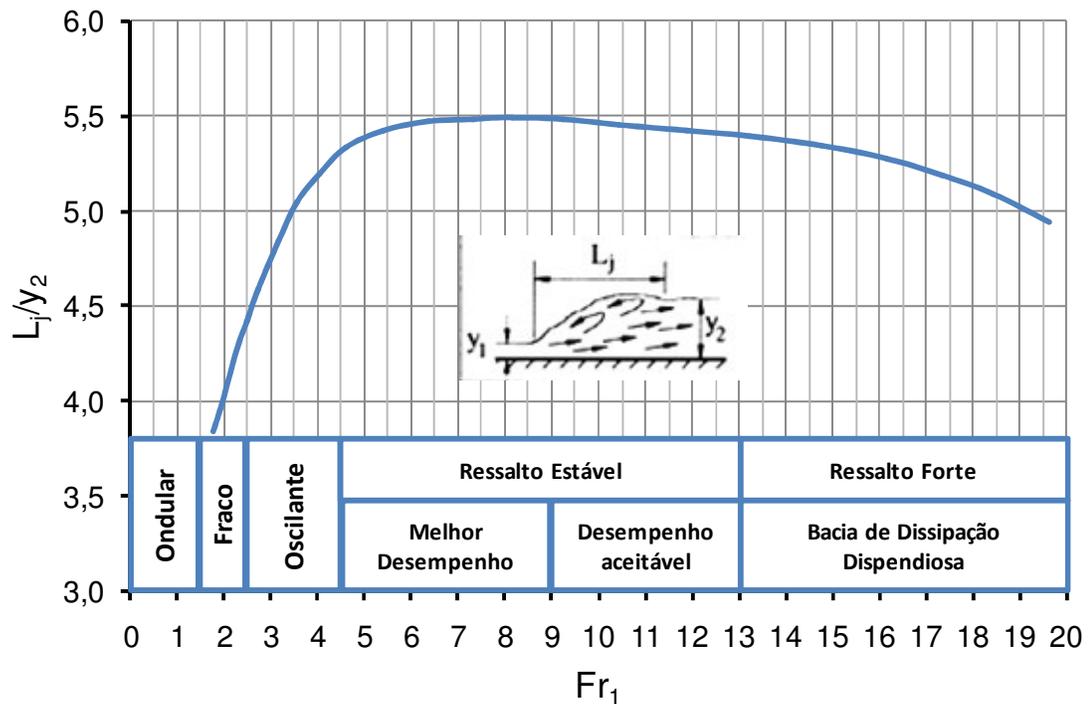


Figura 2.4: Comprimento do ressalto em função do número de Froude segundo metodologia da U.S.B.R. (1955).

### 2.3.3 Tipos de Ressonância segundo Número de Froude (BUREAU OF RECLAMATION, 1987)

Sendo o ressalto hidráulico um fenômeno que ocorre a superfície livre, o efeito das forças gravitacionais é importante e, desta maneira, o escoamento pode ser caracterizado

principalmente pelo número de Froude. O número de Froude representa a relação adimensional entre esforços inerciais e gravitacionais:

$$Fr = \frac{V}{c} . \quad 2.3$$

V = velocidade média do escoamento;

c = celeridade da onda de gravidade (função da altura do escoamento).

O número de Froude na seção de entrada do ressalto ( $Fr_1$ ) é geralmente utilizado na caracterização do escoamento. Nesta seção ele é sempre maior que a unidade ( $Fr_1 > 1$ ), pois trata-se de um escoamento supercrítico. Se o número de Froude for menor que a unidade ( $Fr_1 < 1$ , escoamento subcrítico) ou igual a unidade ( $Fr_1 = 1$ , escoamento crítico) não há formação de ressalto hidráulico.

De acordo com a classificação proposta por Peterka (1974) o ressalto pode ser classificado conforme suas características em função do número de Froude. Para números de Froude entre 1,0 e 1,7 (**ressalto ondulado** ou *undular jump*), a profundidade do fluxo de entrada está pouco abaixo da altura crítica e a transição entre altura rápida e lenta é gradual, manifestando-se apenas como uma superfície agitada. Quando o escoamento se aproxima do número de Froude  $Fr_1 = 1,7$ , pequenos rolos aparecem sobre a superfície, tornando-se mais intensos com o aumento do número.

Com o aumento do número de Froude, apesar do aparecimento do rolo, a superfície d'água mantém-se relativamente suave até  $Fr_1 = 2,5$  (**pré-ressalto** ou **ressalto fraco**). A velocidade é relativamente uniforme e a dissipação de energia é baixa. Há apenas turbulência de superfície no escoamento.

Para números de  $Fr_1$  entre 2,5 e 4,5, o escoamento toma a forma de um **ressalto oscilante**. O jato de entrada age de forma intermitente, oscilando entre a superfície e o fundo do canal, sem uma periodicidade definida. Essa forma de ressalto gera ondas que se propagam muito além do fim da bacia de dissipação. O ressalto é considerado de transição, pois não se desenvolve plenamente.

Os ressaltos com número de  $Fr_1$  entre 4,5 e 9,0 são estáveis e bem controlados (menor sensibilidade aos níveis a montante), mantendo maior parte da turbulência dentro si, sendo a superfície d'água a jusante relativamente calma. Dentro dessa faixa ocorrem os ressaltos com a melhor performance, com taxas de dissipação entre 45% e 70%, sendo designado por **ressalto estável**.

Acima de  $Fr_1 = 9,0$ , a superfície d'água torna-se bastante agitada, com a turbulência tornando-se gradualmente mais ativa, gerando fortes ondas a jusante do ressalto. As taxas de dissipação podem atingir 85%. O ressalto nessa faixa é designado de **ressalto forte**.

Esses valores de número de Froude são apenas indicativos, sendo que diferentes formas de ressalto podem ocorrer nas transições entre diferentes tipos.

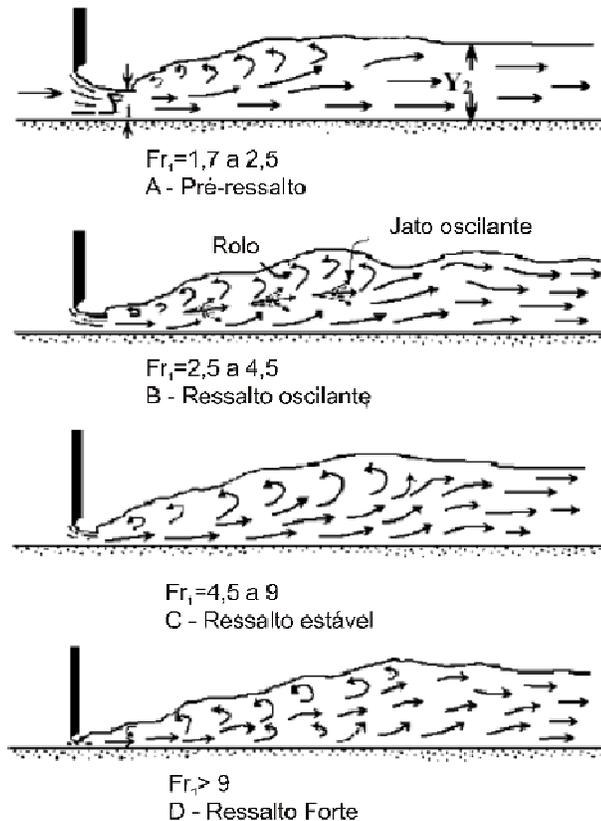


Figura 2.5: Ressalto Hidráulico de acordo com o número de Froude na seção de entrada (BUREAU OF RECLAMATION 1987).

## 2.4 Ressalto a Jusante de Vertedouro (ressalto sobre plano inclinado)

Os ressaltos formados em canais a jusante de superfície inclinadas são classificados pela relação entre vazão e nível de montante. Isto é, são definidos pelas posições de início e fim do ressalto hidráulico. A Figura 2.6 ilustra os diferentes perfis que o ressalto pode tomar quando ocorre em uma superfície inclinada.

O ressalto **tipo A** forma-se quando a lâmina de água sobre a bacia de dissipação equivale à altura lenta ( $y_2$ ), sendo que o ressalto se forma inteiramente sobre o canal horizontal, iniciando exatamente no ponto de tangência. Esse ressalto é semelhante a um ressalto clássico embora existam componentes relativas à mudança do sentido do escoamento

que irão alterar o comportamento do campo de pressões e velocidades. Estas componentes desaparecem após certa distância, tendo o escoamento características de um ressalto sobre canal horizontal.

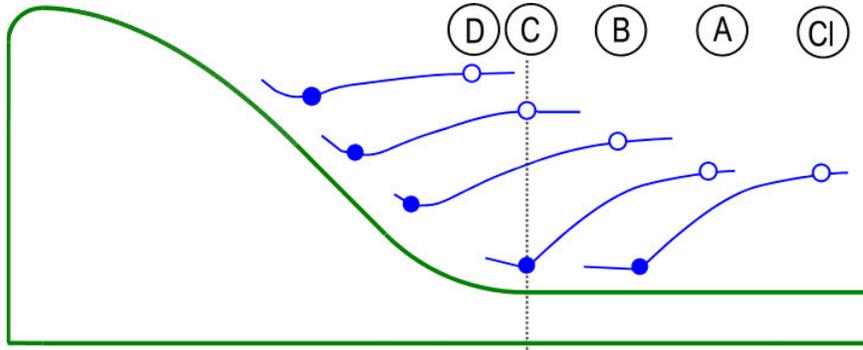


Figura 2.6: Ressalto Hidráulico sobre superfície inclinada (adaptado de HAGER 1992)

À medida que a lâmina de água a jusante aumenta, tornando a altura sobre o trecho horizontal maior que a altura  $Y_2$ , o ressalto se move para montante, tomando três configurações possíveis:

- Ressalto **tipo B**: ressalto inicia sobre o paramento do vertedouro termina sobre o trecho horizontal;
- Ressalto **tipo C**: ressalto inicia sobre o paramento do vertedouro e termina sobre o ponto de tangência entre a curva e trecho horizontal;
- Ressalto **tipo D**: ressalto encontra-se totalmente sobre o vertedouro, ocorrendo somente com grandes graus de submersão.

Uma dificuldade maior é encontrada na solução satisfatória (da altura de entrada no ressalto, por exemplo) de ressaltos sobre planos inclinados, especialmente pela resolução da equação de conservação de momento. Esta é definida para uma direção paralela ao fundo do canal mas nesse tipo de ressalto, deve-se levar em consideração o componente de peso d'água, tornando a solução mais complexa. Dentro do escopo deste trabalho são abordados ressaltos do tipo A e B. Como geralmente os níveis de montante são reduzidos e a declividade do paramento é relativamente grande os ressaltos tipo C e D são raramente encontrados na prática.

Mahmood (1964) *apud* Hager (1992) mostrou, a partir da análise de diversas declividades de paramento, que as principais dimensões do ressalto tipo A são idênticas ao ressalto clássico.

Para o ressalto do tipo B Bradley & Peterka (1957) *apud* Hager (1992) determinaram que a relação entre alturas conjugadas  $y_2/y_1$  aumenta proporcionalmente com o aumento da distância entre o início do ressalto e o ponto de tangência entre trecho curvo e horizontal

Hager (1988) apresentou uma metodologia para a determinação das alturas conjugadas em ressalto tipo B para paramentos com declividade de  $45^\circ$ , em função do Froude de entrada e energia disponível. O autor conclui que a dissipação de energia é máxima quando nos aproximamos do caso de um ressalto clássico, para um mesmo número de Froude.

## 2.5 *Ressalto Afogado (influência da submergência)*

No dimensionamento de vertedouros deverão ser consideradas as diferentes situações de escoamento possíveis de ocorrência para reduzir o tamanho da bacia de dissipação. A cota de fundo da mesma é dimensionada em função dos níveis de jusante, para que o ressalto comece junto ao pé da estrutura do vertedouro (ressalto **tipo A**). Para as demais vazões o ressalto deve ficar mais para montante, ou seja, submerso. O ressalto não deve se deslocar para jusante em momento algum, pois é possível que a turbulência provocada pelo ressalto aja sobre uma região não protegida, provocando danos à estrutura. Esses serão fatores limitantes que devem ser observados no projeto de bacias de dissipação

As características de um ressalto não-livre dependerão em parte do seu grau de afogamento ou submergência, definido por:

$$S = \frac{T_w}{Y_2}, \quad 2.4$$

$S$  = grau de submergência ( $S = 1$ , ressalto livre);

$T_w$  = altura de lâmina d'água sobre a bacia de dissipação.

Alguns pontos podem ser destacados quanto a influência da submergência no campo de pressões do ressalto hidráulico:

- Para uma mesma vazão específica, o valor da pressão média sobre bacia dissipação será maior quanto mais for a submergência;
- Para uma mesma vazão específica, o valor do desvio padrão da pressão será menor quanto maior for a submergência
- Para um mesmo número de Froude de escoamento, o comprimento do ressalto será maior quanto maior for a submergência (RAJARATNAM, 1967);

- A eficiência na dissipação de energia atinge um máximo para ressaltos levemente afogados e diminui bastante após este pico para ressaltos muito afogados (RAJARATNAM, 1967)

## 2.6 Características Mecânicas Internas do Ressalto Hidráulico

### 2.6.1 Turbulência

A maioria dos escoamentos encontrados na prática da engenharia são escoamentos turbulentos. Devido a esta natureza dos fenômenos turbulentos, como o ressalto hidráulico, as soluções analíticas completas para o campo de velocidade e pressões se tornam complexas, sendo assim, é conveniente o tratamento destes de forma estatística.

O fenômeno da turbulência acontece pela tendência dos escoamentos laminares se tornarem instáveis quando a relação entre velocidades e viscosidade atinge certo valor. Essa relação é definida pelo número de Reynolds:

$$Re = \frac{Vl_c}{\nu}, \quad 2.5$$

V = velocidade média,

$l_c$  = comprimento característico (altura da lâmina de água em escoamentos à superfície livre);

$\nu$  = viscosidade cinemática.

Em outras palavras, o número de Reynolds quantifica qualitativamente a capacidade do escoamento de produzir localmente grandes gradientes de velocidade antes que a viscosidade possa entrar em ação. O exato valor em que ocorre transição de escoamento laminar para um escoamento turbulento varia de acordo com as condições de contorno.

A turbulência é um fenômeno que se comporta tridimensionalmente, caracterizado pelos altos níveis de vorticidade flutuante (SCHETTINI 2007). Devido a este fato, neste trabalho foram feitas medições de pressões instantâneas sobre áreas visando à representação espacial completa do ressalto hidráulico.

Escoamentos turbulentos são sempre dissipativos. A energia cinética do escoamento é transformada através de tensões cisalhantes viscosas em energia interna do escoamento. Isso torna este tipo de escoamento incapaz de se sustentar por longos períodos sem o constante fornecimento de energia para manter as perdas viscosas. A energia dissipada está associada ao tamanho de vórtice mobilizado pelo escoamento, que, por outro lado, está associado ao

número de Reynolds. Quanto maior número de Reynolds, menor a escala de vórtice gerada e maior a energia dissipada.

### 2.6.2 Dissipação de Energia

A perda de energia disponibilizada pelo ressalto pode ser determinada pela diferença entre a energia em uma seção de entrada do ressalto ( $S_1$ ) e uma seção de saída ( $S_2$ ). Sendo assim, esta perda pode ser escrita da forma:

$$\Delta H = E_1 - E_2 = \left( Y_1 + \frac{V_1^2}{2g} \right) - \left( Y_2 + \frac{V_2^2}{2g} \right) = \frac{1}{4} \frac{(Y_2 - Y_1)^3}{Y_1 \cdot Y_2} \quad 2.6$$

$E_1$  = energia na seção  $S_1$ ;

$E_2$  = energia na seção  $S_2$ ;

$S_1$  = seção imediatamente a montante da entrada do ressalto hidráulico;

$S_2$  = seção imediatamente a jusante da entrada do ressalto hidráulico.

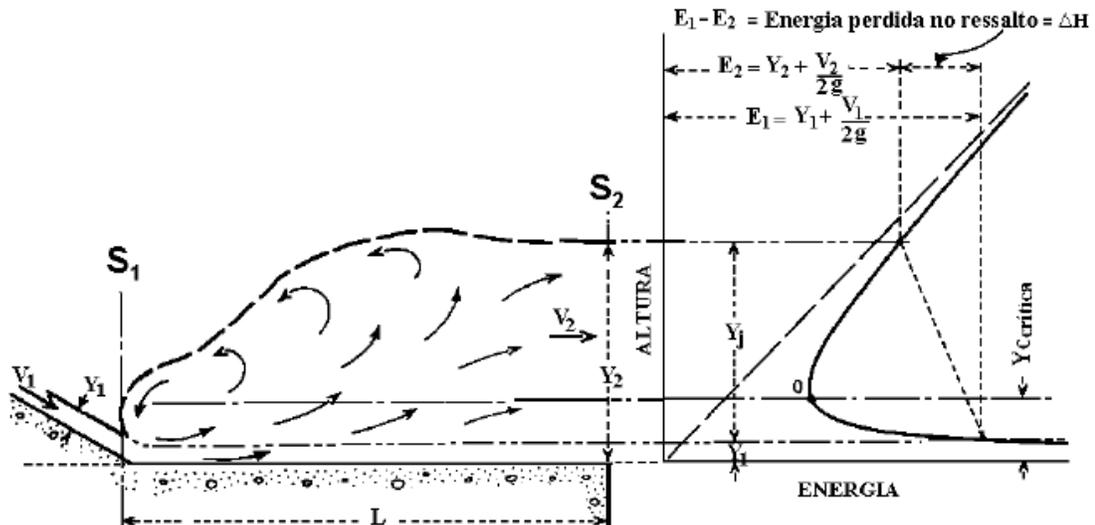


Figura 2.7: Esquema das alturas conjugadas e dissipação de energia relativa.

Bakhmetef & Matze (1936) *apud* Trierweiler (2006) apresentam a seguinte equação, representando a eficiência da dissipação de energia:

$$\eta = \frac{\Delta H}{E_1} = 1 - \frac{E_2}{E_1} \quad 2.7$$

$\eta$  = eficiência na dissipação de energia do ressalto hidráulico.

Peterka (1974) mostrou que essa eficiência da dissipação de energia no ressalto é diretamente proporcional ao número de Froude, entretanto, à medida que o número de Froude aumenta, o ganho de eficiência diminui (Figura 2.8).

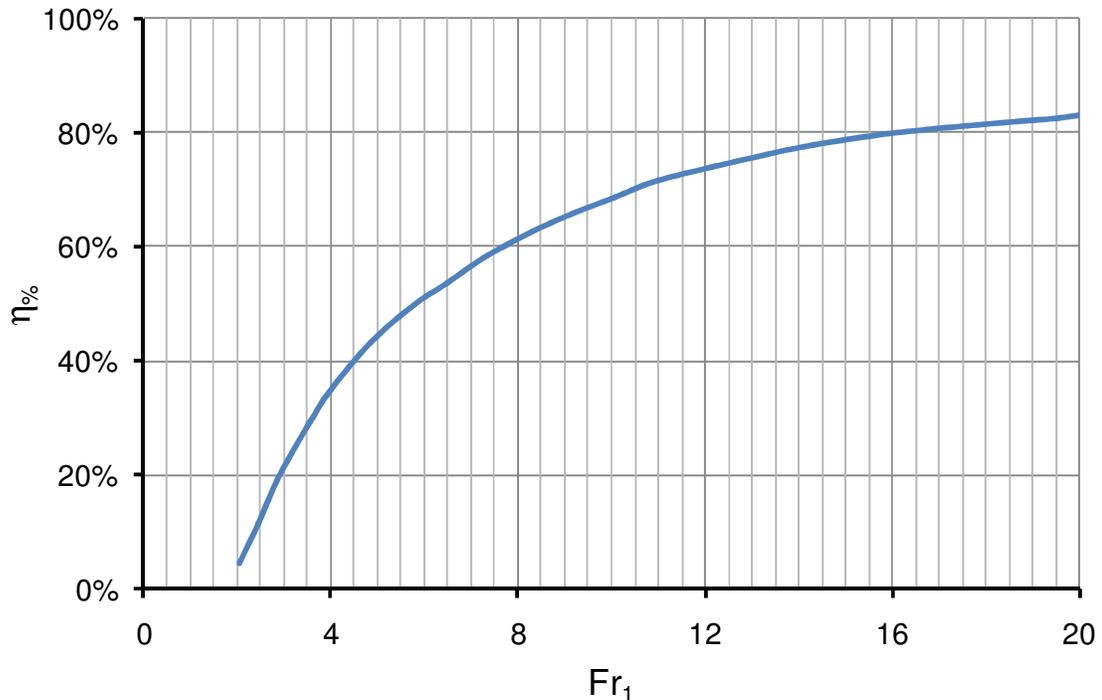


Figura 2.8: Eficiência do ressalto hidráulico de acordo com o número de Froude (PETERKA, 1974).

### 2.6.3 Campo de Pressões

Diversos autores ao longo dos anos realizaram medições e tratamentos teóricos do campo de pressão que ocorre sob o ressalto hidráulico. A própria quantidade de geometrias de estruturas vertedouras, de condições de entrada do escoamento e de contorno associadas aos avanços na técnica de aquisição de dados e métodos tornam o estudo do ressalto hidráulico uma área da hidráulica com inúmeros objetivos e distintos modos de serem atingidos. A seguinte subseção mostra alguns resultados importantes na avaliação do comportamento das flutuações de pressão no ressalto hidráulico, dando maior ênfase àqueles que tratam o escoamento como um fenômeno espacial e dinâmico.

Elder (1961) *apud* Toso & Bowers (1988), mostrou as relações de escala entre modelo e protótipo, se baseando em semelhança de Froude. O autor mostrou que a turbulência de baixa frequência é função dos vórtices de grande escala e perturbações de superfície, relacionadas com a gravidade e inércia, enquanto a turbulência de alta frequência é relacionada com forças viscosas.

Yuditskii (1960) apresentou extenso estudo sobre a determinação das forças hidrodinâmicas em lajes de bacia de dissipação. O autor mostrou que a grandes distâncias do início do ressalto, as flutuações não são originadas pela turbulência, que decai rapidamente no sentido do escoamento. Além disso, o autor mostrou a influência da submergência nas flutuações máximas de pressão, sendo que grandes afogamentos causam diminuição destas.

Lyatkher (1963) mostrou que, com o conhecimento das funções de autocorrelação e de correlação cruzada, é possível estimar a flutuação de força sobre uma laje de bacia de dissipação.

Bowers *et al.* (1964) *apud* Toso & Bowers (1988) forneceu informações sobre danos no vertedouro da Hidroelétrica de Karnafuli, atribuindo estes danos a flutuações de pressão. Este trabalho contribuiu no interesse gerado pelo assunto. Bowers e Toso (1985) apresentaram dados de flutuação de pressão obtidos em modelos reduzidos desta mesma estrutura.

Vasiliev & Bukreyev (1967) *apud* Pinheiro (1995) mostraram a distribuição dos valores estatísticos do ressalto hidráulico, mostrando que, para trechos iniciais do ressalto os valores de pressão diferem de uma lei normal, se aproximando dela no fim do ressalto hidráulico. Além disso, mostraram a relação entre as escalas integrais longitudinal e transversal do escoamento.

Resch e Leutheusser (1971) mostraram que as condições de entrada do ressalto hidráulico, quanto ao desenvolvimento da camada limite, gera certa diferença nas alturas conjugadas e comprimento do ressalto. Baseados nesse trabalho os autores fizeram as seguintes observações (entre outras):

- *a estrutura do escoamento depende em grande parte das condições de montante,*
- *a estrutura de turbulência de um ressalto, com escoamento completamente desenvolvido, se assemelha a um escoamento de jato de parede.*

Khader & Elango (1974) *apud* Trierweiler (2006), apresentaram os valores de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico, estendendo e verificando os resultados de Vasiliev & Bukreyev (1967). Os valores de flutuação de Khader & Elango (1974) são visivelmente maiores que os observados por Vasiliev & Bukreyev (1967). Segundo os autores, a flutuação ( $C_p$ ) de pressão atinge um máximo na posição  $X/Y_1 = 10$  e depois decai continuamente. Lopardo & Solari (1980), Akbari *et al.* (1982) e Toso & Bowers (1988) também usaram a mesma forma adimensional para definição de flutuações de pressão:

$$C_p = \frac{\sigma_x}{2g \mathcal{N}^2} \quad 2.8$$

$\sigma_x$  = desvio padrão da pressão instantânea.

A Figura 2.9 mostra os resultados de flutuação de pressão obtidos pelos autores supracitados.

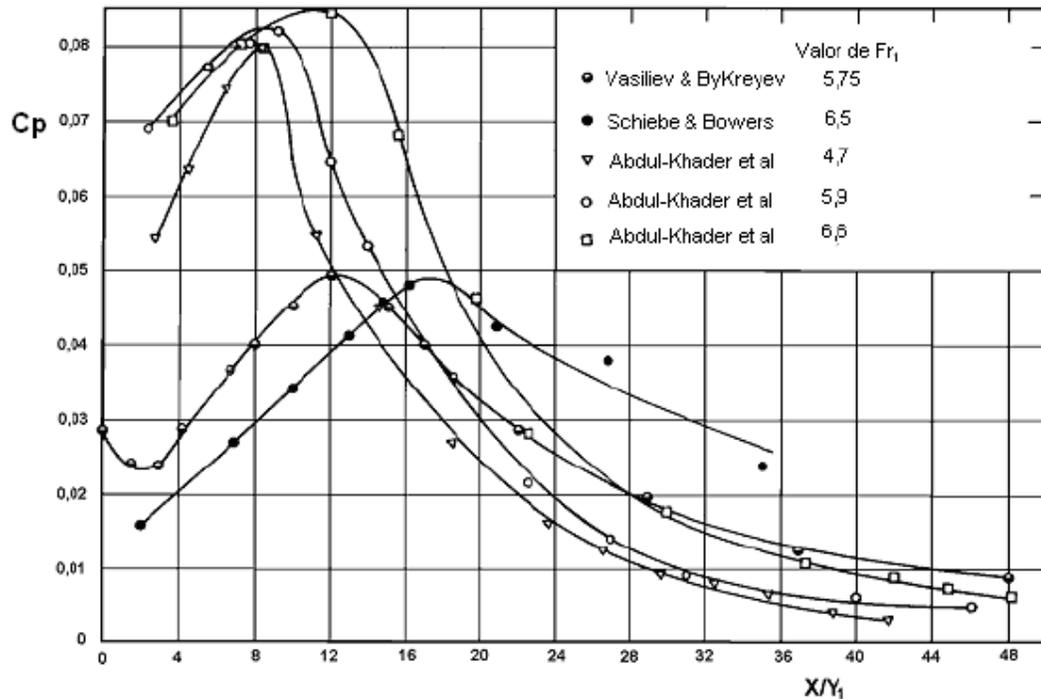


Figura 2.9: Flutuação de pressão adimensionalizada em função da posição em relação ao início do ressalto ( $X$ ) e altura rápida ( $Y_1$ ) (KHADER & ELANGO, 1974).

Lopardo *et al* (1984) apresentaram resultados experimentais da correlação espaço-temporal das flutuações turbulentas de pressão em ressalto livre, analisando a influência da posição longitudinal dentro do ressalto e do número de Froude incidente. Alguns resultados importantes podem ser destacados:

- a correlação cruzada entre dois pontos dentro do ressalto, distanciados longitudinalmente, diminui segundo uma função senoidal governada por essa distância, diminuindo quando comparando-se pontos mais a jusante do início e com o aumento do número de Froude,
- a correlação cruzada é geralmente maior (ditando a área de influência de solicitações que estão na mesma fase) nas zonas em que as amplitudes de flutuação são menores (ditando a magnitude de solicitações dinâmicas),
- a correlação transversal é muito maior que a correlação instantânea longitudinal,

- *associando a correlação máxima entre pontos com uma onda de celeridade, esta se apresenta independente do número de Froude. No início do ressalto esta celeridade é em torno de  $1/2 V_1$ , decaindo mais a jusante para  $1/5 V_1$ .*

Lopardo & Henning (1986) estudaram a influência das condições de entrada do ressalto hidráulico, através da comparação de ressaltos formados a jusante de comporta e a jusante de vertedouro, com e sem raio de concordância junto ao início da bacia de dissipação. Os autores apresentam os seguintes resultados:

- *os valores máximos do coeficiente de flutuação de pressão ocorrem para valores de  $Fr_1$  em torno de 4,5, para ressalto a jusante de comporta, e para valores de  $Fr_1$  em torno de 6,5, no caso de ressalto formado a jusante de vertedouro;*
- *as frequências dominantes das flutuações de pressão no ressalto diminuem de montante para jusante, tendo queda brusca em 75% do seu comprimento quando formado a jusante comporta, e em 45% do seu comprimento quando formado a jusante de vertedouro.*

Toso & Bowers (1988) apresentaram importante trabalho na caracterização de flutuações de pressão no ressalto hidráulico, com foco nas pressões extremas. Os autores fornecem resultados para uma faixa de números de Froude de 3 a 10, com escoamento desenvolvidos e não desenvolvidos, diferentes ângulos do plano inclinado e tempos de amostra, além de ressalto livres e afogados. Os autores realizam as seguintes observações:

- *as flutuações ocorrentes no ressalto hidráulico (pressões extremas) são limitadas pela velocidade de entrada, sendo da ordem de 80% a 100% desta;*
- *em ressaltos sobre superfície inclinada deve-se adicionar o valor da altura relativa ao fundo da bacia de dissipação na adimensionalização das flutuações (Equação 2.8);*
- *o desvio padrão das flutuações de pressão diminui no caso de um escoamento desenvolvido, já que a turbulência parece se dissipar mais rapidamente. Os valores de máximo de flutuações de pressão não são afetados significativamente pelas condições de entrada do ressalto;*
- *a distribuição normal (gaussiana) difere substancialmente da distribuição de pressões apresentada no ressalto hidráulico, particularmente nas regiões de máximo e mínimo de pressões;*

- a inclusão de acessórios (blocos de queda, blocos intermediários e end-sills) não resultaram em valores de  $C_p$  significativamente mais altos, embora a dissipação de energia tenha sido maior.

Endres (1990) analisou a flutuação de pressão a jusante de um vertedouro para números de Froude variando entre 4,5 e 10,0, mostrando resultados que possuem a mesma tendência que os de Lopardo (1986). O autor mostrou que as recomendações de Lopardo (1986) devem ser seguidas e que se podem obter resultados semelhantes desde que as condições hidráulicas de medição sejam respeitadas. A Figura 2.10 mostra os dados de flutuação de pressão adimensionalizada obtidos por Endres (1990).

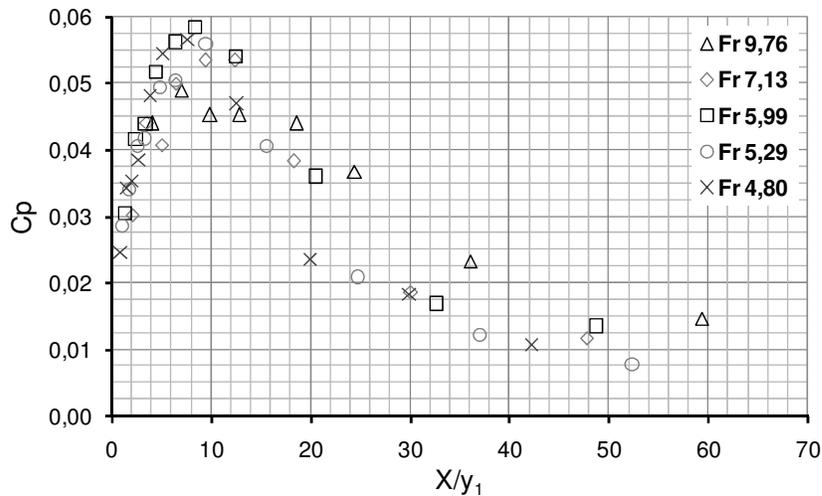


Figura 2.10: Flutuação de Pressão adimensionalizada em relação a distância de início do ressalto ( $X$ ) e a altura na entrada do ressalto hidráulico (Endres, 1990).

Marques *et al.* (1991) sugerem que se use, ao longo do ressalto, a relação  $X/(y_2-y_1)$  como parâmetro para representar a posição relativa da flutuação de pressão. Usando dados apresentados por Endres (1990), mostrou que o conhecimento das condições de entrada é muito importante para comparar resultados entre autores diferentes.

Fiorotto e Rinaldo (1991) realizaram trabalho experimental mostrando a estrutura estatística das flutuações de pressão no ressalto hidráulico quanto à relevância na estabilidade de proteção de bacias de dissipação. Para uma faixa de números de Froude de 7 a 9,5 são apresentados valores máximos de pressão e sua correlação espacial e temporal. Os autores mostram as seguintes conclusões:

- a superfície de correlação espacial é anisotrópica com relação a direção longitudinal e transversal ao escoamento principal, sendo o comprimento de correlação menor no sentido longitudinal (correlação decai mais rápido),

- a correlação longitudinal dos valores pressão não é homogênea, dependendo da posição  $x$ ,
- a correlação transversal dos valores de pressão é homogênea, sendo independente da direção  $y$ ,
- a relação entre as escalas integrais de turbulência (transversal e longitudinal) na condições testadas pelo autor estão entre 5 e 6.

Fiorotto & Rinaldo (1992) apresentaram análises teóricas e experimentais das pressões turbulentas do ressalto hidráulico a jusante de vertedouros, definindo a máxima subpressão atuando na laje. Os autores definiram que a espessura de laje para assegurar a estabilidade é função (1) do número de Froude do escoamento, (2) de uma relação adimensional das dimensões longitudinal e transversal da proteção, da área de atuação de pressões extremas e escalas integrais de correlação espacial, (3) de forças de empuxo sobre a laje, (4) de um coeficiente de pressão mostrando a máxima diferença entre flutuações positivas e negativas. Os autores concluem que *as lajes devem ter formato retangular, com a maior dimensão na direção do escoamento.*

Pinheiro (1995) apresenta caracterização do campo de pressões em soleira de bacia de dissipação para uma faixa de números de Froude de 6 a 10, apresentando metodologia para determinar forças hidrodinâmicas atuantes sobre a laje, em função de  $Fr_1$ , dimensões e posicionamento sobre o ressalto hidráulico. Além disso, os autores geram um emulsionamento de ar em alguns ensaios, analisando os resultados. Entre algumas das conclusões pode-se citar:

- *é possível que ocorram pressões negativas (em relação à atmosférica) em uma distância de até 70% do comprimento do ressalto, sendo a sua magnitude mais elevada na zona em que ocorrem os maiores desvios padrões,*
- *os extremos de pressão positivos e negativos variam de modo distinto em relação ao início do ressalto,*
- *o emulsionamento de ar no escoamento influencia ligeiramente o campo de pressões (diminuindo pressões médias e flutuações).*

Marques *et al.* (1997) apresentam novas relações adimensionais (Equações 2.9 e 2.10) para representação de pressão média e de flutuações, destacando pontos de interesse no ressalto:

- *ponto maior flutuação de pressão,  $X/(y_2-y_1) \cong 1,8$ ,*
- *ponto de descolamento,  $X/(y_2-y_1) \cong 4$ ,*

- ponto de final de rolo,  $X/(y_2-y_1) \cong 6$ ,
- ponto do final do ressalto,  $X/(y_2-y_1) \cong 8$ ,

$$\frac{P_x - y_1}{(y_2 - y_1)} = f\left(\frac{X}{y_2 - y_1}\right), \quad 2.9$$

$$\frac{\sigma_x \cdot y_2}{H_t \cdot y_1} = f\left(\frac{X}{y_2 - y_1}\right), \quad 2.10$$

$\frac{y_1}{y_2}$  relação entre as alturas conjugadas;

$\frac{\sigma_x}{H_t}$  relação entre a flutuação de pressão e perda de carga.

Lopardo *et al* (2004) analisaram as estruturas macroturbulentas coerentes em bacias de dissipação determinando escalas de tempo e de comprimento. As frequências pico dos vórtices principais transportados pelo escoamento médio foram avaliadas em função dos parâmetros principais das estruturas coerentes. O autor realizou ensaios em ressalto livre a jusante de comporta plana com  $3 < Fr_1 < 6$  e laje retangular de comprimento adimensional  $a/h_1$ , onde  $a$  é comprimento da laje e  $h_1$  é altura rápida na entrada do ressalto. Lopardo *et al.* (2004) afirmam que estes resultados de funções para ressalto livre à jusante de comporta plana não podem ser extrapolados para submergências diferentes e outras geometrias. Os autores obtiveram as seguintes conclusões:

- usando funções de autocorrelação das flutuações de pressão pode-se determinar aproximadamente as escala temporal e frequência de pico do vórtices fundamentais transportados pelo escoamento. Os números de Strouhal são similares àqueles obtidos da análise espectral de aquisições individuais de flutuação de pressão;
- as lajes recebem cargas com frequências quase constantes para valores de  $a/h_1$  menores que certo valor crítico e sem mudanças com distâncias a partir de  $x/L_r > 0.70$  (sendo que a partir deste ponto a função de autocorrelação é uma função monótona);
- estima-se para as condições usadas que a celeridade da onda de pressão é  $c/V_1 = 0,67$ .

### 3 CARACTERIZAÇÃO DAS FORÇAS ATUANTES SOBRE UMA LAJE DE BACIA DE DISSIPACÃO

Uma bacia de dissipação por ressalto hidráulico é uma estrutura que possui a finalidade de dissipar a energia cinética do escoamento vertido por uma barragem e restituí-lo ao curso natural do rio. Esse tipo de obra possui a função de proteger o solo contra os possíveis efeitos erosivos do escoamento, que poderiam comprometer a fundação e, conseqüentemente, a segurança da barragem. Devido às grandes cargas hidráulicas que as barragens podem conter, as bacias de dissipação, que estão sob ação de um escoamento turbulento, poderão estar sujeitas a grandes variações instantâneas de pressão e velocidade, gerando significativos esforços sobre tal estrutura (Figura 3.1).

*A força que age **sobre** uma laje de bacia de dissipação é uma função do escoamento que ocorre sobre ela, do tempo e das dimensões da laje.*

Devido às características construtivas (necessidade de juntas de dilatação, por exemplo), existe uma dimensão máxima (comprimento, largura ou área) para a construção desse tipo de obra. Desta forma, quando uma grande área do solo necessita ser protegida pela ação do escoamento (ressalto hidráulico), uma laje pode ser dividida em diversos elementos executados separadamente. A união desses elementos não é estanque à ação do escoamento, e, por este motivo, nestas fronteiras são utilizadas juntas construtivas (*'water-stop seals'*) que concedem a proteção necessária para impedir que as pressões que agem sobre uma laje se propaguem sob ela. Embora exista esta proteção, a ação do escoamento poderá ser tal que exista falha destas juntas ou, ainda, uma construção ineficaz dos elementos de concreto poderá promover o aparecimento de fissuras na laje. Ambos os efeitos irão permitir a propagação das pressões sob a laje, gerando esforços 'positivos', ou seja, de baixo para cima.

*A força que age **sob** uma laje é função do escoamento superior, do tempo, das dimensões da laje, da posição e dimensões das fissuras/falhas de juntas que irão permitir a propagação das pressões, assim como as características do solo/fundação/substrato e drenagem.*

Um revestimento (laje da bacia de dissipação) corretamente dimensionado deverá apresentar deslocamento nulo durante o tempo de vida útil da obra. Para obedecer a esse

critério a razão das forças estabilizantes e instabilizantes deverá ser tal que impeça esse deslocamento com certa margem para a segurança. Além das ações do escoamento, elementos estruturais devem ser levados em consideração no equacionamento desta razão de forças.

As forças de peso (submerso) da laje, esforços aplicados à ancoragem e atrito entre elementos de laje vizinhos são estabilizantes quanto à ação de levantamento (deslocamento positivo da laje).

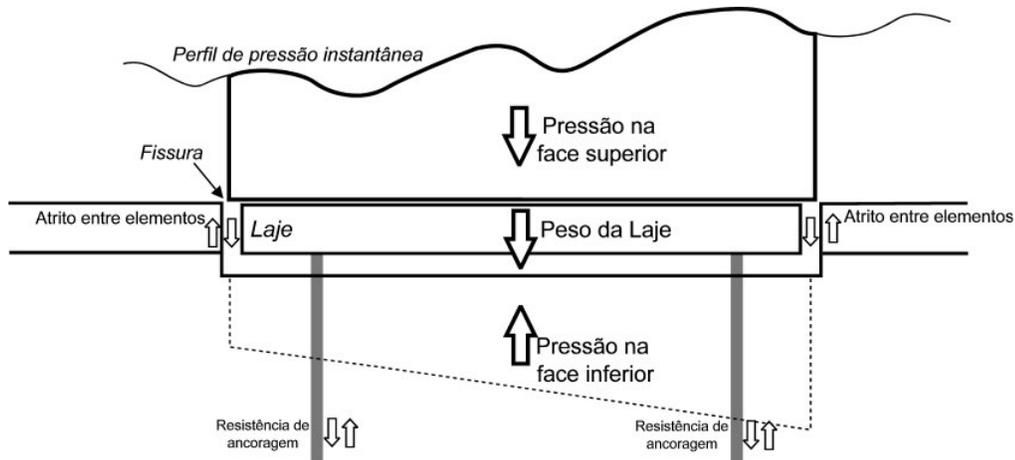


Figura 3.1: Diagrama esquemático da propagação e carregamento devido à subpressão.

Desta forma podemos dividir as forças atuantes no levantamento (*uplift*) de lajes de bacia de dissipação em três grupos (Equação 3.1):

$$F_t = F_{\text{sup}} + F_{\text{inf}} + F_{\text{estr}} \quad 3.1$$

- $F_t$  força total atuante sobre a laje, devido aos três grupos. O valor de projeto desta força deve incluir um coeficiente de segurança apropriado, a ser determinado pelo projetista hidráulico.
- $F_{\text{sup}}$  força devida ao escoamento superior (pressão no fundo da laje da bacia de dissipação), **dependente** das características hidráulicas do escoamento e **independente** da estrutura da laje da bacia, mas influenciada pelos acessórios (blocos, soleiras, etc...) e características do vertedouro (raio de curvatura, inclinação do paramento, etc...).
- $F_{\text{inf}}$  força devida à propagação de pressões sob a laje, **dependente** do escoamento superior e de algumas características da laje (posição e dimensão das fissuras).
- $F_{\text{estr}}$  forças estabilizantes devidas a elementos estruturais, **dependente** apenas das características da laje e fundação.

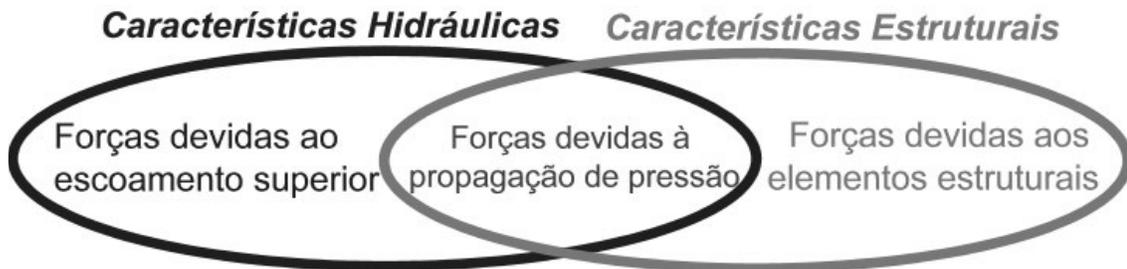


Figura 3.2: Grupos de esforços que agem sobre uma laje de bacia de dissipação.

Ao longo deste trabalho serão adotadas as seguintes convenções:

- As forças sobre a face superior (forças estabilizantes, sentido negativo) da laje são denominadas de **carregamento superior** ( $C_s$ ).
- As forças sobre a face inferior da laje (forças instabilizantes, sentido positivo) são denominadas de **carregamento inferior** ( $C_i$ ).
- As forças resistivas devidas aos esforços aplicados sobre ancoragem mais o peso da laje são denominadas de **carregamento estrutural** ( $C_e$ ). O atrito entre elementos consecutivos de laje será desconsiderado na avaliação destas forças (mas pode ser significativo em certos casos reais).
- Todos os carregamentos apresentados são em unidades de **força por unidade de área**, ou seja, unidades de pressão.

### 3.1 Avaliação dos grupos de forças

A avaliação da magnitude de cada um destes três grupos de forças possui diferentes graus de dificuldade. Obviamente as **forças devidas aos elementos estruturais** são de mais fácil quantificação, pois o peso (submerso) do concreto e a resistência, quantidade e distribuição das barras de ancoragem são dados para a avaliação da estabilidade e segurança da obra, e, portanto, deverão ser conhecidos. Quando não conhecidos, ou seja, na fase de projeto, a avaliação de várias combinações (de espessura de laje e ancoragem) é de simples realização.

A resistência aos esforços de levantamento oferecida pela estrutura pode ser definida como por Fiorotto & Salandin (2000), da forma mostrada a seguir. O peso do concreto por unidade de área ( $P_C$ ) pode ser definido como:

$$P_C = (\gamma_c - \gamma) \cdot s_c$$

$P_C$	peso do concreto por unidade de área (unidade de pressão);
$\gamma_C$	peso específico do concreto;
$\gamma$	peso específico da água;
$s_c$	espessura da laje.

A resistência da ancoragem por unidade de área ( $P_S$ ) pode ser definida como:

$$P_S = \gamma_S \cdot A_S \cdot n_b \quad 3.3$$

$P_S$	resistência da ancoragem por unidade de área (unidade de tensão);
$\gamma_S$	tensão de ruptura do aço;
$A_S$	área de aço de uma barra;
$n_b$	número de barras por unidade de área.

O carregamento estrutural ( $C_e$ ) será definido como a soma destas duas parcelas ( $P_C$  e  $P_S$ ). A relação entre  $P_C$  e  $P_S$  é definida como espessura relativa ( $s_a$ ) da ancoragem.

$$s_a = \frac{\gamma_S \cdot A_S \cdot n_b}{(\gamma_C - \gamma)} \quad 3.4$$

Tal que pode ser definida uma espessura efetiva ( $s$ ) da contribuição do peso e resistência da ancoragem:

$$s = s_c + s_a \quad 3.5$$

O que irá auxiliar nas decisões de dimensionamento estrutural da laje de bacia de dissipação, quando da consideração de fatores construtivos e custos.

A avaliação do **carregamento superior** nada mais é do que a integração espacial do campo de pressões gerado pelo ressalto hidráulico sobre uma bacia de dissipação. O grau de complexidade deste estudo dependerá grandemente das condições (escoamento) de projeto avaliadas, da geometria do vertedouro e da necessidade de realizar a obra menos ou mais a favor da segurança. A Figura 3.3 apresenta algumas das variáveis na análise do carregamento sobre uma laje de bacia de dissipação.

Pode-se argumentar que a **flutuação de força sobre uma bacia de dissipação** ( $C_f$ ) é função das seguintes variáveis:

$$C_f = f(q, E_1, y_1, y_2, y^*_1, Z, L_j, T_w, L_B, W_B, H_t, X_i, X_{PC}, C_{ar}, v, \rho, g). \quad 3.6$$

$q$	vazão específica;
$E_1$	energia cinética na entrada do ressalto + energia potencial;
$y_1$	altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre;
$y_2$	altura conjugada lenta calculada em função de $y_1$ e $Fr_1$ ;
$y_1^*$	altura da lâmina de água no início do ressalto e perpendicular ao vertedouro;
$Z$	altura de início do ressalto em função do nível da bacia da dissipação;
$L_j$	comprimento do ressalto;
$T_w$	altura de lâmina d'água sobre a bacia de dissipação;
$L_B$	comprimento da laje de bacia de dissipação;
$W_B$	largura da laje de bacia de dissipação;
$H_t$	diferença entre energia de montante e jusante;
$X_i$	posição de início da laje de bacia de dissipação em relação ao fim do trecho curvo;
$X_{PC}$	posição do ponto de concordância em relação ao início do ressalto;
$C_{ar}$	concentração de ar no ressalto;
$\nu$	viscosidade da água;
$\rho$	peso específico da água;
$g$	aceleração da gravidade.

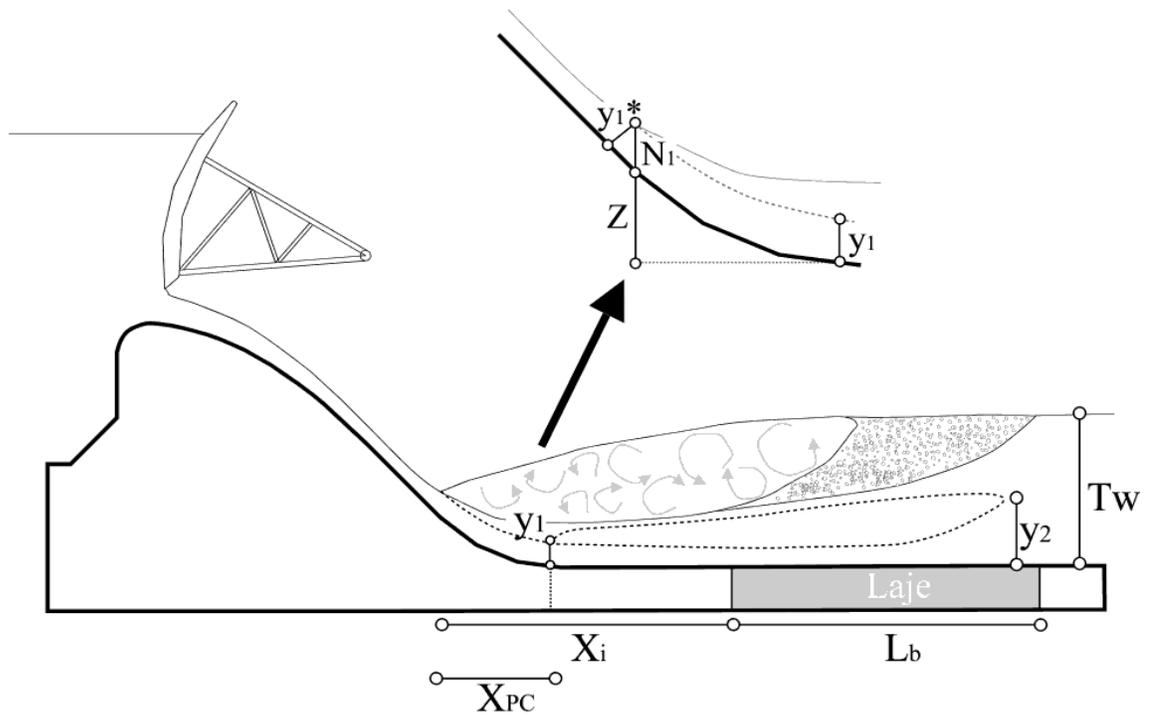


Figura 3.3: Variáveis na análise do carregamento devido a flutuações de pressão sob ressalto hidráulico (ressalto livre = linha pontilhada, ressalto afogado = linha contínua).

Algumas dessas variáveis podem ser escritas com funções de outras, por exemplo:

$$E_1 = q^2 / (2gy_1^{*2}) + Z, \quad 3.7$$

$$Z = E_1 - q^2 / (2gy_1^{*2}), \quad 3.8$$

$$L_j = f(q, y_1, y_2, T_w), \quad 3.9$$

$$C_{ar} = f(q, y_1, y_2, T_w), \quad 3.10$$

$$Z = f(q, y_1, E_1, T_w), \quad 3.11$$

$$y_1^* = f(q, E_1, Z). \quad 3.12$$

É possível reescrever a Equação 3.6 com apenas os elementos pertinentes, segundo a observação das Equações 3.7, 3.8, 3.9, 3.10, 3.11 e 3.12:

$$C_f = f(q, y_1, y_2, T_w, L_B, W_B, H_t, X_{PC}, v, \rho, g). \quad 3.13$$

Este resultado permite a redução da representação da flutuação a apenas os seguintes grupos adimensionais:

$$\frac{C_f}{\rho g H t} = \frac{C_f}{\mathcal{H} H t} = F \left( Fr_1, Re_1, \frac{y_2}{y_1}, \frac{T_w}{y_2}, \frac{L_B}{y_2 - y_1}, \frac{W_B}{y_2 - y_1}, \frac{X_i + 0,5L_B}{y_2 - y_1}, \frac{X_{PC}}{y_2 - y_1} \right). \quad 3.14$$

Deve-se analisar agora cada um desses termos quanto ao seu significado físico e coerência quanto às escolhas de grupos adimensionais feitas. O termo de número de Froude mostra-se lógico quanto ao tipo de escoamento analisado, pois se trata de um escoamento a superfície livre. O termo de número de Reynolds apresenta uma medida das características de turbulência do fenômeno. Neste ponto deve-se observar que a faixa deste número adimensional ocorrente nos casos práticos será muito alta, ou seja, muito além do verificado em escoamentos laminares ou mesmo de transição. Deve-se ter particular cuidado com a análise de dados de modelos reduzidos, pois nem sempre é possível replicar escoamentos na mesma ordem de número de Reynolds de estruturas protótipo.

O termo  $y_2/y_1$  é a relação entre as alturas no início e final do ressalto. Esta relação é uma função do número de Froude.

O termo  $T_w/y_2$  é a submergência do ressalto hidráulico. Da análise de pressões pontuais verifica-se que para ressaltos a jusante de vertedouro, quanto maiores os valores de submergência, menores as flutuações.

Os termos  $L_B/(y_2-y_1)$  e  $W_B/(y_2-y_1)$  são a relação entre o tamanho da laje e o tamanho do ressalto, mostrado indiretamente como  $y_2-y_1$ . É esperado que quanto maiores estas razões menores as flutuações de força total sobre uma laje de bacia de dissipação, tendendo desta maneira ao carregamento médio.

O termo  $(X_i+0,5L_B)/(y_2-y_1)$  mostra a posição do centro de massa da laje dentro do comprimento total do ressalto hidráulico.

O termo  $X_{PC}/(y_2-y_1)$  está relacionado as mudança de comportamento do campo de pressões devido à variação de direção do escoamento na curva de transição do paramento do vertedouro e o trecho plano da bacia. Esta influência no comportamento do campo de pressões

apresenta uma distância máxima, sendo que a partir de certos valores de  $X_i/(y_2-y_1)$ , o ressalto hidráulico sobre certa laje se comportará como um ressalto hidráulico clássico.

A avaliação do **carregamento inferior** é a análise das pressões que podem se propagar por fissuras ou juntas danificadas em lajes de bacias de dissipação. Algumas suposições são feitas na análise de dados de pressão para avaliação dos esforços de levantamento de laje, como mostradas a seguir:

- a) a transmissão de flutuações de pressões devido ao ressalto hidráulico ocorre instantaneamente pelas juntas e fissuras abertas;
- b) para tamanhos usuais de laje de bacia de dissipação, as pressões transmitidas pelas juntas agem instantaneamente sobre a face inferior da estrutura;
- c) as pressões agem sob a face inferior:
  - a. sem atenuações (FIOROTTO & RINALDO, 1992 e FIOROTTO & SALANDIN, 2000);
  - b. são amplificadas por efeitos de transientes hidráulicos (BOLLAERT, 2004);
  - c. são atenuadas, sendo que esta atenuação é função da dimensão linear e espessura das fissuras (MELO, PINHEIRO & RAMOS, 2006).
- d) as pressões que se propagam pelas fissuras são as médias instantâneas (média espacial sobre o comprimento da fissura) que ocorrem sobre elas.

### **3.2 Características Estruturais**

A seguir são apresentadas algumas características estruturais de laje de bacias de dissipação e de revestimentos de canais em geral, com informações obtidas do manual *Design of Small Dams* 3ª edição (BUREAU OF RECLAMATION 1987).

Lajes de revestimentos de solo (como lajes de bacias de dissipação, por exemplo) são utilizadas primariamente como uma forma de proteção de superfície razoavelmente estanque para a prevenção de erosão ou danos a fundação. Durante o vertimento de uma barragem, esse revestimento pode estar sujeito a forças hidrostáticas do peso da água no canal, a forças de arrasto de superfície, a forças dinâmicas causadas por impacto de jatos, a forças de levantamento causadas pela redução de pressão na superfície e a forças de levantamento causadas pela propagação de pressões através de juntas e fissuras. Quando não há vertimento, este revestimento está sujeito à ação dos elementos, incluindo expansão e contração,

deterioração química, efeitos de assentamento do terreno e esforços de subpressão estática, causada por níveis altos de lençol freático.

A avaliação de todas as forças que agem sobre a laje não é sempre possível e nem sempre é viável construir este revestimento pesado o suficiente para resistir a estes esforços, a espessura é comumente selecionada empiricamente, e ancoragens, drenos e *cut-offs* são usados para sua estabilização.

Quando um canal de vertedouro é escavado na rocha, o revestimento é concretado diretamente na superfície. Barras de ancoragem podem ser concretadas em buracos escavados na rocha como fixação da laje na fundação. As lajes ancoradas na fundação devem ser providas com juntas de contração. A ancoragem aumenta o peso específico da laje em uma relação igual ao peso da rocha de fundação. A profundidade e o espaçamento da ancoragem são função da natureza do leito rochoso e dos carregamentos de projeto. Uma rede de drenos subterrâneos composta de concreto magro e trincheiras de saibro deve ser instalada para prevenir o acúmulo de subpressões sob a laje. Juntas estanques (*water-stops*) de borracha ou vinil devem ser instaladas nas junções entre lajes. A Figura 3.4 mostra uma configuração típica desse sistema descrito.

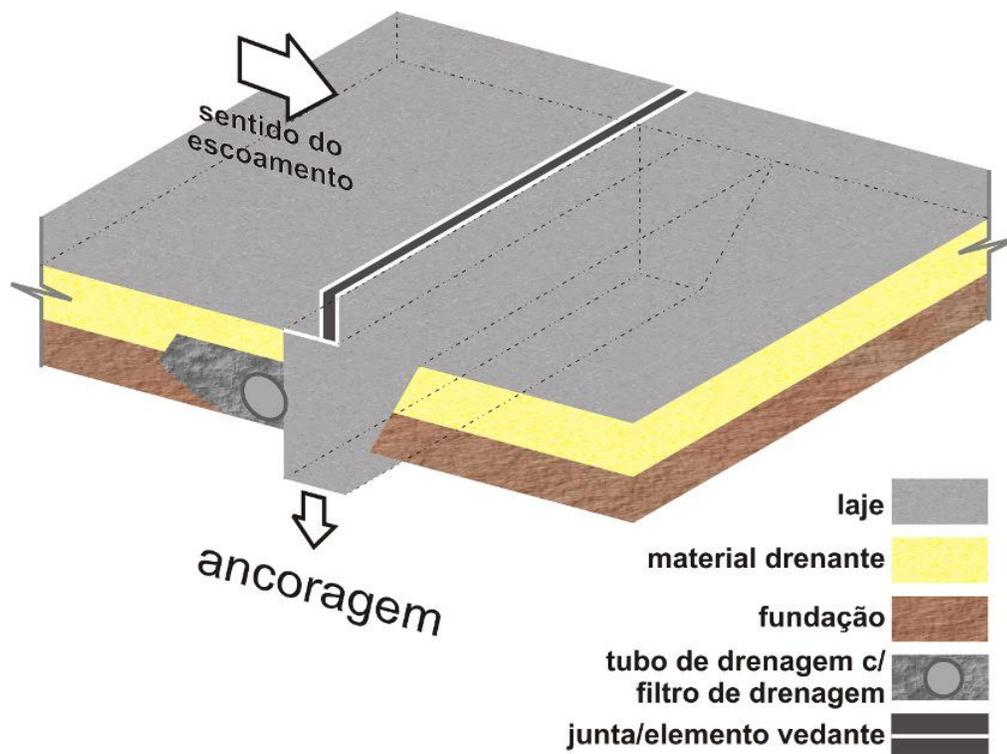


Figura 3.4: Detalhe do esquema construtivo de lajes de bacia de dissipação (adaptado de BUREAU OF RECLAMATION, 1987).

Quando o canal de um vertedouro é escavado em solo, a laje pode ser lançada diretamente na superfície escavada, ou em uma sub-base de material permeável. Sendo a laje não fixa na fundação, ela poderá sofrer expansão e contração, e deve ter o deslizamento contido quando construída em declive. Isto é feito pela construção de ‘*cut-offs*’ ou pela amarração da laje em paredes ou em partes fixas da estrutura do vertedouro. Para auxiliar a fixação da laje, ancoragem em forma de bulbo pode ser usada. Esse tipo de ancoragem afixa a laje em um cone de solo, sendo que seu volume depende da sua profundidade e espaçamento e ângulo de atrito interno do solo. Da mesma forma que descrito anteriormente, deve haver rede subterrânea de drenos para evitar acúmulo de subpressões e evitar o carreamento do material de fundação. As proteções de juntas construtivas são semelhantes às descritas anteriormente.

### ***3.3 Alguns trabalhos sobre estabilidade de lajes de bacia de dissipação e propagação de subpressões.***

#### **3.3.1 Yuditskii (1963)**

Em um dos primeiros trabalhos a lidar com a estabilidade de elementos móveis sob a ação de um campo de forças gerado por um escoamento turbulento, “*Silovoe vozdeistvie padayushchei strui na otdel’nosti skal’nogo osnovaniya i usloviya ego razrusheniya*” (“*Acção Hidrodinâmica de uma Lâmina Descarregadora sobre fragmentos de um leito rochoso e condições de rotura deste*” – Tradução LNEC (do russo) – Campos, J. A. P. 1983), o autor definiu o processo que faria estes elementos (no caso, fragmentos de rocha) serem removidos de sua posição inicial, gerando a idéia em que se baseiam os trabalhos seguintes. O autor esquematizou o processo da seguinte forma: a ação das oscilações de pressão (quando suficientemente intensas) que ocorrem na superfície do leito e nas faces das juntas no interior do maciço faz este se romper e cria fendas que se propagam compartimentando o maciço em blocos. A ação continuada destas oscilações faz o bloco se separar completamente do maciço circundante. Se o componente vertical, de baixo para cima, tiver intensidade e duração suficiente, o bloco é removido da posição original e arrastado pela corrente.

A partir de um modelo reduzido (Figura 3.5), o autor analisou dados de força agindo sobre um único elemento móvel (um modelo de bloco de rocha) quando este estava submetido a um jato de vertedouro tipo salto ski. Os tamanhos de bloco (largura x comprimento x altura) usados pelo autor foram de 5x5x4,6 cm, 10x10x4,6 cm e 15x15x15 cm. As forças agindo sobre o bloco eram transferidas a partir de barras de aço, em um sistema que não é adequado a medição dos efeitos dinâmicos nos blocos (BOLLAERT 2002). O autor determinou que a

pior situação para o levantamento dos blocos é quando o jato impacta diretamente sobre a fissura entre o modelo de bloco e maciço.

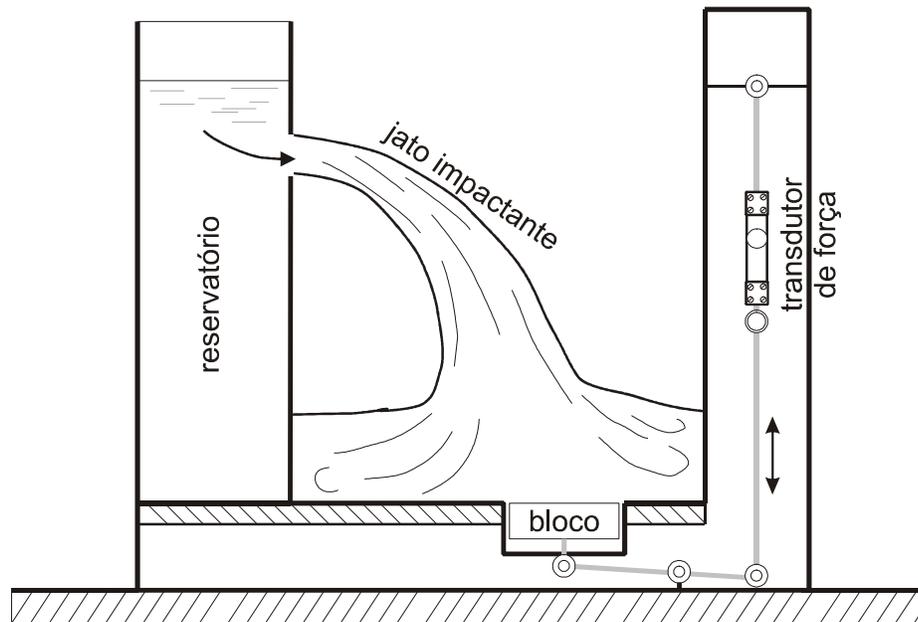


Figura 3.5: Estrutura utilizada nos ensaios de Yuditskii (1963)

### 3.3.2 Fiorotto & Rinaldo (1992)

No trabalho, “*Fluctuating Uplift and Lining Design in Spillway Stilling Basins*”, os autores fizeram revisão dos casos de levantamento de lajes de bacia de dissipação mostrando o seguinte critério para dimensionamento (ressalto livre):

$$\frac{s}{\frac{v_1^2}{2g}} > \Omega \left( \frac{L_B}{y_1}, \frac{L_B}{I_x} \right) (C_p^+ + C_p^-) \frac{\gamma}{\gamma_c - \gamma} \quad 3.15$$

- $s$  espessura da laje;
- $v_1^2/2g$  energia cinética calculada na seção de início do ressalto ( $y_1$ );
- $\Omega$  fator de redução adimensional;
- $L_B$  comprimento da laje de bacia de dissipação;
- $y_1$  altura da lâmina de água no início do trecho reto;
- $I_x$  escala integral longitudinal de flutuações de pressão;
- $C_p^+$  máximo diferencial de pressão positiva sobre a média;
- $C_p^-$  máximo diferencial de pressão negativo sobre a média;
- $\gamma_c$  peso específico do concreto;
- $\gamma$  peso específico da água.

Os autores propuseram que a estabilidade das lajes ocorre quando:

$$\frac{\frac{s}{v_1^2}}{2g} > (0,5 - 0,8) \frac{\gamma}{\gamma_c - \gamma} \quad 3.16$$

Os autores também concluíram que os efeitos de fricção (perda de energia na propagação de pressão para a face inferior da laje) podem ser negligenciados no projeto de bacias de dissipação como uma medida a favor da segurança, ou seja, as subpressões podem ser avaliadas apenas pelos valores de pressão que transmitem pelas juntas.

No mesmo trabalho foram analisadas pressões em dois modelos reduzidos diferentes (Figura 3.6 e Figura 3.7, uma a jusante de vertedouro perfil Creager e outra a jusante de comporta - resumo das características na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2).

O primeiro modelo tinha como objetivo observar o comportamento global de revestimentos de fundo na presença de esforços de levantamento e a medição das pressões nas faces inferiores. Neste modelo foram usadas lajes de diversos tamanhos (Tabela 3.1) e configurações, e tais que podiam ter o seu peso alterado. Pressões instantâneas foram medidas em três pontos: nas extremidades e no meio da laje.

O segundo modelo tinha como objetivo analisar as distribuições espaciais das flutuações extremas de pressão em diversas regiões do ressalto hidráulico. Pressões instantâneas foram medidas em uma área de 0,4 m de comprimento e 0,25 m largura, com distâncias entre transdutores de 0,01 m.

*Tabela 3.1: Resumo das características dos ensaios de Fiorotto & Rinaldo (1992) – Estrutura 1*

<i>Nº de Froude</i>	5,4
<i>nº de Reynolds</i>	21.000
<i>dimensões da laje</i>	<i>Tipo 1:</i> 0,6x0,3 m (superfície de fundo entalhada com um canal de 0,5 mmx0,27 m, para medição de pressões); <i>Tipo 2:</i> 0,1x0,3 m (fundo liso); <i>Tipo 3:</i> 0,1x0,3 m (superfície de fundo entalhada com dois canais, 10 mmx0,13 m) <i>Tipo 4:</i> 0,1x0,3 m
<i>espessura das lajes</i>	0,05 m
<i>peso específico das lajes</i>	Variável
<i>dimensões do canal (lxc)</i>	0,5x5 m
<i>perfil do vertedouro</i>	Creager, altura 0,9 m, declividade 0,75
<i>aquisição de pressões</i>	Transdutores $\pm 5$ PSI (freq. aquisição 50-100Hz), conexão com tubulação metálica 4 mm de diâmetro, comprimento variável até 0,30 m.

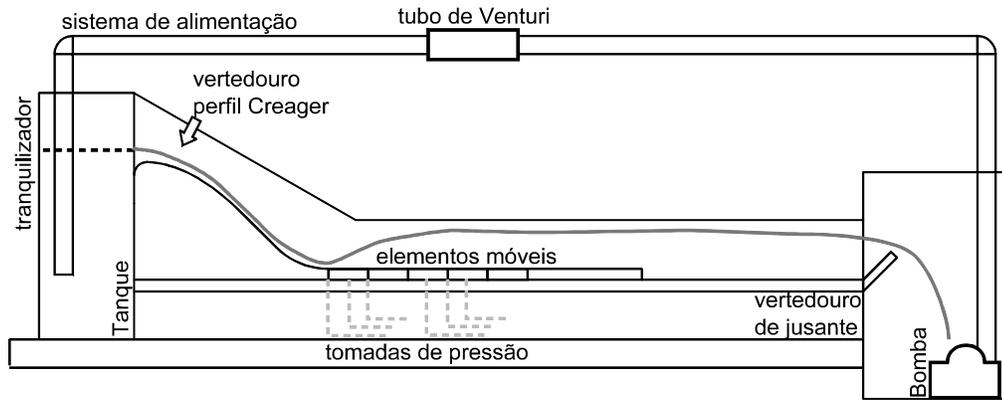


Figura 3.6: Estrutura utilizada nos ensaios de Fiorotto & Rinaldo (1992).

<i>Tabela 3.2: Resumo das características dos ensaios de Fiorotto &amp; Rinaldo (1992) – Estrutura 2</i>	
<i>Dimensões da laje</i>	<i>mesmos tipos da estrutura 1</i>
<i>Espessura das lajes</i>	0,05 m
<i>Peso específico das lajes</i>	Variável
<i>Dimensões do canal (lxaxc)</i>	0,3x0,5x4 m
<i>Perfil do vertedouro</i>	Creager, altura 0,9 m, declividade 0,75
<i>Aquisição de pressões</i>	Transdutores $\pm 5$ PSI (freq. aquisição 50-100Hz), conexão com tubulação metálica 4 mm de diâmetro, comprimento variável até 0,30 m.

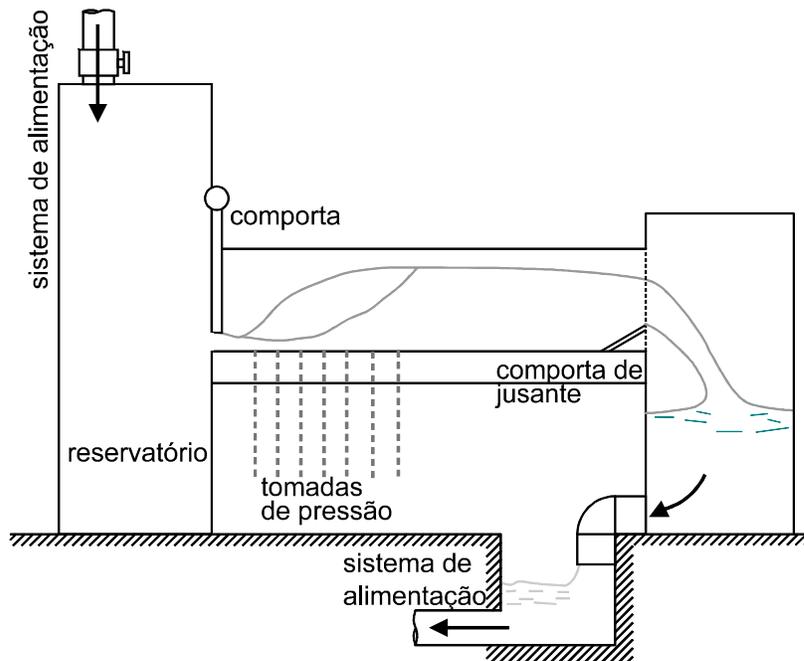


Figura 3.7: Estrutura utilizada nos ensaios de Fiorotto & Rinaldo (1992).

Analisando os dados obtidos os autores propuseram as seguintes recomendações de projeto:

- a) as lajes de bacia de dissipação devem ser retangulares com a maior dimensão no sentido do escoamento principal sendo que a largura deve ser mantida ao mínimo possível;
- b) ao menos que um conhecimento melhor do campo de pressões seja obtido, a espessura de uma laje de bacia de dissipação deve ser equivalente a um  $\Omega=0,5$ .

### 3.3.3 Di Santo, Petrillo & Piccinni (1995)

Em seu trabalho, “*Experimental Studies on the Stability of Lining Slabs in Hydraulic Jump Stilling Basins*”, os autores analisaram a estabilidade de elementos móveis representando lajes quadradas, dispostas no fundo de um canal com ressalto formado a jusante de comporta. Foram analisadas 90 combinações de vazão, abertura da comporta, peso específico e espessura dos elementos representando lajes de bacia de dissipação. A Tabela 3.3 apresenta um resumo das condições testadas. A Figura 3.8 mostra a estrutura de laboratório onde foram realizados os ensaios.

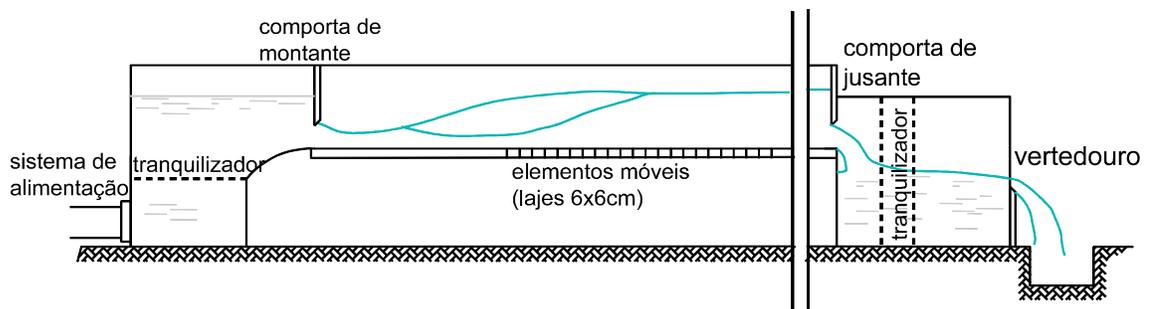


Figura 3.8: Estrutura utilizada nos ensaios de Di Santo et al (1995).

Os autores classificaram os resultados obtidos em:

- a) Estáveis (E): quando os elementos móveis (lajes) não apresentaram deslocamento sob a ação do escoamento;
- b) Deslocados (D): quando os elementos móveis foram levemente movidos sem efeito destrutivo ao conjunto representando uma bacia de dissipação;
- c) Instáveis (I): quando os elementos foram removidos da sua posição original.

Os ensaios tiveram a duração de 45 minutos, ou menos, quando a situação *Instável* se apresentou. Pode-se mostrar o comportamento (E, D ou I) segundo as condições do

escoamento e do tipo de laje avaliada. Aplicando análise dimensional os autores usaram três características para definir esse comportamento: a espessura da laje ( $s$ ), a altura rápida (*vena contracta*) na entrada do ressalto ( $y_1$ ) e um número de Froude densimétrico, definido pela Equação 3.17:

$$F_d = \frac{v_1^2}{g y_1 \gamma_i / \gamma} \tag{3.17}$$

- $F_d$  Froude densimétrico;
- $v_1$  velocidade na entrada do ressalto, na seção de  $y_1$ ;
- $g$  aceleração da gravidade;
- $\gamma_i$  peso específico do elemento de laje utilizado no ensaio;
- $\gamma$  peso específico da água.

A Figura 3.9 mostra os resultados obtidos para as três classificações, mostrando uma linha divisória entre as situações estáveis e as instáveis, em função de  $s/y_1$  e  $F_d$ .

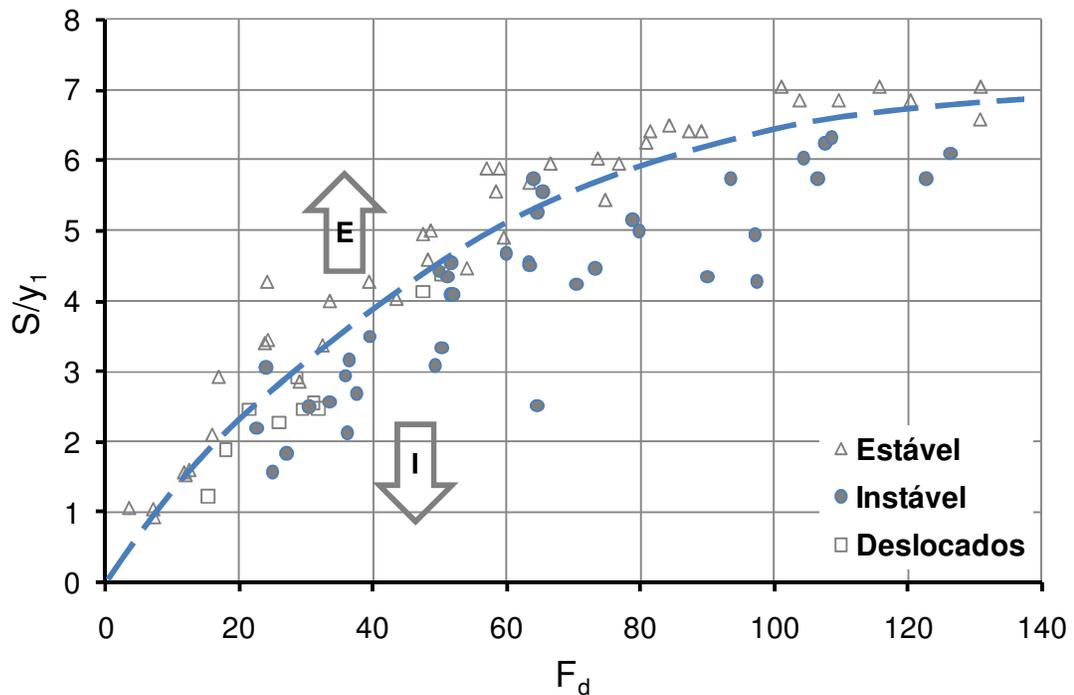


Figura 3.9: Relação da espessura da laje, altura do escoamento na entrada do ressalto e Froude densimétrico.

Com os dados fornecidos pelos autores foi possível determinar a posição adimensional, em relação ao início do ressalto, em que a instabilidade que originou o deslocamento das lajes (situação I) foi iniciada. A Figura 3.10 mostra que esse local foi, para a maioria dos ensaios, na zona de maiores flutuações de pressão,  $1 < \Gamma^* < 2$ .

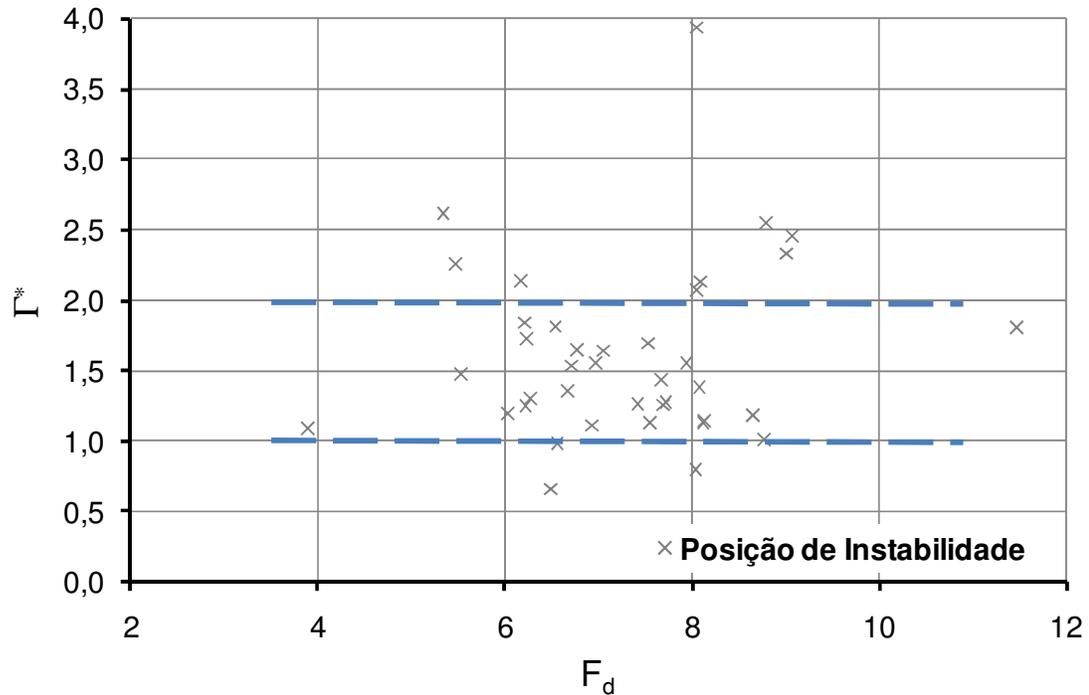


Figura 3.10: Posição do início de instabilidade dos elementos móveis.

Tabela 3.3: Resumo das características dos ensaios de Di Santo et al. (1995).

<i>nº de Froude</i>	$2,10 < Fr < 11,50$
<i>nº de Reynolds</i>	$13.600 < Re < 65.000$
<i>Dimensões da laje</i>	0,06 x 0,06 m (100 elementos)
<i>Espessura das lajes</i>	0,03 e 0,05 cm
<i>Peso específico das lajes</i>	2,57 g/cm <sup>3</sup> (0,05 cm)
<i>Duração dos ensaios</i>	até 45 minutos
<i>Dimensões do canal (lxaxc)</i>	0,301x0,40x7,72 m

### 3.3.4 Pinheiro (1995)

Em sua tese de doutorado, “*Ações Hidrodinâmicas em Soleiras de Bacias de Dissipação de Energia por Ressalto*”, o autor analisou o campo de pressões e forças sobre bacias de dissipação a jusante de vertedouro para diversos números de Froude. Integrando os valores de pressão instantânea obtidos por transdutores instalados no fundo da bacia de dissipação, o autor quantificou as forças que ocorrem sobre este tipo de estrutura. A Tabela 3.4 mostra algumas características dos ensaios e a Figura 3.11 mostra a instalação experimental usada.

Tabela 3.4: Resumo das características dos ensaios de Pinheiro (1995).

Disposição dos transdutores	Malha (0,40 x 2,30 m)
Resolução espacial dos transdutores	10 cm x 10 cm
Quantidade de transdutores por ensaio (máxima)	8
Faixa de n <sup>os</sup> Froude	6-10
Tipo	Ressalto sobre superfície inclinada
Posicionamento dos transdutores	Início do ressalto até 2,30m
Frequência de Aquisição	50 Hz
Tempo de Aquisição	2 min

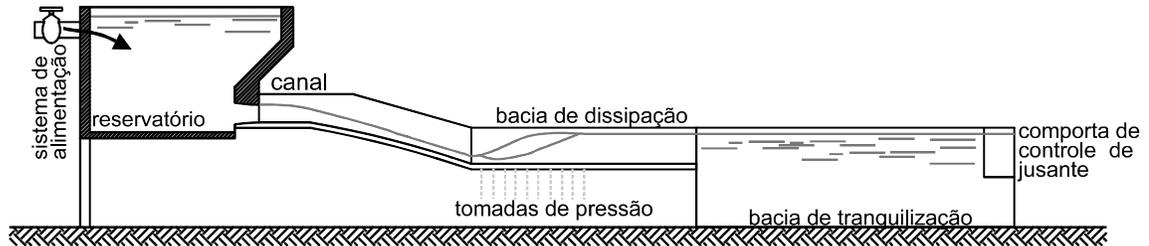


Figura 3.11: Estrutura utilizada nos ensaios de Pinheiro (1995).

Com base nos dados obtidos, o autor obteve as seguintes conclusões (entre outras):

- Os extremos de forças negativas e positivas sobre laje de bacia de dissipação são, respectivamente, em torno de 5 e 7 desvios padrões da amostra de distância da média;
- A distribuição de probabilidade das forças atuantes sobre bacias de dissipação se aproxima mais de uma distribuição normal do que a distribuição de pressões;
- As flutuações de carregamento sobre uma laje diminuem quanto maiores forem suas dimensões (comprimento e largura).

### 3.3.5 Fiorotto & Salandin (2000)

No trabalho apresentado “*Design of Anchored Slabs in Spillway Stilling Basins*” os autores resumiram o comportamento temporal da força de levantamento gerada pela propagação de pressões turbulentas sob o ressalto hidráulico. O comportamento dinâmico de lajes ancoradas foi investigado, gerando uma recomendação que a área de ancoragem (área das barras de aço) seja dobrada a fim de corretamente considerar tais efeitos dinâmicos. Os autores afirmaram que a tensão e alongamento das barras da ancoragem dependem da distribuição estatística do tempo de persistência dos pulsos de pressão. Com dados de laboratório (Figura 3.12 e Tabela 3.5) os autores constatam que o tempo de persistência de um

pulso de pressão torna-se mais independente (menos correlacionado) quanto maior for o extremo de pressão analisado.

Tabela 3.5: Resumo das características dos ensaios de Fiorotto e Salandin (2000).

$n^{\circ}$ de Froude	$6,4 < Fr < 9,8$
$n^{\circ}$ de Reynolds	$117.000 < Re < 176.000$
Frequência de aquisição	100 Hz
Duração dos ensaios	10 min
Diâmetro da tomada de pressão	2 mm
Comprimento de mangueira	0,5 m

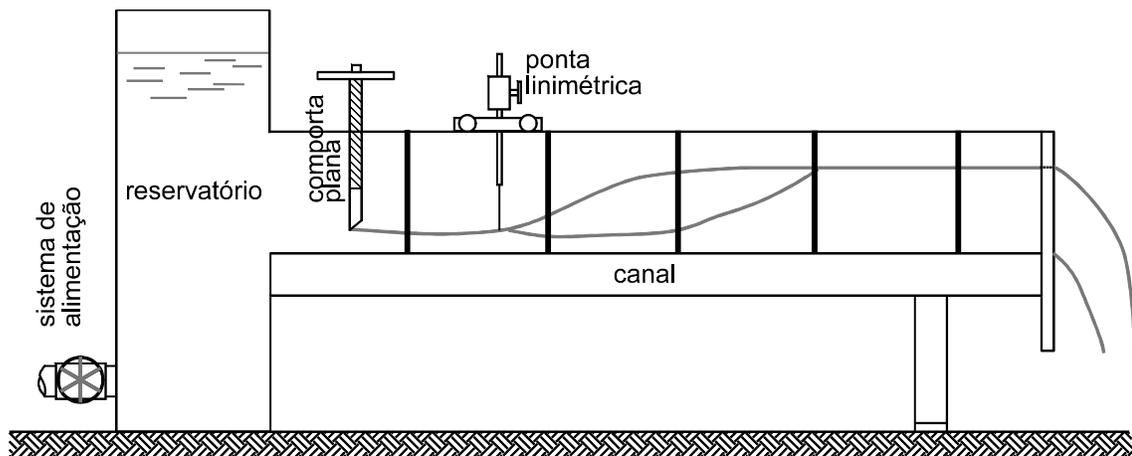


Figura 3.12: Estrutura utilizada nos ensaios de Fiorotto & Salandin (2000).

### 3.3.6 Estrutura de Lausanne – jato com velocidade próxima a protótipo

No estudo apresentado, “*Transient water pressures in joints and formation of rock scour due to high-velocity jet impact*”, BOLLAERT (2002) apresentou extensa revisão quanto a fenômenos de propagação de pressão que causam levantamento de revestimentos de blocos de rocha e revestimento de bacias de dissipação e *plunge pools*. O autor teorizou que deve-se considerar as condições de escoamento transiente gerado pelas condições de contorno na entrada das juntas. Estas causam reflexão das ondas de pressão em juntas abertas ou com fim fechado que se sobrepõem sobre a onda inicial. Isto resulta em fenômenos de escoamento transiente, como escoamento oscilatório e ressonância, aumentando os esforços que causam o levantamento dos blocos de rocha/lajes de bacia de dissipação. Parte deste primeiro trabalho, “*A new procedure to evaluate dynamic uplift of concrete linings or rock blocks in plunge pools*” (BOLLAERT 2004), apresenta uma nova metodologia para determinação de levantamento de lajes ou blocos de rochas em bacias de dissipação por impacto de jato, utilizando-se de dados de modelo em escala próximas a protótipo (Figura 3.13) com medição de pressões nas faces superiores e inferiores de lajes. Através destas medições o autor

verificou que o aspecto transiente das propagações de pressão para a face inferior aumentaria as pressões que de fato ocorrem sob a laje, em uma ordem de 1,2 a 1,4 vezes as pressões que ocorrem nas juntas ou fissuras. Segundo o autor essa mesma constatação pode ser utilizada em bacias de dissipação por ressalto hidráulico.

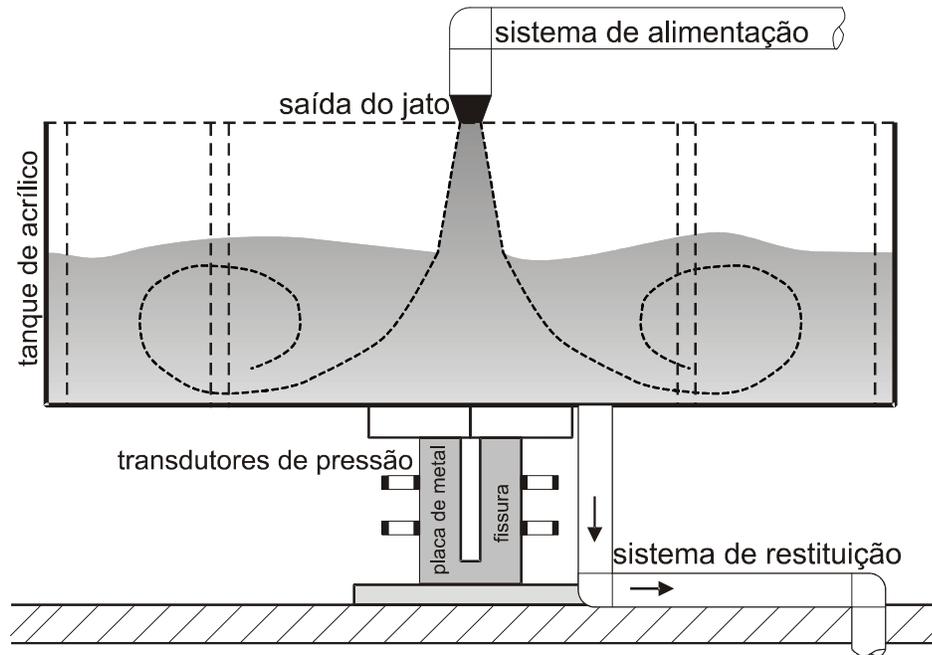


Figura 3.13: Estrutura utilizada nos ensaios de Bollaert (2002).

## 4 INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL

Neste capítulo são apresentadas as estruturas nas quais foram realizadas a realização de ensaios, os equipamentos de medição e aquisição de dados usados e possíveis fontes de erros introduzidos a partir de efeitos de escala e efeitos de laboratório.

### 4.1 Estruturas de Ensaios

Os dados obtidos são provenientes de duas estruturas laboratoriais de tamanhos e funcionalidade distintas. Um dos modelos é uma representação tridimensional em escala geométrica 1:100 do vertedouro da UHE Porto Colômbia, enquanto o outro é uma representação parcial em escala 1:85 do mesmo vertedouro. Na reprodução de modelos físicos de fenômenos como o ressalto hidráulico, os efeitos gravitacionais serão preponderantes e, portanto, a semelhança baseada em número de Froude deverá ser respeitada. Por esse motivo, a transposição de grandezas avaliadas destes modelos para escalas maiores deverá obedecer às seguintes relações:

$$\frac{L_p}{L_m} = \lambda, \quad 4.1$$

$$\frac{V_p}{V_m} = \sqrt{\lambda}, \quad 4.2$$

$$\frac{Q_p}{Q_m} = (\lambda)^{5/2}, \quad 4.3$$

$$\frac{q_p}{q_m} = (\lambda)^{3/2}, \quad 4.4$$

$$\frac{p_p}{p_m} = \lambda. \quad 4.5$$

$\lambda$  = razão de escala geométrica entre protótipo e modelo;

$L_m$  = comprimento em modelo;

$L_p$  = comprimento em protótipo;

$V_m$  = velocidade em modelo;

$V_p$  = velocidade em protótipo;

$Q_m$  = vazão em modelo;

$Q_p$  = vazão em protótipo;

$q_m$  = vazão específica em modelo;

$q_p$  = vazão específica em protótipo;

$p_m$  = pressão em modelo;

$p_p$  = pressão em protótipo.

#### 4.1.1 Modelo Unidimensional PC 1:100 (M1D-PC100)

O modelo em escala 1:100 (M1D-PC100) foi implementado a partir do modelo tridimensional da UHE Porto Colômbia já existente no Laboratório de Hidráulica Experimental e Recursos Hídricos de Furnas Centrais Hidrelétricas (LAHE) que foi transformado em um canal com 1,63 metros de largura. As tomadas estão dispostas em uma única direção, desta forma as pressões puderam ser avaliadas somente unidirecionalmente, por este motivo o modelo é referido como 1D. A classificação correta do modelo quanto à geometria é bidimensional. O mesmo tipo de categorização é usado quando se classifica o próximo modelo apresentado. Foram representados em modelo os 9 vãos do vertedouro protótipo, conforme pode ser visualizado na Figura 4.1. O perfil longitudinal do modelo está representado na Figura 4.2, onde estão destacadas as posições das tomadas de pressão. Observa-se na

Figura 4.3, 10 transdutores instalados na estrutura, sendo que 2 transdutores estão posicionados no trecho curvo (da e db), 1 no ponto de concordância entre o trecho curvo e o plano horizontal (dc) e 7 no trecho reto que se estende até a soleira terminal (*end-sill*) (d1, d2, d3, d4, d5, d6 e d7). As tomadas dos transdutores estão localizadas, na direção transversal, na linha central da bacia de dissipação, com o propósito de minimizar possíveis efeitos de parede nas medições. A análise de dados deste trabalho contempla apenas as tomadas no ponto de transição e aquelas no trecho reto.

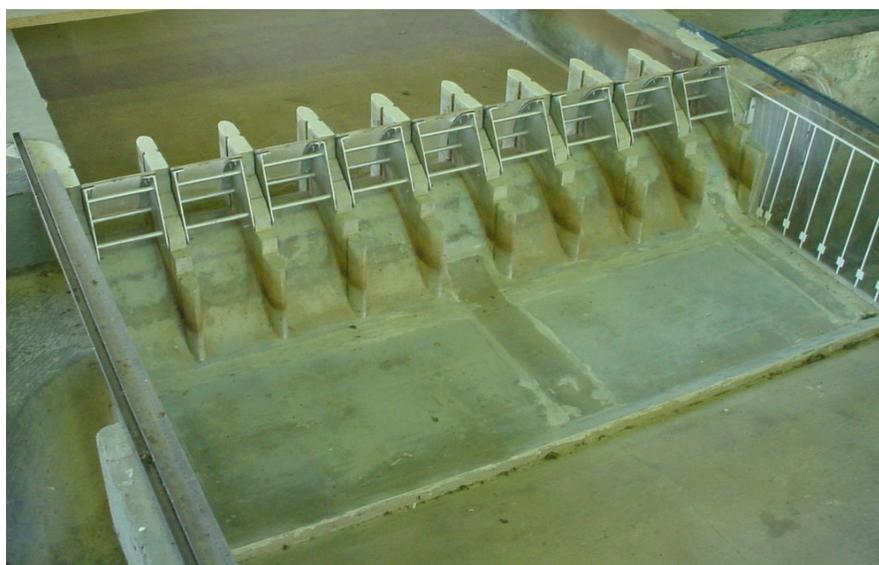


Figura 4.1: Vista geral das instalações do modelo em escala 1:100.

A alimentação da instalação foi feita a partir de um reservatório de nível constante com 100 m<sup>3</sup> usando-se de conjunto motor-bomba de 50 CV, sendo a faixa de vazões entre

0,01 m<sup>3</sup>/s e 0,08 m<sup>3</sup>/s. Esta vazão foi determinada a partir de leitura de nível em vertedouro tipo Bazin. O resumo das características do modelo MID-PC100 está mostrado na Tabela 4.1.

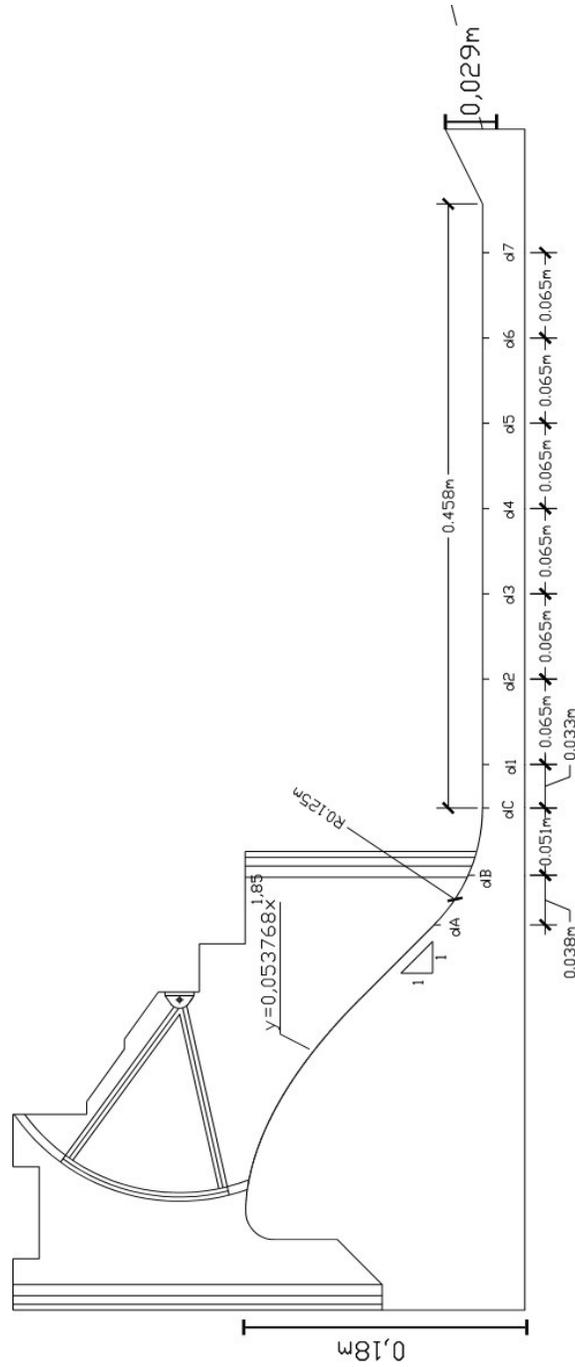


Figura 4.2: Vista em perfil do modelo MID-PC 1:100.

Tabela 4.1: Resumo das características geométricas do modelo MID-PC 1:100.

Características	PC 1:100
<b>Altura de crista do vertedouro</b>	0,180 m
<b>Largura dos vãos do vertedouro</b>	9 x 0,149 m
<b>Raio de concordância</b>	0,125 m
<b>Comprimento da bacia</b>	0,458 m
<b>Largura da bacia</b>	1,630 m
<b>Altura da soleira terminal</b>	0,029 m

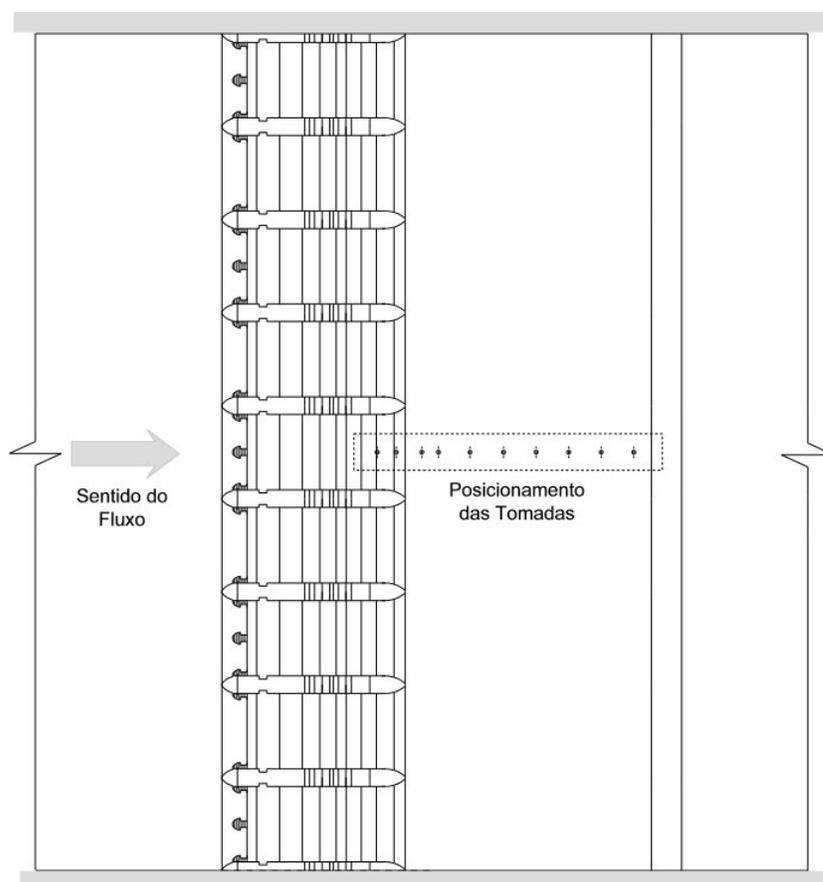


Figura 4.3: Vista em planta do modelo MID-PC 1:100.

#### 4.1.2 Modelo Bidimensional (M2D)

O modelo bidimensional (M2D) semelhante ao anterior, também é uma representação reduzida da UHE Porto Colômbia, embora seja um modelo parcial, com largura de vertedouro de aproximadamente 2 vãos do protótipo. Os vãos do vertedouro estão dispostos de modo a haver um vão central inteiramente representado e dois 'meio-vãos' nas laterais do canal. Neste modelo não são representadas a soleira terminal e topografia de jusante. Esse modelo é geometricamente idêntico ao Modelo PC 1:100, exceto pela escala geométrica e número de vãos do vertedouro representados. A Figura 4.4 apresenta uma vista geral do modelo M2D.

O modelo do vertedouro está instalado em canal com paredes de vidro de 0,45m de largura e 0,55 m de altura localizado no IPH e foi cedido para esta pesquisa por LAHE/Furnas Centrais Hidrelétricas. O resumo das características do modelo M2D está mostrado na Tabela 4.2.

A alimentação da instalação foi feita a partir de dois reservatórios de 4 m<sup>3</sup> cada, usando-se conjunto moto-bombas de 25 CV, sendo a faixa de vazões entre 0,001 m<sup>3</sup>/s e 0,040 m<sup>3</sup>/s. Estas vazões foram determinadas a partir de medidores eletromagnéticos de vazão, com faixa de erro esperado de 0,5%. Além disso, a temperatura da água da instalação foi controlada durante os ensaios, a fim de detectar alguma flutuação que pudesse afetar significativamente os dados.



Figura 4.4: Vista geral das instalações do modelo M2D.

Tabela 4.2: Resumo das características geométricas do modelo M2D.

Características	PC 1:85
Altura de crista do vertedouro	0,211 m
Largura dos vãos do vertedouro	1 x 0,149 m + 2 x 0,075 m
Raio de concordância	0,147 m
Comprimento da bacia	0,42 m
Largura da bacia	0,45 m
Altura da soleira terminal	ND

Um aspecto importante dos dados obtidos neste modelo está na possibilidade da avaliação da variação no comportamento transversal das flutuações de pressão medidas junto ao fundo do ressalto hidráulico. Enquanto no M1D-PC100, os transdutores estão instalados em uma única linha central, no M2D estes estão instalados de modo a analisar uma dada área plana em que age o campo de pressões. Deste modo pode-se avaliar bidimensionalmente e, de modo instantâneo, a ocorrência de pressões na bacia de dissipação sob o ressalto hidráulico, analisando-se a possível ocorrência de casos extremos que não podem ser vistos em métodos que analisem médias temporais ou espaciais. Além disso, a medição em dois modelos

distintos servirá no processo de validação e verificação dos dados obtidos. A Figura 4.65 e a Figura 4.56 mostram o modelo M2D em planta e perfil.

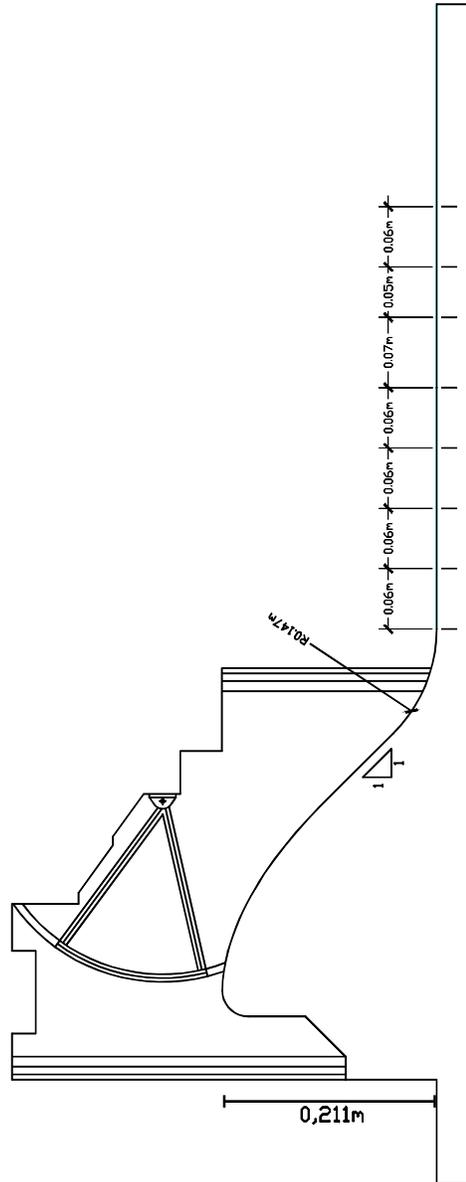


Figura 4.5: Planta do modelo M2D, mostrando a posição das tomadas de pressão.

O M2D possui tomadas de pressão formando uma grade retangular de 6x5 cm, para uma melhor caracterização do campo de pressões. Desta forma as flutuações de força sobre uma área podem ser melhor avaliadas, podendo-se analisar a influência da variação da largura de uma laje. Com os dados do modelo M1D-PC100 o campo de pressões é avaliado como sendo unidirecional, apenas.

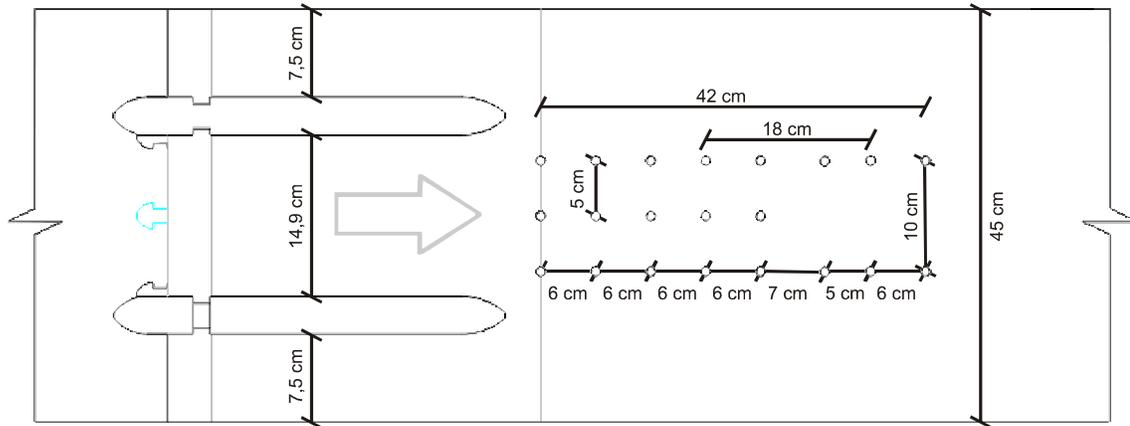


Figura 4.6: Vista em planta do modelo M2D.

## 4.2 Equipamento de Medição e Aquisição

### 4.2.1 Medição de Pressão

Os transdutores de pressão utilizados no Modelo M1D-PC 100 são da marca Hytronic, modelo TMM 10, com faixa de trabalho de  $-0,5$  a  $1,0$  m.c.a., com precisão de  $0,15\%$  do fundo de escala ( $0,00225$  m.c.a.). Os transdutores foram instalados faceados ao fundo do canal, nas posições indicadas na Figura 4.6. O sinal elétrico dos transdutores foi registrado com o emprego de uma placa de conversão analógico/digital da marca LINX, modelo CAD 14/36, de 14 bits de resolução A/D. Os transdutores de pressão foram usados para a medição de flutuações de pressão enquanto a pressão média foi obtida através de piezômetros.

Os transdutores foram instalados de maneira a ficarem os mais próximos possível do fundo do canal, de acordo com a Figura 4.7. Com esse tipo de instalação pretende-se eliminar efeitos da utilização de mangueira na medição pressão.

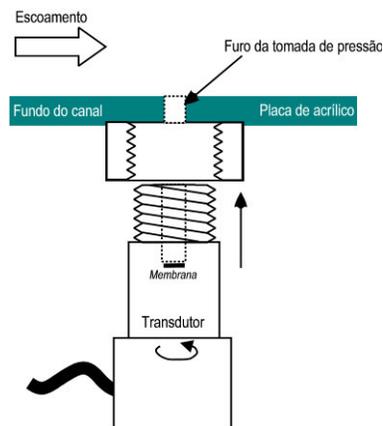


Figura 4.7: Instalação do transdutor de pressão faceado ao fundo do canal.

Na estrutura do M2D não foi feita a instalação de transdutores com exatamente as mesmas características em toda a seção analisada. Os diferentes tipos de transdutores (modelos e faixas de operação) e sua posição estão detalhados no Anexo III. Os transdutores usados em cada posição foram escolhidos de acordo com o comportamento esperado de flutuação de pressão do ressalto hidráulico. Estas posições estão indicadas na Figura 4.6. A placa de aquisição utilizada foi da marca LINX, modelo CAD 12/32, de 12 bits de conversão A/D e 32 canais de entrada.

A Tabela 4.3 mostra as posições longitudinais e transversais, das tomadas de pressão nos modelos M1D-PC100 e M2D.

*Tabela 4.3: Posicionamento dos transdutores de pressão em função do final da curva de concordância e linha central do canal.*

<b>Modelo PC 1:100</b>			<b>Modelo PC 1:85</b>		
Tomada a	Posição Longitudinal (a partir do eixo de concordância)	Posição Transversal (em relação ao eixo central)	Tomada	Posição Longitudinal (a partir do eixo de concordância)	Posição Transversal (em relação ao eixo central)
da	-0,088m	0	1	0	-0,050m
db	-0,047m	0	2	0	0m
dc	0,000m	0	3	0	0,050m
d1	0,035m	0	4	0,06	-0,050m
d2	0,099m	0	5	0,06	0m
d3	0,164m	0	6	0,06	0,050m
d4	0,229m	0	7	0,12	-0,050m
d5	0,294m	0	8	0,12	0m
d6	0,358m	0	9	0,12	0,050m
d7	0,423m	0	10	0,18	-0,050m
			11	0,18	0m
			12	0,18	0,050m
			13	0,24	-0,050m
			14	0,24	0m
			15	0,24	0,050m
			16	0,31*	-0,050m
			17	0,31*	0,050m
			18	0,36	-0,050m
			19	0,36	0,050m
			20	0,42	-0,050m
			21	0,42	0,050m

*\* a estrutura de suporte do canal impediu a colocação da tomada com o padrão de 6 cm distância usado no ante da estrutura.*

#### 4.2.2 Medição de Nível

Os níveis médios de água que formam as dimensões características do ressalto hidráulico foram medidos através de ponta linimétrica. Estas medições foram feitas através do

equipamento instalado sobre plataforma móvel que permitiu a movimentação longitudinal do equipamento. As dimensões medidas em modelo foram:  $N_1$  (altura vertical na seção de início do ressalto),  $T_w$  (altura da lâmina de água no final do ressalto) e  $X_{PC}$  (posição longitudinal em relação ao ponto de concordância entre trecho curvo e reto). A dimensão  $y_1$  foi medida para diversas vazões e, posteriormente, ajustando-se uma curva entre  $Q \times y_1$ . Isto permitiu a determinação de  $y_1$  para as vazões de ensaio, pois esta não é uma dimensão que pode ser medida diretamente em um ressalto afogado.

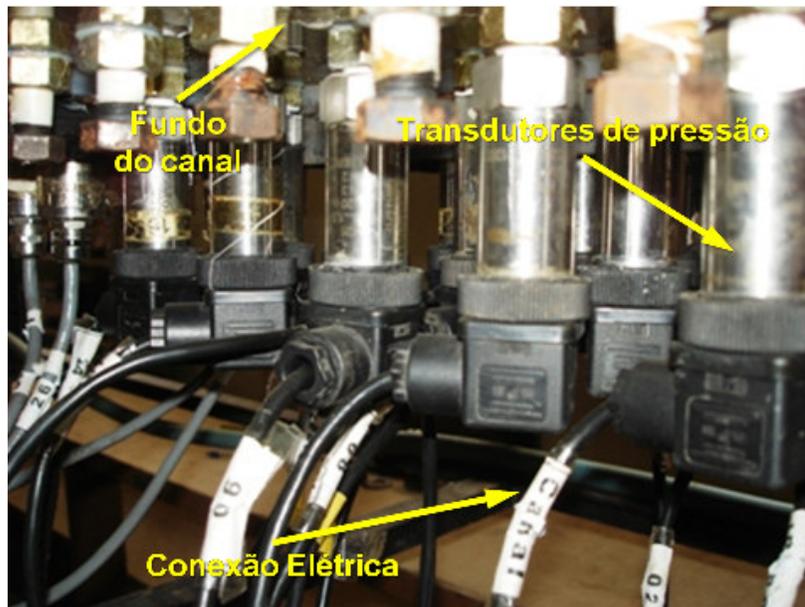


Figura 4.8: Transdutores instalados no modelo M2D.

### 4.3 Efeitos de Escala

#### 4.3.1 Aeração

Em estudos de escoamentos de superfície livre efeitos gravitacionais são mais importantes e, portanto, a semelhança por número de Froude deverá ser usada. O aprisionamento de ar e os mecanismos de quebra de bolhas são dominados pela tensão superficial implicando semelhança por número de Weber (CHANSON, 2006). Na prática usual de modelagem física é de grande dificuldade representar todos os adimensionais pertinentes ao fenômeno em uma escala reduzida, havendo assim um efeito de escala associado a isto. Para um modelo reduzido com semelhança de número de Froude, a relação de escalas para o número de Weber se torna:

$$We_m = \frac{We_p}{\lambda^2}. \quad 4.6$$

$We_m$  = número de Weber do modelo reduzido;  
 $We_p$  = número de Weber em escala de protótipo;  
 $\lambda$  = relação de escala geométrica.

Esta relação mostra uma drástica redução na capacidade de aeração com a redução de escalas. Chanson (2006) mostrou que existem grandes efeitos de escala em ressaltos hidráulicos de dimensões reduzidas, contribuindo para uma aeração menor da região do rolo. Esses efeitos podem afetar a dissipação de energia, tendo esta uma relação inversamente proporcional à aeração do escoamento. No objetivo deste trabalho, esta conclusão pode ser vantajosa, pois significa que as flutuações relativas de pressão que ocorrem nos modelos reduzidos serão de maior magnitude que em escalas maiores, pois o escoamento possui mais energia total. Isto levará a uma majoração das flutuações de pressões avaliadas fazendo, então, as considerações estarem mais no sentido da segurança.

### 4.3.2 Tamanho dos Vórtices e Resolução do Transdutor

A turbulência é um fenômeno contínuo que cobre todas as escalas de comprimento de vórtices, da maior escala, na ordem da escala integral, até a menor possível, na ordem da escala de Kolmogorov (definida a seguir). Por outro lado, a resolução espacial (ou tamanho da tomada de pressão) dos transdutores usados é finita e diversas vezes maior que a menor escala de turbulência. Isto poderá ocasionar atenuações das flutuações de pressão medidas (WILLMARTH, 1975). De acordo com o tamanho de tomada de pressão haverá uma redução da energia percebida pelo transdutor, ou seja, em certa frequência do espectro de potência (de pressão) haverá uma queda que não corresponde à realidade. A maior frequência gerada pelo escoamento pode ser estimada assumindo-se que a dissipação de energia ocorrerá nos menores vórtices, assumidos de comprimento  $l'$  e velocidade  $u'$ . Desta forma a dissipação por unidade de massa  $\varepsilon$ , tem sua ordem de grandeza dada por (LANDAHL E CHRISTENSEN, 1992):

$$\varepsilon \approx \nu \left( \frac{u'}{l'} \right)^2 \quad 4.7$$

já que as tensões viscosas são proporcionais ao gradiente de velocidade. O menor vórtice que pode ser gerado é da ordem daquele para o qual o tempo de difusão viscosa é

igual ao tempo de advecção deste vórtice, ou seja, aquele para o qual o número de Reynolds ( $Re'$ ) é igual à unidade:

$$Re' = \frac{u'l'}{\nu} = 1 \quad 4.8$$

A combinação das Equações 4.7 e 4.8 resulta na escala de comprimento de Kolmogorov ( $l_K$ ):

$$l_K = \left( \frac{\nu^3}{\varepsilon} \right)^{1/4} \quad 4.9$$

Podemos escrever então a escala de tempo ( $t_K$ ) e de frequência ( $f_K$ ) correspondentes:

$$t_K = \left( \frac{\nu}{\varepsilon} \right)^{1/2} \quad 4.10$$

$$f_K = \left( \frac{\varepsilon}{\nu} \right)^{1/2} \quad 4.11$$

Da Equação 4.11 podemos inferir que as frequências máximas existentes no escoamento são funções da energia dissipada e da viscosidade do fluido. Conhecidos estes dois fatores, é possível saber a menor escala de comprimento mobilizada pelo fluido e se há ou não atenuação de pressões devido ao tamanho da tomada de pressão. Em um ressalto hidráulico pode-se assumir que, na maioria dos casos, haverá esta atenuação. Deve-se chamar a atenção a outros fatores que provocarão efeitos de escala, pois viscosidade da água (com diferentes concentração de ar) e dissipação não será necessariamente as mesmas em estruturas de escala muito diferentes. Além disso, em estruturas de grande escala o escoamento será usualmente mais desenvolvido, gerando diferenças na turbulência e dissipação de energia por unidade de massa. A magnitude destes efeitos necessitaria de análise mais aprofundada.

#### **4.4 Efeitos de Laboratório**

Como efeito de laboratório entende-se as alterações que podem ocorrer nas medições devido às condições da estrutura de ensaio e que podem gerar uma modelagem não adequada do fenômeno hidráulico a ser estudado.

#### 4.4.1 Medição de Pressão Instantânea

Na análise de dados de fenômenos turbulentos, como o ressalto hidráulico, os valores de pressão instantânea estão sujeitos a flutuações de relativa magnitude e de curto período. Para análise de valores médios, pequenas incertezas nos valores individuais ao longo de amostras relativamente longas tornam-se, de certa forma, insignificantes. Quando estamos interessados em caracterizar o escoamento pela distribuição de pressões instantâneas, torna-se mais importante levar em consideração a variabilidade que pode ser introduzida devido a erros inerentes à medição com transdutores de pressão, especialmente quando estamos trabalhando com modelos de escala muito reduzida.

No Modelo M1D-PC100, os transdutores (já especificados anteriormente) possuíam precisão de  $\pm 0,15\%$  em relação ao fundo de escala, gerando uma imprecisão de  $\pm 0,00225$  m.c.a. para uma faixa de operação dos transdutores entre  $-0,5$  a  $1,00$  m.c.a. Estão inclusos erros devidos a histerese e repetibilidade. A placa de aquisição usada nos ensaios opera com uma resolução digital de 14 bits, gerando um erro de interpolação devido à conversão A/D de  $9,1 \times 10^{-5}$  m.c.a., pode ser considerado praticamente desprezível. Estes erros podem ser somados para uma variabilidade total nos resultados de  $0,00336$  m.c.a. Na transposição para uma estrutura de dimensões maiores, por exemplo, a própria UHE Porto Colômbia em que se baseiam os modelos, pode-se esperar uma variabilidade máxima nos resultados de aproximadamente  $0,32$  m.c.a., o que deverá ser levado em consideração quando se estimar fatores de segurança para o dimensionamento. Deve-se notar que estes são erros máximos, sendo que os valores medidos deverão estar muito mais próximos dos valores reais em todos os casos.

No modelo M2D esta variabilidade devido ao equipamento de aquisição é mais difícil de ser avaliada devido aos diferentes tipos de transdutores usados. Os transdutores com faixa de trabalho mais ampla produzem um erro de  $0,011$  m.c.a., embora representem a menor parte do conjunto de transdutores. A maior parte dos transdutores estão na faixa de  $0,0035$  m.c.a. de erro. O resumo das características dos transdutores usados no M2D está apresentado no Anexo II. A variabilidade nos resultados devido ao uso de diferentes equipamentos será analisada durante os ensaios.

#### 4.4.2 Medição de Nível

Uma determinação precisa dos níveis será importante para a melhor avaliação possível das características dimensionais do ressalto hidráulico. Dependentes destas estão a determinação da altura de lâmina de água na entrada do ressalto e o grau de submersão,

por exemplo, que influenciarão a análise adimensional dos valores de pressão média e flutuações. O uso de ponta linimétrica tem uma precisão teórica de décimo de milímetro, embora devido ao tamanho reduzido das lâminas e grande variabilidade de nível de água inerente ao ressalto hidráulico esta precisão poderá ser menor. Deve-se chamar a atenção que os erros devidos a medição de nível serão mais significativos quanto menor for a dimensão medida no modelo.

## 5 ANÁLISE DO CAMPO DE PRESSÕES NO RESSALTO HIDRÁULICO

A seguinte seção mostra as características dos ensaios realizados, as características estatísticas dos dados de pressão obtidos e compara com resultados de outros autores. Propõe-se o uso de metodologias de adimensionalização conhecidas e/ou alterações às já existentes, quando necessário.

### 5.1 Características dos Ensaios

Como descrito no capítulo anterior, *Instalação Experimental*, foram adquiridos dados em duas estruturas diferentes. No **modelo M2D** foram realizados ensaios com quatro diferentes vazões, gerando escoamentos com números de Froude abaixo de 5 e submergências em torno de 1,1. As limitações para menores números de Froude (maiores vazões) e maiores números de Froude (menores vazões) foram impostas pela capacidade máxima de recalque do sistema de alimentação e pelas recomendações (ver a seguir) quanto às alturas mínimas de escoamento, respectivamente.

Os ensaios no modelo, sem controle por comporta, foram realizados com frequências de 200 Hz e duração de 7,5 minutos, gerando amostras de 90000 pontos. Esse tamanho amostral caracterizou muito bem os momentos estatísticos das amostras de pressão, verificado pela comparação dos dados obtidos em duas amostras separadas e com 7,5 minutos de duração cada (ambas com as mesmas condições hidráulicas: vazão, altura de comporta, número de Froude, etc.). Essa comparação foi realizada para a menor vazão ensaiada, ou seja, a que possui menores flutuações de pressão e, conseqüentemente, com maiores dificuldade de medição. Esse tamanho amostral e frequência também mostraram ser uma boa relação entre qualidade do resultado, tamanho de arquivo (21 tomadas x 200 Hz x 450 s x 12 bits de resolução  $\approx$  15 MB/arquivo) e duração da bateria do sistema de alimentação (*'no-break'*).

No **modelo M1D-PC100** foram realizados 20 ensaios com diversos números de Froude e submergências, como parte do projeto de P&D realizado em parceria entre o IPH e Furnas Centrais Elétricas S.A, “Análise da Macroturbulência em Dissipadores por Ressalto Hidráulico”. Desses 20 ensaios foram descartados (no presente estudo) aqueles com submergências muito distantes daquelas ensaiadas no modelo M2D ( $S > 1,8$ ) e aquelas com números de Froude maiores que 5, resultando em 10 ensaios de interesse.

A Tabela 5.1 e a Tabela 5.2 mostra um resumo das características dos ensaios realizados em ambos modelos e a Figura 5.1 mostra o significado das dimensões geométricas indicadas nestas tabelas.

Tabela 5.1: Características do modelo M2D

Modelo M2D								
Fr <sub>1</sub>	Re <sub>1</sub> *	Q(m <sup>3</sup> /s)	q <sub>vert</sub> (l/s)	y <sub>1</sub> (m)	y <sub>1</sub> *(m)	N <sub>1</sub> (m)	Tw(m)	y <sub>2</sub> (m)
3,72	120000	0,038	84,4	0,037	0,050	0,070	0,190	0,179
3,91	88500	0,028	62,4	0,030	0,036	0,049	0,163	0,150
4,22	55000	0,018	38,9	0,021	0,023	0,028	0,125	0,113
4,63	31500	0,010	22,2	0,013	0,013	0,015	0,090	0,081
Fr <sub>1</sub>	Re <sub>1</sub> *	S	Z(m)	v <sup>2</sup> /2g	E <sub>1</sub>	X <sub>PC</sub> (m)	Pc	T <sub>a</sub> (°C)
3,72	120000	1,06	0,036	0,33	0,36	0,125	0,090	29
3,91	88500	1,09	0,037	0,34	0,38	0,125	0,082	18
4,22	55000	1,11	0,022	0,32	0,34	0,110	0,064	22
4,63	31500	1,12	0,016	0,34	0,35	0,100	0,053	28

Tabela 5.2: Características do modelo MID-PC100

Modelo MID-PC100								
Fr <sub>1</sub>	Re <sub>1</sub> *	Q(m <sup>3</sup> /s)	q <sub>vert</sub> (l/s)	y <sub>1</sub> (m)	y <sub>1</sub> *(m)	N <sub>1</sub> (m)	Tw(m)	y <sub>2</sub> (m)
4,77	20900	0,030	22,1	0,011	0,009	0,012	0,108	0,072
4,76	20900	0,030	22,2	0,011	0,009	0,013	0,112	0,072
4,39	28000	0,030	29,6	0,015	0,012	0,017	0,117	0,084
4,39	28000	0,040	29,6	0,015	0,013	0,018	0,119	0,084
4,39	28000	0,040	29,7	0,015	0,013	0,018	0,127	0,084
3,95	41900	0,060	44,4	0,021	0,020	0,028	0,133	0,106
3,95	41900	0,060	44,4	0,021	0,021	0,030	0,151	0,106
3,95	41900	0,060	44,4	0,021	0,020	0,028	0,161	0,106
3,69	56000	0,080	59,4	0,026	0,027	0,039	0,148	0,124
3,69	56000	0,080	59,4	0,026	0,028	0,040	0,163	0,124
Fr <sub>1</sub>	Re <sub>1</sub> *	S	Z(m)	v <sup>2</sup> /2g	E <sub>1</sub>	X <sub>PC</sub> (m)	a	G <sub>0</sub>
4,77	20900	1,50	0,078	0,31	0,39	0,14	0,019	0,020
4,76	20900	1,56	0,084	0,31	0,39	0,14	0,019	0,020
4,39	28000	1,39	0,076	0,31	0,39	0,14	0,027	0,027
4,39	28000	1,41	0,077	0,28	0,36	0,14	0,027	0,027
4,39	28000	1,50	0,084	0,28	0,37	0,14	0,027	0,027
3,95	41900	1,26	0,064	0,26	0,33	0,13	0,042	0,042
3,95	41900	1,43	0,088	0,22	0,31	0,15	0,042	0,042
3,95	41900	1,52	0,099	0,24	0,34	0,16	0,042	0,042
3,69	56000	1,19	0,056	0,24	0,30	0,13	0,058	0,058
3,69	56000	1,31	0,080	0,23	0,31	0,15	0,058	0,058

Fr<sub>1</sub> número de Froude no fim do trecho curvo, ressalto livre (y<sub>1</sub>);

Re<sub>1</sub> número de Reynolds na seção de entrada do ressalto (y<sub>1</sub>\*);

Q vazão vertida no modelo (m<sup>3</sup>/s);

q<sub>vert</sub> vazão específica no canal do modelo;

y<sub>1</sub> altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre;

y<sub>1</sub>\* altura da lâmina de água no início do ressalto e perpendicular ao vertedouro;

$N_1$	altura vertical da lâmina de água no início do ressalto;
$T_w$	altura da lâmina de água no fim do ressalto;
$y_2$	altura conjugada lenta calculada em função de $y_1$ e $Fr_1$ ;
$S$	submergência, relação $T_w/y_2$ ;
$Z$	altura do início do ressalto sobre o vertedouro, energia potencial;
$v^2/2g$	energia cinética calculada na seção de início do ressalto ( $y_1^*$ );
$E_1$	energia cinética + energia potencial na entrada do ressalto;
$X_{PC}$	posição longitudinal de início do ressalto em função do fim do trecho curvo e início do trecho;
$P_c$	altura da comporta de controle de nível a jusante;
$T$	temperatura ambiente durante os ensaios;
$a$	abertura da comporta, altura vertical;
$G_0$	abertura da comporta, altura perpendicular ao vertedouro.

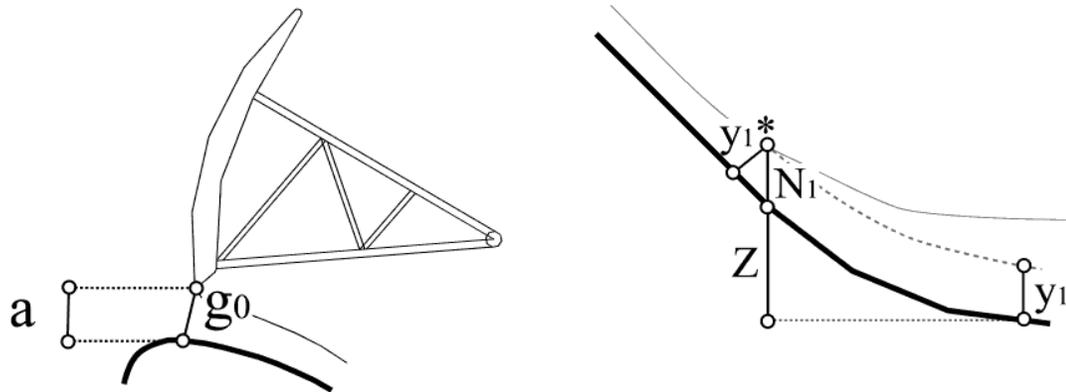


Figura 5.1: dimensões medidas nos ensaios, abertura da comportas e alturas de lâmina de água.

Lopardo (1986) realizou ensaios com números de Froude entre 4,5 e 10, fazendo as seguintes recomendações sobre as condições de ensaio:

- $Re_1 = 100.000$ ;
- $y_1 = 3$  cm;
- tempo de aquisição de dados  $\geq 60$  s;
- freqüência de aquisição entre 50 e 100 Hz;
- comprimento de mangueira entre tomada e transdutor  $\leq 55$  cm.

Estas recomendações são provenientes da análise de dados em ressalto a jusante de comporta, onde o efeito das condições de entrada do escoamento e desenvolvimento da camada limite são determinantes na avaliação das flutuações de pressão. Salienta-se que para ressalto a jusante de vertedouro, a geometria de tal é o fator mais importante na avaliação das flutuações. A limitação de altura de lâmina de água indicada pelo autor advém da limitação ocasionada pela tensão superficial. Em problemas de engenharia hidráulica na natureza os números de Weber são usualmente tão grandes que a influência da tensão superficial pode ser negligenciada, o que não ocorre necessariamente em modelos reduzidos de pequena escala

(KOBUS 1980). Destaca-se que não foi possível seguir todas estas orientações nos ensaios deste trabalho e que os resultados obtidos para pequenas vazões devem ser vistos com esta observação em mente.

A título de comparação, a Tabela 5.3 mostra as características dos modelos e ensaios de diferentes trabalhos de referência em flutuação de pressão.

*Tabela 5.3: Resumo de trabalhos de diferentes autores*

Característica	Toso & Bowers (1988)	Fiorotto & Rinaldo (1992)	Pinheiro (1995)	M2D
Disposição dos transdutores	Cruz (0,40 x 2,40 m)	Cruz (0,25 x 0,40 m)	Malha (0,40 x 2,30 m)	Malha (0,10 x 0,42 m)
Resolução espacial dos transdutores	8 cm x 15 cm?	1 cm x 1 cm	10 cm x 10 cm	6 cm x 5 cm
Quantidade de transdutores por ensaio (máxima)	2?	8	8	21
Faixa de n <sup>os</sup> Froude	3-10	5-9,5	6-10	3.6-4.8
Tipo	Ressalto sobre superfície inclinada (tipo A): 15°, 30° e 45°	Ressalto a jusante de comporta plana	Ressalto sobre superfície inclinada	Ressalto sobre superfície inclinada: perfil Creager
Posicionamento dos transdutores	Início do ressalto - 2,40 m	Início do ressalto - 0,40 m	Início do ressalto - 2,30	Fim do trecho curvo - 0,42 m
Conexão dos transdutores	Faceado	Tubo rígido até 0,40 m	?	Faceado
Frequência de Aquisição	50 Hz	50 Hz - 100 Hz	50 Hz	200Hz
Tempo de Aquisição	10 min - 24 hrs	15 min	2 min	7,5 min

## 5.2 Pressão Média

Marques (1999) propôs a seguinte adimensionalização para a pressão média em um ressalto hidráulico a jusante de vertedouro:

$$\Psi^* = \frac{Px - h_1}{h_2 - h_1} \cdot \frac{1}{S^*} \quad 5.1$$

- $\Psi^*$  pressão adimensionalizada;  
 $Px$  pressão média na posição longitudinal X;  
 $h_1$  altura conjugada rápida na seção de início do ressalto;  
 $h_2$  altura conjugada lenta na seção final do ressalto, relativa a  $h_1$ , para  $S=1$  (ressalto livre) e segundo a equação de Belánger;  
 $S^*$  submergência, definida como  $S = h_2/Tw$ ;  
 $Tw$  altura da lâmina de água no final do ressalto.

A altura conjugada rápida ( $h_1$ ) pode ser definida pela metodologia proposta por Hager (1988).

Marques (1997) também definiu que a posição dentro de um ressalto poderia ser adimensionalizada na forma de:

$$\Gamma_x = \frac{X}{h_2 - h_1}. \quad 5.2$$

$\Gamma_x$  posição adimensionalizada;  
 $X$  posição longitudinal, a partir do início do ressalto.

A partir da análise dos dados obtidos neste trabalho, propõem-se as seguintes alterações às equações supracitadas:

$$\Psi = \frac{(P_x - N_1)}{y_2 - N_1} \cdot \frac{1}{S} \quad 5.3$$

$$\Gamma = \frac{X}{y_2 - N_1} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}} \quad 5.4$$

$\Psi$  pressão adimensionalizada;  
 $\Gamma$  posição adimensionalizada;  
 $N_1$  altura vertical da lâmina de água sobre o vertedouro na entrada do ressalto, sendo que  $N_1 = y_1$  quando  $S=1$  (Figura 3.3);  
 $S$  submergência, definida como  $S = y_2/Tw$ ;  
 $y_2$  altura conjugada lenta na seção final do ressalto,

A altura conjugada lenta ( $y_2$ ), nessa adimensionalização, foi definida como a altura lenta relativa à  $y_1$  (Figura 5.1), de acordo com a equação de Bélanger. Os valores de  $N_1$  podem ser obtidos com auxílio dos trabalhos de Hager (1988) e Mees *et al.* (2007).

As Figuras 5.2 e 5.3 mostram a aplicação da metodologia de adimensionalização proposta por Marques (1997 e 1999) e a utilizada neste trabalho, para os dados medidos no modelo M1D-PC100, pois estes apresentam uma grande quantidade de submergências diferentes e, desta forma, pode-se avaliar a eficiência de ambos os métodos. Da análise destas figuras pode-se observar pouca diferença na dispersão dos dados de pressão média adimensionalizada, sendo que ambas agrupam os dados em uma única tendência. Propõe-se a utilização da adimensionalização na forma das Equações 5.3 e 5.4, pois as dimensões necessárias para o método são de mais fácil determinação em modelo, principalmente no

referente às alturas sobre o vertedouro. Destaca-se que as metodologias são iguais em situações de ressalto livre ( $S = 1$ ).

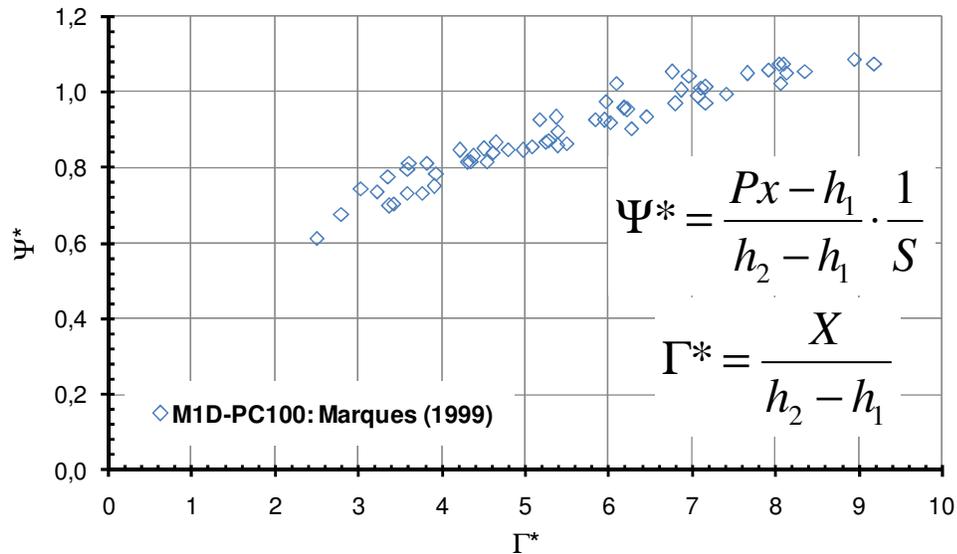


Figura 5.2: Pressão média adimensional, dados do M1D-PC100, adimensionalização proposta por Marques (1999).

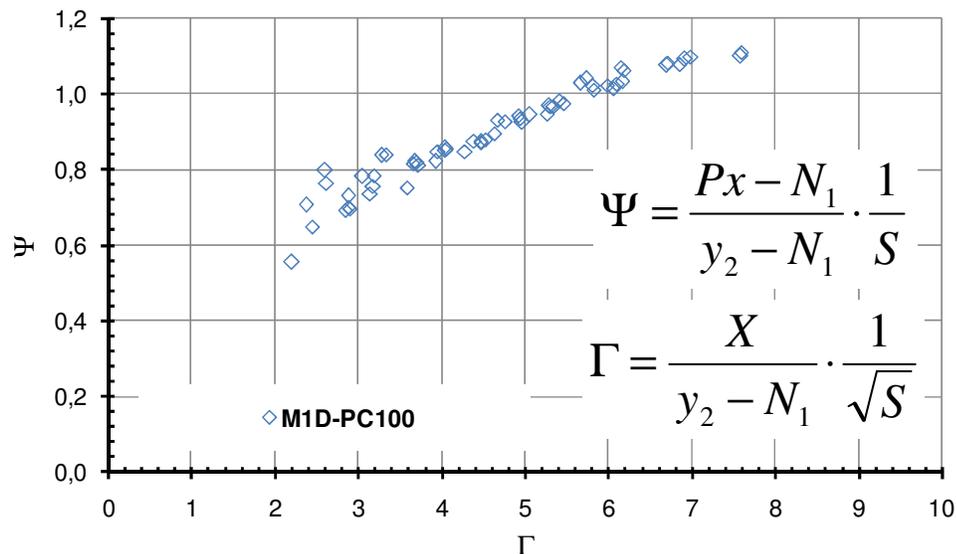


Figura 5.3: Pressão média adimensional, dados do M1D-PC100, metodologia proposta neste trabalho.

Chama-se atenção para dois pontos interessantes nesta adimensionalização. Em  $X = 0$ , a pressão pode ser considerada hidrostática e  $P_x = N_1$ , ou seja,  $\Psi = 0$ . Para um ressalto livre ( $S=1$ ), a pressão no final do ressalto é hidrostática  $P_x = y_2$ , ou seja,  $\Psi = 1$ . Para ressaltos afogados, no entanto, a pressão no final do ressalto é  $y_2^*S = T_w$  e  $\Psi$  não é estritamente igual à unidade.

A comparação dos dados obtidos no modelo M2D com os dados de pressão média obtidos por Marques (1996) e Endres (1990), para ressalto livre, mostra que a adimensionalização proposta permite o agrupamento dos resultados dos diferentes autores com os dados deste trabalho (Figura 5.4).

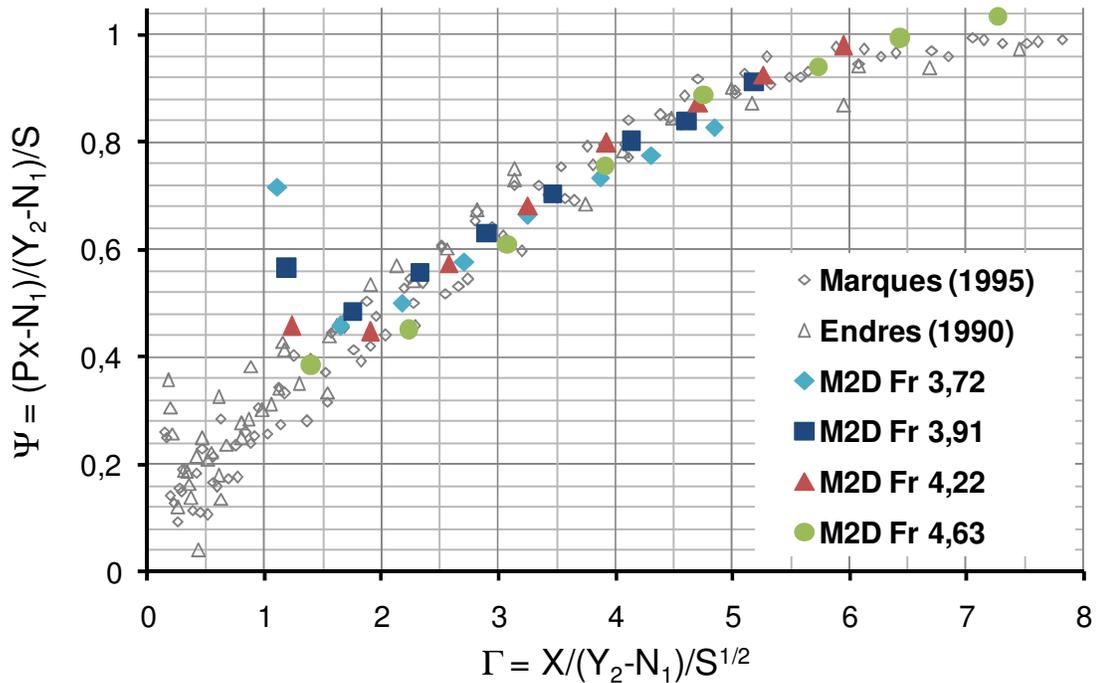


Figura 5.4: Pressão média adimensionalizada, comparação entre os dados M2D, Endres (1990) e Marques (1995).

Nota-se que os primeiros pontos de cada condição ensaiada apresentam pressão média adimensionalizada muito maior e fora da tendência. Isso se deve ao efeito da sobrepressão no trecho curvo, ocasionado pela mudança de direção do escoamento, ou seja, existe uma parcela adicional de pressão dinâmica. Na verdade, mesmo nos dados de pressão do ressalto livre perceber-se (em menor escala) a mesma influência nas primeiras tomadas.

Esse aumento de pressão média devido a forças dinâmicas pode ser mostrado de forma simplificada pela observação do comportamento de quatro escoamentos distintos (Figura 5.5):

- a) em um ressalto hidráulico a jusante de comporta, não ocorre mudança de direção do escoamento, ou seja, não existe pressão adicional;
- b) em um ressalto hidráulico livre ( $S = 1$ ) a jusante de vertedouro com curva de transição, o escoamento tem a direção governada pela estrutura, ocorrendo sobrepressões dinâmicas neste trecho. Embora isto aconteça, quando o escoamento atinge o trecho reto da bacia de dissipação, o perfil de velocidades

é predominantemente horizontal, sendo pequeno o incremento de pressão. Este incremento de pressão acontece apenas ao longo de certa distância, dependendo das condições do escoamento;

- c) em um ressalto hidráulico afogado a jusante de vertedouro com curva de transição, o escoamento rápido pode manter-se próximo à parede quando entra na massa líquida do ressalto hidráulico, mas não existe impedimento para que as pressões se difundam. Desta forma o incremento de pressão **pode** ser maior;
- d) em um jato impactando diretamente sobre uma lâmina de água (*plunge pool*), embora o tirante de água atenuie as pressões que agem sobre o fundo, toda a energia cinética é transferida e transformada em aumento de pressão.

Pode-se afirmar que, **de forma simplificada**, as bacias de dissipação por ressalto hidráulico, em condições afogadas, constituem uma transição para bacias por impacto de jatos, **quanto às sobrepressões dinâmicas** no fundo.

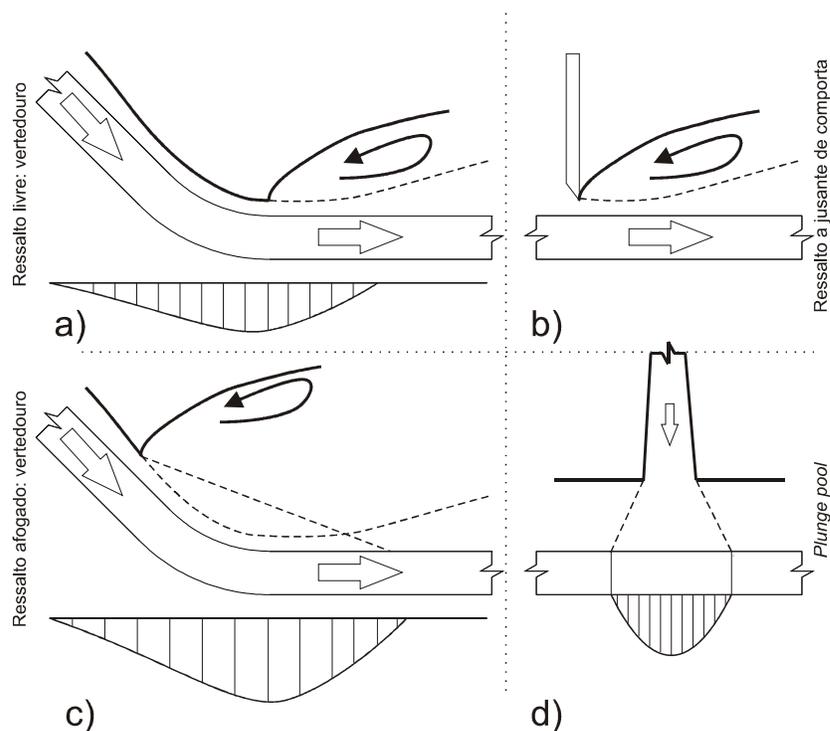


Figura 5.5: Pressões dinâmicas geradas por diferentes tipos de escoamento.

O acréscimo de pressões dinâmicas devido à mudança de direção do escoamento pode explicar uma parcela do aumento percebido (nas primeiras tomadas) na Figura 5.4, mas este acréscimo parece ser muito maior nos escoamentos com submergência  $S > 1$ . A adimensionalização proposta para as pressões médias é adaptada de situações de ressalto livre

através de da inclusão de um coeficiente de submergência  $S$ , sendo que, quanto maior  $S$ , maiores as pressões médias no ressalto. Sugere-se que tal metodologia seja incompleta para as pressões médias em posições próximas a curva em ressalto afogado. Em um ressalto hidráulico clássico, sobre superfície horizontal, a posição do rolo e do ressalto em si é definida por um equilíbrio de forças nas seções de montante e jusante (Figura 5.6).

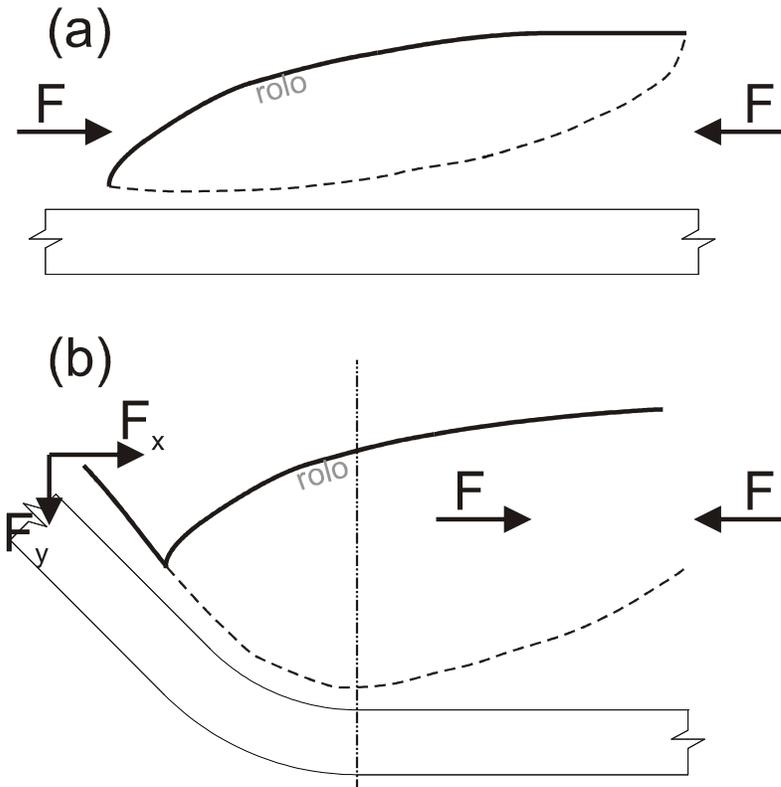


Figura 5.6: Esquema do Equilíbrio de forças no ressalto hidráulico (a) ressalto clássico, (b) ressalto afogado sob superfície inclinada.

A quantidade de movimento gerada pela velocidade da seção supercrítica e o empuxo gerado pela lâmina d'água na seção do final do ressalto são as forças principais neste equilíbrio. Este equilíbrio de forças pode ser realizado em uma direção apenas. Em um ressalto hidráulico afogado sob superfície inclinada, a velocidade na seção de entrada é bidirecional, possuindo componentes horizontais e verticais. Ou seja, o empuxo total na entrada deve ser decomposto em duas direções e, para uma mesma velocidade média, a velocidade na direção longitudinal ( $x$ ) será menor. Esta diminuição do empuxo horizontal poderá ocasionar um deslocamento do rolo para montante. Desta forma é possível que uma quantidade maior de massa pode estar localizada mais para montante como uma forma de equilíbrio de forças, ou seja, o centro de massa do ressalto poderá estar deslocado. Sugere-se, como trabalho futuro, uma avaliação das pressões no ponto de transição do trecho curvo para

o plano, para diferentes números de Froude e submergências, assim como inclinações do paramento do vertedouro.

Teixeira (2003) propôs um ajuste de equação quadrática para a variação longitudinal da pressão média em função da posição adimensional  $\Gamma_x$ , a partir dos dados de Marques (1995). Propõe-se, no presente trabalho, uma alteração do ajuste proposto por Teixeira (2003), para uma equação quadrática incompleta (sem o termo constante) para a pressão média em função da posição adimensional  $\Gamma$  (**diferente de  $\Gamma_x$ , ver definições mostradas anteriormente**). Este ajuste pretende contemplar apenas as tomadas que, a princípio, estariam fora da influência da curva. Além disso, Marques (1995) afirma que o ressalto hidráulico (livre) possui comprimento igual a  $\Gamma_x = 8$  e que a função  $\Psi_x$  é igual à unidade após esta posição. Com estas duas considerações e transpondo  $\Gamma_x$  e  $\Psi_x$ , para  $\Gamma$  e  $\Psi$  (considerando  $S = 1$ ), o ajuste possui validade para:

$$\frac{X - X_{PC}}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}} = 1 < \Gamma_{PC} < \frac{X - X_{PC}}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}} = 7 \quad 5.5$$

A Figura 5.7 mostra a dispersão dos dados de pressão média de Endres (1990), Marques (1995) e deste trabalho para a adimensionalização proposta, com a curva de ajuste, erro padrão ( $0,04\Psi$ ) e coeficiente de correlação (98,2%). A Figura 5.7 mostra a dispersão do resíduo de ajuste em função da posição  $\Gamma$ . Esta dispersão (diferença do valor medido com o ajuste) distribui-se uniformemente (coeficiente de assimetria = 0,18) ao longo do ressalto, de forma aproximadamente gaussiana (coeficiente de curtose = 3,12).

O resultado do ajuste e seus coeficientes estão mostrados na Equação a seguir:

$$\Psi = a \cdot \Gamma + b \cdot \Gamma^2 \quad 5.6$$

$$a = 0,2768,$$

$$b = -0,0196,$$

O ajuste em forma de equação quadrática foi escolhido por ser uma equação simples e que facilmente converge com as técnicas de regressão para os coeficientes propostos, independente da sua estimativa inicial.

O ajuste da Equação 5.6 é válido para  $0 < \Gamma < 7$ , se não considerarmos efeitos de sobrepessão na curva ou no intervalo proposto na Equação 5.5 considerando tais efeitos. O valor para  $\Psi(\Gamma > 7)$  é constante e praticamente igual a  $\Psi(\Gamma = 7)$ . Como discutido anteriormente, este ajuste apresenta  $\Psi = 0$  para  $\Gamma = 0$ .

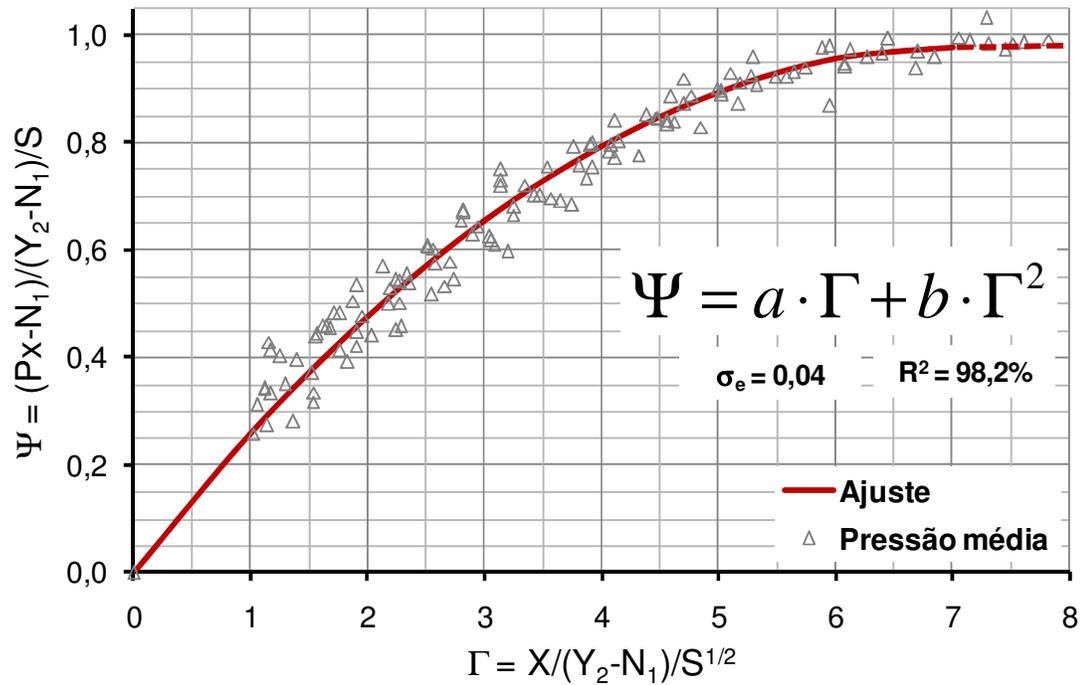


Figura 5.7: Dados de pressão média de Endres (1990), Marques (1995) e deste trabalho e equação de ajuste.

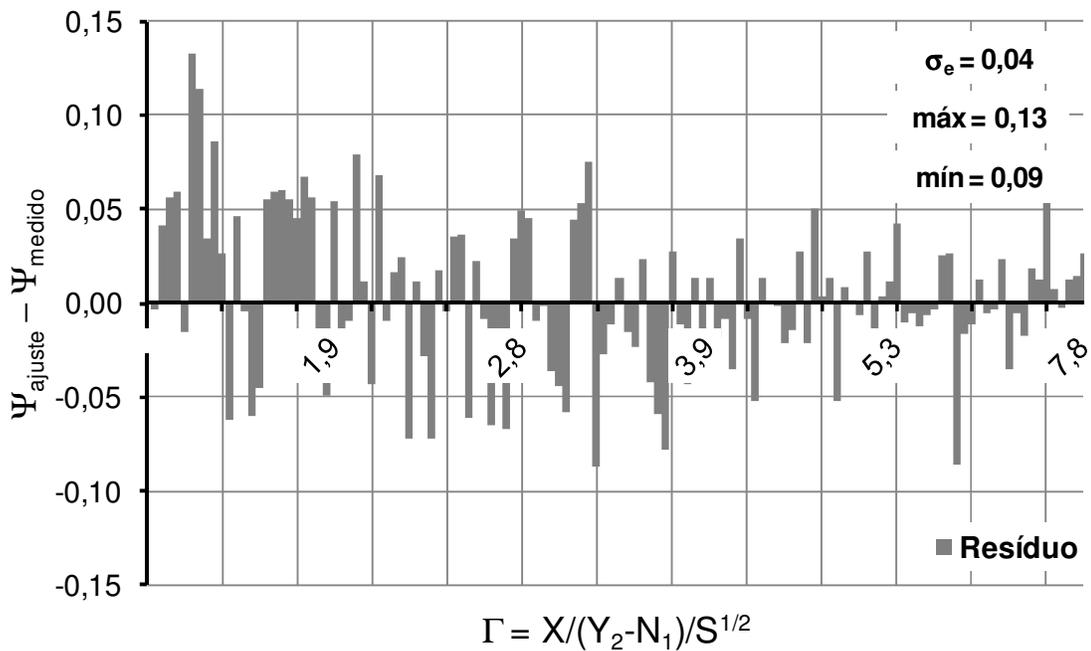


Figura 5.8: Dispersão do resíduo em função da equação de ajuste.

A Figura 5.9 mostra a comparação do ajuste da Equação 5.6 com os dados do modelo MID-PC100. Observa-se que os dados deste modelo apresentam valores de  $\Psi$  um pouco maiores do que o ajuste proposto, notadamente maior no final do ressalto. Esta variação pode

ter origem no fato da geometria de jusante (no fim da bacia) ser diferente dos modelos de Endres (1990), Marques (1995) e do modelo M2D, causando uma variação na avaliação da submergência efetiva. Além disso, deve-se salientar que, em um escoamento fluvial (lento,  $Fr < 1$ ), uma elevação (degrau positivo) irá provocar uma elevação na lâmina de água. Desta forma a soleira terminal pode ser encarada como uma obstrução deste tipo no escoamento. Em resumo, a submergência real pode não estar sendo corretamente avaliada e, conseqüentemente, este parâmetro irá provocar uma alteração artificial na adimensionalização.

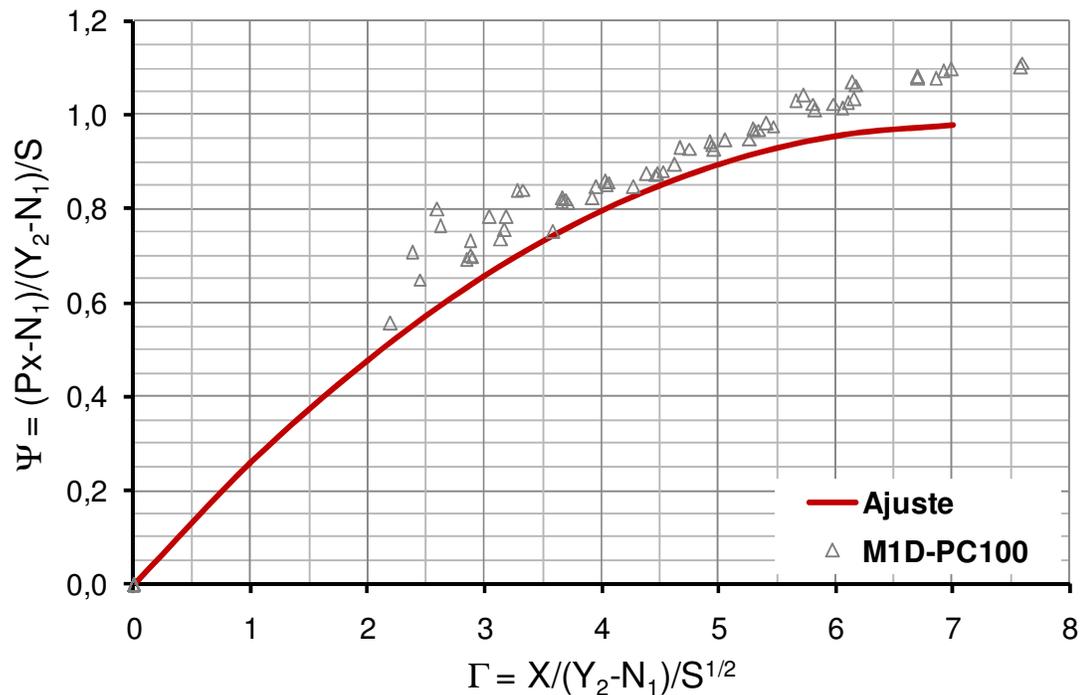


Figura 5.9: Comparação do ajuste proposto com os dados do modelo MID-PC100.

Assumindo a Equação 5.6, de ajuste de pressão média, como válida para a variação longitudinal da função  $\Psi$  e determinando a diferença entre os dados obtidos e esta equação de ajuste para as posições supostamente sob influência da curva, podemos determinar a sobrepressão na curva, na forma:

$$\Psi(\Gamma)_{\text{sobrepressão}} = \Psi(\Gamma)_{\text{trecho inicial}} - \Psi(\Gamma)_{\text{ajuste}} \quad 5.7$$

Os valores de sobrepressão na curva, para ressalto livre (ENDRES, 1990, MARQUES, 1995), estão mostrados na Figura 5.10.

Lembrando que o ajuste de pressão média apresentou erro padrão de  $0,04 \Psi$ , observou-se que duas vezes o erro padrão ( $\pm 0,08 \Psi$ ) engloba aproximadamente 95% dos resultados ( $2\sigma = 95,45\%$  para uma distribuição normal). Os valores de  $\Psi_{\text{sobrepressão}}$  decrescem para esta faixa em torno de  $\Gamma=0,2$  e começam a variar em torno de zero a partir de  $\Gamma=0,4$ .

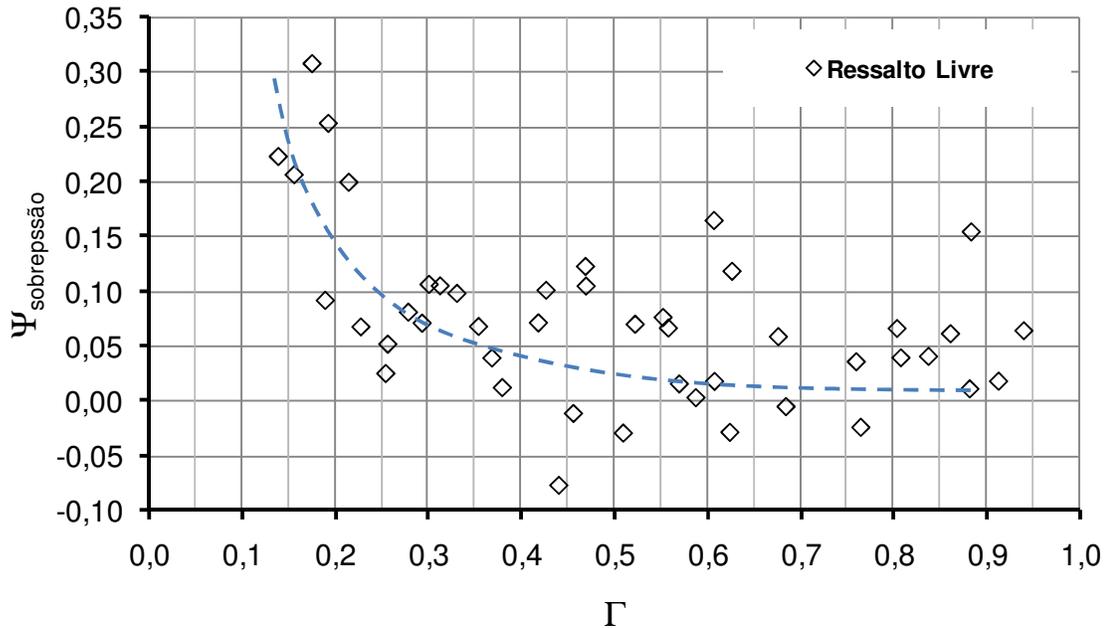


Figura 5.10: Sobrepressão no trecho inicial, ressalto livre.

A Figura 5.11 mostra a  $\Delta\Psi_{\text{sobrepressão}}$  para os dados de pressão média de ressalto afogado (M2D e M1D-PC100). O valor de  $\Delta\Psi_{\text{sobrepressão}}$  é a diferença entre o valor medido de pressão média e o valor do ajuste (Equação 5.6) dividido pelo valor calculado, segundo a Equação 5.8:

$$\Delta\Psi_{\text{sobrepressão}} = \frac{\Psi_{\text{medido}} - \Psi_{\text{ajuste}}}{\Psi_{\text{ajuste}} + 1} \quad 5.8$$

O valor do divisor é acrescido de 1 como um artifício para evitar a divisão por zero quando  $\Psi(\Gamma=0) = 0$ . O comportamento desta variável se apresentou bastante disperso, sendo uma função da posição do início do ressalto, da posição do ponto de concordância dentro do ressalto, submergência e número de Froude.

Quanto ao comportamento de  $\Psi_{\text{sobrepressão}}$  afirma-se apenas que:

- a) Quanto menor o valor do número de Froude, maior o valor de  $\Psi_{\text{sobrepressão}}$ . Isso ocorre devido à velocidade do escoamento ser aumentar em relação à massa de

água que é mobilizada no início do ressalto. Isso irá gerar maiores pressões dinâmicas neste ponto;

- b) Quanto maior a distância do ponto de concordância, menor o  $\Psi_{\text{sobrepressão}}$ . Isso ocorre devido ao escoamento médio tornar-se perpendicular ao fundo após certa distância do trecho de transição, diminuindo as pressões dinâmicas;
- c) Quanto maior a submergência, maior o  $\Psi_{\text{sobrepressão}}$ . Como mostrado anteriormente.

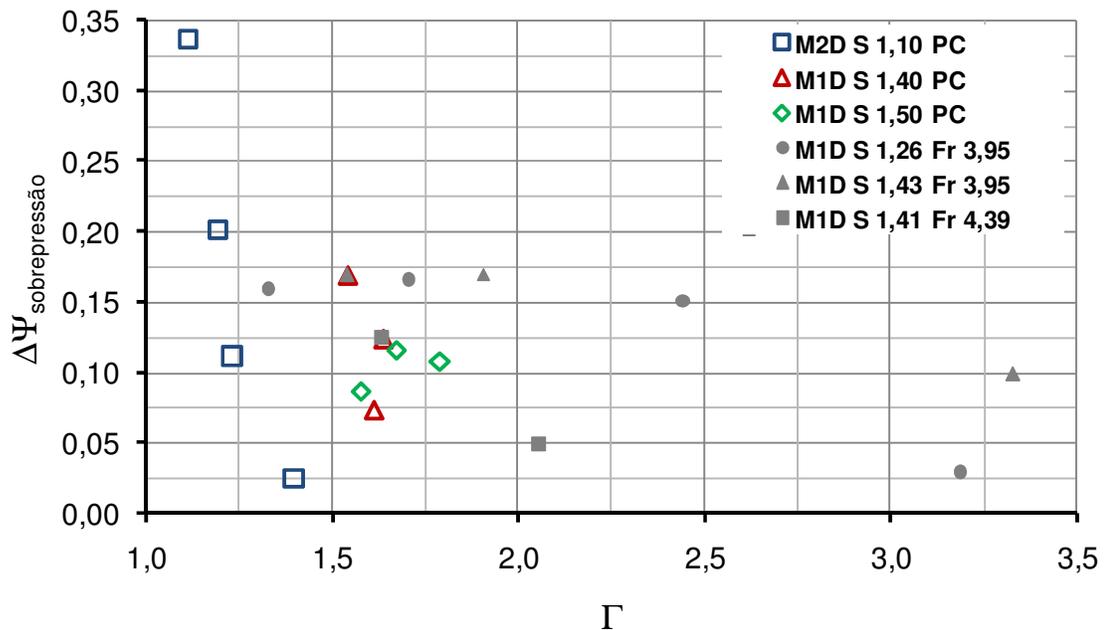


Figura 5.11.: Sobrepressão no trecho inicial, ressalto afogado (PC = posição longitudinal do ponto de concordância).

### 5.3 Flutuação de Pressão

As flutuações de pressão em um ressalto hidráulico, avaliadas pelo desvio padrão amostral da série de dados de pressão (RMS), segundo a equação:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (P_i - P_x)^2}{n_{\text{amostral}}}}, \quad 5.9$$

podem ser mostradas de forma adimensional de duas maneiras:

- a) pela energia total de entrada no ressalto ( $E_1$ ), segundo Khader & Elango (1974), Lopardo (1986) e Toso & Bowers (1988);

- b) pela energia total dissipada (Ht) pelo ressalto hidráulico, segundo Marques (1997).

A adimensionalização proposta no item (a) é bastante difundida e denominada de coeficiente de flutuação de pressão,  $Cp'$ , segundo a Equação 5.10:

$$Cp' = \frac{\sigma_x}{E_1} \quad 5.10$$

$$\Gamma' = \frac{X}{y_1} \quad 5.11$$

- $Cp'$  coeficiente de pressão adimensionalizada;  
 $\sigma$  flutuação de pressão (desvio padrão);  
 $E_1$  energia cinética ( $v^2/2g$ ) + energia potencial (Z) na entrada do ressalto;  
 $\Gamma'$  posição adimensionalizada;  
 $y_1$  altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre.

Esta adimensionalização tende a mostrar a influência do número de Froude nas flutuações de pressão. A Figura 5.12 mostra os resultados de diferentes autores quanto às flutuações de pressão adimensionalizadas de acordo com  $Cp'$ . Observa-se que os resultados de Lopardo (1986) são para ressalto a jusante de comporta e de Endres (1990) e Marques (1995) são a jusante de vertedouro.

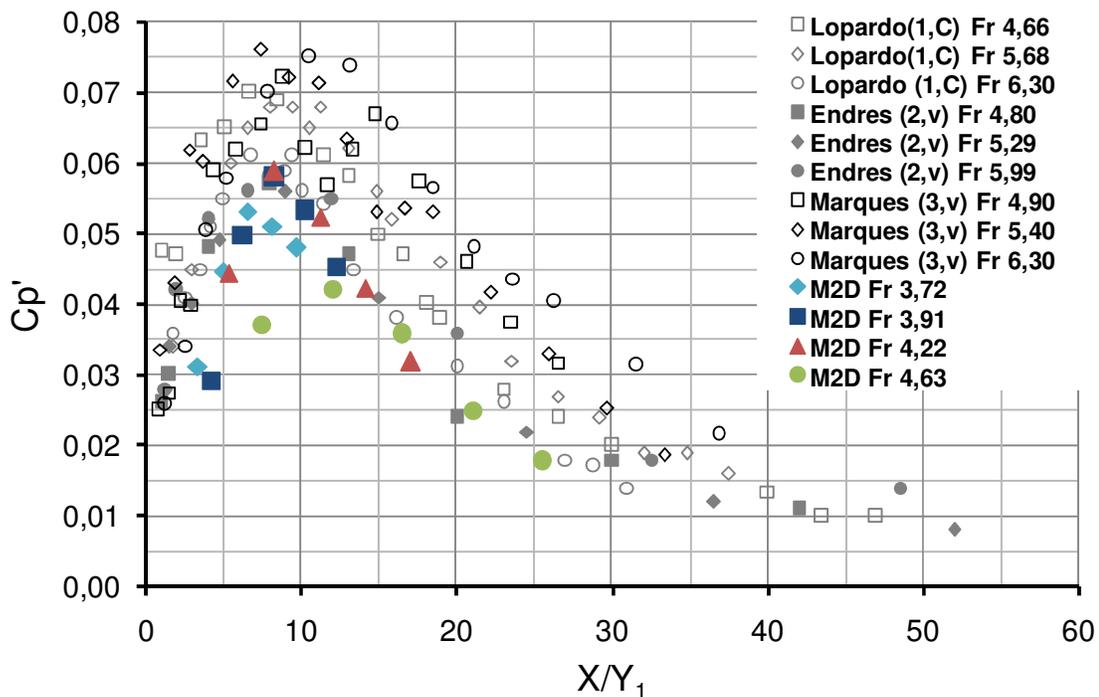


Figura 5.12: Coeficiente de pressão adimensionalizado ( $Cp'$ ), resultados de diversos autores.

<sup>1</sup>Lopardo (1986), <sup>2</sup>Endres (1990) e <sup>3</sup>Marques (1995) e presente trabalho.

Nota-se grande dispersão nos resultados de medição de flutuação de pressão, mesmo para números de Froude aproximadamente iguais. Toso & Bowers (1988) afirmaram que o valor de pico do coeficiente de pressão  $C_p'$  varia em até 60% na comparação de resultados de diferentes trabalhos. Estas diferenças são atribuídas ao desenvolvimento (maior ou menor) da camada limite do escoamento. Escoamentos plenamente desenvolvidos apresentam  $C_p'$  menor do que os não desenvolvidos, segundo os mesmos autores.

Na avaliação da dispersão quanto às flutuações de pressão, deve-se levar em conta a dificuldade de simulação em modelo de escoamentos com números de Reynolds próximos aqueles obtidos em protótipo. A Figura 5.13 mostra as faixas de número de Reynolds ensaiados para alguns trabalhos de ressalto hidráulico.

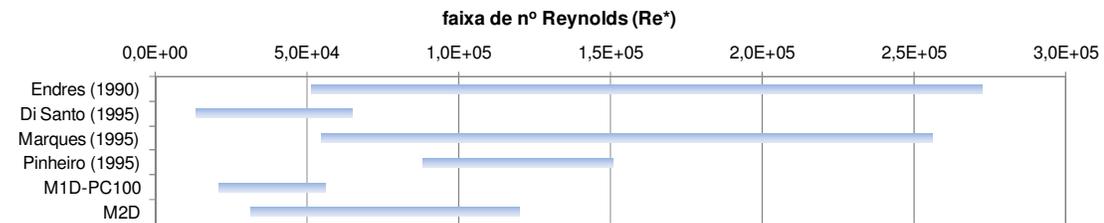


Figura 5.13: Comparação entre faixas de número de Reynolds para trabalhos de diferentes autores

Marques (1997) propôs uma metodologia de adimensionalização que agrupa os valores de flutuação de pressão para diferentes valores de número de Froude em uma única tendência, sendo uma função da posição dentro do ressalto ( $\Gamma^*$ ). Esta adimensionalização leva em conta a energia dissipada no ressalto e, indiretamente, o número de Froude na forma da relação entre alturas conjugadas, como mostrado na Equação 5.12, com a alteração proposta (MARQUES ET AL 1999) que inclui o fator de submergência  $S$ :

$$\Psi^{*} = \frac{\sigma_x}{Ht} \cdot \frac{h_2}{h_1} \cdot \frac{1}{S^*} \quad 5.12$$

- $\Psi^{*}$  flutuação de pressão adimensionalizada;  
 $\sigma$  flutuação de pressão (desvio padrão);  
 $Ht$  perda de energia no ressalto;  
 $h_2/h_1$  relação entre as alturas conjugadas (equação de Belánger);  
 $S^*$  grau de submergência, relação  $T_w/h_2$ .

Propõe-se uma nova metodologia de adimensionalização semelhante à proposta por Marques (1999) que utilize dimensões de mais fácil medição no protótipo, como  $y_2/y_1$ , ao invés de  $h_1/h_2$ , segundo equação:

$$\Psi = \frac{\sigma_x}{Ht} \cdot \left( \frac{y_2}{y_1} \right) \cdot \frac{1}{S}$$

5.13

- $\Psi'$  flutuação de pressão adimensionalizada;  
 $y_1$  altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre;  
 $y_2$  altura conjugada lenta calculada em função de  $y_1$  e  $Fr_1$ ;  
 $S$  submergência, relação  $Tw/y_2$  (Figura 3.3);

As Figuras 5.14 e 5.15 mostram as adimensionalizações para as flutuações de pressão propostas por Marques (1999) e a usada por este trabalho.

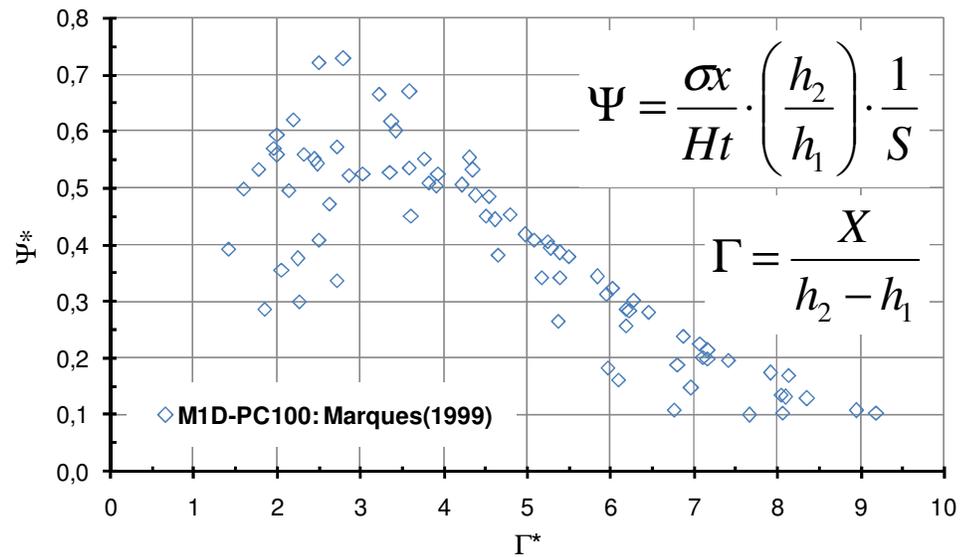


Figura 5.13: Flutuação de pressão adimensional, proposta de Marques et al (1999).

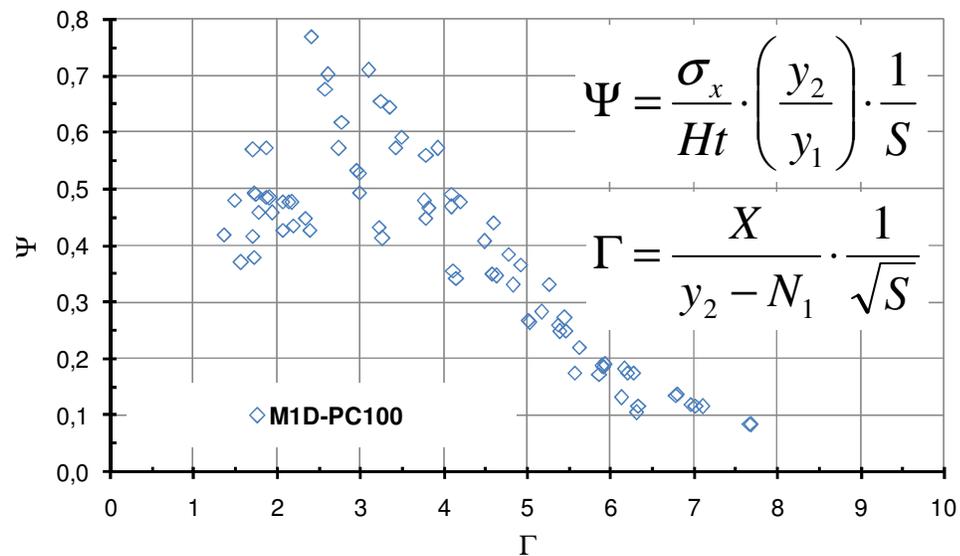


Figura 5.14: Flutuação de pressão adimensional, proposta deste trabalho.

Foram usados na comparação os dados do modelo M1D-PC100, pois neste foram realizados ensaios com diversas submergências. O método de adimensionalização proposto na Equação 5.13 agrupa os dados de diferentes condições de uma forma um pouco menos dispersa, deixando as maiores variações limitadas a uma região em torno de  $\Gamma = 3$ . Ressalta-se que, novamente, as metodologias são iguais para casos de ressalto livre ( $S = 1$ ).

A Figura 5.15 mostra a adimensionalização proposta, comparando dados de ressalto livre (ENDRES, 1990, MARQUES, 1995 e PINHEIRO, 1995) com dados de ressalto afogado do modelo M1D-PC100 e M2D.

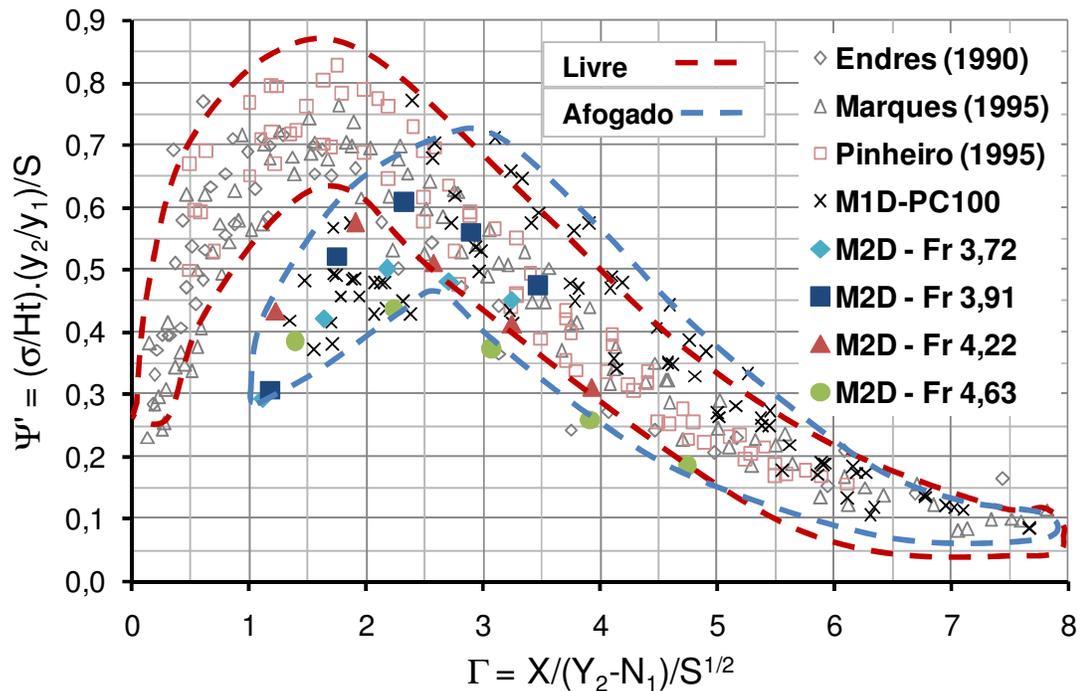


Figura 5.15: Adimensionalização proposta para as flutuações de pressão, comparação com ressalto livre.

Deve-se chamar a atenção que se a metodologia de adimensionalização for feita separadamente para os trabalhos de cada autor, a dispersão apresenta-se muito menor. Isto leva a crer que a medição de flutuação de pressão é grandemente influenciada pelas condições dos ensaios, podendo citar: número de Reynolds do escoamento, precisão do transdutor, método de instalação do transdutor, comprimento de mangueira, diâmetro da tomada de pressão, largura do canal, rugosidade do modelo, entre outras.

Os dados de flutuação de pressão mostrados até agora são referentes àqueles medidos na linha central do vão do vertedouro. Os dados medidos nas duas linhas laterais apresentaram comportamento diferente, sendo que, praticamente, todos os valores de flutuação são levemente menores nestas posições (Figura 5.16). Isto pode ser devido ao efeito dos pilares

sobre o vertedouro afetando o escoamento a jusante. Na Figura 5.17, pode-se observar uma vista superior do canal de ensaios, em uma situação com ressalto afastado da estrutura (ressalto repellido, situação sem ensaios com medição de pressão).

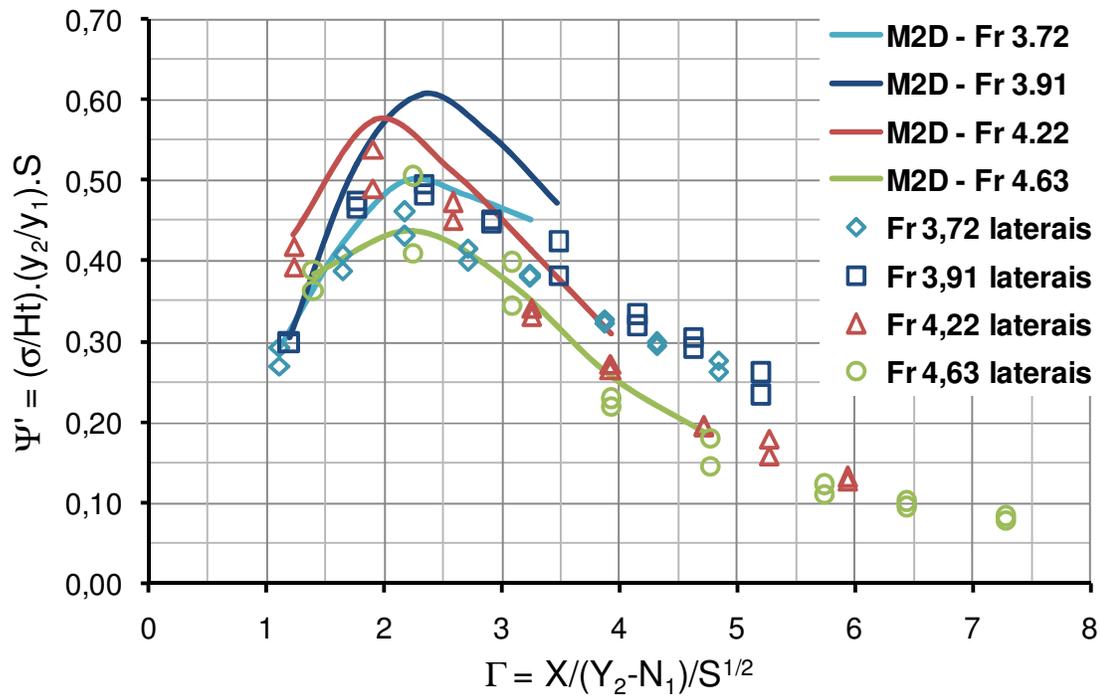


Figura 5.16: Comparação das flutuações de pressão (vão central = linha, linhas laterais = símbolos.)

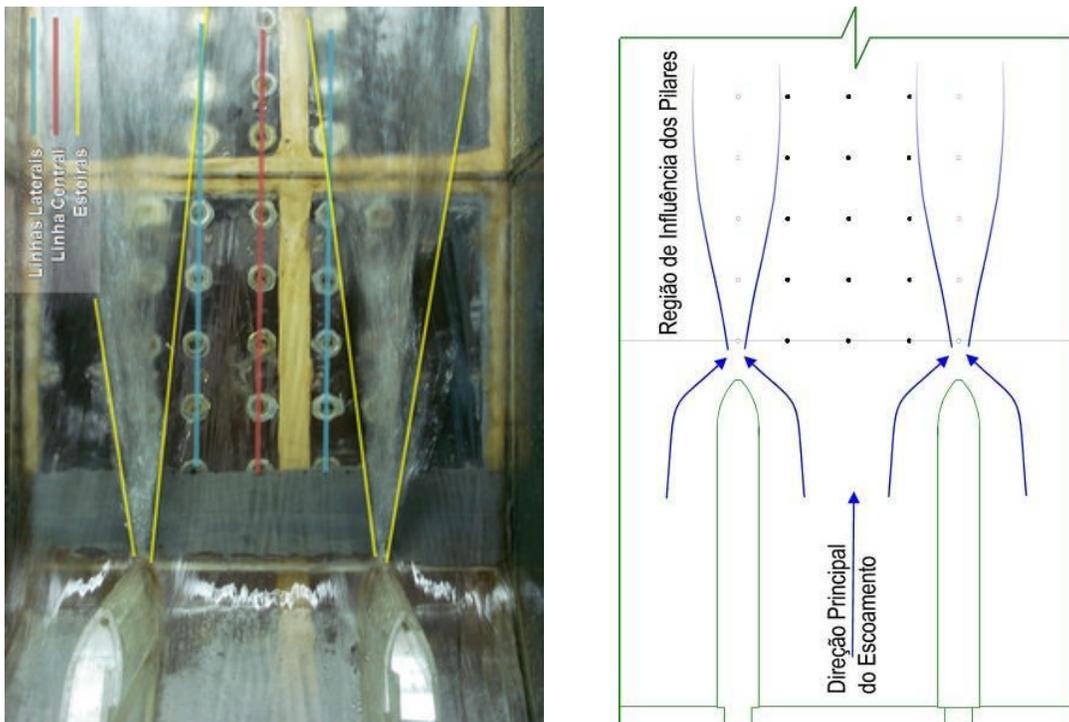


Figura 5.17: Influência das esteiras dos pilares sobre os escoamentos.

Nota-se claramente as duas esteiras (cristas de galo) formadas pelos pilares, sendo que as tomadas mais a jusante estão totalmente cobertas por elas. Obviamente não é possível ver estas esteiras quando o ressalto tem seu início próximo ao vertedouro, mas presume-se que exista a influência destas sobre o campo de pressões da mesma maneira, mesmo que de forma reduzida. Infelizmente, medições de pressões na região diretamente alinhada com os pilares não puderam ser feitas, ficando como recomendação para trabalhos futuros.

#### **5.4 Valores Extremos de Pressão**

Quando pretendemos analisar as forças que irão desestabilizar as lajes de bacias de dissipação, obviamente estamos interessados nas máximas amplitudes das pressões que poderão ocorrer. Os valores máximos e mínimos medidos em modelo sofrerão grande influência de efeitos de escala, como por exemplo, a falta de similaridade de número de Reynolds e também quanto à escolha da duração amostral. Quanto à similaridade de número de Reynolds, não há alternativa se não aumentar, o máximo possível, a escala do modelo e, conseqüentemente, as vazões avaliadas, algo que nem sempre é possível. Quanto ao tempo amostral também existem durações máximas práticas para realização de ensaios, devendo-se observar que transdutores de pressão, sendo equipamentos eletrônicos, sofrem efeitos de interferências eletromagnéticas e derivas quanto às variações térmicas, ambas esperadas durante longos períodos de tempo. Desta forma, a análise dos máximos e mínimos absolutos de pressão deve ser realizada com cuidado, principalmente quando estamos interessados em ensaios de longa duração.

Toso & Bowers (1988) analisaram em ensaios de longas durações (50 Hz, até 24hrs) as flutuações de pressão em ressalto hidráulico com diversos números de Froude e condições de entrada, concluindo que os extremos absolutos de pressão podiam ser detectados a partir de 12 horas de dados e sugerindo valores máximos para estas flutuações. Os mesmos autores também observaram a pouca variação entre resultados de 6 e 24 horas. Pinheiro (1995), analisando forças sobre lajes de bacia de dissipação, examinou dados de ensaios de 6 horas, dividindo estes em 180 grupos de 2 minutos cada ( $120s * 50 \text{ Hz} = 6000$  elementos). O autor determinou que a flutuação de força (desvio padrão) das amostras de 2 minutos apresentava diferenças de 15% a 20% da média dos desvios padrões das 180 amostras. Além disso, observou que os extremos de forças medidos nas diferentes amostras de 2 minutos possuíam comportamento bastante semelhante, sendo independente do número de Froude.

Os dados de flutuação de pressão no presente trabalho foram adquiridos com uma frequência de 200 Hz e um tempo amostral de 7,5 minutos (90000 elementos). Acredita-se

que, com este tamanho amostral e duração de ensaios, os extremos de pressão obtidos neste trabalho se aproximam bastante do máximo possível para modelos desta escala.

Uma forma de analisar adimensionalmente os extremos de pressão é através dos coeficientes de pressão máxima, mínima e de máxima variação total, segundo as Equações 5.14, 5.15 e 5.16. Estes coeficientes representam, respectivamente, a máxima flutuação positiva e negativa em torno da média e amplitude total das flutuações, todos em função da energia disponível na entrada do escoamento.

$$Cp^+ = \frac{P_{\max} - \bar{P}}{E_1} \quad 5.14$$

$$Cp^- = \frac{P_{\min} - \bar{P}}{E_1} \quad 5.15$$

$$Cp = Cp^+ + |Cp^-| \quad 5.16$$

- $Cp^+$  coeficiente de flutuação máxima positiva (maior que a média);  
 $Cp^-$  coeficiente de flutuação máxima negativa (menor que a média);  
 $Cp$  coeficiente de flutuação de pressão (amplitude);  
 $\bar{P}$  pressão média;  
 $P_{\max}$  pressão máxima da série de dados medidos  
 $P_{\min}$  pressão mínima da série de dados medidos;  
 $E_1$  energia cinética + energia potencial na entrada do ressalto.

Também se propõe a análise em conjunto de dois outros coeficientes, mostrando as flutuações com 0,1% e 99,9% de probabilidade acumulada de ocorrência, segundo as Equações 5.17 e 5.18:

$$Cp_{0,1\%} = \frac{P_{0,1\%} - \bar{P}}{E_1} \quad 5.17$$

$$Cp_{99,9\%} = \frac{P_{99,9\%} - \bar{P}}{E_1} \quad 5.18$$

- $Cp_{0,1\%}$  coeficiente de flutuação de pressão com probabilidade acumulada de 0,1%;  
 $Cp_{99,9\%}$  coeficiente de flutuação de pressão com probabilidade acumulada de 99,9%;  
 $P_{0,1\%}$  pressão com probabilidade acumulada de ocorrência de 0,1%;  
 $P_{99,9\%}$  pressão com probabilidade acumulada de ocorrência de 99,9%.

As Figura 5.18, Figura 5.19 e Figura 5.20 mostram os coeficientes  $Cp$ ,  $Cp^+$ ,  $Cp_{99,9\%}$ ,  $Cp^-$ ,  $Cp_{0,1\%}$  para os dados obtidos no modelo M2D. Os valores de máximos de  $Cp$ ,  $Cp^+$  e  $Cp^-$  apresentam tendência semelhante àqueles obtidos por Pinheiro (1995), fazendo-se ressalva ao escoamento com  $Fr_1 = 4,63$ . Neste ensaio os coeficientes de pressão obtidos em quase todas

as posições, menores do que aqueles obtidos em outros ensaios. Deve-se questionar se as flutuações de tal escoamento (o de menor vazão) atingiram o limite em que efeitos de escala e de laboratório afetam as medições de forma a não mostrar corretamente a tendência destes parâmetros. Destaca-se que esta vazão ensaiada não segue as recomendações para condições de escoamento propostas por Lopardo (1986).

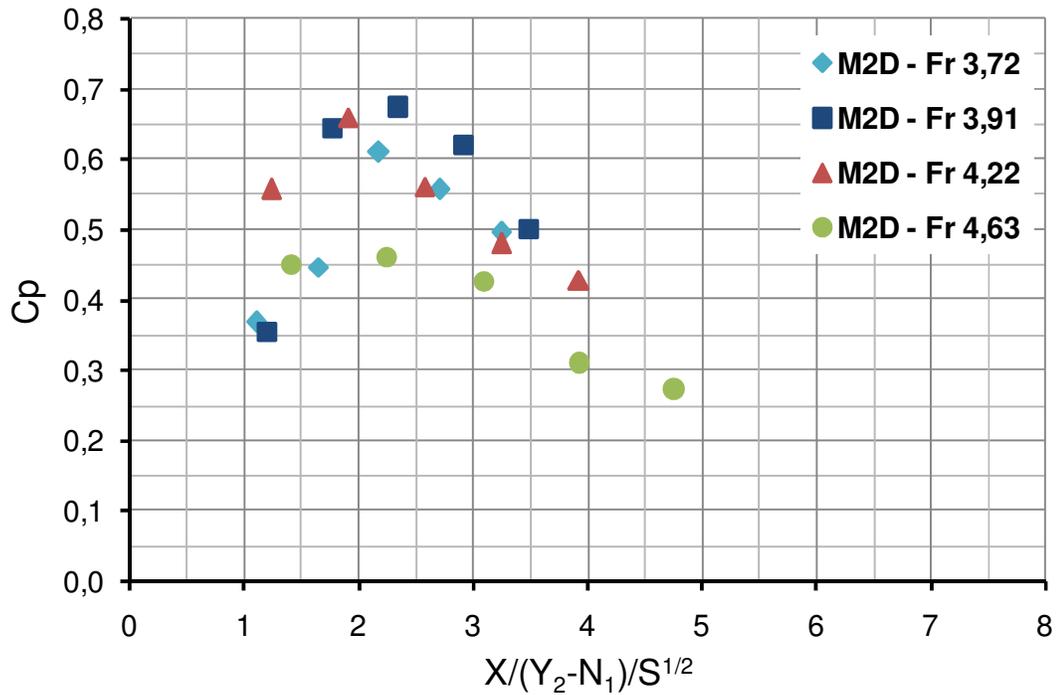


Figura 5.18: Coeficiente de pressão  $C_p$ .

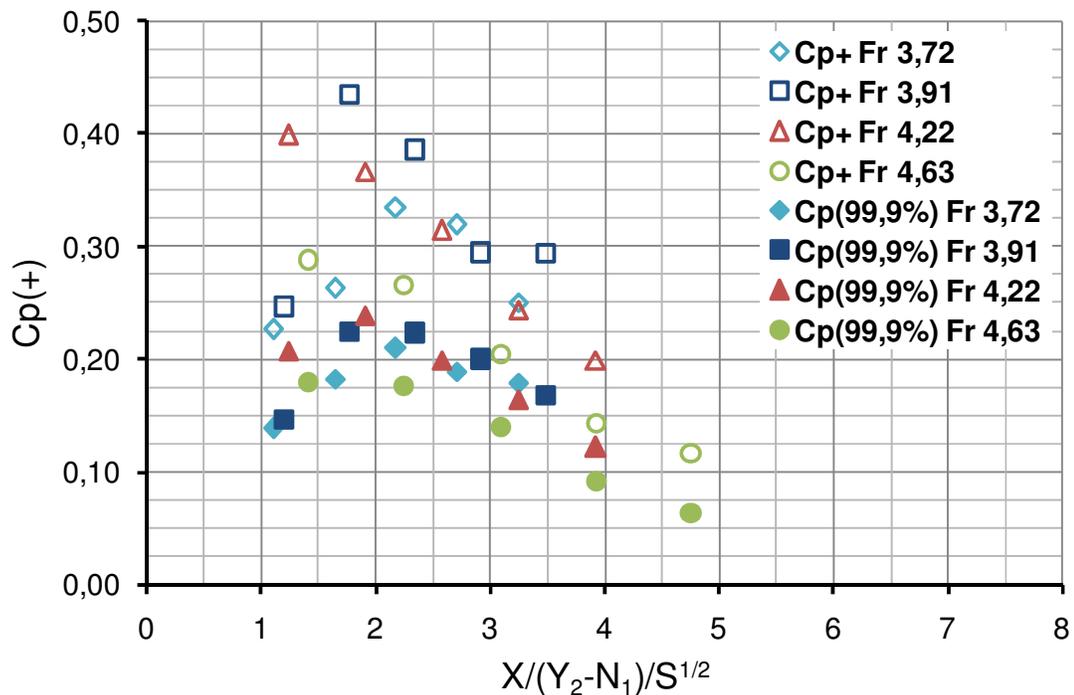


Figura 5.19: Coeficientes de pressão positivos,  $C_p^+$  e  $C_{p99,9\%}$ .

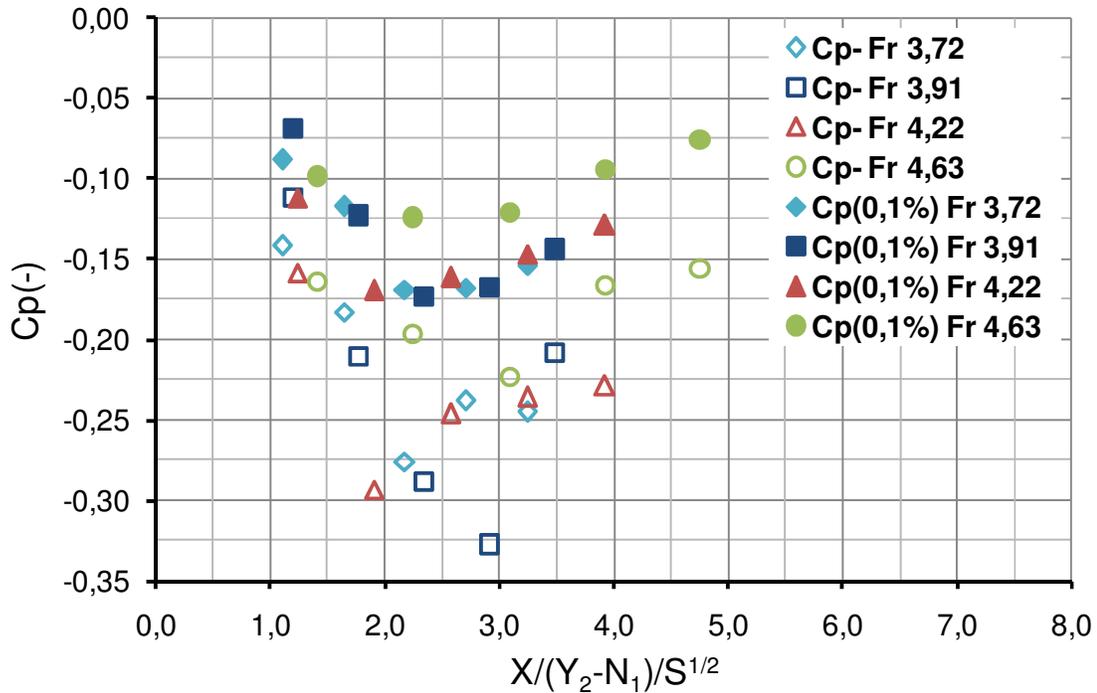


Figura 5.20: Coeficiente de pressão negativos,  $Cp^-$  e  $Cp_{0,1\%}$ .

Analisando-se a Figura 5.18, a Figura 5.19 e a Figura 5.20 pode-se observar a grande dispersão dos valores de  $Cp^+$  e  $Cp^-$ , realmente caracterizando a dificuldade na medição de valores extremos absolutos em modelos reduzidos. A distribuição longitudinal dos coeficientes  $Cp_{99,9\%}$  e  $Cp_{0,1\%}$  apresentou uma dispersão muito menor mas, da mesma forma que observado por Toso & Bowers (1988) para flutuações de 1% de probabilidade acumulada de ocorrência, estes extremos de 0,1% e 99,9% são bastante distantes dos extremos absolutos e não oferecem valores conservadores de pressão.

### 5.5 Coeficiente de Assimetria

O coeficiente de assimetria da série de pressões instantâneas mostra a distribuição de valores em torno da média, sendo positiva quando existe uma maior concentração de valores maiores que a média e negativa quando existe uma maior concentração de valores menores que a média. Lopardo & Henning (1986) determinaram que valores negativos de assimetria representam zonas de descolamento do escoamento do fundo do canal.

A Figura 5.21 mostra distribuição do coeficiente de assimetria ao longo das tomadas medidas na bacia de dissipação comparando com diversos autores. A Figura 5.23 mostra a comparação entre o coeficiente de assimetria medido na linha central do canal e na linha lateral.

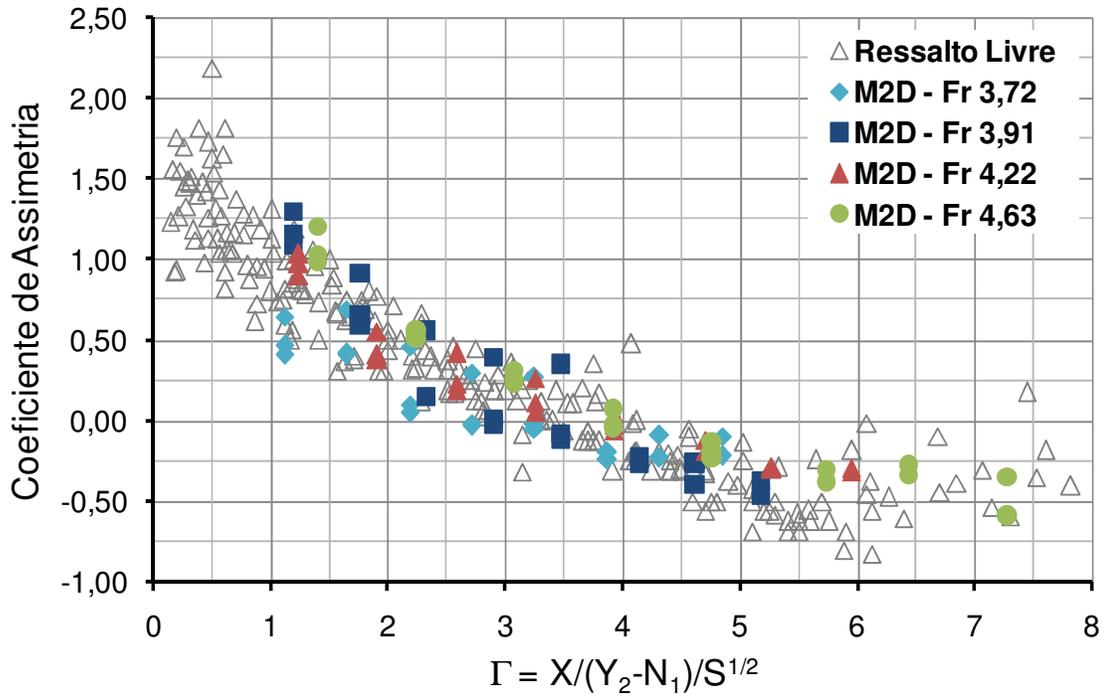


Figura 5.21: Coeficiente de assimetria, comparação com ressalto livre.

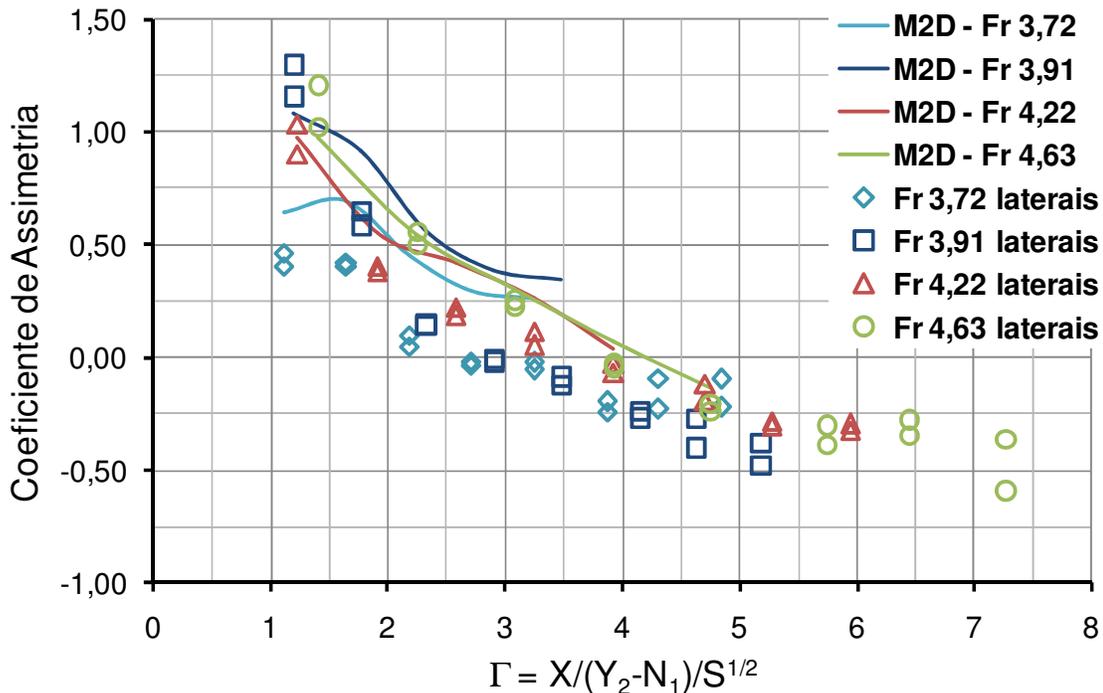


Figura 5.22: Coeficiente de assimetria, comparação do vão central com as linhas laterais.

Como observado por Trierweiler (2006), o coeficiente de assimetria apresenta as mesmas características para um ressalto formado a jusante de comporta e a jusante de vertedouro, quando o ressalto é livre. O autor também observou que até uma submersão de 1,1, o comportamento do coeficiente de assimetria é semelhante ao observado para o ressalto

livre, sendo distinto a partir de  $S > 1,2$ . Lopardo (2004) afirmou que a distribuição de pressões em um ressalto se aproxima a uma distribuição normal quanto maior for o valor de  $S$ . Para os dados obtidos no modelo M2D novamente pôde-se observar que as tomadas de pressão nas linhas laterais apresentaram comportamento distinto das tomadas no vão central, sendo que a assimetria nas primeiras apresentou-se com menor valor (Figura 5.22). Embora isto tenha ocorrido quando comparamos estes resultados com os resultados obtidos para ressalto livre (ENDRES, 1990, PINHEIRO, 1995 e MARQUES 1995), podemos perceber que todos os pontos se encontram sobre a dispersão dos resultados de diferentes autores (Figura 5.22).

## 6 ANÁLISE DAS FORÇAS ATUANTES EM LAJES DE BACIAS DE DISSIPÇÃO I: FORÇAS VERTICAIS NEGATIVAS – MAGNITUDE MÉDIA, FLUTUAÇÕES E EXTREMOS

Nesta seção são apresentados os resultados da análise e metodologia para a previsão das forças sobre lajes (carregamento superior) de diferentes tamanhos e posições dentro do ressalto e as características estatísticas destes esforços.

### 6.1 Avaliação das Forças

Para a representação da força total agindo sobre uma laje de bacia de dissipação foi realizada a integração (sobre a área de atuação) das pressões instantâneas medidas em diversos pontos junto ao fundo do canal do modelo. Assumindo-se que os transdutores estão suficientemente próximos entre si espera-se ter uma avaliação suficientemente precisa das forças totais agindo sobre áreas representando lajes de diversos tamanhos e posições dentro do ressalto. A Figura 6.1 mostra, em planta, as áreas consideradas como correspondentes a cada um dos transdutores instalados, enquanto que a Tabela 6.1 mostra o valor destas áreas e a posição do transdutor associado a elas. A área correspondente a um transdutor é definida pela distância média entre os transdutores adjacentes. A Tabela 6.2 mostra os diferentes tamanhos de lajes avaliados, sua posição de início ( $X_i$ ), comprimento ( $L_B$ ), centro de gravidade ( $X_{CG}$ ), área e quantidade total de transdutores. Destaca-se que o menor tamanho de laje corresponde a integração dos valores de pressão medidos por 6 transdutores e a maior laje corresponde a 21 transdutores. A Figura 6.2 mostra as principais variáveis na análise das forças atuantes sobre lajes de bacia de dissipação.

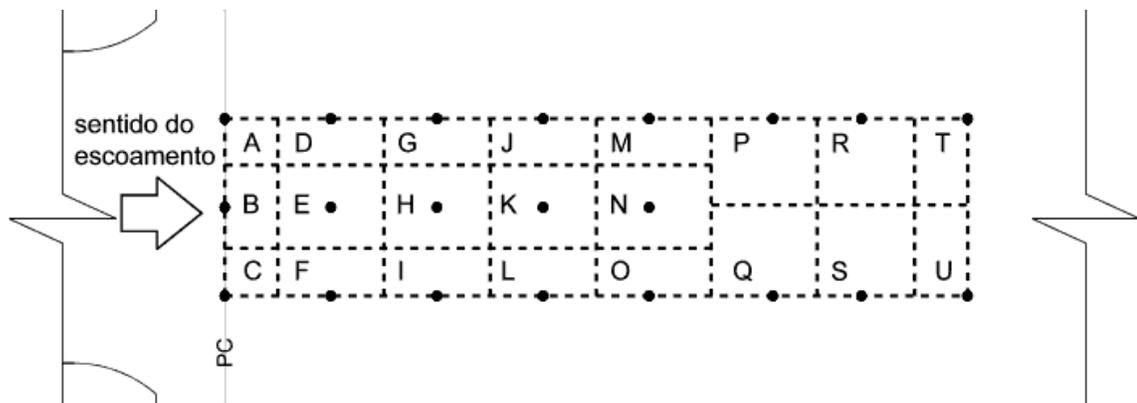


Figura 6.1: Áreas efetivas dos transdutores instalados

Tabela 6.1: Posições e áreas efetivas dos transdutores para cálculo das forças sobre a bacia.

Transdutor	Posição x, y (cm)	Área Efetiva (cm <sup>2</sup> )
A	(0,-5)	7,5
B	(0,0)	15
C	(0,5)	7,5
D	(6, -5)	15
E	(6, 0)	30
F	(6, 5)	15
G	(12, -5)	15
H	(12, 0)	30
I	(12, 5)	15
J	(18, -5)	15
K	(18, 0)	30
L	(18, 5)	15
M	(24, -5)	16,25
N	(24, 0)	32,5
O	(24, 5)	16,25
P	(31, -5)	30
Q	(31, 5)	30
R	(36, -5)	27,5
S	(36, 5)	27,5
T	(42, -5)	15
U	(42, 5)	15

Tabela 6.2: Características das áreas de avaliação das forças.

Área analisada	Posição de Início (X <sub>i</sub> )	Comprimento (L <sub>B</sub> )	Centro de Gravidade (X <sub>CG</sub> )	Área total (cm <sup>2</sup> )	Nº total de tomadas de pressão
1	0	0,06	0,03	60	6
2	0	0,12	0,06	120	9
3	0	0,18	0,09	180	12
4	0	0,24	0,12	240	15
5	0	0,31	0,16	310	17
6	0	0,36	0,18	360	19
7	0	0,42	0,21	420	21
8	0,06	0,06	0,09	60	6
9	0,06	0,12	0,12	120	9
10	0,06	0,18	0,15	180	12
11	0,06	0,25	0,19	250	14
12	0,06	0,3	0,21	300	16
13	0,06	0,36	0,24	360	18
14	0,12	0,06	0,15	60	6
15	0,12	0,12	0,18	120	9
16	0,12	0,19	0,22	190	11
17	0,12	0,24	0,24	240	13
18	0,12	0,3	0,27	300	15
19	0,18	0,06	0,21	60	6
20	0,18	0,13	0,25	130	8
21	0,18	0,18	0,27	180	10

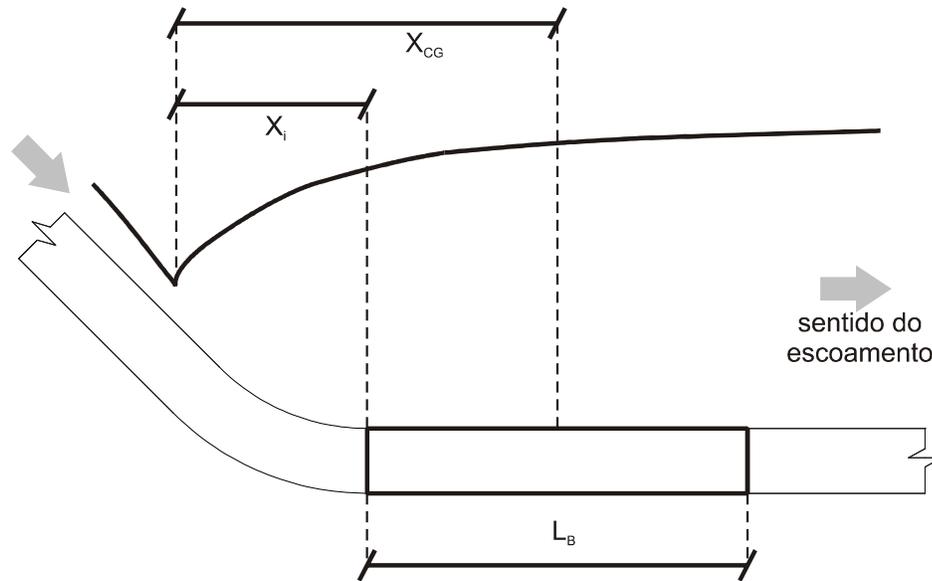


Figura 6.2: Principais variáveis relativas às forças sobre lajes de bacia de dissipação.

O cálculo das forças instantâneas efetuou-se segundo a Equação 6.1:

$$F(A_j, t) = \frac{\sum_{i=1}^n p_i(t) \cdot A_i}{A_j} \quad 6.1$$

- $F(A_j, t)$  força instantânea por unidade de área sobre certa área  $A_j$  (unidade de pressão);  
 $A_j$  área total da laje representada;  
 $t$  tempo;  
 $p_i$  pressão instantânea medida no transdutor  $i$ , que está dentro da área definida como área da laje;  
 $A_i$  área efetiva do transdutor  $i$ .

Esta equação é a forma discreta (somatório) do real campo de forças sobre certa área.

A força instantânea pode ser escrita na forma de uma equação contínua (integral):

$$C(x_1, x_2, y_1, y_2, t) = \frac{\int_{x_1, y_1}^{x_2, y_2} p(x, y, t) dx dy}{|\Delta x \cdot \Delta y|} \quad 6.2$$

- $C$  carregamento médio (unidade de pressão) em certa área  $\Delta x \cdot \Delta y$ ;  
 $p(x, y)$  pressão em função da posição no ressalto  $(x, y)$ ;  
 $x, y$  coordenadas espaciais;  
 $x_1, y_1$  limites inferiores da integral (limites físicos de uma certa laje);  
 $x_2, y_2$  limites da integral (limites físicos de uma certa laje);  
 $\Delta x \cdot \Delta y$  área de aplicação da força (área de uma certa laje  $(x_2 - x_1) \cdot (y_2 - y_1)$ ).

## 6.2 Carregamento Superior Médio ( $C_m$ )

Como o carregamento médio (temporal) é definido com dimensões de pressão, é conveniente usarmos uma adimensionalização semelhante à usada para a pressão média (Equação 5.3):

$$\bar{C} = \frac{\left( \frac{C_m}{\gamma} - N_1 \right)}{(y_2 - N_1) \cdot S}. \quad 6.3$$

$\bar{C}$  carregamento médio adimensional (força total por unidade de área);  
 $N_1$  altura vertical da lâmina de água no início do ressalto;  
 $y_2$  altura conjugada lenta calculada em função de  $y_1$  e  $Fr_1$ ;  
 $S$  grau de submergência, relação  $Tw/y_2$ ;  
 $\gamma$  peso específico da água.

Os parâmetros adimensionais relevantes são a posição de início de laje ( $X_i^*$ ), seu comprimento ( $L_B^*$ ) e centro de gravidade ( $X_{CG}^*$ ):

$$X_i^* = \frac{X_i}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}}, \quad 6.4$$

$$L_B^* = \frac{L_B}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}}, \quad 6.5$$

$$X_{CG}^* = \frac{X_{CG}}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}} = X_i^* + 0,5 \cdot L_B^*. \quad 6.6$$

O resultado da aplicação desta adimensionalização é mostrado na Figura 6.3 e na Figura 6.4 para os dados obtidos no modelo M2D, em diferentes posições e tamanhos de lajes. O carregamento médio adimensional apresentou crescimento quase linear com o aumento de  $X_{CG}^*$ , tendendo a unidade quando a laje é posicionada no fim do ressalto.

Como visto na análise da pressão média observa-se, novamente, o aumento do carregamento médio quando a laje inicia próxima ao ponto de concordância (menor  $X_i$  de cada vazão ensaiada). Pode-se notar que, para o escoamento com o maior número de Froude (menor vazão), o valor de  $\bar{C}$  é reduzido, o que pode ser devido a uma discretização insuficiente do campo de pressões. Possivelmente as tomadas de pressão não estão suficientemente próximas, em relação às dimensões características do escoamento, para se avaliar corretamente a força total sobre a laje. Propõe-se que exista uma distância máxima, relacionada às condições do escoamento, em que a distância entre os transdutores não permite discretizar suficientemente os campo de pressões, mostrando resultados da força sobre certa área insuficientemente

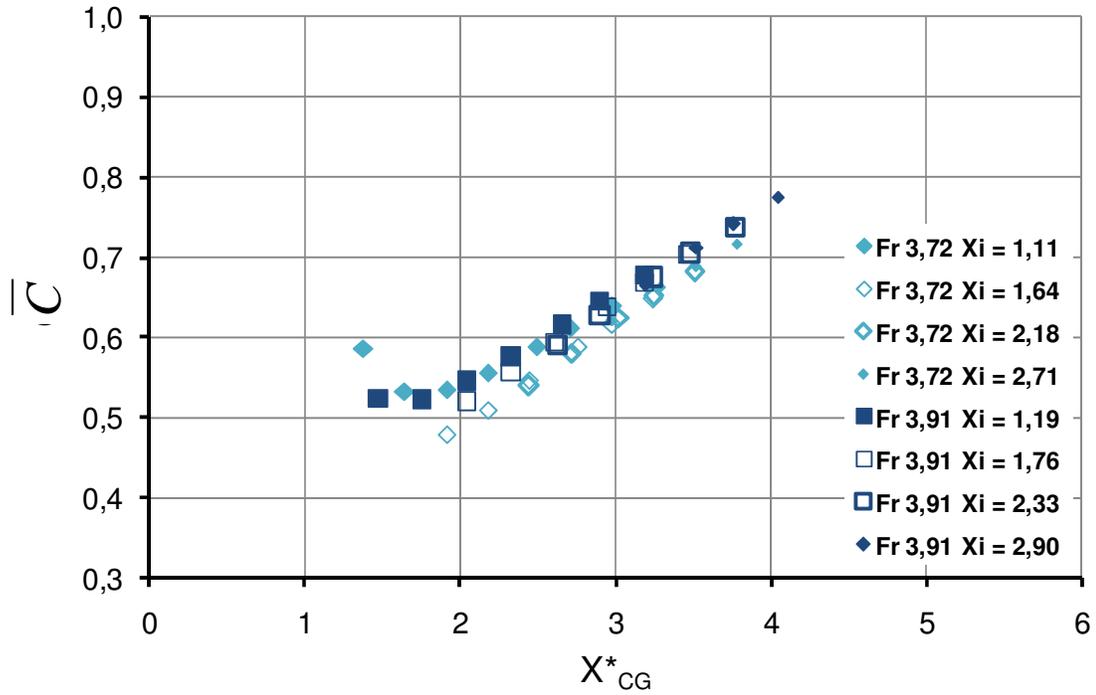


Figura 6.3: Carregamento médio adimensional,  $Fr_1 = 3,72$  e  $3,91$ .

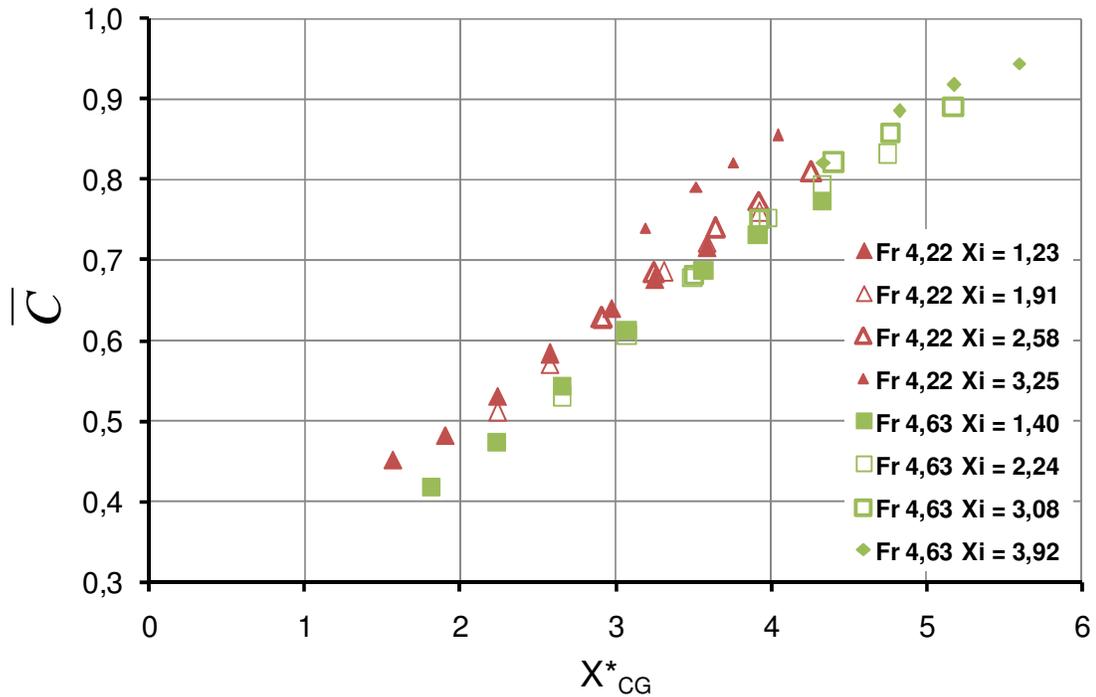


Figura 6.4: Carregamento médio adimensional  $Fr_1 = 4,22$  e  $4,63$ .

A Figura 6.5 mostra a comparação dos resultados deste trabalho com os obtidos por Pinheiro (1995). Nesta figura os dados de Pinheiro (1995) estão representados por linhas e os dados do presente trabalho como símbolos.

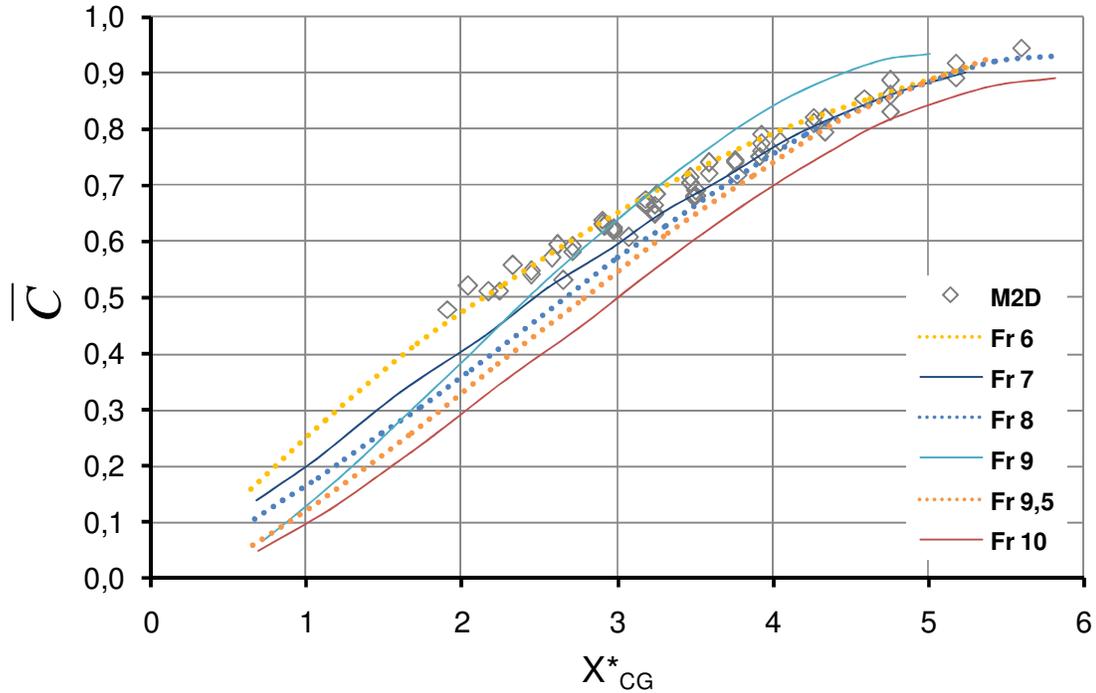


Figura 6.5: Dados de carregamento médio obtidos por Pinheiro (1995) e neste trabalho.

Embora o autor não tenha usado a mesma forma de adimensionalização proposta neste trabalho foi possível recalculer os resultados a partir dos dados fornecidos no trabalho. Observa-se que no trabalho do autor não é informado o valor de  $X_i$ . A sobrepressão causada pela mudança de direção do escoamento não pôde ser notada nestes resultados, o que pode ser devido à declividade reduzida do vertedouro usado pelo autor. A declividade do paramento do modelo M2D é  $45^\circ$  e do modelo usado pelo autor de  $17,5^\circ$ , sem trecho de transição.

Considerando que a pressão média observada no modelo M2D não apresentou variação transversal, uma forma adimensional de representar a força total por unidade de área pode ser obtida pela integração da função de distribuição longitudinal de pressões no ressalto (ver Equação 5.6) dividida pelo comprimento total (força total por unidade de área na forma da Equação 6.1). Desta forma o carregamento médio é função da posição inicial da laje em relação ao ressalto ( $X_i$ ) e do comprimento da laje ( $L_B$ ). Assumindo a Equação 5.6 como um ajuste adequado para a distribuição longitudinal de pressões médias no ressalto, temos que  $\bar{C}$  (carregamento médio adimensional) pode ser expresso na forma:

$$\bar{C} = \frac{1}{L_B^*} \int_{X_i^*}^{X_i^* + L_B^*} (a \cdot \Gamma + b \cdot \Gamma^2) d\Gamma. \quad 6.7$$

$\bar{C}$  carregamento médio adimensional (força total sobre unidade de área);

- a, b coeficientes de ajuste (Equação 5.6);  
 $\Gamma$  posição adimensional (Equação 5.4);  
 $X_i^*$  posição adimensional (Equação 6.4) do início da laje;  
 $X_i^* + L_B^*$  posição adimensional do fim da laje.

O desenvolvimento da Equação 6.7 resulta na Equação 6.8:

$$\bar{C} = a \cdot \chi_1 + b \cdot \chi_2, \quad 6.8$$

$$\chi_1 = X_{CG}^*, \quad 6.9$$

$$\chi_2 = X_i^{*2} + X_i^* \cdot L_B^* + \left(\frac{L_B^*}{3}\right)^2. \quad 6.10$$

É interessante observar que calculando a função da Equação 6.8 para uma laje de tamanho pontual<sup>3</sup>, efetivamente estamos calculando a pressão no ponto  $X_i^*$ . Desta forma  $L_B^* \approx 0$ ,  $X_i^* = \Gamma$ ,  $\chi_1 = X_i^*$ ,  $\chi_2 = X_i^{*2}$  e a Equação 6.8 assume a forma da Equação 5.6. A Figura 6.6 e a Figura 6.7 mostram a diferença relativa entre os resultados medidos e os obtidos por integração da equação da pressão média ( $\Delta \bar{C}$ ).

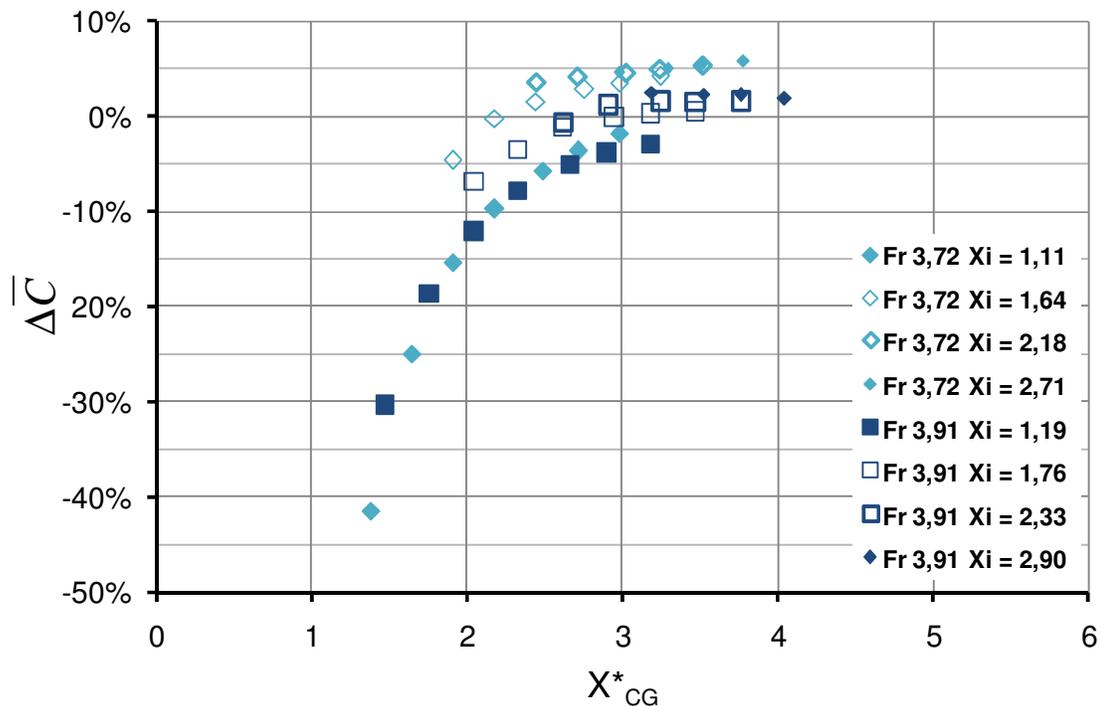


Figura 6.6: Diferença relativa entre carregamento médio medido e obtido do ajuste.

<sup>3</sup> Como 'pontual' define-se  $L_B^*$  e  $W_B^*$  da mesma escala que a tomada de pressão, não a definição matemática de ponto (dimensões nulas).

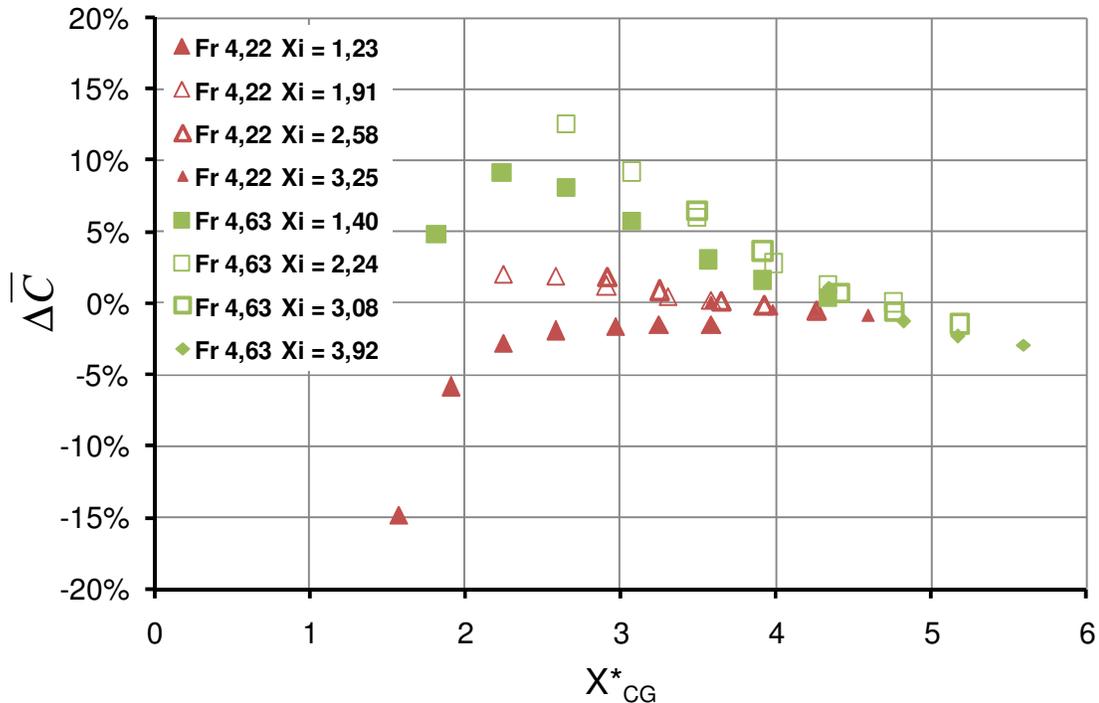


Figura 6.7: Diferença relativa entre carregamento médio medido e obtido do ajuste.

Assumindo-se lajes que iniciem após o trecho de influência do trecho curvo (definido no capítulo anterior), pelas Figuras 6.6 e 6.7 avalia-se que a integração da pressão média (Equação 6.8) estime a força total adimensional com erro máximo em torno de 10%, para a faixa de números de Froude analisada. Se assumirmos que para a menor vazão ( $Fr = 4,63$ ) a força média não está sendo corretamente representada pela insuficiente discretização espacial das tomadas, o erro máximo apresentado é em torno de 6%. Esse erro parece convergir a zero quanto maior for a posição do centro de gravidade da laje. Propõe-se, para trabalhos futuros, a realização de ensaios em outras faixas de números de Froude para confirmação destes resultados.

A Figura 6.8 mostra a avaliação da equação proposta para o carregamento médio avaliada para diferentes centros de gravidade e posições de início da laje. A Figura 6.9 mostra a avaliação da mesma equação para diferentes centros de gravidade e comprimentos de laje. Pode-se notar que, comparando lajes de comprimentos até  $3 L_B^*$ , a diferença entre carregamentos médios é muito pequena. O mesmo pode ser afirmado para posições de início até  $X_i^* = 1$ , quando  $X_{CG}^* < 3$ . Isto pode explicar a pouca diferença entre os resultados apresentados por Pinheiro (1995), mostrado na Figura 6.5, mesmo não sendo conhecida, para cada valor informado, a posição de início e comprimento.

Deve-se lembrar quando observando as Figuras 6.8 e 6.9 que a Equação 6.8 só pode ser avaliada até os limites impostos pela validade da equação de pressão média.

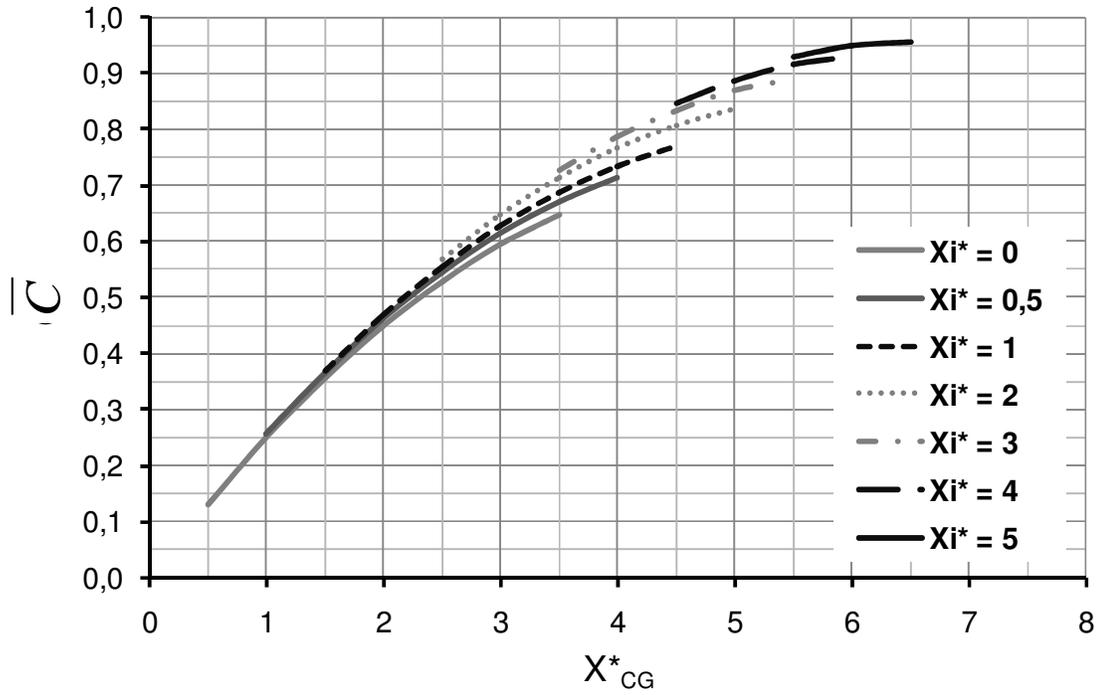


Figura 6.8: Carregamento médio em função da posição de início e centro de gravidade da laje – equação de ajuste.

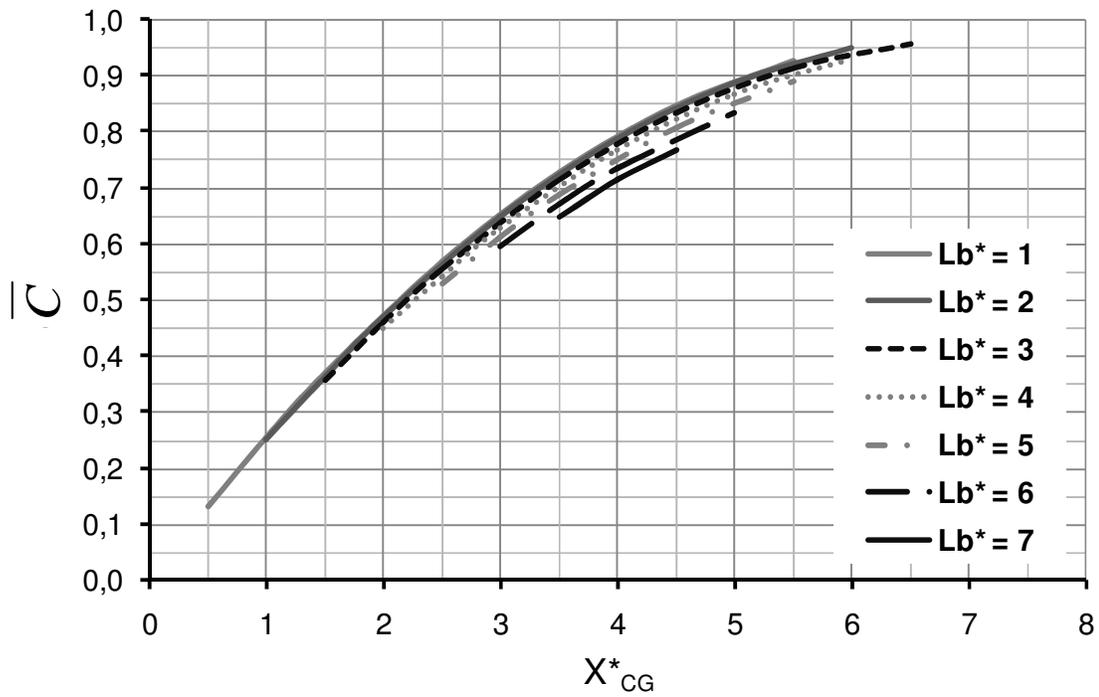


Figura 6.9: Carregamento médio em função do comprimento e centro de gravidade da laje – equação de ajuste.

### 6.3 Flutuação de Carregamento Superior ( $C_f$ )

A flutuação de carregamento em torno da média sobre uma área sob o ressalto hidráulico pode ser escrita na forma contínua (Equação 6.11) ou discreta (Equação 6.12):

$$C_f = \frac{\sqrt{\int_0^T (C(t) - C_m)^2 dt}}{T}, \quad 6.11$$

$$C_f = \frac{\sqrt{\sum_{i=0}^n (C(i) - C_m)^2}}{n}. \quad 6.12$$

- $C_f$  flutuação de carregamento (desvio padrão);  
 $C(t)$  carregamento sobre certa área no instante  $t$ ;  
 $C(i)$  carregamento sobre certa área no instante  $i$ ;  
 $C_m$  carregamento médio sobre certa área;  
 $T$  tempo total;  
 $n$  número de amostras.

Pinheiro (1995) analisou as flutuações de forças sobre diversas áreas sob um ressalto hidráulico, variando a posição do centro de gravidade, comprimento e largura destas. O autor mostrou a variação destas flutuações em função do número de Froude e energia cinética na entrada do escoamento, largura e comprimento em função do comprimento total do ressalto. Alguns destes resultados são apresentados nas Figura 6.10 *a, b, c, d, e e f*. Pinheiro (1995) usou a seguinte relação adimensional para representar a flutuação de carregamento, em função da energia cinética na entrada do ressalto:

$$c'_f = \frac{C_f}{\frac{\gamma \cdot v_1^2}{2g}}. \quad 6.13$$

- $c'_f$  flutuação de carregamento adimensional;  
 $v_1$  velocidade média na seção de entrada do ressalto;  
 $g$  aceleração da gravidade;  
 $\gamma$  peso específico da água.

A partir da análise dos dados do autor pode-se perceber que a flutuação de força é inversamente proporcional à largura e ao comprimento, ou seja, a área de laje. Esta relação não é a mesma para a largura e para o comprimento, pois as escalas integrais são diferentes no sentido longitudinal e transversal do escoamento (TOSO & BOWERS 1988 e FIOROTTO & RINALDO 1992).

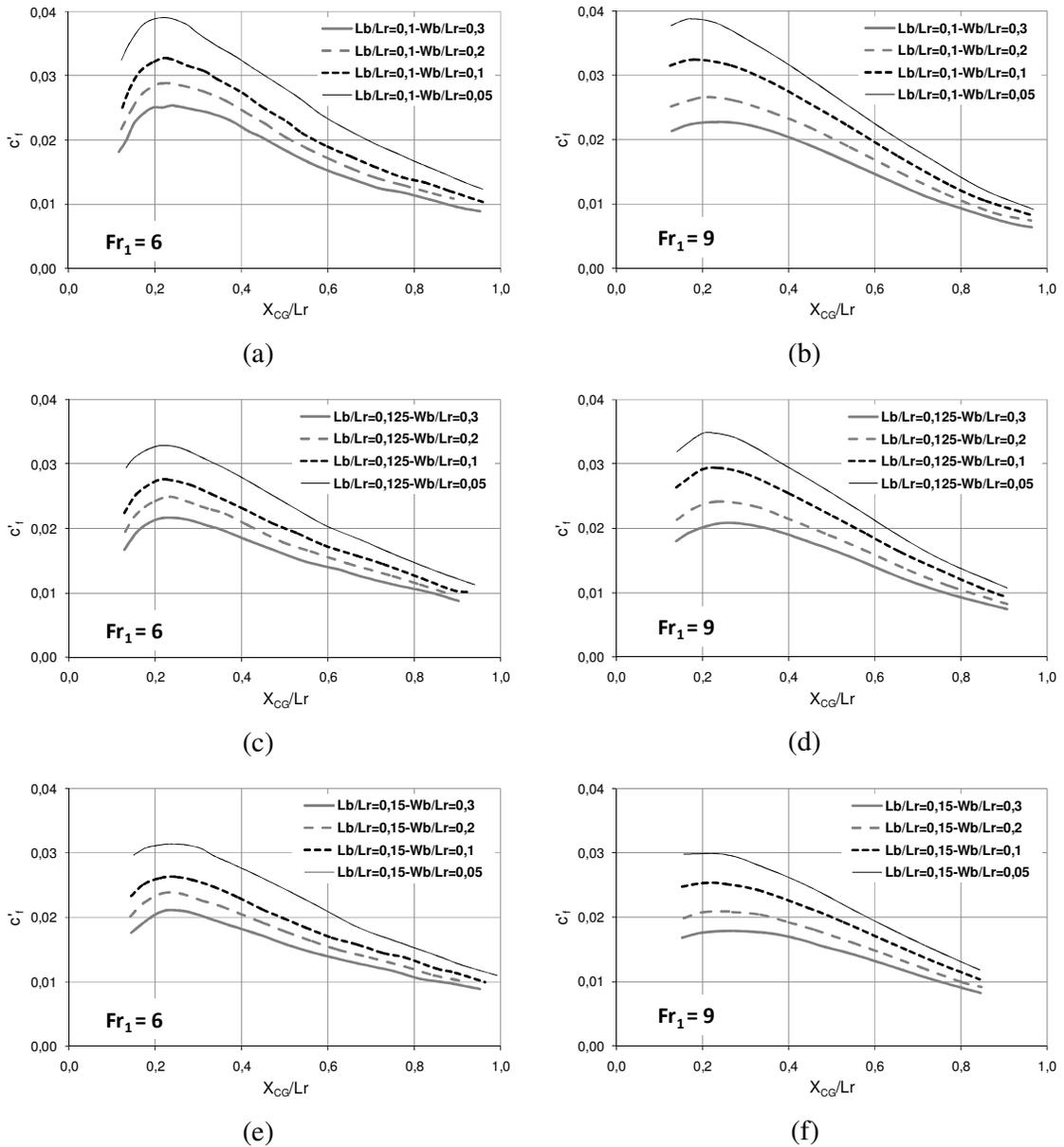


Figura 6.10: Flutuações de força em função da largura, comprimento e centro de gravidade, dados de Pinheiro (1995).  $X_{CG}$  = centro de gravidade da laje,  $Lr$  = comprimento do ressalto hidráulico,  $c'f$  = flutuação de força sobre área e energia cinética na entrada do ressalto;  $L_B$  = comprimento da laje e  $W_B$  = largura da laje.

A adimensionalização usada para as dimensões de largura e comprimento, em função do comprimento do ressalto ( $Lr$ ), pode apresentar dificuldades, pois a definição desta dimensão pode variar.

De acordo com estas observações propõe-se uma nova metodologia de adimensionalização que agrupe os resultados de várias larguras e comprimentos em uma única tendência.

Da mesma forma que para o método proposto para o carregamento médio, é conveniente que a adimensionalização de flutuações de carregamento seja semelhante à usada para as flutuações de pressão:

$$C' = \left( \frac{C_f}{Ht} \cdot \frac{y_2}{y_1} \cdot \frac{1}{S} \right)^\beta \quad 6.14$$

$C'$  flutuação de carregamento adimensionalizada;  
 $\beta$  coeficiente de dimensão da laje.

O coeficiente  $\beta$  é função dos adimensionais de comprimento ( $L_B^*$ ) e largura ( $W_B^*$ ):

$$\beta = 1 + L_B^* \cdot \beta_1 + W_B^* \cdot \beta_2 \quad 6.15$$

$L_B^*$  comprimento adimensional da laje (Equação 6.16);  
 $W_B^*$  largura adimensional da laje (Equação 6.17);  
 $\beta_1$  coeficiente de flutuação quanto ao comprimento;  
 $\beta_2$  coeficiente de flutuação quanto a largura.

Se deseja-se conhecer a flutuação de força sobre um laje pontual, então  $L_B \approx 0$ ,  $W_B \approx 0$  e  $\beta = 1$ , de modo que a Equação 6.14 reduz-se a adimensionalização proposta para as flutuações de pressão (Equação 5.13).

O valor dos coeficientes  $\beta_1$  e  $\beta_2$  são uma função do comprimento e largura adimensionais, respectivamente.

$$L_B^* = \frac{L_B}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}} \quad 6.16$$

$$W_B^* = \frac{W_B}{(y_2 - N_1)} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}} \quad 6.17$$

$L_B$  comprimento da laje;  
 $W_B$  largura da laje;  
 $N_1$  altura vertical da lâmina de água no início do ressalto;  
 $y_2$  altura conjugada lenta calculada em função de  $y_1$  e  $Fr_1$ ;  
 $S$  grau de submergência, relação  $Tw/y_2$ ;

Estes coeficientes foram determinados através da comparação de grupos de lajes de diversos comprimentos com a mesma largura e diversas larguras com o mesmo comprimento, a partir da avaliação dos dados de Pinheiro (1995). Os coeficientes usados foram aqueles que

diminuíram ao mínimo a dispersão desses diversos grupos. O trabalho do autor mencionado forneceu dados de flutuação para comparação de cinco comprimentos, quatro larguras e três números de Froude analisados (6, 7 e 9), totalizando 60 áreas adimensionais distintas. As medições realizadas no modelo M2D forneceram dados sobre as flutuações de onze comprimentos, uma largura e três números de Froude (3,72, 3,91 e 4,22), totalizando 33 áreas adimensionais distintas. O ensaio com maior número de Froude (4,63) foi considerado com dimensões muito reduzidas para a correta avaliação de flutuação de forças com o espaçamento proposto para os transdutores.

Os valores propostos para o coeficiente  $\beta_1$  são decrescentes com comprimento adimensional. Os valores propostos para o coeficiente  $\beta_2$  são constantes, provavelmente devido à pequena faixa de larguras que pôde ser avaliada. A Tabela 6.3 mostra os valores propostos para os coeficientes e a Figura 6.11 mostra o valor de  $\beta_1$  para cada  $L_B^*$  do modelo M2D.

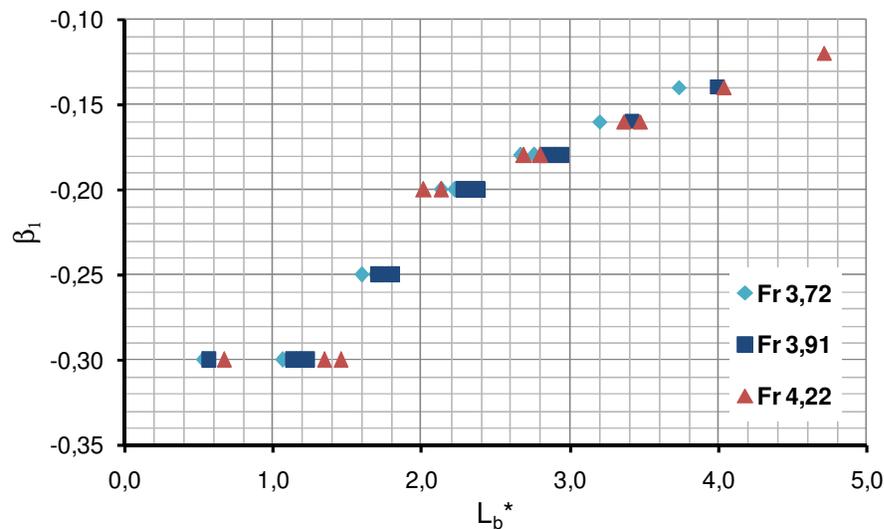


Figura 6.11: Valores de  $\beta_1$  para diferentes comprimentos adimensionais, a partir da avaliação dos dados de Pinheiro (1995) e do modelo M2D.

Tabela 6.3: Valores proposto para os coeficiente  $\beta_1$  e  $\beta_2$ .

$L_B^*$	0-1,5	1,5-2	2-2,5	2,5-3,0	3-3,5	3,5-4,5	4,5-5
$\beta_1$	-0,30	-0,25	-0,20	-0,18	-0,16	-0,14	-0,12
Resultados nesta faixa	57	16	6	6	4	3	1
$W_B^*$	0-1,5	1,5-2	2-2,5	2,5-3,0	3-3,5	3,5-4,5	4,5-5
$\beta_2$	-0,10	-0,10	ND	ND	ND	ND	ND
Resultados nesta faixa	45	48	-	-	-	-	-

O coeficiente  $\beta_1$  mostra-se constante para uma faixa de  $L_B^* < 1,5$  e variando linearmente para  $L_B^* > 2$ . Na faixa de variação  $1,5 > L_B^* < 2,0$  ocorre a maior variação do coeficiente  $\beta_1$  proposto. A variação de  $\beta_1$  é linear e menor após  $L_B^* = 2,0$ . Destaca-se que um comprimento de laje igual a 1,5 é aproximadamente igual a um quinto do comprimento do ressalto.

As Figuras 6.12 e 6.13 mostram o comportamento da flutuação de carregamento para lajes de mesmo comprimento e diferentes larguras e mesma largura e diferentes comprimentos, respectivamente, para os dados obtidos por Pinheiro (1995).

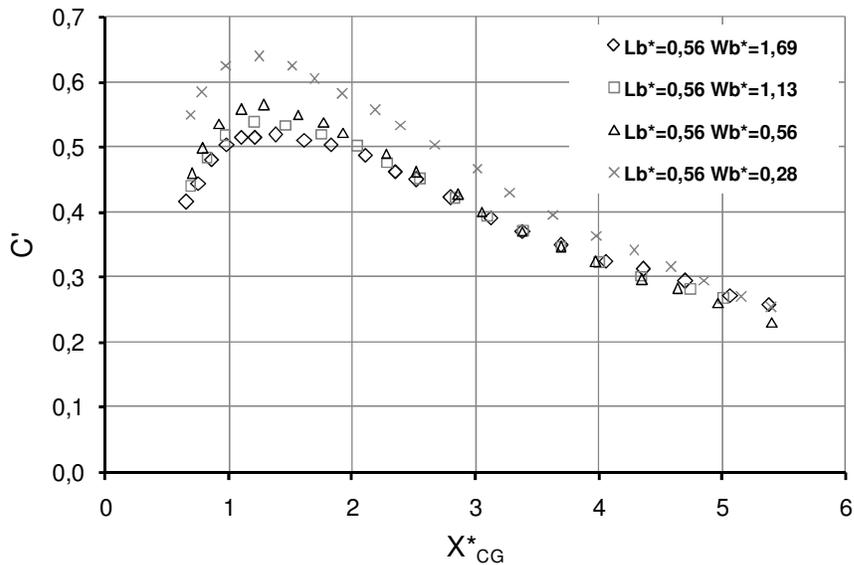


Figura 6.12: Flutuação de carregamento, lajes com mesmo comprimento e larguras diferentes, dados de Pinheiro (1995).

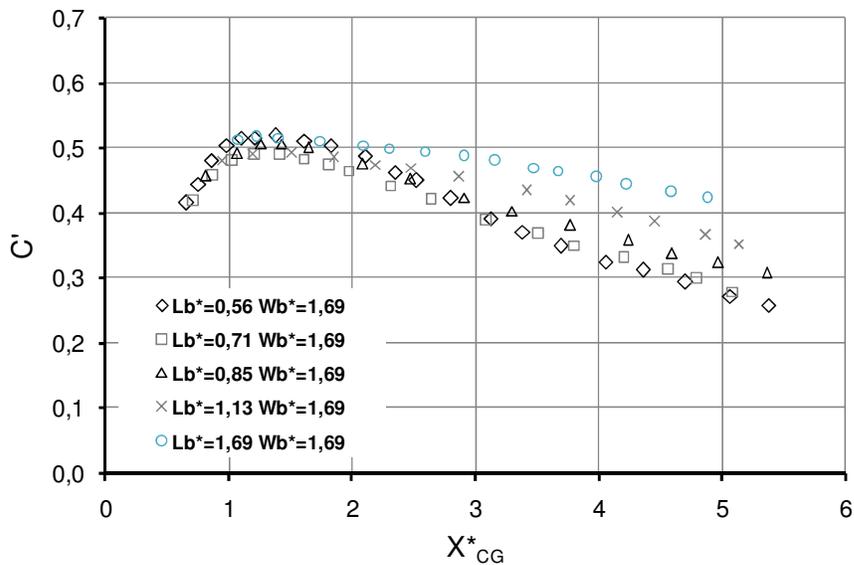


Figura 6.13: Flutuação de carregamento, lajes com mesma largura e comprimentos diferentes, dados de Pinheiro (1995).

A distribuição longitudinal da flutuação de carregamento é bastante semelhante com a flutuação de pressão pontual, apresentando um crescimento, pico e decrescimento constante até o final do ressalto. Estes dois gráficos mostram duas tendências típicas a todos os dados de flutuação: 1) as lajes com área adimensional  $L_B^* \cdot W_B^* < 0,3$  apresentam uma flutuação de carregamento distintamente maior que aquelas com áreas maiores e 2) lajes com comprimento adimensional  $L_B^* > 1$  apresentam comportamento distinto daquelas com  $L_B^* < 1$ .

Em resumo, os valores de  $C'$  apresentaram um comportamento distinto para comprimentos de laje  $L_B^* < 1$  e  $L_B^* > 1$ . Para lajes de área muito reduzida ( $L_B^* \cdot W_B^* < 0,3$ ) a adimensionalização não pareceu ser eficaz em agrupar os resultados.

A Figura 6.14 e a Figura 6.15 mostram os resultados da adimensionalização proposta para as flutuações de força ( $C'$ ), comparando dados de ressalto livre de Pinheiro (1995) e dados de ressalto submerso do presente trabalho. Nota-se que a adimensionalização para  $L_B^* > 1$  apresentou maior dispersão que aquela para  $L_B^* < 1$ .

Pode-se perceber que a adimensionalização proposta para as flutuações de força apresenta um comportamento semelhante ao das flutuações de pressão, no sentido que existe certa posição em que a distribuição do ressalto submerso tende àquela do ressalto livre.

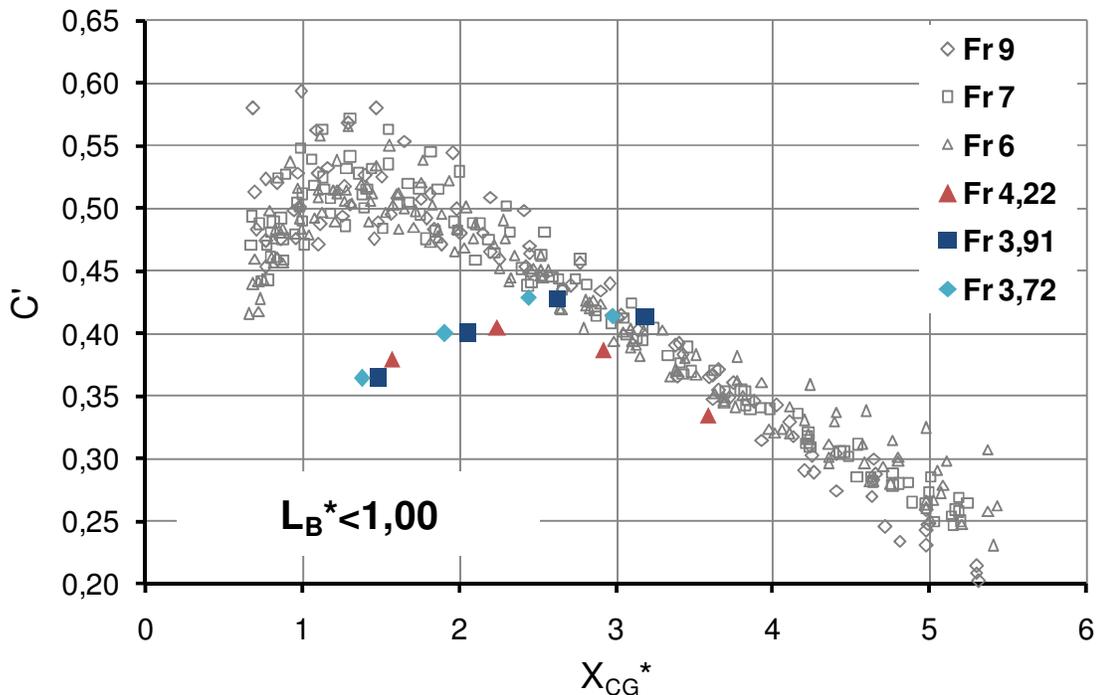


Figura 6.14: Resultado da adimensionalização para  $L_B^* < 1$ . Símbolos vazios = Pinheiro (1995) e símbolos cheios = dados deste trabalho.

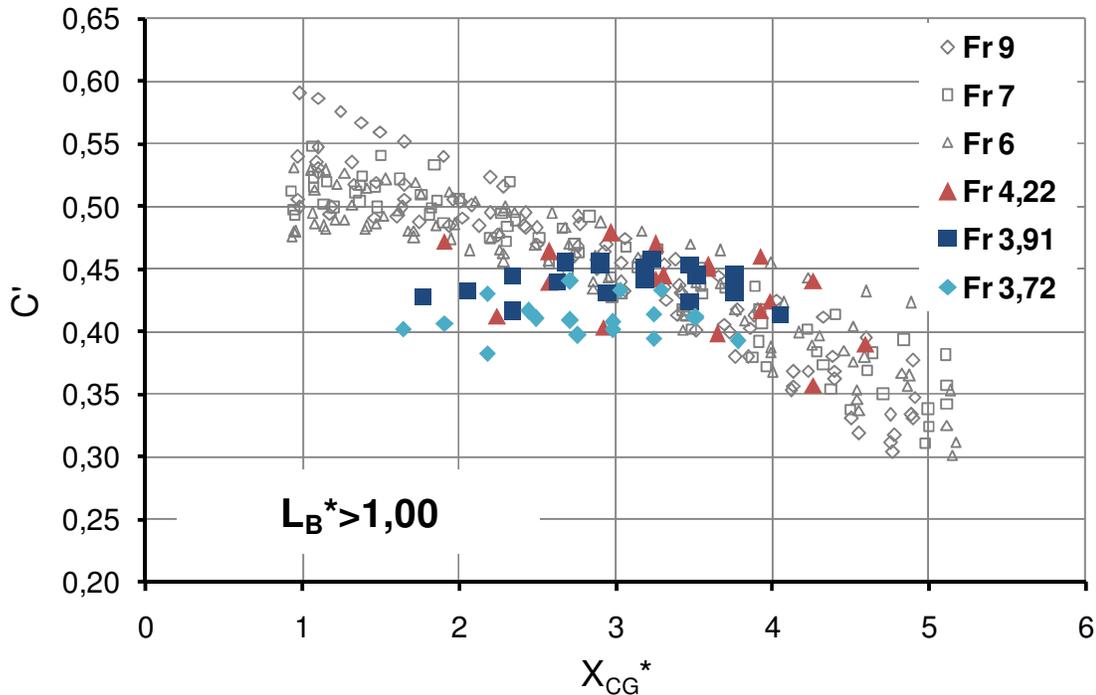


Figura 6.15: Resultado da adimensionalização para  $L_B^* > 1$ . Símbolos vazios = Pinheiro (1995) e símbolos cheios = dados deste trabalho.

As flutuações de força sobre grandes áreas são sabidamente função da escala integral de pressões (FIOROTTO & RINALDO, 1992 e PEIQING & AIHUA, 2007). Desta forma o comportamento, variável com o tamanho da laje, do coeficiente  $\beta_1$  em função do comprimento da laje pode ser relacionado pela dimensão dos vórtices que ocasionam as maiores flutuações de pressão.

#### 6.4 Extremos de Carregamento Superior

Para a análise dos carregamentos extremos, ou seja, com pequena probabilidade de serem excedidos (extremos maiores que a média) ou com grande probabilidade de serem excedidos (extremos menores que a média) é novamente conveniente uma adimensionalização comumente utilizada para as pressões pontuais (PINHEIRO, 1995 e TEIXEIRA, 2001). Um carregamento com certa probabilidade de ocorrência pode ser escrito como:

$$C(X\%) = C_m + N_c \cdot C_f, \quad 6.18$$

$C(X\%)$  carregamento com  $X\%$  de probabilidade de não ser excedido;  
 $C_m$  carregamento superior médio;  
 $C_f$  flutuação de carregamento superior (desvio padrão);

$N_C$  número de desvios padrões de distância da média.

Ou seja, uma normalização do valor de carregamento. Conhecidas a média ( $C_m$ ) e flutuação amostral ( $C_f$ ), pode-se analisar os valores de  $N_C$  (Equação 6.19), para os tamanhos de laje analisados e diversos valores de probabilidade (Figuras 6.16 e 6.17).

$$N_C = \frac{C(X\%) - C_m}{C_f} \quad 6.19$$

Os valores de  $N_C$  obtidos por Pinheiro (1995) para os mínimos e máximos foram de -5 e 7, respectivamente. Estes valores parecem estar em concordância com os obtidos neste trabalho. Nota-se a grande dispersão do  $N_C$  referente aos mínimos e máximos quando se comparando a probabilidades de ocorrência muito próximas (0,1% e 99,9%). Isto mostra a grande dificuldade de determinação da tendência de valores extremos absolutos (máximo e mínimo) em modelos físicos reduzidos.

Também se pode perceber a grande distância entre os valores mínimos e 0,1% e máximo e 99,9%, isto leva a crer que a utilização de valores de carregamento com probabilidades de 0,1% e 99,9% não oferece valores de projeto conservadores ou seguros.

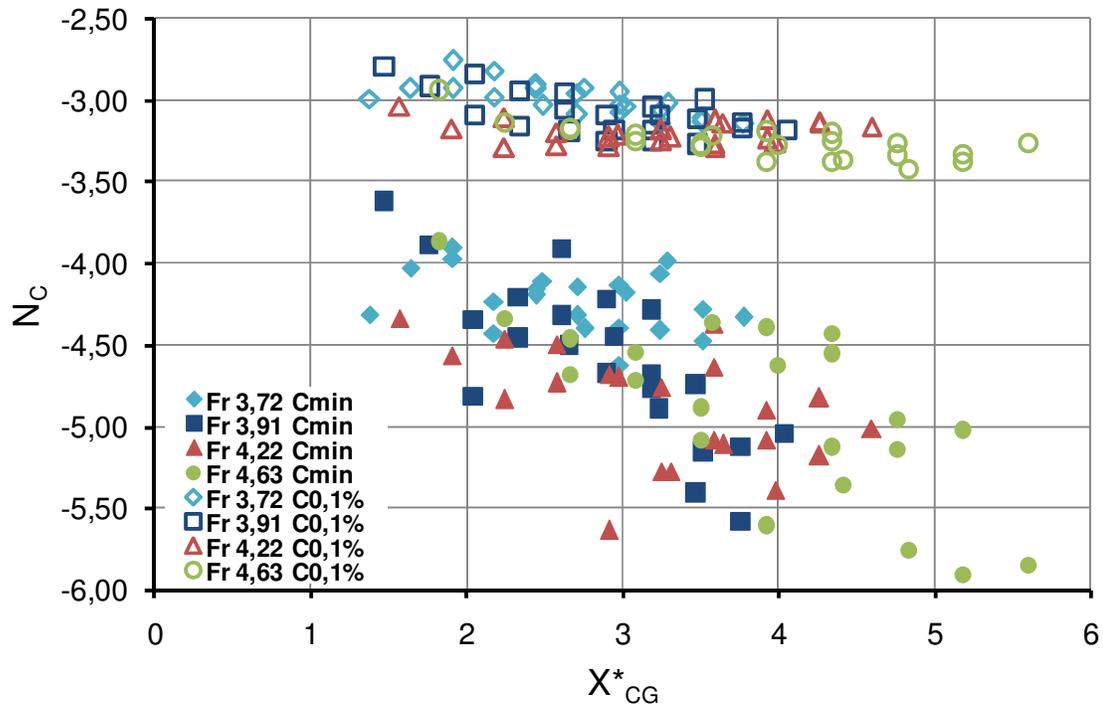


Figura 6.16: Extremos de pressão menores que a média, modelo M2D.

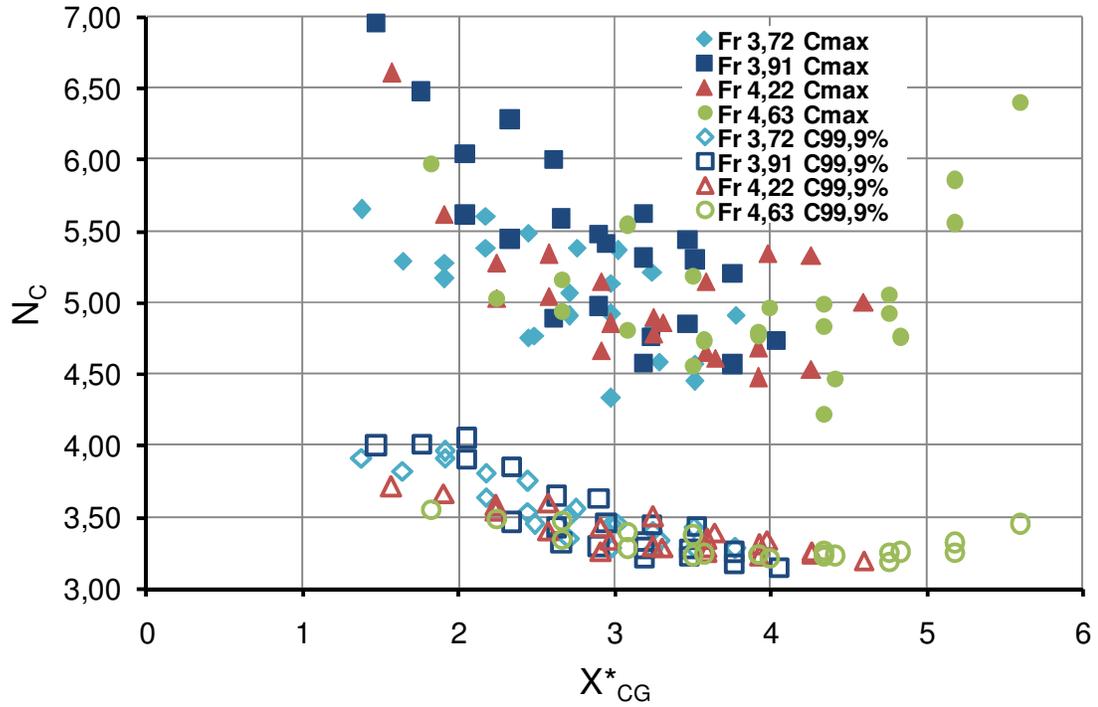


Figura 6.17: Extremos de pressão maiores que a média, modelo M2D.

## 7 ANÁLISE DAS FORÇAS ATUANTES EM LAJES DE BACIAS DE DISSIPACÃO II: FORÇAS RESULTANTES E SEGURANÇA

Nesta seção é apresentada metodologia para avaliação das forças resultantes sobre lajes de bacias de dissipação analisando em específico, as condições medidas no modelo (M2D) representando o vertedouro da UHE Porto Colômbia.

### 7.1 Avaliação das Subpressões

Com os mesmos dados de pressão instantânea medidos para a representação do carregamento superior foram avaliadas as subpressões, ou seja, as pressões que se propagam por juntas defeituosas ou fissuras na laje. Isto permitiu uma avaliação simultânea das forças sobre e sob certa área, podendo-se assim conhecer o esforço resultante a cada instante.

Da mesma forma que proposto para a avaliação das pressões que agem sobre a laje, em que grupos de transdutores representam o carregamento superior, foram definidos grupos de transdutores que representam as pressões que se propagam sob uma laje. Esses grupos apresentam disposições em forma de linhas transversais (Figura 7.1) ao sentido do escoamento principal e estão sempre localizados na posição inicial e final das áreas de interesse. A pressão efetiva que se propaga para o fundo da laje (Figura 7.2) é a média das pressões nestas linhas (BOLLAERT, 2004). Deste modo, considerando que as pressões que agem sob a laje da bacia de dissipação são aquelas que ocorreram em duas linhas transversais (direção  $y$ ), uma na posição longitudinal  $x_1$  e a outra na posição  $x_2$ , a força total que gera o levantamento é a área do trapézio formado por estes valores. Neste trabalho os carregamentos são tratados em relação à área de atuação, desta forma podemos escrever o carregamento inferior instantâneo ( $C_i$ ) como:

$$C_i(x_1, x_2, y_1, y_2, t) = \frac{\int_{y_1}^{y_2} p(x_1, y, t) dy + \int_{y_1}^{y_2} p(x_2, y, t) dy}{2 \cdot |\Delta y|} \quad 7.1$$

$C_i$  carregamento inferior instantâneo em certa área  $\Delta x \cdot \Delta y$ ;

$p(x, y)$  pressão em função da posição no ressalto  $(x, y)$ ;

$x, y$  coordenadas espaciais;

$x_1, y_1$  limites inferiores da integral (limites físicos de uma certa laje);

$x_2, y_2$  limites da integral (limites físicos de uma certa laje);

$\Delta x \cdot \Delta y$  área de aplicação da força (área de uma certa laje  $(x_2 - x_1) \cdot (y_2 - y_1)$ ).

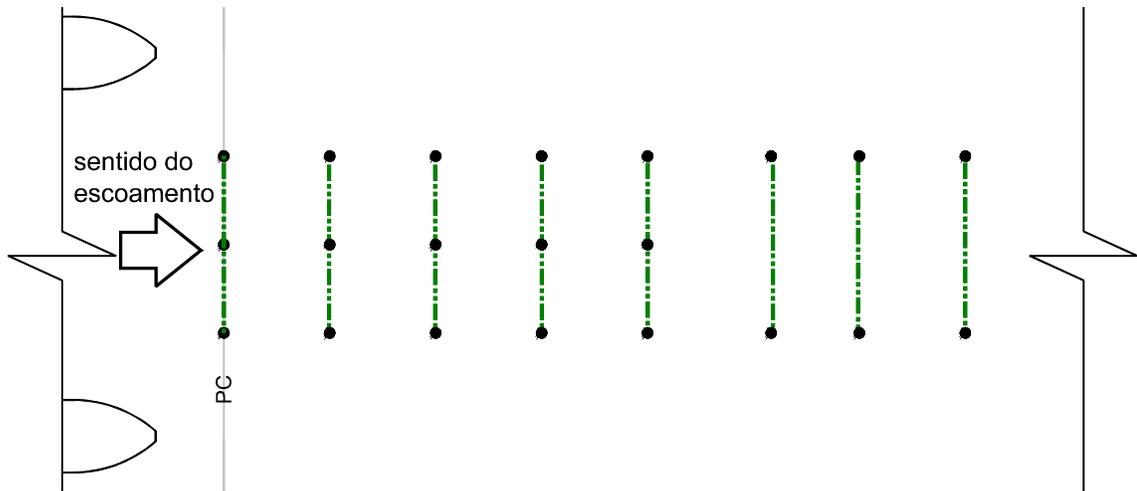


Figura 7.1: Grupos de tomadas de pressão que representam pontos de propagação de pressões (pontos unidos por linhas tracejadas = grupo de transdutores).

A comprimento de todas estas fissuras é de 0,1 m (a mesma largura das lajes avaliadas), as posições iniciais e finais e número de transdutores estão indicados na Tabela 7.1. A Figura 6.1 e a Figura 7.1 e a Tabela 6.1, a Tabela 6.2 e a Tabela 7.1 dão uma visão geral das áreas analisadas na avaliação das forças resultantes ( $C_s$ - $C_i$ ).

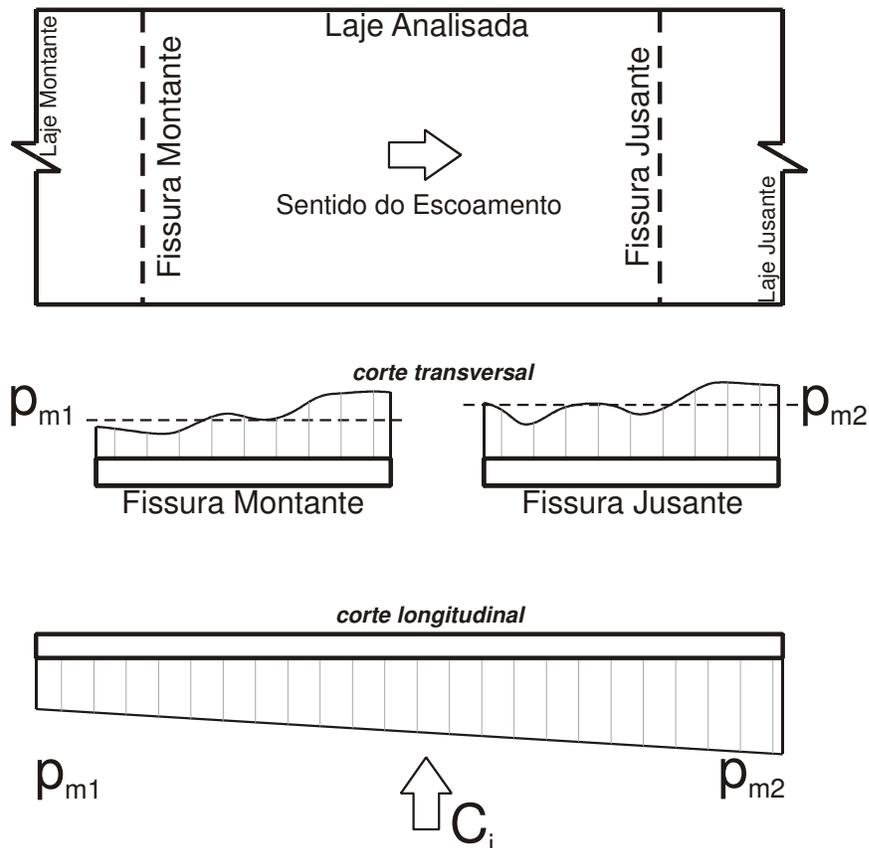


Figura 7.2: Metodologia para cálculo do carregamento inferior.

Tabela 7.1: Características dos grupos de transdutores representando fissuras.

Área analisada	Posição da fissura inicial	Comprimento ( $L_B$ )	Posição da fissura final	Área total ( $cm^2$ )	Nº total de tomadas de pressão ( $f_i-f_f$ )
2	0	0,12	0,12	120	3-3
3	0	0,18	0,18	180	3-3
4	0	0,24	0,24	240	3-3
5	0	0,31	0,31	310	3-2
6	0	0,36	0,36	360	3-2
7	0	0,42	0,42	420	3-2
9	0,06	0,12	0,18	120	3-3
10	0,06	0,18	0,24	180	3-3
11	0,06	0,25	0,31	250	3-2
12	0,06	0,3	0,36	300	3-2
13	0,06	0,36	0,42	360	3-2
15	0,12	0,12	0,24	120	3-3
16	0,12	0,19	0,31	190	3-2
17	0,12	0,24	0,36	240	3-2
18	0,12	0,30	0,42	300	3-2
20	0,18	0,13	0,31	130	3-2
21	0,18	0,18	0,36	180	3-2

Deve-se levar em conta que, devido a efeitos de escala associados à propagação de pressões dinâmicas na fundação através de juntas e efeito da drenagem da fundação, a simulação física deste fenômeno é de difícil reprodução (PINHEIRO, 2006). Estes efeitos de escala são fundamentalmente devidos à viscosidade e tensões superficiais.

Como o campo de pressões que age sob a laje não foi diretamente medido, algumas suposições devem ser feitas para a transposição de pressões que agem na face superior para pressões que agem na face inferior.

a) Quanto à celeridade de ondas de pressão:

A onda de pressão que se propaga para a face superior de uma laje pode ser considerada com celeridade muito alta ou com celeridade da mesma ordem dos vórtices turbulentos do escoamento que ocorrem no ressalto. Na primeira suposição a propagação de pressões é considerada instantânea e a força resultante é a diferença entre as forças agindo na face superior e inferior da laje. Na segunda suposição, assume-se que as ondas de pressão necessitam de algum tempo para agirem sob a face inferior. Esta velocidade reduzida pode ser originada pela presença de ar na massa líquida inferior (sob a laje) e adicionar efeitos de compressibilidade ao fenômeno. Através de medições em escalas próximas à de protótipo Bollaert (2004) mostrou que pode haver ressonância entre as pressões do escoamento de superfície e esta massa líquida,

ocorrendo assim efeitos que aumentariam as pressões agindo na face inferior. O autor determinou que multiplicando as pressões que agem sobre as juntas por um fator de amplificação transiente (de 1,2 a 1,4) pode-se obter os valores reais de pressão que geram levantamento de laje.

b) Quanto à perda de energia na propagação:

Belini e Fiorotto (1995) desenvolveram um equacionamento que mostrou, para certas condições encontradas em casos reais, que a perda de energia na propagação pode ser desconsiderada. O próprio fator de amplificação transiente proposto por Bollaert (2004) mostra que as pressões podem ser de fato amplificadas. Mas, analisando a condição sob uma laje em um caso real, podemos ter diversas geometrias e situações complexas, distantes de condições de laboratório ou equacionamentos gerais. Neste trabalho não é proposto nenhum coeficiente para redução das pressões devido à perda de energia na propagação, ficando além das capacidades dos dados medidos, mas chama-se atenção para a possibilidade da ocorrência deste fato.

c) Quanto à independência entre  $C_s$  e  $C_i$ :

É possível considerar que as forças agindo sobre uma laje são independentes das forças agindo sob ela (FIOROTTO & RINALDO 1992 e BELINI & FIOROTTO 1995). Assumindo desta forma o caso mais extremo possível. Neste trabalho serão determinadas as forças agindo simultaneamente.

d) Quanto à ação dos drenos:

Lajes de bacias de dissipação são comumente equipadas por drenagem instalada sob a estrutura a fim de dissipar parte das subpressões (estática e dinâmica). Neste trabalho tais drenos são considerados ineficazes ou inexistentes, em uma avaliação extrema e a favor da segurança.

## **7.2 Flutuação de Pressão Transversal ( $C_{fw}$ )**

A avaliação das flutuações de pressão que ocorrem sob uma laje de bacia de dissipação é a avaliação das flutuações de pressão que ocorrem na entrada das fissuras/juntas. Para uma fissura transversal ao sentido do escoamento, como as analisadas neste trabalho, podemos definir a flutuação de pressão como:

$$C_{fw} = \frac{\sum_{i=1}^n \sqrt{\left( \int_{y_1}^{y_2} \frac{p(x_1, y, t) dy}{\Delta y} - P_m(x) \right)^2}}{n} \quad 7.2$$

$C_{fw}$  flutuação de pressão sobre a fissura;  
 $p$  pressão pontual;  
 $x_1$  posição longitudinal da fissura  
 $x, y$  posição longitudinal e transversal;  
 $y_1, y_2$  limites transversais da fissura;  
 $dy$  diferencial de comprimento;  
 $\Delta y$  largura total;  
 $P_m$  pressão média sobre a fissura;  
 $n$  número de amostras.

Lembrando que não houve variação transversal na pressão média, o termo  $P_m$  pode ser escrito apenas em função de  $x$ . Propõe-se novamente uma adimensionalização que seja semelhante a usada para as pressões pontuais:

$$\Psi'_f = \frac{C_{fw}}{Ht} \cdot \frac{y_2}{y_1} \cdot \frac{1}{S} \quad 7.3$$

A Figura 7.3 mostra o resultado da adimensionalização proposta na Equação 7.3.

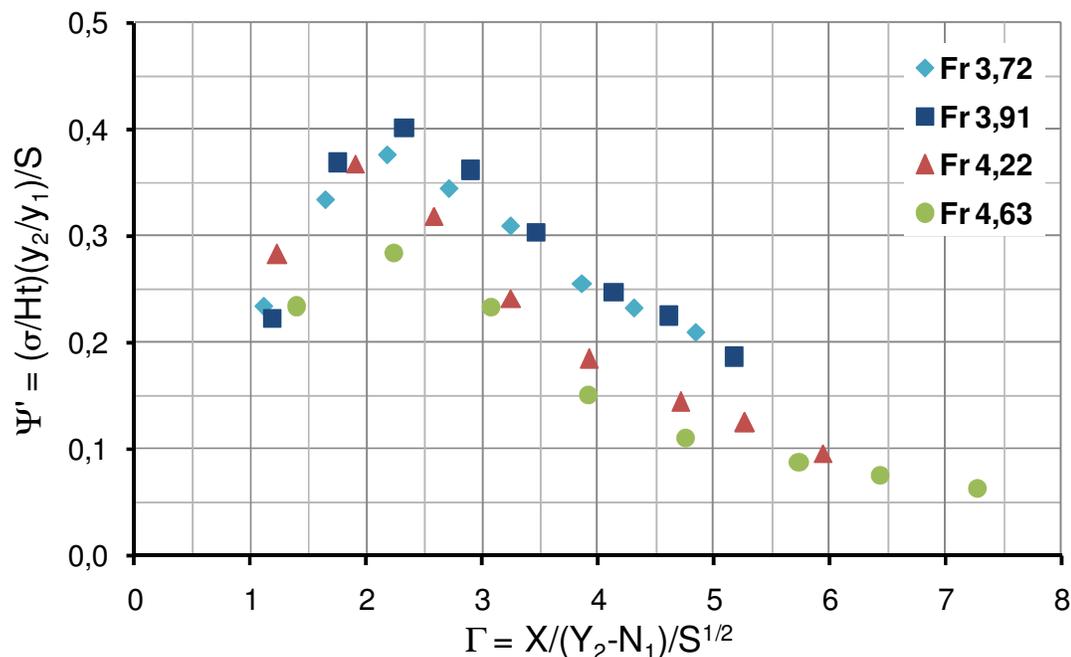


Figura 7.3: Flutuação de pressão adimensional sobre as fissuras, em função da posição longitudinal.

Como observado por Manso (2006) quanto maior for a dimensão da fissura, menores são as probabilidades que grandes pulsos de pressão sejam gerados ali. Isto é uma consequência direta do fato que a pressão transmitida pela fissura é a média espacial no sentido desta. Os dados mostrados na Figura 7.3 mostram a relação entre as dimensões características do ressalto e a diminuição das flutuações pressão sobre um comprimento transversal, lembrando que quanto menor o número de Froude, maiores estas dimensões do escoamento.

### 7.3 *Relação entre Carregamentos Superiores e Inferiores*

#### 7.3.1 *Relação Cs/Ci Instantânea (M)*

No Capítulo 3, *Caracterização das Forças Atuantes Sobre uma Laje de Bacia de Dissipação*, foi definido que o equacionamento da força resultante sobre uma laje é:

$$F_t = F_s + F_i + F_e \quad 7.4$$

- $F_t$  força total resultante;
- $F_s$  força devida ao carregamento superior;
- $F_i$  força devida ao carregamento inferior;
- $F_e$  força devida aos elementos estruturais (peso e ancoragem da laje).

Para que a estabilidade ocorra, o módulo das forças estabilizantes ( $F_s$  e  $F_e$ ) dever ser maior que o módulo das forças instabilizantes ( $F_i$ ). Analisando esta relação entre forças por unidade de área pode-se escrever a Equação 7.5 na forma:

$$C_s + C_e > C_i \quad 7.5$$

- $C_s$  carregamento superior;
- $C_e$  carregamento estrutural;
- $C_i$  carregamento inferior.

A razão entre estes carregamentos é um coeficiente de segurança quanto ao levantamento de laje (M). Sendo que a estabilidade é atingida a partir de M maior que a unidade:

$$M = \frac{C_s + C_e}{C_i} \quad 7.6$$

Podemos reescrever a Equação 7.76 apenas em função dos parâmetros hidráulicos do escoamento, substituindo a parcela estrutural pela relação:

$$\frac{C_e}{C_m} = k \quad 7.7$$

$C_m$  carregamento médio (devido às forças de superfície);  
 $k$  razão entre carregamento estrutural e carregamento médio (coeficiente estrutural).

Dessa forma define-se uma razão instantânea entre as forças estabilizantes e instabilizantes ( $M$ ):

$$M = \frac{C_s + kC_m}{C_i} \quad 7.8$$

A Figura 7.4 mostra a FDP de  $M$ , para diferentes valores de  $k$ , para uma laje com comprimento  $L_B^* = 1,07$ ,  $W_B^* = 0,89$ , sob o ressalto de  $Fr_1 = 3,72$  e  $S = 1,06$ .

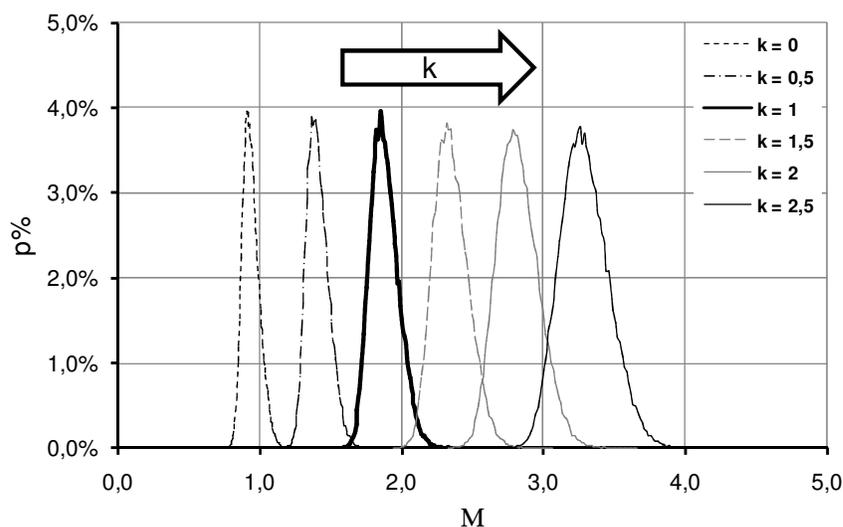


Figura 7.4: Variação da distribuição de  $M$  em função de  $k$ .

Quanto maior o valor de  $k$ , para certo escoamento, maiores são os valores de  $M$ , de tal modo que, para valores suficientemente grandes do coeficiente estrutural, não haverá instante em que a resultante de forças aja no sentido de levantamento da laje.

Através dos dados medidos de carregamento superior (média e flutuação) e das suposições que permitem avaliar o carregamento inferior pode-se avaliar o valor do coeficiente de segurança a cada instante, analisando o valor mínimo da constante 'k' que fornece um coeficiente de segurança  $M$  adequado. Propõe-se nas seções seguintes

metodologia para avaliação da segurança (quanto ao levantamento) em função dos parâmetros do escoamento e da forças devidas às estruturas, representadas por  $C_e = kC_m$ .

### 7.3.2 Coeficiente de Segurança Mínimo ( $\mu$ )

O coeficiente de segurança mínimo é o menor valor de  $M$  observado, ou seja, a menor razão entre o carregamento superior e inferior para certo  $k$ . Esta é a situação em que ocorre a maior solicitação sobre a estrutura de uma laje de bacia de dissipação e, desta forma, a situação de projeto. O valor do coeficiente de segurança mínimo ( $\mu$ ) pode ser definido como:

$$\mu = \min\left(\frac{C_s + kC_m}{C_i}\right) \quad 7.9$$

O comportamento de  $\mu$  mostrou-se linear com a variação de  $k$ , como mostrado nas Figura 7.5, Figura 7.6 e Figura 7.7.

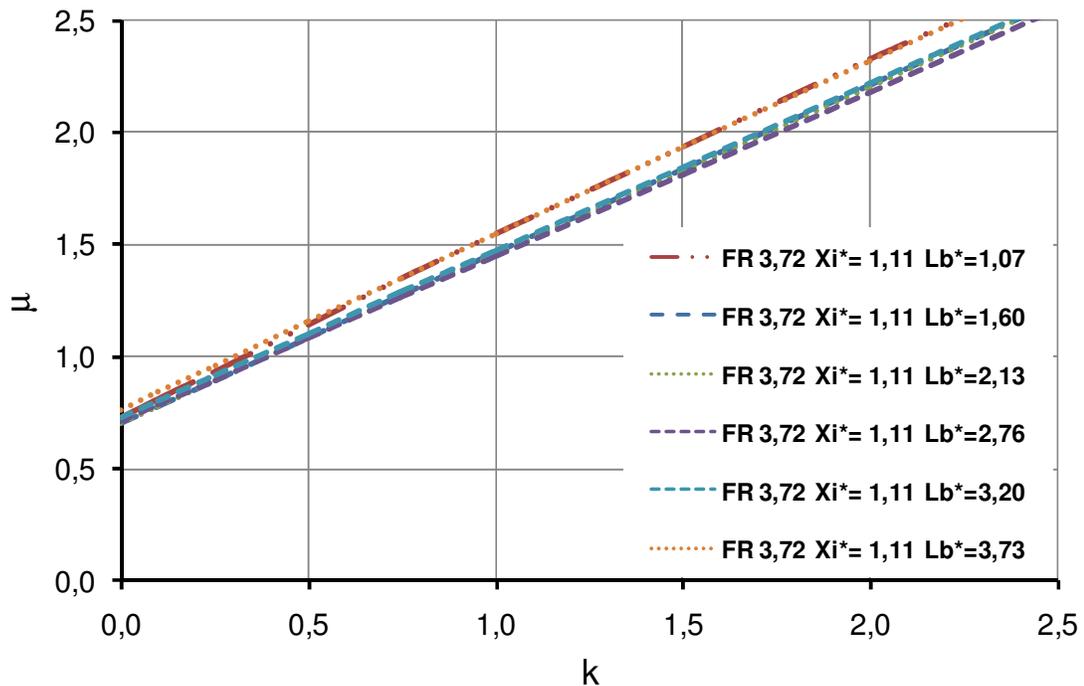


Figura 7.5: Coeficiente de segurança  $\mu$  em função de  $k$ ,  $Fr = 3,72$  e  $Xi^* = 1,11$  e diferentes  $L_B^*$ .

Aparentemente, para os casos estudados, uma laje com espessura equivalente igual a duas vezes o carregamento médio ( $k = 2$ ) é suficiente, em maioria das situações, para a obtenção de um coeficiente de segurança de no mínimo  $\mu = 2$ .

O comportamento de  $\mu(k)$  pode ser significativamente diferente para um ressalto livre. Em um ressalto com  $S > 1$  a pressão média e, conseqüentemente, o carregamento médio, são aumentados e as flutuações diminuídas em função do fator de submergência. A condição de ressalto livre deverá ser considerada como outra condição a ser avaliada.

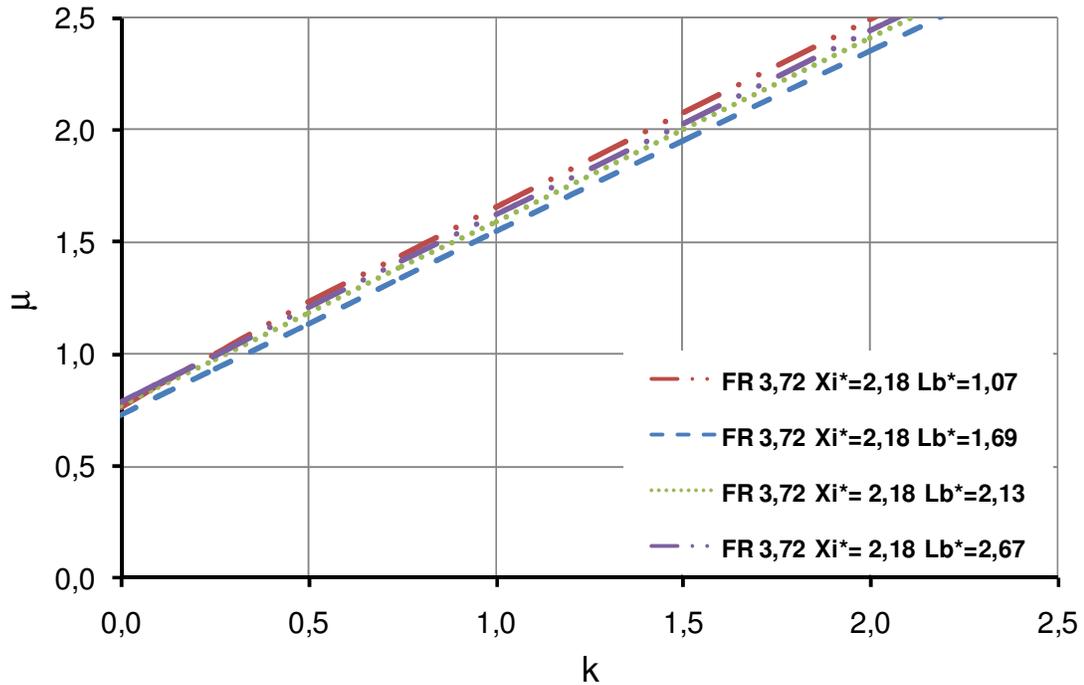


Figura 7.6: Coeficiente de segurança  $\mu$  em função de  $k$ ,  $Fr = 3,72$  e  $Xi^* = 2,18$  e diferentes  $Lb^*$ .

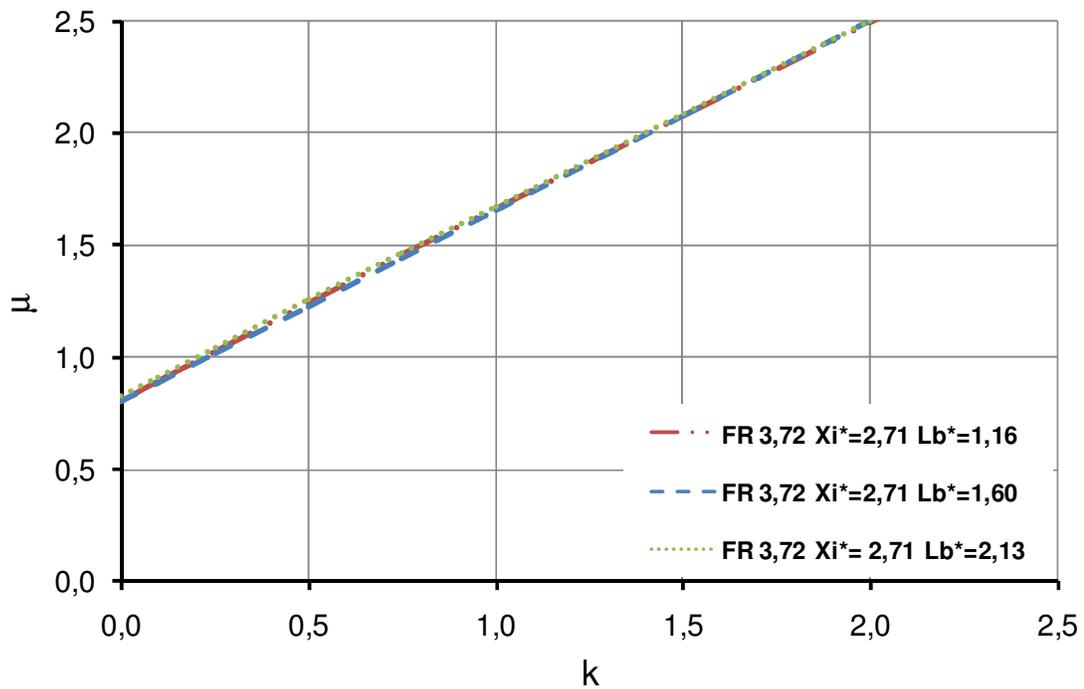


Figura 7.7: Coeficiente de segurança  $\mu$  em função de  $k$ ,  $Fr = 3,72$ ,  $Xi^* = 2,71$  e diferentes  $Lb^*$ .

A partir da análise dos dados dos ensaios com  $Fr_1 = 3,72, 3,91$  e  $4,22$  foram obtidos os valores dos coeficientes lineares das retas da função  $\mu(k)$  e o valor de  $\mu(0)$  para estas diferentes condições. Os coeficientes lineares das retas ( $d\mu$ ) apresentaram uma variação entre 0,66 e 0,88 (Figura 7.8), sendo que foram ligeiramente maiores para os menores tamanhos de laje e com certa correlação ao centro de gravidade adimensional da laje. Os valores de  $d\mu$  apresentaram uma variação de até 26% para a mesma posição adimensional, sendo um pouco maiores para o menor número de Froude. Os símbolos cheios são aqueles com áreas começando após a zona de influência do trecho de transição (como discutido anteriormente).

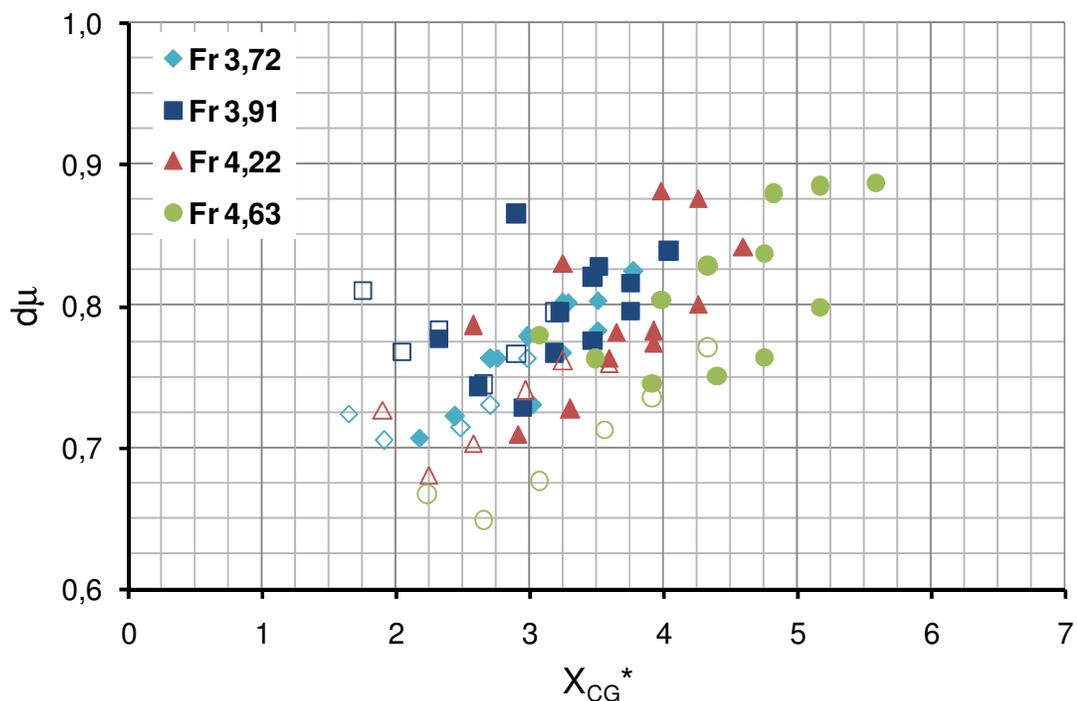


Figura 7.8: Incremento de segurança  $d\mu$  em função do centro de gravidade adimensional.

Propõe-se outra forma de mostrar o incremento de segurança ( $d\mu$ ) que leve em conta a dimensão característica  $y_1$ :

$$d\mu^* = d\mu \cdot \left( \frac{C_m}{y_1 \gamma} \right) \quad 7.10$$

O resultado da Equação 7.10 para os diferentes tamanhos de laje analisados é mostrado na Figura 7.9. Esta nova adimensionalização parece agrupar melhor os dados e aumentar a sua correlação com o adimensional  $X_{CG}^*$ . Propõe-se um ajuste, para os pontos fora da área de influência do trecho curvo, na forma da Equação 7.11:

$$d\mu^* = \frac{1}{a \cdot X_{CG}^* + b}$$

7.11

$$a = -0,056$$

$$b = 0,480$$

O ajuste mostrou coeficiente de correlação  $R^2 = 95\%$ , erro padrão  $\sigma_e = 0,23$ . A dispersão do erro apresentou coeficiente de assimetria 0,73 e coeficiente de curtose 2,76.

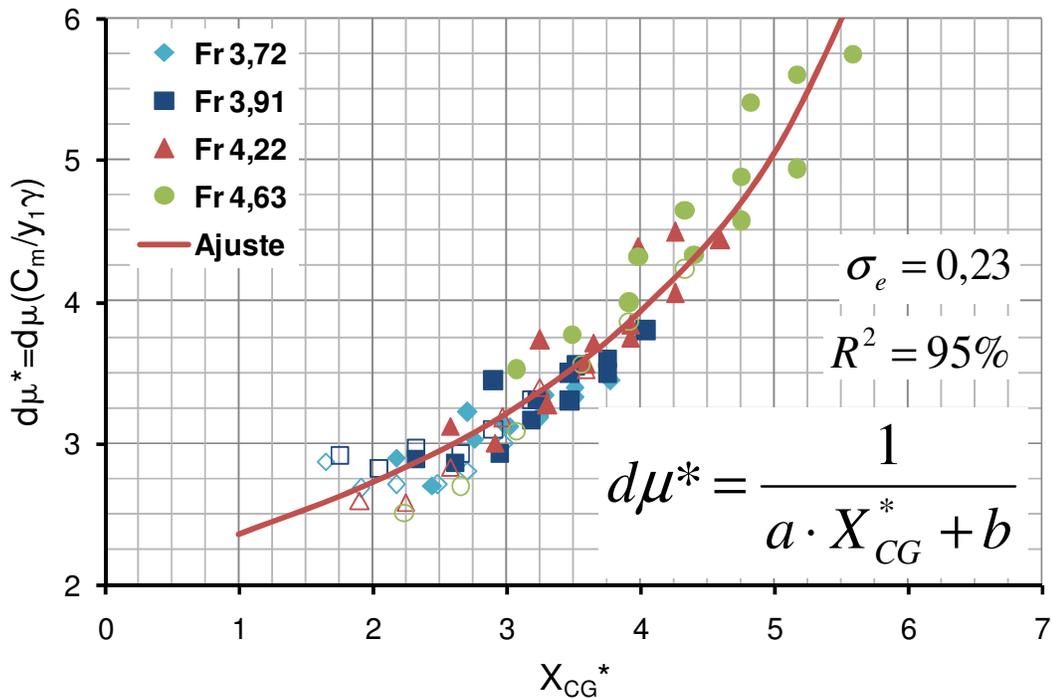


Figura 7.9: Incremento de segurança  $d\mu^*$ , em função do centro de gravidade  $X_{CG}^*$ , e ajuste proposto.

Também foram avaliados os valores do coeficiente de segurança  $\mu(0)$ , ou seja, para um valor de  $k = 0$  ou uma laje de espessura efetiva desprezível (Figura 7.10). Os valores de  $\mu(0)$  para o ressalto com  $Fr_1 = 4,63$  foram substancialmente menores que os apresentados pelos outros ensaios, isto pode ser devido a efeitos de escala pela grande redução no número de Reynolds e a incapacidade do modelo de representar corretamente os extremos de pressão para esta condição de escoamento.

O valor de  $\mu(0)$  apresentou crescimento com o aumento do centro de gravidade adimensional ( $X_{CG}^*$ ), variando entre 0,54 e 0,92. Se desconsiderarmos os pontos dentro da influência do trecho curvo a variabilidade de  $\mu(0)$  foi observada entre 0,64 e 0,92.

Propõe-se um ajuste linear para os dados de  $\mu(0)$ , desconsiderando os dados obtidos no ensaio com  $Fr_1 = 4,63$  e os pontos admitidos como sob influência do trecho curvo:

$$\mu(0) = a + b \cdot X_{CG}^*$$

7.12

$$a = 0,560$$

$$b = 0,061$$

O ajuste proposto apresentou coeficiente de correlação  $R^2 = 81\%$  e erro padrão  $\sigma_e = 0,025$ . A dispersão do erro apresentou coeficiente de assimetria 0,01 e coeficiente de curtose 2,03.

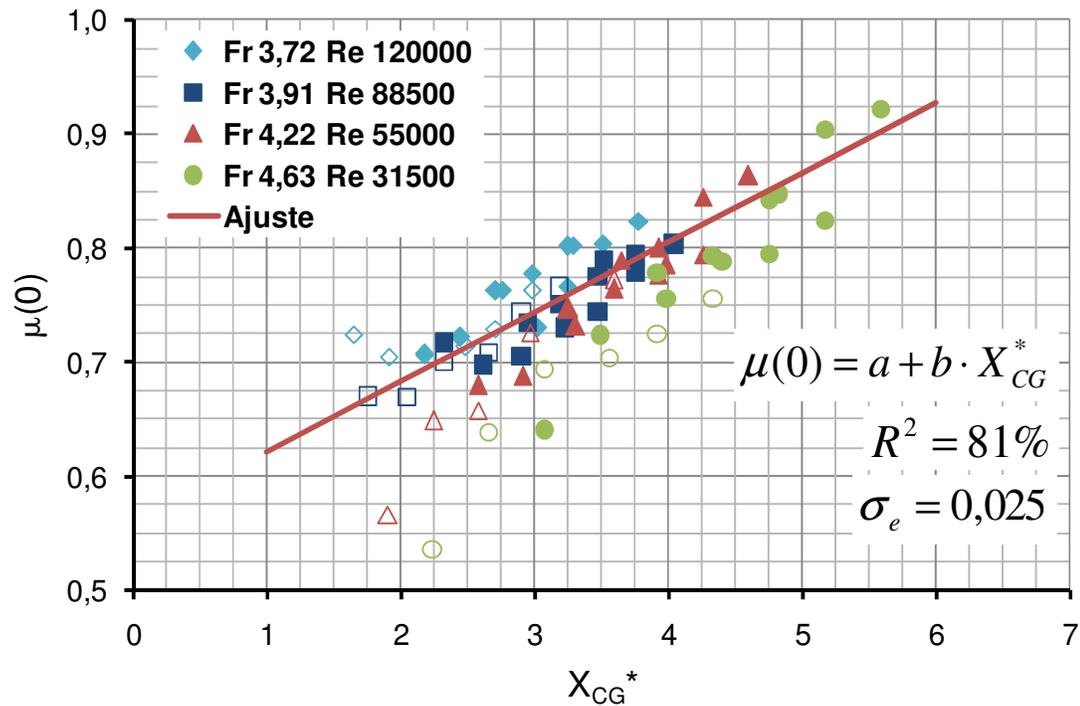


Figura 7.10: Coeficiente de segurança  $\mu(0)$  e ajuste proposto.

Com os ajustes mostrados define-se uma nova forma de avaliar a segurança contra levantamento de laje ( $\mu$ ), conhecido k:

$$\mu = \mu(0) + kd\mu$$

7.13

Sendo que  $\mu(0)$  é uma função de  $X_{CG}^*$  e  $d\mu$  é uma função de  $X_{CG}^*$ ,  $C_m$  e  $y_1$ .

Quando em fase de projeto deseja-se conhecer o valor de coeficiente estrutural k, para certo  $\mu$  de acordo com as condições do escoamento:

$$k = \frac{\mu - \mu(0)}{d\mu}$$

7.14

Assumindo os ajustes propostos nas Equações 7.11 e 7.12 como uma representação suficientemente aproximada dos parâmetros da Equação 7.14, podemos reescrever esta como:

$$k = \frac{C_m}{y_1} (a_1 X_{CG}^* + b_1) \cdot (\mu - (a_2 + b_2 X_{CG}^*)) \quad 7.15$$

- k      coeficiente estrutural;  
 $C_m$     carregamento médio (devido às forças de superfície);  
 $y_1$     altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre;  
 $a_1, b_1$  coeficientes da Equação 7.11;  
 $a_2, b_2$  coeficientes da Equação 7.12;  
 $X_{CG}^*$     centro de gravidade adimensional da laje;  
 $\mu$       coeficiente de segurança mínimo devido ao levantamento de laje.

O carregamento médio pode ser calculado pela Equação 6.7, mostrada anteriormente. O valor de k na Equação 7.15 é avaliado na Figura 7.11 para diversas relações de  $y_1/C_m$  em função do centro de gravidade adimensional da laje.

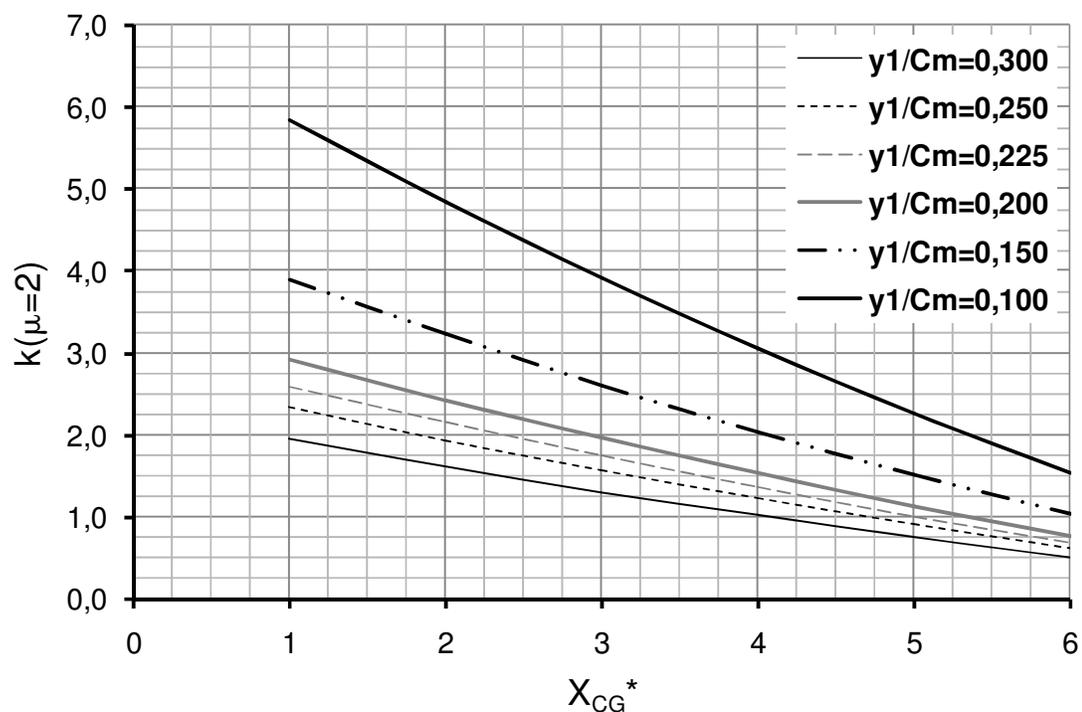


Figura 7.11: Avaliação da Equação 7.13 para  $\mu = 2$  e diferentes  $y_1/C_m$ .

Observa-se uma diminuição do valor de k proporcional ao centro de gravidade da laje e inversamente proporcional à relação  $y_1/C_m$ . A Figura 7.12 mostra o valor de  $k(\mu=2)$  para os dados medidos no modelo M2D. A Figura 7.13 mostra o erro do ajuste em relação aos valores medidos, para os tamanhos de laje analisados o erro máximo apresentou-se na ordem de 20%.

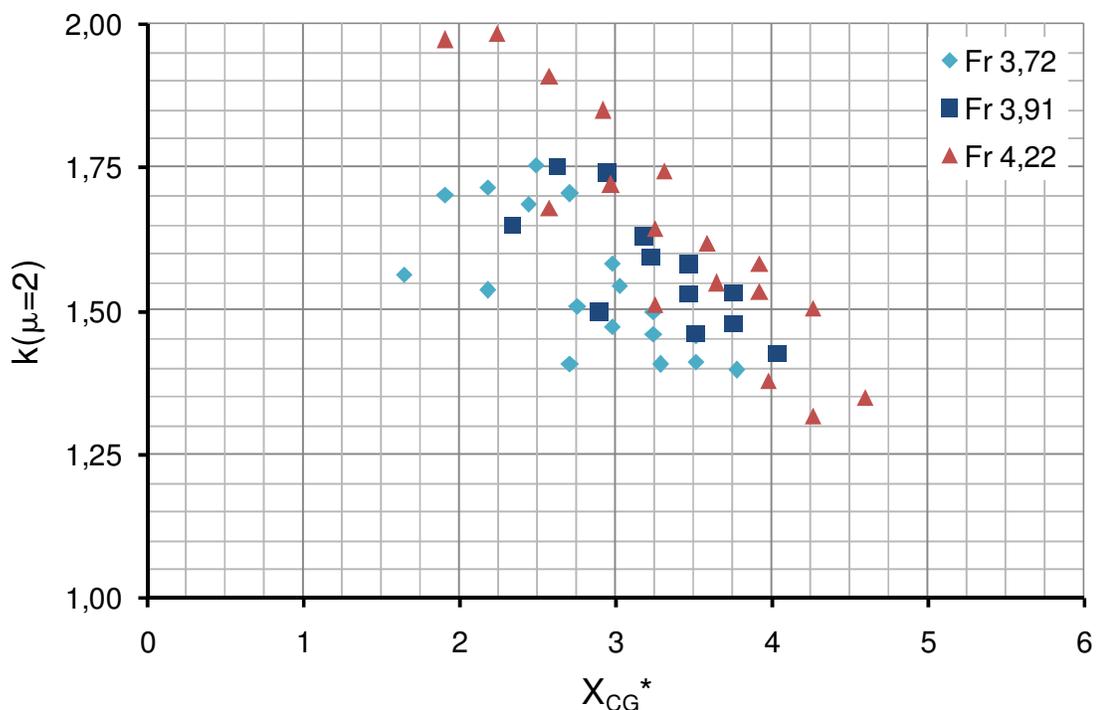


Figura 7.12: Valores de  $k$  para  $\mu = 2$  dados medidos no modelo M2D.

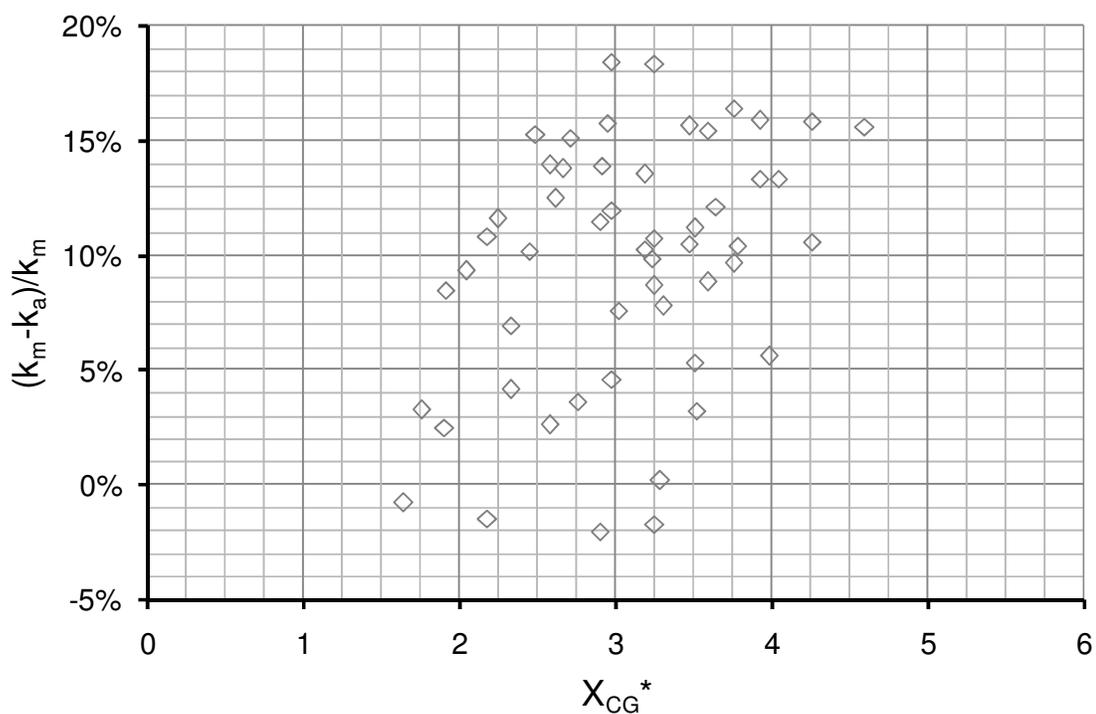


Figura 7.13: Erro do ajuste em relação aos valores avaliados de  $k$ .

Deve-se chamar a atenção que, esta metodologia de dimensionamento é baseada na pior situação observada, ou seja, na relação extrema entre as forças estabilizantes e instabilizantes. É possível que esta solicitação extrema não tenha a duração suficientemente grande para causar o levantamento da laje. Este tópico será abordado na Seção 7.4.

### 7.3.3 Erro Introduzido por Efeitos de Escala

É bem sabido que, em modelos de escala reduzida, existem efeitos de escala devido à importância das forças viscosas que impedem uma correta representação de toda gama de frequências de flutuações de pressão (LOPARDO ET AL., 1984, VISCHER, 1984). Desta forma, é interessante conhecer as limitações da metodologia para determinação de espessura de laje e avaliar, ao menos qualitativamente, a incerteza devida à introdução de efeitos de escala.

Podemos definir o carregamento instantâneo (C) na forma de uma decomposição de Reynolds, com uma parcela média e outra flutuante, função do tempo. Além disso podemos dizer que esta parcela flutuante é uma fração do carregamento médio, na forma da Equação 7.16:

$$C = \bar{C} + C' = \bar{C} + n \cdot \bar{C} \quad 7.16$$

Sendo que n é um adimensional que varia no tempo.

Podemos avaliar a Equação 7.9 para certo valor de  $\mu$ , e determinar k a partir de dados de protótipo (sem efeitos de escala) e a partir de dados de modelo reduzido (com certo efeito de escala nos extremos de pressão). Igualando estas duas equações (definido mesmo  $\mu$ ) e reescrevendo estas com a suposição da Equação 7.16:

$$\frac{\bar{C}_s^p + n_s^p \cdot \bar{C}_s^p + k_p \cdot \bar{C}_s^p}{\bar{C}_i^p + n_i^p \cdot \bar{C}_i^p} = \frac{\bar{C}_s^m + n_s^m \cdot \bar{C}_s^m + k_m \cdot \bar{C}_s^m}{\bar{C}_i^m + n_i^m \cdot \bar{C}_i^m} \quad 7.17$$

$\bar{C}_s^p$	carregamento superior médio, em protótipo;
$n_s^p \cdot \bar{C}_s^p$	flutuação que causa a situação extrema, em protótipo;
$k_p \cdot \bar{C}_s^p$	espessura da laje, estimada com dados de protótipo;
$\bar{C}_i^p$	carregamento inferior médio, em protótipo;
$n_i^p \cdot \bar{C}_i^p$	flutuação que causa a situação extrema, em protótipo;
$\bar{C}_s^m$	carregamento superior médio, em modelo;
$n_s^m \cdot \bar{C}_s^m$	flutuação que causa a situação extrema, em modelo;
$k_m \cdot \bar{C}_s^m$	espessura da laje, estimada com dados de modelo;
$\bar{C}_i^m$	carregamento inferior médio, em modelo;
$n_i^m \cdot \bar{C}_i^m$	distância do carregamento médio que causa a situação extrema, em protótipo.

Podemos afirmar que mesmo em um modelo de escala reduzida, o campo de pressões médias é bem representado com efeitos de escala mínimos, ou seja, a média de uma escala protótipo e modelo são suficientemente semelhantes para se afirmar:

$$\overline{C}_s^p = \overline{C}_s^m, \quad 7.18$$

$$\overline{C}_i^p = \overline{C}_i^m. \quad 7.19$$

Usando estas relações e agrupando os termos da Equação 7.17 obtem-se:

$$\frac{\overline{C}_s(1+n_s^p+k_p)}{\overline{C}_i(1+n_i^p)} = \frac{\overline{C}_s(1+n_s^m+k_m)}{\overline{C}_i(1+n_i^m)} \quad 7.20$$

Podemos remover os termos médios e rearranjar a equação da forma:

$$(1+n_s^p+k_p)(1+n_i^m) = (1+n_s^m+k_m)(1+n_i^p) \quad 7.21$$

$$(n_i^m - n_s^m) - (n_i^p - n_s^p) = k_m + k_m \cdot n_i^p - k_p - k_p \cdot n_i^m \quad 7.22$$

Sendo que os termos da esquerda representam a diferença entre as flutuações no modelo e protótipo. Supondo que as flutuações de modelo subestimam as flutuações de protótipo em 50%, que é considerável efeito de escala, podemos re-escrever esta equação da seguinte forma:

$$-0,5(n_i^m - n_s^m) = k_m(1+n_i^m \cdot 0,5) - k_m(1+n_i^m) \quad 7.23$$

Dividindo por  $n_i^m$  e reagrupando os termos:

$$0,5 \left( \frac{n_s^m}{n_i^m} - 1 \right) = \frac{\Delta k}{n_i^m} + \Delta k + k_m n_i^m \quad 7.24$$

$\Delta k$  diferença entre o coeficiente k de modelo e protótipo ( $k_m - k_p$ );

A partir dos dados medidos no modelo M2D podemos inserir alguns valores nesta equação e obter uma estimativa aproximada do efeito de escala para as condições propostas. A relação máxima entre  $n_s^m/n_i^m$ , considerando os dois extremos máximos e mínimos independentes, é em torno de 5/7. O valor máximo observado de  $n_i^m$  para os tamanhos de laje estudados foi de 0,5. Assumindo que deseja-se um coeficiente de segurança  $\mu = 2$ , para

maioria das condições estudadas isto resulta em um  $k$  em torno de 2. Entrando com estes dados na Equação 7.24, se obtêm  $\Delta k = -0,28$ , ou seja, uma subestimação da espessura efetiva da laje em torno de 14%.

Levando em conta as situações extremas que foram consideradas entende-se que este erro está dentro do aceitável para a metodologia de dimensionamento proposta.

#### 7.4 Duração dos Pulsos

Quando a força sobre uma laje de bacia de dissipação é tal que sua resultante seja em algum instante positiva, é possível que haja deslocamento positivo (levantamento) desta estrutura. Embora isto ocorra, se no próximo instante a força resultante for negativa, a laje possivelmente não possuirá inércia suficiente para que seja removida da sua posição original ou mesmo apresente deslocamentos significativos. Pode-se então definir três situações da estabilidade quanto ao levantamento (Figura 8.1):

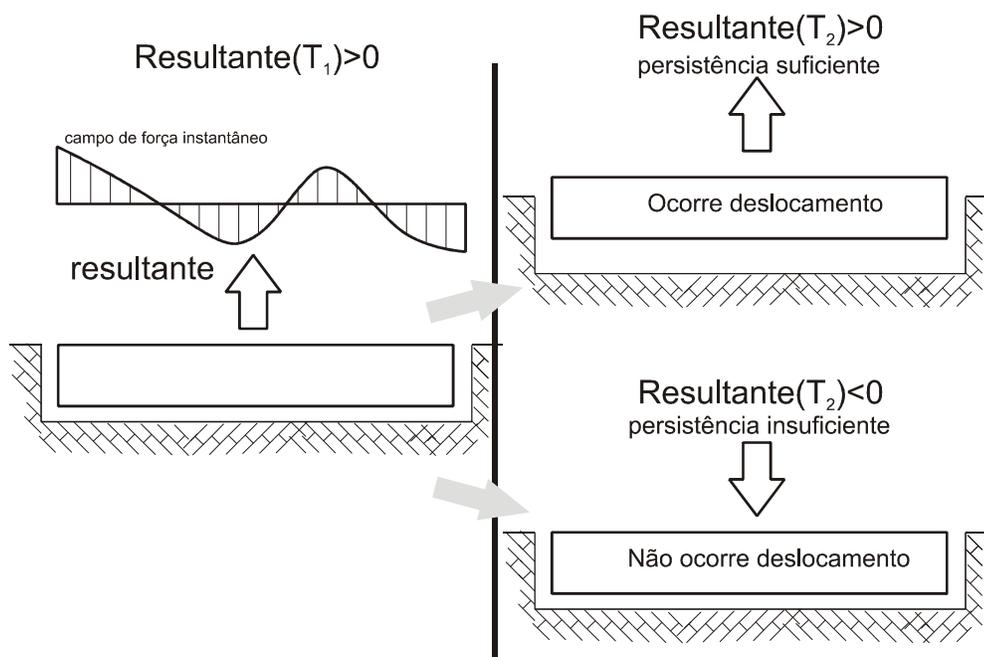


Figura 7.14: Efeito da persistência dos pulsos de pressão.

- A resultante não é nenhum instante no sentido de levantamento da laje (o peso relativo é maior que as ações das subpressões). Não ocorrem deslocamentos;
- Ocorre certo instante em que as forças resultantes são no sentido positivo. A laje adquire inércia e desloca-se no sentido de sair de sua posição original. No

próximo instante a força age no sentido negativo. Não ocorrem deslocamentos significativos;

- c) Ocorre certo instante em que as forças resultantes são no sentido positivo. A laje adquire inércia e desloca-se no sentido de sair de sua posição original. A resultante mantém-se positiva por tempo suficiente para ocorrerem deslocamentos significativos ou mesmo falha da ancoragem e da laje.

O deslocamento da laje será uma função da aceleração imposta sobre a laje (força resultante) e da duração destas acelerações impostas (persistência dos pulsos). Desta forma é interessante analisar a intensidade e duração das forças que agem sobre laje de diversos tamanhos sob o ressalto hidráulico.

#### 7.4.1 Persistência dos Pulsos do Carregamento Superior

A persistência de um pulso de carregamento é a duração em que esta força é maior (para pulsos maiores que a média) ou menor (para pulsos menores que a média) que certo limite. Este limite (magnitude) pode ser definido como uma função da flutuação, certa quantidade de desvios padrão ( $C_f$ ), deste carregamento em torno da média (Figura 7.15):

$$\text{Magnitude} = n_{desv} \cdot C_f$$

$n_{desv}$  número de desvios padrões (de  $C_s$ ) de distância da média;  
 $C_f$  desvio padrão de  $C_s$ , para certo tamanho e posição de laje.

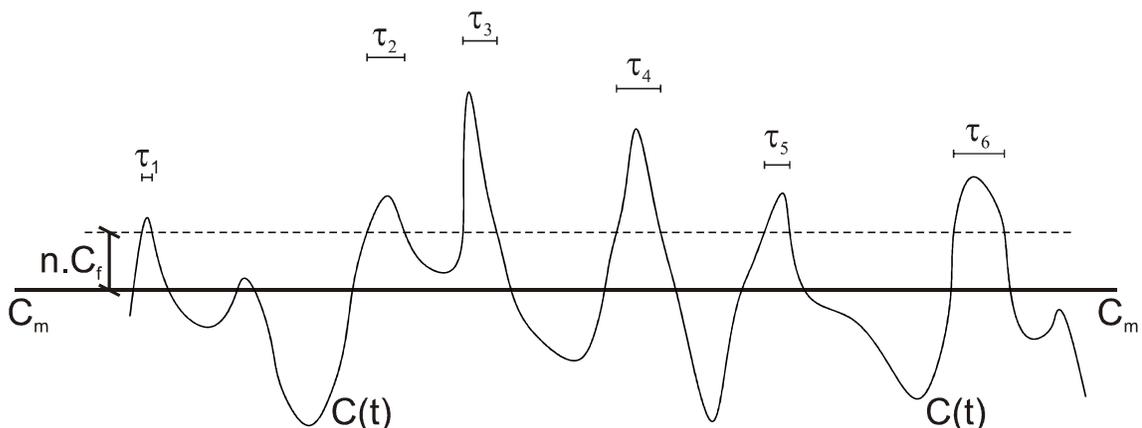


Figura 7.15: Duração dos pulsos de carregamentos maiores que certa magnitude (linha tracejada).

O tempo de persistência de um pulso ( $T$ ) é o tempo decorrido para o valor de carregamento cruzar o limite imposto pela magnitude duas vezes, uma para excedê-la outra

para ser excedida. Ou seja, considerando o carregamento instantâneo em dois tempos distintos  $T_1$  e  $T_2$  ( $T_2 > T_1$ ), um pulso ocorrerá e terá a persistência (T):

$$\text{Se } |C(T_1) - C_m| < \text{Magnitude} > |C(T_2) - C_m|$$

$$\text{Então } T = T_2 - T_1$$

É de se esperar que, quanto maior a magnitude, menor a chance de ocorrência de uma força que ultrapasse este limite. Ou seja, quanto maior a magnitude, menor a probabilidade que ocorram pulsos com grandes durações e vice-versa.

Uma forma adimensional de mostrar o tempo de persistência T pode ser escrita na forma da Equação 7.25:

$$\tau = T \cdot (v_1 \cdot y_1) \quad 7.25$$

- $\tau$  persistência adimensional;
- T persistência do pulso de carregamento maior que certa magnitude;
- $v_1$  velocidade na seção de  $y_1$ ;
- $y_1$  altura da lâmina de água no início do trecho reto, considerando-se o ressalto livre;

As Figuras 7.16 e 7.18 mostram a média ( $\tau_m$ ) e o máximo ( $\tau_{max}$ ) de  $\tau$  para diferentes magnitudes e posições de laje sujeitas às forças de um ressalto hidráulico (ensaio com  $Fr_1 = 3,72$  e  $S = 1,06$ ), para pulsos menores que a média, enquanto as figuras 7.17 e 7.18 mostram o mesmo para pulsos maiores que a média. A partir análise destas figuras pode-se chegar às seguintes observações:

- a) A duração média dos pulsos de carregamento ( $\tau_m$ ) é bastante semelhante para quase todos os tamanhos e posições de laje estudadas. Sendo praticamente idêntica quanto maior for o tamanho da laje ( $L_B^*$ ) ou mais afastado do ponto de maior flutuação de carregamento ( $\Gamma \approx 1,5$ ). Essa observação não é válida para os pulsos maiores que a média nas lajes com  $L_B^* \leq 1,60$  e  $X_i^* \leq 2,13$ , que apresentaram médias relativamente maiores que as demais;
- b) A duração média dos pulsos de carregamento ( $\tau_m$ ) tem comportamento de decaimento bastante semelhante com o aumento de  $n_{desv}$ . Para a maioria dos tamanhos e posições de laje a duração média adimensional decaiu, em  $n_{desv} = 3$ , para 0,5 para os pulsos menores que a média e entre 0,5 e 1,0 para os pulsos maiores que a média;

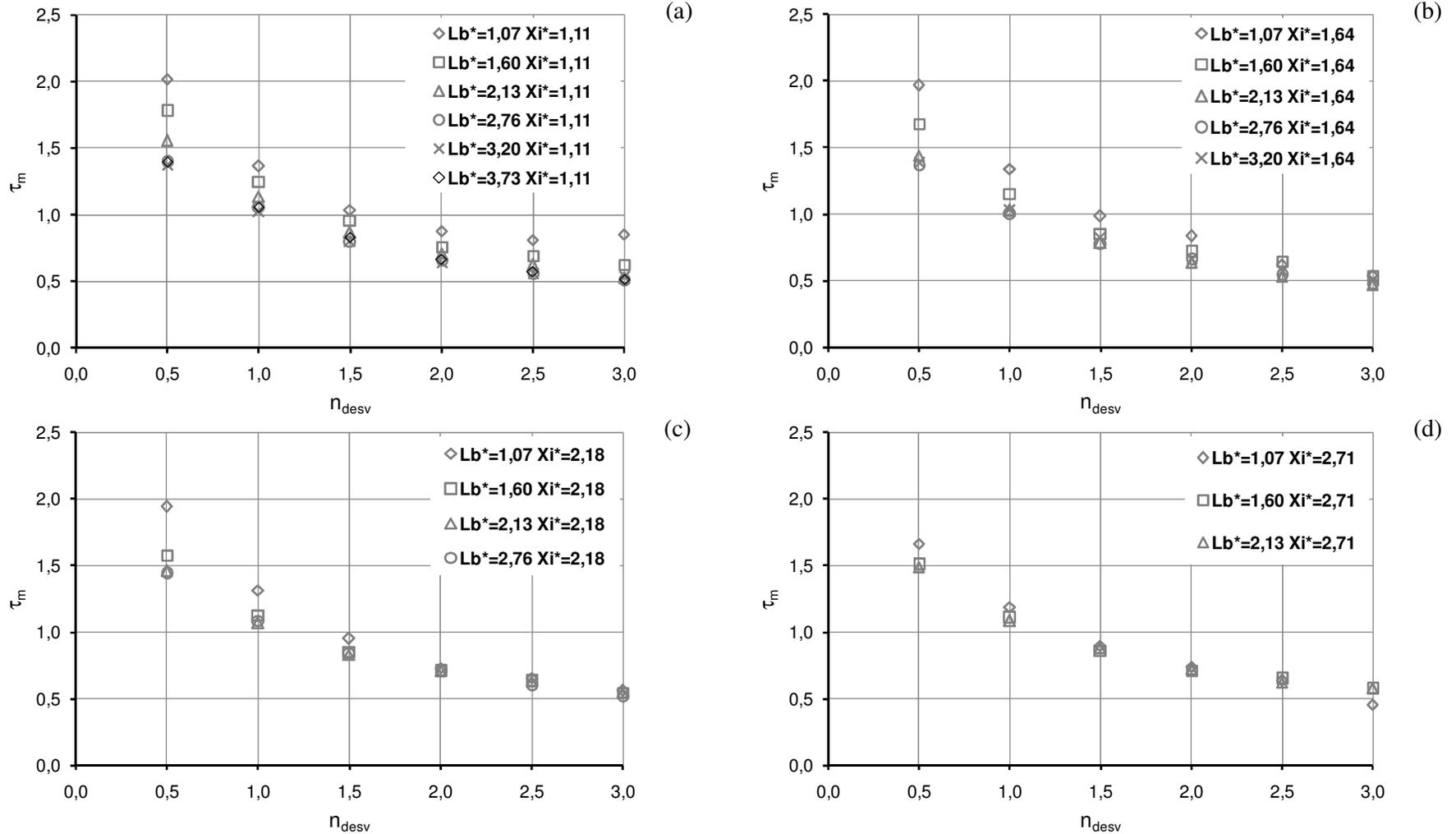


Figura 7.16: a, b, c, d - Duração média adimensional da persistência de carregamentos com diferentes magnitudes ( $n_{desv}$ ), para diferentes tamanhos e posições de laje, pulsos menores que a média.

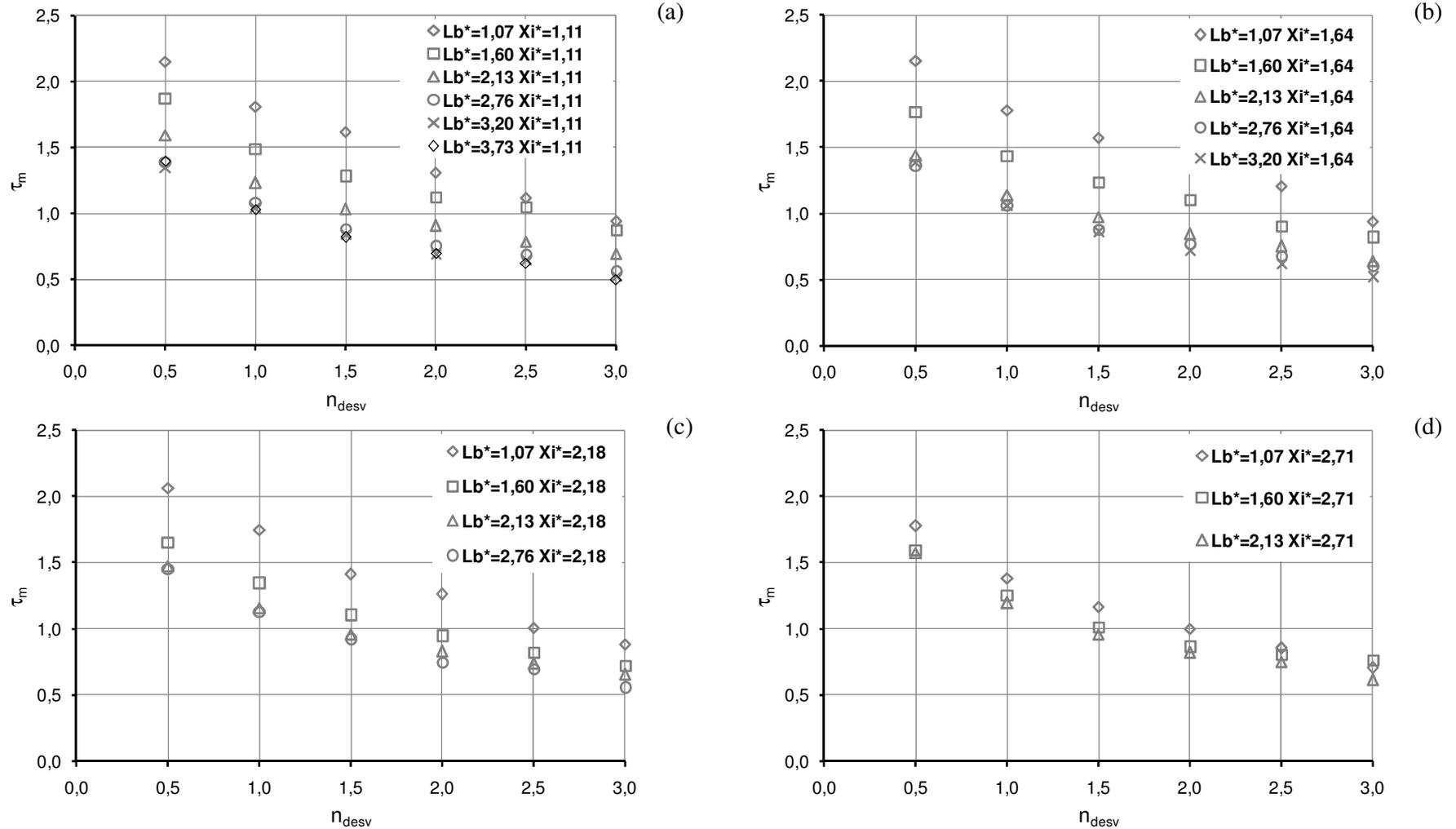
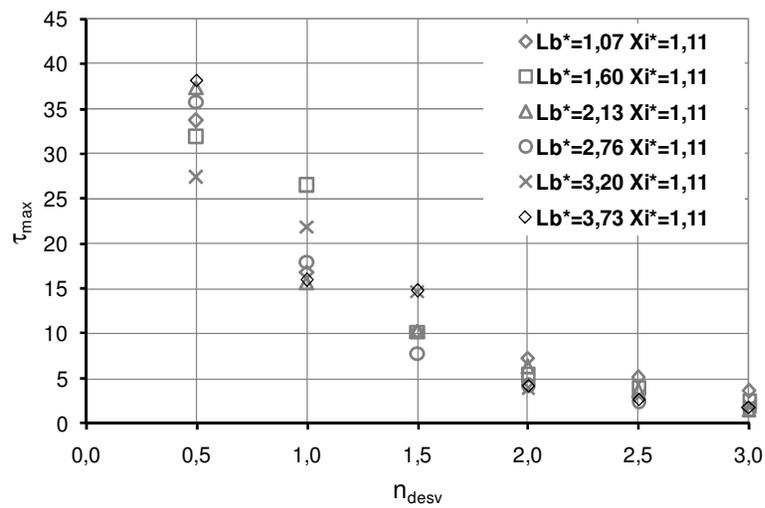
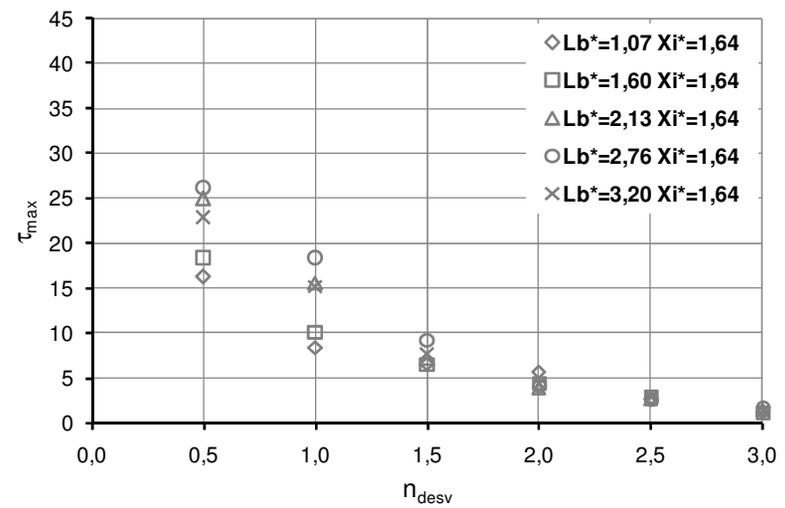


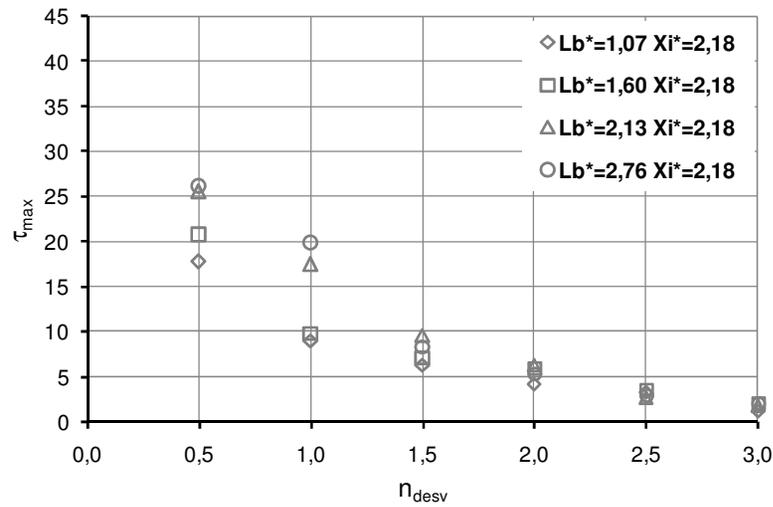
Figura 7.17: a, b, c, d - Duração média adimensional da persistência de carregamentos com diferentes magnitudes ( $n_{desv}$ ), para diferentes tamanhos e posições de laje, pulsos maiores que a média.



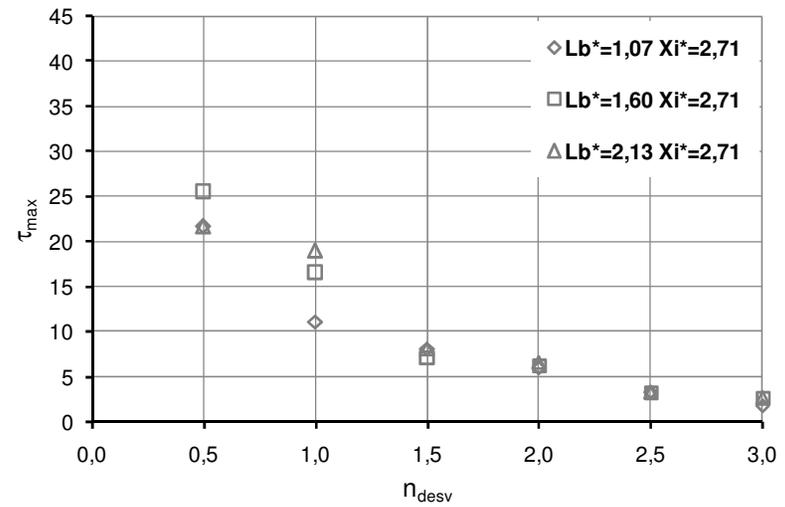
(a)



(b)

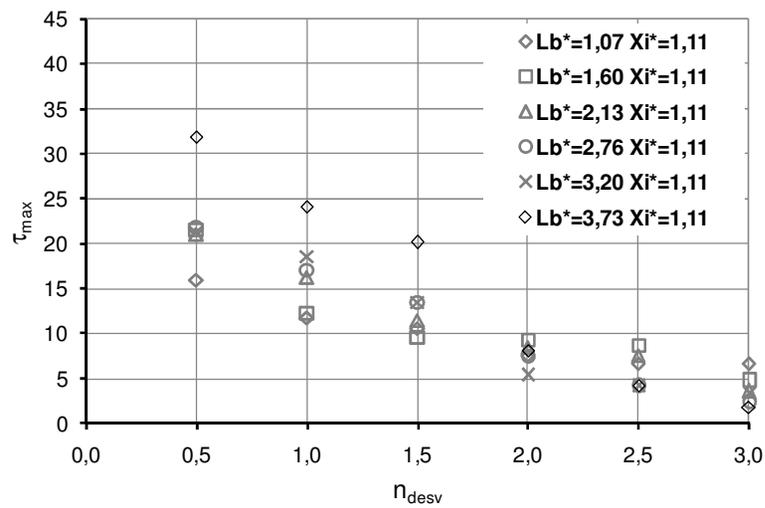


(c)

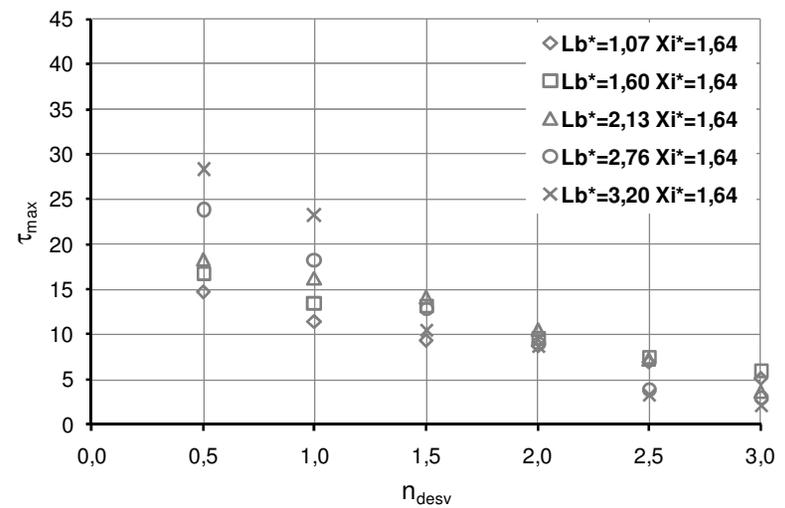


(d)

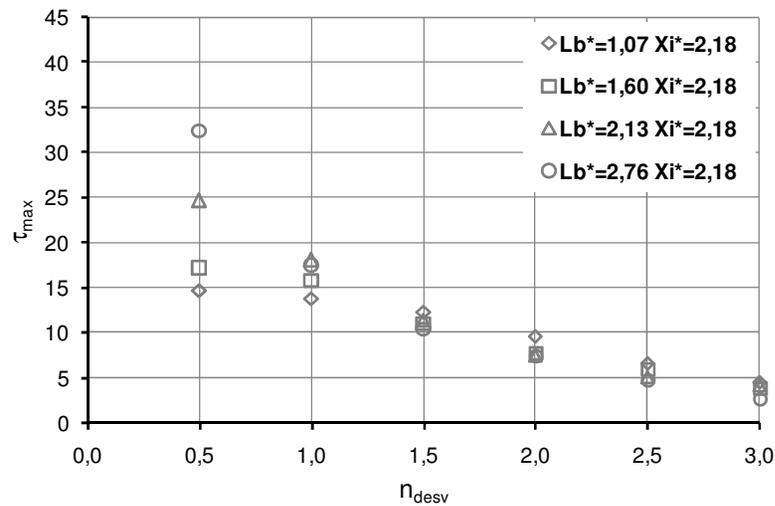
Figura 7.18: a, b, c, d - Duração máxima adimensional (observada) da persistência de carregamentos com diferentes magnitudes ( $n_{desv}$ ), para diferentes tamanhos e posições de laje, pulsos menores que a média.



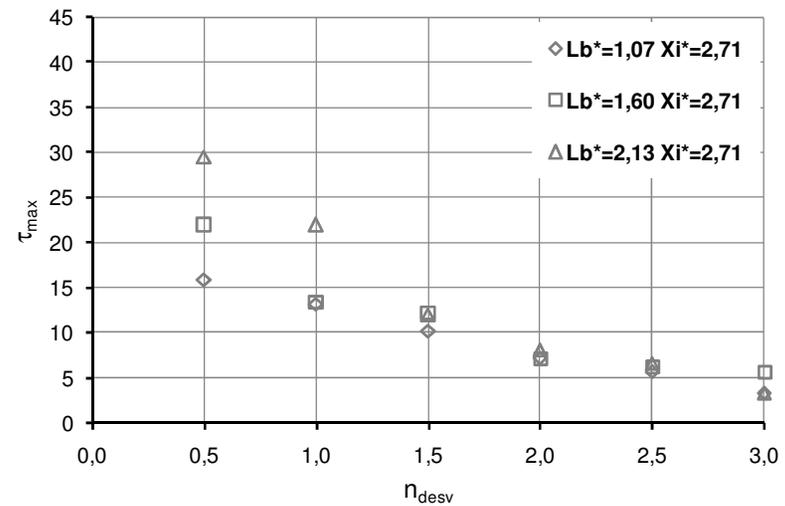
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 7.19: a, b, c, d - Duração máxima adimensional (observada) da persistência de carregamentos com diferentes magnitudes ( $n_{desv}$ ), para diferentes tamanhos e posições de laje, pulsos maiores que a média.

- c) A duração máxima dos pulsos de carregamento ( $\tau_{\max}$ ) mostrou-se significativamente maior para lajes que incluem o ponto de maior flutuação ( $\Gamma \approx 1,5$ ), comparando-se lajes de mesmo tamanho ( $L_B^*$ ) e pulsos menores que a média. Para pulsos maiores que a média isto não foi observado;
- d) O decaimento de  $\tau_{\max}$  com o aumento de  $n_{\text{desv}}$  é muito maior do que o decaimento de  $\tau_m$ ;
- e) Existe uma pequena tendência das persistências máximas serem maiores para os tamanhos de laje maiores. Lembrando que os maiores tamanhos de laje apresentam os menores valores de  $C_f$ ;
- f) A variação tanto de  $\tau_m$  quanto de  $\tau_{\max}$  parece ser independente da dimensão e posição da laje para  $n_{\text{desv}} \geq 2$ , para quase todas as situações analisadas;
- g) O comportamento dos pulsos maiores e menores que a média é diferente em vários pontos, mostrando a assimetria do campo de forças sobre uma área sob o ressalto hidráulico.

#### 7.4.2 Persistência dos Pulsos Resultantes

Da mesma forma que mostrado na seção anterior para o carregamento superior pode-se analisar os pulsos de carregamento, mas avaliando simultaneamente a ação das forças que agem sobre e sob a laje na forma de uma resultante R:

$$R = C_s - C_i \quad 7.26$$

As forças que poderão gerar levantamento da laje são aquelas que irão gerar uma resultante (R) menor que zero. Desta forma, a magnitude dos pulsos (definida anteriormente) é avaliada como uma flutuação de R menor que zero. Para a análise da duração dos pulsos pode-se definir a magnitude como uma função do carregamento médio.

$$\text{Magnitude} = -k \cdot C_m$$

- k      coeficiente estrutural (definido na Seção 7.3.1)
- $C_m$     carregamento superior médio

O tempo de persistência de um pulso (T) é o tempo decorrido para o valor da resultante cruzar o limite imposto pela magnitude duas vezes, uma para excedê-la outra para

ser excedida por ela (Figura 7.20). Ou seja, considerando o valor instantâneo da resultante em dois tempos distintos  $T_1$  e  $T_2$  ( $T_2 > T_1$ ), um pulso ocorrerá e terá a persistência ( $T$ ):

$$\text{Se } R(T_1) < \text{Magnitude} > R(T_2)$$

$$\text{Então } T = T_2 - T_1$$

O tempo de persistência adimensional é definido na Equação 7.25.

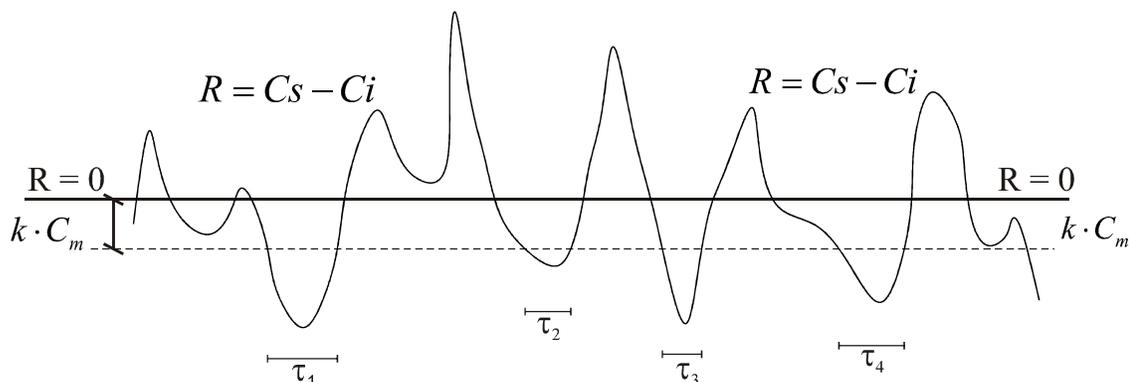


Figura 7.20: Duração dos pulsos de resultante  $R$  com certa magnitude (linha tracejada).

As Figuras 7.21 e 7.22 mostram, respectivamente, as durações médias ( $\tau_{Rm}$ ) e durações máximas ( $\tau_{Rmax}$ ) da persistência da resultante com certa magnitude, para diferentes tamanhos de posição de laje sob o ressalto hidráulico. Novamente o ensaio avaliado foi o de  $Fr_1 = 3,72$  e  $S = 1,06$ .

A partir da análise destas figuras pode-se obter a seguintes observações:

- A duração média ( $\tau_{Rm}$ ) e a duração máxima ( $\tau_{Rmax}$ ) da persistência da resultante de uma laje situada dentro da zona de maiores flutuações ( $\Gamma \approx 1,5$ ) é muita vezes maior do que aquelas fora desta zona (observação: os eixos das abscissas das Figuras 7.21 e 7.22 são diferentes dos demais);
- Comparando-se lajes de mesmo comprimento ( $L_B^*$ ), aquelas com centro de gravidade mais afastado ( $X_{CG}^*$ ) do início do ressalto apresentam os menores de  $\tau_{Rmax}$  e  $\tau_{Rm}$ ;
- O decaimento que ocorre com o aumento de centro de gravidade ( $X_{CG}^*$ ) é maior quando a posição de início é entre  $1,11 < X_i^* < 1,64$  e menor após.
- Quanto maior o centro de gravidade da laje ( $X_{CG}^*$ ), menos influente é comprimento ( $L_B^*$ ) na persistência dos pulsos, duração média e duração máxima;

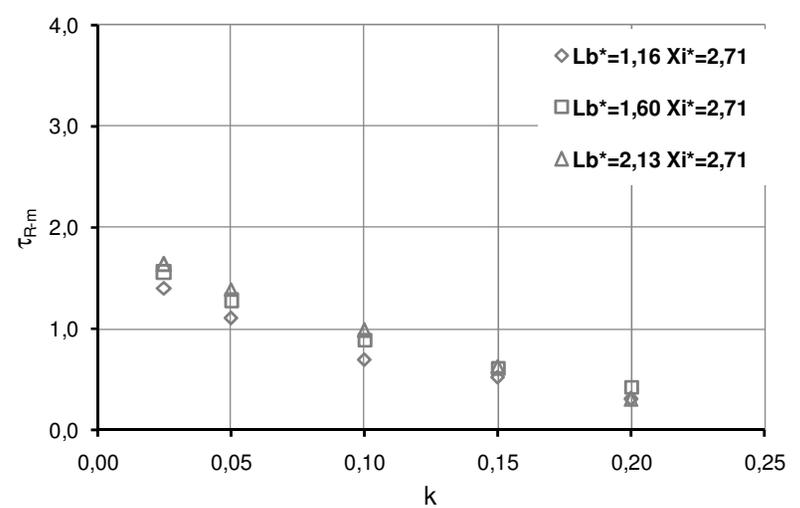
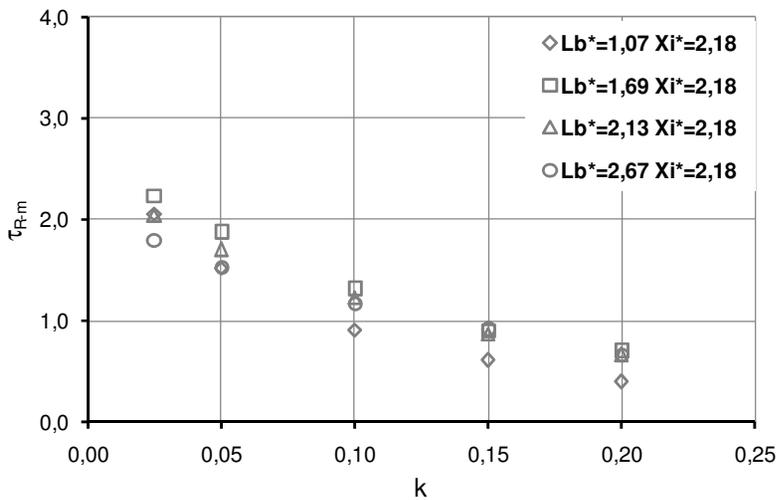
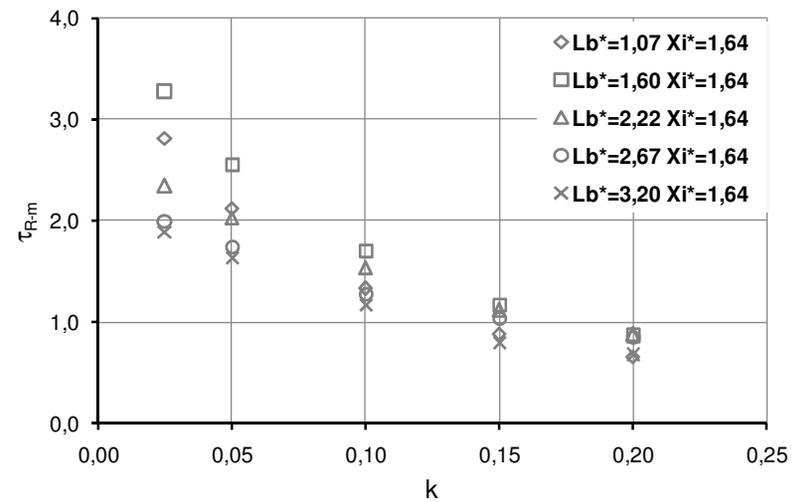
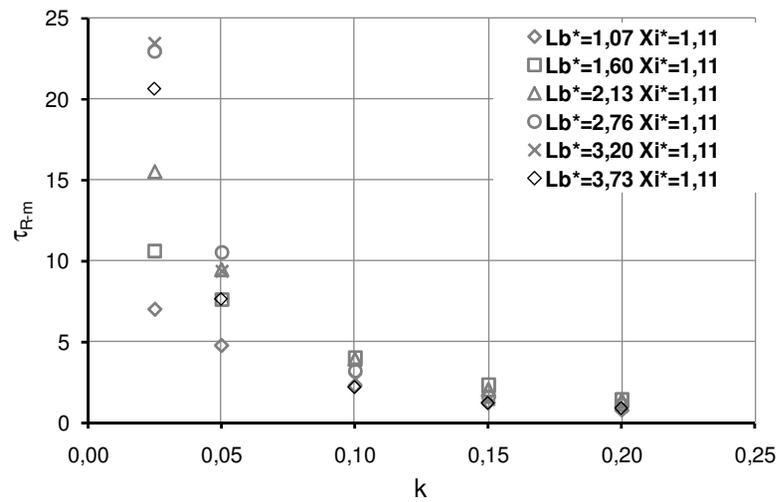


Figura 7.21: a, b, c, d - Duração média adimensional da persistência da resultante com diferentes magnitudes ( $k$ ), para diferentes tamanhos e posições de laje.

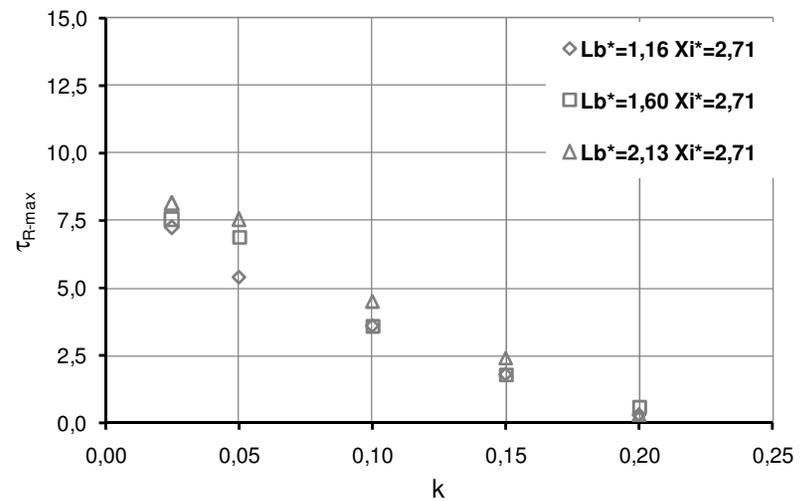
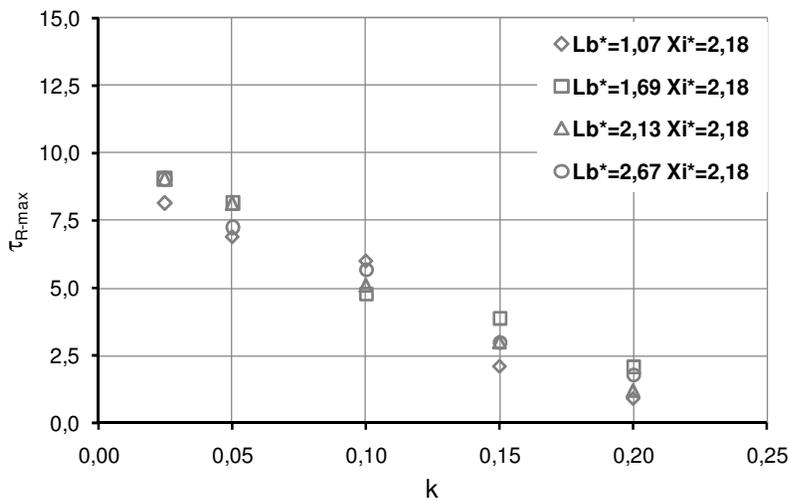
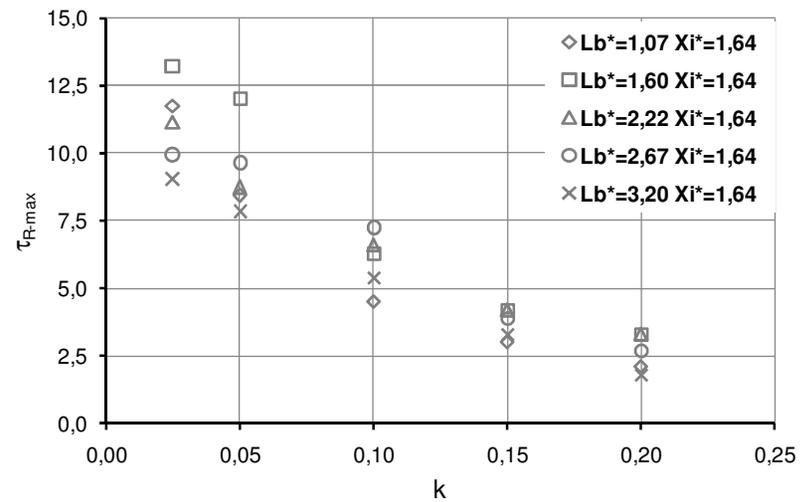
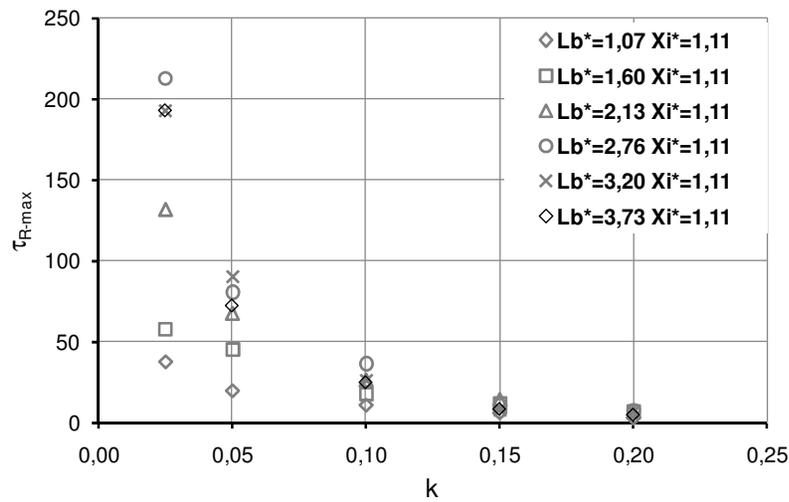


Figura 7.22: a, b, c, d - Duração máxima adimensional (observada) da persistência da resultante com diferentes magnitudes ( $k$ ), para diferentes tamanhos e posições de laje.

## 8 ANÁLISE DAS FORÇAS ATUANTES EM LAJES DE BACIAS DE DISSIPACÃO III: APLICAÇÃO

A seguir é mostrada a seqüência de trabalho para a aplicação das metodologias propostas anteriormente. É necessário, no entanto, chamar a atenção para as limitações das situações analisadas:

- a) A **faixa de números de Froude** analisadas é bastante **reduzida**, sendo necessária a avaliação para outras condições.
- b) Os **números de Reynolds** de alguns dos escoamentos estudados talvez não sejam grandes o suficiente para **eliminação da importância de efeitos de viscosidade**. A análise de dados em uma escala diferente pode mostrar resultados diferentes, já que a metodologia proposta é dependente dos extremos de pressão observados.
- c) O **tempo amostral** ( $7,5 \text{ minutos} * 200 \text{ Hz} = 90000$ ) dos dados avaliados **pode não ser suficiente** para a ocorrência da situação mais extrema (menor relação entre  $C_s/C_i$ ) podendo esta ser muito mais crítica ou não do que as observadas.
- d) A **pressão que se propaga pelas juntas** é sempre avaliada como a **pressão total** agindo sobre esta. É possível que casos reais não procedam desta forma. Pode-se considerar as pressões como atenuadas pela perda de energia na propagação (Melo et al 2006) ou amplificadas por efeitos de ressonância (Bollaert 2004). De qualquer maneira, o valor de  $d\mu$  e  $\mu(0)$  podem ser ajustados de acordo com a suposição adotada somente por uma correção direta (atenuações de pressão aumentam  $d\mu$  e  $\mu(0)$  e ampliações diminuem  $d\mu$  e  $\mu(0)$  proporcionalmente).
- e) Foram apenas estudadas **uma orientação** (transversal ao sentido do escoamento) **e uma dimensão** de fissura (sempre da largura da laje).
- f) Os dados analisados são referentes a **ressaltos levemente submersos** ( $S \approx 1,1$ ) sendo que esta não necessariamente apresenta a situação mais crítica quanto às flutuações de pressão impostas sobre uma laje de bacia de dissipação.
- g) Existe um trecho, após o trecho curvo do vertedouro, em que o campo de pressões é alterado, em relação a um ressalto clássico sobre superfície plana. Maioria dos ajustes mostrados não contemplam tais trechos. Mesmo assim pode-se inferir que ajustes para os trechos em que o ressalto se comporta como uma ressalto livre são apropriados se levarmos em conta a segurança no

projeto. Isto explica-se pelo seguinte fato: a força que estabiliza uma laje é maior em um ressalto afogado (pressão média) e a força que instabiliza uma laje é menor em um ressalto afogado (flutuações de pressão na junta), assim é a favor da segurança considerarmos condições de ressalto livre para dimensionamento.

### **Roteiro de aplicação:**

a) *Definição dos parâmetros hidráulicos:*

Vazão específica ( $q$ ), altura inicial ( $N_1$ ), altura rápida ( $y_1$ ), altura da lâmina de água no final do ressalto ( $T_w$ ) e posição do início do ressalto em relação ao ponto de concordância ( $X_{PC}$ ).

b) *Definição dos parâmetros estruturais:*

Comprimento da laje ( $L_B$ ), posição do início ( $X_i$ ) e centro de gravidade ( $X_{CG}$ ).

c) *Cálculo da altura conjugada lenta ( $y_2$ ):*

$$y_2 = \frac{y_1}{2} \cdot \left( \sqrt{1 + 8 \cdot Fr^2} - 1 \right)$$

d) *Cálculo dos dimensionais necessários:*

$$S = \frac{T_w}{y_2}$$

$$L_B^* = \frac{L_B}{y_2 - N_1} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}}$$

$$X_i^* = \frac{X_i}{y_2 - N_1} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}}$$

$$X_{CG}^* = \frac{X_{CG}}{y_2 - N_1} \cdot \frac{1}{\sqrt{S}}$$

e) *Cálculo do carregamento médio adimensional:*

$$\bar{C} = a \cdot \chi_1 + b \cdot \chi_2$$

$$\chi_1 = X_{CG}^*$$

$$\chi_2 = X_i^{*2} + X_i^* \cdot L_B^* + \left( \frac{L_B^*}{3} \right)^2$$

f) *Cálculo do carregamento médio:*

$$C_m = \bar{C} \cdot (y_2 - N_1) \cdot S + N_1$$

g) *Definição do coeficiente de segurança ( $\mu$ ) desejado.*

h) *Cálculo do coeficiente estrutural (k):*

$$k = \frac{C_m}{y_1} (a_1 X_{CG}^* + b_1) \cdot (\mu - (a_2 + b_2 X_{CG}^*))$$

i) *Cálculo do Carregamento Estrutural ( $C_e$ ):*

$$C_e = kC_m$$

j) *Transformação do Carregamento Estrutural em Espessura Efetiva (s):*

$$s = s_c + s_a = C_e \cdot \frac{\gamma}{\gamma_c - \gamma}$$

k) *Definição da Espessura de Concreto ( $s_c$ ).*

l) *Cálculo da Espessura Relativa da Ancoragem ( $s_a$ ):*

$$s_a = s - s_c$$

m) *Definição das características da ancoragem:*

Resistência do aço ( $\gamma_s$ ), diâmetro das barras ( $\phi$ ). Segundo Fiorotto & Rinaldo (2000) a resistência do aço deve ser considerada como metade da resistência de ruptura, a fim de se considerar efeitos dinâmicos.

n) *Cálculo da área de aço de cada barra ( $A_s$ ).*

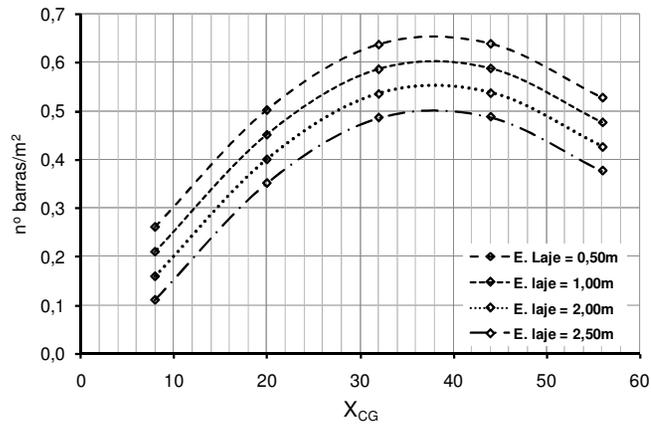
o) *Cálculo do número de barras por  $m^2$  ( $n_b$ ):*

$$n_b = \frac{s_a \cdot (\gamma_c - \gamma)}{A_s \gamma_s}$$

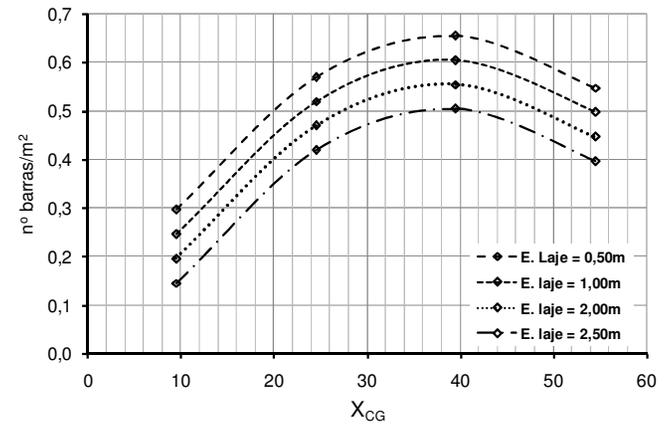
**Exemplo 1:**

q	60 m <sup>3</sup> /s	N <sub>1</sub>	3,60 m	y <sub>1</sub>	3,00 m	T <sub>w</sub>	15,64 m	γ <sub>s</sub>	200 MPa
Fr	3,69	y <sub>2</sub>	14,22 m	S	1,10	X <sub>PC</sub>	2 m	φ	30 mm

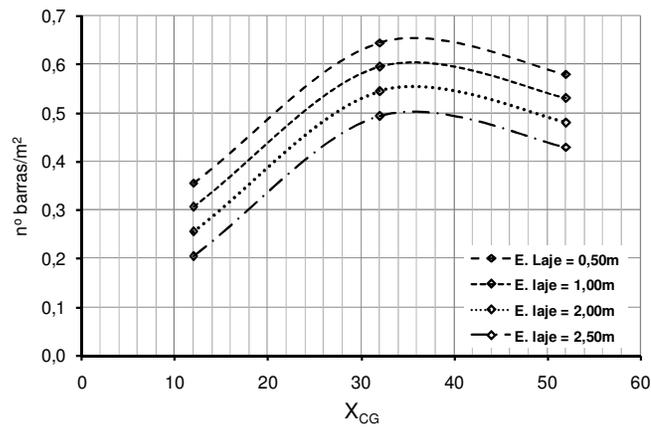
(a) 5 lajes de 12 metros (b) 4 lajes de 15 metros (c) 3 lajes de 20 metros (d) 2 lajes de 30 metros.



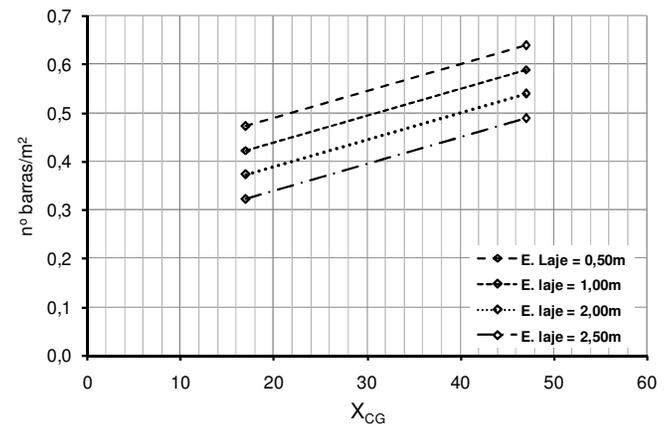
(a)



(b)



(c)



(d)

## 9 CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho é a avaliação do campo de forças atuantes sobre lajes de bacias de dissipação, analisando a força média, as flutuações e extremos, observando as situações críticas quanto ao levantamento de lajes.

### *Quanto ao campo de pressões no fundo do canal sob o ressalto hidráulico:*

O campo de pressões médias foi avaliado propondo-se novas relações adimensionais, adaptadas a partir daquelas já utilizadas por outros autores. As novas relações adimensionais utilizam grandezas de mais fácil avaliação em modelo reduzido, apresentando resultados semelhantes aos já apresentados por outros autores. Uma nova equação de ajuste para a pressão média adimensional em função da posição longitudinal foi apresentada, mostrando significativa correlação com os dados deste trabalho e de diferentes autores, tanto para ressalto livre como submerso. A distribuição das flutuações de pressão foi apresentada, mostrando que existe certa região no ressalto submerso em que estas são diferentes das flutuações em ressalto livre. Após esta região, os resultados de ambos os tipos de ressalto hidráulico são semelhantes. A flutuação de pressão foi avaliada transversalmente, mostrando que a linha no eixo central do canal apresenta flutuações maiores que aquelas próximas aos pilares, possivelmente devido às esteiras formadas a jusantes destes.

### *Quanto ao campo de forças no ressalto hidráulico:*

A distribuição longitudinal da força média sobre uma laje no ressalto hidráulico foi mostrada como a integração da equação da pressão média, mostrando ser uma boa representação para os diferentes tamanhos e posições de laje analisadas. Os valores de flutuação de força sobre uma laje de bacia de dissipação foram mostrados como dependentes da posição do centro de gravidade adimensional, comprimento e largura, mostrando uma distribuição longitudinal semelhante à das flutuações de pressão. A flutuação de carregamento mostrou dois comportamentos distintos para comprimentos adimensionais menores do que a unidade e maiores que a unidade. Uma nova metodologia para dimensionamento de espessuras de lajes de bacia de dissipação, quando sujeitas a esforços de levantamento, foi proposta. A partir desta é possível definir a espessura necessária para um coeficiente de segurança mínimo. Esta metodologia apresentou uma subestimação máxima de 20% para a espessura de laje necessária para as situações analisadas. A metodologia apresentada considera que a ação do escoamento irá gerar forças que irão estabilizar e outras forças que irão desestabilizar a laje e analisa a situação extrema com ambas agindo simultaneamente, diferentemente de outros métodos conhecidos.

*Quanto à persistência de pulsos do carregamento superior  $C_s$ :*

- a) A duração média dos pulsos de carregamento ( $\tau_m$ ) é bastante semelhante para quase todos os tamanhos e posições de laje estudadas. Sendo praticamente idêntica quanto maior for o tamanho da laje ( $L_B^*$ ) ou mais afastado do ponto de maior flutuação de carregamento ( $\Gamma \approx 1,5$ ). Essa observação não é válida para os pulsos maiores que a média nas lajes com  $L_B^* \leq 1,60$  e  $X_i^* \leq 2,13$ , que apresentaram médias relativamente maiores que as demais;
- b) A duração média dos pulsos de carregamento ( $\tau_m$ ) tem comportamento de decaimento bastante semelhante com o aumento de  $n_{desv}$ . Para a maioria dos tamanhos e posições de laje a duração média adimensional decaiu, em  $n_{desv} = 3$ , para 0,5 para os pulsos menores que a média e entre 0,5 e 1,0 para os pulsos maiores que a média;
- c) A duração máxima dos pulsos de carregamento ( $\tau_{max}$ ) mostrou-se significativamente maior para lajes que incluem o ponto de maior flutuação ( $\Gamma \approx 1,5$ ), comparando-se lajes de mesmo tamanho ( $L_B^*$ ) e pulsos menores que a média. Para pulsos maiores que a média isto não foi observado;
- d) O decaimento de  $\tau_{max}$  com o aumento de  $n_{desv}$  é muito maior do que o decaimento de  $\tau_m$ ;
- e) Existe uma pequena tendência das persistências máximas serem maiores para os tamanhos de laje maiores. Lembrando que os maiores tamanhos de laje apresentam os menores valores de  $C_f$ ;
- f) A variação tanto de  $\tau_m$  quanto de  $\tau_{max}$  parece ser independente da dimensão e posição da laje para  $n_{desv} \geq 2$ , para quase todas as situações analisadas;
- g) O comportamento dos pulsos maiores e menores que a média é diferente em vários pontos, mostrando a assimetria do campo de forças sobre uma área sob o ressalto hidráulico.

*Quanto a persistência de pulsos da resultante  $R$ :*

- a) A duração média ( $\tau_{Rm}$ ) e a duração máxima ( $\tau_{Rmax}$ ) da persistência da resultante de uma laje situada dentro da zona de maiores flutuações ( $\Gamma \approx 1,5$ ) é muitas vezes maior do que aquelas fora desta zona;
- b) Comparando-se lajes de mesmo comprimento ( $L_B^*$ ), aquelas com centro de gravidade mais afastado ( $X_{CG}^*$ ) do início do ressalto apresentam os menores valores de  $\tau_{Rmax}$  e  $\tau_{Rm}$ ;

- c) O decaimento que ocorre com o aumento de centro de gravidade ( $X_{CG}^*$ ) é maior quando a posição de início é entre  $1,11 < X_i^* < 1,64$  e menor após esta faixa.
- d) Quanto maior o centro de gravidade da laje ( $X_{CG}^*$ ), menos influente é o comprimento ( $L_B^*$ ) na persistência dos pulsos, duração média e duração máxima;

#### **Recomendações para trabalhos futuros:**

- a) Os ensaios realizados foram limitados a números de Froude abaixo de 4,7, devido a limitações da estrutura. É interessante que a mesma análise realizada no modelo deste trabalho seja realizada para uma *faixa maior de números de Froude*, estendendo a aplicabilidade do método aqui proposto. Da mesma forma, a análise de ressaltos com *diferentes graus de submergências* é interessante para avaliar a validade das adimensionalizações aqui propostas.
- b) A subpressão pode se propagar para a face inferior por *fissuras de diversas dimensões e orientações*. Neste trabalho foram analisadas somente fissuras transversais ao escoamento e de mesma dimensão (largura) que a laje. É interessante a avaliação das outras geometrias de fissura e determinar aquelas críticas quanto aos esforços de levantamento.
- c) Quanto maior a distância entre os transdutores, menor a resolução espacial para a avaliação da força real agindo sobre certa laje. É interessante conhecer a *distância máxima entre transdutores*, em função das características do escoamento, para que esta metodologia de avaliação da força ainda é válida.
- d) A *sobrepessão no trecho logo a jusante do ponto de concordância* entre trecho curvo e reto assim como a alteração nas outras características do campo de pressão mostraram-se significativas. Desta forma é interessante conhecermos essa alteração no comportamento do ressalto *para diferentes submergências, números de Froude e geometrias do vertedouro*.
- e) Não foram realizadas *medições na região diretamente alinhada e a jusante dos pilares*. É possível que o campo de pressões nas esteiras formadas pelos pilares seja muito diferente daquele encontrado na região livre da influência destes. É interessante conhecer o comportamento das pressões nesta região e avaliar se fissuras ou juntas nesta região são menos ou mais críticas quanto à propagação de pressões para a face inferior.

## 10 REFERÊNCIAS POR ASSUNTO

### 10.1 Ressonância Hidráulica

- [1] ABDUL-KHADER, M. H., ELANGO, K., “*Turbulent pressure field beneath a hydraulic jump*”, **Journal of Hydraulic Research**, vol. 12, n. 4, pg. 469-489, 1974, apud TRIERWEILER (2006).
- [2] AKBARI, M. E., MITTAL, M. K. e PANDE, P. K., “*Pressure fluctuations on the floor of free and forced hydraulic jumps*”, **International Conference on the Hydraulic Modelling of Civil Engineering Structures**, pg. 87-93, 1982.
- [3] BAKHMETEFF, B. A., MATZKE, A. E., “*The hydraulic jump in terms of dynamic similarity*”, **Transactions ASCE**, vol. 101, pg. 630-647, 1936.
- [4] BRADLEY, J. N., PETERKA, A. J., “*The Hydraulic Design of Stilling Basins: Hydraulic Jumps on a Horizontal Apron (Basin I)*”, **Journal of the Hydraulics Division, American Society of Civil Engineers**, Vol 83, Paper No. 1401, HY5, pg. 1-24, 1957 apud HAGER (1992).
- [5] BRIBIESCA, J.S. VIZCAÍNO, A. C., “*Turbulence effects on the lining of stilling basins*”, **Transactions 11º Congresso ICOLD**, Madrid, Vol. II, Q.41, R83, 1973.
- [6] ENDRES, L.A.M., “*Contribuição ao Desenvolvimento de um Sistema para Aquisição e Tratamento de Dados de Pressões Instantâneas em Laboratório*”. **Dissertação (Mestrado)** - Curso de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 104 pg., 1990.
- [7] HAGER, W. H., “*Ressaut hydraulique du type B dans un canal à forte pente*”, **Journal of Hydraulic Research**, vol. 26, n. 5, pg. 539-558, 1988.
- [8] HAGER, W.H., “*Energy dissipators and hydraulic jump*”, **Water Science and Technology Library**, Kluwer Academic Publishers, 289 pg., 1992.
- [9] LONG, D., RAJARATNAM, N., STEFFLER, P.M., SMY, P.R., “*Structure of flow in hydraulic jumps*”, **Journal of Hydraulic Research**, Vol.. 29, Nº 2, 1991.
- [10] LOPARDO, R. A. e HENNING, R. E., “*Efectos de las condiciones de ingreso al resalto sobre el campo de presiones instantâneas*”, **XII Congresso Latinoamericano de Hidráulica**, São Paulo, Brasil, vol.1 pg. 116-127, 1986.
- [11] LOPARDO, R. A., e SOLARI, H. G., “*Fluctuaciones de Presión en la Base de Resalto Libre*”, **IX Congresso Latino Americano de Hidráulica**, Mérida, Venezuela, pg. 69-78, 1980.
- [12] LOPARDO, R. A., FATTOR, C. A., LOPARDO, M. C., CASADO, J. M., “*Instantaneous pressure field on a submerged jump stilling basins*”, **Hydraulics of Dams and River Structures**, editado por Farhad Yazdandoost & Jalal Attari, A. A. Balkema Publishers, London U.K. ISBN 90 5809 673, Part I, pg. 133 – 138, 2004.
- [13] LOPARDO, R. A., SOLARI, H. G., “*Fluctuaciones de Presión en la Base de Resalto Libre*”, **IX Congresso Latinoamericano de Hidráulica**, Mérida, Venezuela, pg.69-78, 1980.
- [14] LOPARDO, R. A., VERNET, G. F., RONALDO, R. E., “*Correlación de presiones instantâneas inducidas por un resalto hidráulico libre y estable*”, **XI Congresso Latinoamericano de Hidráulica**, Buenos Aires, 1984.

- [15] LOPARDO, R.A., FATTOR, C.A., CASADO, J.M., LOPARDO, M.C., “*Aspects of vibrations and fatigue of materials to coherent structures of macroturbulent flows*”, **Hydraulics of Dams & River Structures**, editado por Farhad Yazdandoost & Jalal Attari, A.A. Balkema Publishers, London, U.K., 2004.
- [16] MAHMOOD, K., “*Effect of apron slope on hydraulic jump performance*”, **Dissertação de Mestrado**, University de Washington, Washington, 1964 apud HAGER, W. H., 1992.
- [17] MARQUES, M. G. “*Nouvelle Approche Pour le Dimensionnement des Dissipateurs à Auge*”. **Tese (Doutorado)** -: Faculte des sciences et génie de la Université Laval, Québec, Canadá, 221 p., 1995.
- [18] MARQUES, M. G., ALMEIDA, F. M., ENDRES, L. A. M., “*Adimensionalização de pressões médias em bacias de dissipação por ressalto hidráulico*”, In: **Xiii Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos**, 1999.
- [19] MARQUES, M. G., DRAPEAU, J., VERRETTE, J. L. “*Flutuação de pressão em um ressalto hidráulico*”. **XVII Congresso Latino Americano De Hidráulica**, Guayaquil, Equador, 1997.
- [20] MARQUES, M. G., ENDRES, L. A. M., ALMEIDA, L. E. S. B. e REZENDE, B. S. “*Característica do campo de pressões instantâneas em bacias de dissipação planas a jusante de descarregadores*”, **V Simpósio Luso Brasileiro de Hidráulica e Recursos Hídricos e IX Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos**, R.J., vol. 3, p.344-353, 1991.
- [21] RAJARATNAM, N., “*Hydraulic jump*”, Chap. In: *Advances in Hydrosience*, vol. 4, por Chow V. T, (ED), **Academic Press**, New York and London, p. 218-219, 1967.
- [22] RAJARATNAM, N., “*The hydraulic jump as a wall jet*”, **Journal of Hydraulics Division**, Proc. Am. Soc. Civil Engrs. V. 91, HY5, 107-132, 1965.
- [23] RESCH, F.J., LEUTHEUSSER, H.J., “*Mesures de turbulence dans le ressaut hydraulique*”, **La Houille Blanche**, N°1, pg. 17-31, 1971.
- [24] TAMADA, K., “*Dissipadores de energia com baixo número de Froude*”, **Tese de Doutorado**, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, para obtenção do título de doutor em engenharia, 1989.
- [25] TAMADA, K., “*Dissipadores De Energia Com Baixo Número De Froude*”, **Tese de Doutorado**, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1989.
- [26] TOSO, J. W., “*The magnitude and extent of extreme pressure fluctuations in the hydraulic jump*”, **Tese de Doutorado**, University of Minnessota, 1986,.
- [27] TOSO, J. W., BOWERS, C. E. “*Extreme pressures in hydraulic jump stilling basins*”. **Journal of Hydraulic Engineering**, vol. 114, n. 8, p. 829-843, 1988.
- [28] VASILIEV, D. F., BUKREYEV, V. I., “*Statistical characteristics of pressure fluctuations in the region of hydraulic jump*”, **XII Congress of IAHR**, Ft. Collins, Colorado, vol. 2, n. 1, p. 1-8, 1967 apud PINHEIRO (1995).

## 10.2 Ressonância Hidráulica Afogada

- [29] HAGER W.H., “*B-Jump Sequent Depths*”. **Journal of Hydraulic Engineering**, v.26, n.5, pg. 539-558, 1988.

- [30] MEES, A.A.A., PALAURO, C., CANELLAS A.V.B., MARQUES, M.G., “*Determinação da Posição de Início do Ressalto Sobre Perfil de Vertedouro*”. **XVII Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos**, São Paulo, 2007.
- [31] TEIXEIRA, E. D., “*Previsão dos valores de pressão junto ao fundo em bacias de dissipação por ressalto hidráulico*.” **Dissertação (Mestrado)** - Curso de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e Saneamento Ambiental, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 116 p., 2003.
- [32] TRIERWEILER, E. F., “*Avaliação do Campo de Pressões em Ressalto Hidráulico formado a jusante de uma comporta com diferentes graus de submergência*”, **Dissertação (Mestrado)**, Instituto de Pesquisas Hidráulicas, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 194 p., 2006.

### ***10.3 Forças Distribuídas sobre Bacias de Dissipação e ‘Plunge Pools’***

- [33] BOLLAERT, E., “*A New Procedure To Evaluate Dynamic Uplift Of Concrete Linings Or Rock Blocks In Plunge Pools*”, **Hydraulics of Dams and River Structures**, pg. 125-132, editado por Farhad Yazdandoost & Jalal Attari, A.A. Balkema Publishers, London, U.K., 2004..
- [34] BOLLAERT, E., “*Transient Water Pressures In Joints And Formation Of Rock Scour Due To High-Velocity Jet Impact*”, **Laboratoire de Constructions Hydrauliques - Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne** - Communication 13, 2002
- [35] DI SANTO, A., PETRILLO, A. F., PICCINNI A. F., “*Experimental Studies on the Stability of Lining Slabs in Hydraulic Jump Stilling Basins*”, **Excerpta of the Italian Contribution to the Field of Hydraulic Engineering**, vol. 9,pg. 161-178, 1995.
- [36] BELLIN, FIOROTTO, V., “*Direct dynamic force measurement on slabs of spillway stilling basins*”, *Journal of Hydraulic Engineering* 121, pg. 686-693, 1995.
- [37] FIOROTTO, V., RINALDO, A., “*Fluctuating Uplift and Lining Desing in Spillway Stilling Basins*”, **Journal of Hydraulic Engineering**, vol. 118, n° 4, 1992.
- [38] FIOROTTO, V., SALANDIN, P., “*Design of Anchored Slabs in Spillway Stilling Basins*”, **Journal of Hydraulic Engineering**, vol. 126, n° 7, julho, 2000.
- [39] L. PEIQING, L. AIHUA – “*Fluctuating Uplift Acting On Rock Blocks At The Bottom Of River Bed And Estimation Of The Limiting Scour Depth*”, **Journal of Hydraulic Research**, International Association of Hydraulic Engineering and Research, Vol. 45, No. 4, pp. 478–485, 2007.
- [40] LIU, P.Q., DONG, J. R., YU, C., “*Experimental investigation of fluctuation uplift on rock blocks at the bottom of the scour pool downstream of Three Gorges spillway*”, **Journal of Hydraulic Research**, vol. 36, N° 1, pág. 55-68, 1998,.
- [41] LYATKHER V. M., “*Flutuação Dos Impulsos De Pressão Hidrodinâmica Na Fronteira De Um Escoamento Turbulento*”, **Trudy Gidroproetka**, Moscou, n° 10, PG. 69-83. Tradução do LNEC, 1963.
- [42] MANSO, P. F. A., “*The influence of pool geometry and induced flow patterns in rock scour by high velocity plunging jets*”, **Tese (doutorado)**, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2006.

- [43] MELO, J.F., PINHEIRO, A.N., RAMOS, C. M., “*Force on Plunge Pool Slabs: Influence of Joint Location and Width*”, **Journal of Hydraulic Engineering**, ASCE, pg. 49-60, 2006.
- [44] PINHEIRO, A. A. N. “*Acções Hidrodinâmicas em Soleiras de Bacia de Dissipação de Energia por Ressalto Hidráulico*”. **Tese (Doutorado)** – Universidade Técnica de Lisboa. 353 p. 1995.

#### **10.4 Estudos de Caso**

- [45] BOWERS C.E., TOSO J.W., “*Karnafuli Hydroelectric Project, Hydraulic Model Studies of Spillway Damage*” – **Hydraulics and Hydrology in the Small Computer Age**, HY Division/ASCE, agosto. 1985.
- [46] BOWERS, C.E., TSAI, F. Y., KUHA, R., “*Hydraulic studies of the spillway of the Karnafuli hydroelectric project, East Pakistan*”, **St. Anthony Fall Hydraulic Laboratory**, Project Report n° 73, 1964 apud TOSO E BOWERS, 1988.
- [47] WATER RESOURCES RESEARCH LABORATORY, “*Spillway, Outlet Works, and Water Conveyance Structure Needs – Survey Results - Hydraulic Laboratory Report HL-2005-03*”. **U.S. Department of the Interior - Bureau of Reclamation**, outubro, 2005.

#### **10.5 Turbulência**

- [48] ELDER, R. A., “*Model-Prototype Turbulence Scaling*”, **IX Congress of IAHR**, Dubrovnik, p. 24-31, 1961.
- [49] LANDHAL, M. T., CHRISTENSEN, E. M., “*Turbulence and random processes in fluid mechanics*”, **Cambridge University Press**, Cambridge, 154 pp, 1992.
- [50] SCHETTINI, E. B. C., “*Disciplina de Turbulência – Notas de aula*”, 2007.
- [51] WILLMARTH, W.W., “*Pressure fluctuations beneath turbulent boundary layers*”, **Annual Review of Fluid Mechanics**, n° 7, pg. 13-38, 1975.

#### **10.6 Modelagem Física e Efeitos de Escala**

- [52] CHANSON H., “*Air Bubble entrainment in hydraulic jumps, Similitude and Scale Effects*”, **Report CH57/05**, University of Queensland, 2006.
- [53] KOBUS, H., “*Hydraulic modeling*”, **German Association for Water Resources and Land Improvement**, Alemanha, 321 p., 1980.
- [54] LOPARDO, R.A., DE LIO, J.C., VERNET, G.F.: “*Model prototype comparisons on pressure fluctuations in hydraulic jump energy dissipaters*”, **Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures**, Esslingen am Neckar, pg. 7.2.1-7.2.5, Alemanha Federal, 1984.
- [55] VISCHER, D., “*Modelling Energy Dissipation with Hydraulic Structures: A Phenomenon with Insignificant Scale Effects?*”, **Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures**, Esslingen am Neckar, Alemanha Federal, 1984.

**10.7 Obras Hidráulicas**

- [56] ELEVATORSKY, E. A. “*Hydraulic Energy Dissipators*”. New-York, **McGraw-Hill**, 214 p., 1959.
- [57] ICOLD/CBCB, Large Brazilian Spillways – “*Overview of Brazilian practice and experience in designing and building spillways for large dams*”, **CBDB**, 2002.
- [58] MCLELAN, B.E., “*Chute Spillway sub-drainage and anchorage*”, **XII Congress of Large Dams**, ICOLD, México, 1976.
- [59] PINHEIRO, A. N., “*Curso sobre Barragens: Regulamentação Portuguesa e Dimensionamento das Estruturas Hidráulicas*”, **Instituto Superior Técnico – Departamento de Engenharia Civil e Arquitectura**, Rio de Janeiro, agosto, 2006.
- [60] SENTÜRK, F., “*Hydraulics of dams and reservoirs*”, **Water Resources Publications**, 788 p., 1994.
- [61] U.S. BUREAU OF RECLAMATION, “*Design of Small Dams*”, **Water Resources Technical Publication**, 860p., 1987.
- [62] U.S. BUREAU OF RECLAMATION. Research studies on stilling basins, energy dissipators and associated appurtenances, **Hydraulic Laboratory Report (USBR)**, no. HYD 399, 1955 apud CHOW, V.T. Open channel hydraulics, **McGraw-Hill Book Co., Inc.**, p.393-438, 1959.

## 11 ANEXO I: DADOS MEDIDOS NO MODELO M2D

### Resumo das Características

Modelo M2D								
Fr <sub>1</sub>	Re <sub>1</sub> *	Q(m <sup>3</sup> /s)	q <sub>vert</sub> (l/s)	y <sub>1</sub> (m)	y <sub>1</sub> *(m)	N <sub>1</sub> (m)	Tw(m)	y <sub>2</sub> (m)
<b>3,72</b>	120000	0,038	84,4	0,037	0,050	0,070	0,190	0,179
<b>3,91</b>	88500	0,028	62,4	0,030	0,036	0,049	0,163	0,150
<b>4,22</b>	55000	0,018	38,9	0,021	0,023	0,028	0,125	0,113
<b>4,63</b>	31500	0,010	22,2	0,013	0,013	0,015	0,090	0,081
Fr <sub>1</sub>	Re <sub>1</sub> *	S	Z(m)	v <sup>2</sup> /2g	E <sub>1</sub>	X <sub>PC</sub> (m)	Pc	T(°C)
<b>3,72</b>	120000	1,06	0,036	0,33	0,36	0,125	0,090	29
<b>3,91</b>	88500	1,09	0,037	0,34	0,38	0,125	0,082	18
<b>4,22</b>	55000	1,11	0,022	0,32	0,34	0,110	0,064	22
<b>4,63</b>	31500	1,12	0,016	0,34	0,35	0,100	0,053	28

### Dados de Carregamento (C<sub>s</sub>)

Fr = 3,72								
Lb	Xi	C <sub>m</sub>	C <sub>f</sub>	Assimetria	Curtose	Min	p(0,1%)	p(1%)
(m)	(m)	(m.c.a.)	(m.c.a.)	-	-	(m.c.a.)	(m.c.a.)	(m.c.a.)
0,06	0	0,138	0,0076	0,40	3,76	0,105	0,115	0,122
0,12	0	0,132	0,0069	0,45	3,63	0,104	0,112	0,117
0,18	0	0,132	0,0055	0,42	3,68	0,110	0,116	0,120
0,24	0	0,135	0,0044	0,26	3,39	0,116	0,121	0,125
0,3	0	0,138	0,0038	0,16	3,21	0,123	0,127	0,130
0,36	0	0,141	0,0034	0,10	3,16	0,126	0,130	0,133
0,42	0	0,144	0,0032	0,05	3,11	0,130	0,134	0,137
0,06	0,06	0,126	0,0093	0,58	3,76	0,089	0,100	0,107
0,12	0,06	0,129	0,0077	0,48	3,63	0,095	0,107	0,113
0,18	0,06	0,133	0,0058	0,40	3,53	0,109	0,116	0,121
0,24	0,06	0,138	0,0044	0,27	3,34	0,119	0,125	0,129
0,3	0,06	0,141	0,0039	0,17	3,24	0,124	0,130	0,133
0,36	0,06	0,145	0,0035	0,09	3,12	0,131	0,134	0,137
0,06	0,12	0,133	0,0101	0,33	3,33	0,090	0,103	0,111
0,12	0,12	0,137	0,0080	0,32	3,29	0,104	0,113	0,120
0,18	0,12	0,142	0,0058	0,23	3,28	0,118	0,125	0,129
0,24	0,12	0,145	0,0047	0,15	3,24	0,125	0,131	0,135
0,3	0,12	0,149	0,0041	0,08	3,13	0,132	0,136	0,140
0,06	0,18	0,142	0,0099	0,14	3,07	0,101	0,113	0,120
0,12	0,18	0,147	0,0073	0,16	3,18	0,118	0,125	0,130
0,18	0,18	0,150	0,0057	0,12	3,20	0,124	0,132	0,137
0,24	0,18	0,153	0,0047	0,08	3,16	0,133	0,138	0,142

<b>Dados Fr = 3,91</b>								
<i>Lb</i>	<i>Xi</i>	<i>C<sub>m</sub></i>	<i>C<sub>f</sub></i>	<i>Assimetria</i>	<i>Curtose</i>	<i>Min</i>	<i>p(0,1%)</i>	<i>p(1%)</i>
(m)	(m)	(m.c.a.)	(m.c.a.)	-	-	(m.c.a.)	(m.c.a.)	(m.c.a.)
0,06	0	0,107	0,0078	0,45	3,82	0,078	0,085	0,090
0,12	0	0,106	0,0068	0,43	3,82	0,080	0,086	0,091
0,18	0	0,109	0,0053	0,32	3,69	0,083	0,092	0,097
0,24	0	0,112	0,0044	0,18	3,38	0,093	0,098	0,102
0,3	0	0,117	0,0037	0,08	3,26	0,100	0,105	0,108
0,36	0	0,120	0,0034	0,03	3,23	0,104	0,109	0,112
0,42	0	0,123	0,0031	-0,01	3,18	0,109	0,113	0,116
0,06	0,06	0,106	0,0088	0,52	3,89	0,068	0,081	0,088
0,12	0,06	0,110	0,0073	0,40	3,64	0,079	0,089	0,094
0,18	0,06	0,114	0,0055	0,27	3,46	0,090	0,097	0,102
0,24	0,06	0,119	0,0043	0,13	3,29	0,100	0,105	0,109
0,3	0,06	0,122	0,0038	0,06	3,21	0,104	0,110	0,113
0,36	0,06	0,126	0,0034	0,01	3,16	0,110	0,115	0,118
0,06	0,12	0,114	0,0097	0,26	3,28	0,076	0,085	0,092
0,12	0,12	0,118	0,0076	0,28	3,48	0,086	0,095	0,101
0,18	0,12	0,123	0,0055	0,14	3,27	0,096	0,106	0,110
0,24	0,12	0,126	0,0045	0,07	3,17	0,102	0,112	0,116
0,3	0,12	0,130	0,0039	0,02	3,11	0,110	0,118	0,121
0,06	0,18	0,122	0,0092	0,10	3,09	0,082	0,094	0,101
0,12	0,18	0,127	0,0067	0,14	3,18	0,092	0,107	0,112
0,18	0,18	0,130	0,0053	0,06	3,14	0,101	0,114	0,118
0,24	0,18	0,134	0,0043	0,03	3,08	0,112	0,120	0,124

<b>Dados Fr = 4,22</b>								
<i>Lb</i>	<i>Xi</i>	<i>C<sub>m</sub></i>	<i>C<sub>f</sub></i>	<i>Assimetria</i>	<i>Curtose</i>	<i>Min</i>	<i>p(0,1%)</i>	<i>p(1%)</i>
(m)	(m)	(m.c.a.)	(m.c.a.)	-	-	(m.c.a.)	(m.c.a.)	(m.c.a.)
0,06	0	0,071	0,0069	0,22	3,42	0,040	0,049	0,055
0,12	0	0,073	0,0060	0,21	3,50	0,046	0,054	0,060
0,18	0	0,078	0,0046	0,13	3,45	0,056	0,063	0,067
0,24	0	0,083	0,0037	0,07	3,35	0,065	0,071	0,074
0,3	0	0,088	0,0031	0,04	3,27	0,074	0,078	0,081
0,36	0	0,092	0,0027	0,03	3,26	0,078	0,083	0,085
0,42	0	0,095	0,0024	0,01	3,23	0,084	0,087	0,090
0,06	0,06	0,076	0,0076	0,20	3,38	0,042	0,052	0,059
0,12	0,06	0,082	0,0058	0,19	3,48	0,055	0,063	0,068
0,18	0,06	0,087	0,0044	0,09	3,37	0,062	0,073	0,077
0,24	0,06	0,092	0,0034	0,04	3,25	0,074	0,081	0,084
0,3	0,06	0,096	0,0030	0,02	3,20	0,081	0,086	0,089
0,36	0,06	0,099	0,0026	0,01	3,17	0,087	0,091	0,093
0,06	0,12	0,087	0,0071	0,07	3,21	0,054	0,064	0,070
0,12	0,12	0,092	0,0053	0,14	3,36	0,064	0,075	0,080
0,18	0,12	0,098	0,0039	0,07	3,25	0,078	0,085	0,088
0,24	0,12	0,101	0,0032	0,05	3,21	0,084	0,091	0,093
0,3	0,12	0,104	0,0027	0,03	3,16	0,091	0,095	0,098
0,06	0,18	0,098	0,0058	0,10	3,21	0,072	0,079	0,084
0,12	0,18	0,102	0,0042	0,06	3,25	0,079	0,089	0,093
0,18	0,18	0,105	0,0034	0,04	3,21	0,088	0,095	0,097
0,24	0,18	0,108	0,0028	0,02	3,17	0,094	0,100	0,102

<b>Dados Fr = 4,63</b>								
<i>Lb</i>	<i>Xi</i>	<i>C<sub>m</sub></i>	<i>C<sub>f</sub></i>	<i>Assimetria</i>	<i>Curtose</i>	<i>Min</i>	<i>p(0,1%)</i>	<i>p(1%)</i>
(m)	(m)	(m.c.a.)	(m.c.a.)	-	-	(m.c.a.)	(m.c.a.)	(m.c.a.)
0,06	0	0,045	0,0060	0,26	3,30	0,021	0,027	0,031
0,12	0	0,049	0,0050	0,15	3,28	0,027	0,033	0,037
0,18	0	0,054	0,0038	0,07	3,24	0,036	0,042	0,045
0,24	0	0,059	0,0030	0,04	3,19	0,046	0,050	0,052
0,3	0	0,065	0,0025	0,03	3,16	0,054	0,057	0,059
0,36	0	0,068	0,0022	0,03	3,16	0,059	0,061	0,063
0,42	0	0,071	0,0019	0,03	3,17	0,063	0,065	0,067
0,06	0,06	0,053	0,0055	0,14	3,33	0,028	0,035	0,040
0,12	0,06	0,059	0,0042	0,09	3,34	0,039	0,045	0,049
0,18	0,06	0,064	0,0031	0,02	3,24	0,048	0,054	0,057
0,24	0,06	0,070	0,0024	0,00	3,19	0,058	0,062	0,064
0,3	0,06	0,073	0,0021	0,01	3,17	0,063	0,066	0,068
0,36	0,06	0,076	0,0018	0,01	3,19	0,067	0,070	0,072
0,06	0,12	0,065	0,0046	0,06	3,25	0,042	0,050	0,054
0,12	0,12	0,070	0,0033	-0,01	3,28	0,051	0,059	0,062
0,18	0,12	0,075	0,0024	-0,02	3,22	0,062	0,067	0,069
0,24	0,12	0,078	0,0020	-0,01	3,19	0,067	0,071	0,073
0,3	0,12	0,080	0,0017	0,01	3,24	0,070	0,075	0,076
0,06	0,18	0,075	0,0034	-0,01	3,26	0,058	0,064	0,067
0,12	0,18	0,080	0,0025	-0,03	3,28	0,066	0,071	0,074
0,18	0,18	0,082	0,0020	-0,01	3,23	0,072	0,076	0,078
0,24	0,18	0,084	0,0017	0,03	3,33	0,075	0,079	0,080

## 12 ANEXO II: ESPECIFICAÇÃO DOS TRANSDUTORES

TRANSDUTOR	FAIXA			ERRO	
	mínimo	máximo	unidade		unidade
<b>HYTRONIC</b>					
T1	-0.70	0.70	mca	3.5E-03	mca
T12a	0.00	0.70	mca	1.8E-03	mca
T2	-0.70	0.70	mca	3.5E-03	mca
T4	-0.70	0.70	mca	3.5E-03	mca
T5	-0.70	0.70	mca	3.5E-03	mca
T3	-0.70	0.70	mca	3.5E-03	mca
T0	-0.35	1.05	mca	3.5E-03	mca
T10	-0.35	1.05	mca	3.5E-03	mca
T6	-0.35	1.05	mca	3.5E-03	mca
T7	-0.35	1.05	mca	3.5E-03	mca
T8	-0.35	1.05	mca	3.5E-03	mca
T16	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T17	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T14	-1.05	0.35	mca	3.5E-03	mca
T15	-1.05	0.35	mca	3.5E-03	mca
<b>SITRON</b>					
T18	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T19	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T20	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T21	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T22	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca
T23	-1.76	1.76	mca	8.8E-03	mca

## 13 ANEXO III

## 13.1 Equações para determinação das alturas conjugadas

Autor	Data	Equação
<i>Bidone</i>	1820	$Y_2 - Y_1 = \frac{V_1^2 - V_2^2}{2g}$
<i>Bélanger</i>	1828	$\frac{Y_2}{Y_1} = \frac{1}{2} \cdot \left[ \sqrt{1 + 8 \cdot Fr_1^2} - 1 \right]$ $\frac{Y_1}{Y_2} = \frac{1}{2} \cdot \left[ \sqrt{1 + 8 \cdot Fr_2^2} - 1 \right]$
<i>Andrew</i>	1928	$Y_2 = \frac{(V_1)^2}{2 \cdot g} \pm \left[ \left( \frac{(V_1)^2 \cdot Y_1}{g} \right) \left( \frac{(V_1)^2}{2 \cdot g} \right)^2 \right]^{1/2}$
<i>Unwin</i>	1928	$Y_2 = \pm \left[ \frac{2 \cdot Y_1 \cdot (V_1)^2}{g} + \frac{(Y_1)^2}{4} \right]^{1/2} - \frac{Y_1}{2}$
<i>Silvester</i>	1964	$\left( \frac{Y_2}{Y_1} \right)^2 = 1 + 2 \cdot Fr_1^2 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{Y_1}{Y_2} \right) \right]$
<i>Rajaratnam</i>	1965	$\left( \frac{Y_2}{Y_1} \right)^3 - \left( \frac{Y_2}{Y_1} \right) (1 - K_1 + 2 \cdot Fr_1^2) + 2 \cdot Fr_1^2 = 0$ $K = \frac{P_f}{Y_1^2 / 2} \quad P_f = \text{força de cisalhamento no fundo}$
<i>Leutheusser e Kartha</i>	1972	$Fr_1^2 = \frac{\frac{Y_2}{Y_1} \cdot \left[ \left( \frac{Y_2}{Y_1} \right)^2 \right] - 1}{2,06 \cdot \left[ \left( \frac{Y_2}{Y_1} \right) - 1 \right] - 0,0244 \cdot \left( \frac{Y_2}{Y_1} \right)^2}$
<i>Merriman</i>	1984	$Y_2 = \pm \left( \frac{Y_1 \cdot (V_1)^2}{g} \right)^{1/2}$
<i>Hager e Bremen</i>	1989	$Y^* = Y_0 \left[ 1 - 3,25 \omega e^{(Fr_1/7)} (\log Re_1)^{-3} \right]$ $Y_0 = \frac{Y_2}{Y_1} \left[ 1 - 0,7 (\log Re_1)^{-2,5} e^{Fr_1/8} \right]$ $Y^* = \frac{Y_2}{Y_1} \quad \omega = \frac{Y_1}{b}$

### 13.2 Equações para determinação do comprimento do ressalto

Autor	Data	Equação
Riegel, Beebe	1917	$L_j \cong 5 \cdot (Y_2 - Y_1)$
Knapp	1932	$L_j = \left[ \left( \frac{62,5 \cdot Y_1}{H_1} \right) + 11,3 \right] \cdot \left[ \frac{(V_1 - V_2)^2}{2 \cdot g} - \left( \frac{H_1}{H_2} \right) \right]$ <p>onde <math>H = Y + \frac{V^2}{2g}</math></p>
Woycicki	1934	$L_j = (Y_2 - Y_1) \cdot \left( 8 - \frac{0,05 \cdot Y_2}{Y_1} \right)$
Smetana	1934	$L_j \cong 6 \cdot (Y_2 - Y_1)$
Chertoussov	1935	$L_j = 10,3 \cdot Y_1 \cdot (Fr_1 - 1)^{0,81}$
Aravin	1935	$L_j = 5,4 \cdot (Y_2 - Y_1)$
Bakhmeteff-Matzke	1936	$L_j = 5 \cdot (Y_2 - Y_1)$
Ludin	1936	$L_j = \frac{Y_2}{\left[ 0,22 - 0,17 \cdot \frac{V_c}{V_1} \right]}$
Kinney	1941	$L_j = 6,02 \cdot (Y_2 - Y_1)$
Posey	1941	$L_j = 4,5 - 7 \cdot (Y_2 - Y_1)$
Wu	1949	$L_j = 10 \times (Y_2 - Y_1) \times Fr_1^{-0,16}$
Peterka	1957	$L_j = 6,1 \times Y_2, 4,5 \leq Fr_1 \leq 9$
Elevatorski	1959	$L_j = 6,9 \times (Y_2 - Y_1)$
Silverster	1964	$L_j = 9,75 \times Y_1 \times (Fr_1 - 1)^{1,01}$
Marques et al	1997	$L_j = 8,5 \times (Y_2 - Y_1)$
Teixeira	2003	$L_j = 8(Y_2 - Y_1)$

Fonte: Elevatorski (1959), Bhutto et al (1989), Teixeira (2003) e Trierweiler (2006).

## 14 ANEXO IV

**CD com dados experimentais obtidos na pesquisa**

