

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

Contribuição ao Estudo da Influência do Ângulo de Saída
nos Dissipadores Tipo Concha

Autor: Marcelo Giulian Marques

Orientador: Prof. Dr. Luiz Emilio Sá Brito de Almeida

Porto Alegre, Rs, Maio de 1991

AGRADECIMENTOS

O autor deseja expressar o seu agradecimento às pessoas que, de alguma forma, contribuíram para a realização deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Luiz Emílio Sá Brito de Almeida, sob cuja orientação e incentivo foi desenvolvido este trabalho.

Ao Prof. Bruno Seibert de Rezende, por suas valiosas sugestões e colaborações dadas na revisão deste trabalho.

Ao Prof. Luiz Augusto Magalhães Endres por suas valiosas sugestões e trocas de idéias sobre o tema.

Ao Eng. Romeu de Castro Romeu pela preciosa colaboração dada na revisão deste trabalho.

A Assessora Claudia Kruehl Romeu por suas importantes contribuições e apoio durante a realização deste trabalho.

As Bibliotecárias Jussara Barbieri e Jussara Silva, pela ajuda prestada na obtenção e elaboração de referências bibliográficas.

Ao Hidrotécnico Humberto Weismüller de Mello, por suas importantes contribuições em toda a fase de ensaios em modelo.

Aos professores, alunos e funcionários do Instituto de Pesquisas Hidráulicas (IPH/UFRGS) pelo apoio dado ao desenvolvimento deste trabalho.

SUMÁRIO

RESUMO	VI
ABSTRACT	VII
LISTA DE FIGURAS	VIII
LISTA DE TABELAS	XII
LISTA DE SÍMBOLOS	XIII
1 INTRODUÇÃO	1
2 ASPECTOS TEÓRICOS PRÁTICOS	5
2.1 Generalidades	5
2.2 Classificação dos tipos de dissipadores	8
2.3 Critérios para a escolha do tipo de dissipadores	10
2.3.1 Considerações gerais	10
2.3.2 Ensaaios a fundo móvel	11
2.3.3 Ensaaios a fundo fixo	12
2.3.4 Ensaaios a fundo coesivo	13

2.4 Bacias de dissipação tipo I	13
2.5 Bacias com rampa ascendente	16
2.6 Estruturas com concha submersa	19
2.7 Estruturas do tipo concha de lançamento	29
2.8 Ausência de comparativo entre os diversos critérios....	31
2.9 Pressões instantâneas induzidas pela dissipação de energia	31
3 METODOLOGIA	40
3.1 Concepção do estudo	41
3.2 Descrição das instalações	42
3.3 Procedimento experimental	45
3.4 Dimensionamento das estruturas	47
3.5 Instrumentação	49
3.6 Obtenção de dados	50
3.6.1 Calibração estática	50
3.6.2 Aquisição	52
3.6.3 Análise	52
4 ANÁLISE DOS DADOS EXPERIMENTAIS	54
4.1 Introdução	54
4.2 Análise do coeficiente de flutuação de pressão na bacia convencional horizontal tipo I	56
4.3 Análise do coeficiente de flutuação de pressão em função do ângulo de saída	60
4.3.1 Ângulo de 10°	60
4.3.2 Ângulo de 20°	62
4.3.3 Ângulo de 30°	63
4.3.4 Ângulo de 45°	67
4.4 Análise do coeficiente de flutuação em relação ao número de Froude	68
4.4.1 Número de Froude de 4,63	69

4.4.2 Número de Froude de 4,97	70
4.4.3 Número de Froude de 5,64	72
4.4.4 Número de Froude de 6,78	73
4.4.5 Número de Froude de 9,33	74
4.5 Análise do escoamento em função da altura de água sobre a saída da estrutura	75
4.6 Considerações gerais sobre análise	79
5 CONCLUSÕES	81
5.1 Metodologia	81
5.2 Determinação da velocidade de entrada e do número de Froude da estrutura	82
5.3 Definição do comprimento do ressalto hidráulico e da bacia tipo I	83
5.4 Ângulo de saída	84
5.5 Cota de saída	85
5.6 Considerações finais	86
6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	89
ANEXO A PRINCIPAIS TIPOS DE DISSIPADORES	97
A.1 Dissipadores do 1 ^o grupo	97
A.1.1 Bacia horizontal	97
A.1.2 Bacia com rampa positiva	101
A.1.3 Bacia com ressalto afogado	102
A.1.3.1 bacia com rampa ascendente	102
A.1.3.2 Estruturas tipo concha submersa - "roller bucket" ..	103
A.2 Dissipadores do 2 ^o grupo	105
A.2.1 Concha de lançamento "flip-bucket"	105
A.2.2 Salto em esqui	106
A.3 Dissipadores do 3 ^o grupo	107
A.4 Dissipadores do 4 ^o grupo	108

A.5 Dissipadores do 5 ^o grupo	110
A.6 Dissipadores do 6 ^o grupo	111
ANEXO B DISSIPACÃO DE ENERGIA ATRAVÉS DO RESSALTO HIDRÁULICO	113
B.1 O Ressonho hidráulico	113
B.2 Equação básica do ressalto hidráulico	113
B.3 Tipos de ressalto hidráulico	115
B.4 Eficiência do ressalto hidráulico	116
B.5 Comprimento do ressalto	119
B.6 Posição do ressalto	122
B.7 Ressonho afogado	123
B.8 Modelação matemática	124
ANEXO C VELOCIDADE DE ENTRADA NA ESTRUTURA DE DISSIPACÃO ...	125

RESUMO

O uso de estruturas compactas na dissipação de energia a jusante de descarregadores de cheia, tem-se tornado, cada vez mais, uma realidade. Como tratam-se de estruturas onde parte da dissipação de energia ocorre através do impacto do jato junto ao leito de jusante, torna-se importante conhecer onde ocorrerão as maiores flutuações de pressão.

O autor, ao iniciar esta pesquisa, resolveu estudar a influência do ângulo de saída das estruturas do tipo concha, com coeficiente de afogamento igual a 1, na faixa de número de Froude compreendida entre 4,5 a 10.

Os resultados obtidos indicaram que o melhor ângulo de saída depende do tipo funcionamento da estrutura, sendo esse, por sua vez função do número de Froude do escoamento e da condição de afogamento da mesma (coeficiente de afogamento e/ou cota de saída da estrutura).

ABSTRACT

Compact structures are increasingly used for energy dissipation downstream of spillways. Since they are structures in which some of the energy dissipation occurs due to jet impact on the downstream bed, it is useful to know where the greatest pressure fluctuations will occur.

When the author began his research he decided to study the influence of the outlet angle of shell-type structures with a submergence coefficient equal to 1 in the Froude number band between 4,5 and 10.

It is concluded that the best exit angle depends on the mode of functioning of that structure, and this in turn, is the function of the Froude number of flow and of its submergence condition (submergence coefficient and/or stage of outlet from the structure).

LISTA DE FIGURAS

- Fig.2.1 - Bacia horizontal, convencional ou tipo I
- Fig.2.2 - Bacia com rampa ascendente
- Fig.2.3 - Coeficiente de afogamento mínimo sugerido por MAESTRI e MARQUES [1989]
- Fig.2.4 - Relação do comprimento mínimo da estrutura com o comprimento do ressalto - MAESTRI e MARQUES [1989]
- Fig.2.5 - Esquema da localização dos parametros de uma bacia com rampa ascendente
- Fig.2.6 - Escoamento numa concha submersa em função da variação do nível de jusante
- Fig.2.7 - Parâmetros para dimensionamento de uma estrutura tipo concha submersa -"roller-bucket"
- Fig.2.8 - "Roller bucket" submerso
- Fig.2.9 - Erosão a jusante de estruturas tipo concha submersa ("roller bucket")
- Fig.2.10 - Estrutura tipo concha de lançamento
- Fig.2.11 - Bacia tipo I localização do ponto 1
- Fig.2.12 - Coeficiente de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico obtido por ABDUL KHADER e ELANGO[1974]

- Fig.2.13 - Coeficiente de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico a jusante de vertedores - LOPARDO [1987]
- Fig.2.14 - Coeficiente de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico a jusante de vertedores - ENDRES [1990]
- Fig.3.1 - Instalações utilizadas
- Fig.3.2 - Posição das tomadas de pressão e detalhe das instalações
- Fig.3.3 - Croquis dos parâmetros das estruturas ensaiadas
- Fig.3.4 - Instalação utilizada para calibração estática
- Fig.4.1 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão no ressalto hidráulico em função de x/yr
- Fig.4.2 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão no ressalto hidráulico em função de $x/(y_l - y_r)$
- Fig.4.3 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estruturas tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 10°
- Fig.4.4 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estruturas tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 20°
- Fig.4.5 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estrutura tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 30°
- Fig.4.6 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estrutura tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 45°
- Fig.4.7 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 4,63, para $\sigma=1$, em função do ângulo de saída da estrutura.

- Fig.4.8 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 4,97, para $\sigma = 1$, em função do ângulo de saída da estrutura.
- Fig.4.9 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 5,64, para $\sigma = 1$ em função do ângulo de saída da estrutura.
- Fig.4.10 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 6,78, para $\sigma = 1$ em função do ângulo de saída da estrutura.
- Fig.4.11 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 9,33 para $\sigma = 1$ em função do ângulo de saída da estrutura.
- Fig.4.12 - Influência do nível de água a jusante da estrutura
- Fig.A.1 - Bacia Tipo I ou convencional
- Fig.A.2 - Bacia tipo II
- Fig.A.3 - Bacia tipo III
- Fig.A.4 - Bacia tipo IV
- Fig.A.5 - Alternativa da bacia tipo III
- Fig.A.6 - Bacia tipo GunKo
- Fig.A.7 - Bacia tipo Lyapin
- Fig.A.8 - Bacia tipo Kumin
- Fig.A.9 - Bacia tipo I, com soleira terminal
- Fig.A.10 - Bacia com rampa positiva
- Fig.A.11 - Bacia com rampa ascendente
- Fig.A.12 - Concha lisa - "solid bucket"
- Fig.A.13 - Concha dentada - "slotted bucket"
- Fig.A.14 - Concha de lançamento - "flip-bucket"
- Fig.A.15 - Salto esqui
- Fig.A.16 - Salto esqui com rápido
- Fig.A.17 - Queda com blocos de dissipação
- Fig.A.18 - Queda em degraus
- Fig.A.19 - Jatos cruzados

- Fig.A.20 - Estabilização por jato forçado
- Fig.A.21 - Em queda livre sem formação de ressalto
- Fig.A.22 - Em queda livre com formação de ressalto sem blocos
- Fig.A.23 - Em queda livre com formação de ressalto com blocos
- Fig.A.24 - Caixa de impacto
- Fig.A.25 - Com grade
- Fig.B.1 - Componentes do ressalto hidráulico
- Fig.B.2 - Tipos de ressalto hidráulico
- Fig.B.3 - Esquema da perda de carga em um ressalto hidráulico
- Fig.B.4 - Perda de carga por ressalto hidráulico em canais retangulares
- Fig.B.5 - Representação gráfica da variação da eficiência do ressalto com o número de Froude
- Fig.B.6 - Comprimento do ressalto (PETERKA [1974])
- Fig.B.7 - Comprimento do ressalto (MEHROTRA [1976])
- Fig.B.9 - Ressalto afogado em descarregador
- Fig.B.10 - Ressalto afogado em um descarregador de superfície
- Fig.C.1 - Velocidade de entrada a jusante do vertedouro quando a zona de chegada do jato é livre
- Fig.C.2 - Velocidade de entrada a jusante do vertedouro quando a zona de chegada do jato é afogada
- Fig.C.3 - Velocidade de entrada a jusante do descarregador de fundo quando a saída do jato é livre
- Fig.C.4 - Velocidade de entrada a jusante do descarregador de fundo quando a saída do jato é afogada

LISTA DE TABELAS

- Tabela 2.1 - Raio mínimo de concordância da estrutura
- Tabela 3.1 - Comparação entre os valores teóricos e os medidos
- Tabela 3.2 - Condições hidráulicas teóricas implantadas nos ensaios
- Tabela 3.3 - Raio mínimo de concordância em milímetros
- Tabela 3.4 - Dimensões das estruturas
- Tabela 3.5 - Posição das tomadas de pressão para as diversas estruturas
- Tabela 4.1 - Desvio padrão das pressões instantâneas em mm de coluna de água para as diferentes estruturas
- Tabela 4.2 - Comparativo dos valores máximos de C_p
- Tabela 4.3 - Valores máximos de C_p para bacia tipo I e a estrutura com ângulo de saída de 10°
- Tabela 4.4 - Coeficiente de flutuação de pressão para a estrutura com ângulo de 30° ; tomadas 4, 9 e 11

LISTA DE SÍMBOLOS

- AA = parâmetro angular da reta de conversão dos valores digitais para os físicos
- BB = parâmetro linear da reta de conversão dos valores digitais para os físicos
- C = coeficiente para o raio mínimo citado por GRISHIN [1985]
- C_F = cota de fundo da estrutura
- C_p = coeficiente de flutuação de pressão
- C_s = cota de saída da estrutura
- C_T = cota do leito do canal a jusante da estrutura
- C_φ = coeficiente de correção da velocidade de entrada na estrutura
- E_T = energia total a montante
- E₁ = energia total na seção 1
- F_r = número de Froude na entrada do ressalto
- F_t = número de Froude junto ao vertedor na altura do nível de energia de jusante
- F₁ = número de Froude na seção 1
- F₂ = número de Froude na seção 2
- G = parâmetro função do número de Froude na entrada do ressalto e do ângulo de inclinação do canal
- H = carga total sobre a crista do vertedouro
- H_α = taquicarga de montante

H_r = carga inicial no início do ressalto
 H_T = carga total a montante em relação ao fundo da estrutura
 H_1 = carga total na seção 1
 L_B = comprimento da bacia de dissipação tipo I
 L_e = comprimento da estrutura
 L_{\min} = comprimento mínimo da estrutura
 L_{er} = comprimento resultante da estrutura
 L_r = comprimento do ressalto
 L_{rs} = comprimento do ressalto submerso
 L_v = comprimento da escavação logo após a saída da estrutura
 K = relação entre a descarga e a energia potencial - ZHIHENG [1988]
 K_a = coeficiente de ZHENXING [1988]
 K_b = coeficiente de ZHENXING [1988]
 K_s = parâmetro de descarga para SHIVASHANKARA RAO
 K^* = coeficiente para o cálculo do peso da água no ressalto
 M = parâmetro de ZHIHENG [1988]
 N = parâmetro de ZHIHENG [1988]
 NAJ = nível de água a jusante da estrutura
 P = altura do paramento do vertedor em relação ao fundo da estrutura
 Pl = pressão hidrotástica a jusante do ressalto
 Pr = pressão hidrotástica a montante do ressalto
 R = raio da estrutura
 R_{\min} = raio mínimo de concordância da estrutura
 R_r = número de Reynolds na entrada do ressalto
 R_1 = raio de concordância da estrutura com o vertedor
 R_2 = raio de concordância da estrutura para a parte de jusante
 S = grau de submergência
 S^* = relação entre a altura de água sobre a saída da estrutura e a altura conjugada lenta
 T_v = altura de água a jusante em relação ao fundo da estrutura
 VD = valor digital medido

VF = conversão do valor digital para valores físicos
Va = velocidade de aproximação
Vr = velocidade rápida na entrada do ressalto
Vl = velocidade lenta na saída do ressalto
Vi = velocidade junto ao vertedor na altura do nível de energia a jusante
V1 = velocidade na seção 1
V2 = velocidade na seção 2
X* = distância do alcance do jato
Y = altura da saída da estrutura acima do nível de água a jusante
W = profundidade de escavação logo após a saída da estrutura
a = altura da concha
 α = parâmetro de CHOW [1985] para o cálculo da velocidade de entrada
b = parâmetro para o cálculo do raio mínimo por CHOW [1985]
d = largura da soleira de saída
dr = espessura da água no início do ressalto
dl = espessura de água na saída do ressalto
dv = declividade da rampa de concordância da pre-escavação
d50 = diâmetro médio do material a jusante
g = aceleração da gravidade
h = altura de água sob a crista do vertedor
hc = altura crítica
hl = altura da saída da estrutura
hs = altura de água em relação ao fundo da erosão
ls = distância do ponto mais profundo da erosão à estrutura
pm = pressão média quadrática
q = vazão específica
t = profundidade de erosão
yb = altura do rolo dentro da concha submersa
yj = altura do ressalto
yl = altura conjugada lenta

y_m = altura de água a jusante em relação a cota do terreno
 y_o = altura da onda a jusante da estrutura
 y_r = altura conjugada rápida
 y_t = espessura da água junto ao vertedor na altura do nível de energia de jusante
 y_1 = altura de água na seção 1
 y_2 = altura de água na seção 2
 y_3 = altura de água na seção 3
 y_4 = altura de água na seção 4
 y_5 = altura de água na seção 5
 w = peso da água no ressalto
 α = ângulo de saída da estrutura
 β_l = coeficiente da taquicarga lenta
 β_r = coeficiente da taquicarga rápida
 Δa = altura da rampa na saída da estrutura
 ΔH = perda de energia no ressalto
 Δs = altura de saída da estrutura em relação a bacia tipo I
 ΔZ = diferença de energia entre montante e jusante
 η = eficiência do ressalto
 θ = ângulo de inclinação do fundo do canal
 θ_c = parâmetro de WEIZHANG [1988]
 θ' = parâmetro de WEIZHANG [1988]
 ρ = massa específica da água
 σ = coeficiente de afogamento
 σ^* = relação entre a altura de água sob o fundo da estrutura e a altura de água para a formação do rolo nas condições críticas

1 INTRODUÇÃO

O controle da energia hidráulica a ser dissipada a jusante de estruturas hidráulicas tem como objetivo fazer com que os escoamentos se processem da forma a mais próxima possível das condições naturais antes da construção das obras, e que as erosões provenientes do aumento da vazão específica não coloquem em risco a segurança das mesmas. Por esse motivo, a dissipação de energia assume grande importância no âmbito da engenharia hidráulica, nunca perdendo seu interesse e sua atualidade.

A dissipação de energia ocorre através da transformação da energia potencial da água em energia de turbulência e, em seguida, em calor, por efeito da viscosidade. Para provocar esse fenômeno, diversos tipos de estruturas podem ser idealizadas, devendo-se escolher a mais adequada sob o ponto de vista da eficiência hidráulica e da economia, sem perder de vista os aspectos de segurança da obra.

A bibliografia existente aborda o dimensionamento de diversos tipos de estruturas, sendo, no entanto praticamente inexistentes os estudos comparativos entre os mesmos. Essa deficiência de informação, também, ocorre entre os diversos

critérios de dimensionamento para um mesmo tipo de estrutura.

Em muitos casos, a utilização de uma bacia de dissipação convencional, por ressalto hidráulico, pode tornar a obra inviável sob o ponto de vista econômico. Por esse motivo, atualmente, existe a tendência de adotarem-se estruturas compactas de custo proporcionalmente menor. Essas estruturas apresentam baixo rendimento, grande agitação e admitem que grande parte da dissipação ocorra adiante da estrutura, na própria massa de água e pelo impacto do escoamento contra o fundo. Isto equivale a dizer que são estruturas que admitem a ocorrência de fossas de erosão a jusante, necessitando, assim, de cuidados especiais em relação ao local onde se processará esta erosão. Análises desse tipo atualmente estão sendo feitas através da avaliação das flutuações de pressão, a jusante das estruturas de dissipação, por economia de tempo, praticidade na realização dos ensaios e melhor fidelidade das informações do que as dos ensaios qualitativos.

Apesar da evolução da informática, que permite resolver grande número de problemas na área da hidráulica, até o momento, somente a modelação física permite obter medições e estabelecer comparações sobre a eficiência hidráulica de estruturas desse tipo.

Este trabalho teórico-experimental visa iniciar, escolher a metodologia adequada e apontar algumas limitações e recomendações para a linha de pesquisa a ser desenvolvida no Instituto de Pesquisas Hidráulicas da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, intitulada "Estudo para Unificação dos Critérios de Dimensionamento de Estruturas de Dissipação de Energia Tipo Concha".

Os dissipadores tipo concha têm como princípio básico, que a maior parte da dissipação ocorre fora da estrutura. Essas estruturas são constituídas, basicamente, por uma concha, podendo apresentar um trecho em rampa ou não.

Os objetivos deste estudo são o de investigar a influência do ângulo de saída de estruturas tipo concha com coeficiente de afogamento igual a 1, entendendo-se como coeficiente de afogamento a relação entre o tirante de água a jusante e a altura conjugada lenta.

Na primeira parte, é abordado o problema sob o ponto de vista teórico, com base no exame da bibliografia, apresentando os principais grupos de estruturas de dissipação de energia usualmente adotados. Nesta abordagem o destaque será dado às estruturas tipo concha, mostrando suas formas e condições de dissipação.

Na segunda parte, é apresentada a instalação e os equipamentos utilizados, na pesquisa, a geometria das estruturas ensaiadas e a metodologia adotada para a obtenção e análise dos resultados, assim, com suas limitações.

Na terceira parte é analisado o funcionamento das estruturas em função do ângulo de saída e do número de Froude do escoamento da entrada.

Na quarta parte, são colocadas as conclusões e as recomendações, julgadas necessárias para prosseguimento dos estudos.

Em anexo, apresenta-se um resumo dos diversos tipos de

dissipadores existentes, do processo de dissipação de energia através do ressalto hidráulico e considerações sobre a velocidade de entrada nas estruturas.

2 ASPECTOS TEÓRICOS PRÁTICOS

2.1 Generalidades

Desde 1819, quando o ressalto hidráulico foi estudado experimentalmente por Bidone, na Itália, o controle de dissipação de energia a jusante de estruturas hidráulicas tem sido uma preocupação da engenharia hidráulica, especialmente na área das barragens.

O aproveitamento dos recursos hídricos leva a execução de obras que desequilibram o regime dos rios, lançando altas vazões específicas pelos extravasores e atingindo o leito dos rios a jusante, com velocidades que podem colocar em risco a própria estrutura da barragem. Para manter a energia do escoamento dentro de limites compatíveis com a estabilidade do leito, deve-se transformar a energia cinética em turbulência e finalmente em calor, por ação da viscosidade, com o objetivo de dissipá-la. O dissipador de energia construído na base da estrutura tem como função, além da dissipação propriamente dita, proporcionar condições de escoamento adequadas ao canal de restituição ou ao leito natural do rio.

A variedade de solos para a fundação das obras e as restrições topográficas, associadas com a altura das quedas e com descargas específicas cada vez maiores, fazem com que se busquem soluções alternativas, que embora econômicas, não coloquem em risco a integridade da obra.

O projeto de uma estrutura de dissipação é, basicamente, função dos seguintes aspectos: do desnível criado pela construção da obra; da vazão específica de projeto; das condições de operação do aproveitamento; da geologia do local (grau de fraturamento, tipo de rocha, etc.); do tipo de trecho de implantação da obra (leito encaixado ou espraiado); e dos níveis a jusante da estrutura de dissipação.

Devido ao grande número de variáveis condicionantes e das possíveis soluções, os critérios de escolha são por vezes, vagamente definidos.

Diversos autores trataram desse assunto, podendo-se, entre outros, citar:

- ELEVATORSKI [1959]: descreve e apresenta os fundamentos teóricos das estruturas de dissipação, baseado nos princípios da mecânica dos fluidos, e descreve qualitativamente o funcionamento das estruturas;
- PETERKA [1974]: adimensionaliza os parâmetros geométricos das estruturas conforme os diferentes tipos, em função de resultados de modelos hidráulicos;
- RUDASKY [1976] apud PEREIRA [1990]: apresenta critérios para a escolha do tipo de dissipador a ser adotado baseado no comportamento das estruturas adotadas em protótipos e em modelos hidráulicos;

- TAMADA [1980] : compara o comportamento hidráulico de bacias de dissipação horizontal, através de ensaios em modelo físico com fundo móvel;
- NEIDERT [1980]: apresenta a questão do desempenho dos dissipadores sobre dois pontos de vista: a quantidade de movimento e a potência do escoamento por metro de largura da estrutura;
- MANSON [1982] apud PEREIRA [1990]: correlaciona a escolha do dissipador de energia com as faixas de variação da carga hidráulica e de vazão, salientando onde os problemas geralmente ocorrem e indicando as medidas necessárias. (Esse trabalho foi baseado no estudo de 370 dissipadores espalhados por 61 países);
- ORTIZ [1982]: estudou a macroturbulência a jusante de algumas bacias por ressalto hidráulico propostas pelo Bureau of Reclamation dos Estados Unidos (USBR) e pelo Instituto de Hidráulicaa Vedeneev da União Soviética (VNIIG), através das medições de flutuação de velocidade;
- AVILA [1986]: aborda a escolha do dissipador, bem como os mecanismos de erosão ligados a resistência do leito, baseado nas características hidráulicas observadas em modelo e em protótipos
- RUIDENG [1988]: apresenta alguns critérios para a aplicação de estruturas de dissipação baseados na experiência chinesa;
- TAMADA [1989]: analisa o desempenho de 3 alternativas de dissipadores de energia (bacia curta, rampa ascendente e "Slotted Roller Bucket" - concha lisa submersa) para baixos números de Froude, situados entre 1,5 a 4,5;
- BERRYHILL apud PEREIRA [1990]: fez um levantamento

sobre o desempenho dos dissipadores baseado em 200 fontes de informação provenientes de diversas regiões do mundo.

É sabido que a dissipação de energia se processa sempre acompanhada de intensas flutuações de pressão e, conseqüente, agitação na superfície do escoamento. É de consenso geral que o dissipador de energia deve restituir a vazão vertida ao leito de jusante com o mínimo de energia residual possível.

No caso de materiais facilmente erodíveis a jusante do vertedor, aluviões ou outro material de fraca coesão, torna-se necessário projetar dissipadores de alta eficiência. Quando o leito do rio for constituído de material mais resistente, podem ser escolhidos dissipadores, onde uma maior parcela da energia residual venha a ser dissipada ao longo do leito do rio.

2.2 Classificação dos Tipos de Dissipadores

Segundo ORTIZ [1982], os dissipadores podem ser classificados de acordo com suas concepções básicas, como segue:

- 1^o grupo - quando o leito do rio apresenta pouca resistência à ação do escoamento, sendo o dissipador projetado de forma que grande parte da energia seja dissipada na própria estrutura e que a restituição ao leito ocorra da forma mais tranquila possível.
- 2^o grupo - quando o leito do rio apresenta alguma resistência à ação do escoamento, sendo a estrutura projetada de forma a dissipar parcialmente a energia e conduzir o escoamento ao leito do rio de uma forma regular, admitindo que alguma energia residual se dissipe logo a jusante no canal de restituição ou no

próprio leito. Neste grupo, as estruturas são projetadas de forma que o jato efluente seja lançado a uma certa distância da extremidade de jusante da estrutura, para assim garantir sua segurança.

- 3^o grupo - estruturas que envolvem alterações no próprio perfil do vertedor;
- 4^o grupo - estruturas onde a dissipação de energia ocorre por meio de jatos.

Podem ser incluídos ainda mais dois grupos:

- 5^o grupo - estruturas próprias para vertedores em queda livre com a criação de um colchão de amortecimento e
- 6^o grupo - dissipadores não convencionais.

Neste trabalho, devido a sobreposição das condições de funcionamento, serão abordados os critérios de dimensionamento para as seguintes estruturas, pertencentes ao 1^o e ao 2^o grupo:

- Bacia de Dissipação Tipo I (item 2.4);
- Bacia com rampa ascendente (item 2.2);
- Estruturas com Concha Submersa (roller bucket - item 2.6); e
- Estruturas com Concha Não Submersa (flip bucket - item 2.7).

No Anexo A apresenta-se um resumo de cada um dos 6 grupos acima referidos, assim como das estruturas a eles pertencentes.

2.3 Critérios para a escolha do tipo de dissipadores

2.3.1 Considerações gerais

A escolha do tipo do dissipador de energia adequado a cada caso depende de inúmeros fatores, tais como:

- topografia e geologia do local;
- tipo de barragem;
- arranjo geral da obra;
- características hidráulicas, como altura de queda e descargas específicas;
- comparação econômica com outros tipos de dissipadores;
- frequência de operação do descarregador de cheias;
- facilidades de manutenção; e
- riscos associados a danos e rupturas.

Como a combinação desses fatores é muito variada, muitas vezes a decisão é feita com base na experiência e preferência do projetista, já que não existe um método simples que permita o confronto das soluções entre si. Na escolha do tipo de estrutura, muitas vezes, são utilizados como ferramenta adicional, além dos cálculos hidráulicos, os modelos reduzidos, nos quais podem ser realizados ensaios a fundo móvel, a fundo fixo e a fundo coesivo.

Esses ensaios também apresentam limitações por não se poder reproduzir em escala alguns dos fatores que afetam os protótipos, tais como o grau de aeração do escoamento e as condições geomecânicas do maciço rochoso de jusante. Como consequência imediata deste último fator, surge o exagero produzido nas dimensões horizontais das fossas de erosão nos ensaios a fundo móvel, causada pelo baixo ângulo de repouso do

material utilizado como material representativo do maciço rochoso. Trata-se dos chamados ensaios qualitativos de erosão. Embora esse tipo de ensaio não permita prever com exatidão (ensaios quantitativos) a formação e evolução das fossas de erosão, mostra-se de grande utilidade, permitindo:

- determinar a profundidade limite e a forma da fossa de erosão na região do impacto do jato, desde que o maciço não possua qualquer resistência aos esforços hidrodinâmicos pulsantes;
- verificar com clareza se o poder erosivo se restringe a zona distante da estrutura do vertedouro, de forma a evitar erosões regressivas que possam, ao longo da vida útil da obra, instabilizá-la, comprometendo sua segurança;
- caracterizar e identificar a existência das correntes de retorno, bem como seus efeitos erosivos, sobre a estabilidade dos taludes nos contornos do vertedouro, nas margens e na própria fossa de erosão.

2.3.2 Ensaio a fundo móvel

Nos ensaios a fundo móvel existem duas situações que podem ocorrer em relação ao comportamento do maciço rochoso no protótipo:

- comportamento do maciço rochoso melhor que o previsto no modelo, o que conduz a dimensões de fossas no protótipo menores que as esperadas, indicando que se poderia ter economizado no arranjo da estrutura e em pré-escavações;
- comportamento do maciço rochoso pior que o previsto no modelo, o que conduz a dimensões de fossas no protótipo diferentes das esperadas, tanto em profundidade como em

forma. Indicando que a estrutura pode estar subdimensionada.

Isto ocorre uma vez que o fundo móvel utilizado nos ensaios em modelo reduzido pressupõe duas características que frequentemente não são atendidas pelos maciços rochosos: a isotropia e a homogeneidade. Embora o resultado do modelo represente o limite máximo da fossa, ele não pode representar a sua forma final. A profundidade não é em geral superior a ensaiada, mas a largura ou a extensão da fossa pode ser bastante diversa. Caso a rocha possua uma anisotropia muito forte, ela pode condicionar uma erosão maior na sua direção. No caso do leito do rio ser constituído por rochas com características muito diferentes, podem ocorrer erosões assimétricas.

2.3.3 Ensaios a fundo fixo

Estes ensaios são efetuados com o objetivo de colher subsídios quanto da possibilidade de ocorrência de erosão através da medição da flutuação de velocidades e pressões junto ao fundo. O emprego desse procedimento iniciou na década de setenta graças a maior disponibilidade de técnicas para coleta e interpretação dos dados colhidos nos modelos.

As flutuações de pressão em estruturas hidráulicas começaram a ser estudadas a partir de medições em ressalto hidráulico à jusante de comportas, podendo-se citar ELDER [1961], ABDUL KHADER [1974] e outros; também foram estudados nos casos de vertedores, por LOPARDO [1986], TOSO [1988] e ENDRES [1990]. TAMADA [1989] comparou três tipos de estruturas (bacia tipo I com soleira terminal, rampa ascendente e "roller bucket") para números de Froude entre 1,5 e 4,5 através da flutuação de pressão

à jusante das estruturas.

2.3.4 Ensaaios a fundo coesivo

A existência de maciço rochoso a jusante dos vertedouros induz, muitas vezes, a utilização de material coesivo nos estudos em modelo reduzido, afim de avaliar as ações erosivas nessa região. O uso de material coesivo permite reproduzir com facilidade taludes representativos de rocha, indicando de maneira satisfatória a tendência do desenvolvimento do processo erosivo.

Ensaaios desse tipo são pouco utilizados devido a uma série de dificuldades, tanto na implantação do próprio fundo coesivo no modelo, como quanto na necessidade de limpeza periódica em todo o sistema de alimentação do laboratório. Diversos materiais podem ser utilizados na obtenção das características desejáveis na elaboração da argamassa componente dos fundos coesivos:

- cimento aluminoso - citado por REZENDE [1965]
- gesso - PINTO [1989]
- binda cinza ("cola para azulejos" utilizada nos ensaios da barragem Samuel) - PINTO [1989]

2.4 Bacias de dissipação tipo I

A bacia de dissipação horizontal, convencional, ou tipo I, pode ser descrita como sendo simplesmente o prolongamento horizontal da soleira vertente, numa cota de fundo conveniente, após pequena curva de concordância.

As bacias horizontais são as mais utilizadas na dissipação de energia hidráulica e, portanto, as que gozam de

maior consenso quanto a seu dimensionamento.

O cálculo da bacia de dissipação horizontal requer o estabelecimento das seguintes variáveis geométricas (fig.2.1):

- cota de fundo C_F
- comprimento da bacia L_B

Não serão abordadas neste trabalho, as estruturas com soleira terminal ou com blocos de dissipação (ver item A.1.1).

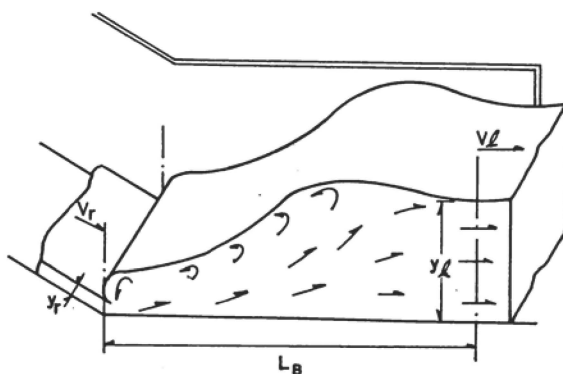


Fig.2.1 - Bacia horizontal, convencional ou tipo I

O valor da cota de fundo para uma bacia sem soleira terminal é imposto pela altura conjugada lenta e pelo coeficiente de afogamento adotado, ou seja, para um dado número de Froude de entrada na bacia, calcula-se a altura lenta e em função deste valor e do coeficiente de afogamento adotado, determina-se a cota de fundo conforme a expressão :

$$C_F = NA_j - \sigma y_l \quad (2.1)$$

onde:

C_F = cota de fundo da estrutura;

NA_j = nível de água a jusante;

$$\begin{aligned}
y_l &= \text{altura conjugada lenta de jusante;} \\
\sigma &= \frac{T_v}{y_l} = \text{coeficiente de afogamento;} \\
T_v &= \text{altura de água a jusante}
\end{aligned}
\tag{2.2}$$

Da expressão (1) verifica-se que quanto maior o valor escolhido para σ , menor será o valor da cota de fundo, e maior a segurança quanto a garantia de afogamento.

Os valores a adotar para σ são resultantes da experiência e da confiabilidade da curva chave de jusante. O USBR [1987] recomenda que se adote valores entre 1,05 e 1,10 e o US.ARMY [1977] recomenda valores acima de 1,0.

O comprimento da bacia L_B é definido em função do comprimento do ressalto (Anexo B - item B.5). Neste trabalho se utilizará a expressão (ver item 4.2):

$$L_B = 7 (y_l - y_r) \tag{2.3}$$

onde:

L_B = comprimento do ressalto;

y_l = altura conjugada lenta;

y_r = altura conjugada rápida.

ELEVATORSKI [1959] recomenda $L_B = 6,9 (y_l - y_r)$ quando o leito rochoso é fraturado, e $L_B = 0,6 \times 6,9 (y_l - y_r)$, quando o leito é constituído de rochas sã.

Para o raio mínimo da curva de concordância (R_{min}) entre o paramento do vertedor e a estrutura, são sugeridas diversas fórmulas (ver tabela 2.1).

Tabela 2.1 - Raio mínimo de concordância da estrutura

Autor	Fórmula	Observação
CHOW [1985]*	$R_{min} = 10^a \quad a = \frac{(V_r + 6,4 H_T + 16)}{(3,6 H_T + 64)}$	(2.4)
FRENCH [1987]	$R_{min} = 4 y_1$	(2.5)
BANDINI [1959]	$R_{min} = (P (H_T - P))^{1/2}$	(2.6)
GRISHIN [1982]	$R_{min} = C H \quad C = 0,2 \text{ a } 0,5$	(2.7)

* dimensões em pés

H = Carga total em relação a crista do vertedor

H_T = carga total em relação ao fundo da estrutura

V_r = velocidade de entrada na estrutura

P = altura do paramento de montante

2.5 Bacias com rampa ascendente

Apesar, de ser conhecido há muito tempo, o cálculo teórico aplicável à bacia com rampa ascendente o emprego deste tipo de estrutura em obras de engenharia hidráulica é relativamente recente. Este tipo de bacia tem sido adotado como uma solução alternativa entre a bacia convencional e o "roller bucket" (concha submersa).

O cálculo hidráulico simplificado resulta da aplicação do teorema da variação da quantidade de movimento linear ao escoamento em rampa ascendente, conforme VALENÇA [1989] (fig.2.2):

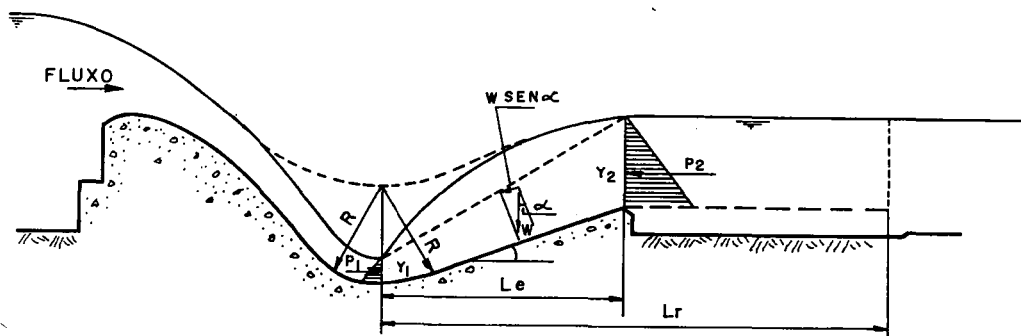


Fig.2.2 - Bacia com rampa ascendente

$$\frac{q}{g} (V_z - V_r) = \frac{1}{2} \left(y_r^2 - y_z^2 - (y_1 + y_2) L_e \tan \alpha \right) \quad (2.8)$$

onde:

q = vazão específica;
 g = aceleração da gravidade;
 V_z = velocidade média na saída;
 V_r = velocidade média rápida;
 y_r = altura conjugada rápida;
 y_z = altura da água na saída;
 L_e = comprimento da estrutura;
 α = ângulo de saída.

Para o dimensionamento dessa estrutura, parte-se de um ângulo de saída (α) e de uma cota de fundo (C_F) pré-estabelecidos, e obtém-se por tentativas, o comprimento (L_e) e a cota de saída (C_s) de maneira que:

$$C_s + y_z = N_A j \quad (2.9)$$

e

$$y_z > h_c \quad (2.10)$$

A cada conjunto de valores de α e C_F adotados, correspondem valores definidos para L_e e C_s . Deve-se observar, entretanto, que o valor de L_e não deve ser inferior a 30% do tamanho do ressalto (L_r) para ângulos de saída situados entre 10° e 30° , conforme VALENÇA [1990].

MAESTRI e MARQUES [1989 e 1990] apresentam um procedimento alternativo para a determinação de L_e nas bacias de rampa ascendente, com ângulos de saída variando de 0° a 45° e números de Froude entre 6 e 8, a partir dos gráficos das figuras 2.3 e 2.4.

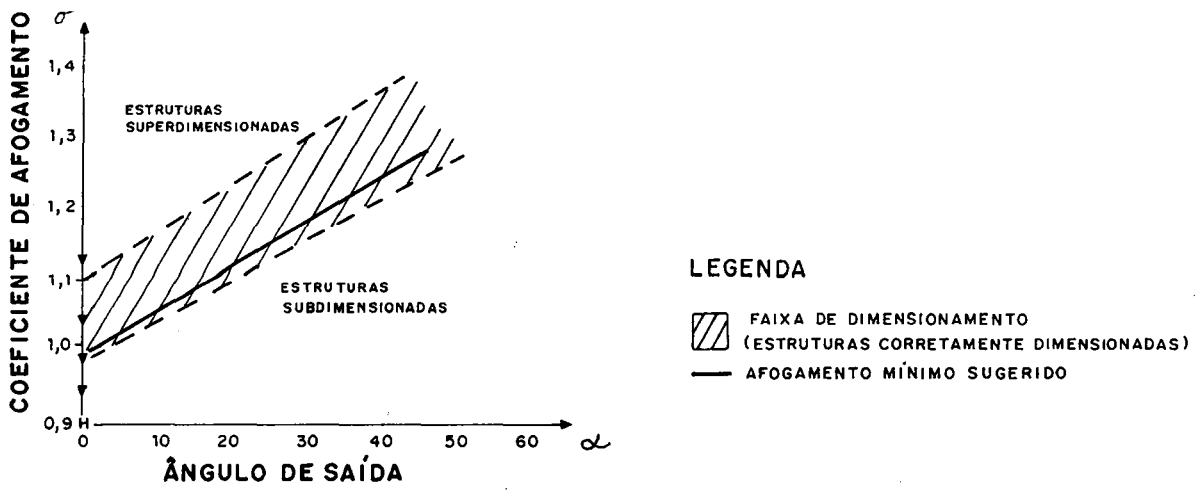


Fig.2.3 - Coeficiente de afoçamento mínimo sugerido por MAESTRI e MARQUES [1989]

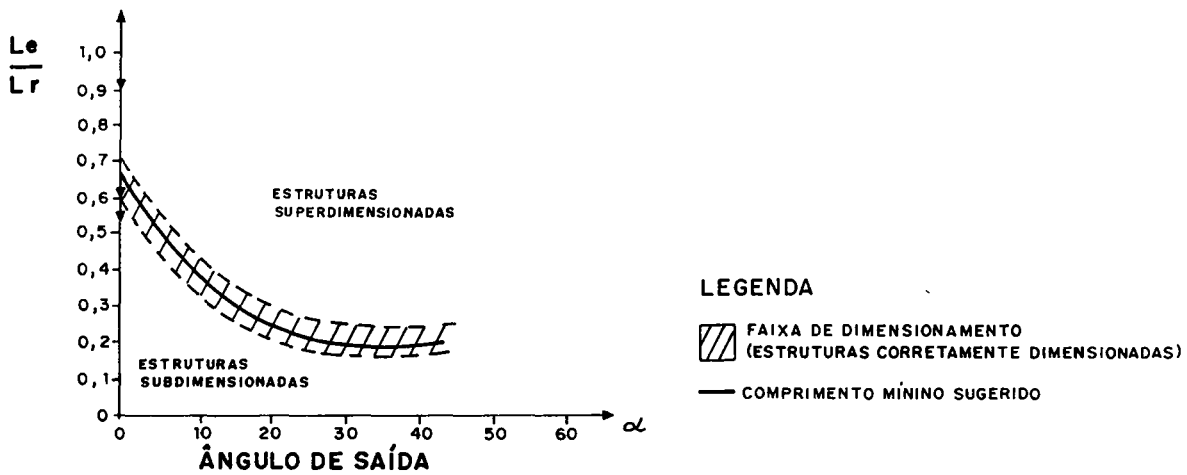


Fig.2.4 - Relação do comprimento mínimo da estrutura com o comprimento do ressalto - MAESTRI e MARQUES [1989]

Os demais parâmetros geométricos mostrados na figura 2.5, podem ser calculados pelas seguintes recomendações:

- a profundidade de escavação logo após a saída (w) deve situar-se entre 0,05 a 0,1 de R_1 ;
- o comprimento dessa escavação (L_w) deve ser maior ou igual a 10,0 m ou um valor obtido em ensaios de modelo reduzido;
- a largura da soleira de saída (d) por questões construtivas (densidade e recobrimento de armadura), deverá ficar entre 0,5 e 1,5 m;
- a declividade da rampa de concordância com o canal de descarga (d_w) deve ficar em torno de 5.

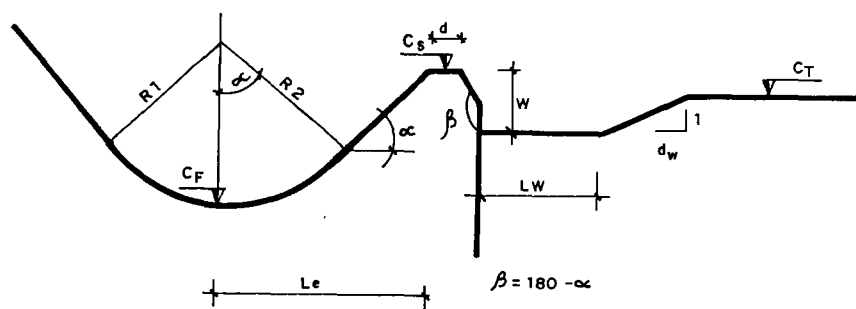


Fig.2.5 - Esquema da localização dos parâmetros de uma bacia com rampa ascendente

2.6 Estruturas com concha submersa

Esse tipo de estrutura, também conhecida como "Solid Roller Bucket", consiste basicamente de uma concha com raio uniforme e ângulo de saída variando de 30° a 45° . Tem como princípio básico de funcionamento, que a maior parte da

dissipação de energia se processa a jusante. Isso exige que o leito seja rochoso, pois trata-se de um dissipador de baixa eficiência, que libera considerável energia residual.

Seu funcionamento caracteriza-se pela presença de um "rolo" sobre a concha, girando no sentido indicado na figura 2.7, e de outro submerso, girando em sentido contrário. As correntes provocadas pelo segundo rolo geram transporte de material somente de jusante para montante, visando evitar a ocorrência de erosões regressivas.

Há pesquisadores que consideram ainda um terceiro rolo superficial, logo adiante da sobrelevação provocada pelo jato submerso lançado pela concha. Entretanto, em função da variação do nível de jusante, o "roller bucket" pode apresentar comportamentos diversos, classificados conforme ZHIHENG [1988] em:

- jato livre: ocorre quando o nível de jusante for inferior a cota de saída. O jato funciona de forma semelhante a uma concha não submersa (flip bucket) ou um salto em esqui, o que ocorre quando o número de Froude é, suficientemente, elevado (fig.2.6.A);
- jato quase livre: a medida em que o nível de água de jusante aumenta, ultrapassando a cota de saída. O jato continua sendo lançado, porém com um certo grau de afogamento (fig.2.6.B);
- limite para afogamento da concha: crescendo o nível de jusante, o jato passa a ser pressionado pela massa de água e começa a subir, formando uma sobrelevação junto à saída da concha (fig.2.6.C);
- início de afogamento da concha: a partir dessa situação, qualquer elevação a jusante cria o afogamento

- da concha, dando início ao funcionamento como concha submersa, "roller" propriamente dito (fig 2.6.D);
- escoamento estável no "roller": elevando-se ainda mais o nível de jusante, atinge-se a lâmina de água ideal de funcionamento do "roller bucket". Trata-se de uma condição ideal, onde verifica-se o comportamento estável. A figura 2.6.E, mostra essa condição onde observam-se as características principais de escoamento no "roller" sobre a concha;
 - "roller" submerso : elevando ainda mais o nível de jusante, reduz-se a sobrelevação provocada pela saída da concha, e eleva-se o nível dentro da concha (fig.2.6.F), chegando ao limite da utilização de "roller" como dissipador; e
 - "roller" totalmente afogado: o escoamento característico de "roller" desaparece a partir de um certo nível a jusante (fig.2.6.G). Para funcionamentos como este último, sugere-se a adoção de um outro tipo de dissipador.

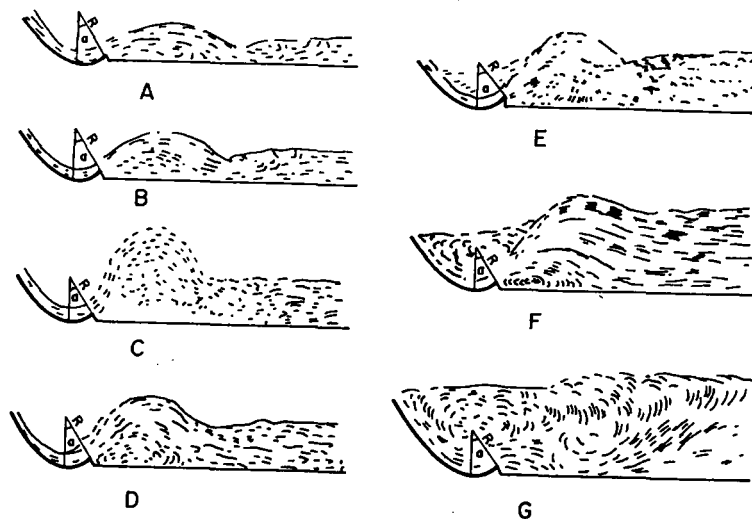


Fig.2.6 - Escoamento numa concha submersa em função da variação do nível de jusante

PETERKA [1974] classificou o funcionamento do "roller bucket" tipo "slotted" (com blocos - ver anexo A) em quatro tipos semelhantes as figuras 2.6.A, 2.6.E, 2.6.D. e 2.6.E.

Atualmente este tipo de estrutura vem sofrendo algumas mudanças em sua geometria, havendo a tendência de considerar-se as estruturas tipo concha submersa como estruturas em rampa ascendente.

O dimensionamento de um "roller bucket" varia conforme a bibliografia adotada, sendo necessário determinar os seguintes parâmetros (ver figura 2.7):

- raio mínimo (R_{min}) ou comprimento mínimo (L_e);
- ângulo de saída (α);
- cota de fundo (C_F); e
- cota de saída (C_s).

Atualmente o enfoque dado ao raio é o de simplesmente fazer a concordância entre o vertedor e a estrutura de dissipação. A ênfase tem sido dada ao comprimento da estrutura.

A cota de saída para maioria dos pesquisadores é um parâmetro dependente dos demais. A tendência atual é de considerar-se como uma variável independente.

A seguir apresenta-se um resumo das fórmulas sugeridas pelos diversos pesquisadores com o objetivo de mostrar as divergências entre os diversos critérios de dimensionamento existentes. Esses critérios, na sua maioria, são baseados em ensaios de modelo físico. Para maiores esclarecimentos recomenda-se consultar a bibliografia original. A figura 2.7 apresenta o significado das variáveis.

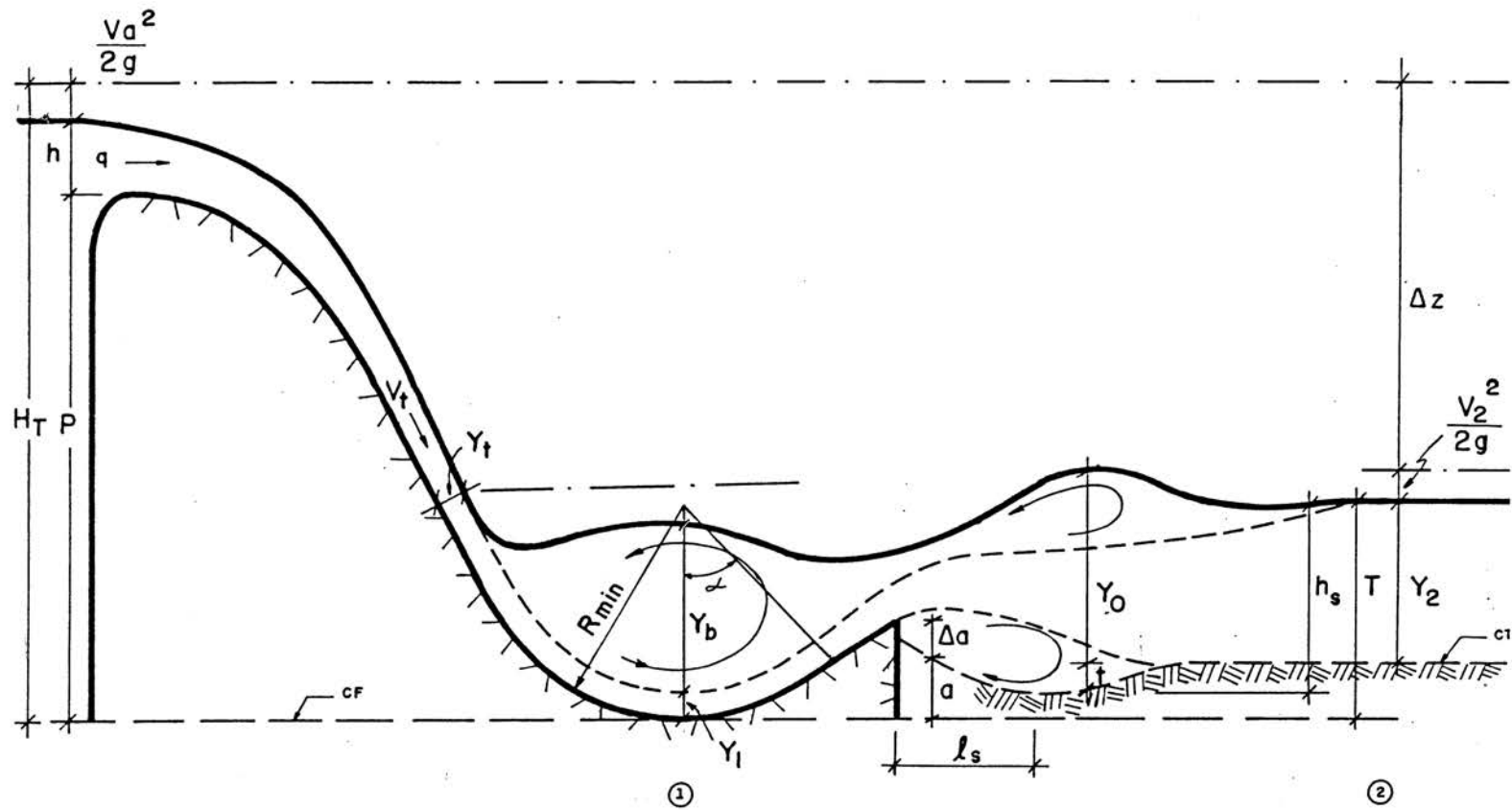


Fig.2.7 - Parâmetros para dimensionamento de uma estrutura tipo concha submersa -"roller-bucket"

McPHERSON [1957]

$$\alpha = 45^\circ$$

$$\frac{H_T}{R_{min}} = f(H_T) \quad (2.11)$$

$$\frac{y_b}{y_2} \geq 0,2 \quad (2.12)$$

$$\frac{y_b}{y_t} = f(F_t, \frac{y_2}{y_1}) \quad (2.13)$$

$$\frac{y_0}{y_1} = f(F_t, \frac{y_2}{y_1}) \quad (2.14)$$

$$2 < \frac{y_t}{R_{min}} < 6 \quad (2.15)$$

ELEVATORSKI [1959]

$$\alpha = 45^\circ$$

$$R_{\min} = f(\Delta Z) \quad \text{e} \quad 10 \text{ m} \leq R \leq 20 \text{ m} \quad (2.16)$$

$$T_v = f(\Delta Z) \quad (2.17)$$

$$C_s = C_F + 0,6 R \quad (2.18)$$

DODDIAH [1967]

$$\alpha = 30^\circ \text{ a } 45^\circ$$

Esse autor recomenda para o ângulo de saída, o valor de 30° . Por apresentar uma distância de erosão superior a estrutura de 45° .

PETERKA [1974]

$$\alpha = 45^\circ$$

$$\frac{R_{\min}}{y_1} = f\left(\frac{V_1^2}{g y_1}\right) \quad (2.19)$$

$$\frac{T_v}{y_1} = f\left(\frac{V_1^2}{2 y_1}, \frac{R_{\min}}{y_1}\right) \quad (2.20)$$

Os gráficos apresentados por esse autor são definidos para estruturas do tipo "slotted bucket". Entretanto podem ser utilizados para determinação do raio e da cota de fundo, deste que respeitado o trecho em rampa, com a cota de saída situada à $0,6 R_{\min}$ acima da cota de fundo..

US.ARMY [1977]

$$\alpha = 45^\circ$$

$$T_v = 0,75 \text{ a } 0,90 y_0 \quad (2.21)$$

$$y_0 = f(y_1, y_2) \quad (2.22)$$

$$y_b = f(y_1, y_2) \quad (2.23)$$

COTTA apud MACHADO [1979]

$$\alpha = 45^\circ$$

$$R_{min} = 1,414 q^{0,5} \Delta Z^{0,25} \quad (2.24)$$

$$T_v = y_l + 0,293 R_{min} \quad (2.25)$$

SHIVASHANKARA RAO [1980] e [1981]

$$\alpha = 30^\circ \text{ para } K_s \leq 0,3$$

$$\alpha = 35^\circ \text{ para } K_s > 0,8$$

$$\alpha = 45^\circ \text{ para } 0,3 < K_s \leq 0,8$$

$$R_{min} = y_r (8,26 \cdot 10^{-2} + 2,07 K_s + 14 K_s^2) \quad (2.26)$$

$$T_v \geq 1,3 \text{ a } 1,4 y_l \quad (2.27)$$

$$K_s = \frac{q}{\sqrt{g H_T^3}} \quad (2.28)$$

Esse pesquisador também estudou perfis elípticos para a forma da concha.

MACHADO [1981]

$$\alpha = 45^\circ$$

$$R_{min} = 11,2 \Delta Z F_1^{-1,35} \quad (2.29)$$

$$T_v = 1,2 q^{0,5} \Delta Z^{0,25} \quad (2.30)$$

$$\frac{2,24}{F_1^{0,7}} > \frac{y_l}{H_T} > \frac{2,09}{F_1^{0,8}} \quad (2.31)$$

LI [1988]

Seu trabalho está baseado em um único projeto, (um único número de Froude). Ele sugere que existe sob o ponto de vista de comportamento hidráulico, um nível de água ótimo para cada estrutura o qual ocorre quando formam-se os três rolos antes descritos e uma onda. A eficiência da dissipação de energia pode, nesse caso, atingir até 40%.

WEIZHANG [1988]

Esse autor, ao proceder uma análise sobre a submergência em um "roller bucket", procurou estabelecer um limite de submergência dado pelo nível de água de jusante, a partir do qual o escoamento não mais acompanha o perfil do extravasor (fig.2.9) e indica, como limite de submergência, o ponto para o qual o jato ainda mergulha, acompanhando o perfil da estrutura. Se o nível de jusante aumentar ainda mais, o comportamento do jato continua mergulhante, porém em direção a linha AB indicada na figura 2.8, atingindo diretamente o leito do rio. Concluiu que, quando $\theta' < \theta_c$, o "roller" não deve ser submerso e quando $\theta' > \theta_c$ e $y_m < T_w$, pode ser submerso.

$$\theta' = \frac{V_1 \text{ sen } \theta}{\sqrt{g y_1}} \quad \text{e} \quad \theta_c = 0,3 \quad (2.32)$$

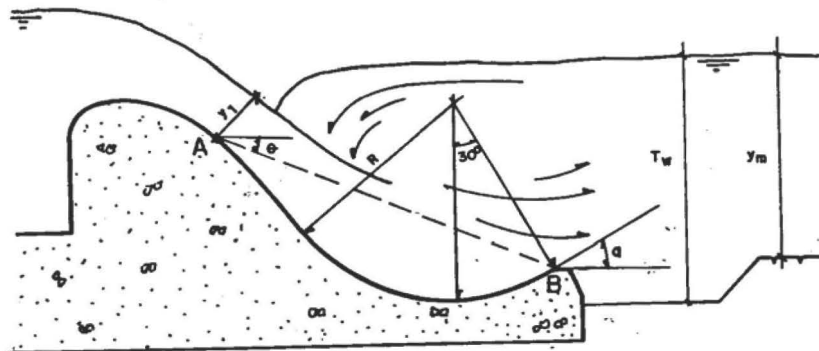


Fig.2.9 - "Roller Bucket" submerso

ZHIHENG [1988]

Além de apresentar sete fases de funcionamento da estrutura tipo "roller bucket", (ver figura 2.7), sugere uma fórmula para o cálculo da altura de água no fundo da concha para o caso crítico.

$$\frac{y_1}{H_T} = M K^N \quad (2.33)$$

$$M = 0,5692 (R/P)^{-0,2977} \quad (2.34)$$

$$N = 0,8927 (R/P)^{-0,06407} \quad (2.35)$$

$$K = q / (g E^3)^{0,5} \quad (2.36)$$

ZHENXING [1988]

Estudou a erosão a jusante de uma estrutura tipo "roller-bucket", a qual sofre grande influência do nível de jusante. Sugere duas equações para estimar a máxima fossa de erosão as quais levam em conta o grau de submergência da estrutura. A figura 2.9 ilustra a respeito. As suas conclusões estão baseadas em cerca de 450 ensaios realizados para diferentes projetos.

$$\sigma = \frac{y_2}{y_1} \quad (2.37)$$

$$h_s = 0,846 \sigma^{-0,414} q^{0,67} \left(\frac{H_t}{d_{50}} \right)^{0,182} \quad (2.38)$$

$$l_s = K_a \sigma^{k_b} q^{0,67} \left(\frac{t}{d_{50}} \right)^{0,095} \quad (2.39)$$

sendo

$K_a = 2,844$ e $K_b = 0,404$ para altas barragens

$K_a = 2,050$ e $K_b = 0,660$ para baixas e médias barragens

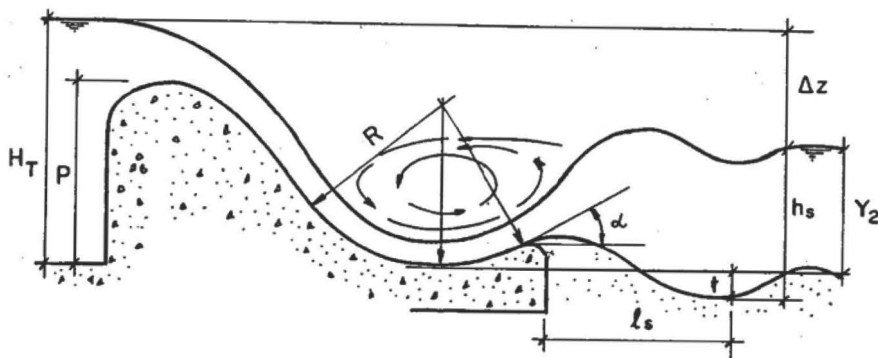


Fig.2.9 - Erosão a jusante de estruturas tipo concha submersa ("roller bucket")

TAMADA [1989]

Em seu estudo concluí que o ângulo de maior eficiência situa-se entre 15° e 25° e que a estrutura deve ter um prolongamento, sendo a rampa ascendente uma variante do "roller bucket". Essas conclusões basearam-se na análise da flutuação de pressão em 3 seções fixas em relação a um ponto de referência. Cabe destacar que é o único trabalho que analisa e compara este tipo de estrutura a partir da flutuação de pressão. A faixa de número de Froude ensaiada situou-se entre 1,5 e 4,5 para estruturas com ângulo de saída entre 10° e 45° .

MAESTRI e MARQUES [1989]

Conforme já apresentado no item 2.5, sugerem que as características mais importantes são a submergência, o comprimento da estrutura e a cota de saída, sendo que esta última pode ocasionar um afogamento artificial, permitindo que se eleve a cota de fundo da estrutura, criando-se assim alguma economia.

2.7 Estruturas do tipo concha de lançamento

Estas estruturas, também denominadas de "flip bucket", (fig.2.10) são aqui abordadas devido a interface existente com o "roller bucket", sempre que o jato é livre ou está no limite de afogamento (fig. 2.6 A a C).

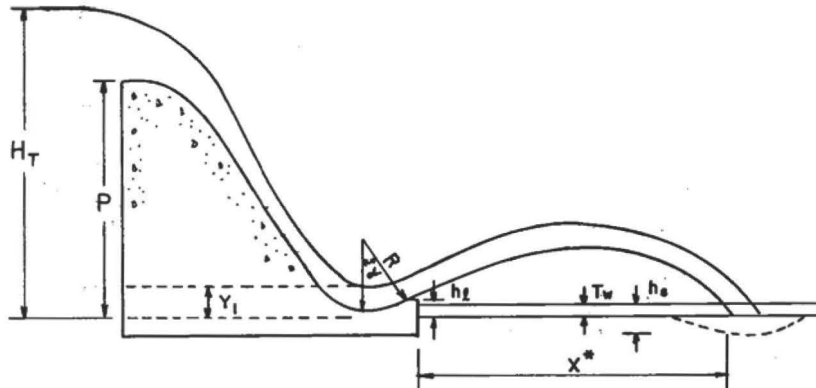


Fig.2.10 - Estrutura tipo concha de lançamento

Esta estrutura tem duas finalidades básicas:

- lançar o jato o mais longe possível, para que os danos causados ao leito do rio não comprometam a segurança da obra; e
- espalhar ao máximo o jato de modo a aumentar a área de impacto, minimizando, assim, os danos sobre o leito.

SHIVASHANKARA RAO [1980]:

- Para o raio mínimo

$$\frac{R_{min}}{y_1} = \frac{F_1 - 3,7627}{0,2477} \quad 5,5 \leq F_1 \leq 10 \quad (2.39)$$

$$\frac{R_{min}}{y_1} = 11,534 \sqrt{F_1} - 9,133 F_1^{1/4} - 5,123 \quad e \quad F_1 < 5,5 \quad (2.40)$$

- A cota de fundo 2 a 3m acima do leito
- ângulo de saída entre 30° e 40° e
- altura de saída dada por:

$$\frac{hl}{T_v} = 0,4055 - 6,455 \left(\frac{T_v}{H_T} \right) + 35,65 \left(\frac{T_v}{H_T} \right)^2 \quad (2.41)$$

A distância do alcance do jato (x^*) pode ser calculada por:

$$x^* = V_1^2 \sin \alpha \frac{\cos \alpha}{g} + \sqrt{\sin^2 \alpha - 2g \frac{hl}{V_1^2}} \quad (2.42)$$

O USARMY [1977] recomenda

- para o raio mínimo

$$R_{min} = 5 \text{ a } 10 y_1 \quad (2.43)$$

- a cota de saída do defletor acima do nível máximo a de jusante para evitar afogamento;
- o ângulo de saída em torno de 30° e
- a distância do alcance do jato pode ser calcula por:

$$\frac{x^*}{H_T} = \sin 2\alpha + 2 \cos \theta \sqrt{\sin^2 \theta + \frac{hl}{H_v}} \quad (2.44)$$

O USBR recomenda que o ângulo seja no máximo de 30°.

Muitos dos critérios adotados para estruturas do tipo salto de esqui, são também utilizados nas estruturas tipo concha de lançamento, principalmente quando a saída da estrutura está acima do nível da água de jusante. Os critérios de dimensionamento são fixados em função da tendência de ocorrer pressões negativas nas imediações da saída da estrutura, sendo este efeito, tanto mais sensível quanto menor a relação R/y_1 .

PINTO [1987] sugere que o raio deva obedecer a relação:
 $R_{min} > 5 \text{ a } 10 y_1$ (2.45)

2.8 Ausência de estudo comparativo entre os diversos critérios

Analisando os principais critérios de dimensionamento observa-se que não existe um estudo comparativo entre o desempenho dos diferentes tipos dissipadores. A única estrutura sobre a qual existe um consenso quanto ao dimensionamento é a bacia convencional horizontal tipo I (fig.2.1). Nas demais estruturas, bacias com rampa ascendente (fig.2.2) e conchas submersas (fig.2.7), os critérios de dimensionamento conduzem a diferentes dimensões, sem nenhum comparativo quanto a eficiência hidráulica, o que dificulta qualquer estudo econômico voltado para a escolha do mais eficiente tipo de dissipador a ser utilizado, em cada caso.

A maioria desses critérios foram obtidos a partir de ensaios em modelo reduzido para casos específicos, sendo a eficiência analisada em função, principalmente, de ensaios de fundo móvel. Só recentemente é que a medição de flutuações de pressões instantâneas a jusante de dissipadores passou a ser utilizada como parâmetro de comparação da eficiência entre as estruturas, o que tem se mostrado um caminho viável e útil.

2.9 Pressões instantâneas induzidas pela dissipação de energia

Apresenta-se a seguir uma noção de como se processa a flutuação de pressão num escoamento altamente turbulento sem abordar as técnicas descritivas e as de análise conjunta de dados aleatórios.

A flutuação de pressão, na maioria das vezes, ocasiona erosões a jusante de dissipadores, quando seu valor ultrapassa o peso dos blocos de rocha submersos, ou quando ocasionam a fadiga do material do leito, ou ainda por cavitação.

Estes efeitos atualmente podem ser detectados graças ao advento dos equipamentos eletrônicos capazes de medir grandezas e suas variações instantâneas. Anteriormente, quando somente era possível a leitura de valores médios, as análises deste tipo eram impraticáveis.

Sempre que há flutuação de pressão, de velocidade ou de nível, mostra-se presente a turbulência, propriedade associada ao escoamento de fluidos que se manifesta com redemoinhos, em diversos tamanhos, com elevados números de Reynolds e com um amplo espectro de frequência de flutuação.

A turbulência segundo HINZE [1975], é "uma condição irregular de movimento, tal que as diferentes grandezas em jogo apresentam bruscas variações no espaço e no tempo, as quais, na impossibilidade de serem caracterizadas de outro modo, se consideram aleatórias".

A aleatoriedade com que as propriedades do escoamento turbulento se manifesta, torna a abordagem determinística inviável, sendo necessário lançar-se mão de métodos estocásticos.

Os escoamentos turbulentos são sempre dissipativos, devido ao trabalho de deformação realizado pelos esforços cisalhantes viscosos que incrementam a energia interna do fluido, as custas do fornecimento de energia cinética a ser transformada. Esta transformação e dissipação de energia, a jusante de

estruturas hidráulicas de médio e grande porte, é assunto de interesse cada vez maior na engenharia hidráulica.

Uma forma bastante consagrada para efetuar esta dissipação em líquidos é através da utilização do movimento macroscopicamente permanente e rapidamente variado, verificado toda a vez que um escoamento a superfície livre passa do regime de escoamento rápido a lento.

O processo de dissipação no interior do ressalto é, inevitavelmente, acompanhado de bruscas flutuações de pressões, as quais são transmitidas aos componentes das estruturas dissipadoras, ficando estas submetidos a esforços por vezes superiores a seus limites de resistência, o que provoca danos em lajes de revestimentos, fadiga de materiais e vibrações nas estruturas.

Assim, o conhecimento sobre amplitudes e frequências destas flutuações de pressão, obtido a partir de parâmetros estatísticos a elas associados, é de essencial importância ao projeto de estruturas do tipo em questão, já que:

- mediante a comparação entre as faixas de frequências dominantes, induzidas pelo escoamento, e as frequências naturais de vibração das estruturas submetidas aos esforços hidráulicos, pode-se avaliar a possibilidade de ocorrência de vibrações por fenômenos de ressonância;
- sendo as cargas induzidas sobre as estruturas, variáveis no tempo, um exame de condições extremas como a alternância no sentido de aplicação dos esforços, pode indicar tendências à fadiga dos materiais empregados em fundações e ancoragens; e

- a presença de grandes flutuações de pressão, com valores muito abaixo da pressão atmosférica local, ainda que por curtíssimo intervalo de tempo, podem indicar tendências a ocorrência de cavitação (LOPARDO [1986]).

A maioria dos pesquisadores utiliza o coeficiente de flutuação de pressão (C_p) para analisar o desempenho da estrutura. Este coeficiente é definido como:

$$C_p = \frac{\sqrt{p_m}}{0,5 \rho V_r^2} \quad (2.46)$$

sendo $\sqrt{p_m}$ a raiz média quadrática da flutuação de pressão e $0,5 \rho V_r^2$ a energia cinética (por unidade de volume) na secção, imediatamente a montante do ressalto hidráulico.

Fisicamente, o coeficiente C_p representa a relação percentual entre as energias turbulenta e cinética em uma dada secção, transferida ao fundo do canal.

A análise dos resultados considera a variação do coeficiente de pressão (C_p) ao longo do ressalto hidráulico, através do fator adimensionalizado x/y_r , medido a partir da origem do ressalto hidráulico. No caso de estruturas a jusante de vertedores de superfície, a origem do ressalto hidráulico situa-se no "invert" (ponto mais baixo da estrutura ou de tangência do raio de concordância - ver figura 2.11). Neste ponto é que se encontram as referências da espessura da lâmina (y_r), a velocidade do escoamento (V_r), o número de Froude (Fr) e o número de Reynolds (R_r).

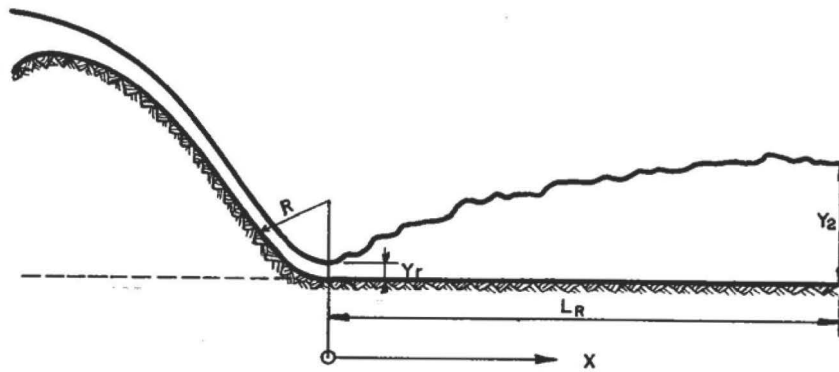


Fig.2.11 - Bacia tipo I localização do ponto 1

As amplitudes de flutuação de pressão na base do ressalto hidráulico, tem sido objeto de estudos por parte de vários pesquisadores. O gráfico da figura 2.12. apresentaos resultados obtidos por ABDUL KHADER e ELANGO [1974] para três diferentes números de Froude: 4.7, 5.9 e 6.6. A figura 2.13 mostra os resultados de LOPARDO [1986] com números de Froude entre 4,5 e 10 e a figura 2.14, os resultados de ENDRES [1990]. Este último obtido nas mesmas instalações e com as mesmas condições hidráulicas das estruturas ensaiadas pelo autor do trabalho ora apresentado. ENDRES [1990], para o cálculo da fórmula da velocidade e da altura conjugada na entrada do ressalto, adotou as fórmulas (47) e (48) resultando em números de Froude (49) diferentes dos adotados no trabalho ora apresentado. (ver item 3.4.).

$$V_r = \sqrt{2 g H_r} \quad (2.47)$$

$$y_r = \frac{q}{V_r} \quad (2.48)$$

$$F_r = \frac{V_r}{\sqrt{g y_r}} \quad (2.49)$$

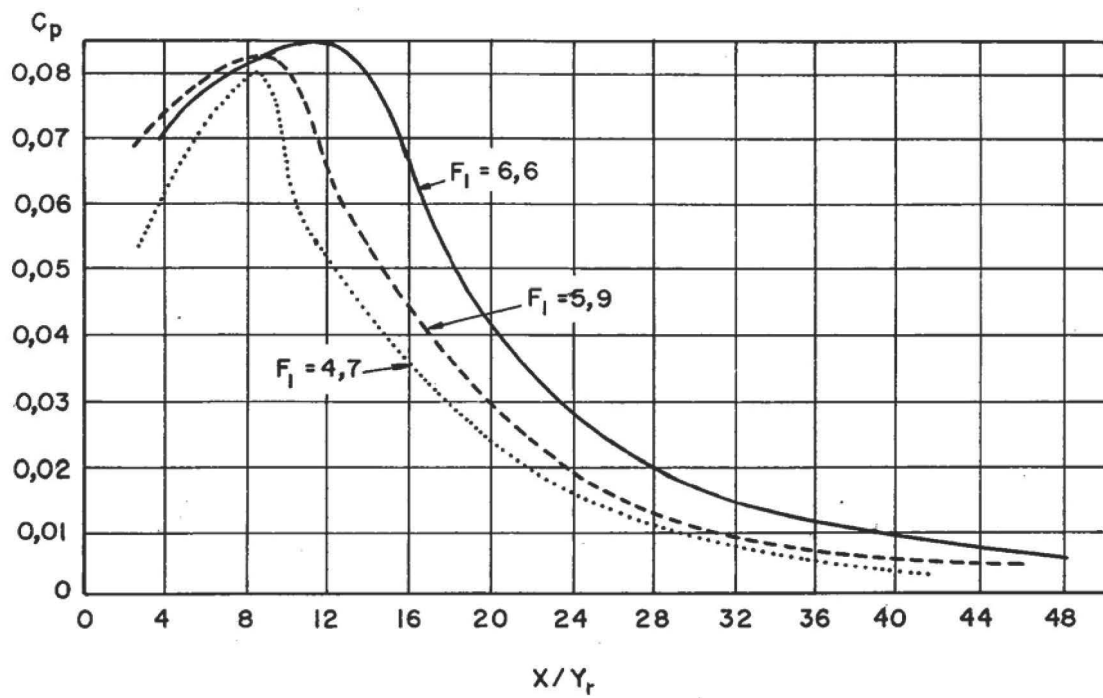


Fig.2.12 - Coeficiente de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico - ABDUL KHADER e ELANGO [1974]

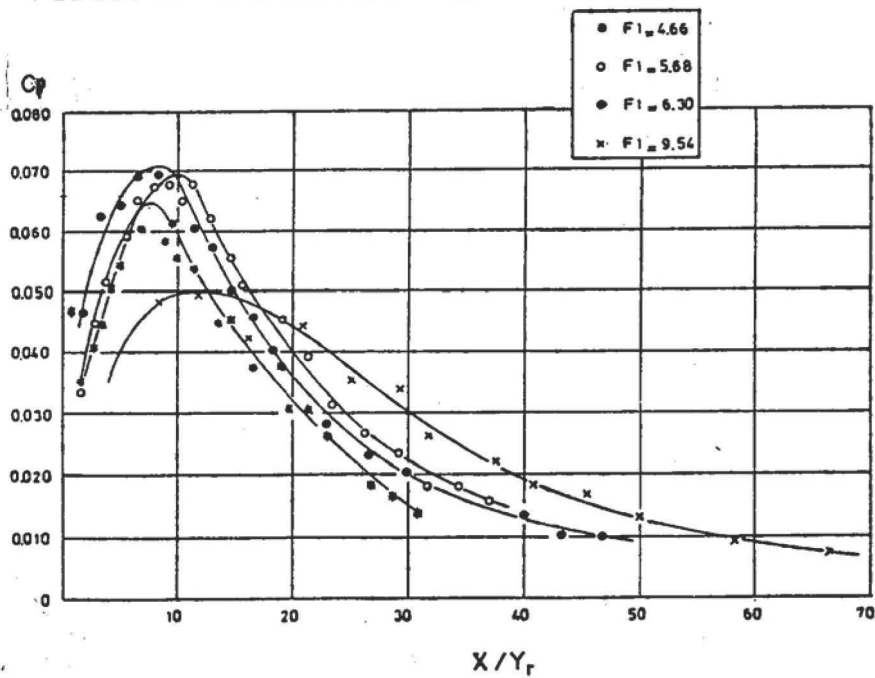


Fig.2.13 - Coeficiente de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico a jusante de vertedores - LOPARDO [1986]

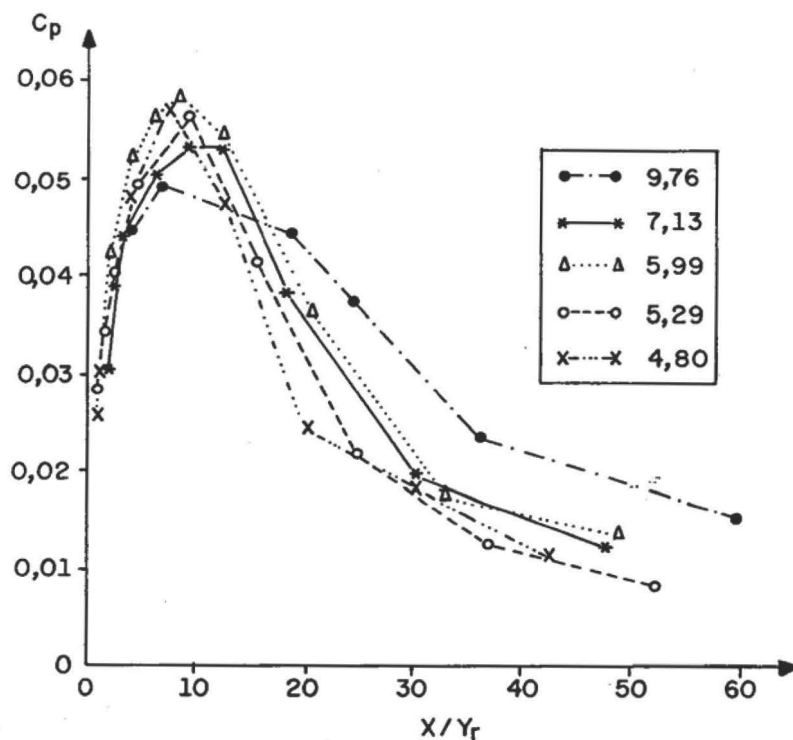


Fig.2.14 - Coeficiente de flutuação de pressão ao longo do ressalto hidráulico a jusante de vertedores - ENDRES [1990]

Os gráficos das figuras 2.12 a 2.14 mostram uma tendência do coeficiente de flutuação de pressão (C_p) crescer até um determinado valor de número de Froude, em torno de 6,5, para depois decrescer. Observa-se, também, que o local onde ocorre o ponto de máxima flutuação situa-se entre:

$$8 < \frac{x}{y_1} < 12 \quad (49)$$

Pelos estudos, realizados observa-se que para uma pequena variação do número de Froude, esses valores poderão oscilar consideravelmente, conforme LOPARDO [1986]. Isto ocorre devido as condições de entrada no ressalto hidráulico que provoca um desenvolvimento diferenciado e localizado da camada limite, ocasionando variações nos valores de flutuação de pressão.

Os trabalhos desenvolvidos até o presente momento, tem contribuído muito para a compreensão da macroturbulência do ressalto e seus efeitos sobre as estruturas.

O ressalto hidráulico a jusante de vertedores de superfície ainda não se encontra tão bem estudado como o ressalto formado a jusante de adufas, podendo-se citar LOPARDO [1986], ENDRES [1990] e outros. A faixa estudada situa-se entre números de Froude de 4,5 a 11.

Análises deste tipo para o ressalto submerso ainda são incipientes, não tendo os pesquisadores, entre eles CAMARGO [1980] e PINTO [1988], chegado a um denominador comum, apresentando divergências significativas nos resultados, o que não permite tirar-se uma conclusão a respeito.

Para as estruturas do tipo concha ainda é praticamente desconhecido o processo da macroturbulência a jusante da estrutura e a transferência de esforços ao leito.

TAMADA [1988] efetuou um estudo comparativo da eficiência entre este tipo de estrutura e uma bacia curta, através da variação do coeficiente de flutuação de pressão em 3 locais de medição.

No trabalho ora apresentado, a flutuação de pressão foi escolhida para avaliar a dissipação de energia, já que as análises a este respeito permitem estudos comparativos para as mesmas condições de contorno. Isto proporciona uma contribuição ao conhecimento da macroturbulência no ressalto e quanto a transferência da flutuação de pressão para o leito de jusante. Este tipo de metodologia permite que se compare alternativas de

estrutura de dissipação, escolhendo como mais conveniente, aquela que provoque as menores solicitações a jusante.

3 METODOLOGIA

3.1 Concepção do estudo

Conforme registrado na introdução, o presente trabalho tem como enfoque a pesquisa da dissipação de energia em estruturas tipo concha. Consiste em um estudo teórico experimental integrante da linha de pesquisa em desenvolvimento no Instituto de Pesquisas Hidráulicas, que visa a unificação dos critérios de dimensionamento de dissipadores de energia tipo concha. Procura oferecer uma contribuição ao estudo da influência do ângulo de saída das estruturas nas flutuações de pressões a jusante de dissipadores do tipo concha para $\alpha = 1$ e para números de Froude situados entre 4,5 e 10, bem como definir a metodologia a ser seguida na linha de pesquisa.

Sabe-se que para um mesmo projeto de dissipador, existem diferentes soluções, sendo até o momento desconhecidas as relações entre o desempenho das mesmas. Constata-se a inexistência de uma bibliografia específica e dirigida à escolha da alternativa mais econômica, para um mesmo grau de eficiência. A partir dessa constatação, passou-se a idéia desenvolver a

pesquisa em questão, da qual o trabalho, ora apresentado, é parte integrante.

O estudo experimental aqui desenvolvido baseou-se nas experiências de diversos pesquisadores (ver item 2), onde cada critério de dimensionamento forneceu alguma informação ou subsídio.

Pode-se fixar em quatro o número de parâmetros a serem estudados isoladamente e/ou em conjunto como segue:

- ângulo de lançamento (α);
- comprimento da estrutura (L_e);
- cota de fundo (C_F); e
- cota de saída (C_s).

Para analisar e equacionar todas estas variáveis, seria necessário testar, no mínimo, 91 estruturas exigindo um número de ensaios superior a 450 (5 vazões por estrutura). Por essa razão, optou-se em estudar apenas a influência do ângulo de saída para uma determinada cota de fundo, embora sabendo existir dependência dos demais parâmetros. Para tanto, testaram-se 5 estruturas tendo sido realizados 25 ensaios (incluindo aqueles relativos à bacia convencional tipo I, já objeto de ensaios por ENDRES [1990]).

Escolheu-se para cota de fundo das estruturas, a da bacia convencional horizontal (tipo I), sem afogamento ($\sigma = 1$). Essa condição permite a formação do ressalto perfeito, possibilitando a comparação entre os resultados obtidos para a citada bacia e os da estrutura tipo concha. Desta forma, a única alteração ocorrida foi a do ângulo de saída, mantendo-se fixas as condições de montante e de jusante do escoamento. Outro aspecto a destacar é a inexistência de um consenso entre os diferentes

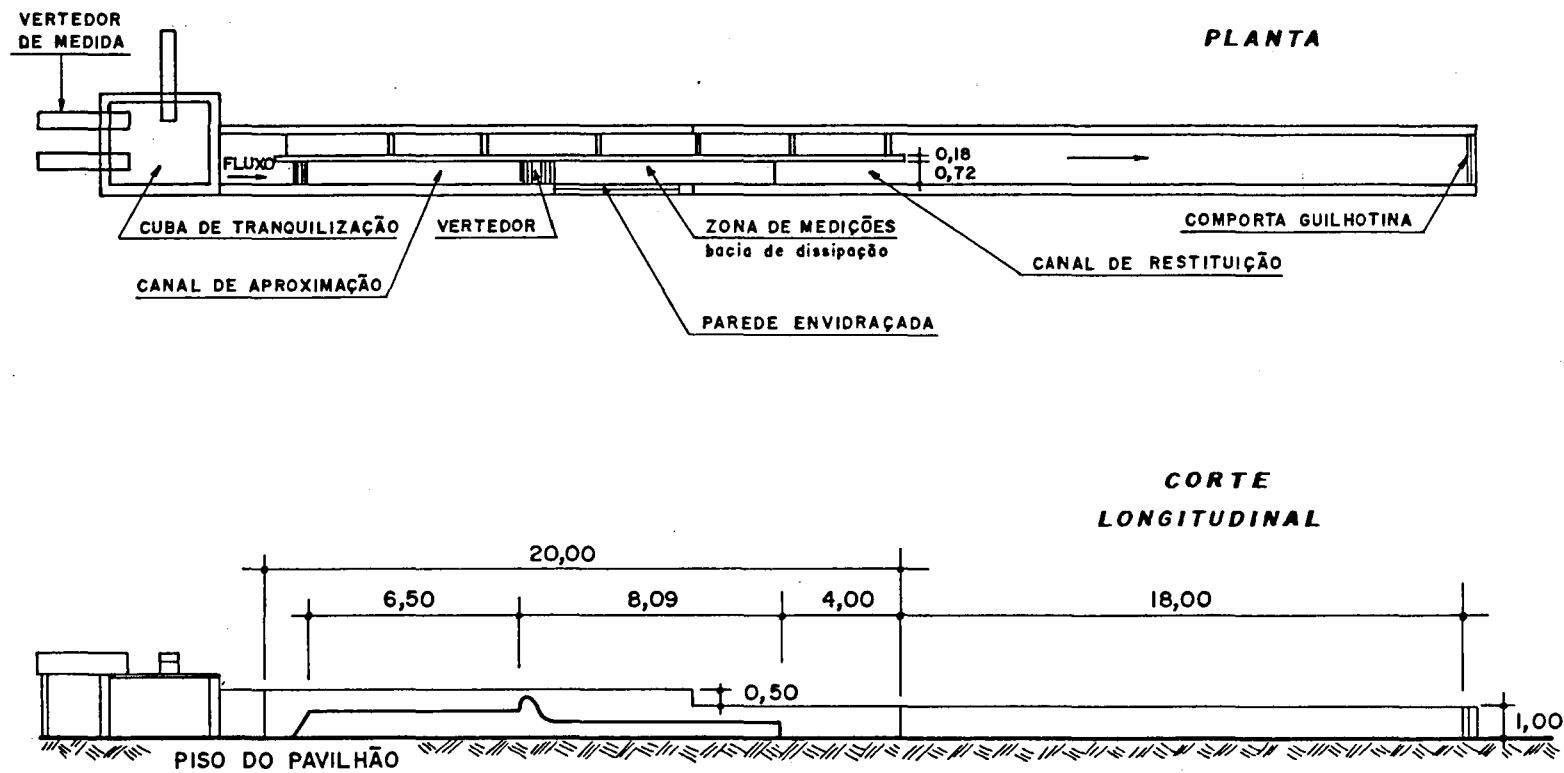
critérios (ver item 2) para estabelecimento da cota de fundo a ser adotada para uma concha de lançamento "flip bucket" ($\sigma < 1$) e uma concha submersa roller bucket ou rampa ascendente ($\sigma > 1$). Portanto, $\sigma = 1$ é uma condição limite e crítica para fixar uma cota de fundo da estrutura. O conhecimento do seu funcionamento nesta situação é necessário para a comparação com outros coeficientes de afogamento a serem pesquisados na continuidade deste trabalho.

A comparação entre o funcionamento das estruturas será efetuada através da análise do valor do coeficiente de flutuação de pressão e da distância onde ocorrem os maiores coeficientes, medida em relação ao início da estrutura (definido no item 2.9). Esse coeficiente é uma grandeza que indica a magnitude da flutuação macroturbulenta efluente do dissipador, o qual pode ser responsável pelo desprendimento de blocos do maciço rochoso e/ou promover intensa movimentação dos blocos soltos, incrementando o processo erosivo.

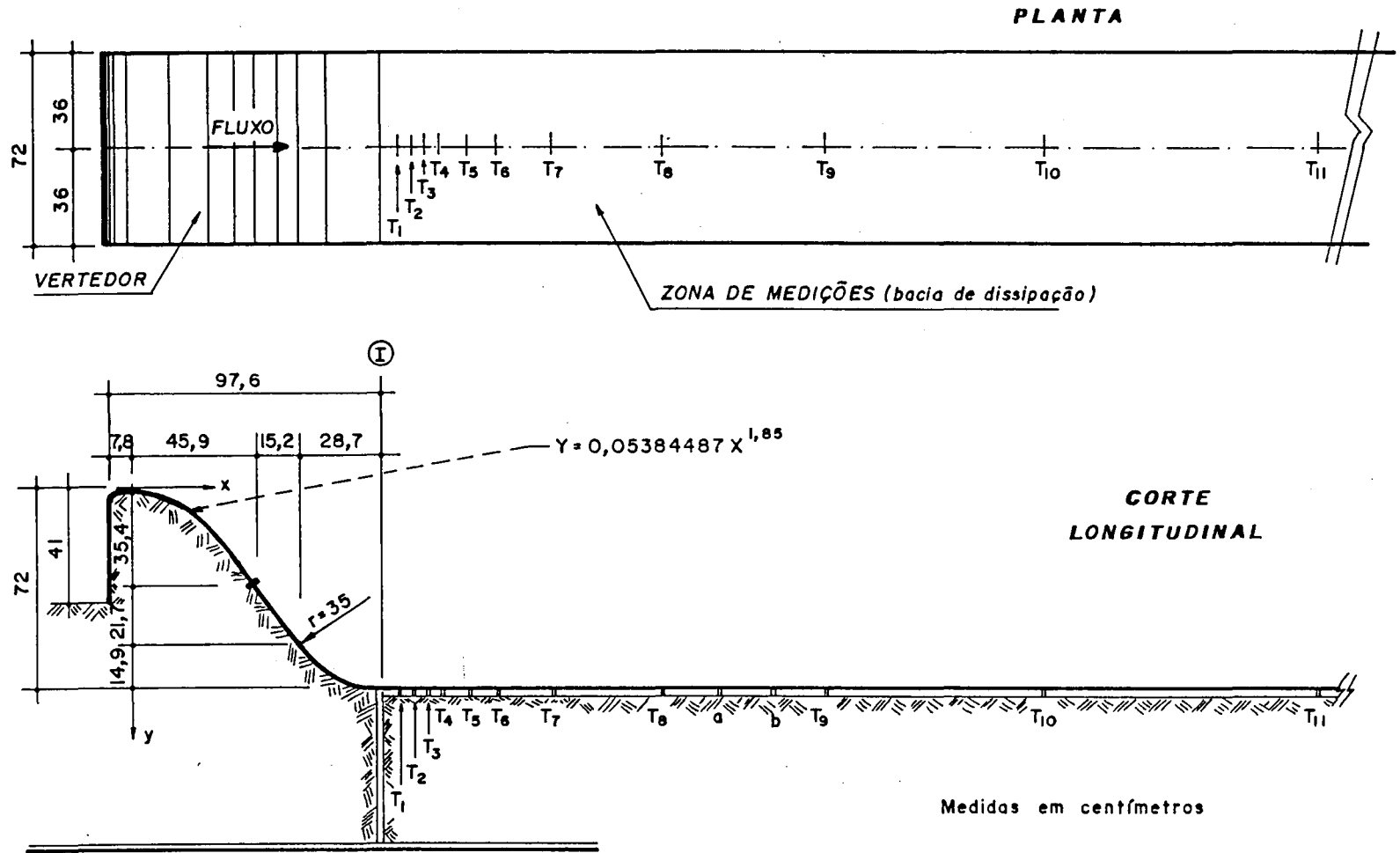
3.2 Descrição das instalações

A instalação experimental utilizada foi montada no Pavilhão Fluvial do Laboratório de Hidráulica do Instituto de Pesquisas Hidráulicas da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Constitui-se de um canal retilíneo de fundo horizontal, construído em concreto e alvenaria de tijolos, possuindo no seu curso, uma soleira descarregadora do tipo Creager. No pé da soleira foram instaladas cada uma das estruturas de dissipação testadas. O canal é alimentado por um conjunto de moto-bombas, sendo a vazão resultante medida por um conjunto de vertedores de soleira delgada. Os níveis de jusante são controlados por uma comporta. As dimensões estão apresentadas na figura 3.1.

Fig.3.1 - Instalações utilizadas



Medidas em metros



OBS.: 1-Ver tabela 3.1 para a posição das tomadas nas diferentes estruturas

2-Ver figura 3.3 e tabela 3.5 para o detalhe da geometria da estrutura

Fig.3.2 - Posição das tomadas de pressão e detalhe das instalações

O canal possui 40,0m de comprimento por 1,50m de largura e sua altura varia entre 1,50 a 1,00m. No lado direito da zona de medição foi instalada uma janela de 4,0m de comprimento por 1,0 m de altura.

3.3 Procedimento experimental

O procedimento experimental empregado neste estudo foi de caráter eminentemente investigativo, com ênfase voltada para a obtenção de valores representativos do fenômeno de dissipação de energia.

Inicialmente, foram estabelecidas as condições de escoamento desejadas, em termos de vazão, posição do ressalto e nível de água a jusante, tendo sido escolhidas cinco descargas: 50, 100, 150, 200 e 250 litros por segundo.

Com a bacia horizontal implantada, verificou-se qual seriam as energias totais do escoamento a montante para as diversas vazões. Nesta fase, mediu-se, com uma ponta linimétrica, a espessura da lâmina d'água no pé do vertedor, no ponto I (figura 3.2.). Mediu-se também, com um tubo de Pitot-Prandtl, a velocidade média neste mesmo ponto.

Para cada vazão, partindo da igualdade entre as energias totais do escoamento a montante e a jusante do vertedor, calculou-se a altura de água (y_r), a velocidade média do escoamento (V_r) e o número de Froude (Fr) na seção inicial, ponto I do ressalto hidráulico, utilizando-se as seguintes equações:

$$V_r = \sqrt{2g(H_T - H/2)} \quad (3.1)$$

$$y_r = \frac{q}{V_r} \quad (3.2)$$

$$Fr = \frac{V_r}{\sqrt{g y_r}} \quad (3.3)$$

Comparando estes valores com os medidos (tabela 3.1), observa-se que os valores teóricos são muito próximos dos reais. Optou-se por trabalhar com os valores teóricos, adotando-se o número de Froude resultante.

Tabela 3.1 - Comparação entre os valores teóricos e os medidos

Vazão (l/s)		50	100	150	200	250
Teórico*	V _r (m/s)	3,90	3,97	4,02	4,07	4,18
	y _r (mm)	17,8	34,9	51,7	68,2	83,1
	Fr —	9,33	6,78	5,64	4,97	4,63
Teórico**	V _r (m/s)	4,01	4,11	4,18	4,23	4,28
	y _r (mm)	17,2	33,9	49,6	65,3	80,9
	Fr —	9,76	7,13	5,99	5,29	4,80
Medido	V _r (m/s)	3,90	3,93	3,95	3,96	4,08
	y _r (mm)	18,3	36,0	53,3	69,8	85,4
	Fr —	9,20	6,61	5,46	4,78	4,45

* equações (3.3), (3.1) e (3.2)

** equações (3.4), (3.1) e (3.2)

Cabe salientar que ENDRES [1990], para calcular a velocidade no ponto I (figura 3.2), utilizou a seguinte equação:

$$V_1 = \sqrt{2 g H_t} \quad (3.4)$$

Assim sendo, os números de Froude por ele considerados são diferentes, embora representem as mesmas condições hidráulicas.

Com o número de Froude calculado, verificou-se através da equação (52), qual seria a altura conjugada lenta para o

ressalto hidráulico em exame, fixando-se assim o nível de jusante a ser implantado no modelo para todas as estruturas a ensaiar.

$$\frac{y_l}{y_r} = \frac{1}{2} \left[\sqrt{1 + 8 F_1^2} - 1 \right] \quad (3.5)$$

A tabela 3.2 apresenta um resumo das condições hidráulicas implantadas nos ensaios.

Tabela 3.2 - Condições hidráulicas teóricas implantadas nos ensaios

VAZÃO l/s	y _r mm	V _r m/s	y _l mm	Fr -	R _r -
50	17,8	3,90	226,1	9,33	6,94 x 10 ⁴
100	34,9	3,97	317,6	6,78	1,38 x 10 ⁵
150	51,7	4,02	387,3	5,64	2,08 x 10 ⁵
200	68,2	4,07	446,5	4,97	2,78 x 10 ⁵
250	83,1	4,18	504,2	4,63	3,47 x 10 ⁵

3.4 Dimensionamento das estruturas

Com o objetivo de reduzir o número de variáveis independentes no estudo da influência do ângulo de saída, fixou-se o raio da concha em 350 mm. A tabela 3.3 apresenta o raio mínimo para as vazões ensaiadas, calculado pelas fórmulas sugeridas por diferentes pesquisadores. Observa-se que o raio mínimo de 350mm atende bem a maioria dos métodos.

Com o raio fixado, escolheram-se os ângulos de 10°, 20°, 30° e 45° como ângulos de saída e através de relações trigonométricas obteve-se as dimensões da tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Raio mínimo de concordância em milímetros

Vazão (l/s)	50	100	150	200	250
MCPHERSON [1957]	53	105	155	204	250
PETERKA [1958]	103	184	246	336	374
MACHADO [1980]	464	645	772	866	942
RAO [1980]	400	425	392	332	290
GRISHN [1982]*	277	280	287	294	312
FRENCH [1987]	71	140	207	272	333
BANDINI [1987]	200	245	273	299	350
USBR [1987]	89	175	259	341	415
MAESTRI E MARGUES [1989]	71	140	207	272	333

* valor médio $R = 0,2$ a $0,5 H$

Tabela 3.5. - Dimensões das estruturas

ÂNGULO	10°	20°	30°	45°
Raio(mm)	350,0	350,0	350,0	350,0
Le(mm)	60,7	119,7	175,0	247,5
ΔS (mm)	5,3	21,1	46,9	102,5

obs: • ver figura 3.3

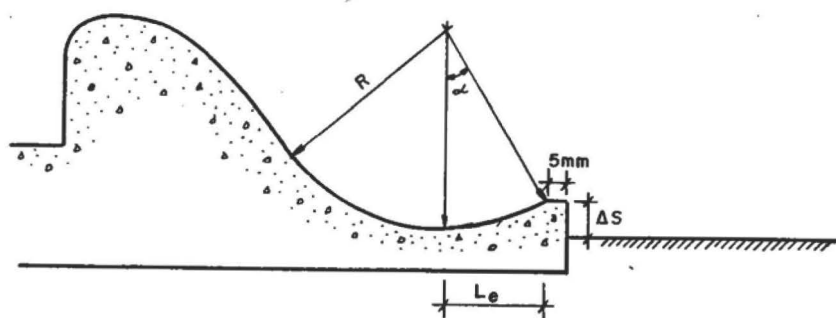


Fig.3.3 - Croquis dos parâmetros das estruturas ensaiadas

A zona de medição de pressões ao longo da linha longitudinal central do canal estende-se por 3,42 m. A figura 3.2 e a tabela 3.6 mostram a posição dos pontos de medição para as

diferentes estruturas ensaiadas. As tomadas de pressão foram executadas em peças de acrílico com orifício de 1 mm, afixadas ao fundo do canal.

Tabela 3.6 - Posição das tomadas de pressão em relação ao ponto I para as diversas estruturas ensaiadas

Tomadas	Angulo				
	0°	10°	20°	30°	45°
1	70	340	340	340	340
2	120	390	390	390	390
3	170	440	440	440	440
4	220	490	490	490	490
5	320	590	590	590	590
6	420	690	690	690	690
7	620	890	890	890	890
8	1020	1020	1020	1020	1020
a	----	----	----	1220	1220
b	----	----	----	1420	1420
9	1620	1620	1620	1620	1620
10	2420	2420	2420	2420	2420
11	3420	3420	3420	3420	3420

obs: • medidas em milímetros
 • para a posição das tomadas em relação ao fim das estruturas ensaiadas ver também tabela 3.5 e figuras 3.2 e 3.3

3.5 Instrumentação

O equipamento empregado para a medição de pressões instantâneas foi um transdutor de pressão do tipo piezo-resistivo da marca Endevco, modelo 5.8506-2 (faixa de trabalho de 0 a 13,8 Kpa) e seu sinal condicionado por um condicionador de sinais marca Bell & Howell, modelo CEC-183. As conexões entre as tomadas de pressão e o transdutor foram feitas através de tubos plásticos (mangueira cristal) com 2,0 m de comprimento e 6,5 mm (1/4") de diâmetro interno. O sinal analógico foi convertido para o domínio digital por um Anamed AM13PC e

registrado na memória de um microcomputador Prológica/Solution - 16 (compatível IBM - PC/XT) para posterior gravação em minidiscos flexíveis de diâmetro 5 1/4". A análise digital foi realizada no mesmo micro-computador utilizado para o registro.

Para a medição de velocidades foi utilizado um tubo Pitot-Prandt e o controle de níveis a jusante foi efetuado com auxílio de ponta linimétrica.

3.6 Obtenção de dados

Após a instalação de cada uma das estruturas, foram inspecionadas as mangueiras e as peças de conexão entre as tomadas de pressão e o transdutor, em busca de possíveis obstruções ou bolhas de ar. Esse procedimento garantia a propagação das flutuações de pressão, através das conexões, sem obstáculos e em um meio homogêneo praticamente incompressível.

Para cada estrutura foram testadas 5 vazões e em cada tomada foram coletados 10.000 dados a uma frequência de 100 informações por segundo, com exceção nas tomadas 10 e 11, onde foram coletados somente 5000 dados com a mesma frequência.

3.6.1 Calibração estática

Para cada conjunto de ensaios ajustou-se a sensibilidade e níveis de referência do transdutor pela imposição de níveis estáticos de água, utilizando a instalação esquematizada na figura 3.4.

As voltagens de saída do transdutor foram relacionadas aos valores digitais convertidos, e estes por sua vez, relacionados aos níveis de água empregados na calibração

estática. Para tanto, uma observação preliminar do escoamento na zona de cada tomada, indicou os níveis extremos necessários na calibração. Em cada caso, respeitaram-se os limites de 1,4 metros de coluna de água, no transdutor, e de 1,0 volt na saída do condicionador (valores limites de operação destes equipamentos).

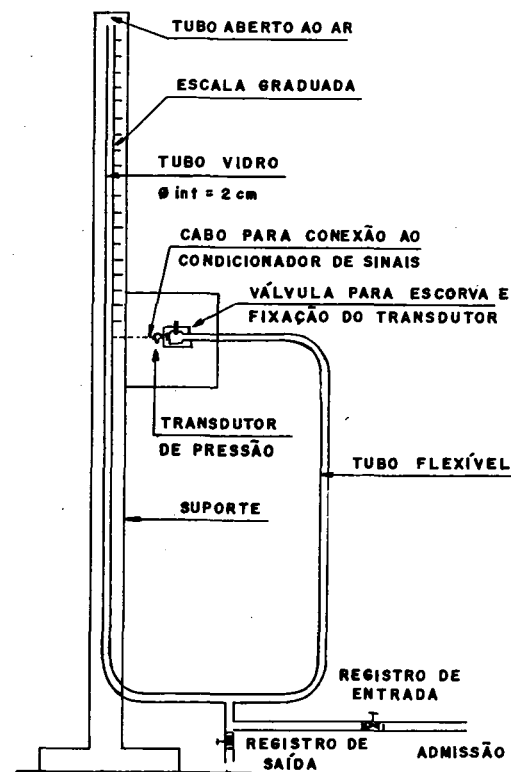


Fig.3.4 - Instalação utilizada para calibração estática

Os resultados desta calibração são os parâmetros angular (AA) e linear (BB) da reta que possibilita a conversão, no domínio digital, do valor (VD) em níveis de resolução do

conversor para valores (VF) em unidades de pressão.

$$VF = AA.VD + BB \quad (3.6)$$

3.6.2 Aquisição

Durante o período de aquecimento do sensor visualizou-se, para cada uma das tomadas, a entrada de dados em tempo real, durante 30 segundos e, em seguida, partiu-se para a aquisição propriamente dita. Esta visualização possibilitava um exame grosseiro do tipo e qualidade da aquisição.

Feito o registro e gravação dos valores em discos flexíveis, novamente visualizava-se a entrada na tela, com o objetivo de verificar, por comparação visual, possíveis falhas no sistema, que houvessem ocorrido durante os 100 segundos de aquisição, o que, caso ocorresse, indicaria a necessidade de repetição da etapa.

3.6.3 Análise

Para a análise digital dos dados aleatórios representativos das pressões flutuantes, foi utilizado um conjunto de programas para micro-computador em linguagem BASIC-IBM/PC, desenvolvido pelo Instituto de Pesquisas Hidráulicas (ENDRES [1990]).

Devido a geometria das instalações utilizadas, surgiu a necessidade de utilizar um comprimento de mangueira igual a 2,0 m. Conforme estudos realizados por LOPARDO [1986], mangueiras de até 55 cm de comprimento permitem uma resposta perfeita da amplitude da flutuação. Entretanto, em casos onde seja necessário

um comprimento maior, o mesmo autor recomenda que se utilize mangueiras de no máximo 2,0 m, sabendo-se da limitação da resposta obtida. Este autor chama a atenção sobre o fato de as experiências sobre este aspecto serem fragmentadas e ainda não possuírem um consenso firme. Estas considerações fizeram com que se descartasse a amplitude da flutuação (valores mínimos e máximos), já que isto pode vir a ser influenciado pelo comprimento da mangueira. Cabe aqui salientar que não se efetuou a análise da frequência dominante, por saber-se que a frequência limite em ressaltos hidráulicos é relativamente baixa, não tendo o limite máximo, nos estudos realizados por diversos autores, ultrapassado 25 Hz. Além disso, a jusante dos dissipadores, zona que somente é atingida pela turbulência residual, a frequência da flutuação será ainda menor.

Outro aspecto a destacar, é que não se tinha por objetivo efetuar uma análise sob o ponto de vista da engenharia estrutural, já que cada material possui uma frequência de fadiga própria, a qual deve ser comparada com a frequência dominante. Estes motivos fizeram com que se optasse pela análise comparativa das estruturas através do coeficiente de flutuação de pressão (C_p). Este coeficiente tem sido objeto de estudo por parte de vários pesquisadores, principalmente no que se refere aos ressaltos hidráulicos. Além disso não existem muitos trabalhos e estudos voltados para os diversos fenômenos do ressalto hidráulico, uma vez que esta metodologia é ainda recente.

4 ANÁLISE DOS DADOS EXPERIMENTAIS

4.1 Introdução

Os estudos relativos à flutuação de pressão em ressaltos hidráulicos muito têm contribuído para a compreensão da macroturbulência em escoamentos de líquidos e seus efeitos sobre os contornos de estruturas submersas. Entretanto, o efeito dos esforços hidrodinâmicos nas erosões são pouco estudados até o momento. No que se refere aos projetos de dissipadores de energia, só recentemente, tem-se procurado entender a interação dinâmica entre a hidráulica e a geologia local podendo-se citar MARTINS [1975], YUDITSKII [1983], SPURR [1985], REINIUS [1986], entre outros.

Através do conhecimento dos esforços hidrodinâmicos e da geologia detalhada do local (sistema de fraturamento, dimensões dos blocos potencialmente removíveis, entre outros), acredita-se poder determinar um perfil mais realista da erosão, indentificando-se o local de maior flutuação de pressão, os seus valores máximos e mínimos e outros, permitindo desta forma uma análise do desempenho das estruturas. Como estes estudos encontram-se em uma fase inicial, este trabalho somente

abordará a influência do ângulo de saída no desenvolvimento da flutuação de pressão a jusante dos dissipadores tipo concha para coeficiente de afogamento (σ) igual a 1.

Neste trabalho serão utilizadas a relação $x/(y_l - y_r)$ e o coeficiente de flutuação de pressão (C_p) para comparação entre as estruturas. O número de Froude utilizado para indentificar a estrutura será o obtido pelas formulas (3.1), (3.2) e (3.3) para que, de acordo com as condições de jusante, ocorra um ressalto perfeito, conforme já explicado no item 3.3

A análise do desempenho das estruturas ensaiadas foi feita em função dos seguintes parâmetros:

- ângulo de saída da estrutura e
- número de Froude do escoamento.

Para o cálculo do coeficiente de flutuação de pressão (C_p) foi adotado como:

- raiz média quadrática da diferença de pressão o valor do desvio padrão dos dados coletados em cada tomada;
- velocidade de entrada (V_r) o valor calculado pela fórmula (3.1);
- massa específica (ρ) da água o valor de 1000 kg/m^3 .

A altura conjugada rápida (y_r) foi calculada pela equação (3.2) e a altura conjugada lenta (y_l) pela fórmula (3.5).

Os dados básicos, obtidos dos ensaios, para o cálculo do coeficiente de flutuação de pressão encontram-se apresentados na tabela 4.1 em função do ângulo de saída, do número de Froude e dos locais de medição (tomadas).

Tabela 4.1 - Desvio padrão das pressões instantâneas em mm de coluna de água para as diferentes estruturas ensaiadas

Ângulo de saída	Número de Froude	Tomadas												
		1	2	3	4	5	6	7	8	A	B	9	10	11
0°	4,63	23	32	33	36	45	51	53	44	--	--	22	17	10
	4,97	26	31	37	38	45	46	51	37	--	--	19	11	7
	5,64	27	37	39	46	50	52	48	32	--	--	15	12	9
	6,78	26	38	35	43	16	16	33	16	--	--	10	7	7
	9,33	36	40	37	37	36	30	19	12	--	--	9	10	8
10°	4,63	46	48	51	53	51	49	46	42	--	--	46	16	10
	4,97	48	54	53	53	47	49	40	37	--	--	22	16	13
	5,64	50	51	51	49	42	41	32	29	--	--	24	16	14
	6,78	45	41	37	37	30	26	21	19	--	--	11	12	10
	9,33	32	29	28	26	20	18	14	13	--	--	10	12	11
20°	4,63	83	68	60	56	82	47	34	38	--	--	24	16	13
	4,97	78	61	54	49	40	40	28	33	--	--	20	13	14
	5,64	59	47	44	42	35	35	26	27	--	--	18	14	13
	6,78	41	35	36	33	27	23	19	19	--	--	14	13	12
	9,33	25	21	20	20	18	17	16	15	--	--	14	13	15
30°	4,63	14	10	10	11	14	11	15	16	16	17	29	26	16
	4,97	13	13	13	12	13	12	12	12	20	25	28	19	11
	5,64	8	9	8	7	6	7	12	14	12	16	22	13	10
	6,78	8	8	8	8	8	8	10	11	8	13	13	6	6
	9,33	8	8	7	10	11	12	13	15	12	12	14	9	10
45°	4,63	13	13	14	16	15	17	25	38	40	43	19	10	7
	4,97	17	18	18	19	23	23	29	35	31	27	14	10	10
	5,64	15	17	15	14	17	18	28	33	28	24	16	11	11
	6,78	24	24	23	23	23	24	15	15	23	26	21	13	10
	9,33	7	8	9	13	23	24	25	25	26	22	17	14	12

obs: • para a localização das tomadas ver Tabela 3.5;

4.2 Análise do coeficiente de flutuação de pressão na bacia convencional horizontal tipo I

Os gráficos das figuras 4.1 e 4.2 apresentam o desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão, em função dos parâmetros adimensionais x/yr e $x/(y_l-yr)$,

respectivamente, para a bacia tipo I.

No primeiro gráfico observa-se que os maiores coeficientes de flutuação ocorrem para valores de x/y_r entre 7 e 10 bem próximos dos sugeridos por outros autores (ver item 2.9).

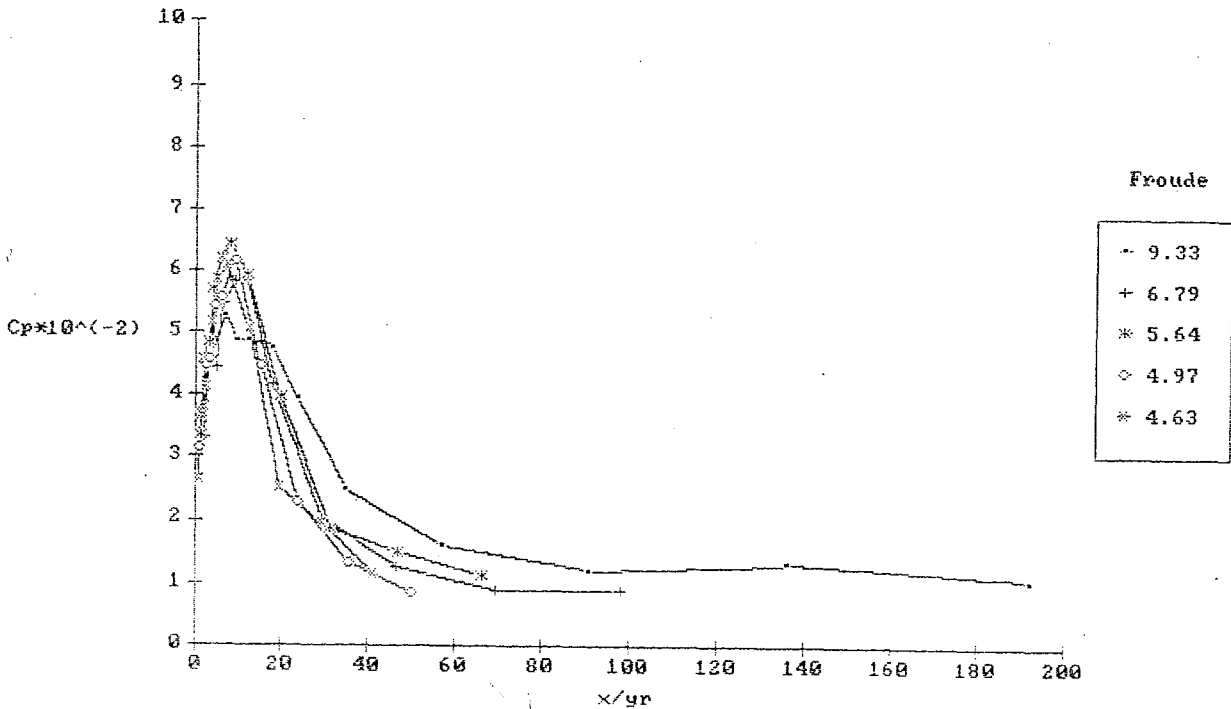


Fig 4.1 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão no ressalto hidráulico em função de x/y_r

Analisando-se o segundo gráfico onde, alterou-se o eixo das abcissas para $x/(y_l - y_r)$, observa-se que as curvas do desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressões apresentam-se mais próximas entre si, permitindo desta forma identificar:

- a zona de máximo coeficiente de flutuação situa-se entre 0,6 a 1,3 $x/(y_l - y_r)$;

- o coeficiente de flutuação de pressão residual, na zona não perturbada, situado no entorno de 0,01;
- a zona não perturbada iniciando em torno de 8 (yl-yr), podendo-se definir esta distância como sendo o fim do ressalto;
- para 7 (yl-yr) o valor de C_p é um pouco superior ao valor residual do canal, permitindo que se adote essa expressão para o tamanho da bacia tipo I; Esse valor praticamente coincide com o valor sugerido por ELEVATORSKY [1959], em 6,9 (yl-yr). (ver item 2.4); e
- ELEVATORSKY [1959] recomenda a utilização de estruturas com um comprimento mínimo de 60% do tamanho normal de uma bacia tipo I (ver item 2.4) para locais onde a geologia é constituída de rocha sã, admitindo-se que parte da dissipação ocorra após a estrutura. Portanto é de interesse conhecer-se o valor do coeficiente de flutuação de pressão restante após 4,2 (yl-yr). Pela análise do gráfico da figura 4.2 constata-se que o valor situa-se em torno de 0,02.

Com base nas constatações anteriores admitiu-se, para a análise do comportamento das estruturas testadas, que valores de coeficiente de flutuação de pressão iguais ou menores 0,02 seriam aceitáveis e não ocasionariam problemas de erosão.

Qualitativamente, o funcionamento da bacia convencional horizontal, tipo I, mostrou-se satisfatório, evidenciando-se como uma solução perfeitamente aplicável. Entretanto, a região de maior flutuação de pressão situa-se logo após o início da bacia, obrigando a se revestir o fundo da estrutura com laje de concreto.

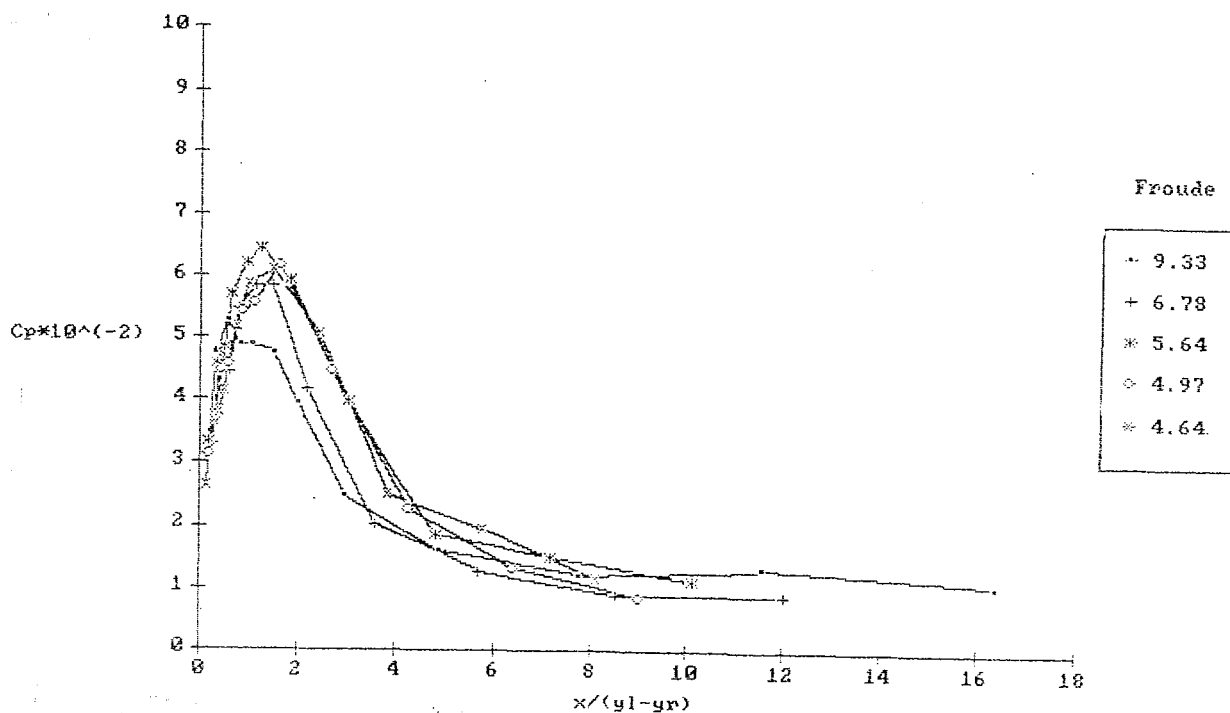


Fig.4.2 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão no ressalto hidráulico em função de $x/(y_l - y_r)$

Observa-se, também, nos gráficos das figuras 4.1 e 4.2 que o valor do coeficiente de flutuação é máximo, em torno de 0,065, para o número de Froude de 5,65. Este valor é bastante próximo ao encontrado por LOPARDO [1986] para o número de Froude 5,68, com C_p igual a 0,069.

Comparando o desenvolvimento dos coeficientes de flutuação de pressão para os demais números de Froude com aqueles encontrados por LOPARDO [1986], observa-se que os mesmos estão bem próximos aos ali obtidos, indicando que os dois trabalhos foram ensaiados em condições semelhantes no que diz respeito ao grau de desenvolvimento dos escoamentos (ver gráficos das figuras 2.12 e 4.1 e tabela 4.2). Constatou-se, também, que o valor do coeficiente após o ressalto situa-se em torno de 0,01.

Tabela 4.2 - Comparativo dos valores máximo de C_p

LOPARDO [1986]			ENDRES [1990]*		
Fr	C_p	x/yr	Fr	C_p	x/yr
4,66	0,064	7	4,63	0,061	7
---	---	--	4,97	0,062	10
5,68	0,069	10	5,64	0,065	9
6,30	0,071	8	6,78	0,058	10
9,54	0,050	12	9,33	0,048	7

* com os números de Froude já alterados conforme item 3.2

4.3 Análise do coeficiente de flutuação de pressão em função do ângulo de saída

Neste item serão analisados os diferentes valores de ângulos de saída ensaiados com base nos coeficientes de flutuação de pressão .

4.3.1 Ângulo de 10°

A estrutura com ângulo de lançamento de 10° apresentou um escoamento muito semelhante ao da bacia convencional horizontal tipo I. Isto provavelmente ocorre devido às pequenas dimensões da estrutura (comprimento e altura de saída). Entretanto, a energia residual após 8 (yl-yr), situou-se em torno de 0,015, cerca de 50% maior que o valor da bacia tipo I (ver gráfico da figura 4.3). Esse fato indica que apesar das pequenas dimensões da estrutura (ver item 3.5) ocorrem sensíveis alterações no escoamento e, conseqüentemente, na dissipação de energia.

A zona de maior coeficiente de flutuação situa-se em torno de 0,9 e 1,3 para valores de x/(yl-yr). Os valores máximos, para os números de Froude entre 4,63 e 5,64, foram praticamente

os mesmos da bacia tipo I (ver tabela 4.3).

Tabela 4.3 - Valores máximos de C_p para a bacia tipo I e a estrutura com ângulo de saída de 10°

Número de Froude	Bacia tipo I		Ângulo de saída de 10°	
	C_p	$x/(y_l-yr)$	C_p	$x/(y_l-yr)$
4,63	0,061	1,2	0,061	1,1
4,97	0,062	1,3	0,065	1,2
5,64	0,065	1,2	0,063	1,2
6,78	0,058	1,1	---	---
9,33	0,048	0,6	---	---

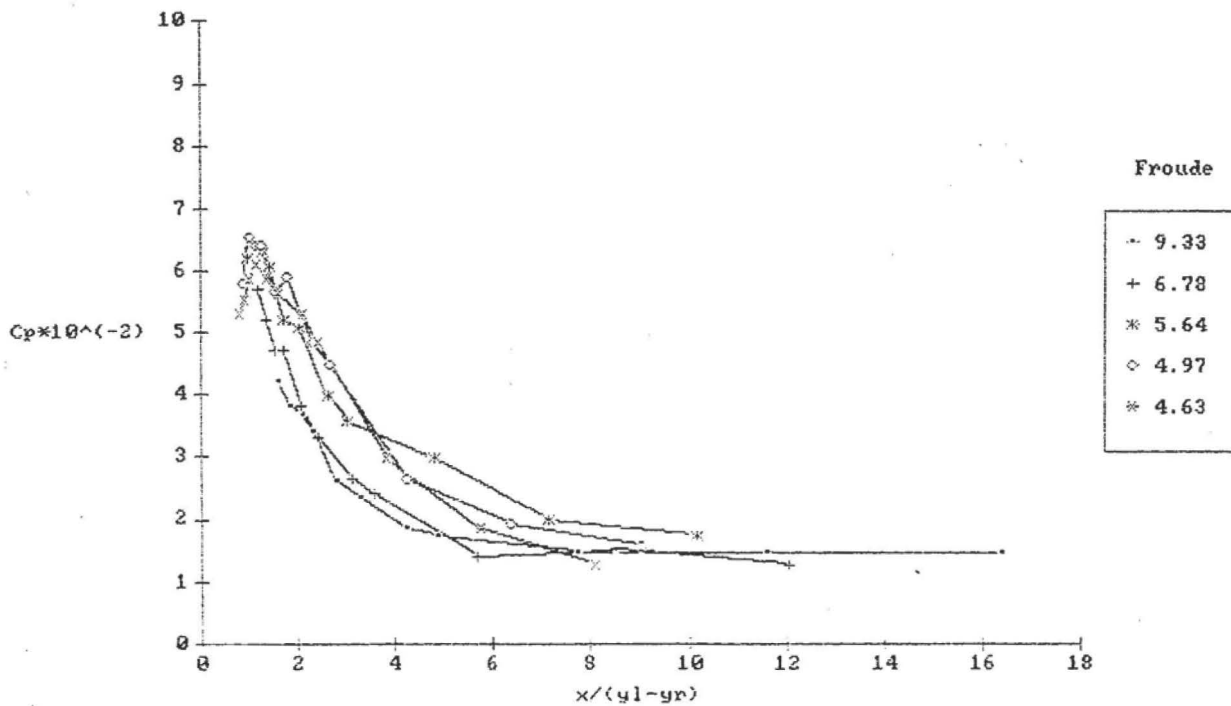


Fig.4.3 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estruturas tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 10°

Observou-se, também, a necessidade de um maior número de tomadas de pressão imediatamente a jusante da estrutura com o objetivo de melhor caracterizar o ponto onde o coeficiente de flutuação de pressão atinge seu valor máximo, principalmente para os números de Froude de 6,78 e 9,33 (ver gráfico da figura 4.3).

4.3.2 Ângulo de 20°

A estrutura com o ângulo de saída de 20°, também, apresentou para o coeficiente de flutuação de pressão, uma forma de desenvolvimento semelhante aquele apresentado pela bacia convencional, embora com um valor de pico superior. Os valores máximos observados, mesmo não sendo os máximos maximorum, mostraram-se cerca de 50% maiores, para os números de Froude de 4,63 a 5,64, observando-se valores menores para os demais números de Froude. Nesses ensaios, assim como naqueles com ângulo de saída igual a 10°, seria recomendável a utilização de tomadas de pressão imediatamente a jusante da estrutura ensaiada.

O aumento do coeficiente de flutuação de pressão deve-se, provavelmente, à superposição de efeitos, isto é, o ponto de incidência do jato situar-se na mesma região onde ocorre o máximo valor de flutuação, 0,6 a 1,3 (yl-yr), na bacia horizontal.

Em relação ao valor residual, para distâncias maiores do que 8(yl-yr) ocorreu um acréscimo de cerca de 60% em relação a bacia tipo I, indicando que a estrutura alterou as condições de dissipação a jusante (ver gráfico da figura 4.4).

Essa estrutura, em relação as características visuais do escoamento apresentou, também, um comportamento muito

semelhante ao da bacia tipo I. Entretanto observou-se uma pequena alteração no desenvolvimento do fluxo, no trecho compreendido entre a saída da estrutura e antes da tomada 1. Isto é, na mesma região onde ocorrem os valores máximos de C_p , indicando ser essa zona onde há a incidência do jato junto ao fundo.

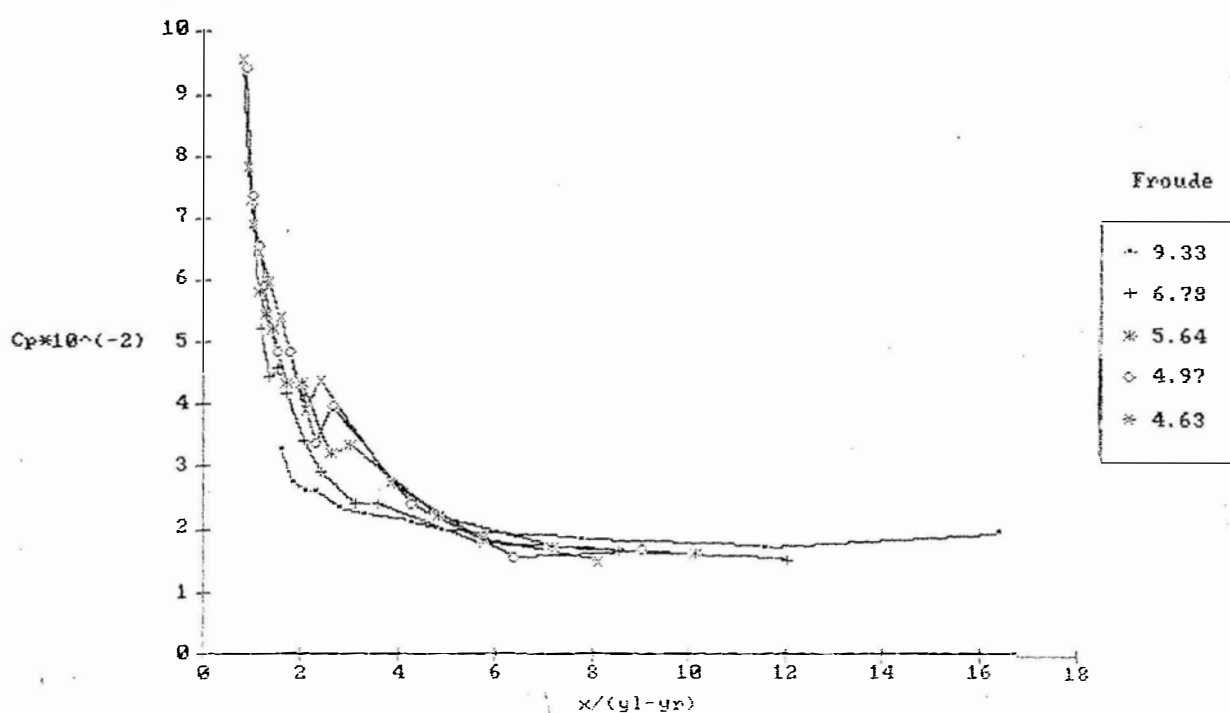


Fig.4.4 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estruturas tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 20°

4.3.3 Ângulo de 30°

Essa estrutura apresentou um funcionamento instável, para os números de Froude situados entre 4,63 e 5,64, o que foi constatado, tanto visualmente, como através da medição da

flutuação de pressão. Essa observação tornou necessária a execução de várias coletas de dados em instantes distintos, escolhendo-se três tomadas diferentes para análise (tabela 4.4).

Tabela 4.4 - Coeficiente de flutuação de pressão para estrutura com ângulo de 30° tomadas 4, 9 e 11

Tomada	Medição	Número de Froude				
		4,63	4,97	5,64	6,78	9,33
4	1 ^a	0,013	0,014	0,009	0,010	0,013
	2 ^a	0,015	0,012	0,011	0,011	0,012
	3 ^a	0,015	0,013	0,010	0,010	0,012
9	1 ^a	0,025	0,034	0,027	0,018	0,018
	2 ^a	0,058	0,031	0,030	0,018	0,018
	3 ^a	0,052	0,028	0,028	0,017	0,020
11	1 ^a	0,018	0,013	0,014	0,007	0,009
	2 ^a	0,015	0,014	0,011	0,009	0,010
	3 ^a	0,015	0,014	0,011	0,008	0,009

obs: considerou-se como aceitáveis variações de 0,002. Esse valor foi obtido em função do erro máximo que pode ocorrer no posicionamento do transdutor na repetição de ensaios.

Esta estrutura para o número de Froude de 4,63 apresentou um funcionamento ora como concha não submersa, ora como submersa, não ocorrendo uma periodicidade fixa nessa troca de comportamento. Na medição da flutuação de pressão também foi notada uma variação para medições realizadas em instantes distintos, tendo a maior oscilação ocorrida na zona de impacto do jato. Junto à estrutura essa variação não foi observada.

Para o número de Froude de 4,97 esta instabilidade mostrou-se menor. Visualmente a estrutura funcionou sempre como uma concha não submersa, embora fosse perceptível uma "pulsação" do nível de água na saída. Foram observadas, também, oscilações no coeficiente de flutuação de pressão, entretanto, em menor grau

do que as ocorridas para o número de Froude de 4,63.

Para o número de Froude de 5,64 a estrutura funcionou como uma concha não submersa. Observou-se, uma pequena oscilação no coeficiente de flutuação de pressão na tomada 9.

Para os números de Froude de 6,78 e 9,33 a estrutura permaneceu funcionando como uma concha não submersa, não sendo observada qualquer oscilação no coeficiente de flutuação de pressão.

As constatações acima levam a considerar que o funcionamento da estrutura foi estável para números de Froude entre 6,0 e 10,0.

Utilizando-se a classificação de ZHIHENG [1988], ver item 2.6 e figura 2.6, verificou-se que a estrutura comportou-se conforme mostrado na tabela 4.5, para os diferentes números de Froude.

Tabela 4.5 - Funcionamento da estrutura com ângulo de saída de 30°, pela classificação de ZHIHENG [1988]

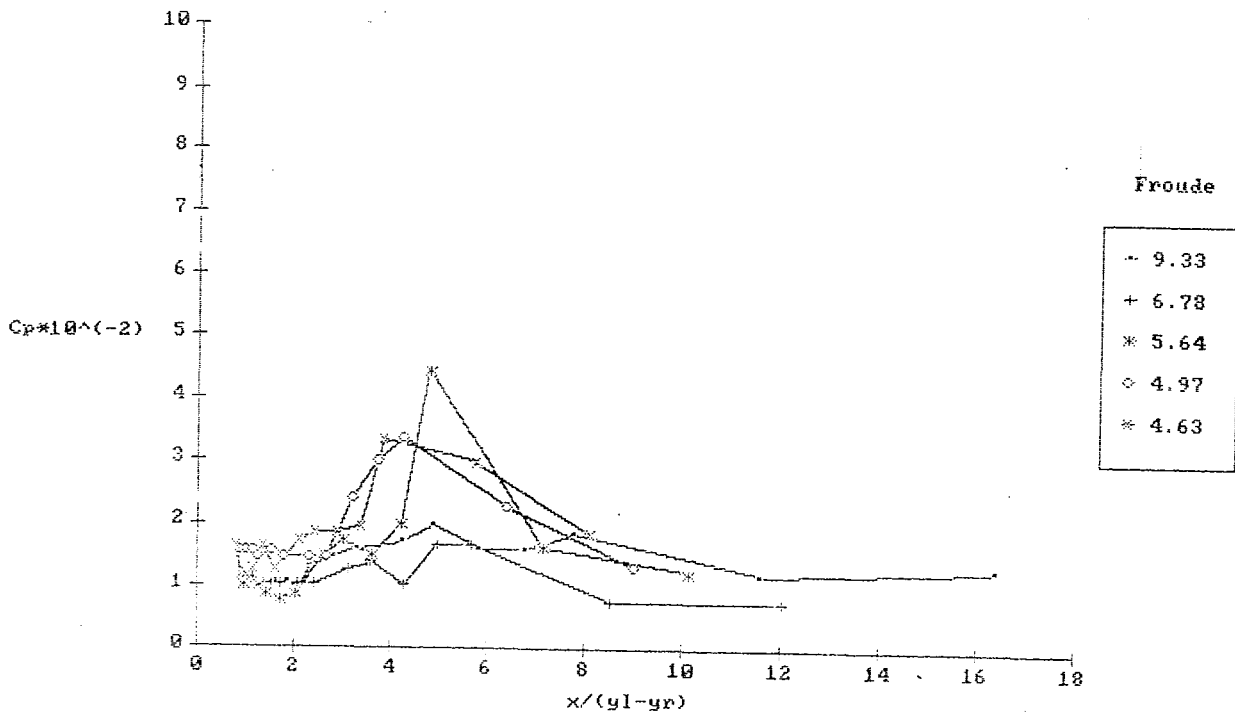
Número de Froude	Tipo de funcionamento	Observação
4,63	fig.2.6.C e fig.2.6.D	estrutura instável
4,97	fig.2.6.B e fig.2.6.C	estrutura instável
5,64	fig.2.6.B	estrutura instável
6,78	fig.2.6.B	estrutura estável
9,33	fig.2.6.A	estrutura estável

obs: • ver figura 2.6

O coeficiente de flutuação residual a 8(yl-yr), para os números de Froude entre 5,64 e 9,33, situa-se entre 0,013 e

0,020, decrescendo com o número de Froude.

O gráfico da figura 4.5 apresenta o desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão, onde são registradas, os resultados da primeira série de medições.



obs: para esse ângulo o funcionamento apresentou-se instável na faixa $4,63 \leq F1 \leq 5,64$

Fig.4.5 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estrutura tipo concha, para $\sigma = 1$, com ângulo de saída de 30°

4.3.4 Ângulo de 45°

Para os números de Froude entre 4,63 e 5,64 a estrutura funcionou como uma concha submersa com escoamento estável, enquanto que, para os números de Froude de 6,78 e 9,33, funcionou estável, porém como uma concha não submersa.

A tabela 4.6 apresenta o funcionamento da estrutura em função da classificação de ZHIENG [1988], ver figura 2.6.

Tabela 4.6 - Funcionamento da estrutura com ângulo de saída de 45°, pela classificação de ZHIENG [1988]

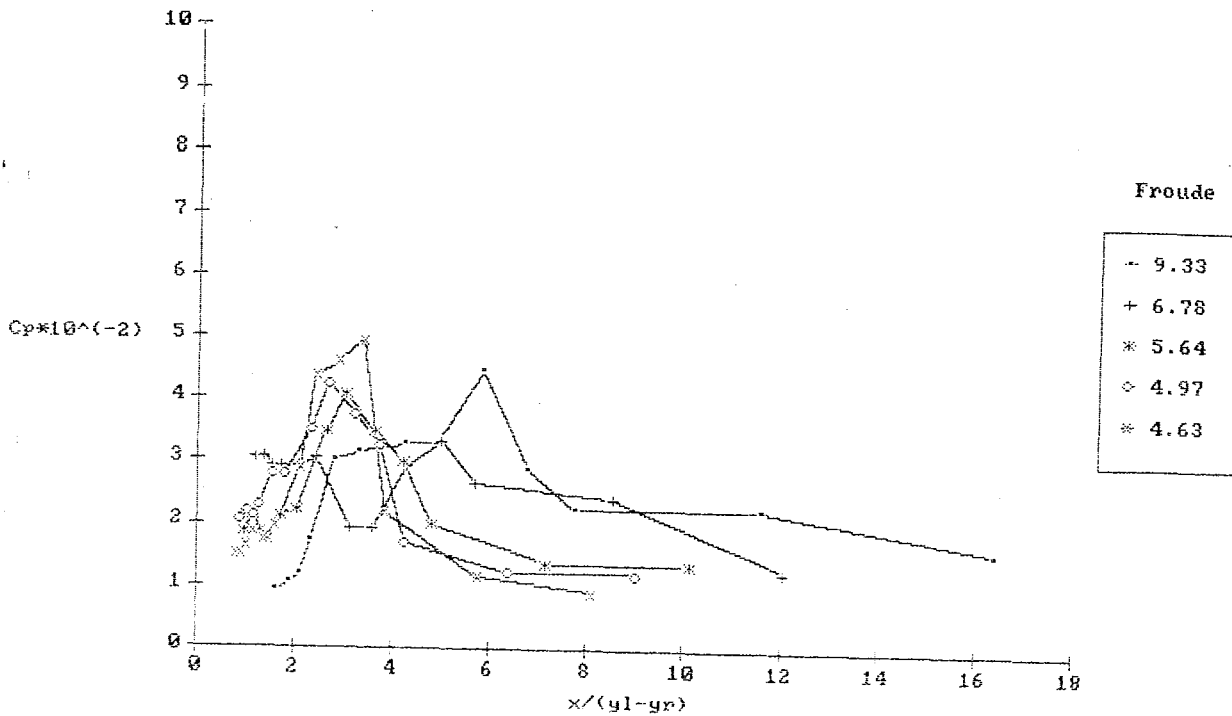
Número de Froude	Tipo de funcionamento	Observação
4,63	fig.2.6.E	estrutura estável
4,97	fig.2.6.E	estrutura estável
5,64	fig.2.6.D	estrutura estável
6,78	fig.2.6.B e fig.2.6.C	estrutura estável
9,33	fig.2.6.A	estrutura estável

obs: • ver figura 2.6

Cabe, ainda, destacar que para os números de Froude 4,63 a 5,64, faixa na qual a estrutura funcionou afogada, a forma de variação do coeficiente de flutuação mostrou-se semelhante e independente do número de Froude e a zona de maior flutuação situou-se entre 2,1 e 3,8 para valores de $(y_l - y_r)$ com valores inferiores ao da bacia tipo I (ver gráfico da figura 4.6). Considerou-se que para números de Froude menores que 6,0 a estrutura funciona como concha submersa.

O valor residual do coeficiente de flutuação após $8x/(y_l - y_r)$ é crescente com o número de Froude para o intervalo de $4,63 \leq F_1 \leq 5,64$. Para o intervalo $6,78 \leq F_1 \leq 9,33$ o valor de

C_p é decrescente com o número de Froude.



obs: funcionou como concha não submersa para $F_1 \geq 6,0$

Fig.4.6 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para estrutura tipo concha, para $\alpha = 1$, com ângulo de saída de 45°

4.4 Análise do coeficiente de flutuação em relação ao número de Froude

Como as estruturas com ângulos de saída de 10° e 20° apresentaram comportamento semelhante para todos os números de Froude (ver 4.3.2. e 4.3.3), nesta parte do trabalho será dado maior destaque às estruturas com $\alpha = 30^\circ$ e $\alpha = 45^\circ$, por apresentarem comportamentos diferentes em função do número de

Froude.

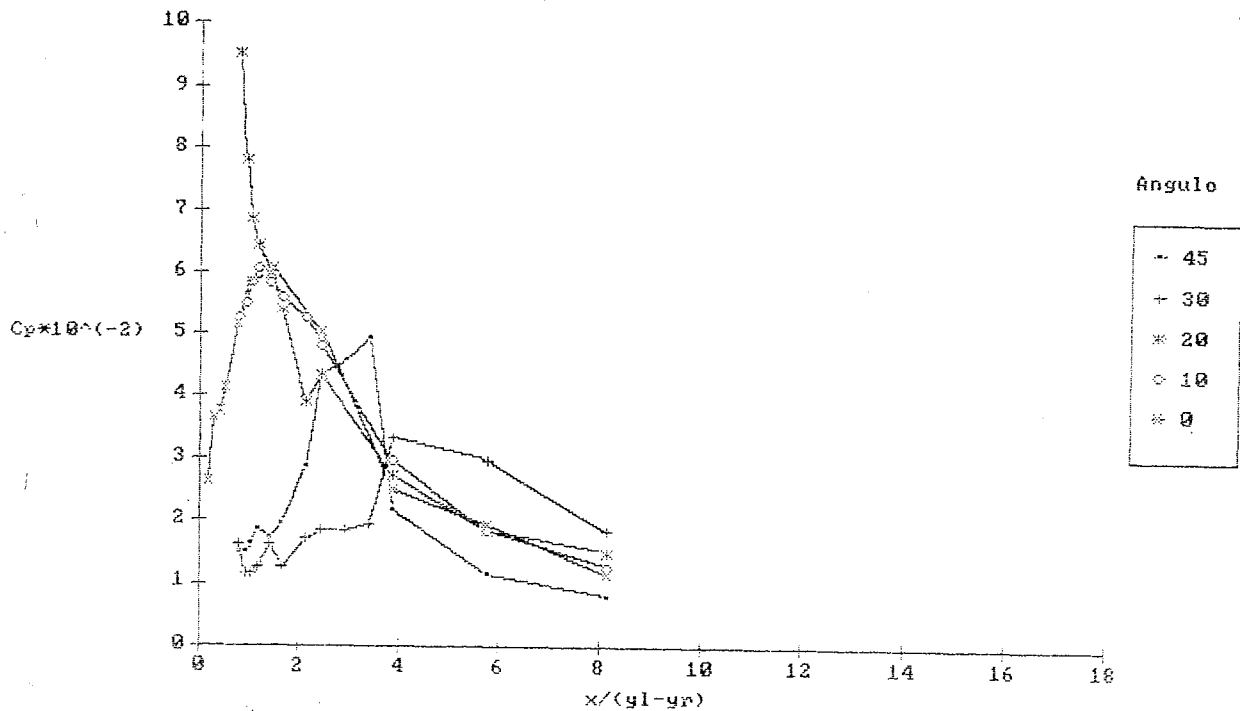
A análise do desempenho da estrutura será feita através do coeficiente de flutuação de pressão, observando-se o local de incidência da maior flutuação, o valor residual após 8 (yl-yr) e o aspecto geral do funcionamento.

4.4.1 Número de Froude de 4,63

Analisando somente o gráfico da figura 4.7 observa-se que a estrutura de 30° foi a que apresentou melhor desempenho quanto a valores do coeficiente de flutuação de pressão e quanto à posição de ocorrência do seu valor máximo. Situado no entorno de 0,033 (cerca de 45% abaixo do valor encontrado para a bacia tipo I) e localizado a 4,0 (yl-yr).

A região onde as flutuações de pressão ficaram acima de 0,02 situa-se entre 3,5 e 8 (yl-yr). Entretanto, para este número de Froude a estrutura mostrou-se instável conforme exposto no item 4.3.3. Esta instabilidade, desaconselha a utilização do ângulo de saída de 30°, sendo preferível, adotar outro ângulo. A estrutura com ângulo de saída igual a 45°, sempre se comportou como uma concha submersa para este número de Froude e apresentou valores máximos um pouco mais elevados e situados mais próximos da estrutura.

Analisando o valor residual do coeficiente de flutuação de pressão, observa-se que a estrutura com menor valor é aquela com 45°.



obs: para este número de Froude o comportamento apresentou-se instável para o ângulo de saída de 30°; para o ângulo de 45° o comportamento mostrou-se, estável como concha submersa.

Fig.4.7 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 4,63, para $\sigma=1$, em função do ângulo de saída da estrutura.

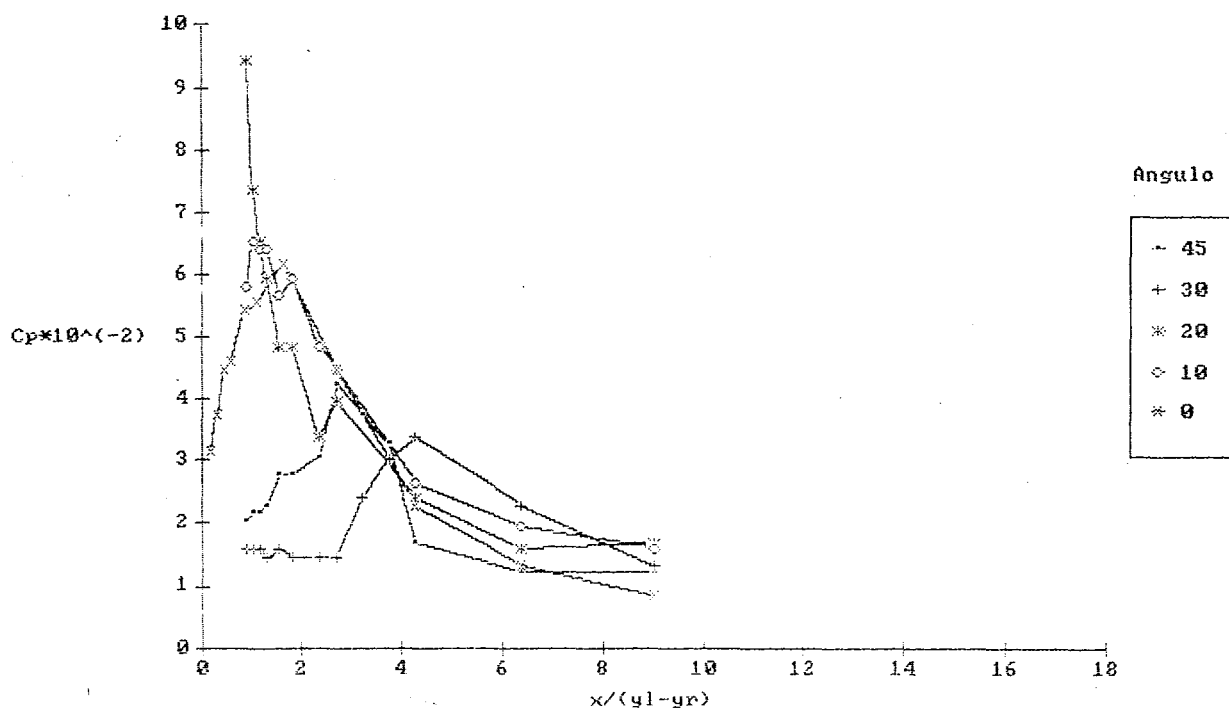
4.4.2 Número de Froude de 4,97

Desconsiderando a instabilidade constatada a estrutura com ângulo de saída de 30° seria a de melhor desempenho (ver gráfico da figura 4.8). Entretanto, esta instabilidade desaconselha a utilização do ângulo de 30° para o número de Froude de 4,97.

A estrutura com ângulo de saída de 45° funcionou sempre como uma concha submersa e de forma estável, apresentando

um valor residual, após a zona de impacto do jato, menor do que aquele constatado para α de 30° .

As conclusões para este número de Froude são as mesmas do item anterior, dada a proximidade dos números de Froude.

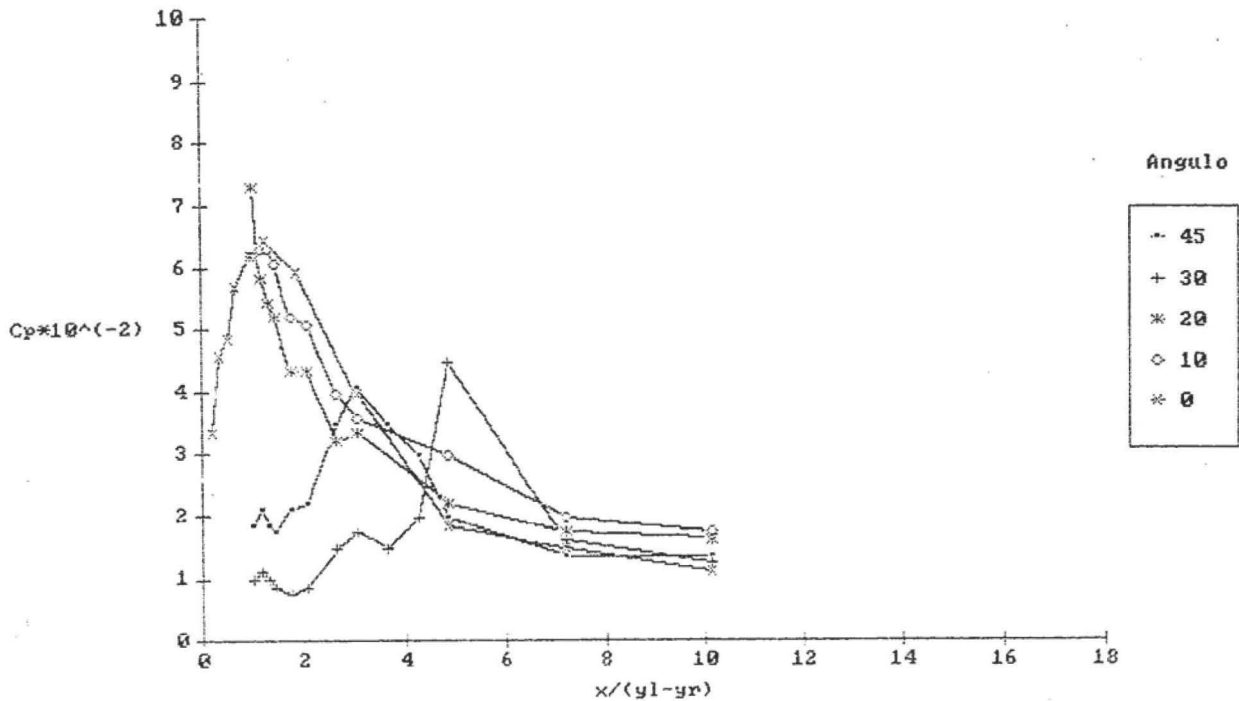


obs: para este número de Froude o comportamento apresentou-se instável para o ângulo de saída de 30° ; para o ângulo de 45° o comportamento mostrou-se, estável como concha submersa.

Fig.4.8 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 4,97, para $\sigma = 1$, em função do ângulo de saída da estrutura.

4.4.3 Número de Froude de 5,64

O gráfico da figura 4.9 apresenta os valores encontrados para o coeficiente de flutuação de pressão para o número de Froude de 5,64.



obs: para este número de Froude o comportamento apresentou-se instável para o ângulo de saída de 30°; para o ângulo de 45° o comportamento mostrou-se, estável como concha submersa.

Fig.4.9 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 5,64, para $\sigma = 1$, em função do ângulo de saída da estrutura.

Para este número de Froude a estrutura de 30°, sob o aspecto da flutuação de pressão, mostrou-se como a de melhor

desempenho, e funcionou como uma concha não submersa. O valor máximo ficou em torno de 0,043 e situado a, aproximadamente, 4,8($y_l - y_r$) do início da estrutura. A zona de flutuações acima de 0,02 situou-se entre 4,2 a 7,5 ($y_l - y_r$). Somente para o ângulo de 45° é que a estrutura funcionou como uma concha submersa. Porém na condição limite para a formação dos rolos (figura 2.6.D do item 2.6).

Observa-se, no gráfico da figura 4.9, que as estruturas de 30° e 45° apesar de funcionarem diferentemente, apresentam, após a região de maior coeficiente de flutuação de pressão, um valor residual semelhante ao da bacia tipo I.

4.4.4 Número de Froude de 6,78

A estrutura com 30°, nas condições ensaiadas, foi a de melhor desempenho, não apresentando qualquer instabilidade no seu funcionamento como concha não submersa. O coeficiente de flutuação nesse caso mostrou-se sempre inferior a 0,02 (gráfico da figura 4.10).

Observa-se, também, que a estrutura com 30° apresentou o menor valor residual após a zona de impacto, valor esse bem próximo ao da bacia convencional.

Froude.

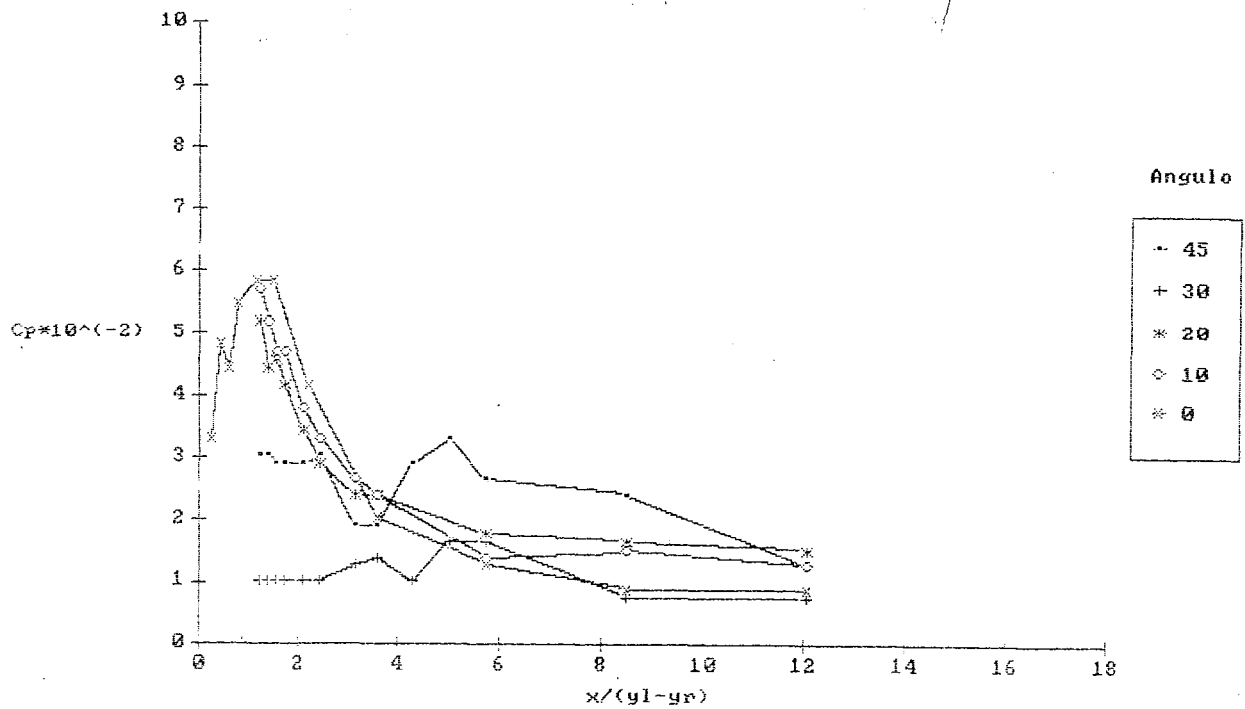
A análise do desempenho da estrutura será feita através do coeficiente de flutuação de pressão, observando-se o local de incidência da maior flutuação, o valor residual após 8 (yl-yr) e o aspecto geral do funcionamento.

4.4.1 Número de Froude de 4,63

Analisando somente o gráfico da figura 4.7 observa-se que a estrutura de 30° foi a que apresentou melhor desempenho quanto a valores do coeficiente de flutuação de pressão e quanto à posição de ocorrência do seu valor máximo. Situado no entorno de 0,033 (cerca de 45% abaixo do valor encontrado para a bacia tipo I) e localizado a 4,0 (yl-yr).

A região onde as flutuações de pressão ficaram acima de 0,02 situa-se entre 3,5 e 8 (yl-yr). Entretanto, para este número de Froude a estrutura mostrou-se instável conforme exposto no item 4.3.3. Esta instabilidade, desaconselha a utilização do ângulo de saída de 30° , sendo preferível, adotar outro ângulo. A estrutura com ângulo de saída igual a 45° , sempre se comportou como uma concha submersa para este número de Froude e apresentou valores máximos um pouco mais elevados e situados mais próximos da estrutura.

Analisando o valor residual do coeficiente de flutuação de pressão, observa-se que a estrutura com menor valor é aquela com 45° .



obs: para esse número de Froude a estrutura funcionou como concha não submersa e de forma estável

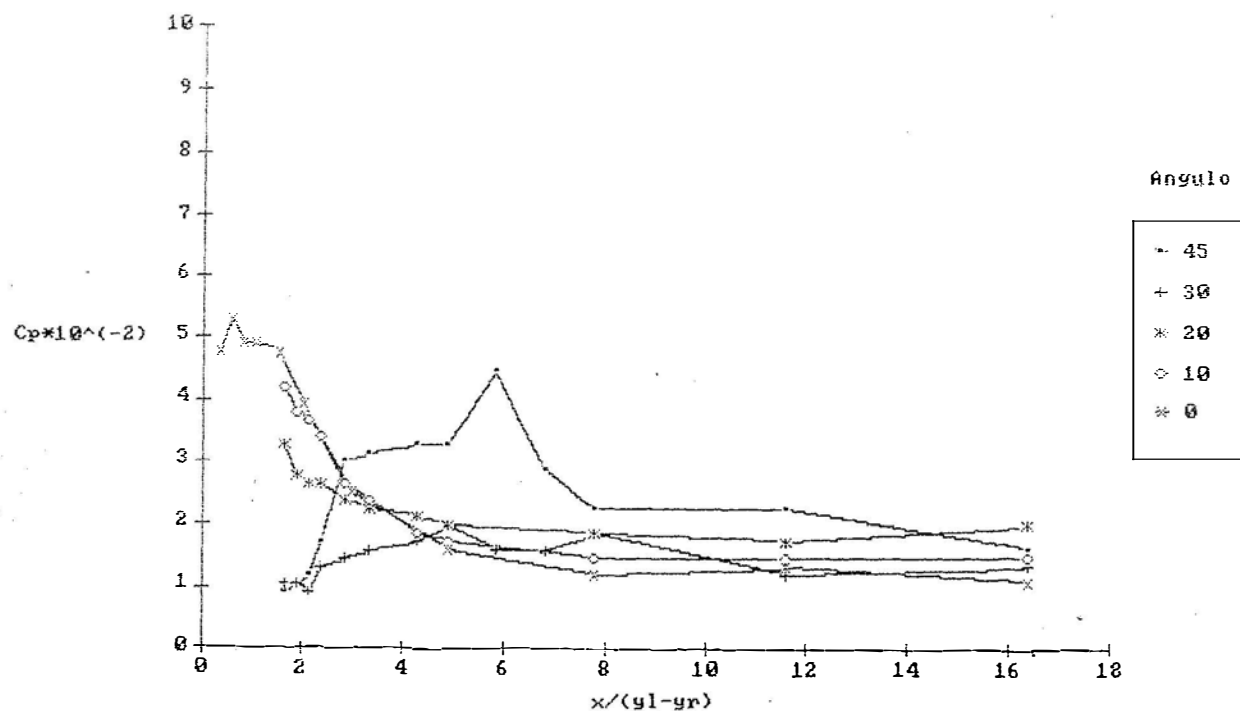
Fig.4.10 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 6,78, para $\alpha = 1$ em função do ângulo de saída da estrutura.

4.4.5 Número de Froude de 9,33

Nesta situação tanto para o ângulo de saída de 30° como para o de 45° o escoamento comportou-se como concha não submersa do tipo A, conforme classificação de ZHIHENG [1988] (ver figura 2.6).

Analisando-se a figura 4.11. observa-se que a estrutura de melhor desempenho nas condições ensaiadas é a estrutura com

ângulo de saída igual 30° . O valor máximo de coeficiente de flutuação de pressão ficou em torno de 0,02 e o valor residual situou-se bem próximo ao da bacia tipo I.



obs: para esse número de Froude a estrutura funcionou como concha não submersa e de forma estável.

Fig.4.11 - Desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para escoamento com número de Froude de 9,33, para $\sigma = 1$ em função do ângulo de saída da estrutura.

4.5 Análise do escoamento em função da altura de água sobre a saída da estrutura

O fato da estrutura funcionar como concha submersa para o ângulo de saída de 45° , para números de Froude entre 4,63 e 5,64, e como concha não submersa, para os mesmos números na

estrutura com 30° , vem a indicar que a cota de saída da estrutura possui uma influência no funcionamento da mesma, não sendo necessário possuir um coeficiente de afogamento (σ) maior que 1 para a estrutura funcionar como concha submersa.

Por este motivo para as estruturas com ângulo de saída de 30° e 45° foram feitos ensaios com o objetivo de verificar em que condições de escoamento ocorria a mudança no regime de funcionamento.

O tipo de funcionamento poderia ser alterado modificando-se a cota de fundo da estrutura ou o nível de água a jusante, quando a cota de saída é constante. Neste trabalho empregou-se a variação do nível de jusante devido à maior facilidade de operação nas instalações disponíveis.

Com a variação do nível de jusante, para uma mesma estrutura, foram encontradas as 7 condições de escoamento descritas por ZHIHENG [1988].

Ao modificar o nível de jusante altera-se as condições hidráulicas, ficando modificadas a altura de queda e a posição da linha de energia. Entretanto, admitiu-se que estas variações não seriam significativas. A variação máxima da altura de água de jusante ficou em torno de 15% da altura fixada nas medições da pressão instantânea.

O gráfico da figura 4.12 apresenta os resultados dos ensaios em função do número de Froude, do ângulo de saída da estrutura, e do parâmetro S^* , que indica a relação entre a altura de água sobre a saída da estrutura e a altura conjugada lenta. Observa-se que, para uma mesma geometria de estrutura, o

parâmetro S^* varia com o número de Froude e existe uma zona onde o funcionamento mostra-se instável.

O parâmetro S^* é obtido pela expressão

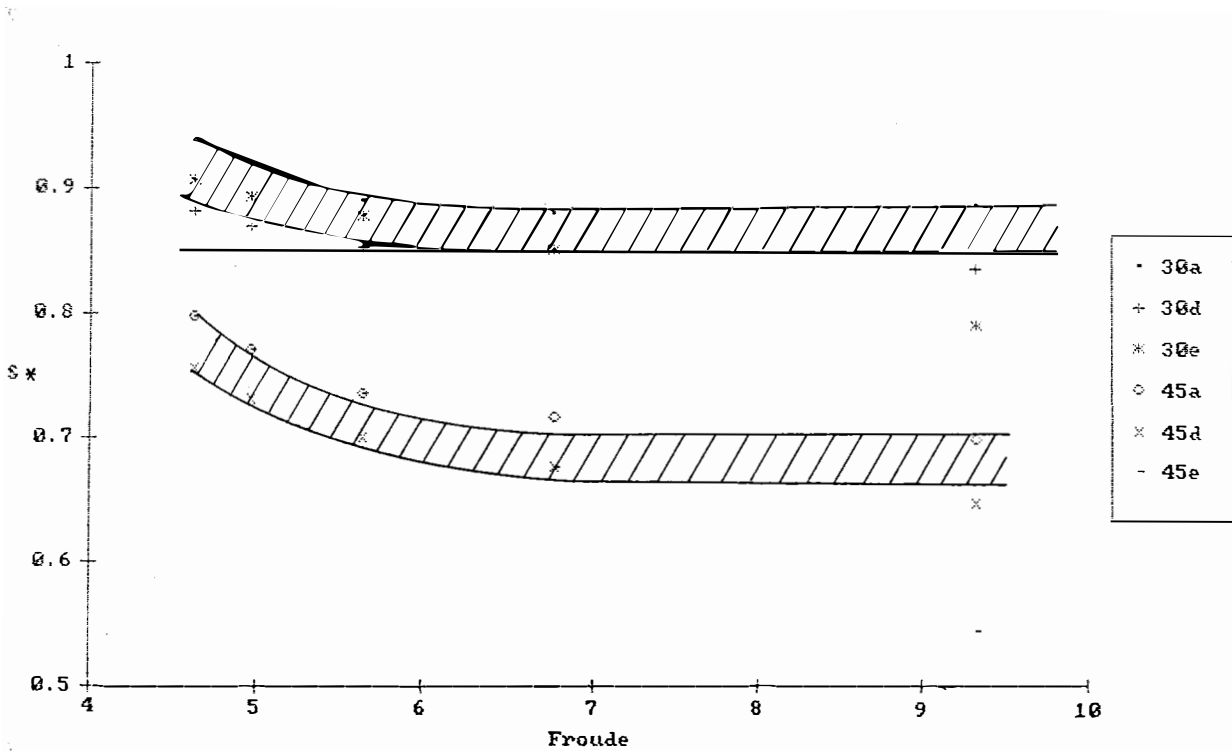
$$S^* = \frac{T_v - \Delta s}{y_l} \quad (4.1)$$

onde

T_v = altura de água a jusante;

Δs = altura da saída da estrutura em relação a cota de fundo da estrutura

y_l = altura conjugada lenta.



obs : a - condição submersa
d - condição não submersa
e - estruturas ensaiadas
- região de funcionamento instável

Fig.4.12 - Influência do nível de água a jusante da estrutura

Comparando os resultados obtidos entre as estruturas com ângulos de saída iguais a 30° e 45° observa-se que, para uma mesma vazão, a estrutura com 45° necessita de uma lâmina de água a jusante menor do que a de 30° para funcionar afogada. O fato da estrutura de 30° possuir a cota de saída inferior à de 45° , sugere que cotas mais altas favorecem o afogamento da estrutura. Isto, provavelmente, possibilitará que estruturas com ângulos diferentes funcionem de forma similar e sem a ocorrência de instabilidades, permitindo ao projetista escolher a estrutura que melhor se adapte ao arranjo da obra, sob o ponto de vista hidráulico e econômico. Para a confirmação desta hipótese deverão ser executados ensaios com estruturas que possuam a mesma cota de saída e ângulos diferentes.

Do exposto acima e com a figura 4.12 pode-se concluir que:

- a altura de água acima da saída da estrutura tem influência na forma do escoamento e varia em função do ângulo. As estruturas com ângulos de 45° necessitam de uma altura de água menor do que aquelas com ângulos de 30° ;
- para $F > 6,0$, a relação (S^*) entre altura de água sobre a saída e a altura lenta é praticamente constante para um mesmo ângulo de saída.
 - * funcionamento como concha submersa
 - $\alpha = 30^\circ \quad S^* \geq 0,89$
 - $\alpha = 45^\circ \quad S^* \geq 0,71$
 - * funcionamento como concha não submersa
 - $\alpha = 30^\circ \quad S^* < 0,86$
 - $\alpha = 45^\circ \quad S^* < 0,68$
- para $F \leq 6,0$ o parâmetro S^* cresce rapidamente a medida que diminui o número de Froude. Indicando que a cota de

saída passa a ter uma maior influência no tipo de funcionamento da estrutura; e

- existe uma faixa de altura de água sobre a saída onde a estrutura apresenta funcionamento instável.

4.6 Considerações gerais sobre análise

Com base nos gráficos das figuras 4.2 a 4.12, conclui-se para as condições ensaiadas ($\sigma = 1$), que:

- para $\alpha = 0^\circ$ (bacia tipo I) a região de maior valor de C_p ficou a uma distância entre 0,6 e 1,3 $x/(y_l - y_r)$ e o valor residual após $8(y_l - y_r)$ situou-se em torno de 0,01;
- para $0^\circ < \alpha \leq 20^\circ$ observou-se uma forma de escoamento e desenvolvimento de C_p semelhante ao da bacia tipo I. Entretanto, por menor que seja a dimensão da estrutura a mesma provoca uma alteração no escoamento e consequentemente no processo de dissipação. Esse fato foi observado através da comparação do valor residual de C_p , após o comprimento de $8(y_l - y_r)$, com o valor obtido para a bacia tipo I;
- para $\alpha = 20^\circ$, em particular, observou-se uma superposição de efeitos, em que o jato incide na mesma região onde ocorre o valor máximo para bacia tipo I, somando-se os efeitos, podendo o valor de C_p ser até 50% maior do que o da bacia tipo I;
- para $\alpha = 30^\circ$ observou-se um escoamento estável tipo concha não submersa para $F_1 > 6,0$ (figura 2.6.A e figura 2.6.B). Para $4,5 \leq F_1 \leq 6,0$ a estrutura apresentou-se instável em relação aos valores de C_p . A região onde os valores de C_p foram superiores a 0,02 ocorreu após 2,5 $(y_l - y_r)$ e a energia residual após 8

- (yl-yr) é bem superior a da bacia tipo I;
- para $\alpha = 45^\circ$ e $4,5 \leq F_1 \leq 6,0$ a estrutura apresentou um funcionamento estável, tipo concha submersa (figura 2.6.D e figura 2.6.E). Para esses valores de Froude a região de máximo valor de C_p situou-se entre 2,5 e 3,5 (yl-yr);
 - para as condições de $F_1 > 6,0$ a estrutura comportou-se como concha não submersa e de forma estável;
 - para os números de Froude de 4,63 e 4,97 observaram-se comportamento e resultados semelhantes devido à sua proximidade.

5 CONCLUSÕES

5.1 Metodologia

No presente trabalho utilizou-se o coeficiente de flutuação de pressão para analisar a influência do ângulo de saída no desempenho dos dissipadores tipo concha com coeficiente de afogamento $\sigma = 1$. No item 3 expôs-se a concepção do estudo, o procedimento experimental adotado e o processo de obtenção dos dados. No item 4 apresentou-se a análise dos resultados dos ensaios o que possibilita obter diversas conclusões de caráter geral ou específico, inclusive mostrando que o tipo de metodologia adotada para a comparação do desempenho das estruturas de dissipação de energia é adequado e pode ser estendido, a outros tipos de estruturas. Esta generalização propociona a obtenção de diversas informações úteis ao projetista de estruturas hidráulicas, na escolha da estrutura de melhor desempenho, bem como na compreensão do processo físico da dissipação de energia do escoamento.

Comparando o desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão para a faixa de números de Froude ensaiada com aqueles encontrados por LOPARDO [1986], observou-se que os

mesmos estão bem próximos aos ali obtidos, indicando que os dois trabalhos foram ensaiados em condições semelhantes no que diz respeito ao desenvolvimento dos escoamentos, ver item 4.2. Este fato vem a mostrar que, mesmo que o campo de pressões instantâneas, verificado no ressalto hidráulico, seja um fenômeno aleatório, os parâmetros estatísticos que o caracterizam podem ser reproduzidos, desde que nas mesmas condições hidráulicas.

A metodologia empregada permite aquisição de um grande volume de dados, possibilitando diversos tipos de análise sobre os mesmos, dos quais salienta-se a análise do coeficiente de flutuação de pressão, da amplitude das oscilações, e da frequência dominante, permitindo que se conheça como se processa a dissipação de energia em um escoamento macro turbulento.

5.2 Determinação da velocidade de entrada e do número de Froude da estrutura.

Conforme descrito no item 3.4 a fórmula que melhor se adaptou ao cálculo da velocidade de entrada na bacia tipo I, em função dos ensaios realizados, foi a equação (5.1)

$$V_r = \sqrt{2g(H_T - H/2)} \quad (5.1)$$

Esse fato leva a indicar a utilização dessa fórmula para caracterizar a velocidade de entrada e conseqüentemente o número de Froude da estrutura. Estes parâmetros devem ser referenciados, sempre à bacia tipo I, com coeficiente de afogamento (σ) igual a 1. Desta forma para qualquer tipo de estrutura e condições de jusante, elimina-se o problema de saber em que profundidade se dispersa o jato após atingir a superfície da água. Esta colocação baseia-se em que:

- no caso de $\sigma > 1$, o jato ao atingir a superfície da

- água penetra na massa fluida em queda livre até a uma profundidade, no mínimo, igual à altura lenta, pois se o nível de jusante for igual a altura conjugada lenta ($\sigma = 1$), haverá formação de ressalto perfeito;
- o número de Froude calculado dessa forma permite um conhecimento prévio do funcionamento da estrutura, se for utilizado como termo comparativo uma bacia tipo I. Desta forma é possível comparar diferentes tipos de estruturas, considerando-se sempre a mesma energia de entrada.

5.3 Definição do comprimento do ressalto hidráulico e da bacia tipo I

O parâmetro x/y_r vem sendo utilizado, pela maioria dos autores, para a análise do ressalto hidráulico em conjunto com o coeficiente de flutuação de pressão, entretanto, concluiu-se que o parâmetro $x/(y_l - y_r)$, por aproximar mais as curvas que resumem os resultados, facilitando a análise.

Através do gráfico da figura 4.2 constatou-se que o comprimento do ressalto, entendendo como o local onde o coeficiente de flutuação de pressão passa a ser constante e igual ao coeficiente (residual) existente no canal, pode ser expresso pela equação (5.2)

$$L_r = 8 (y_l - y_r) \quad (5.2)$$

A partir do ponto de valor máximo o coeficiente C_p decresce rapidamente até uma distância de 7 $(y_l - y_r)$ e após apresenta um valor pouco acima do coeficiente residual do canal. Isto permite admitir como comprimento da estrutura a equação (5.3), quando o leito a jusante for constituído de material

erodível.

$$L_e = 7 \text{ (yl-yr)} \quad (5.3)$$

O comprimento mínimo da estrutura a ser utilizado em locais onde a geologia a jusante é composta de material não facilmente erodível, rocha sã, pode ser definido pela equação (5.4). Comprimentos menores não são recomendados, porque os valores de C_p crescem rapidamente a medida que se aproxima do início da estrutura (ver figura 4.2).

$$L_{\text{emin}} = 4,2 \text{ (yl-yr)} \quad (5.4)$$

Essas equações (5.3) e (5.4) são semelhantes as fórmulas, $L_e = 6,9 \text{ (yl-yr)}$ e $L_{\text{emin}} = 0,6 * 6,9 * \text{(yl-yr)}$, apresentada por ELEVATORSKI [1959], para as mesmas condições geológicas do leito a jusante.

5.4 Ângulo de saída

A influência do ângulo de saída da estrutura (α) no coeficiente de flutuação de pressão (C_p) a jusante, foi analisada no item 4. Com base nos gráficos das figuras 4.2. a 4.11., conclui-se, para as condições ensaiadas com $\sigma = 1$, que:

- ângulos iguais podem apresentar comportamentos diferentes em função do número de Froude;
- ângulos diferentes podem apresentar comportamentos diferentes para o mesmo número de Froude;
- o ângulo para a estrutura funcionar como concha não submersa e estável para $4,5 \leq F_1 \leq 6,0$ deve situar-se acima de 20° e abaixo de 30° . Tal afirmação é baseada nos seguintes fatos:
 - * para $\alpha = 45^\circ$ a estrutura funcionou como concha submersa;

- * para $\alpha = 30^\circ$ funcionou como concha não submersa instável; e
- * para $\alpha = 20^\circ$ comportou-se de forma semelhante a bacia tipo I;
- o ângulo necessário para a estrutura funcionar como concha submersa estável, com $F_1 > 6,0$, deve ser de 45° , porém, para uma cota de saída mais elevada.

Com base no exposto nos itens 4.3 e 4.6 depreende-se que para as condições ensaiadas ($\sigma = 1$), o ângulo de saída de melhor desempenho depende do tipo de funcionamento da estrutura desejada, sendo esse, por sua vez, função do número de Froude e da condição de afogamento da mesma (coeficiente de afogamento e/ou cota de saída da estrutura). Para as estruturas ensaiadas tem-se:

- * concha não submersa (flip bucket)
 - $4,5 \leq F_1 < 6,0$ e $20^\circ < \alpha < 30^\circ$
 - $6,0 \geq F_1 \geq 10,0$ e $\alpha = 30^\circ$
- * concha Submersa (roller bucket)
 - $4,5 \leq F_1 < 6,0$ e $\alpha = 45^\circ$
 - $6,0 \geq F_1 \geq 10,0$ e $\alpha = 45^\circ$ provavelmente com trecho em rampa

Comparando-se o desempenho dos dois tipos de estrutura verifica-se que a tipo concha submersa apresenta um melhor desempenho em relação ao desenvolvimento do coeficiente de flutuação de pressão.

5.5 Cota de saída

Embora o objetivo principal deste trabalho não tenha sido o de estudar a influência da cota de saída da estrutura,

através dos ensaios executados com a variação do nível de jusante pode-se concluir que (ver item 4.5 e figura 4.12):

- a altura de água acima da saída da estrutura tem influência na forma do escoamento e varia em função do ângulo.
- ângulos de 45° necessitam de uma menor altura de água que os ângulos de 30° ;
- para $F > 6,0$, a relação (S^*) entre altura de água sobre a saída e a altura lenta é praticamente constante para um mesmo ângulo de saída.
- para $F \leq 6,0$ o parâmetro S^* relação cresce rapidamente a medida que diminuí o número de Froude. Indicando que a cota de saída passa a ter uma maior influência no tipo de funcionamento da estrutura; e
- existe uma faixa de alturas de água, sobre a saída, onde a estrutura apresenta funcionamento instável.

5.6 Considerações finais

Recomenda-se que em continuidade a este trabalho seja efetuado um estudo sobre a influência da cota de saída da estrutura sobre o ângulo e, em etapa posterior, seja feita a análise da influência do coeficiente de afogamento para as mesmas condições geométricas. Na tabela 5.1 apresenta-se uma sugestão das estruturas a serem ensaiadas.

Da revisão bibliográfica conclui-se que a faixa de submergência a ser ensaiada deve situar-se entre 1 e 1,4 σ para a concha submersa e $\sigma \leq 1$ para a não submersa.

Além das medições de pressões instantâneas, da análise dos coeficientes de flutuação de pressão, das amplitudes da

flutuação e frequência dominante, recomenda-se que sejam feitas medições da velocidade instantânea para analisar o comportamento dos perfis de influência da velocidade na dissipação de energia e na erosão a jusante. A erosão é causada por um conjunto de fatores (flutuação de pressão, velocidade junto ao fundo, macrovórtices, frequência de fadiga e outros.). Um estudo amplo, deste tipo poderá proporcionar uma visão mais completa de como se processa a dissipação de energia possibilitando o traçado de curvas de eficiência para os dissipadores, assim como as já existentes para a bacia tipo I.

Tabela 5.1 - Estruturas a serem ensaiadas (sugestão)

ângulo de lançamento	raio mm	comprimento em mm				
		A	B	C	D	E
60°	350	303	-	-	-	-
45°	350	303	248	-	-	-
30°	350	303	248	175	-	-
20°	350	303	248	175	120	-
10°	350	303	248	175	120	61

obs: em negrito as estruturas já ensaiadas

Após se ter chegado a uma conclusão sobre quais são as estruturas que possuem as mesmas características no que diz respeito a eficiência, deverão ser feitos ensaios a fundo móvel com os objetivos de verificar a existência de erosões regressivas.

Em paralelo a estes estudos poderão ser efetuados estudos de modelação matemática para o ressalto hidráulico, utilizando-se os resultados do modelo físico (níveis, pressões, velocidades) para a calibração do modelo matemático.

Para a compreensão do contexto geral deste trabalho, o

mesmo não deve ser entendido como um estudo isolado com a finalidade de esgotar o assunto, e sim como o de escolher a metodologia e inicializar uma linha de pesquisa com o título "Estudo para unificação dos critérios de dimensionamento de estruturas de dissipação de energia tipo concha", em desenvolvimento no Instituto de Pesquisas Hidráulicas da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABDUL KHADER, M.H., ELANGO, K. 1974. Turbulent pressure field beneath a hydraulic jump. Journal of Hydraulic Research, Delft, v.12, n.4, p.469-489.
- AVILA, C.M. 1986. Erosão a jusante de vertedouros. Curitiba. 29f. Curso de Pós Graduação em Engenharia Hidráulica da UFP.
- BANDINI, A. 1959. Aproveitamentos Hidroelétricos. São Carlos: Escola de engenharia de São Carlos, V.II, p.96
- BASCO, D.R. 1969. Trends in baffled, hydraulic jump stilling basin designs of the corps engineers since 1947. Vicksburg: Corps of Engineers 32f.
- CAMARGO, S.A.A. 1980. Macroturbulência de pressão em estruturas de dissipação de energia por ressalto hidráulico. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE GRANDES BARRAGENS, 13., 1980, Rio de Janeiro. Anais. Rio de Janeiro: Comitê Brasileiro de Grandes Barragens. 3V. V.1, P.207-237
- CHOW, V.T. 1985. Open channel hydraulics Singapore, McGraw-Hill. chap.3 e 15.

- DODDIAH, D. 1967. Scour below submerged solid bucket-type energy dissipators. In: ASSOCIATION INTERNATIONALE DE RECHERCHES HYDRAULIQUES, 12., 1967, Fort Collins, Comptes-rendus. Fort Collins 5V. V.3, p.105-16
- ELDER, R.A. 1961 Model-prototype turbulence scaling. In: ASSOCIATION INTERNATIONALE DE RECHERCHES HYDRAULIQUES, 9., 1961, Dubrovnik. Themes. [s.1.] 1337p. p.24-31.
- ELEVATORSKI, E.A. 1957. Discussion of "A study of bucket-type energy dissipator characteristics." Journal of the hydraulics Division American Society of Civil Engineers, New York, V.83, n.5, p.1417-33-5, Oct.
- ELEVATORSKI, E.A. 1959. Hydraulic energy dissipators. New York: McGraw-Hill. 214p.
- ENDRES, L.A.M. 1990 Contribuição ao desenvolvimento de um sistema para aquisição e tratamento de dados de pressões instantâneas em laboratório. Porto alegre: UFRGS - Curso de Pós-Graduação em Recursos Hídricos e saneamento. 120f. Diss. Mestr. Engenharia Civil.
- FRENCH, R.H. 1987. Open channel hydraulics. New York: McGraw-Hill. 705p.
- GOVINDA RAD, N.S. and RAJARATNAM, N. 1963. The submerged hydraulic jump. Journal of the Hydraulics Division. American Society of Civil Engineers, New York, V.89, n.1, p.139-62, Jan.
- GRISHIN, M.M. 1982 Hydraulics structures. Moscow: Mir 467p., V.1, p.41.

KAO, T. 1971. Hydraulic jump assisted by cross-jet. Journal of the Hydraulics Division. American Society of Civil Engineers, New York, V.97, n.12, p.2037-2050, Dec.

HINZE, J.O. 1975. Turbulence. 2.ed. New York: McGraw-Hill, 790p.

LOPARDO, R.A. 1986. Apunte sobre flutuaciones macroturbulentas de presión, medición, análisis y aplicación al resalto hidráulico. São Paulo. 45f. Apostila do curso de turbulência, cavitação e aeração de fenômenos hidráulicos.

MACHADO, L.I. 1979. O projeto de dissipadores de energia, tipo concha lisa. Engenharia: Revista do Instituto de Engenharia, São Paulo, n.415, p.52-55, abr.

MACHADO, L.I. 1981. Teoria do tampolim submerso de laçamento simples. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE GRANDES BARRAGENS, 14., 1981, Recife, Anais Recife: Comitê Brasileiro de Grandes Barragens f.31-45.

MAESTRI, R. & MARQUES, M. G. 1989. "Estudo comparativo de três estruturas do tipo trampolim submerso para um vetedor de demasias." In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE RECURSOS HÍDRICOS, 8, 1989, Foz do Iguaçu. Anais São Paulo: ABRH. 2V. V.2, p.335-347.

MAESTRI, R.D., MARQUES, M.G. 1990. Escolha da geometria do dissipador de energia da UHE Dona Francisca. In: CONGRESSO LATINOAMERICANO DE HIDRÁULICA, 14., 1990, Montevideo. Memorias. Montevideo: Asociacion Internacional de Investigaciones Hidráulicas. 3V. V.1, p.291-301.

- MAESTRI, R.D., SATALO, J.B., MARQUES, M.G., LEAL, M.F.U. 1989. Barragem de Dona Francisca, dissipação de energia; relatório final. Porto Alegre: Instituto de Pesquisas Hidráulicas da UFRGS. 92f.
- MARTINS, R.B.F. 1975 Scouring of rocky riverbeds by free-jet spillways. Water Power and Dam Construction, V.27, n.4, p152-153, Apr.
- MCCORQUODALE, J. A. , KHALIFA, A. 1983 Internal flow in Hidraulic jump. Journal of Hydraulic Engineering, New York, V.109, n.5, p.684-701, May.
- McPHERSON, M.B. and KARR, M.H. 1957. A study of bucket-type energy dissipator characteristics. Journal of the Hydraulics Division. American Society of Civil Engineers, New York, V.83, n.3, p.1266-1-18, June.
- McPHERSON, M.B. & KARR, M.H. 1957. Discussion of " A study of bucket-type energy dissipator characteristics. Journal of the Hydraulics Division. American Society of Civil Engineers, New York, V.833, n.4, p.1348-57-64, Aug.
- MEHROTRA, S.C. 1976 Length of hydraulic jump. Journal of the Hydraulics Division. American Society of Civil Engineers, New York, V.102, n.7, p.1027-1033, July.
- NEIDERT, S.H. 1980. Relato geral sobre o tema desempenho de vertedores, dissipação, cavitação e erosão. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE GRANDES BARRAGENS, 13., 1980, Rio de Janeiro. Anais. Rio de Janeiro: Comitê Brasileiro de Grandes Barragens. 3V. V.3, p.51-69.

- ORTIZ, J.P. 1982 Macroturbulência de escoamentos à jusante de estruturas de dissipação por ressalto. Boletim técnico DAEE, São Paulo, V.5, n.3, p.237-472, 5(3):237-472, set./dez.
- ORTIZ, J.P. 1987. Aspressões e velocidades instantâneas induzidas pelo escoamento turbulento. Revista Latinoamericana de Hidráulica, São Paulo, n.1, p.49-104, maio.
- PEREIRA, G.M. 1990. Erosão à jusante de dissipadores de energia aspectos hidráulicos. Rio de Janeiro, Engevix. não paginado.
- PETERKA, A.J. 1974. Hydraulic design of stilling basins and energy dissipators. Washington: U.S. Govt. Print. Off. 222p.
- PINTO, N.L.S. 1987. Hidráulica aplicada. Curitiba: CHEPAR. não paginado.
- PINTO, N.L.S. 1989. CARTAA L. Beltrame. Informa sobre fundo coesivo em modelos reduzidos. Curitiba: 19 dez. 1989 3f.
- RAMOS, C.A. 1978 Macroturbulência dos escoamentos cruzados em estruturas de dissipação de energia. Lisboa: Laboratório Nacional de Engenharia Civil. 184p.
- REINIUS, E. 1986 Rockerosion. Water Power and Dam Construction, V.38, n.6, p.43-48
- REZENDE, B.S. 1965 Estágio de aperfeiçoamento na divisão de Hidráulica Fluvial e Urbana do Laboratório Nacional de Engenharia Civil de Lisboa. Porto Alegre: Instituto de Pesquisas Hidráulicas da UFRGS.

RUIPENG, W. 1988. "Selection of energy dissipator with large unit discharge." In: INTERNACIONAL SYMPOSIUM ON HYDRAULICS FOR HIGH DAMS, Beijing, 1988. p.265-272.

SHIVASHANKARA RAO, K.N. & RAJAN, B.H. 1980. Design for solid roller buckets. Journal of Central Board of Irrigation and Power, v.37, n.4, p.435-444, Oct.

SHIVASHANKARA RAO, K.N. 1981. Design of energy dissipators for large capacity spillways. p.311-28.

SHIVASHANKARA RAO, K.N. et al. 1982 An experimental study of the shapes of spillway buckets. Journal of Central Board of Irrigation and Power, V.39, n.1, p.75-83, Jan.

SOUZA, P.A. 1980 Ressalto hidráulico em canal trapezoidal estabilização por jato forçado. Boletim Técnico. DAEE, São Paulo, v.3, n.1, p.1-80, jan./abr.

SPURR, K.J.W. 1985 Energy approach to estimating scour downstream of a large dam. Water Power and Dam construction., V.37, n.7, p.81-89, July.

TAMADA, K. 1980. Dissipação de energia hidráulica; estudo experimental de alguns tipos de bacia de dissipação. Boletim técnico DAEE, São Paulo, V.33, n.3, p.225-236, set./dez.

TAMADA, K. 1989. Dissipadores de energia com baixo número de Froude estudo experimental São Paulo: EPUSP. 115p. Dissert. Dout.

- TOSO, J.W. & BOWERS, C.E. 1988 Extreme pressures in hidraulic jump stilling basins. Journal of the Hydraulics Engineering. New York, V.114, n^o8, p.829-8433, Aug.
- US.ARMY. Corps of Engineers. 1977 High overfol dams bucket-type dissipator. In:—. Hydraulic design criteria. Vicksburg. V.1, f.112-6 - 112-6/2.
- US.ARMY. Corps of Engineers. 1977 Length of hydraulic jump. In:—. Hydraulic design criteria. Vicksburg. V.1, f.124-1 - 124-1/1.
- US ARMY. Corps of Engineers. 1977 Spillway stilling basins. In:—. Hydraulic design criteria. Vicksburg. f.112-1, 112-2, 112-2/1, 112-3, 112-5.
- USBR. Bureau of Reclamation. 1987. Desing of small dams 3^aed. Denver, U.S. Govt. Print. Off. chap.9, p.339-434.
- VALENÇA, R. & CARVALHO, D. 1989. Dimensionamento de bacias de dissipação em rampa contra-inclinada. Revista Brasileira de Engenharia Caderno de Recursos Hídricos, Rio de Janeiro, V.7, n.2, p.83-102.
- VITAL, N. & POREY, P.D. 1987. "Desing of cascade stiling basins for high dam spillways." Journal of Hydraulic Engineering, V.113.2, Feb.
- WEIZHANG, K. 1988. Study on the limit of bucket roller for submergence. In: INTERNACIONAL SYMPOSIUM ON HYDRAULICS FOR HIGH DAMS, Beijing, 1988. p.335-340.

YUDITSKII, G.A. 1983. Acção hidrodinámica de uma lâmina descarregadora sobre fragmentos de um leito rochoso e condições de rotura deste. Lisboa: Laboratório Nacional de Engenharia Civil. 38p.

ZHENXING, S. 1988. "Hydraulic test of local erosion behind standard roller bucket." In: INTERNACIONAL SYMPOSIUM ON HYDRAULICS FOR HIGH DAMS, Beijing, 1988. p.122-129.

ZHIHENG, Z. 1988. "Hydraulic computation and design for roller bucket. In: INTERNACIONAL SYMPOSIUM ON HYDRAULICS FOR HIGH DAMS, Beijing, 1988. p.114-121.

ANEXO A - PRINCIPAIS TIPOS DE DISSIPADORES

A.1 Dissipadores do 1^o grupo

A.1.1 Bacia horizontal

As bacias de dissipação horizontais são as mais pesquisadas e apresentam um consenso bastante uniforme quanto ao seu dimensionamento, apresentando resultados altamente satisfatórios. PETERKA [1974], no seu trabalho "Hydraulic Designs of Stilling Basins and Energy Dissipators", estudou e otimizou 4 tipos de bacias de dissipação horizontais, apresentando suas características geométricas em função das alturas conjugadas e/ou do número de Froude. Essas bacias são denominadas de:

- Bacia tipo I (ressalto perfeito ou ressalto clássico) sem blocos dissipadores ($2 \leq F_1 \leq 20$). Figura A.1.

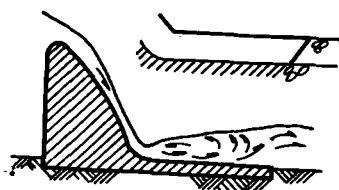


Fig.A.1 - Bacia Tipo I ou convencional

- Bacia tipo II - contém no início da estrutura blocos de queda, "chute-blocks", e no fim uma soleira terminal dentada "dentated-sill" ($4 \leq F_1 \leq 15$). Figura A.2.

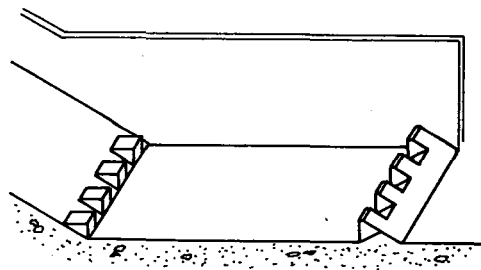


Fig.A.2 - Bacia tipo II

- Bacia tipo III - contém além dos blocos da bacia tipo II, blocos intermediários de dissipação "baffle-piers" e uma soleira terminal sólida "end-sill" para a faixa de $4 \leq F_1 \leq 16$). Figura A.3.

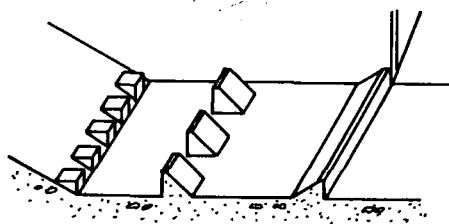


Fig.A.3 - Bacia tipo III

- Bacia tipo IV - utilizada para números de Froude muito baixos ($2 \leq F_1 \leq 4,5$). Figura A.4.

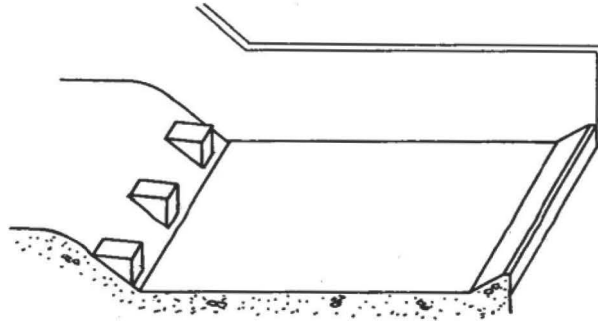


Fig.A.4 - Bacia tipo IV

Além dessas 4 estruturas citadas por PETERKA [1974], o U.S. Bureau of Reclamation, USBR [1987] apresenta uma alternativa da Bacia III, para números de Froude ($2 \leq F_1 \leq 7$) - (Ver Figura A.5.).

BASCO [1969], também apresenta as características adotadas pelo U.S. Army Waterways Experiment Station Corps of Engineers para a bacia tipo III.

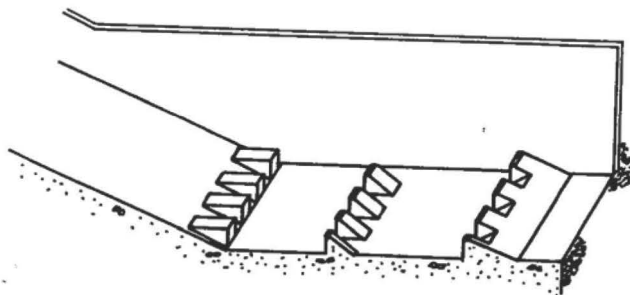


Fig.A.5 - Alternativa da bacia tipo III

Dentro deste grupo devem ser introduzidos os tipos de bacias desenvolvidas pelo Instituto Hidrotécnico UEDENEEV, citados e estudados por ORTIZ [1982]:

- Bacia Gunko ($3 \leq F_1 \leq 10$) - Figura A.6.

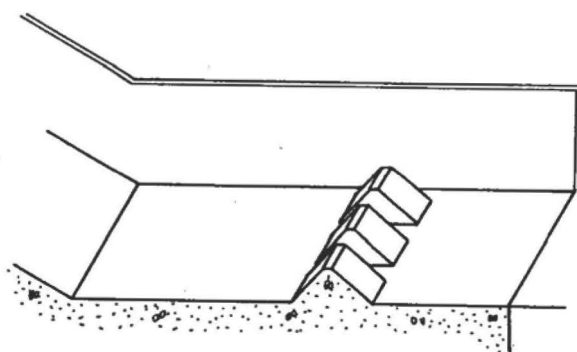


Fig.A.6 - Bacia tipo Gunko

- Bacia Lyapin ($3 \leq F_1 \leq 10$) - Figura A.7.

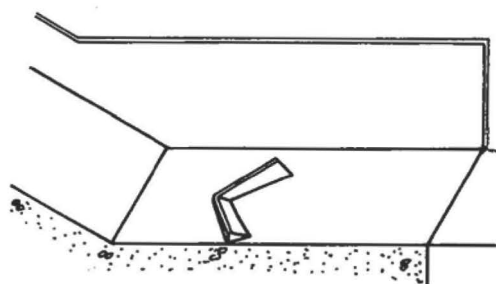


Fig.A.7 - Bacia tipo Lyapin

- Bacia Kumin ($3 \leq F_1 \leq 10$) - Figura A.8.

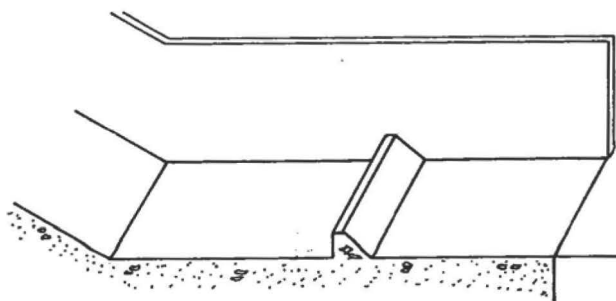


Fig.A.8 - Bacia tipo Kumin

Atualmente, nas bacias do tipo I, tem-se adotado uma soleira terminal "end sill" com o objetivo de criar um afogamento "artificial" e elevar o fluxo na saída da estrutura, fazendo, assim, com que a erosão ocorra mais afastada. Figura A.9.



Fig.A.9 - Bacia tipo I, com soleira terminal

A.1.2 Bacia com rampa positiva

Este tipo de estrutura (Fig.A.10) é utilizada quando o nível de água a jusante é suficiente para as pequenas vazões e reduzido (insuficiente) para as descargas mais elevadas. O

tamanho da estrutura passa a depender da inclinação do seu fundo.

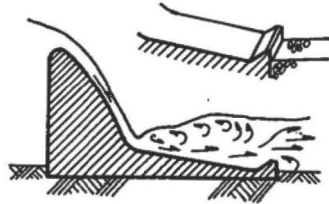


Fig.A.10 - Bacia com rampa positiva

PETERKA [1974] fez diversos ensaios com este tipo de estrutura, chegando a critérios de dimensionamento em função do número de Froude e da inclinação.

A.1.3 Bacias com ressalto afogado

A.1.3.1 bacia com rampa ascendente

A adoção de bacias com rampa contra inclinada (Fig. A.11) é relativamente recente e não se encontra bem equacionada. Inclusive sua denominação não está consagrada, sendo também chamada de bacia com rampa ascendente, bacia com rampa inclinada negativamente ou roller alongado.



Fig.A.11 - Bacia com rampa ascendente

Esse tipo de estrutura vem sendo empregado como uma alternativa entre as bacias convencionais e as estruturas do tipo concha "Roller Bucket". RUDAVSKY [1976], apud ORTIZ [1982], pesquisou esse tipo de bacia e verificou que se constituem em eficientes dissipadores de energia. Entretanto, inclinações superiores a 4% produzem um ressalto menos eficiente que um ressalto hidráulico normal, sendo aconselhável a sua utilização em leitos não facilmente erodíveis e quando o nível de jusante, para qualquer descarga, seja superior ao nível requerido para a formação do ressalto, ou seja, quando a estrutura trabalha afogada. Estudos mais recentes, feitos por WEIZHANG [1988] e outros, sugerem que o que comanda o funcionamento da estrutura é sua cota da saída.

A.1.3.2 Estruturas tipo concha submersa - "roller bucket"

A dissipação nesse tipo de estrutura ocorre pela formação de um rolo em sua região interna e outro logo a jusante. Tem como princípio básico que a maior parte da dissipação ocorre fora da estrutura. A rigor, o que determina que um dissipador funcione como um "roller bucket" é a presença de 3 "rolos". Um superficial, girando no mesmo sentido que o "rolo" interno da estrutura e um outro submerso, girando em sentido contrário. As correntes provocadas por este último "rolo" geram transporte de material de jusante para montante, criando depósitos junto ao término da estrutura, reduzindo, assim, a possibilidade de ocorrência de erosões regressivas.

A estrutura é constituída, basicamente, de uma concha com ângulo de saída entre 30° e 45° , e tem como princípio básico de funcionamento o fato de a maior parte da dissipação ocorrer fora da estrutura.

Esse tipo de dissipador pode ser subdividido em 2 tipos:

- Concha lisa - "solid-bucket" (Fig. A.12) vem sendo altamente pesquisada, podendo-se citar entre outros: McPHERSON [1957], PETERKA [1958], ELEVATORSKY [1959], DODDIAH [1969], SHIVASHANKARA RAO [1980], MACHADO [1981], ZHIHENG [1988].



Fig.A.12 - Concha lisa - "solid bucket"

- Concha dentada - "slotted-bucket" (Fig. A.13) Essa consiste de uma concha com blocos, suavizando o seu ângulo de saída. Parte do escoamento é lançado segundo o raio de curvatura da concha, e a outra parte, acompanha o raio de curvatura dos blocos. Isto faz com que o comportamento hidráulico seja diferente da concha lisa, ampliando, assim, a dispersão do jato. Entretanto, essa estrutura pode apresentar problemas de cavitação nos blocos se a velocidade ultrapassar 23 m/s PETERKA [1974].



Fig.A.13 - Concha dentada - "slotted bucket"

A.2 Dissipadores do 2º grupo

As estruturas deste 2º grupo tem como objetivo lançar o jato a uma distância tal que não prejudique a estabilidade da obra. O que ocorre é uma transferência da dissipação de energia para o leito do rio, onde se formará uma fossa de erosão. Para que a formação da fossa seja controlada, muitas vezes é feita uma pré-escavação na zona de impacto do jato. Além do impacto, é comum ocorrer uma grande agitação superficial, exigindo proteções adequadas nas margens.

A.2.1 Concha de Lançamento "flip bucket"

Essa estrutura, além de lançar o jato para jusante, tem a finalidade de espalhar o jato, de modo a aumentar a área de impacto e minimizar os danos junto ao leito. É utilizada quando o custo de uma bacia com formação de ressalto mostra-se proibitivo. Geralmente a cota de fundo da concha situa-se acima do nível máximo de jusante, para que não sofra interferência das variações daqueles níveis. SHIVASHANKARA RAO [1980] entre outros estudou este tipo de dissipador e apresentou subsídios para o seu projeto (fig. A.14).

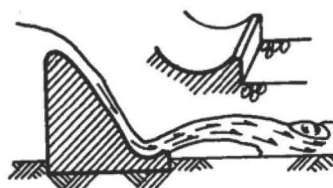


Fig.A.14 - Concha de lançamento - "flip bucket"

A.2.2 Salto esqui

Nestas estruturas o jato é conduzido através de um canal e lançado na seção terminal em uma trajetória controlada (fig. A.15 e A.16). Frequentemente são as condições geológicas e não as hidráulicas que limitam a utilização desta estrutura. Deve-se tomar cuidado em relação a possibilidade da erosão causada pelo impacto no leito do rio, alterar as condições de nível a jusante. Outro problema que normalmente surge, diz respeito à corrente de recirculação muito intensa, devido ao deslocamento da massa d'água para jusante, fazendo com que o nível de água a montante fique mais baixo, criando correntes com velocidades elevadas, atingindo a estrutura e penetrando sobre o jato. Este efeito gera correntes helicoidais, criando problemas de erosão no pé da estrutura. Uma das maneiras de minimizar estas correntes, consiste em aumentar o ângulo de lançamento para que o ângulo de incidência do jato, no colchão de água seja o maior possível. O USARMY, GRISHINI [1982] entre outros, apresentam os critérios de dimensionamento deste tipo de estrutura.

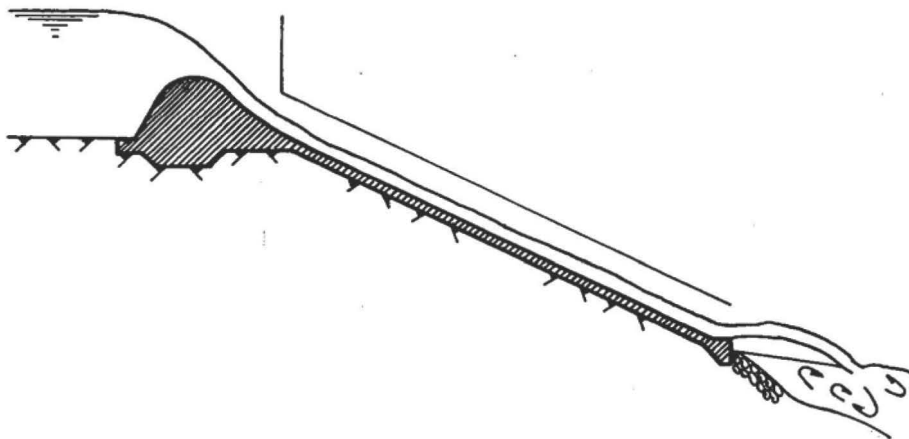


Fig.A.15-Salto esqui



Fig.A.16 - Salto esquí

A.3. Dissipadores do 3º grupo

No 3º grupo encontram-se as estruturas com alteração do perfil do vertedouro. Pertencem a esse grupo as estruturas onde a dissipação se processa ao longo da transposição de nível. Geralmente requerem condições especiais de fluxo e são utilizadas em pequenas obras de irrigação e de drenagem. Estas estruturas podem ser descritas como segue:

- Estruturas com blocos de dissipação no perfil da queda em fileiras alternadas que interceptam o escoamento, dissipando a energia por impacto, até chegar ao nível desejado com velocidade reduzida e compatível com o leito (Fig.A.17). O USBR [1987] apresenta os critérios de dimensionamento.

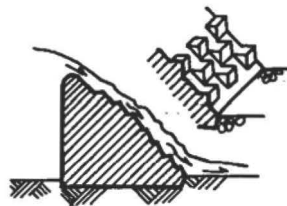


Fig.A.17 - Queda com blocos de dissipação

- Queda em degraus ou em cascata (fig. A.18). Consiste em

uma sucessão de quedas e de bacias de dissipação ao longo do desnível a ser vencido, fazendo com que o escoamento fique com uma energia compatível com o leito. Este tipo de solução é normalmente utilizado quando as soluções em bacia, concha ou salto esquí não se ajustam à profundidade da lâmina de água de jusante e às condições topográficas. Os pesquisadores VITTAL e POREY [1987] apresentam critérios de projeto para esse tipo de estrutura.

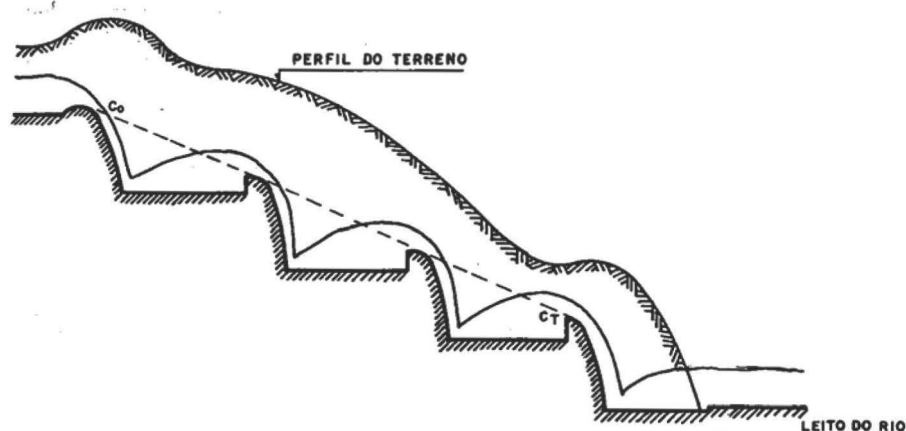


Fig.A.18 - Queda em degraus

A.4 Dissipadores do 4^o grupo

No 4^o grupo tem-se as estruturas com escoamentos cruzados, entre as quais podem ser situados dois tipos:

- Escoamento em queda livre com descarga de fundo (fig. A.19) - onde a dissipação ocorre através do impacto do jato em queda livre como um jato inferior proveniente de um orifício instalado no corpo da barragem. Este tipo de estrutura foi estudado por RAMOS [1970] apud ORTIZ [1982].

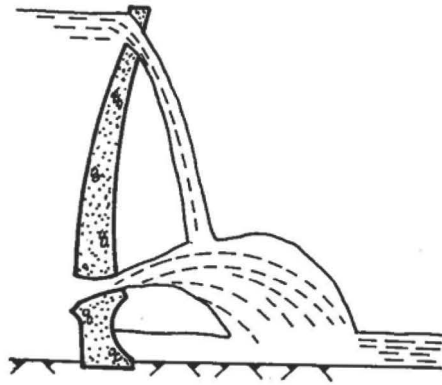


Fig.A.19 - Jatos cruzados

- Estabilização por jato forçado (fig. A.20) - é utilizada para dissipar energia dos escoamentos de alta velocidade provenientes de vertedores, adufas, etc. Se a velocidade superar a de dimensionamento da estrutura, o desempenho da bacia pode vir a ser insuficiente por não existir maneira de se ajustar as dimensões dos acessórios durante o funcionamento. A utilização de um jato forçado para controlar o ressalto hidráulico surge, como uma alternativa para aumentar a eficiência da estrutura, já que a vazão do jato pode ser automaticamente ajustada em função das condições de montante. Este tipo de estrutura foi estudado por KAO [1971] e SOUZA [1980].

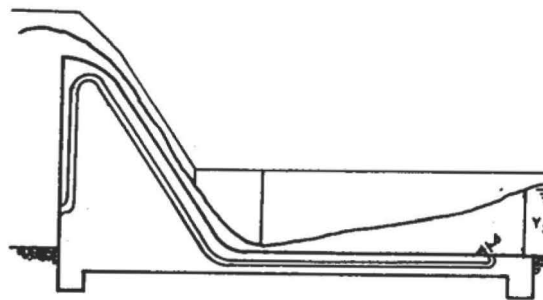


Fig.A.20 - Estabilização por jato forçado

A.5 Dissipadores do 5^o grupo

No 5^o grupo tem-se as bacias com colchão de amortecimento. Nesse tipo de estrutura a dissipação ocorre pelo choque entre a massa de água em queda livre e a massa de água contida no colchão de amortecimento e no fundo do canal, podendo formar, ou não, um ressalto hidráulico. O USBR [1987] apresenta subsídios para o dimensionamento desse tipo de estrutura. Dentro deste grupo tem-se:

- em queda livre sem formação de ressalto (fig. A.21)

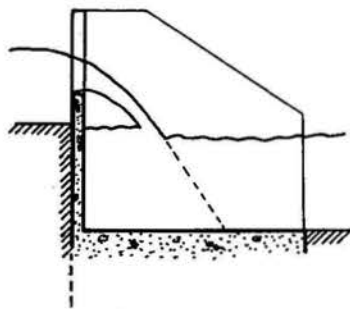


Fig.A.21 - Em queda livre sem formação de ressalto

- Com formação de ressalto, sem bloco de impacto (fig. A.22)

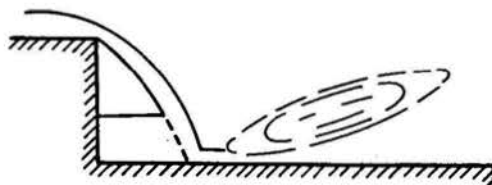


Fig.A.22-Em queda livre com formação de ressalto sem blocos

- Com formação de ressalto e bloco de impacto (fig. A.23)

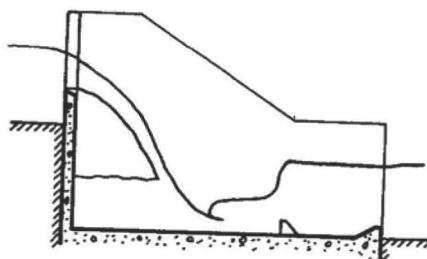


Fig.A.23 - Em queda livre com formação de ressalto com blocos

A.6 Dissipadores do 6^o grupo

No 6^o e último grupo tem-se as estruturas não convencionais. Pertencem a esse grupo os dissipadores de energia de pequeno porte, geralmente utilizados em sistemas de drenagem de águas fluviais. Entre os tipos mais comumente utilizados encontram-se:

- Com caixa de impacto (fig. A.24) - onde a dissipação de energia ocorre pelo impacto do jato contra uma parede plana colocada perpendicularmente a direção do escoamento no interior de uma caixa de concreto. Esse tipo de estrutura em função da descarga, pode vir a ser múltipla, não devendo a vazão ultrapassar os $10\text{m}^3/\text{s}$ por unidade. O USBR [1987] apresenta os critérios de dimensionamento.

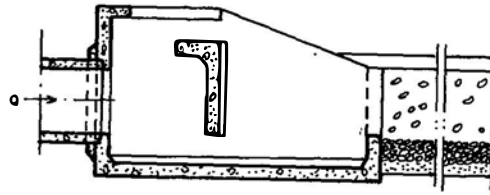


Fig.A.24 - Caixa de impacto

- Com grades (fig. A.25) - para pequenas quedas e para números de Froude situados entre 2,5 a 4,5, podem ser utilizados dissipadores com grades, sendo a energia dissipada pela passagem da água através da grade e pela turbulência resultante na parte interior da estrutura. Os critérios de dimensionamento também são apresentados por USBR [1987].

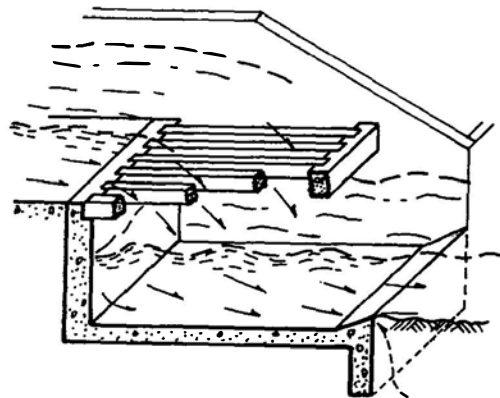


Fig.A.25 - Com grade

ANEXO B -DISSIPACÃO DE ENERGIA ATRAVÉS DO RESSALTO HIDRAULICO

B.1 O Ressonamento hidráulico

O ressalto hidráulico vem a ser um fenômeno localizado caracterizado pela passagem brusca e geralmente turbulenta de um regime rápido para um regime lento, a qual está associada a uma apreciável perda de energia. Essa capacidade dissipativa dos ressaltos possui várias aplicações, sendo entretanto, seu uso mais comum encontrado na dissipação de energia à jusante de descarregadores de cheia.

B.2 Equação básica do ressalto hidráulico

Pode-se determinar analiticamente a relação entre as alturas de água antes e depois do ressalto, as quais recebem a denominação de alturas conjugadas. Para facilitar este equacionamento são feitas as seguintes hipóteses fundamentais:

- escoamento permanente e fluido incompressível;
- início do ressalto na seção 1 e fim do ressalto na seção 2;
- distribuição uniforme de velocidade imediatamente a montante e jusante das seções 1 e 2, respectivamente;

- ausência de forças de atrito e forças viscosas; e
- distribuição hidrostática de pressão nas seções 1 e 2

A fig. B.1. apresenta os componentes de um ressalto hidráulico, facilitando a compreensão do equacionamento que segue:

$$\frac{q}{g} (\beta_l V_l - \beta_r V_r) = P_r - P_l + w \sin \theta - F_f \quad (b1)$$

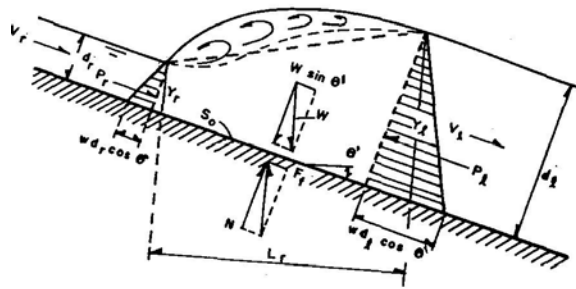


Fig.B.1 - Componentes do ressalto hidráulico

onde

$$q = V_r y_r \quad (b2)$$

$$V_l = \frac{V_r y_r}{y_l} \quad (b3)$$

$$P_r = \frac{1}{2} w y_r^2 \cos \theta \quad (b4)$$

$$P_l = \frac{1}{2} w y_l^2 \cos \theta \quad (b5)$$

$$w = \frac{1}{2} k w l \theta (d_r + d_l) \quad (b6)$$

$$k = 1 + 0,2 \left(\frac{L_e}{L_r} \right)^{1/2} \quad (b7)$$

Considerando-se $\beta_r = \beta_l = 1$ e fazendo-se

(b8)

$$y_r = d_r \cos \theta$$

$$y_l = d_l \cos \theta$$

(b9)

tem-se:

$$\frac{y_l}{y_r} = \frac{1}{2} \left[\sqrt{1 + 8 G^2} - 1 \right] \quad (b10)$$

sendo

$$G = \frac{F_r}{\left[\cos \theta - \frac{k L \theta \sin \theta}{y_l - y_r} \right]^{1/2}} \quad (b11)$$

B.3 Tipos de ressalto hidráulico

Existem diferentes tipos de formas de ressaltos hidráulicos, em função do valor do número de Froude de sua seção inicial.

O Bureau of Reclamation, através de PETERKA [1974], apresenta cinco tipos de formas que podem ocorrer num canal de fundo horizontal, as quais podem ser encontradas em projetos de estruturas hidráulicas (fig.B.2). A dissipação de energia e as características do ressalto variam consideravelmente em função da forma e da estrutura interna. O balanço energético do movimento ao longo do ressalto varia com o número de Froude na seção de início do ressalto, como segue:

- $1 < F_1 \leq 1,6$ (ressalto ondulado) - a diferença de alturas conjugadas é muito pequena e o ressalto é caracterizado por ondulações na superfície. Essas

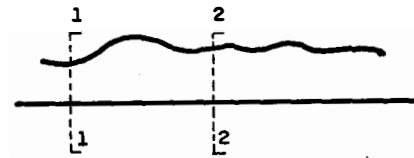
ondulações são, na realidade, parte da ondulação permanente do escoamento.

- $1,6 < F_1 \leq 2,5$ (ressalto fraco) - aparecem pequenos turbilhões superficiais, a superfície livre permanece calma e os perfis de velocidade a jusante são uniformes. Esta forma é conhecida como "pré-ressalto" e a dissipação de energia representa menos de 20% da energia (H_T) disponível na seção inicial;
- $2,5 < F_1 \leq 4,5$ (ressalto oscilante) - o escoamento mostra-se pulsante, a maior turbulência ocorre ora junto do fundo ora na superfície. Cada pulsação produz uma onda de período irregular que pode propagar-se para jusante, na extensão de quilômetros, ocasionando danos nas margens. Nesta faixa, os dissipadores de energia por ressalto hidráulico não alcançam a eficiência desejada.
- $4,5 < F_1 \leq 10$ (ressalto estável) - o ressalto é bem caracterizado e bem localizado. Cerca de 50% a 70% da energia (E_1) disponível na seção inicial é dissipada na zona de turbilhonamento. Nessa faixa, os dissipadores de energia por ressalto são altamente eficientes.
- $F_1 > 10$ (ressalto forte) - observam-se massas de água que rolam para baixo no início do ressalto e caem no circuito rápido de montante de maneira intermitente, provocando ondulações para jusante. Ocorre elevada dissipação de energia, embora conduza a bacias de dissipação com baixa eficiência sob o ponto de vista econômico.

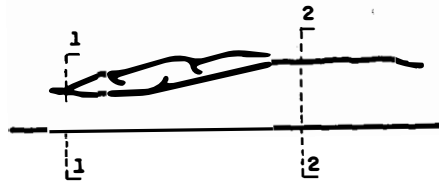
B.4 Eficiência do ressalto hidráulico

A figura B.3. apresenta, esquematicamente, a perda de energia ΔH ocorrida em um ressalto. Aplicando-se Bernoulli,

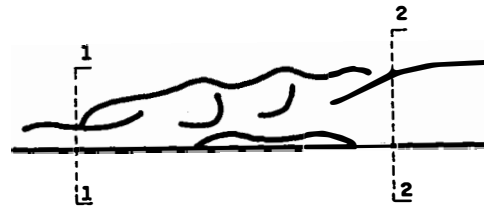
observa-se que a perda de energia ao longo do ressalto, depende apenas das alturas conjugadas dentro das hipóteses registradas no item B.2.



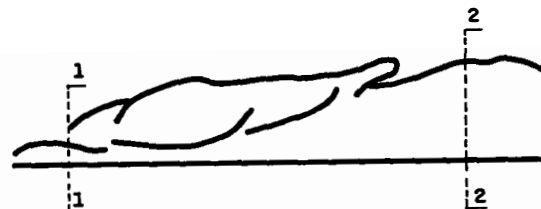
a) $1 \leq F_1 \leq 1,6$



b) $1,6 < F_1 \leq 2,5$



c) $2,5 < F_1 \leq 4,5$



d) $4,5 < F_1 \leq 10$



e) $F_1 > 10$

Fig.B.2 - Tipos de ressalto hidráulico

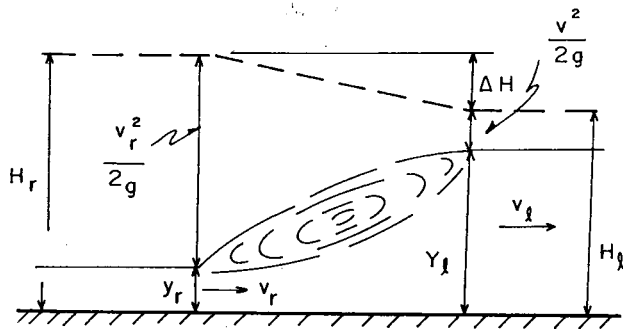


Fig.B.3 - Esquema da perda de carga em um ressalto hidráulico

$$\frac{\Delta H}{y_r} = \frac{\left(\frac{y_l}{y_r} - 1\right)^3}{4 \left(\frac{y_l}{y_r}\right)} \quad (b12)$$

A equação (b12) graficada na figura B.4 pode ser utilizada para determinar a perda de carga por ressalto hidráulico em canais retangulares.

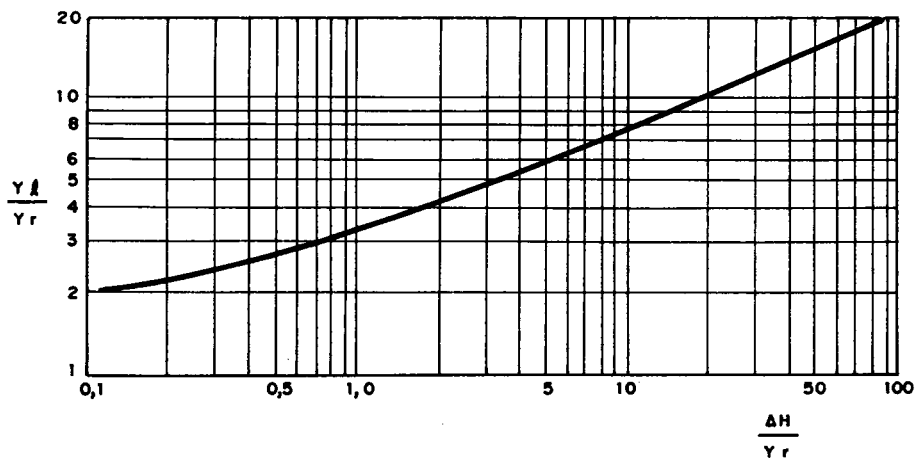


Fig.B.4 - Perda de carga por ressalto hidráulico em canais retangulares

A eficiência do ressalto (η) é dada pela relação entre a perda de energia (ΔH) ocorrida e a energia ou carga inicial na entrada do mesmo (H_r). Esse rendimento pode ser associado ao número de Froude (Fr), ou seja,

$$\eta = \frac{\Delta H}{H_r} = f(Fr) \quad (b13)$$

Com o estabelecimento desse tipo de relação, é possível definir o domínio de eficiência do ressalto como dissipador de energia, como se observa na figura B.5., extraída de RAZVAN [1969] apud ORTIZ [1982]. Assim, o domínio ótimo de atuação do ressalto situa-se aproximadamente entre os números de Froude de 4,5 a 12.

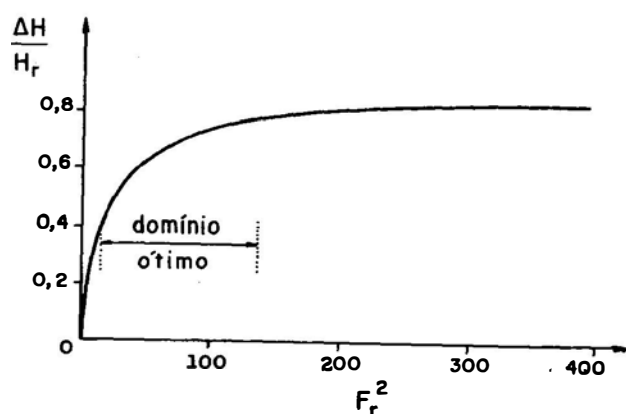


Fig.B 5 - Representação gráfica da variação da eficiência do ressalto com o número de Froude

B.5 Comprimento do ressalto

O comprimento do ressalto é uma grandeza de difícil determinação. Isto ocorre devido a diferença de interpretação, entre os pesquisadores, quanto à definição da seção final do ressalto. ELEVATORSKI [1959] apresenta uma coletânea de fórmulas

sugeridas por diversos autores, recomendando entretanto, a adoção da fórmula:

$$L_r = 6,9 (y_l - y_r) \quad (b14)$$

PETERKA [1974] e MEHROTRA [1976] apresentam o comprimento do ressalto em função do número de Froude e da altura lenta de jusante, conforme mostrado nas figuras B.6. e B.7.

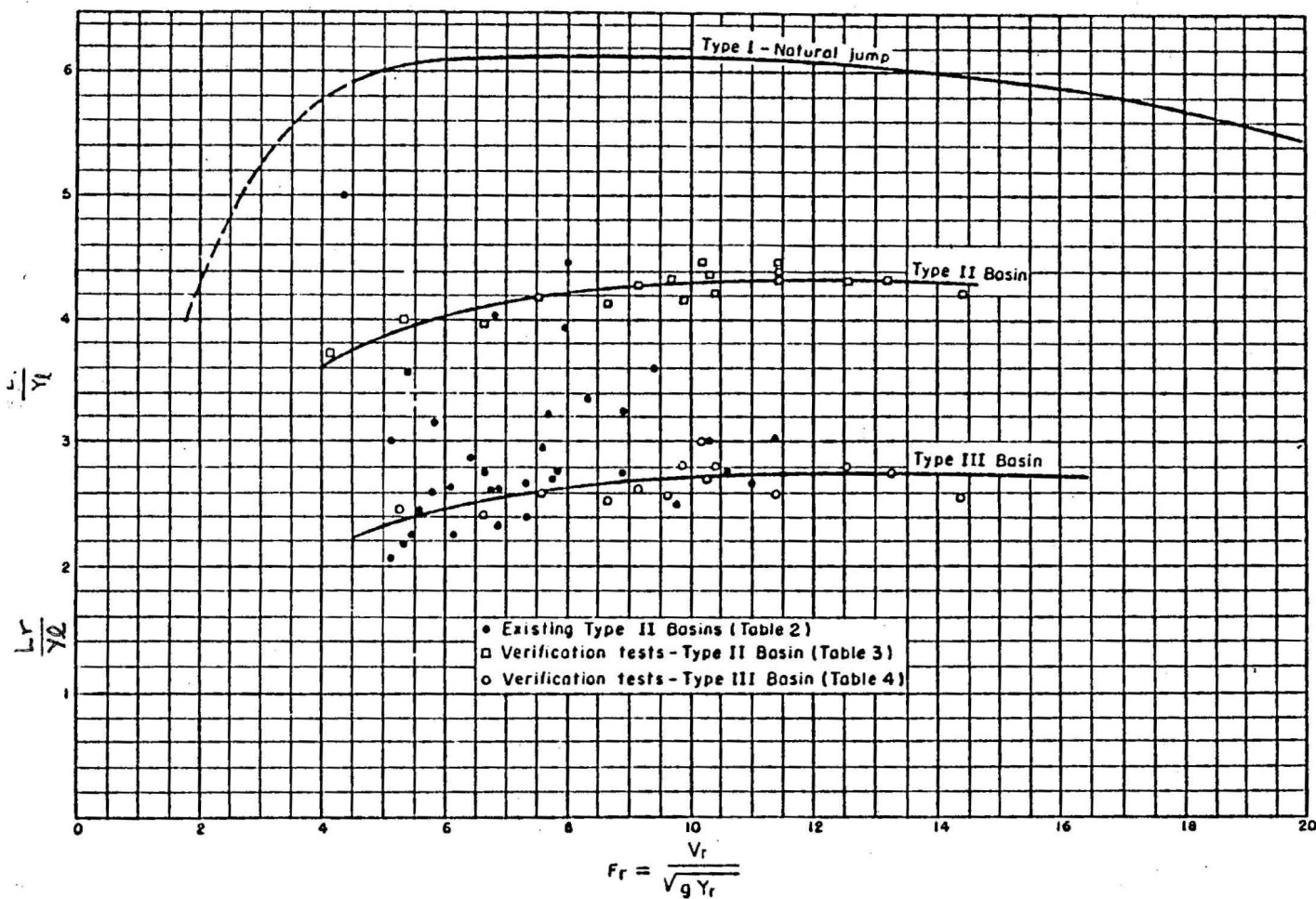


Fig.B.6 - Comprimento do ressalto (PETERKA [1974])

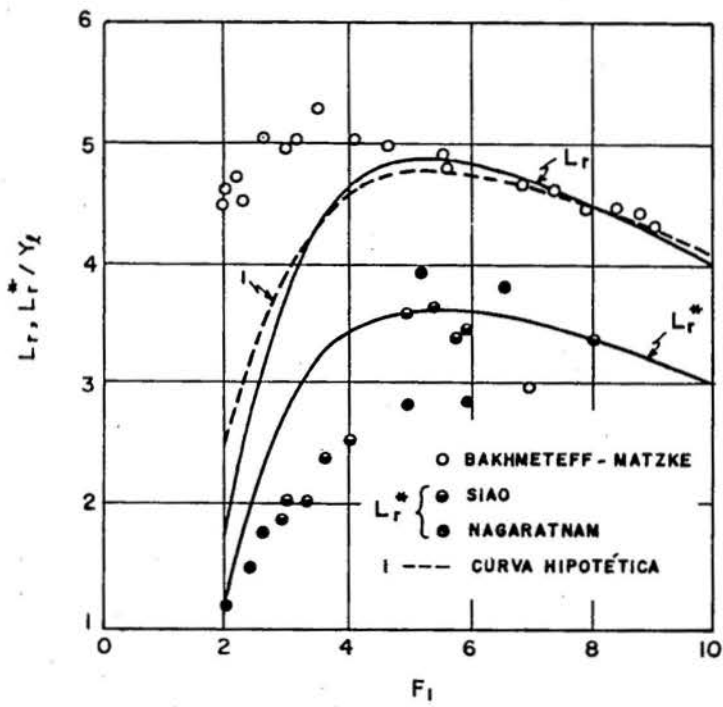
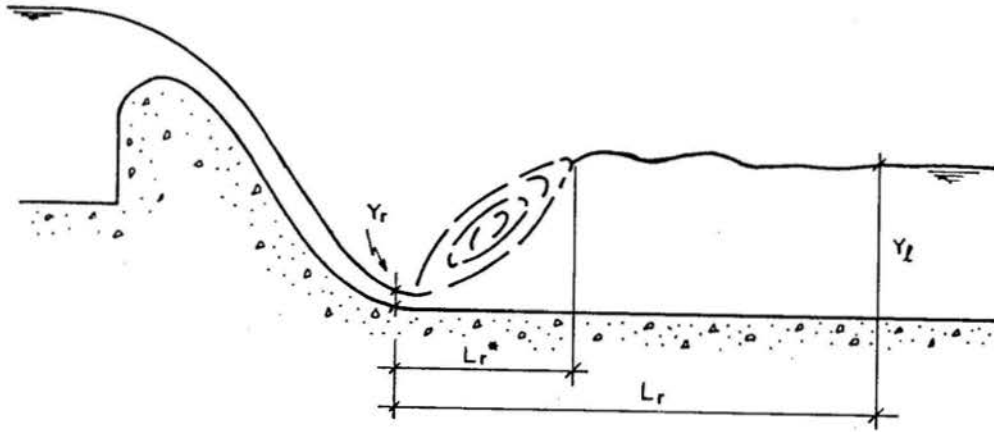


Fig.B.7 - Comprimento do ressalto (MEHROTRA [1976])

ELEVATORSKY [1959] definiu o comprimento do ressalto como sendo a distância entre seu ponto de início e a seção em que o escoamento é permanentemente uniforme em regime lento.

PETERKA [1974] definiu o comprimento como a distância entre o ponto de intersecção do vertedor com o piso horizontal e um ponto ou seção imediatamente a jusante da zona de turbilhonamento.

MEHROTRA [1976] definiu-o como sendo o tamanho do rolo onde ocorre intensa turbulência.

A aplicação das diversas equações e conceituações propostas pode conduzir a valores totalmente discrepantes com diferenças que podem chegar a 50%. As fórmulas mais utilizadas são as de ELEVATORSKI e PETERKA, embora apresentem diferenças de até 20%.

No trabalho apresentado deu-se preferência a fórmula de ELEVATORSKY.

$$L_r = 6,9 (y_l - y_r) \quad \text{ou} \quad L_r = 6,9 y_j \quad (b14) \text{ e } (b15)$$

Sendo y_j a diferença entre as alturas conjugadas, também denominadas de altura do ressalto.

B.6 Posição do ressalto

A posição do ressalto fica condicionada ao confronto entre a altura conjugada lenta e o nível de água de jusante. A condição ideal e econômica ocorre quando estas duas alturas coincidem.

Neste caso, basta projetar uma laje horizontal sobre a qual ocorrerá o ressalto hidráulico. Essa condição ideal é, entretanto, raramente alcançada, tornando-se necessário projetar estruturas adequadas para as demais situações que podem ocorrer.

B.7 Ressalto afogado

No caso do ressalto ser submerso ou afogado, figura B.8., isto é, quando o nível de jusante mostra-se maior que a altura necessária para ocorrência do ressalto, as características serão definidas pelo grau de submergência, conforme GOVINDA RAO E RAJARATNAM [1963].

$$S = \frac{y_4 - y_5}{y_5} \quad (b16)$$

O comprimento do ressalto submerso pode ser dado por:

$$L_{rs} = (4.9 S + 6.1) y_2 \quad (b17)$$

A relação entre a profundidade (y_3) e a altura do ressalto (y_2), conforme citado em CHOW [1985], é expressa por:

$$\frac{y_3}{y_2} = \sqrt{1 + 2 F_2^2 \left(1 - \frac{y_2}{y_1}\right)} \quad (b18)$$

A perda de energia no ressalto afogado pode ser calculada pela fórmula GOVINDA RAO e RAJARATNAM [1963]:

$$\frac{\Delta H}{H_1} = 1 - 1,86 \left[\frac{4}{\sqrt{1 + 8F_1^2} - 1} * \frac{1}{(4,9 S + 6,1)} \right]^{1/2} \quad (b19)$$

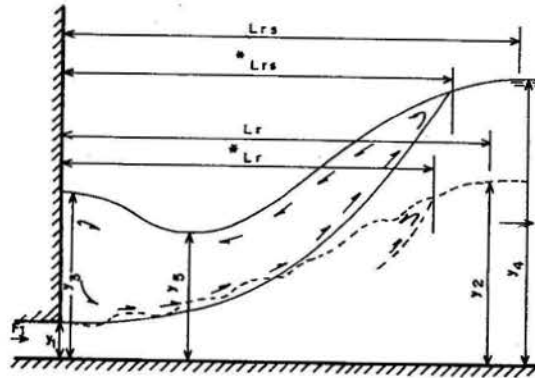


Fig.B.8 - Ressalto afogado em descarregador de de fundo

A figura B.9 apresenta o ressalto hidráulico em um descarregador de superfície. Para casos como este, geralmente, utiliza-se como referência o grau de afogamento α como segue:

$$\alpha = \frac{y_2}{y_1}$$

(b20)

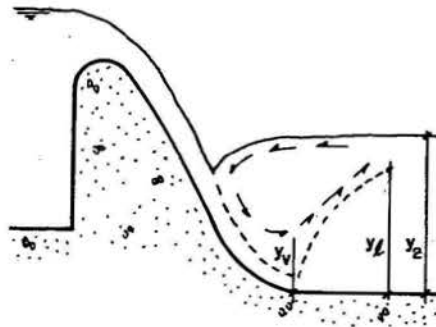


Fig.B.9 - Ressalto afogado em um descarregador de superfície

B.8 Modelação matemática

A modelação matemática do ressalto hidráulico atualmente está na sua fase inicial, podendo-se citar os estudos de McCORQUODALE e KALIFA [1983]. Estes estudos necessitam para a sua calibração de parâmetros hidráulicos obtidos em modelos físicos (coeficientes de aeração, de pressões entre outros).

ANEXO C - VELOCIDADE DE ENTRADA NA ESTRUTURA DE DISSIPACÃO

A velocidade de entrada num ressalto (V_1) é uma grandeza cuja obtenção, com precisão, é bastante difícil, embora de suma importância, por ser através dela que são dimensionadas as estruturas de dissipação de energia. A experiência tem mostrado que a diferença entre a velocidade real e a teórica torna-se maior, quando se reduz a carga sobre a soleira e se aumenta a altura de queda. Há diversas fórmulas para a determinação da velocidade de entrada V_1 , todas elas estudadas para inclinações de parâmetros situados entre 1:0,6 e 1:0,8.

Apresenta-se a seguir um resumo dessas fórmulas.

O USBR recomenda as seguintes fórmulas:

- para jato livre (fig.C.1)

$$V_1 = \sqrt{2g(H_1 - H/2)} \quad (c1)$$

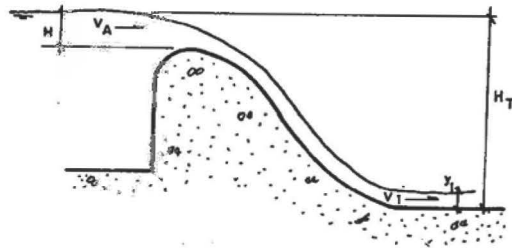


Fig.C.1 - Velocidade de entrada a jusante do vertedouro quando a zona de chegada do jato é livre

- para jato afogado (fig.C.2)

$$V_1 = \sqrt{2 g H_1} \quad (c2)$$

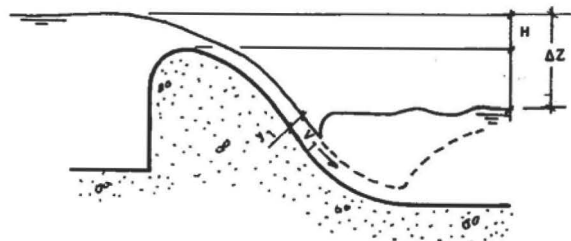


Fig.C.2 - Velocidade de entrada a jusante do vertedouro quando a zona de chegada do jato é afogada

Conforme CHOW [1985], ver figura C.3, a velocidade pode ser calculada por:

$$V_1 = \sqrt{2 g (H_1 + H_a - y_1)} \quad (c3)$$

onde

$$H_a = \frac{V_a^2}{2 g} \quad (c4)$$

ELEVATORSKY [1959] recomenda a utilização das seguintes fórmulas:

• para jato livre (fig.C.3)

$$V_1 = \sqrt{2 g (H_t - y_1)} \quad (c5)$$

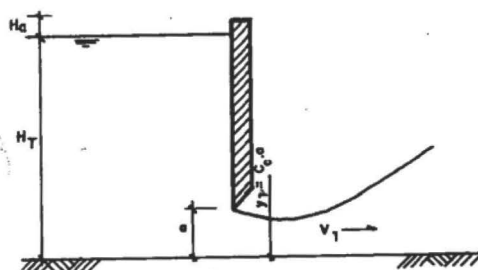


Fig.C.3-Velocidade de entrada a jusante do descarregador de fundo quando a saída do jato é livre

• para jato afogado (fig.C.4)

$$V_1 = \sqrt{2 g (H_t - y_1)} \quad (c6)$$

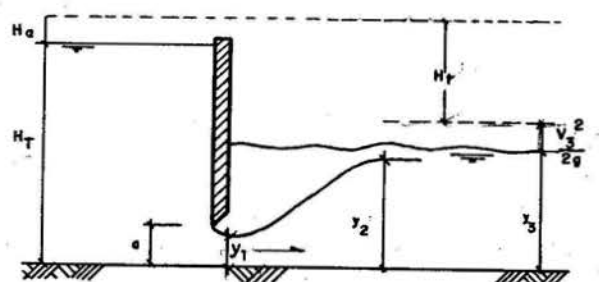


Fig.C.4 - Velocidade de entrada a jusante do descarregador de fundo quando a saída do jato é afogada

O USBR sugere a utilização de ábacos, onde, conhecendo-se a carga sobre a crista e a altura da queda, obtém-se um coeficiente de correção de velocidades ($C\phi$) para adequar-se a velocidade teórica à velocidade real.

As experiências, em modelo reduzido tem mostrado que o jato, ao atingir a superfície da água, penetra na massa fluida sem sofrer grandes alterações, só vindo a dispersar-se mais adiante. Portanto a velocidade V_1 teria de ser calculada na altura onde inicia a dispersão do jato e, para essa condição, deveriam ser calculadas y_1 e F_1 .

Neste trabalho considera-se a velocidade de entrada na estrutura como sendo a velocidade obtida para a cota de fundo, onde ocorra um ressalto perfeito para as condições de contorno. Entende-se como ressalto perfeito, a situação onde a altura conjugada lenta (y_1) é igual a altura do tirante de água a jusante (T_v).