

CAPÍTULO 6 TURBULÊNCIA EM ESTRUTURAS DE DISSIPAÇÃO DE VERTEDORES DE USINAS HIDRELÉTRICAS COM FORMAÇÃO DO RESSALTO HIDRÁULICO - ESTUDO DE CASOS.

6.1. Considerações Gerais – Lei de Parede

Os capítulos anteriores foram escritos procurando apresentar alguns dos principais fundamentos da teoria da turbulência aplicada aos escoamentos incompressíveis, sem a pretensão de esgotar o assunto, que é extremamente complexo sob o ponto de vista físico e matemático, e cuja solução universal ainda está longe de ser atingida. A teoria de Kolmogorov é a teoria de maior sucesso até hoje apresentada, surgindo na tentativa de proposição de uma interpretação universal da turbulência. Historicamente, todavia, muitos dos primeiros estudos de turbulência focaram os chamados “*shear flows*” onde o processo de interação entre o escoamento médio e o turbulento causado pelas interfaces é intenso e contínuo, abreviando, ou interferindo no processo universal de cascata de turbilhões. A literatura destaca alguns dos principais tipos de “*shear flows*” com predominância de um escoamento unidimensional, tais como: escoamento em canal, escoamento em conduto forçado (*wall shear flows*), escoamento de jatos e plumas (*free shear flows*), escoamentos esses que serão tratados de alguma forma, a partir desse capítulo. A lei logarítmica universal de parede de Kármán-Prandtl que se baseia em teoria semi-empírica, é uma das mais celebradas para os *shear flows* com inúmeras comprovações experimentais, onde a associação da turbulência com o perfil médio do escoamento está representada. Muitos dos modelos de turbulência, ainda hoje utilizados com sucesso, se originam da aplicação da lei de parede nos escoamentos em canais, desde o trabalho de Boussinesq de 1827, interpretado na forma tridimensional pela equação 5.21, passando pelo modelo de turbulência proposto por Prandtl em 1925, de acordo com as equações 5.19 e 5.20.

Desse capítulo em diante o estudo da turbulência será apresentado, amarrando-o com alguma aplicação à Engenharia, descendo-se inclusive à análise de alguns estudos de caso e tentando-se, quando possível, conectar os fundamentos teóricos apresentados anteriormente à análise e à interpretação de fenômenos turbulentos nas áreas de Engenharia da atuação sob o ponto de vista acadêmico ou profissional.

Meu interesse na área de turbulência começou na década de 70, durante o “boom” das usinas hidrelétricas brasileiras e a partir dos diversos trabalhos realizados no Centro Tecnológico de Hidráulica – CTH, na área de estudos em modelos hidráulicos aplicados ao projeto de novas usinas hidrelétricas, em particular ao projeto dos vertedores e das bacias de dissipação dessas usinas. Paralelamente aos trabalhos de prestação de serviço enquanto Engenheiro do Centro Tecnológico de Hidráulica – CTH, sempre me interessou a pesquisa básica tecnológica, e, dessa forma desenvolvi os meus trabalhos de mestrado e de doutorado, dentro do tema.

O projeto de uma estrutura de dissipação, por exemplo, é função, basicamente, do desnível a ser vencido com a construção da obra; da vazão específica de projeto e de condições parciais de operação; da geologia de implantação da obra; dos níveis de jusante da estrutura de dissipação.

Diversas estruturas de dissipação foram projetadas no país e no exterior para a contenção do ressalto hidráulico, confinando a geração da turbulência em uma estrutura de concreto de características conhecidas.

6.2. O Ressalto Hidráulico como Dissipador de Energia

Diversas barragens brasileiras foram projetadas e construídas nas décadas de 70 e 80, com estruturas de dissipação por ressalto hidráulico. O ressalto hidráulico, como se sabe é um fenômeno localizado que se forma na passagem brusca de um escoamento em regime supercrítico (ou torrencial) para um escoamento em regime subcrítico (ou fluvial). Esta passagem brusca é acompanhada de um alto grau de turbulência. O ressalto hidráulico também é conhecido como salto de Bidone, por ter sido este italiano, da Universidade de Torino, o primeiro a observá-lo e a estudá-lo experimentalmente nos anos de 1818 e 1819.

No entanto, foi Bélanger, em 1828 o primeiro a formular uma teoria matemática para o ressalto hidráulico, baseada, inicialmente, no princípio da conservação de energia, e, posteriormente na equação da quantidade de movimento, teoria essa aperfeiçoada por Bresse em 1838. Apresenta-se abaixo a equação clássica do ressalto devido a Bélanger – Bresse:

$$\frac{Y_2}{Y_1} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8Fr_1^2} - 1 \right) \quad (6.1.)$$

A dedução completa desta equação pode ser encontrada em Ortiz (1982).

As figuras 6.1 e 6.2 mostram, respectivamente, a representação esquemática de um ressalto livre e o ressalto hidráulico formado na bacia de dissipação da Usina Hidrelétrica de Porto Colômbia no Rio Grande, para a vazão vertida de $4000 \text{ m}^3/\text{s}$.

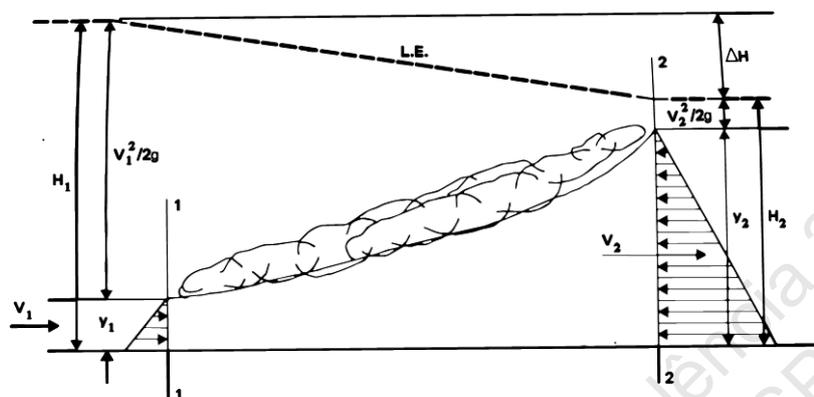


Figura 6.1. Representação esquemática do ressalto hidráulico



Figura 6.2 Ressonho hidráulico na bacia de dissipação da U.H. Porto Colômbia

Observa-se que na equação 6.1. Fr_1 representa o número de Froude na entrada do ressalto, adimensional que é uma relação entre força de inércia e força gravitacionais. Y_1 e Y_2 representam as chamadas alturas conjugadas do ressalto.

A forma, a estrutura interna do ressalto e o balanço energético do movimento ao longo do ressalto variam significativamente com o número de Froude na entrada do ressalto Fr_1 . O clássico trabalho de *Bradley et al, 1958*, classifica o ressalto livre em leito horizontal em 5 faixas, conforme representadas na figura abaixo:

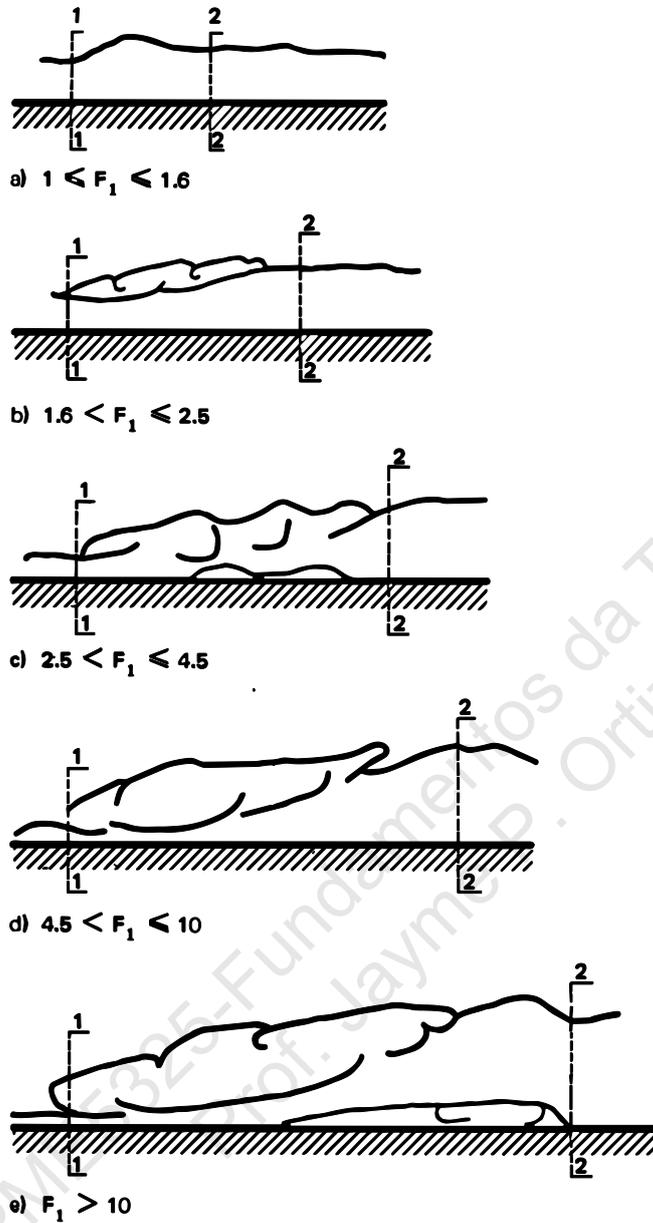


Figura 6.3. Diversas formas do ressalto em função do domínio de variação de F_{r1}

No domínio de valores $4,5 \leq Fr_1 \leq 6$ forma-se o ressalto estável, situação mais favorável para o processo de dissipação de energia e normalmente utilizada como a faixa ideal para o projeto de estruturas de dissipação por ressalto hidráulico.

A classificação das estruturas de dissipação por ressalto hidráulico, partindo-se da análise da teoria clássica, conforme equação 6.1 é uma metodologia ainda aplicada na prática da Engenharia Hidráulica. Todavia *Kumin (1948 a 1955)* pela escola russa, e *Rouse (1950 a 1960)*, pela escola americana, já estudavam o ressalto utilizando as equações da turbulência, sob o ponto de vista da estatística.

Dentro desta linha, partindo-se da equação diferencial da quantidade de movimento para escoamento turbulento escrita na forma tensorial e tirando-se a média de todos os termos, pode-se chegar, assumindo-se o ressalto como volume de controle, a uma nova equação básica para o ressalto, representada abaixo. A dedução completa desta equação encontra-se em Ortiz (1982).

$$\left(\frac{Y_2}{Y_1}\right)^3 - [1 + 2Fr_1^2] \frac{Y_2}{Y_1} + 2Fr_1^2 (\bar{\beta} + \beta')_2 = 0 \quad (6.2)$$

As seguintes hipóteses foram adotadas para a obtenção desta equação:

- Turbulência unidimensional na direção do escoamento x-x.
- Ressalto formado em um leito horizontal, por unidade de largura.
- Turbulência desprezível na entrada do ressalto.
- Distribuição hidrostática de pressões.
- Distribuição uniforme de velocidade na seção de entrada.

Observa-se que nesta equação $\bar{\beta} \cdots e \cdots \beta'$, correspondem aos coeficientes de quantidade de movimento dos escoamentos médio e flutuante na seção de saída do ressalto, e no caso particular de $\bar{\beta}_2 = 1 \cdots e \cdots \beta'_2 = 0$, recai-se na equação de Bélanger-Bresse. No caso destes valores serem superiores a 1 e 0, respectivamente, tem-se uma energia de turbulência residual a ser dissipada, a jusante da seção 2-2.

Do ponto de vista da equação da energia aplicada ao ressalto hidráulico para o escoamento turbulento, pode-se partir da equação da quantidade de movimento para valores instantâneos, na forma tensorial, multiplicando-se esta equação pela correspondente componente de velocidade instantânea antes de se fazer a média e, considerando o escoamento permanente. A dedução completa desta equação também se encontra em Ortiz (1982), que integrada a um volume de controle que é o ressalto hidráulico, resulta nas equações para o escoamento médio e o escoamento pulsatório, escritas a seguir:

$$\begin{aligned}
& \int_{SC} \frac{\rho U^2}{2} \bar{u}_j \frac{\partial x_j}{\partial n} dA + \int_{SC} \overline{\bar{u}_i \rho u'_i u'_j} \frac{\partial x_j}{\partial n} dA - \int_{VC} \overline{\rho u'_i u'_j} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} dV = \\
& - \int_{SC} \overline{p u'_i} \frac{\partial x_i}{\partial n} dA + \int_{VC} \overline{\bar{u}_i B_i} dV + \int_{SC} \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \bar{u}_i \frac{\partial x_j}{\partial n} dA - \\
& \int_{VC} \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} dV
\end{aligned} \quad (6.3)$$

$$\begin{aligned}
& \int_{SC} \frac{\overline{\rho u'^2}}{2} \bar{u}_j \frac{\partial x_j}{\partial n} dA + \int_{SC} \overline{\frac{\rho u'^2}{2} u'_j} \frac{\partial x_j}{\partial n} dA + \int_{VC} \overline{\rho u'_i u'_j} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} dV = \\
& - \int_{SC} \overline{p' u'_i} \frac{\partial x_i}{\partial n} dA + \int_{SC} \overline{\mu \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) u'_i} \frac{\partial x_j}{\partial n} dA - \\
& \int_{VC} \overline{\mu \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u'_i}{\partial x_j}} dV
\end{aligned} \quad (6.4)$$

Observa-se nas equações (6.3) e (6.4) os termos de produção e de dissipação de turbulência, conforme discriminados abaixo:

$$\begin{aligned}
P &= \int_{VC} \overline{\rho u'_i u'_j} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} dV \\
D &= \bar{D} + D' = \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \mu \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u'_i}{\partial x_j}
\end{aligned}$$

O termo dissipativo é formado de duas parcelas, a primeira relativa à dissipação direta do escoamento médio que é desprezível, e a segunda que corresponde a dissipação a partir das flutuações turbulentas.

Os demais termos correspondem a fluxos de energia cinética através das superfícies de controle, trabalhos de deformação de forças externas etc, e o significado físico de cada termo está apresentado em Ortiz (1982).

As equações acima mostram que conhecer o comportamento da energia de turbulência no interior do resalto livre passa pelo conhecimento do campo de velocidades instantâneas no interior do resalto, como ele varia, como é convecionado, quais são as trocas etc. A medição nesse caso exigiria técnicas sofisticadas e caras como a utilização de sistema de anemometria a laser- *LDV* ou *PIV*. A impossibilidade absoluta

da utilização dessas técnicas quando da realização do trabalho de mestrado do autor (Ortiz, 82), fez com que se tomasse a decisão de se medir turbulência a jusante do ressalto, na chamada zona de transição. Portanto, a base desse trabalho de mestrado foi a medição da turbulência residual a jusante de estruturas de dissipação típicas para a formação do ressalto, comparando-se a sua eficiência em termos de dissipação de energia.

As medições foram feitas com um micromolinete cuja hélice tinha 11 mm, com uma resposta em frequência baixa, mas suficiente para medir, comparativamente, os perfis instantâneos de velocidade a jusante de cada bacia de dissipação ensaiada.

O estudo bidimensional do amortecimento das macro-pulsações a jusante do ressalto hidráulico pode ser feito, seguindo as experiências de *Kumim e Razvan* (ver RAZVAN, 1967), a partir da análise da intensidade de turbulência definida através das flutuações de velocidade, nessa região (alternativamente poder-se-ia medir as flutuações de pressão).

Sendo assim pode-se definir a intensidade de turbulência como:

$$\begin{aligned} K_v &= f(\eta_x, \eta_y, Fr_1) \\ K_p &= f(\eta_x, \eta_y, Fr_1) \end{aligned} \quad (6.5)$$

onde

$$\eta_x = \frac{x}{Y_1}$$

$$\eta_y = \frac{y}{Y_1}$$

Admitindo-se a hipótese de isotropia e homogeneidade no final do ressalto, a equação (6.5) em termos de flutuações de velocidade, pode ser escrita como:

$$K_v = \frac{\sqrt{u'^2}}{U} = f(\eta_x, Fr_1) \quad (6.6)$$

A equação (6.6) representa a intensidade de turbulência local, parâmetro chave da medição da turbulência a jusante do ressalto hidráulico.

Foram comparadas 6 bacias de dissipação: as 3 bacias clássicas do *Bureau of Reclamation-USA* (bacias tipos I, II, III) e as 3 bacias clássicas do *VEDENEEV* (bacias Gunko, Lyapin e Kumin). É interessante salientar que esse trabalho foi

desenvolvido no período da “guerra fria” em que os “soviéticos” e os “americanos” procuravam competir em todas as áreas de engenharia. No caso do Brasil a influência da publicação do U.S. Bureau no projeto de estruturas de dissipação foi muito maior, enquanto que a influência do *VEDENEEV* foi apenas marginal, através de blocos dissipadores supercavitantes aplicados a algumas barragens brasileiras, como a barragem de Armando Salles de Oliveira.

Nas *figuras* abaixo estão representadas algumas destas bacias.

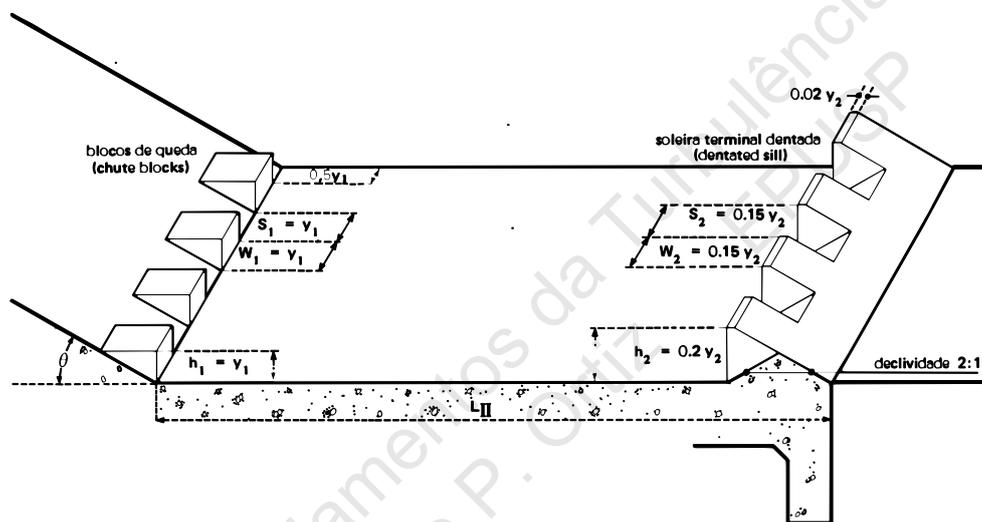


Figura 6.4a. Representação esquemática da bacia tipo II-USBR/USA

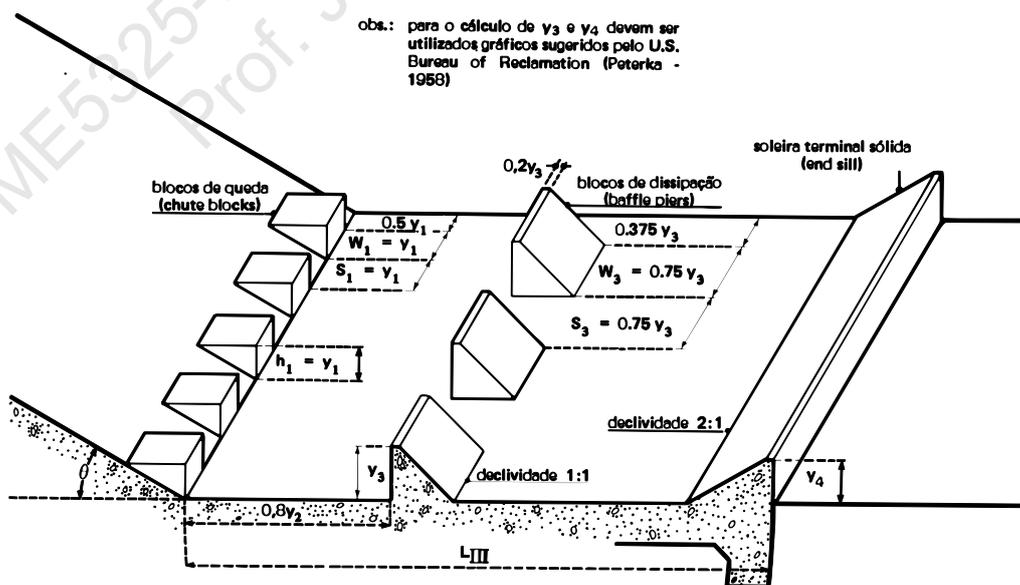


Figura 6.4b. Representação esquemática da bacia tipo III - USBR/USA

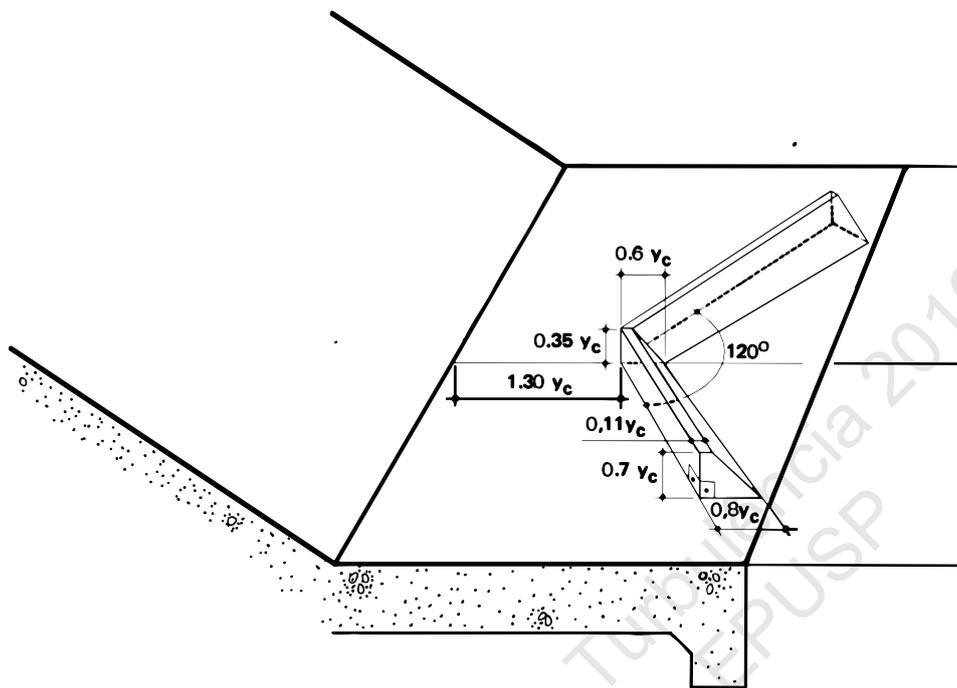


Figura 6.4c Representação esquemática da bacia tipo Kumin – VEDENEEV

Na figura 6.5 são apresentados os resultados comparativos de variação de K_v para todas as bacias ensaiadas, com $Fr_1 = 7,6$ e profundidades de medição a $0,2 Y$. Nessa figura fica evidente a eficiência da bacia tipo III – USBR como dissipador de energia, embora, deva-se frisar, que o risco de erosão por cavitação nos blocos, nesse caso, também é grande.

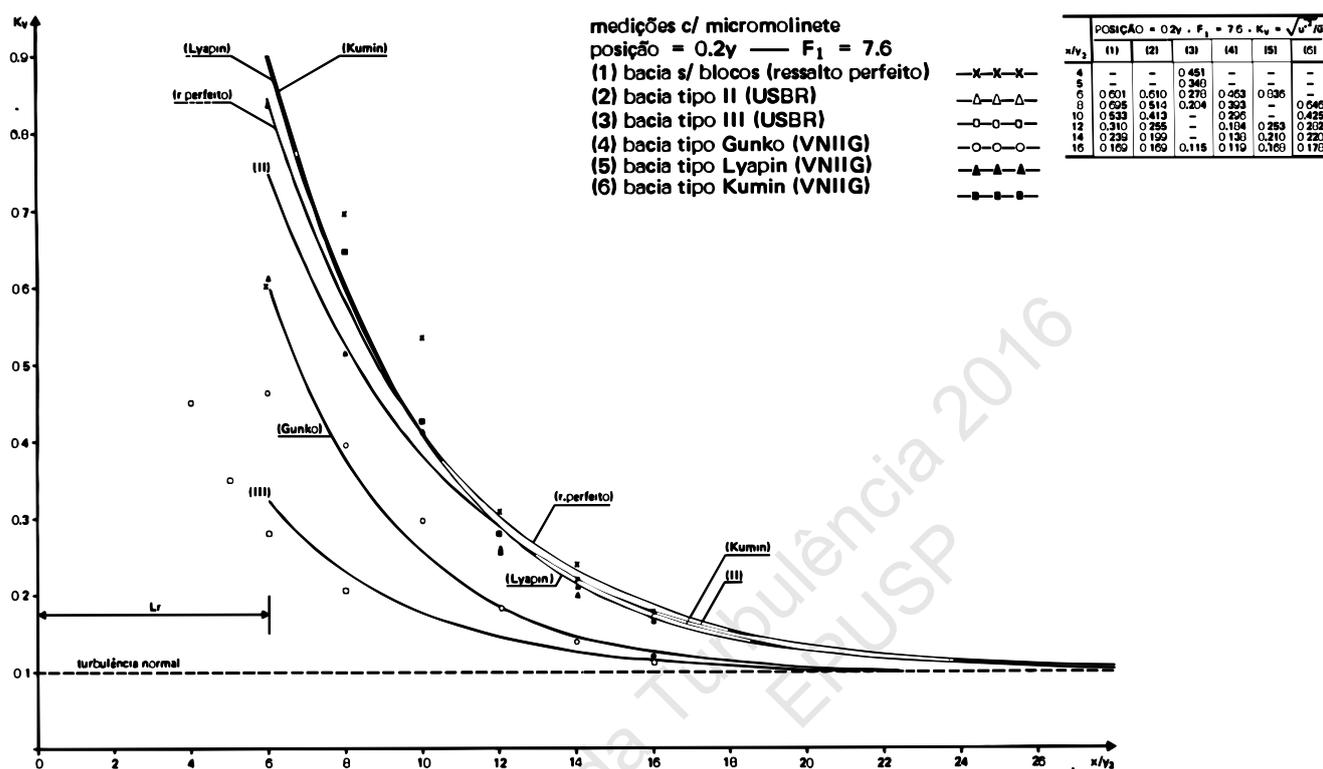


Figura 6.5 Atenuação da intensidade de turbulência K_v a jusante do resalto para $Fr_1=7,6$, para as diversas bacias ensaiadas

Meu trabalho de mestrado selou, portanto, o início de meu interesse teórico pelo estudo da turbulência, cuja influência principal nasceu no CTH, através de trabalhos aplicados à Engenharia Hidráulica e que teve seqüência no período em que passei no *Istituto di Idraulica da Università degli Studi di Padova, na Itália*, no ano acadêmico de 1977-1978. Posteriormente ao retornar ao Brasil tive a oportunidade de conviver com o saudoso Prof. Ernest Razvan, da Tahal Engenharia de Israel, em seu período sabático realizado no CTH, e que me abriu uma janela sobre a visão de estruturas de dissipação por resalto na Europa Oriental, obrigando-me a tomar algumas aulas de romeno para entender seu livro escrito em sua língua pátria (RAZVAN,1969).

6.3. Flutuações de Pressão no Resalto Hidráulico

Minha pesquisa de doutorado “sanduíche” (ver *ORTIZ, 1989*), sob a orientação dos professores Ângelo Raffaele Cuomo – EPUSP e Cesar Farell – University of Minnesota, foi desenvolvida no *Saint Anthony Falls Laboratory, da University of Minnesota/USA*, dentro do tema de flutuações de pressão no ressalto hidráulico, tendo como referência o trabalho de Toso (1986). Na pesquisa foi feito um estudo detalhado das flutuações de pressão, no domínio do tempo, na base de um ressalto hidráulico, a partir de dados de Toso disponíveis de medição com transdutores de pressão em modelo físico. Obteve-se nesse trabalho a variação do coeficiente de pressão ao longo da base do ressalto, coeficiente esse definido a partir dos valores de desvio médio quadrático das flutuações de pressão e de valores de pico de flutuações de pressão, conforme definição abaixo. Os valores experimentais foram obtidos para números de Froude na entrada do ressalto na faixa $Fr_1 = 3$ a 10.

$$C_p = \frac{\sqrt{\overline{P^2}}}{\frac{1}{2}\rho U^2} \quad (6.8)$$

$$C_p^+ = \frac{P_{máx} - P}{\frac{1}{2}\rho U^2} \quad (6.9)$$

$$C_p^- = \frac{P - p_{mín}}{\frac{1}{2}\rho U^2} \quad (6.10)$$

A *figura 6.6* mostra a partir dos dados analisados a variação das pressões instantâneas médias, máximas e mínimas) ao longo da base do ressalto, considerando o ressalto estável, com $Fr_1 = 5,59$ e escoamento desenvolvido na entrada do ressalto. Percebe-se claramente que as maiores flutuações de pressão ocorrem no terço inicial do comprimento do ressalto.

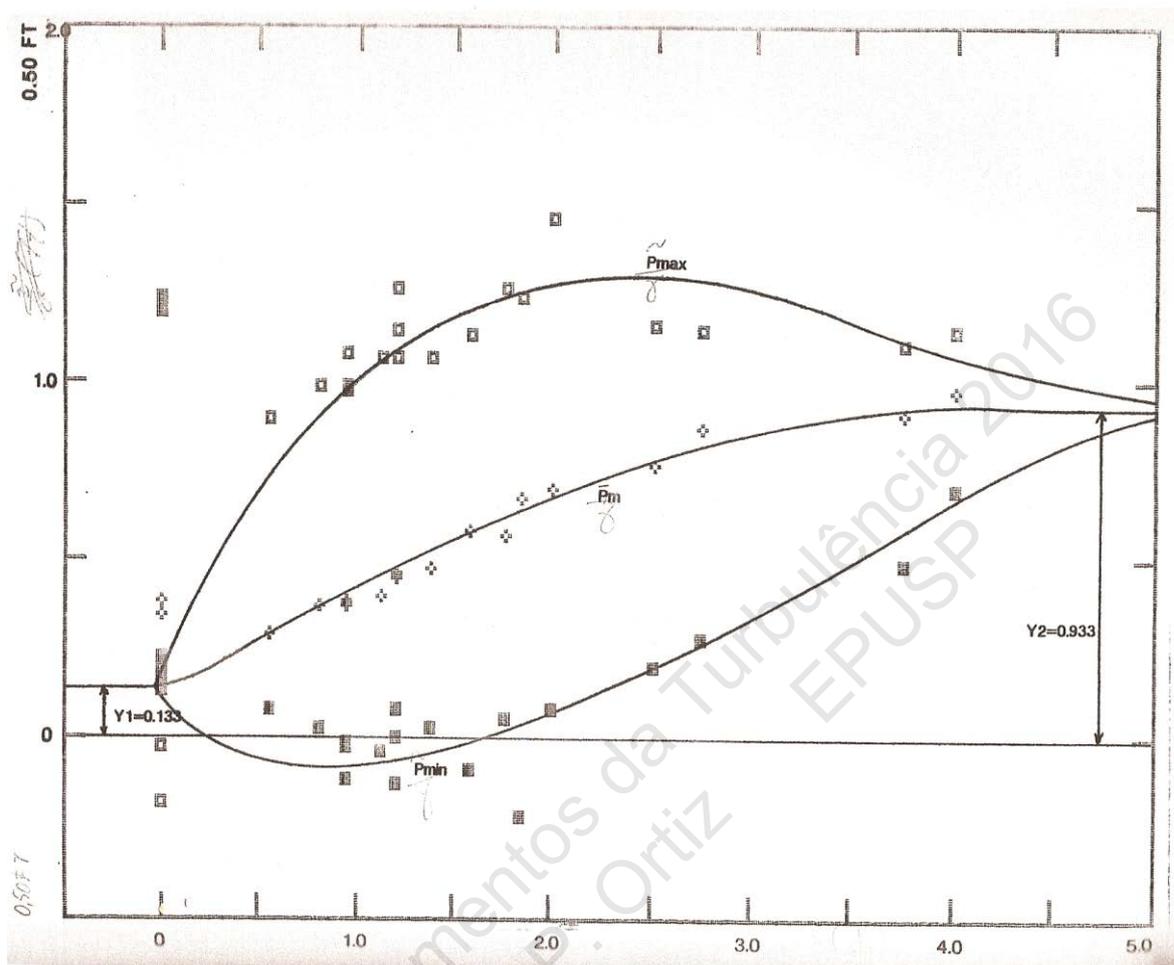


Figura 6.6 Pressões instantâneas, médias e flutuações ao longo do ressalto (x/y_1), considerando $Fr_1 = 5,59$ na entrada do ressalto.

Os valores correspondentes de C_p para escoamento desenvolvido ou não na entrada do ressalto estão representados na figura 6.7, podendo-se observar picos de C_p entre 0,05 e 0,07.

É curioso observar que os maiores picos de turbulência ocorrem para o escoamento não desenvolvido na entrada do ressalto, o que se atribui ao fato do espectro de flutuações de pressão ser dominado pelas maiores escalas de turbulência, sendo que o sensor não é sensível as menores escalas que prevalecem no escoamento desenvolvido (figuras 6.8 a, b) (ver ORTIZ, 1989)

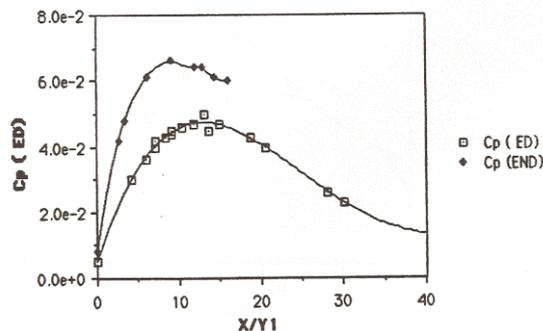
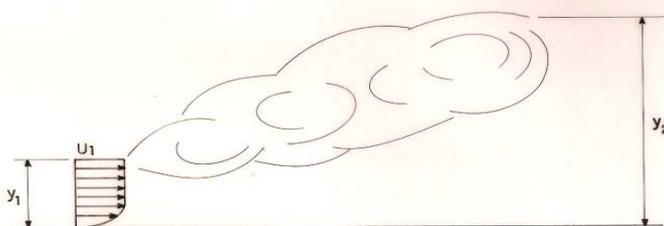


Figura 6.7 Valores de C_p ao longo do ressalto (x/y_1), considerando na entrada do ressalto $Fr_1 = 5,59$ e escoamento desenvolvido ou não.

Para a obtenção dos valores de C_p^+ e C_p^- é necessária a obtenção de valores de picos positivos e negativos de flutuações de pressão na base do ressalto, o que depende de longas séries de registros temporais. No trabalho de doutorado esse assunto foi discutido, embora os resultados não tenham sido conclusivos, considerando que os dados disponíveis de séries de tempo apresentam diferentes intervalos de confiança dependendo da duração do registro temporal (ver TOSO, 1986 e ORTIZ, 1989). De qualquer forma, como ordem de grandeza, pode-se dizer que esses valores são da ordem de $10C_p$.



(a)



(b)

Figura 6.8 Representação esquemática do ressalto: (a) com camada limite desenvolvida (D) na entrada; (b) camada limite não desenvolvida (ND) na entrada.

Os resultados da pesquisa permitem concluir que a função de densidade de probabilidade na zona crítica do ressalto (particularmente no terço de montante) está longe de ser gaussiana com coeficientes de assimetria e curtose muito acima de 0 e 3, respectivamente. Verifica-se ainda que o ressalto é um fenômeno de baixa frequência (1 a 6 Hz) e grandes amplitudes de flutuações de pressão, cuja função de auto-correlação decai, rapidamente, no início do ressalto (ver figura 6.9), com decaimentos mais lentos a jusante, com o aumento de x/y_1 , conforme figura 6.10. A turbulência é gerada a partir do escoamento médio na entrada do ressalto, com escala integral da ordem da profundidade do canal e decai para jusante, com o aumento de x/y_1 com a diminuição das flutuações turbulentas de pressão e o aumento da menor escala de turbulência.

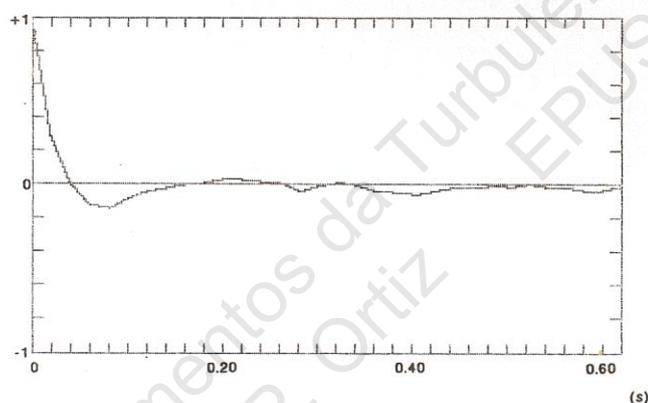


Figura 6.9 Variação do coeficiente de autocorrelação das flutuações de pressão na posição $\frac{x}{y_1} = 13,17$ com $Fr_1 = 5,59$ (escoamento desenvolvido na entrada).

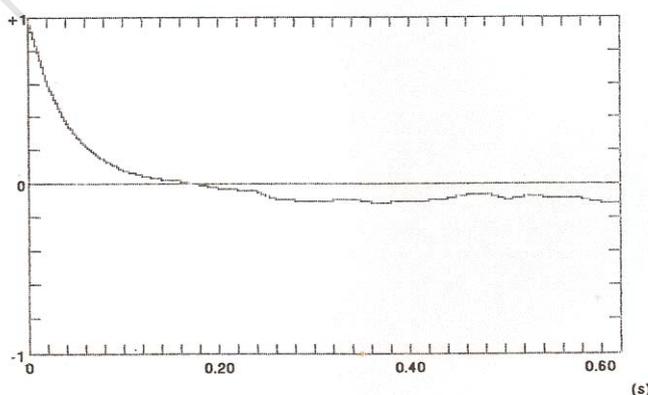


Figura 6.10 Variação do coeficiente de autocorrelação das flutuações de pressão na posição $\frac{x}{y_1} = 30,10$ com $Fr_1 = 5,59$ (escoamento desenvolvido na entrada).

6.4. A Simulação Numérica do Ressalto Hidráulico Afogado

No ressalto hidráulico afogado a emulsão de ar na zona crítica do ressalto é muito menor e ele ocorre em condições de operação onde o nível de jusante é alto, diminuindo-se assim a diferença de nível entre as alturas conjugadas y_1 e y_2 . Nesse caso é necessário adicionar a seguinte condição de submergência à equação de Bélanger-Bresse (equação 6.1):

$$S_{sub} = \frac{y_t - y_2}{y_2} \quad (6.11)$$

Sendo: $y_t \rightarrow$ profundidade de água de jusante.

Apresenta-se abaixo, a representação esquemática de um ressalto afogado a jusante de um descarregador de fundo.

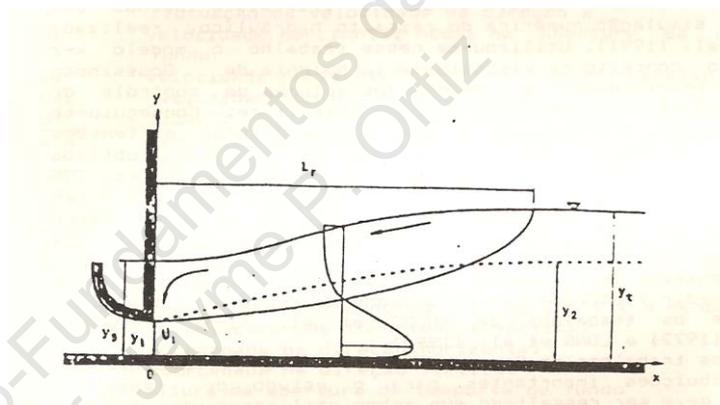


Figura 6.11 Representação esquemática do ressalto hidráulico afogado a jusante de um descarregador de fundo.

No ressalto livre os efeitos das flutuações de velocidade e pressão na estrutura de dissipação são muito mais significativos do que no ressalto afogado, embora seja mais fácil, mas não trivial, a medição do campo de velocidades instantâneas no interior do ressalto afogado.

Saltara (1993) em seu trabalho de mestrado desenvolveu um estudo computacional onde comparou os resultados numéricos com os resultados da literatura obtidos por Long et al (1990), que utilizou um LDA para medir as flutuações turbulentas de velocidade na direção do escoamento em um ressalto afogado, para as

condições de $Fr_1 = 8,19$, $S_{sub} = 0,24$, $U_1 = 3,14 \text{ m/s}$, $y_1 = 0,015 \text{ m}$, com os perfis medidos em $z/w = 0,36$, onde w representa a largura do canal. Nesse caso, utilizou o modelo de turbulência $k \sim \varepsilon$ para a reprodução do ressalto hidráulico afogado, cujas equações completas podem ser vistas em Saltara (1993) e Saltara & Ortiz (1994). Sabe-se que para a utilização desse modelo de turbulência é necessário um cuidado especial para a especificação das condições de contorno nas proximidades de uma superfície sólida. Isso ocorre porque as equações de $k \sim \varepsilon$ são válidas apenas para altos números de Reynolds, ignorando os efeitos viscosos que são muito importantes na região de parede com gradientes acentuados de velocidade o que exigiria um refinamento muito maior da malha computacional nessa região. Saltara (1993) utilizou a lei universal de parede associando algumas hipóteses para cálculo de $k \sim \varepsilon$ apresentadas na literatura, além de utilizar um método chamado de volume de controle de dimensão variável, adaptando o método clássico de volumes finitos de Patankar (1980), de modo a conseguir convergência nos resultados.

Os resultados das simulações numéricas das tensões de Reynolds comparados com os resultados experimentais já foram apresentados na *figura 5.4*. Na *figura 6.12* verifica-se que os resultados de simulação numérica da linha d'água do ressalto afogado são coincidentes com os dados experimentais apenas na região de jusante. A comparação das *figuras 6.13, 6.14* mostra um melhor ajuste das simulações numéricas

dos valores de $\frac{\sqrt{u^2}}{U_1}$, no final do ressalto afogado. Resultados mais completos envolvendo $\frac{uv}{U_1}$ e $\frac{\sqrt{v^2}}{U_1}$ encontram-se em Saltara (1993) e Saltara e Ortiz (1994).

Os resultados experimentais mostram que mais do que a limitação do modelo $k \sim \varepsilon$ aplicado na região de parede, as hipóteses de bi-dimensionalidade e de isotropia assumidas na modelagem computacional conduzem a resultados insatisfatórios na zona inicial do ressalto, que é tipicamente tridimensional, mostrando que o custo computacional para a simulação do ressalto é alto. Os resultados são mais satisfatórios, a medida que se caminha para jusante, pois a condição de bidimensionalidade pode ser assumida.

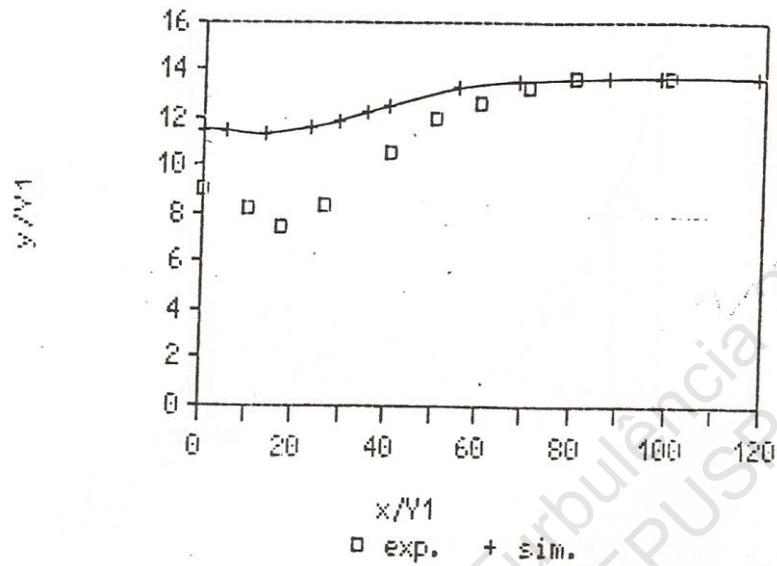


Figura 6.12 Resultados da linha da superfície livre do ressalto afogado

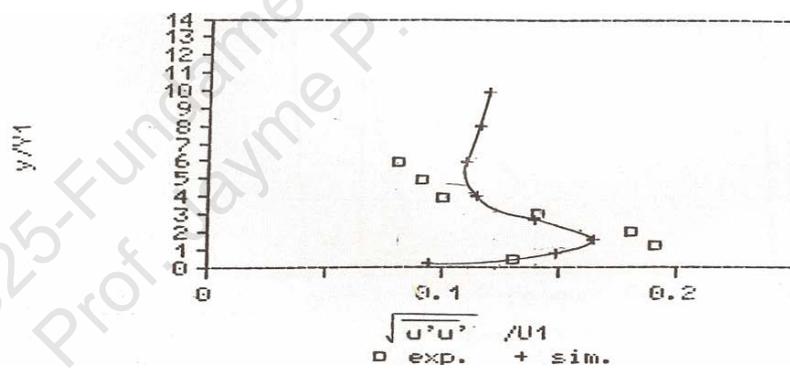


Figura 6.13 Resultados de $\frac{\sqrt{u^2}}{U_1}$ em função de $\frac{y}{y_1}$, na posição do ressalto

$$\frac{x}{y_1} = 12$$

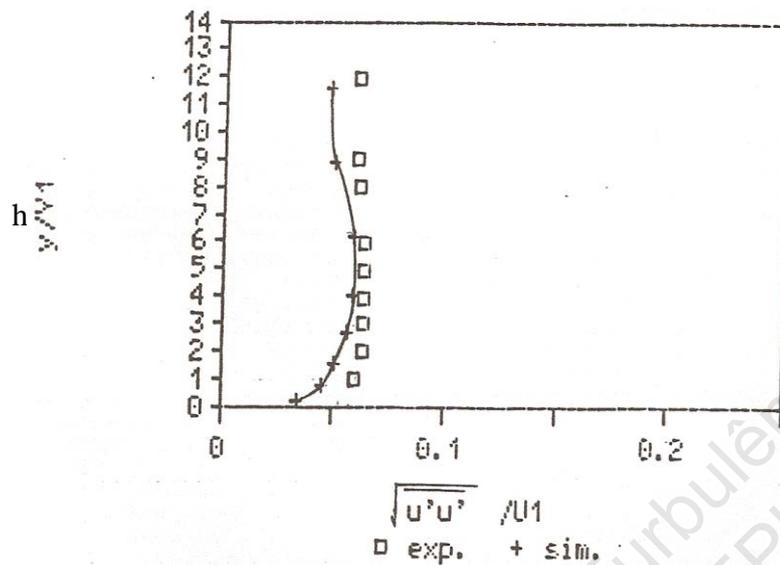


Figura 6.14. Resultados de $\frac{\sqrt{u'^2}}{U_1}$ em função de $\frac{y}{y_1}$, na posição do ressalto

$$\frac{x}{y_1} = 84$$

6.5. Estudos de Caso

Ao longo de minha vida profissional como engenheiro junto ao Centro Tecnológico de Hidráulica – CTH tive a oportunidade de participar, direta ou indiretamente, em diversos projetos de Usinas Hidrelétricas, em particular no projeto e modelagem de estruturas de dissipação por ressalto hidráulica dessas usinas. Desses estudos destacam-se dois casos, em que a pesquisa básica da turbulência e sua aplicação estão fortemente imbricadas e conectadas com a otimização do projeto hidráulico: os casos das Usinas Hidrelétricas de Ilha Solteira e de Porto Colômbia.

6.5.1. O Estudo de Caso da Usina Hidrelétrica de Ilha Solteira

6.5.1.1 Considerações Gerais

A Usina Hidrelétrica de Ilha Solteira situada no Rio Paraná, na divisa dos Estados de São Paulo e Mato Grosso, é a maior usina do Estado de São Paulo com capacidade instalada de 3.444,00 MW e 20 unidades geradoras do tipo Francis. Juntamente com a UHE Engenheiro Souza Dias (Jupia) compõe o Complexo Urubupungá que é o sexto maior complexo hidrelétrico do mundo. A barragem tem 5605 m de comprimento com reservatório de 1.195 km². O vertedor de superfície é composto de 19 vãos com comportas de segmento com dimensões 18,50 x 21,50 m. A capacidade máxima de vazão do vertedor de superfície é de 38500 m³/s, resultando uma vazão específica maior do que 100 m³/s.m. A *figura 6.15* é uma vista geral da barragem de Ilha Solteira vertendo através de todos os vãos. (*ver site www.cesp.gov.br*).

A UHE Ilha Solteira foi construída na década de 70 e os estudos hidráulicos do vertedor, na época de elaboração do projeto executivo, foram realizados no Laboratório de Hidráulica de Jupia, da CESP, sob a supervisão da *Sogreah Société Grenobleise d'Etude et D'Applications Hydrauliques*. O projeto e a otimização em modelo resultou em uma bacia de dissipação bastante curta, já que foi proposto um bloco dissipador em cada vão, sobre a soleira do vertedor de superfície, como pode ser visto nas *figuras 6.16 e 6.17*.



Figura 6.15 Vertedores da UHE Ilha Solteira em operação (site www.cesp.gov.br)

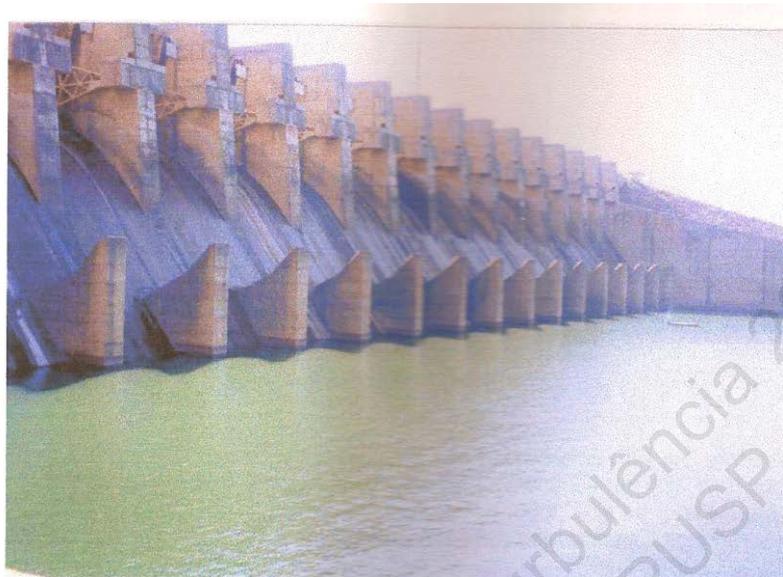


Figura 6.16 Vista geral dos blocos dissipadores no vertedor de superfície da UHE Ilha Solteira

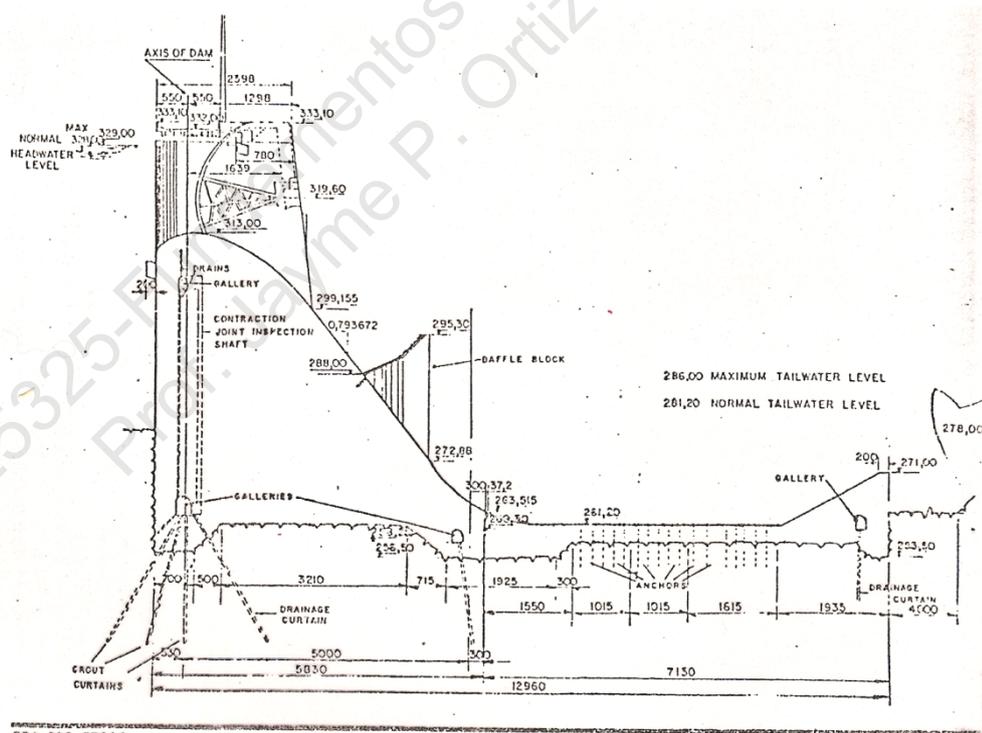


Figura 6.17 Perfil longitudinal do vertedor, do bloco dissipador e da bacia de dissipação da UHE Ilha Solteira.

Um ano após a conclusão das obras e início de operação dos vertedores, passou-se a observar erosões no concreto da superfície do vertedor e nas laterais dos blocos dissipadores. Entre 1974 e 1983 diversas experiências de reparo e reforço do concreto foram feitas sem sucesso. Em 1983, após a passagem de uma vazão de $20.000 \text{ m}^3/\text{s}$, ocorreu o arrancamento total de blindagens de aço inox, o arrancamento parcial de blindagens de aço inox associadas a aço comum e o aumento significativo das erosões nas laterais dos blocos. A partir desse evento a CESP solicitou ao CTH um estudo em modelo reduzido para a elaboração de um diagnóstico do processo erosivo nos vertedores de Ilha Solteira. A *figura 6.18* mostra a região de superposição das erosões levantadas pela CESP, nas laterais dos blocos.

A região de superposição das erosões engloba todos os vãos. As *figuras 6.19 e 6.20* mostram a erosão no vertedor, na região lateral do bloco, e o correspondente trabalho de reparo na obra.

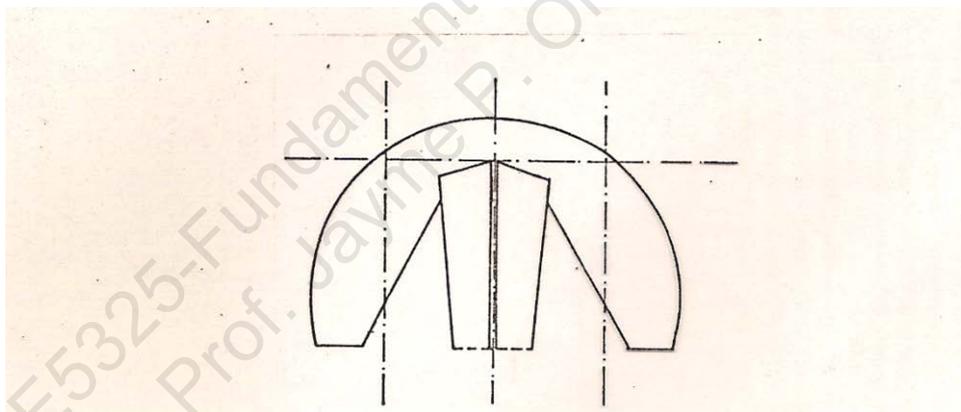


Figura 6.18 Região de superposição das erosões por cavitação em torno dos blocos dissipadores da UHE Ilha Solteira (levantamentos em campo feitos pela CESP).



Figura 6.19 Vista da erosão no vertedor na região lateral do bloco – UHE Ilha Solteira (CD –acervo biblioteca CTH).



Figura 6.20 Vista do trabalho de reparo na obra – UHE Ilha Solteira (CD –acervo biblioteca CTH).

6.5.1.2 Estudos em Modelo Físico

Para se fazer um diagnóstico sobre o problema ocorrido em Ilha Solteira, o CTH foi contratado pela CESP e os estudos foram desenvolvidos em dois modelos físicos construídos segundo a semelhança de Froude: um modelo na escala 1:50, mais fácil de operar, onde mediam-se as pressões médias, e um modelo na escala 1:20 cuja vazão máxima em modelo era de $2,285 \text{ m}^3/\text{s}$, onde refinava-se o trabalho de medição de pressão, utilizando-se transdutores. As justificativas para a escolha do critério de semelhança de Froude e das escalas de modelo encontram-se em Borsari e Ortiz, (1985). A *figura 6.21* oferece uma visão geral do modelo construído na escala 1:20, onde reproduziu-se um vão e dois meios vãos do vertedor. A *figura 6.22* fornece uma visão geral do escoamento turbulento atingindo o bloco dissipador e encaminhando-se para a bacia de dissipação a jusante (abertura da comporta 7 m, $Q_{\text{vertedorprotótipo}} = 19700 \text{ m}^3/\text{s}$).

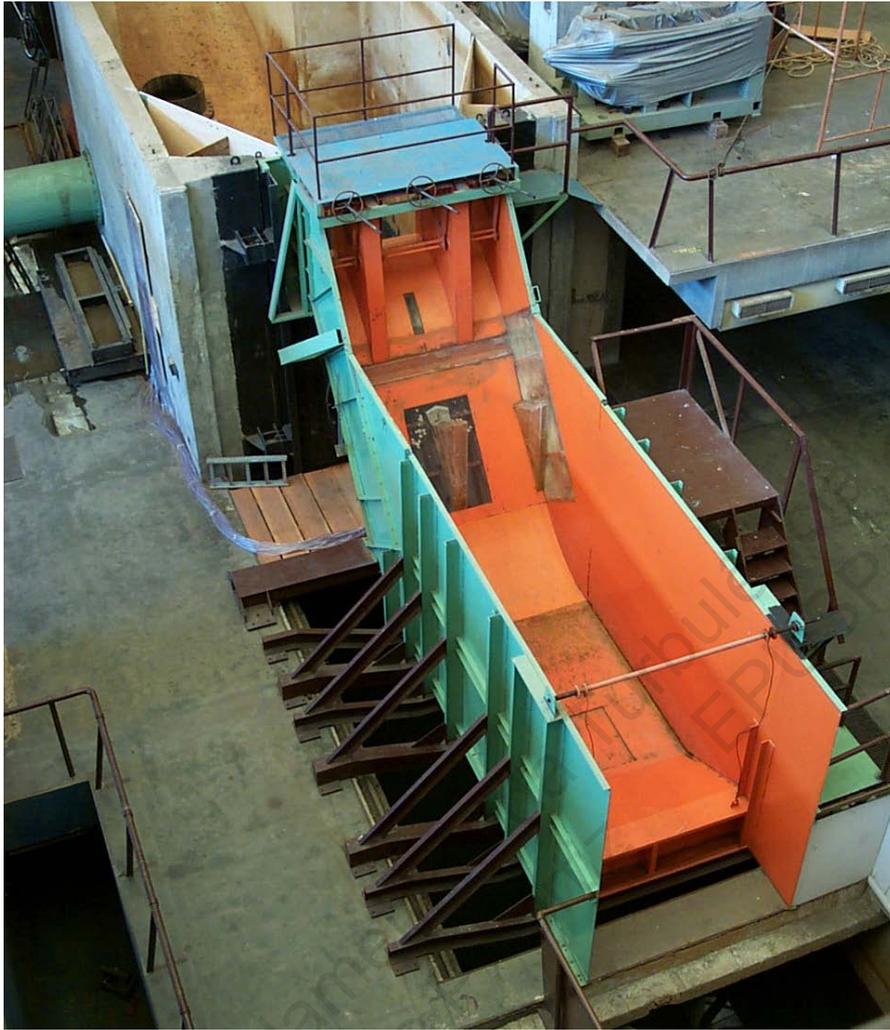


Figura 6.21 Vista geral do modelo na escala 1:20 (extraído de CD – Ilha Solteira, acervo CTH).



Figura 6.22 Visão geral do escoamento em torno do bloco dissipador para abertura da comporta no protótipo de 7 m ($19700 \text{ m}^3/\text{s}$) (extraído de CD – Ilha Solteira, acervo biblioteca CTH).

6.5.1.3. Resultados

Os ensaios em modelos físicos, em particular no modelo na escala 1:20, constituíram-se em excelentes ferramentas como método de visualização de fluxo, sendo possível visualizar sem auxílio de nenhuma técnica especial, a formação de um vórtice tipo ferradura (*horse-shoe vortex*) na região em torno do bloco, próximo a superfície do vertedor (*figura 6.23*). No modelo, construído em acrílico, permitia-se a

entrada de uma pessoa por baixo do vertedor, o que possibilitava a visualização do vórtice. Esse vórtice formava-se para todas as vazões ensaiadas, fixadas a partir da abertura da comporta do vertedor, conforme apresentado na tabela a seguir.

Tabela 6.1 Vazões de protótipo ensaiadas no modelo físico (escala 1:20)

ENS.	ABERT (m)	Q (m ³ /s)
4	4,0	11.800
5	5,0	14.500
6	6,0	17.200
7	7,0	19.700
8	8,0	22.300
9	9,0	24.500
10	Total	38.500



Figura 6.23 Visualização do vórtice ferradura formando-se no vertedor na região do bloco dissipador.

Com isso foi possível instalar transdutores de pressão ao longo da linha do vórtice (tomadas C26, PG, PI, PK da tabela 6.2), medindo-se as flutuações de pressão para as vazões da tabela 6.1. Os resultados de pressões encontram-se na *tabela 6.2* abaixo:

Tabela 6.2 Medições de pressões instantâneas (média e flutuações mínima e máxima) ao longo do vórtice para os ensaios com abertura de comporta de 4 a 8m

ENSAIO	TOMADA	C26	PG	PI	PK
4	P _{min}	- 6,73	- 5,99	- 3,89	- 2,36
	P _{med}	- 0,73	- 1,62	- 0,36	0,39
	P _{móx}	1,27	1,76	1,02	2,64
5	P _{min}	- 7,61	- 7,12	- 5,73	- 3,60
	P _{med}	- 3,48	- 3,99	- 2,48	0,52
	P _{móx}	0,52	- 0,24	1,02	2,14
6	P _{min}	- 6,36	- 6,62	- 4,73	- 2,98
	P _{med}	- 1,86	- 3,37	- 2,48	0,52
	P _{móx}	2,39	- 0,62	0,14	2,76
7	P _{min}	- 4,98	- 6,12	- 3,10	- 4,10
	P _{med}	- 0,35	- 2,74	- 0,48	0,00
	P _{móx}	4,14	0,63	2,14	2,26
8	P _{min}	- 2,73	- 4,62	- 4,60	- 3,98
	P _{med}	1,51	- 1,37	- 0,98	- 0,60
	P _{móx}	5,39	2,51	1,89	2,23

(m.c.a.) VALORES DO PROTÓTIPO.

Os resultados dessa tabela indicam cargas de pressões com expressivos valores negativos, (valores chegam à ordem de -6 m.c.a), para valores de vazões de protótipo operacionais do vertedor entre 11800 e 19700 m³/s. Para valores superiores de vazão até a vazão de projeto (da ordem de 40000 m³/s) as flutuações de pressão diminuíam. Isso indicava que o vórtice ferradura formava-se muito próximo da parede para as vazões operacionais, tendendo a se afastar para o seio da massa líquida para vazões maiores, o que explica as erosões ocorridas no protótipo para as vazões operacionais vertidas. O gráfico da *figura 6.24* é uma medição típica de pressão instantânea com flutuações de pressão da ordem da pressão média.

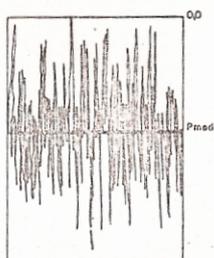


Figura 6.24 Registro gráfico de flutuação de pressão no modelo de Ilha Solteira (escala 1:20.)

Um estudo mais completo das medições de flutuações de pressão pode ser encontrado em: Camargo et al (1986), CTH (1985), CTH (1991a), CTH (1991 b).

Os resultados dos estudos em modelo do vertedor de Ilha Solteira permitiram a conclusão clara de que a erosões no protótipo eram devidas a formação de um vórtice ferradura junto à base do vertedor, em torno do bloco. O bloco funciona como um plano de estagnação com cargas de pressões muito altas (acima de 30 m.c.a). Na separação do fluxo junto ao bloco convivem regiões de alta pressão, pressões atmosféricas e pressões negativas, formando-se assim o vórtice. A formação desse vórtice já foi representada no capítulo 1 (*figura 1.3*) estabelecendo-se uma analogia com uma visão de Da Vinci sobre a formação de vórtice ferradura em torno de um pilar de ponte (*figura 1.2*).

A partir desse diagnóstico passou-se a estudar alternativas de defletores instalados no prolongamento dos pilares da estrutura, a montante do bloco dissipador, com o objetivo de permitir o arraste natural de ar atmosférico para dentro da camada limite, de modo a formar-se um colchão de amortecimento de ar entre a superfície do vertedor e o vórtice ferradura (*ver BORSARI et al, 1986 e CTH, 1988*). Posteriormente foram realizados estudos no CTH visando a mudança na geometria do bloco de modo a torná-lo mais hidrodinâmico, atenuando-se ou eliminando-se a formação do vórtice, mas não tive a oportunidade de participar dessa etapa de estudo, que foi conduzida por colegas da Instituição. Os resultados podem ser encontrados em CTH (1991 b), FCTH – Nota Técnica N.1 (2002).

O projeto do bloco dissipador de Ilha Solteira foi uma solução equivocada e o mais recomendável seria buscar uma mudança da geometria do bloco na tentativa de eliminação do vórtice ferradura. Meus colegas do CTH trabalharam nessa linha, fizeram inclusive alguns estudos em protótipo, prevalecendo, no entanto a linha de aeração da lâmina d'água, seja por uma questão de custo para a solução do problema, seja por que essa linha encontrou maior receptividade na prática de consultoria em estruturas hidráulicas de barragem.

6.5.2. O Estudo de Caso da Usina Hidrelétrica de Porto Colômbia

6.5.2.1. Considerações Gerais

A Usina Hidrelétrica de Porto Colômbia pertence ao sistema Furnas e situa-se no Rio Grande na divisa dos estados de São Paulo com Minas Gerais formando um lago de 143 km². Sua capacidade instalada é de 320 MW de potência com quatro turbinas tipo Kaplan de 80 MW cada.

O vertedor de superfície é constituído de nove vãos com 15 m de largura cada e com capacidade máxima de vazão de 16000 m³/s, resultando em uma vazão específica acima de 100 m³/s.m. A *figura 6.25*, extraída do site *www.furnas.com.br*, mostra uma visão geral da UHE Porto Colômbia.

A UHE Porto Colômbia, de propriedade de Furnas Centrais Elétricas, iniciou sua operação no ano de 1973 e situa-se no Rio Grande, na divisa dos Estados de Minas Gerais e São Paulo.

Seu vertedor possuía uma bacia de dissipação do tipo II do USBR, cujos parâmetros de projeto haviam sido alterados em função dos estudos em modelo realizados.

A partir de inspeção subaquática realizada revelaram-se erosões significativas nos blocos e na bacia de dissipação. Revelou-se que ao longo dos, até então, 20 anos de operação da Usina, um par de erosões laterais e simétricas haviam surgido em cada um dos seus 36 blocos de queda (*figura 6.26*), além de pequenas erosões na soleira dentada (*end-sill*).

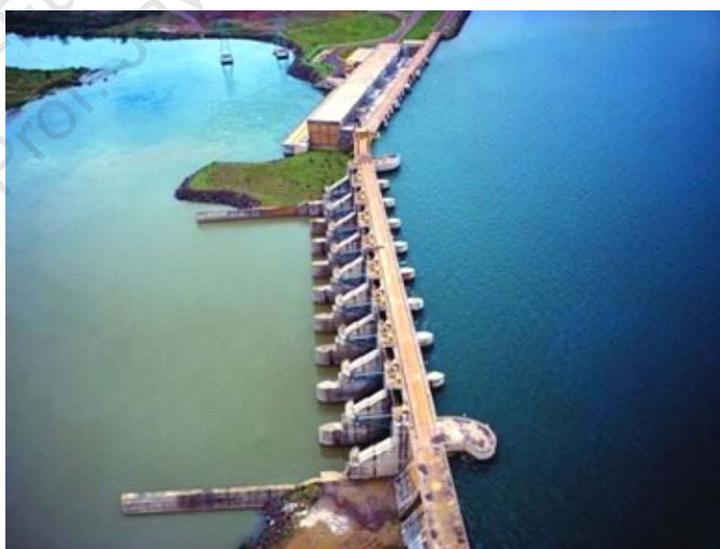


Figura 6.25 Visão geral da dos vertedores, da bacia de dissipação e da casa de máquinas da UHE Porto Colômbia.

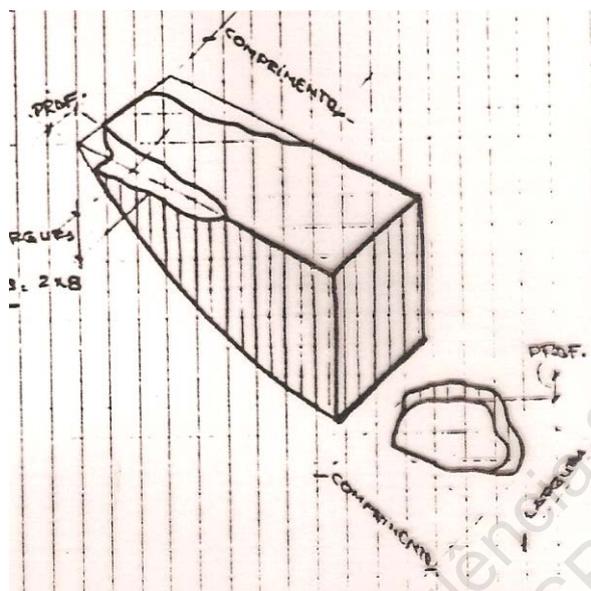


Figura 6.26 Vista esquemática dos padrões de erosões nas laterais e na parte posterior dos blocos de queda.

Em novembro de 1993 foi criada pela ABRH – Associação Brasileira de Recursos Hídricos uma Comissão de Hidráulica e Mecânica dos Fluidos, constituída pelos laboratórios de hidráulica de FURNAS/RJ, CTH/SP e CEHPAR/Paraná. A partir dessa data, essa comissão, com o apoio desses três laboratórios, passou a desenvolver um estudo de flutuação de pressão em bacia de dissipação, vinculado ao problema ocorrido na UHE Porto Colômbia, e eu passei a integrá-la como engenheiro do CTH.

Com o ensecamento da bacia de dissipação, programado para o período de estiagem do ano de 1995, pude acompanhar a referida comissão em um trabalho de inspeção das estruturas hidráulica. As visitas realizadas por essa comissão durante o período de ensecamento da obra mostraram erosões significativas a jusante de todos os seus 36 blocos de queda (*chute blocks*), com crateras atingindo as dimensões médias de 2,00 m de comprimento por 1,65 m de largura e 0,70 m de profundidade e com sinais evidentes de arrancamento das ferragens do concreto. Além disso, erosões significativas nas laterais de todos os blocos também foram observadas, além de erosões nos blocos da soleira terminal (*end sill*). A figura 6.27 é uma vista de jusante da bacia de dissipação de Porto Colômbia, após o ensecamento, podendo-se ver os blocos de queda (*chute*

blocks) e a soleira terminal dentada (*end sill*). As figuras 6.28 e 6.29 mostram vistas de erosões logo atrás e na lateral dos blocos de queda, com ferragens aparentes.

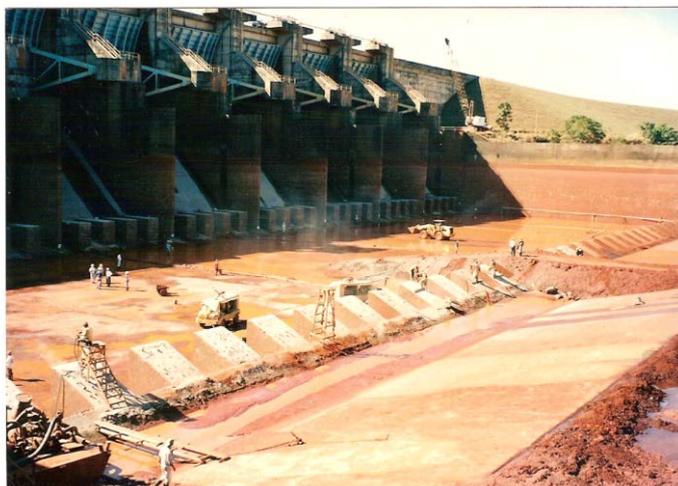


Figura 6.27 Vista da bacia de dissipação de Porto Colômbia após o ensecamento.

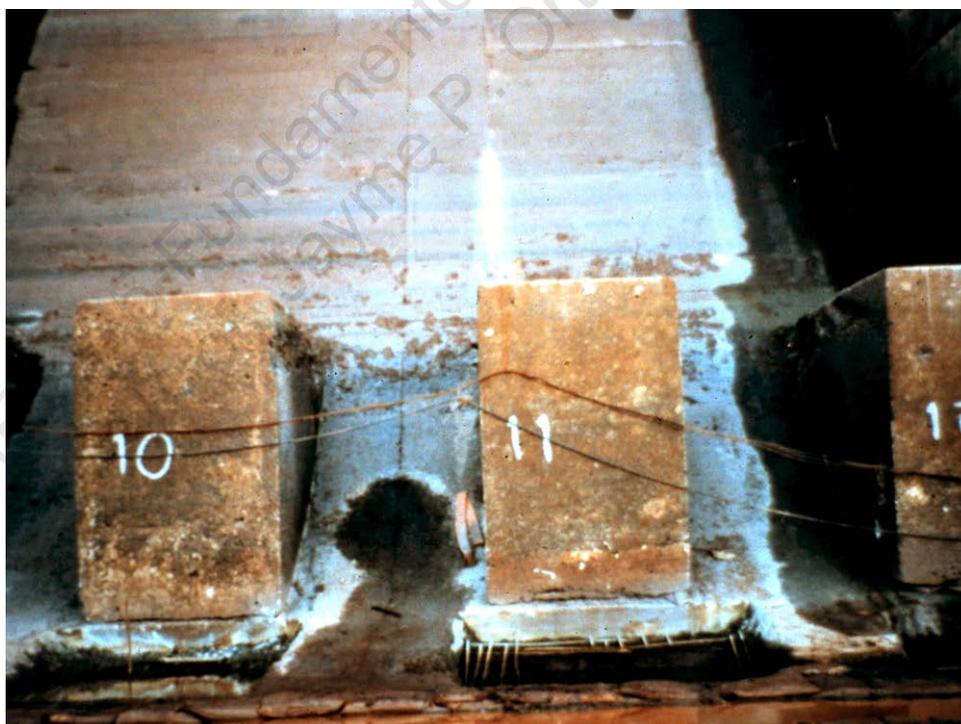


Figura 6.28 Vista das erosões logo após os blocos de queda.



Figura 6.30 Vista da erosão na lateral em um dos blocos de queda.

Pesquisando-se o histórico das vazões vertidas na Usina, verificou-se que, ao longo do seu período de operação, a descarga máxima ocorrida de $5700 \text{ m}^3/\text{s}$, registrada em fevereiro de 1983, não havia atingido 36 % da vazão máxima de $16000 \text{ m}^3/\text{s}$ e, desta forma, as erosões encontradas ocorreram para condições de operação bem inferiores às condições de projeto ($q = 98 \text{ m}^3/\text{s.m}$).

A apreciação inicial dos consultores técnicos contratados por Furnas e a apreciação da Comissão de Pesquisa levou a um diagnóstico de erosão tendo como origem um processo de cavitação por vórtices tipo ferradura formados ao redor dos blocos de queda, semelhante ao ocorrido na Barragem de Ilha Solteira, descrito no item anterior. Estudos em modelo físico realizado no Laboratório de Hidráulica de Furnas comprovaram o diagnóstico inicial e apesar das limitações da representação do vórtice ferradura através de modelo em escala Froude, conforme representado na *figura 6.30*, os resultados foram extremamente úteis na indicação das tendências cavitantes nas estruturas (ver *ABRH/FURNAS, 1997*).

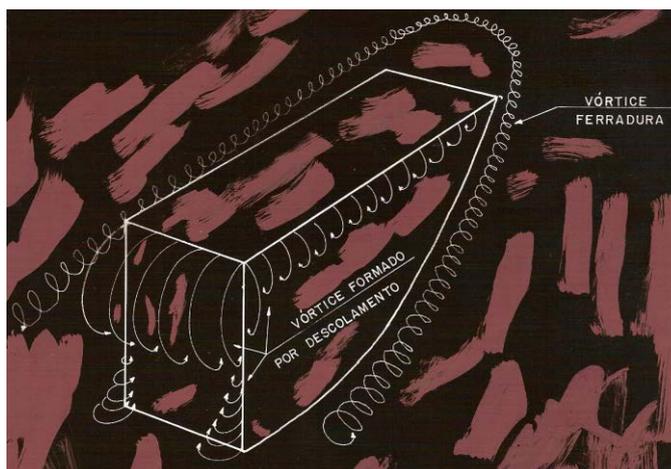


Figura 6.30 Representação esquemática da formação de vórtice ferradura e de vórtices na parte posterior do bloco de queda.

6.5.2.2. Medições de Flutuações de Pressão na Bacia de Dissipação do Protótipo da UHE Porto Colômbia

O estudo sistemático das flutuações de pressão em bacias de dissipação tem sido conduzido por diversos investigadores, entretanto, a obtenção destes dados, em sua grande maioria, é efetuada em modelos hidráulicos reduzidos e, dificilmente confrontados com medições em protótipo.

Com o ensecamento da bacia de dissipação da UHE de Porto Colômbia para a realização das obras de recuperação da mesma, a partir das recomendações dos consultores técnicos para a remoção dos blocos de queda e da reconstrução de uma nova soleira terminal, surgiu a oportunidade de instrumentação da bacia de dissipação seguindo as sugestões da Comissão de Pesquisa da ABRH, sob liderança de Furnas, na pessoa do Eng. Erton Carvalho. Criou-se assim a oportunidade inédita de se medir flutuações de pressão no protótipo para vazões operacionais, apesar da não reprodução do vórtice ferradura, já que os blocos de queda foram previamente removidos.

Decidiu-se pela instalação em protótipo de sete transdutores alinhados longitudinalmente ao longo do eixo da bacia de dissipação relativa ao vão nº1 da extremidade direita do vertedor. Os pontos de medição estão identificados nas figuras 6.32 e 6.33 por: DA, DB, DC, D1, D3, D5, D7. Os pontos DA, DC e DB estão

localizados, respectivamente, nos pontos extremos de tangência e no centro da curva de concordância existente entre o perfil vertente e a laje horizontal da bacia de dissipação. Os demais pontos estão localizados na bacia de dissipação (ver ABRH/FURNAS,1997).

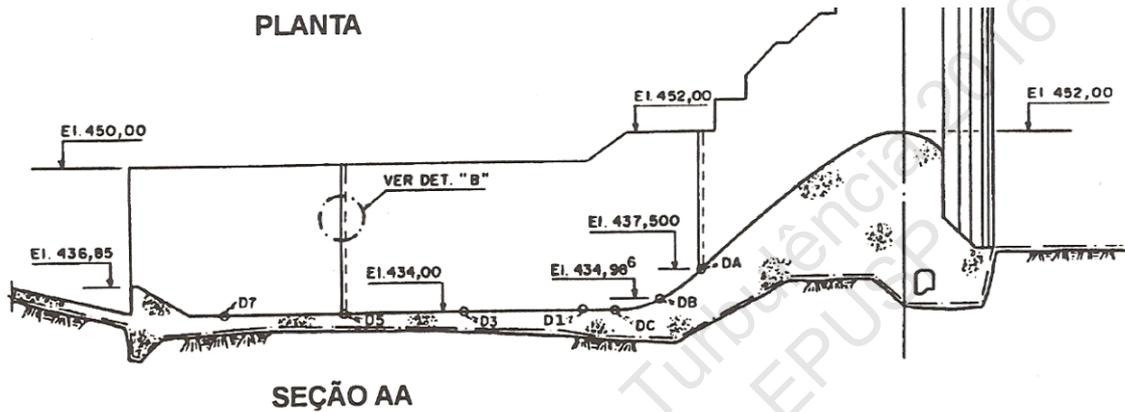


Figura 6.31 Representação esquemática dos pontos de medição de pressão no vertedor e na bacia de dissipação da UHE Porto Colômbia (perfil longitudinal – corte A-A)

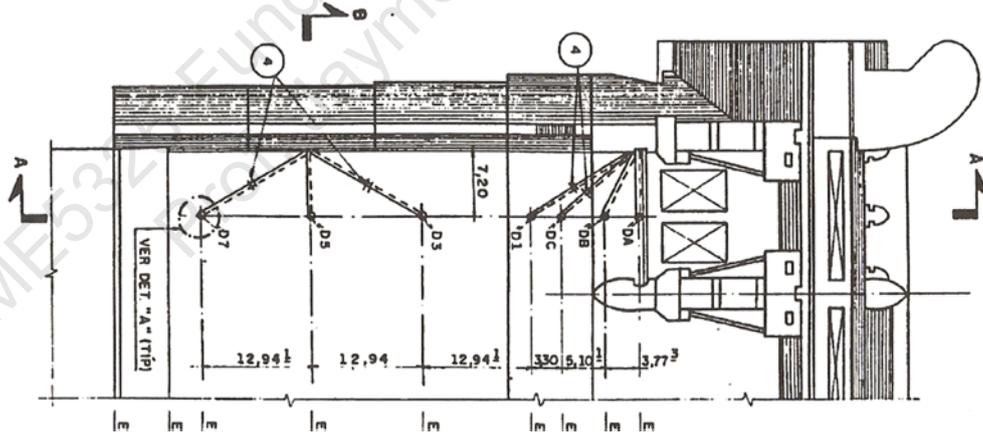


Figura 6.33 Representação esquemática dos pontos de medição de pressão no vertedor e na bacia de dissipação da UHE Porto Colômbia (planta)

O trabalho de especificação dos transdutores para compra, calibração estática e instalação no protótipo, só foi possível, a partir da forte atuação de apoio do

LHAE/FURNAS e principalmente do CTH/São Paulo, e maiores detalhes sobre esse trabalho, podem ser encontrados em ABRH/FURNAS, 1997 e Ortiz et al, 1998.

Os transdutores escolhidos foram de fabricação Hytronic, modelo H-25, do tipo piezoresistivo, com faixa de operação de $-0,5$ a 5 bar. Esses transdutores foram rosqueados em flanges metálicas, com cápsulas metálicas cilíndricas. Os flanges tinham as mesmas dimensões dos flanges cegos, usados para tamponar as caixas metálicas embutidas no piso da bacia durante o período de ensecamento da estrutura (*ver figura 6.33*). Os fios dos transdutores foram emendados, isoladamente, e vedados, sendo que um cabo de extensão foi introduzido em uma mangueira de diâmetro 3/8". As mangueiras foram instaladas conforme mostrado na *figura 6.33*, acoplando-as aos respectivos flanges cegos, instalados a seco na bacia de dissipação. Possibilitou-se assim a instalação dos transdutores faceados a estrutura de concreto do vertedor e da bacia de dissipação, eliminando-se possíveis atenuações de resposta em frequência e respostas de resolução espacial das escalas de turbulência. Maiores detalhes sobre a instrumentação e sua instalação em protótipo podem ser vistos em Ortiz et al, 1998.

No período de 17 a 23 de maio de 1996, realizou-se na UHE de Porto Colômbia, uma campanha de medição de flutuações de pressões instantâneas na bacia de dissipação, sob a coordenação da Comissão da ABRH composta pelos laboratórios de FURNAS, CTH e CEHPAR, e, nessa ocasião, tive a oportunidade de acompanhar toda a campanha em campo. Inicialmente, com as comportas fechadas e a bacia cheia de água, mergulhadores da CESP substituíram as flanges cegas pelas flanges com os transdutores instalados (*ver figuras 6.34, 6.35 e 6.36*). Para maiores detalhes dos embutidos e da instalação, ver ABRH/FURNAS, 1997 e Ortiz et al, 1998. Esse procedimento de instalação garantiu a integridade dos transdutores durante o processo de abertura das comportas para enchimento da bacia pela primeira vez, logo após a execução das obras de reparo.

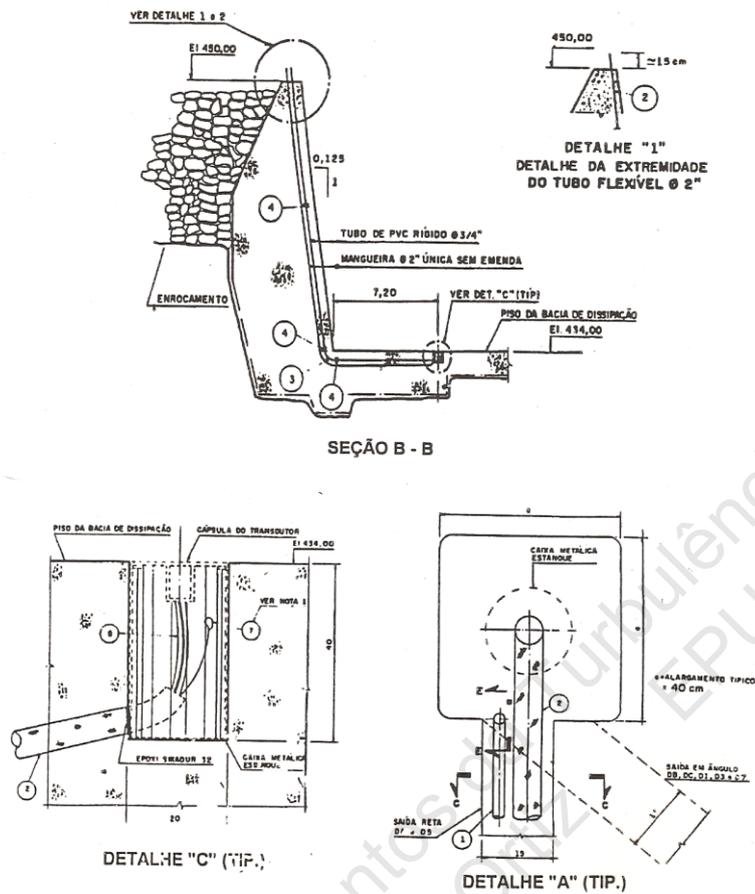


Figura 6.33 Vista esquemática da instalação a seco dos flanges cegos, dos fios e mangueira de conexão da bacia ao topo.



Figura 6.34 Vista das flanges com os transdutores de pressão já instalados.

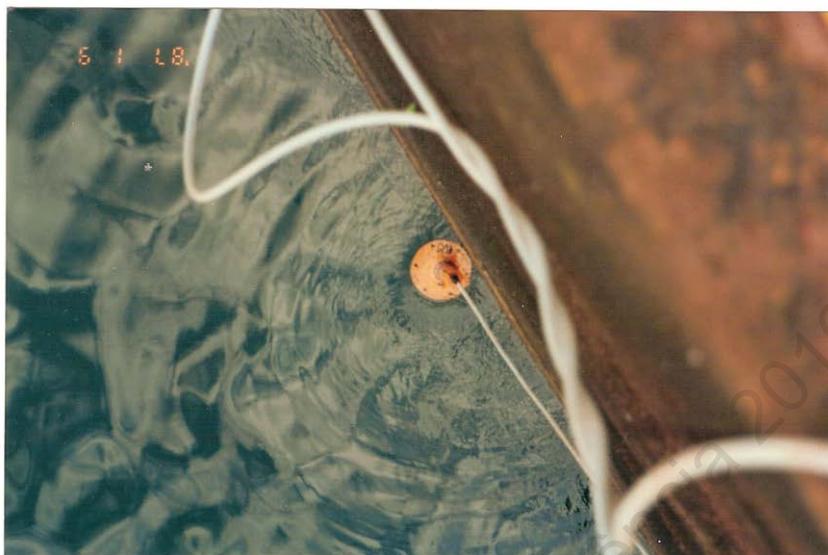


Figura 6.35 Vista da descida da flange com o transdutor já instalado.

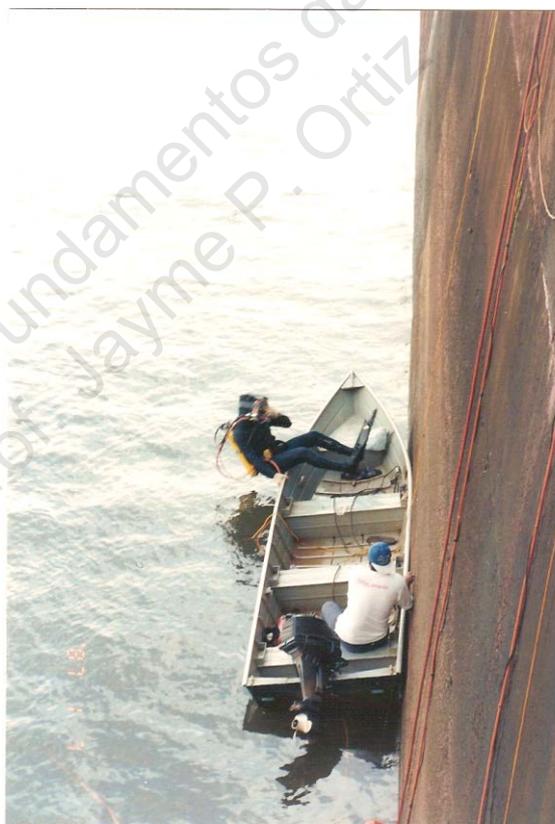


Figura 6.36 Vista dos mergulhadores preparando-se para a instalação submersa dos transdutores.

As medições foram feitas para as vazões vertidas de 500, 1000, 2000, 3000, 4000 m³/s, para as quais foram aquisitados os dados de pressão para os setes transdutores instalados, acoplando-se o cabeamento proveniente da mangueira aos dois sistemas de aquisição de dados operados simultaneamente pelo pessoal do CTH e da COPPE. Os sistemas de aquisição foram instalados convenientemente em abrigos, conforme *figuras 6.37 e 6.38*.



Figura 6.37 Vista das instalações de apoio, infraestrutura e aquisição de dados da campanha de medição



Figura 6.38 Vista das instalações dos dois sistemas de aquisição de dados operando simultaneamente

6.5.2.3. Resultados

As figuras 6.39, 6.40, 6.41 e 6.42 mostram a variação temporal das pressões instantâneas medidas simultaneamente com os sete transdutores instalados, para as vazões de 500, 1000, 2000 e 4000 m³/s, respectivamente.

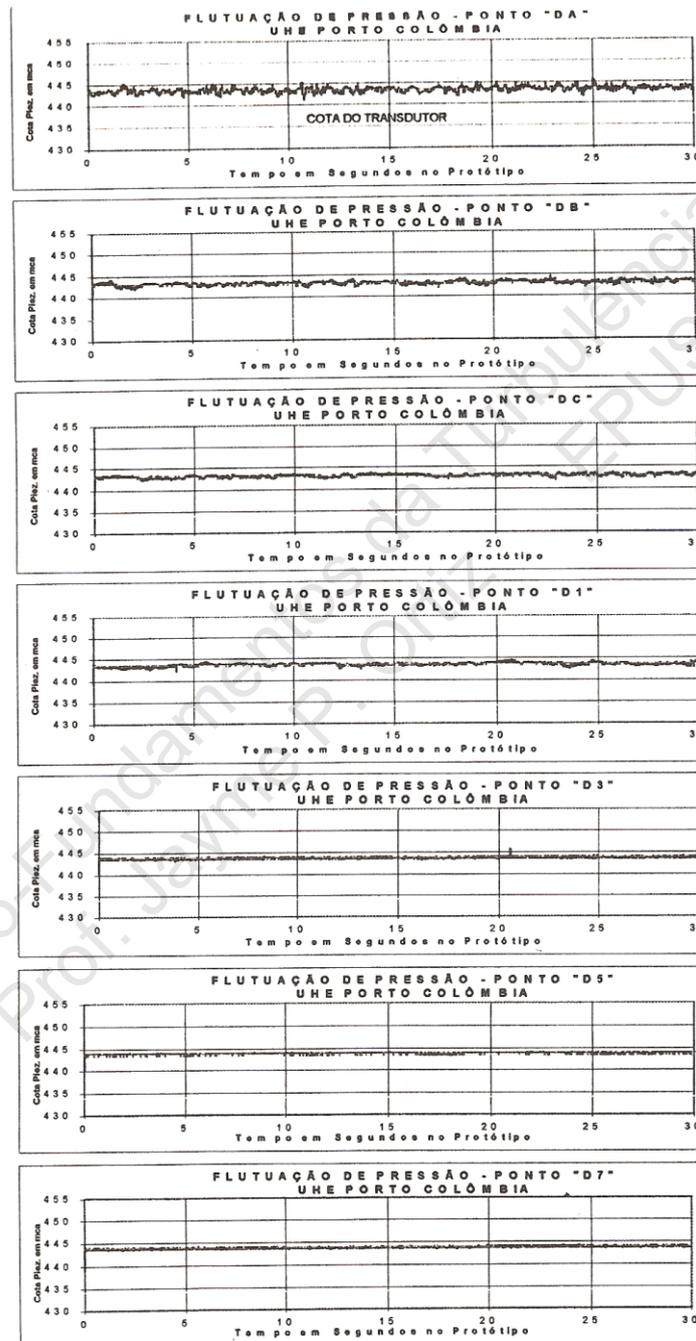


Figura 6.39 Flutuações de pressão para a vazão de 500 m³/s

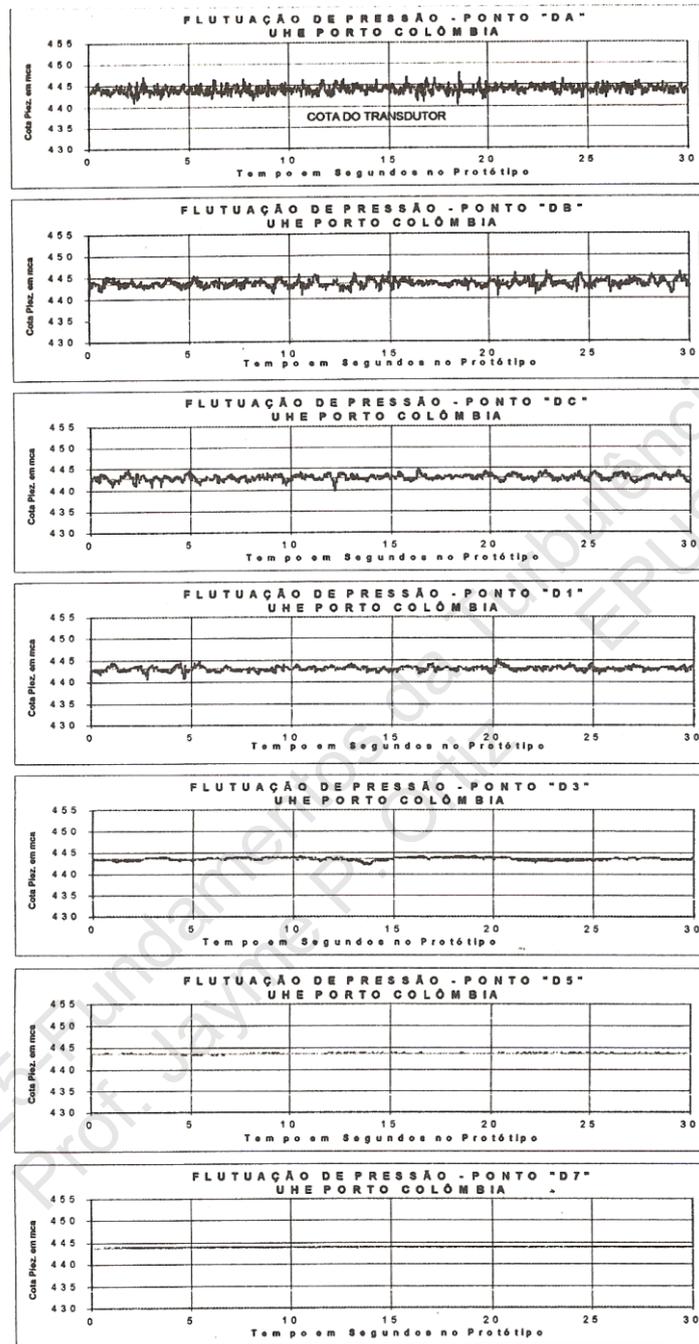


Figura 6.40 Flutuações de pressão para a vazão de $1000 \text{ m}^3/\text{s}$

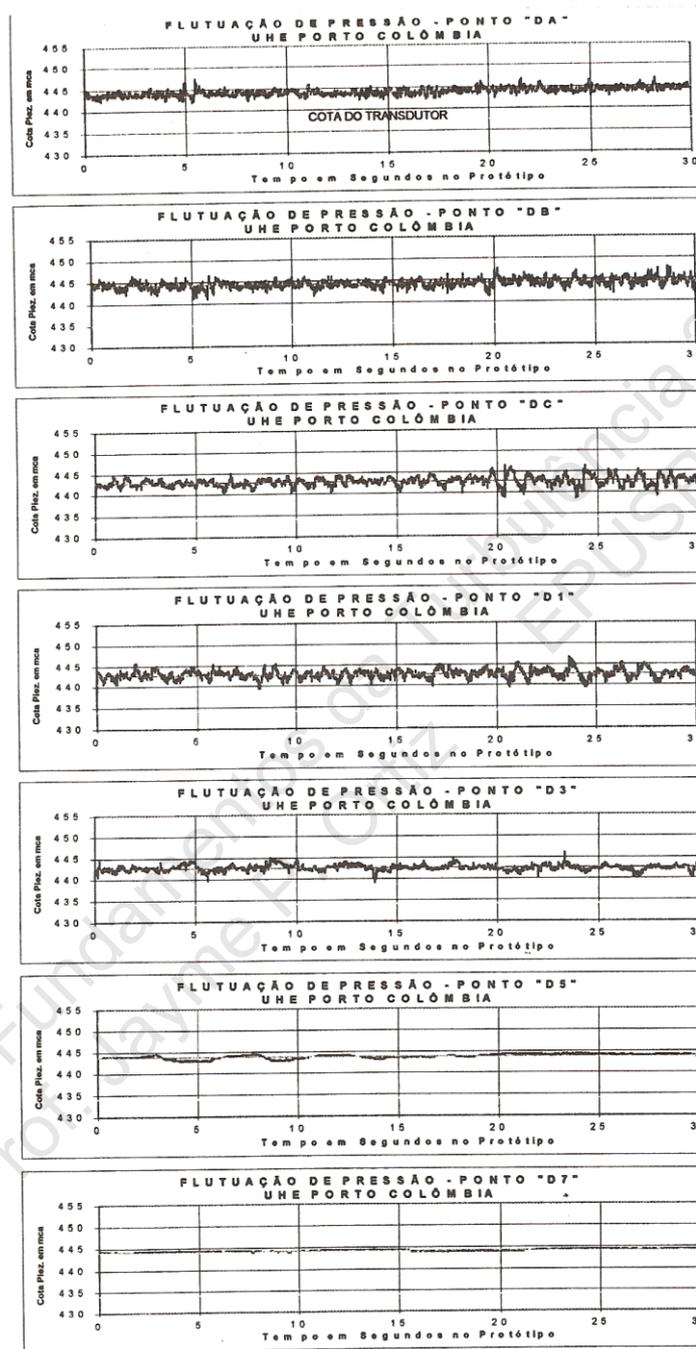


Figura 6.41 Flutuações de pressão para a vazão de $2000 \text{ m}^3/\text{s}$

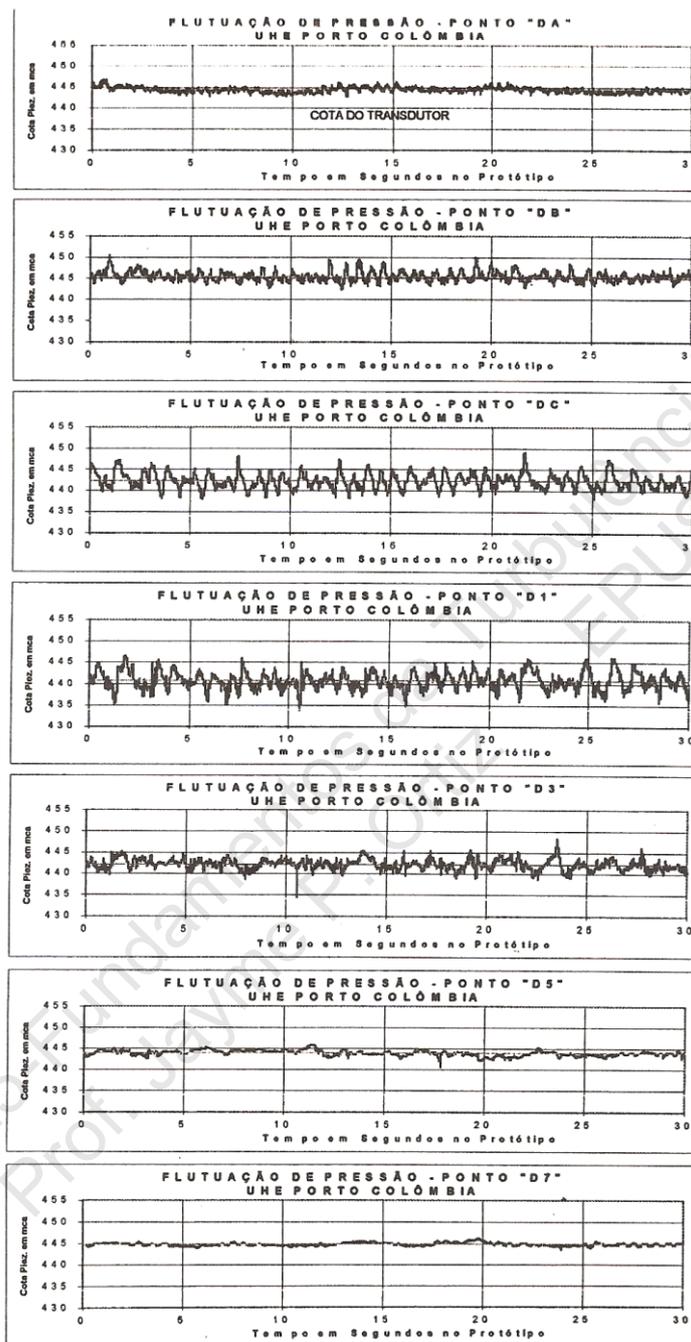


Figura 6.42 Flutuações de pressão para a vazão de $4000 \text{ m}^3/\text{s}$

Pela análise dessas figuras verifica-se claramente a intensificação do processo de turbulência com o aumento da vazão, particularmente na região entre os transdutores DB e D3 onde a turbulência é gerada entre a concordância do vertedor com a bacia de

dissipação, caracterizando a região crítica do ressalto, com intensificação das amplitudes de flutuações de pressão. Observa-se, por outro lado, que a jusante de D3 há uma atenuação significativa da turbulência.

A *figura 6.43* mostra os valores de carga de pressão máxima, média e mínima ao longo da linha de transdutores para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$, podendo-se observar flutuações da ordem de 16 m de coluna d'água na região crítica do ressalto. A análise dessa figura mostra ainda valores de pressões negativas, embora pequenas, na altura dos transdutores D1 e D3, já que os blocos de queda foram removidos. Pode-se afirmar que a acentuada variação de nível d'água e, em conseqüência, das pressões flutuantes na região crítica do ressalto hidráulico, correlaciona-se principalmente com as componentes verticais de velocidades flutuantes, conforme demonstrado por Guang-Qing et al (2002), o que aumenta o risco de “*uplift*” da estrutura de concreto. A existência dos blocos de queda, por sua vez, acrescentou o problema da cavitação com a formação dos vórtices ferradura.

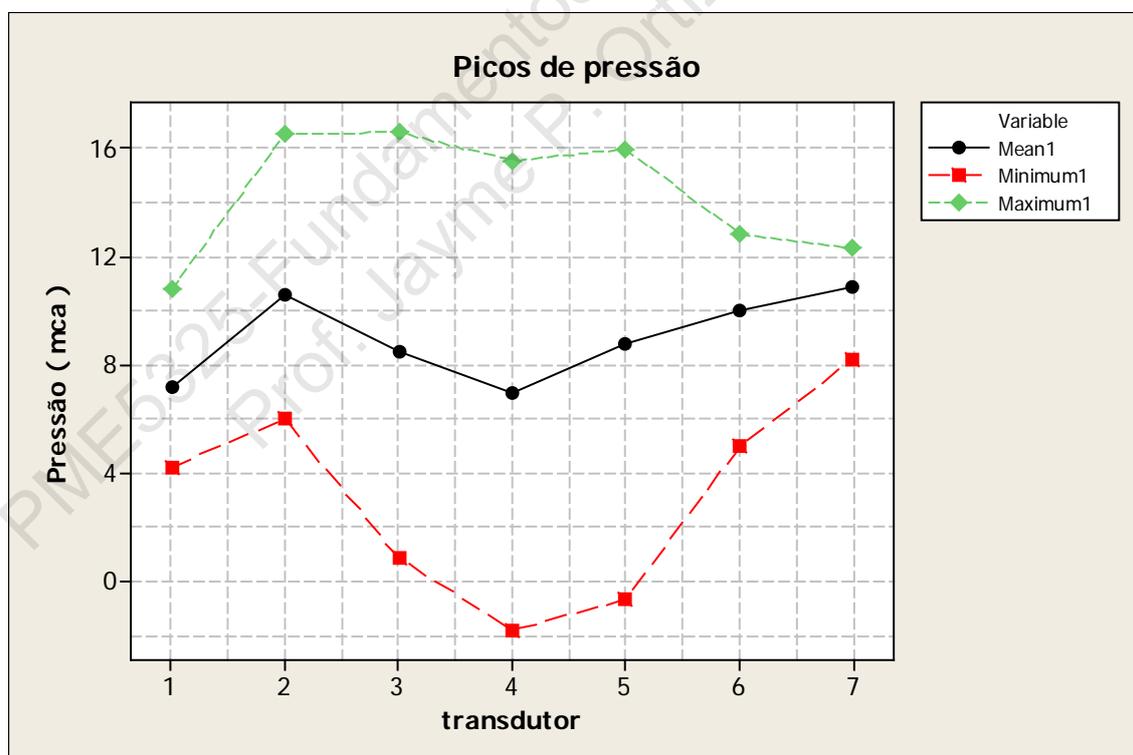


Figura 6.43 Variações de carga de pressão ao longo do ressalto para a vazão de $4000 \text{ m}^3/\text{s}$.

Os espectros em frequência dos sinais de flutuações de pressão dos transdutores para as vazões acima mencionadas estão mostrados através das *figuras 6.44 a 6.50*. Observa-se nessas figuras que o aumento da energia de turbulência com o aumento da vazão é muito mais significativo entre os transdutores DC e D3, atingindo o seu pico entre os transdutores DC e D1 com valores de $1,500 \text{ m}^2/\text{hz}^{1/2}$. Observa-se ainda que a faixa de frequência desses picos é muito baixa, da ordem de 2 a 5 hz, caracterizando-se o ressalto como um processo turbulento de grande amplitude de flutuação e baixa frequência. Observa-se que no transdutor D7, a energia de pico é bem mais baixa atingindo $0,550 \text{ m}^2/\text{hz}^{1/2}$.

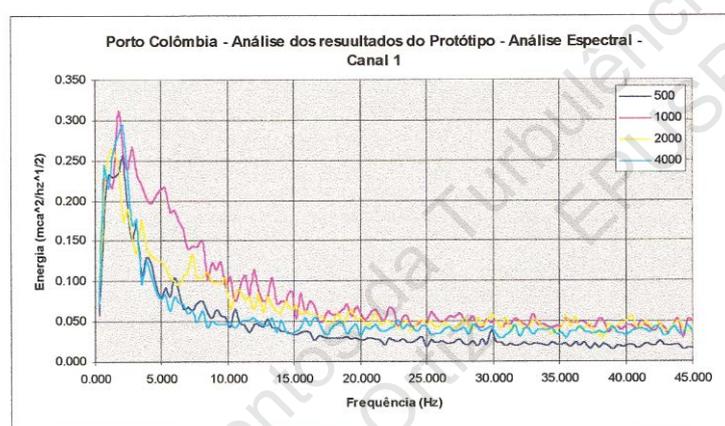


Figura 6.44 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor DA

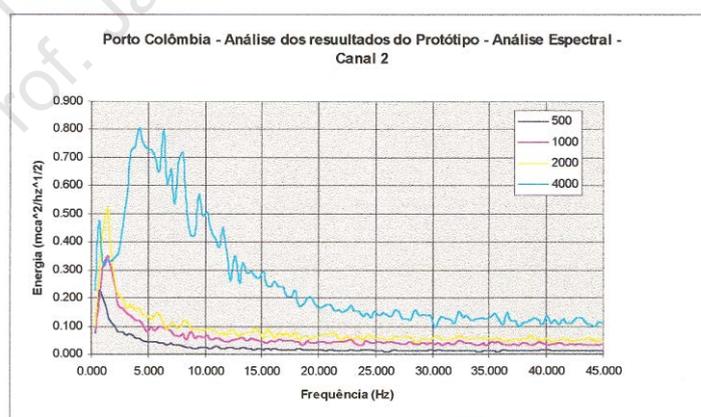


Figura 6.45 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor DB

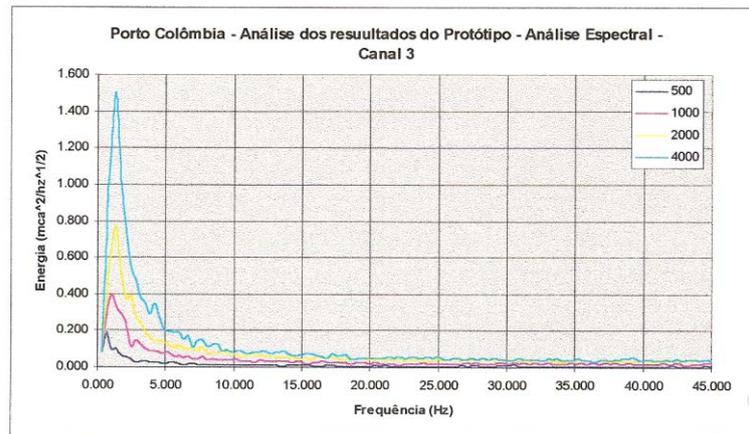


Figura 6.46 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor DC

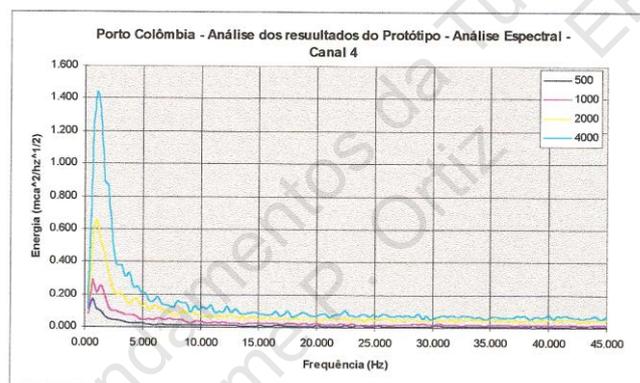


Figura 6.47 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor D1

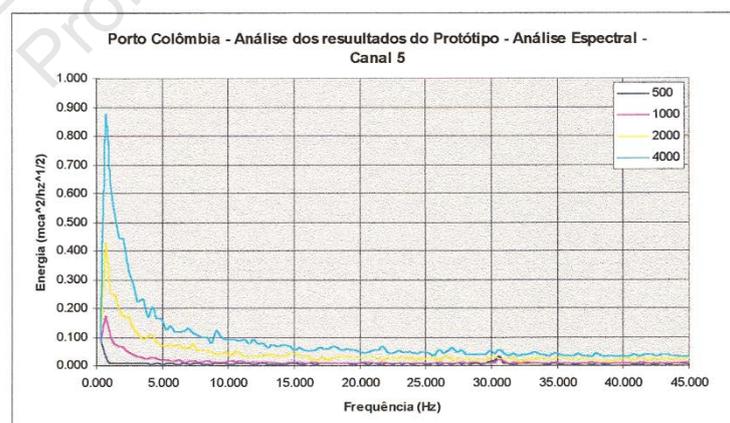


Figura 6.48 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor D3

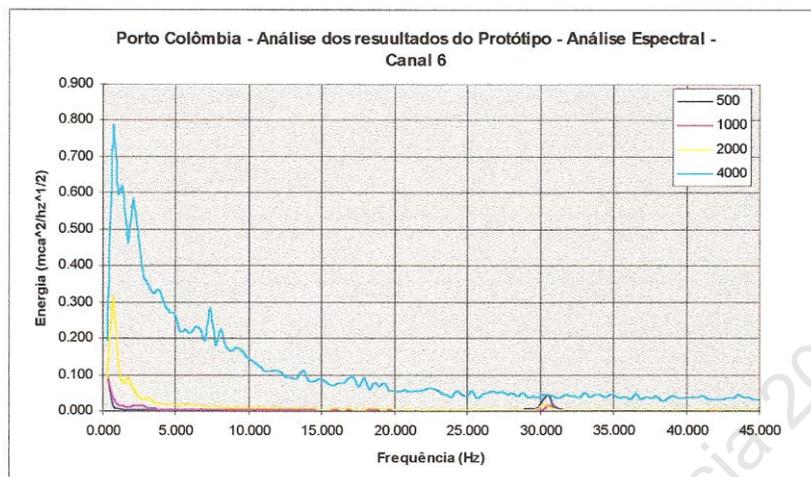


Figura 6.49 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor D5

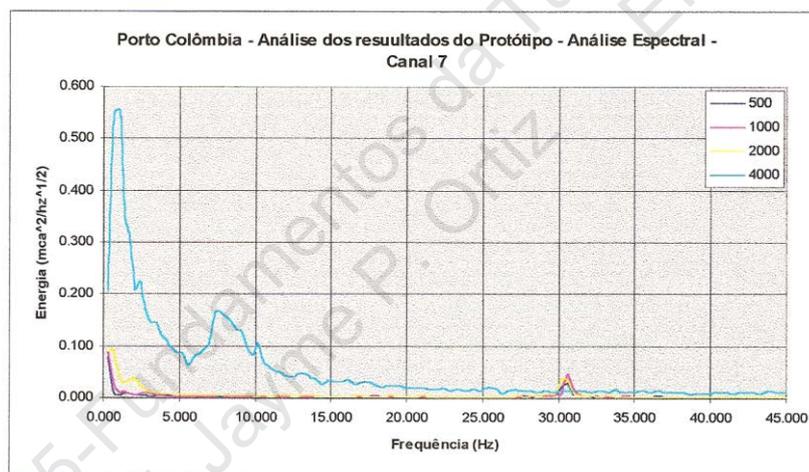


Figura 6.50 Espectros de frequência para as vazões de 500 a 4000 m^3/s – transdutor D7.

Portanto os espectros de energia mostram um aumento significativo de energia de turbulência com o aumento da vazão na transição do vertedor para a bacia de dissipação (novo *constraint*), caracterizando a zona de produção de energia (*large energy containing eddies*). Observa-se que os espectros de frequências do ressalto encontram-se na faixa de 0 a 50 Hz, com picos na faixa de 3 a 5 Hz, caracterizando um fenômeno de baixa frequência. Para os transdutores mais a jusante na bacia de

dissipação há uma atenuação significativa da energia de produção de turbulência, com a dissipação já ocorrendo diretamente das maiores escalas de turbulência (maiores que as escalas de Kolmogorov).

A tabela abaixo mostra os valores de variância do sinal de flutuação de pressão obtidos a partir das medições dos diversos transdutores, para as vazões de 4000, 2000, 1000 e 500 m³/s, lembrando que o valor da variância corresponde a integral da função de densidade espectral. Tem-se, portanto, um aumento significativo da variância com o aumento da vazão e principalmente na região entre os transdutores DC e D1, onde a turbulência é gerada na descontinuidade entre o vertedor e a bacia de dissipação.

Tabela 6.3. Valores de variância dos valores de flutuações de pressão

Variância (m²)				
	4000 m³/s	2000 m³/s	1000 m³/s	500 m³/s
C1	0,3437	0,3907	0,6053	0,2197
C2	1,534	0,7355	0,4081	0,0922
C3	3,3238	1,1302	0,3661	0,0645
C4	3,6257	1,0848	0,2008	0,0468
C5	1,4176	0,4924	0,0668	0,00343
C6	0,435	0,1778	0,00341	0,00245
C7	0,171	0,0295	0,00346	0,00163

Os gráficos da função de autocorrelação representados a seguir foram obtidos a partir da aplicação do programa de estatística Minitab e do programa Matlab ao banco de dados de Porto Colômbia para a vazão $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$.

As figuras 6.51 a 6.58 mostram o comportamento do coeficiente de autocorrelação das flutuações de pressão nas posições dos transdutores DB a D7, respectivamente, em função da defasagem no tempo. Para a aquisição dos dados adotou-se frequência de amostragem de 100 Hz, tendo-se montado planilhas de dados com 21.600 pontos. A figura 6.51 mostra o gráfico dos coeficientes de autocorrelação para todos os 21.600 pontos. A figura 6.52 mostra o gráfico dos coeficientes de autocorrelação para 500 pontos. As figuras 6.53 a 6.58 mostram os gráficos dos coeficientes de autocorrelação para todos os transdutores, na zona inicial de primeiro cruzamento com o zero.

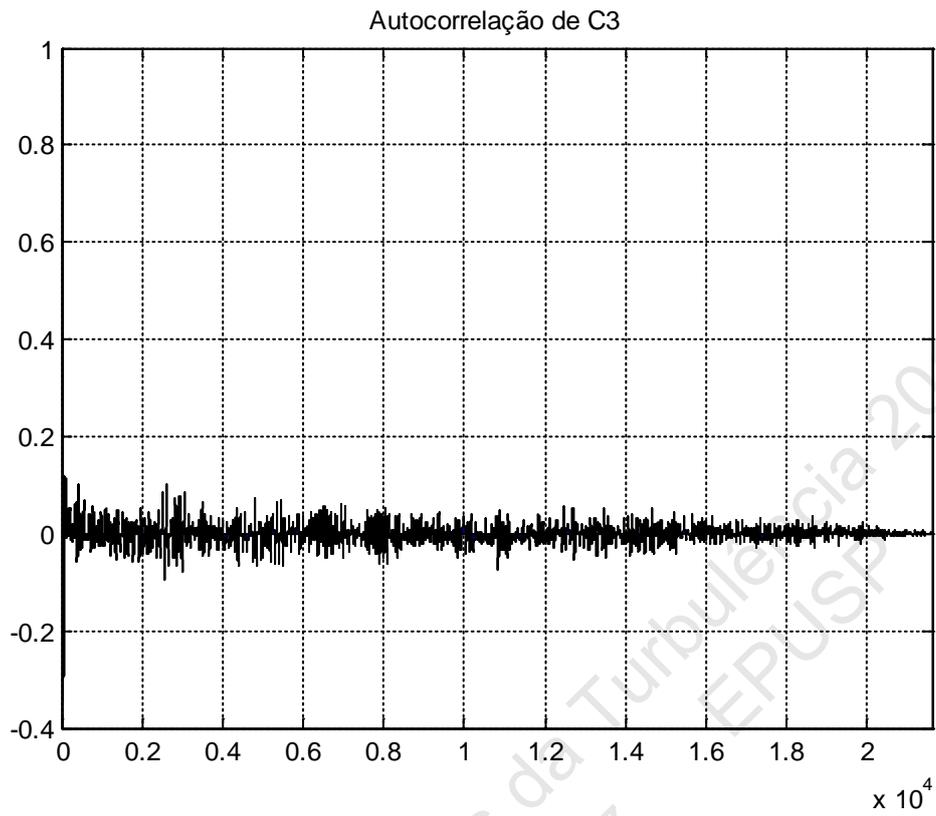


Figura 6.51. Gráfico de autocorrelação do transdutor C3 para 21600 pontos.

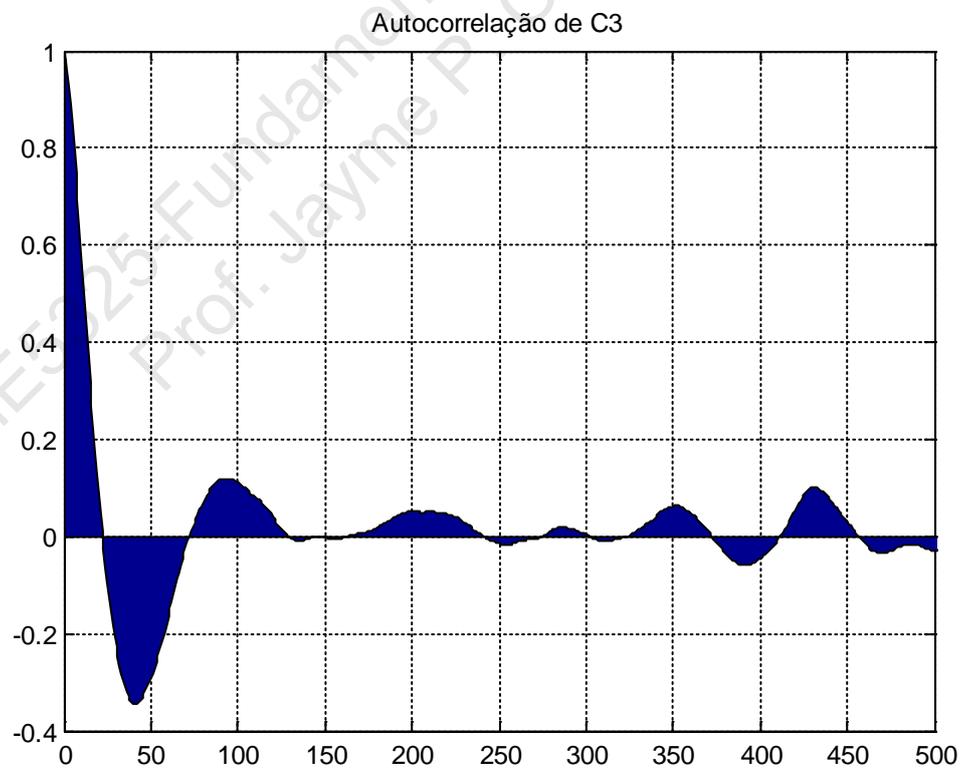


Figura 6.52. Gráfico de autocorrelação do transdutor C3 para 500 pontos.

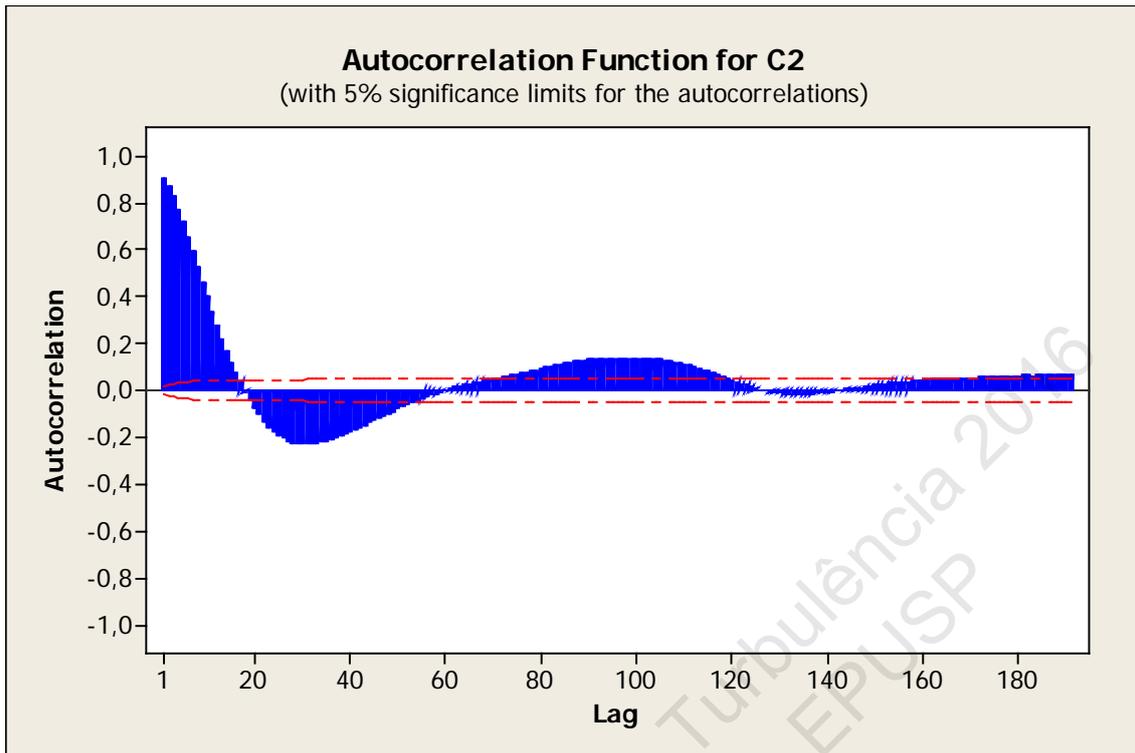


Figura 6.53 Coeficiente de autocorrelação para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$ - transdutor DB

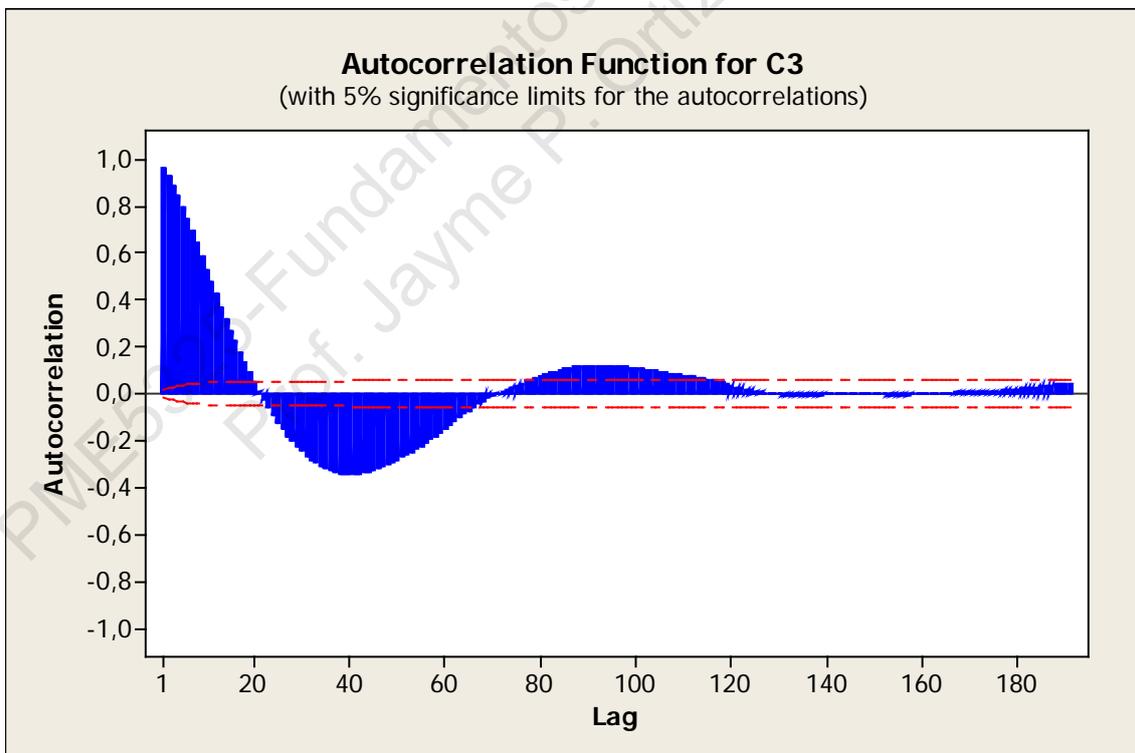


Figura 6.54 Coeficiente de auto-correlação para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$ - transdutor DC

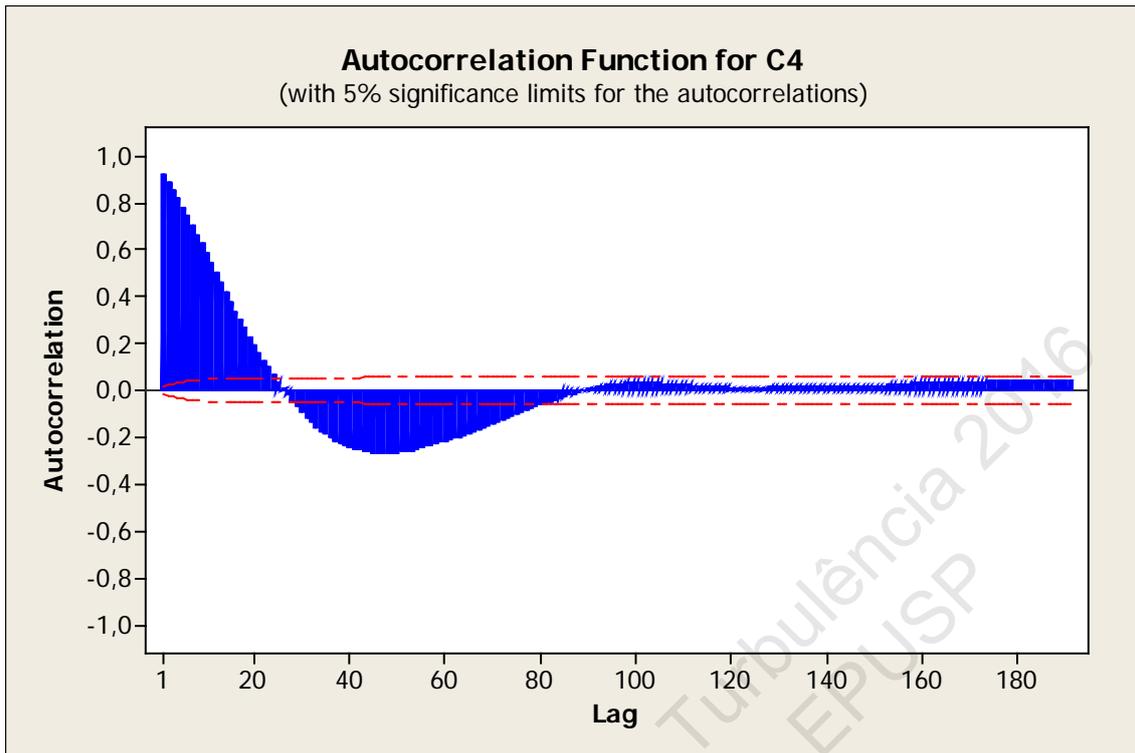


Figura 6.55 Coeficiente de auto-correlação para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$ - transdutor D1

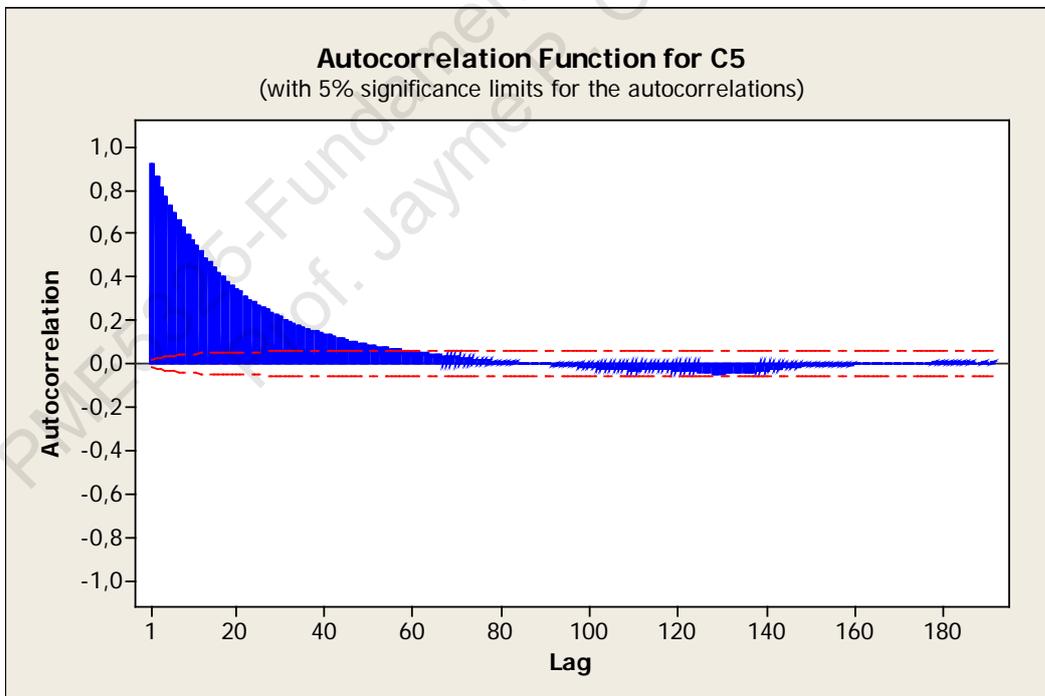


Figura 6.56 Coeficiente de auto-correlação para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$ - transdutor D3

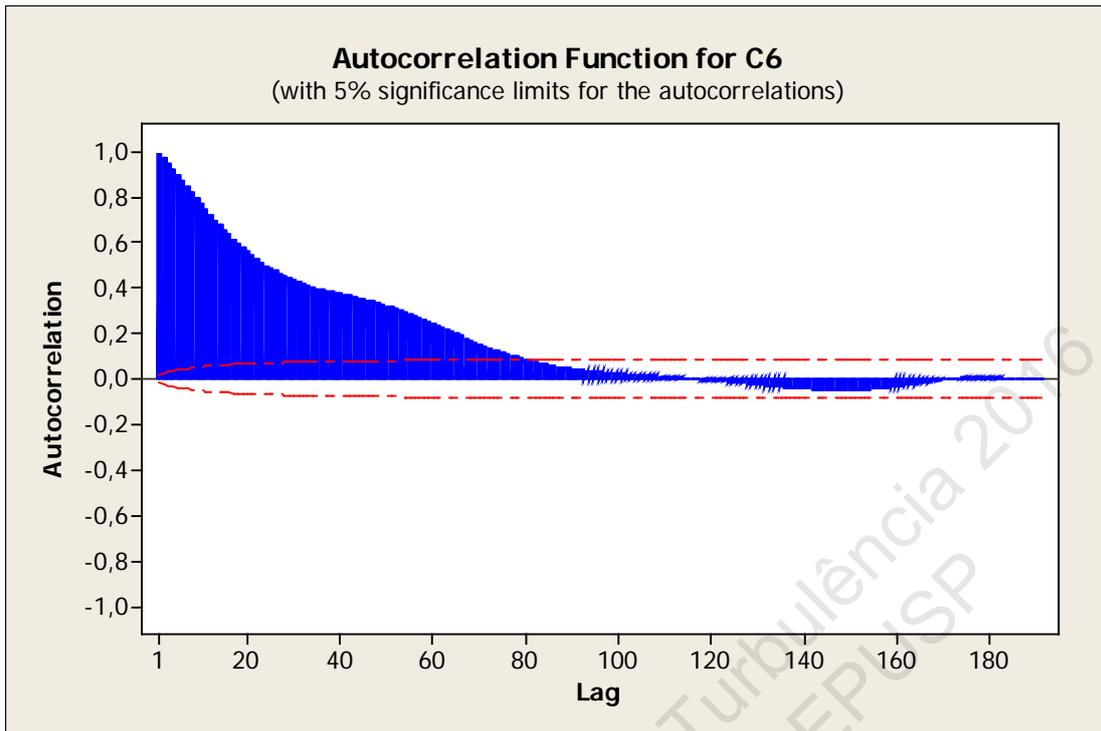


Figura 6.57 Coeficiente de auto-correlação para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$ - transdutor D5

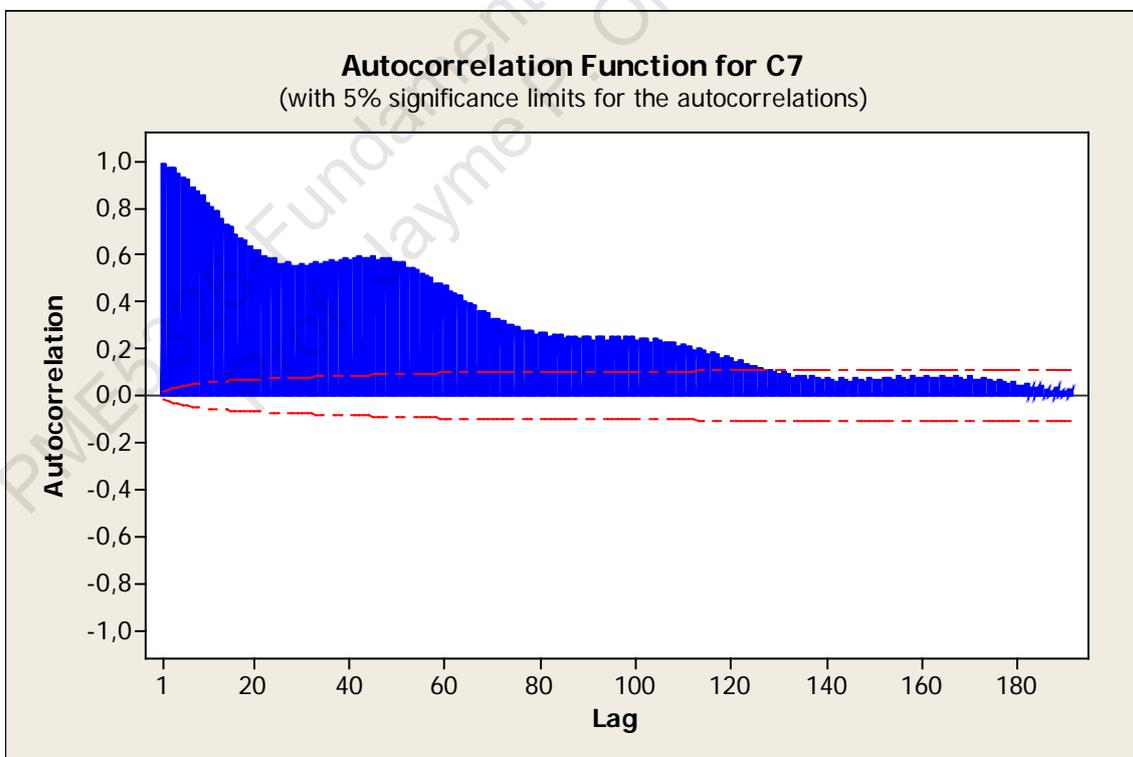


Figura 6.58 Coeficiente de auto-correlação para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$ - transdutor D7

Conforme já apresentado no capítulo 5 a função de autocorrelação é a função transformada de Fourier da função de densidade espectral e o coeficiente de autocorrelação é a função normalizada pelo valor da variância da flutuação do valor instantâneo. Sendo assim, quando o espectro é mais espalhado, caindo mais lentamente, demonstrando maior energia de turbulência, o primeiro cruzamento com o zero da autocorrelação é mais rápido (*figura 6.54*). No ponto mais a jusante da bacia (*figura 6.58*) o primeiro cruzamento com o zero é mais lento, demonstrando uma maior escala de tempo é uma dissipação direta a partir das maiores escalas, assim como um espectro com menor energia de turbulência. Observa-se pela análise das *figuras 6.53 a 6.58* que o primeiro cruzamento com o zero vai se retardando a medida que se caminha para jusante no interior do ressalto. Pela aplicação da equação 5.55 é possível obter a escala integral de tempo a partir da integração do coeficiente de autocorrelação até o primeiro cruzamento com o zero.

A *figura 6.59* mostra a variação dos coeficientes de pressão ao longo do ressalto, para a vazão $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$, coeficientes esses definidos nas equações 6.8 a 6.10.

Percebe-se nesta figura valores um pouco mais acentuados de picos positivos embora ocorrendo em ponto mais afastado no início da bacia. Percebe-se ainda que a ordem de grandeza dos picos (positivo ou negativo) de 0,30 é muito superior a ordem de grandeza dos picos de *RMS* de sinal de 0,07, com já era de conhecimento, a partir do estudo da literatura.

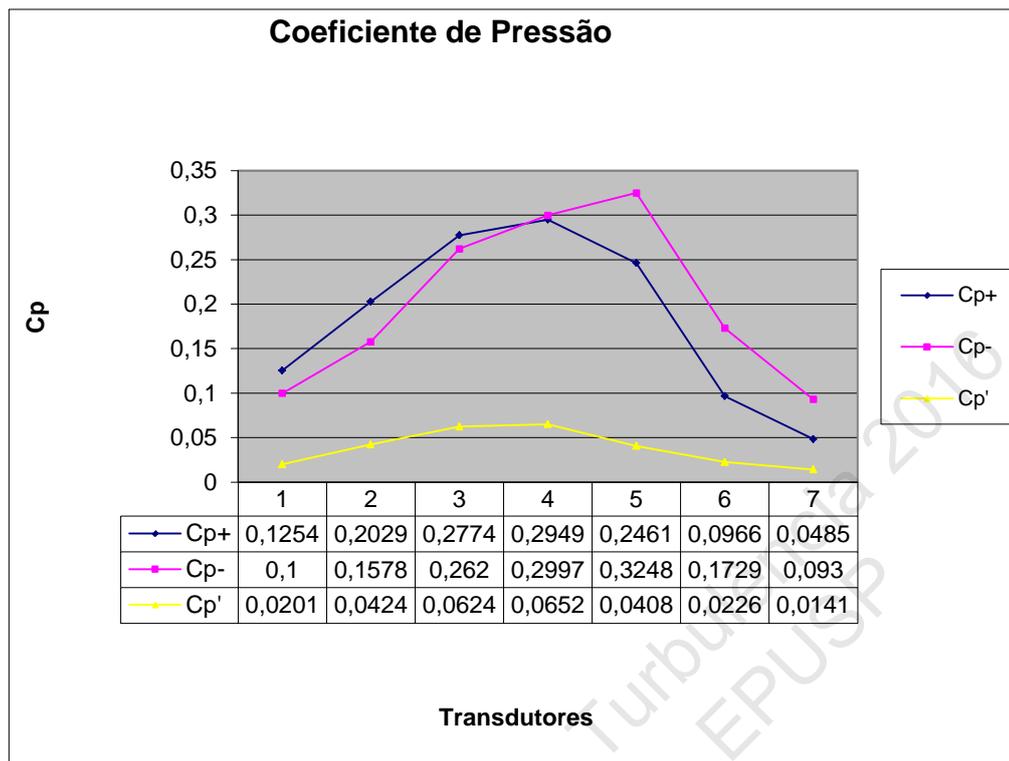


Figura 6.59 Variação dos coeficientes de pressão ao longo do ressalto para $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$.

Dessa forma, se a decisão da consultoria técnica, no caso de Porto Colômbia, solucionou de imediato o problema da formação do vórtice ferradura com a remoção dos blocos de queda por um lado, por outro lado, criou um problema de dissipação de energia de turbulência para as maiores vazões, com o ressalto escapando da bacia, cujo custo só pode ser mensurado ao longo da vida útil da barragem da UHE. A solução alternativa de modificação dos blocos no protótipo não foi considerada factível, sob o ponto de vista de custo-benefício.

6.5. A Calibração de Transdutores de Pressão Acoplados a Mangueiras para a Medição de Pressões Instantâneas em Laboratório de Hidráulica

Embora nos estudos de caso apresentados anteriormente houvesse o cuidado de se instalar os transdutores de pressão faceados à parede da estrutura hidráulica, nem sempre isso é possível na prática da modelagem física dos laboratórios de hidráulica e, na maioria dos casos, o transdutor é instalado no final de uma mangueira plástica, o que

afeta a resposta em frequência do transdutor. Barbosa (2000) desenvolveu um estudo com o objetivo de avaliar experimentalmente um sistema transmissor de pressão do tipo tubos cilíndricos elásticos utilizados em laboratório de hidráulica, procurando identificar suas características dinâmicas. Foi montado nesse caso um dispositivo gerador de pressão operando em água, utilizando-se um transdutor de referência, que foi empregado para aferir os sistemas transmissores. O transdutor de referência foi escolhido em função de suas características de sensibilidade, resolução em frequência e resolução espacial. Tubos de diferentes diâmetros, comprimentos e materiais foram utilizados, obtendo-se as curvas de resposta em frequência (amplitude e fase) que representam o comportamento dinâmico da propagação de pressão nas várias configurações do sistema transmissor. A *figura 6.60* mostra, esquematicamente, o dispositivo projetado e construído por Barbosa. Esse dispositivo utilizava pressão acústica para estimular os sistemas a serem testados. O gerador de sinais elétricos era ligado a um amplificador de potência excitando o alto-falante do dispositivo. Esse gerava uma onda de pressão através do ar, que incidia sobre a superfície da coluna d'água no interior do recipiente do aferidor. No fundo do recipiente eram instalados o transdutor de referência e uma extremidade do tubo, e na outra extremidade estava o transdutor a ser testado. Os sinais dos transdutores de referência e de teste eram amplificados e enviados a um voltímetro e a um analisador de espectro. Os ensaios foram feitos com tubos de diâmetros $\frac{1}{4}$ ", $\frac{5}{16}$ ", $\frac{3}{8}$ ", de comprimentos 0,5; 1; 2 e 4 m e de durezas diferentes. A análise dos resultados mostra, para cada ensaio, o número de vezes que o sinal do transdutor teste é maior do que o sinal do transdutor de referência.

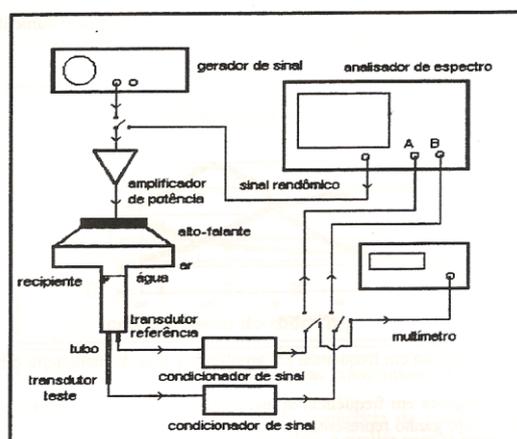


Figura 6.60 Representação esquemático do dispositivo aferidor dinâmico de pressão.

Barbosa (2000) propôs um modelo matemático de estrutura RLC, para a simulação do sistema tubo-transdutor, conforme apresentado na *figura 6.60*. Trata-se de um modelo de analogia elétrica, onde: R é a resistência ao fluxo, C é a compliância ou elasticidade do tubo e L é a inércia do tubo, modelo esse que parte de uma equação diferencial que pode ser resolvida no domínio s da transformada de Laplace, resultando na seguinte relação do sinal de saída pelo sinal de entrada:

$$\frac{p_s(s)}{p_e(s)} = \frac{1/LC}{s^2 + s\frac{R}{L} + \frac{1}{LC}} \quad (6.12)$$

Essa equação representa a função de transferência do sistema tubo-transdutor. Equações complementares para a modelagem podem ser encontradas em Barbosa (2000).

Os resultados teóricos calculados com o modelo matemático foram comparados com os resultados experimentais obtidos no calibrador dinâmico de pressões em termos de ganho e fase para ensaios com mangueiras de diferentes diâmetros e comprimentos (ver BARBOSA, 2000)

O trabalho de Barbosa permitiu a construção de um calibrador de frequência de transdutores e sistemas tubo-transdutor que pudesse ser utilizado para frequências até 600 Hz. Esse equipamento foi incorporado à instrumentação utilizada no CTH na medição dinâmica de pressões em modelos hidráulicos reduzidos.