

ESTUDO DOS EFEITOS DINÂMICOS EM CONDUTAS DE PVC DURANTE REGIMES TRANSITÓRIOS

Alexandre Kepler

Departamento de Engenharia Sanitária e Ambiental
Universidade Federal de Mato Grosso
Av. Fernando Corrêa da Costa s/n, 78060-900 Cuiabá, MT, Brasil
aksoares@gmail.com

Dídia I. Cameira

Departamento de Engenharia Civil do Instituto Superior Técnico
Universidade Técnica de Lisboa
Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal

Luisa F. Ribeiro

Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos
Universidade de São Paulo
Av. Trabalhador Sãocharlense 400, 13566-590 São Carlos, SP, Brasil

Resumo: A teoria clássica do golpe de aríete é usualmente utilizada para a modelação de sistemas de condutas em pressão e, tipicamente, considera que a atenuação de uma onda de pressão numa conduta forçada ocorre principalmente devido ao efeito do atrito calculado para condições de escoamento permanente. No entanto, para a descrição do comportamento hidráulico de sistemas existentes, deve ser dada atenção especial aos diferentes efeitos dinâmicos relacionados com a dissipação de energia durante a ocorrência de transitórios hidráulicos. Além disso, a teoria clássica é consideravelmente imprecisa para condutas de plástico (como o polietileno e o policloreto de vinilo), as quais são caracterizadas por comportamento reológico viscoelástico. No presente trabalho, um simulador hidráulico, que incorpora os efeitos de factor de atrito variável e da viscoelasticidade do material da conduta, foi utilizado para análise de transitórios hidráulicos em um sistema experimental composto por condutas de policloreto de vinilo (PVC). Os resultados numéricos demonstraram que, quando apenas o factor de atrito variável é considerado nas simulações, a atenuação e a dispersão das ondas de pressão observadas não são reproduzidas a contento. A incorporação do comportamento viscoelástico do material da conduta resultou em bons ajustamentos dos valores simulados aos dados de pressão medidos numa instalação experimental.

INTRODUÇÃO

Embora os modelos de simulação de regimes transitórios sejam largamente utilizados desde a fase de concepção e dimensionamento até à operação e diagnósticos do sistema, existem muitas questões ainda não solucionadas e esclarecidas. Karney (1999) enumera diversas questões e que deverão ser alvo de investigação, dentre as quais se salienta o desenvolvimento de um modelo mais rigoroso quanto à variação do atrito nas análises dos transitórios hidráulicos em condutas forçadas (golpe de aríete). A maioria dessas análises ainda utiliza modelos que consideram o termo de atrito calculado com base nas

formulações desenvolvidas para o escoamento em regime permanente, apesar de se admitir a variabilidade do atrito durante o escoamento em regime transitório.

Diferentes metodologias para o cálculo do atrito em regime de escoamento transitório têm sido apresentadas na literatura (Zielke, 1968; Brunone *et al.*, 1991; Vardy e Brown, 1996; Vítkovský *et al.*, 2000; Ramos *et al.*, 2004; Covas *et al.*, 2005b). Em tais trabalhos, o modelo hidráulico apresentado pressupõe que o material da conduta tenha um comportamento reológico elástico linear. Embora esta hipótese seja verificada para condutas de betão e de metal, a teoria clássica do golpe de aríete é consi-

deravelmente imprecisa para condutas plásticas (e.g., polietileno - PE - e PVC), que apresentam comportamento mecânico viscoelástico (Ferry, 1970; Aklonis e Macknight, 1983). As condutas de plástico têm sido largamente utilizadas em sistemas de abastecimento de água devido às suas elevadas resistências mecânica, química, à temperatura e à abrasão, e à baixa relação custo/benefício. O comportamento viscoelástico dos polímeros determina significativamente a variação das pressões durante a ocorrência de regimes transitórios, induzindo picos súbitos de pressão e uma maior dissipação e dispersão das ondas de pressão. Estes efeitos foram observados experimentalmente em condutas de PVC por diversos investigadores (Mei ner e Franke, 1977; Williams, 1977; Sharp e Theng, 1987).

Para a análise numérica do comportamento viscoelástico de condutas plásticas durante transitórios hidráulicos, duas metodologias têm sido propostas na literatura: (i) métodos baseados na resposta no domínio da frequência, os quais são caracterizados pela utilização de celeridade dependente da frequência (Mei ner e Franke, 1977; Rieutord, 1982; Franke e Seyler, 1983; Suo e Wylie, 1990; Covas *et al.*, 2005a); e (ii) métodos no domínio do tempo, que utilizam o Método das Características (MOC) com um termo viscoelástico adicional na equação da continuidade (Gally *et al.*, 1979; Rieutord e Blanchard, 1979; Guney, 1983; Ghilardi e Paoletti, 1986; Rachid e Stuckenbruck, 1990; Rachid *et al.*, 1992; Pezzinga, 2002; Covas *et al.*, 2004a; 2005b).

No presente trabalho, foi desenvolvido um simulador hidráulico para o cálculo dos regimes transitórios, que incorpora os efeitos da viscoelasticidade do material da conduta pela adição de um termo na equação da continuidade e do factor de atrito variável na equação da quantidade de movimento. Este simulador foi utilizado para análise de transitórios hidráulicos num sistema experimental composto por condutas de PVC construído no Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos, Brasil (EESC/USP). A função de fluência do PVC foi determinada por dois processos: (i) por calibração do modelo matemático através de uma análise inversa e (ii) pela realização de ensaios mecânicos de tracção em amostras do material da conduta. Simulações computacionais considerando os efeitos de viscoelasticidade e factor de atrito variável foram realizadas. Os resultados numéricos demonstraram a necessidade da consideração do compor-

tamento viscoelástico das condutas de PVC.

MODELO HIDRÁULICO

Modelo elástico linear

O escoamento variável em condutas em pressão é regido pelos princípios de conservação da quantidade de movimento e de conservação de massa, que podem ser descritos sob a forma das seguintes equações diferenciais parciais não-lineares (Equações 1 e 2, respectivamente) (Chaudhry, 1987; Almeida e Koelle, 1992; Wylie e Streeter, 1993):

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{1}{gA} \frac{\partial Q}{\partial t} + h_f = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a_o^2}{gA} \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (2)$$

sendo x a distância, t o tempo, H a carga piezométrica, Q o caudal, a_o a celeridade ou velocidade de propagação da onda elástica, g a aceleração da gravidade, A a área da secção transversal da conduta e h_f a perda de carga unitária. Dado que a velocidade do escoamento na conduta é muito menor que a celeridade ($V \ll a_o$), os termos convectivos foram desprezados nas Equações 1 e 2.

Considerando o comportamento elástico da parede da conduta, a celeridade pode ser estimada por (Wylie e Streeter, 1993):

$$a_o = \sqrt{\frac{K_2}{\rho[1 + \psi(D(e)(K_2(E_0))]} \quad (3)$$

sendo K_2 o módulo de elasticidade do fluido, ρ a massa específica do fluido, E_0 o módulo de elasticidade da conduta (Young), D o diâmetro interno da conduta, e a espessura da parede da conduta e ψ um parâmetro adimensional que depende das propriedades elásticas da conduta (dimensões da secção transversal, condições de ancoragem da conduta, coeficiente de Poisson).

Esta formulação matemática é tradicionalmente utilizada para a análise de transitórios hidráulicos em condutas metálicas, as quais apresentam uma relação tensão/deformação elástica linear, tendo subjacentes as seguintes hipóteses simplificativas (Covas, 2003): (i) o fluido é monofásico, homogêneo e compressível (a compressibilidade do fluido é incorporada na velocidade de propagação da onda elástica); (ii) variações na massa específica do fluido e temperatura durante o escoamento transitório são desprezáveis comparadas com as variações de

pressão e de caudal; (iii) o escoamento é unidimensional (1-D) com uma distribuição de velocidades pseudo-uniforme em cada secção transversal da conduta; (iv) o material da conduta possui comportamento reológico elástico linear; (v) não há movimento axial, ou seja, a interação fluido-estrutura pode ser desprezada; e (vi) a conduta é rectilínea e uniforme, com uma área da secção transversal constante e sem escoamento lateral (embora variações na área da secção transversal e escoamento lateral possam ser incluídos como condições de fronteira).

Para o cálculo das perdas de carga em condições de escoamento transitório, o termo h_f da equação da quantidade de movimento pode ser representado por duas componentes:

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} = \frac{fQ|Q|}{2gDA^2} + h_{fu} \quad (4)$$

sendo h_{fs} a perda de carga unitária devido ao atrito para condições de escoamento permanente turbulento, h_{fu} a perda de carga unitária devido ao atrito para condições de escoamento transitório e f o factor de atrito de Darcy-Weisbach.

São apresentadas na literatura diversas formulações para o cálculo do termo h_{fu} . No presente trabalho, são utilizadas as fórmulas de Brunone *et al.* (1991) e Vítkovský *et al.* (2000) (Eqs.(5) e (6), respectivamente):

$$h_{fu} = \frac{K_3}{gA} \left(\frac{\partial Q}{\partial t} - a_o \frac{\partial Q}{\partial x} \right) \quad (5)$$

$$h_{fu} = \frac{k'}{gA} \left(\frac{\partial Q}{\partial t} + a_o SGN(Q) \left| \frac{\partial Q}{\partial x} \right| \right) \quad (6)$$

sendo K^3 e k' coeficientes de decaimento, e SGN o sinal do caudal (positivo ou negativo).

Formulação de Brunone *et al.* (1991)

Segundo o modelo proposto por Brunone *et al.* (1991), o conjunto de equações diferenciais (Eqs.(1) e (2)) pode ser re-escrito como:

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a_o^2}{gA} \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (7)$$

$$\frac{1}{A} \frac{\partial Q}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fQ|Q|}{2DA^2} + \frac{K_3}{A} \left(\frac{\partial Q}{\partial t} - a_o \frac{\partial Q}{\partial x} \right) = 0 \quad (8)$$

O conjunto de equações diferenciais parciais é resolvido pelo Método das Características, o qual permite a transformação das Eqs.(7) e (8) num conjunto de equações diferenciais ordinárias, as quais são identificadas como equações características positiva (C^+) e negativa (C^-):

$$C^+ : \frac{dQ}{dt} + \frac{gA}{a_o} \frac{dH}{dt} + \frac{1}{(1+K_3)} \frac{fQ|Q|}{2DA} = 0 \quad (9)$$

$$\text{se } \frac{dx}{dt} = \frac{a_o}{1+K_3}$$

$$C^- : \frac{dQ}{dt} - \frac{gA}{a_o(1+K_3)} \frac{dH}{dt} + \frac{1}{(1+K_3)} \frac{fQ|Q|}{2DA} = 0 \quad (10)$$

$$\text{se } \frac{dx}{dt} = -a_o$$

No plano $x-t$, as linhas características C^+ e C^- apresentam declives diferentes (Figura 1), sendo necessário o uso de interpolações da malha de cálculo.

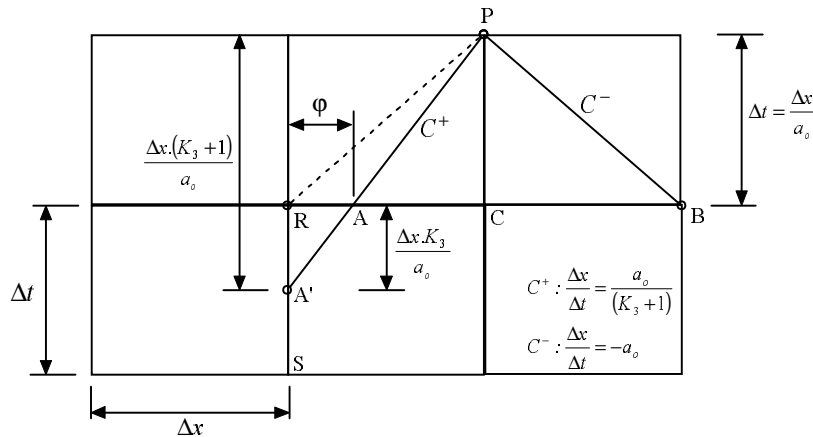


Figura 1. Linhas características no plano $x-t$ utilizando o modelo de Brunone *et al.* (1991)

Formulação de Vítkovský et al. (2000)

Para a eliminação de interpolações na malha de cálculo, a formulação de Vítkovský *et al.* (2000), a qual é um melhoramento do modelo de Brunone *et al.* (1991), é utilizada para o cálculo do termo h_{fu} . Esta formulação é utilizada com uma malha computacional rectangular e linhas características com declive $dx/dt = \pm a_0$, como apresentado na Figura 2.

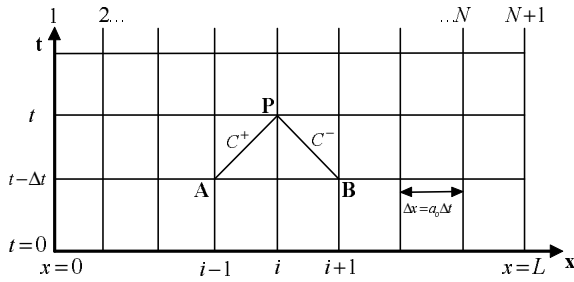


Figura 2. Linhas características no plano x-t utilizando o modelo de Vítkovský *et al.* (2000)

Neste trabalho, é utilizado o esquema numérico proposto por Covas (2003), segundo o qual um esquema explícito de primeira ordem é utilizado para o cálculo do termo de variação convectiva e um esquema implícito de primeira ordem para o termo de variação local.

Aceleração convectiva

$$C^\pm : \frac{dQ}{dx} = \frac{Q_{i,t-\Delta t} - Q_{i \mp 1, t-\Delta t}}{\Delta x} = 0 \quad (11)$$

Aceleração local

$$C^\pm : \frac{dQ}{dt} = \frac{Q_{i,t} - Q_{i,t-\Delta t}}{\Delta t} = 0 \quad (12)$$

Operador de sinal

$$C^\pm : \text{SGN}(Q) = \text{SGN}(Q_{i \mp 1, t-\Delta t}) \quad (13)$$

Modelo viscoelástico linear

Conduas plásticas, tais como policloreto de vinilo (PVC) e polietileno (PE), respondem às solicitações de maneira instantânea elástica e retardada viscosa (lenta). Assim, a deformação total pode ser decomposta em deformação instantânea elástica, ε_e , e em deformação lenta, ε_r (Covas *et al.*, 2005b):

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_e + \varepsilon_r(t) \quad (14)$$

A variação da deformação ao longo do tempo, $\varepsilon(t)$, para uma tensão constante σ_0 , estabelece a função de fluência do material, $J(t) = \varepsilon(t)/\sigma_0$, a qual é dependente da estrutura molecular, da temperatura e do "histórico" das solicitações aplicadas. Neste trabalho, a função de fluência $J(t)$ é determinada a partir de ensaios mecânicos e, também, utilizando um modelo inverso baseado em dados medidos durante o escoamento transitório. No último caso, a função de fluência deve ser representada por uma expressão matemática e o modelo mecânico generalizado Kelvin-Voigt de um sólido viscoelástico (Figura 3) é tipicamente utilizado para descrever a função de fluência. Este modelo consiste da combinação de elementos mecânicos - molas e êmbolos - que reproduzem o comportamento de um sólido viscoelástico (Aklonis e MacKnight, 1983):

$$J(t) = J_0 + \sum_{k=1}^{N_{KV}} J_k (1 - e^{-t/\tau_k}) \quad (15)$$

sendo J_0 a fluência do primeiro elemento mola definido por $J_0 = 1/E_0$, J_k a fluência da mola do k -ésimo elemento Kelvin-Voigt definido por $J_k = 1/E_k$, E_k o módulo de elasticidade da mola do k -ésimo elemento, τ_k o tempo de relaxação do êmbolo no k -ésimo elemento, $\tau_k = \mu_k/E_k$, μ_k a viscosidade dinâmica do êmbolo no k -ésimo elemento, e N_{KV} o número de elementos Kelvin-Voigt. Os parâmetros J_k e τ_k são calibrados de acordo com dados experimentais.

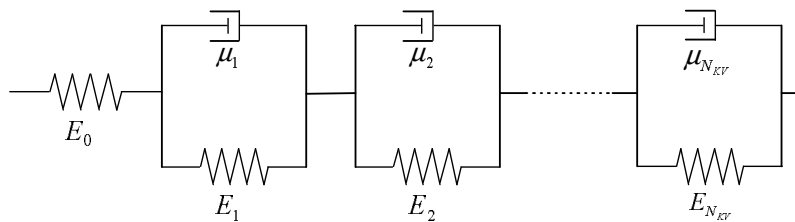


Figura 3. Modelo mecânico generalizado Kelvin-Voigt de um sólido viscoelástico

O conjunto de equações diferenciais parciais hiperbólicas (1) e (2) é utilizado para a descrição de transitórios hidráulicos em condutas com comportamento elástico linear. No entanto, para a consideração do comportamento viscoelástico do material da parede da conduta, a equação da continuidade (Equação 2) deve ser novamente deduzida a partir do teorema de transporte de Reynolds. Assim, as duas componentes de deformação devem ser avaliadas: (i) a deformação elástica, que é incluída no termo da derivada da carga piezométrica em relação ao tempo e na velocidade da onda elástica, calculada pela Eq.(3), considerando $E_0 = 1/J_0$; e (ii) a deformação lenta, que é representada por um novo termo na equação da continuidade. Assim, a equação da continuidade torna-se:

$$\frac{dH}{dt} + \frac{a_o^2}{gA} \frac{\partial Q}{\partial x} + \frac{2a_o^2}{g} \frac{d\varepsilon_r}{dt} = 0 \quad (16)$$

O novo conjunto de equações diferenciais parciais às derivadas parciais é resolvido pelo Método das Características, o qual permite a transformação das Eqs.(16) e (1) num conjunto de equações diferenciais totais válidas ao longo das linhas características com declives $dx/dt = \pm a_o$:

$$C^\pm : \frac{dH}{dt} \pm \frac{a_o}{gA} \frac{dQ}{dt} \pm a_o h_f + \frac{2a_o^2}{g} \left(\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} \right) = 0 \quad (17)$$

Utilizando uma malha computacional rectangular (Figura 2) e desprezando os termos convectivos (em condutas em pressão, a velocidade de escoamento do fluido é desprezável comparada com a celeridade), estas equações simplificadas podem ser resolvidas pelo seguinte esquema numérico:

$$C^\pm : (H_{i,t} - H_{i\mp 1,t-\Delta t}) \pm \frac{a_o}{gA} (Q_{i,t} - Q_{i\mp 1,t-\Delta t}) \pm a_o \Delta t h_f + \frac{2a_o^2 \Delta T}{g} \left(\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} \right) = 0 \quad (18)$$

válido ao longo de $\Delta x/\Delta t = \pm a_o$. Nestas equações, o declive da linha de energia (terceiro termo) e a derivada temporal da deformação lenta (quarto termo) não podem ser directamente resolvidos e requerem mais uma discretização numérica. Covas (2003) apresenta as bases para o cálculo destes termos e o novo método é designado, no presente trabalho, por Método das Características Híbrido (*Hybrid Method of the Characteristics*, HMOC).

Assim, os termos $\partial \varepsilon_r / \partial t$ e ε_r são calculados como sendo a soma dos mesmos termos parciais

para cada elemento Kelvin-Voigt k :

$$\frac{\partial \varepsilon_{rk}(i, t)}{\partial t} = F(i, t) \frac{J_k}{\tau_k} - \frac{\varepsilon_{rk}(i, t)}{\tau_k} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{rk}(i, t) = & J_k F(i, t) - J_k e^{-\Delta t/\tau_k} F(i, t - \Delta t) \\ & - J_k \tau_k (1 - e^{-\Delta t/\tau_k}) \frac{F(i, t) - F(i, t - \Delta t)}{\Delta t} \\ & + e^{-\Delta t/\tau_k} \varepsilon_{rk}(i, t - \Delta t) \end{aligned} \quad (20)$$

em que:

$$F(i, t) = \frac{\alpha D \gamma}{2e} [H(i, t) - H_0(i)] \quad (21)$$

sendo γ o peso específico do fluido, H_0 a carga piezométrica em regime de escoamento permanente e o coeficiente dependente do tipo de ancoragem da conduta.

Os esquemas numéricos apresentados para a malha regular permitem a determinação de H , Q e nas secções interiores da malha de cálculo. Nos pontos extremos, são necessárias equações complementares em termos de H e Q para a obtenção da solução nas fronteiras, pois se dispõe de apenas uma recta característica em cada extremidade. Equações específicas para cada tipo de fronteira são apresentadas por Chaudhry (1987), Almeida e Koelle (1992) e Wylie e Streeter (1993).

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Descrição do sistema e coleta de dados

O Painel Hidráulico Experimental (PHE), apresentado na Figura 4, é composto por três sistemas básicos: o sistema de alimentação, o sistema hidráulico de ensaios propriamente dito e o sistema de aquisição de dados. O sistema hidráulico é constituído por condutas de PVC (PN 750 kPa), de comprimento total 203,20 m. Este material foi adoptado por proporcionar fácil instalação, baixos valores de celeridade, de custo e de peso, tendo-se em vista a sua instalação numa parede vertical.

A alimentação do sistema hidráulico é efectuada através de uma estação de bombagem, equipada com duas bombas centrífugas de 1 cv e 5 cv de potência, ligadas em paralelo e com uma válvula de retenção imediatamente a jusante. A estação de bombagem é composta, ainda, por três tanques hidropneumáticos de 135 L cada, e um reservatório com nível constante igual a 5 m durante os ensaios experimentais (circuito fechado).

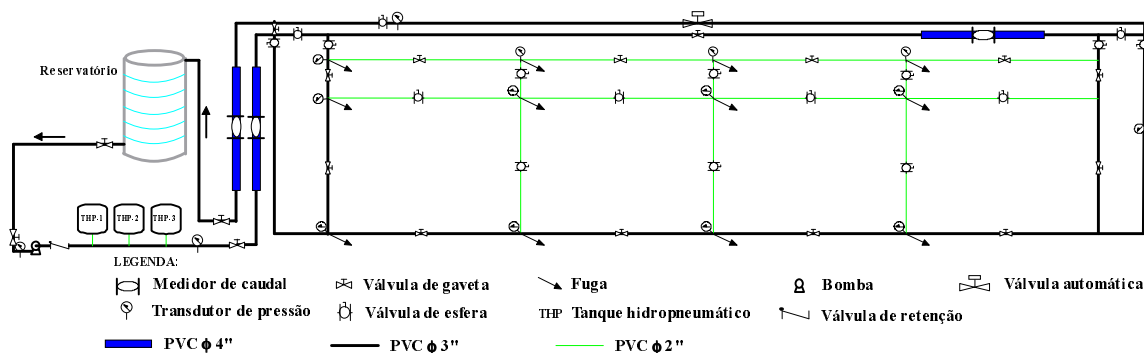


Figura 4. Painel Hidráulico Experimental (PHE)

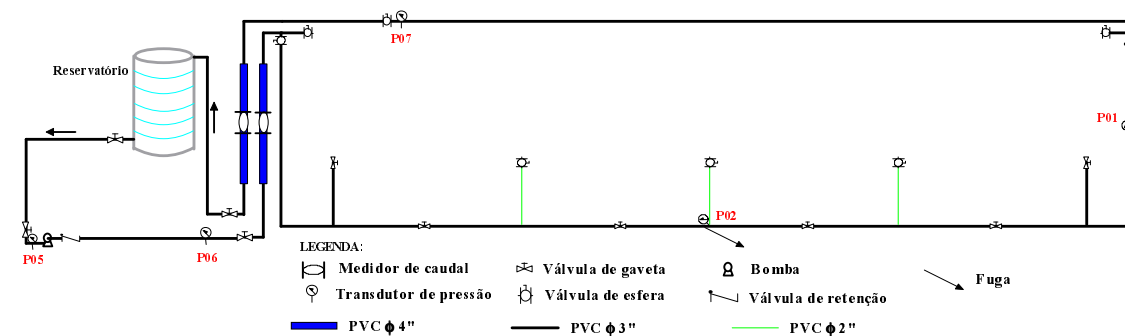


Figura 5. Configuração simplificada do PHE

O Sistema Hidráulico de Ensaio é constituído por um conjunto de condutas de 53, 75 e 101 mm de diâmetro interno, e 3,6, 5,2 e 6,5 mm de espessura das paredes, respectivamente. Além de componentes hidráulicos diversos, como tês, cotovelos e reduções, o sistema hidráulico possui um conjunto de 16 válvulas esféricas e 16 válvulas de gaveta, destinadas à alteração da configuração do sistema e ao controlo de caudais, e uma válvula automática. O sistema dispõe ainda de 12 pontos laterais com válvulas de gaveta, destinados à simulação e testes de diferentes técnicas de detecção de fugas.

O sistema de aquisição de dados é constituído de três medidores de caudal eletromagnéticos de 100 mm destinados à leitura de caudais no escoamento permanente, nove medidores de caudal tipo roda d'água nos pontos de fuga, 16 transdutores de pressão, uma placa de aquisição de dados, um microcomputador, software para registo de pressões e caudais, geração de gráficos, armazenamento de dados e controlo da válvula automática (tempo de fechamento através do torque do motor).

Neste trabalho, são apresentados os resultados baseados em investigações sobre o circuito

em série (simplificado) do PHE, conforme Figura 5. Com isto, reduziram-se as incertezas e a complexidade associadas ao isolamento dos diferentes fenómenos e reflexões da onda de pressão durante os transitórios hidráulicos.

Considerando a configuração do sistema apresentada na Figura 5, todas as condutas em série têm um diâmetro interno igual a 75 mm, excepto as condutas a montante e a jusante do medidor de caudal eletromagnético, com 101 mm, e ramais verticais, com 53 mm. Além disso, há uma redução para 15 mm entre a bomba centrífuga e a válvula de retenção. O sistema, com a topologia escolhida, tem comprimento total de 97,20 m, sendo 18,10 m do reservatório à bomba, 67,30 m da bomba à válvula de esfera (P07) e 11,80 m ao longo de ramais.

Dados de pressão foram medidos através de quatro transdutores instalados nos seguintes pontos (Figura 5): P06 - 7,20 m a jusante da bomba; P02 - 32,40 m a jusante da bomba; P01 - 46,10 m a jusante da bomba; e P07 - 67,00 m a jusante da bomba e imediatamente a montante da válvula de esfera, a qual é utilizada para promover os regimes transitórios.

Durante os ensaios experimentais, o caudal

na entrada do sistema foi medido apenas em condições de regime permanente, e as medições de pressão foram efectuadas para os regimes permanente e transitório com uma frequência de aquisição de 1000 Hz. Neste trabalho, apresentam-se os resultados dos testes efectuados para duas situações: caso “sem fuga” para dois valores de caudal em regime de escoamento permanente e turbulento ($Q_0 = 1,77 \text{ L/s}$ - $Re \cong 30000$; e $Q_0 = 1,00 \text{ L/s}$ - $Re \cong 17000$); e caso “com fuga” para dois valores de caudal ($Q_0 = 1,84 \text{ L/s}$ - $Q_L = 0,84 \text{ L/s}$; e $Q_0 = 2,47 \text{ L/s}$ - $Q_L = 0,73 \text{ L/s}$), sendo Q_0 o caudal em regime permanente na entrada no sistema e Q_L a fuga.

Análise preliminar de dados

Para o estabelecimento de apropriadas condições de fronteira na modelação do sistema PHE, uma análise detalhada dos dados adquiridos foi realizada simultaneamente às simulações numéricas. Foram constatadas reflexões da onda de pressão relacionadas aos seguintes dispositivos (Figura 6): existência de ramais ao longo do sistema (1); mudanças de diâmetro da conduta nas proximidades do medidor de caudal eletromagnético (2); mudanças de diâmetro na conduta entre a bomba centrífuga e a válvula de retenção (3); variação da velocidade de rotação da bomba durante os transitórios hidráulicos (3) e (4); e fechamento da válvula de retenção devido à reversão do caudal (5). Tais reflexões da onda de pressão foram analisadas considerando celeridade aproximada de 450 m/s (aproximada, pois esta é variável ao longo do tempo), e medindo-se o tempo de percurso da onda para identificação do efeito causador da reflexão. Estes efeitos são apresentados na Figura 6, considerando a variação de pressão no ponto imediatamente a montante da válvula de esfera (P07), sobre a qual foram promovidos fechamentos manuais rápidos para o estabelecimento das condições transitórias no sistema.

Após o fechamento da válvula de esfera, uma sobrepressão é causada e a onda de pressão viaja ao longo do sistema em direção à bomba centrífuga. Primeiro, um decréscimo na pressão pode ser notado devido à presença de cinco ramais localizados ao longo do sistema (1). A água que preenche internamente as condutas é comprimida e provoca um alívio nas pressões. Segundo, outro decréscimo na pressão é causado pelo aumento da área da secção transversal da conduta antes do medidor de caudal ele-

tromagnético (2). O diâmetro interno é alterado para 101 mm e depois do medidor de caudal é reduzido para 75 mm novamente. Outra redução de secção transversal provoca um aumento de pressão (3). Neste caso, o diâmetro interno da conduta entre a bomba e a válvula de retenção é reduzido de 75 mm para 15 mm. Após a mudança de diâmetro, a onda de pressão atinge a bomba centrífuga e, depois de um breve aumento de pressão (o qual está incluso em (3)), um elevado decréscimo de pressão é observado (4). Assim, ondas de pressão positivas se propagam a montante na linha entre a bomba e o reservatório de nível constante, enquanto que ondas de pressão negativas são refletidas a jusante na linha de descarga. Para a completa representação matemática da bomba centrífuga do PHE, foi considerado que a linha de sucção não era curta, comparada com a linha de descarga. Por causa de sua longa extensão, a propagação das ondas de pressão na linha de sucção durante o golpe de aríete não poderia ser desprezada. Portanto, a bomba centrífuga do PHE foi modelada como sendo uma bomba com uma longa linha de sucção, e foi incluída outra equação característica para a linha de sucção nas simulações numéricas.

Devido ao fechamento da válvula de esfera, o caudal na linha de recalque é reduzido rapidamente a zero e, então, é revertido na bomba enquanto sua rotação permanece na direção normal. Para prevenir reversão de caudal através da bomba, uma válvula de retenção foi instalada a jusante da bomba centrífuga. Na realidade, dado que a posição da válvula é controlada pelo sentido do caudal e pela inércia dos componentes da mesma, o fechamento completo apenas ocorre após certo nível de caudal revertido estabelecido. Isto provoca uma interrupção instantânea do caudal inverso e a correspondente sobrepressão, como mostrado na Figura 6 (detalhe 5). Assim que a válvula de retenção era fechada, uma onda de pressão positiva propaga-se na direção de jusante da linha de recalque. Uma reflexão é causada pela alteração de diâmetro na tubulação a montante e jusante do medidor de caudal na entrada do sistema (Figura 6 - detalhe 6).

As curvas de fechamento relativo da válvula de esfera, $\tau(t)$, são apresentadas na Figura 7 para os diferentes valores de caudal inicial. O tempo de fechamento, t_f , também é mostrado para cada caso. Todos os valores para t_f foram menores que $2L/a = 0,29 \text{ s}$, em que $L = 67 \text{ m}$ e $a = 460 \text{ m/s}$.

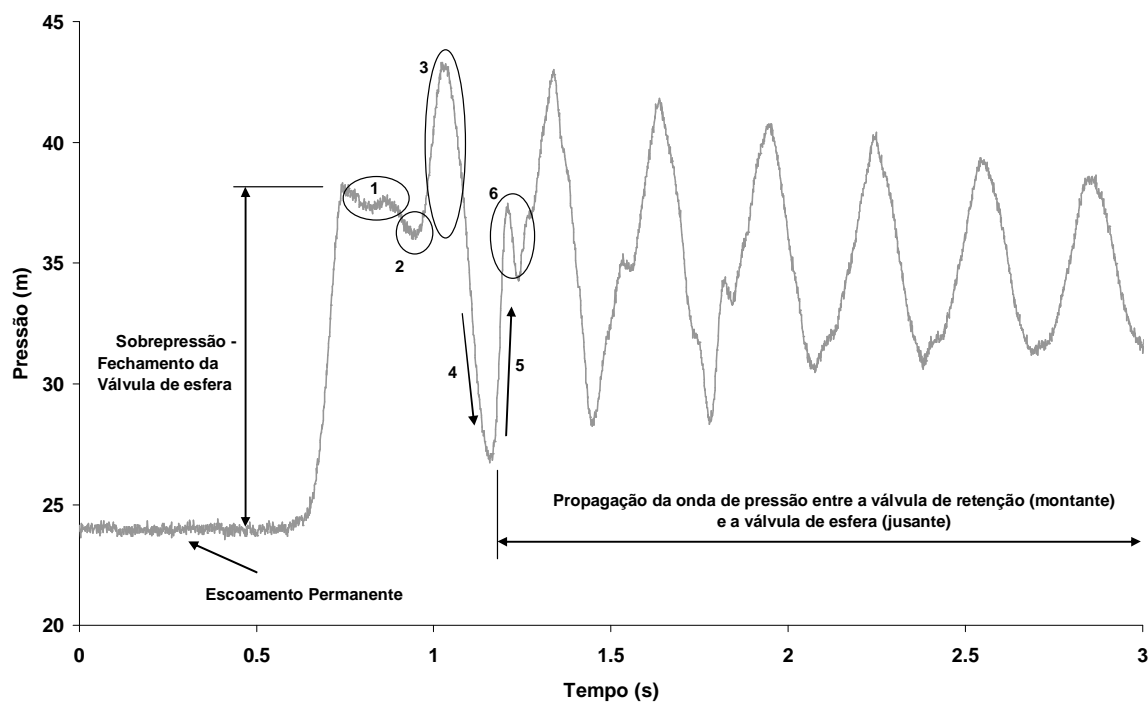


Figura 6. Variação de pressão imediatamente a montante da válvula de esfera - reflexões da onda de pressão devido aos dispositivos presentes no sistema

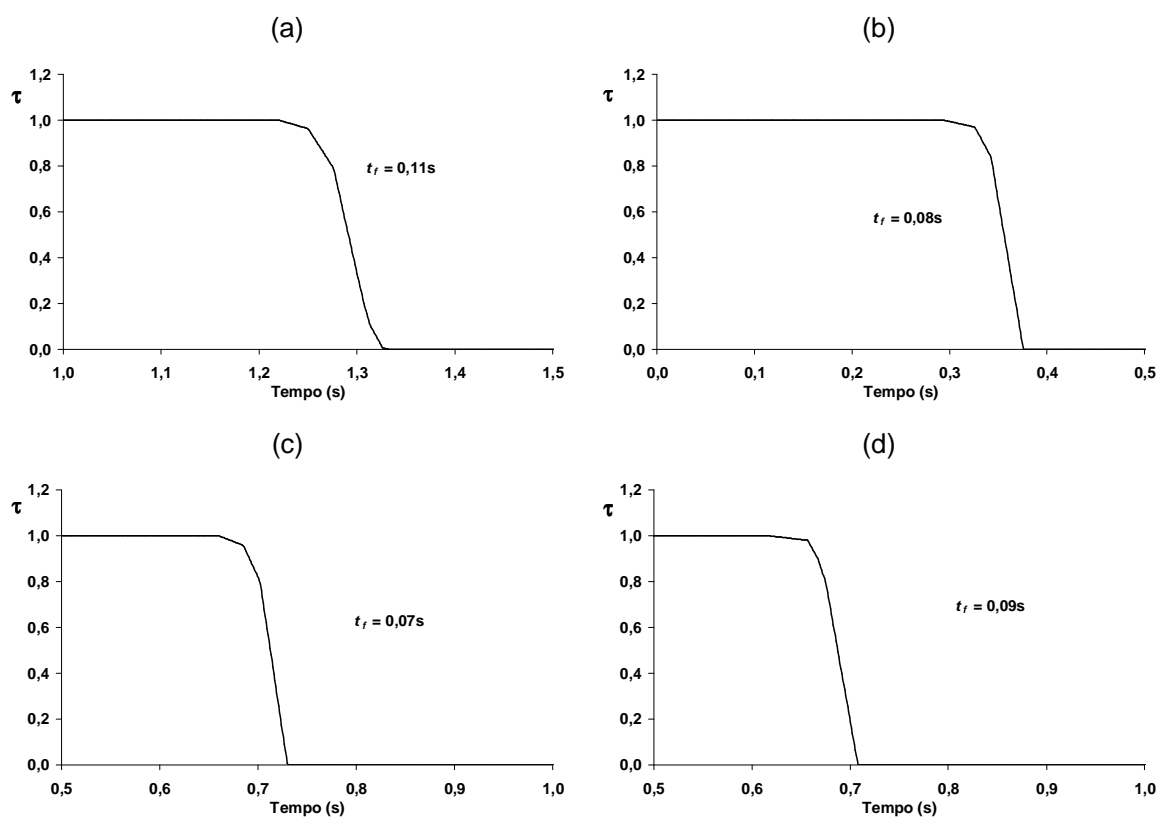


Figura 7. Curvas de fechamento relativo da válvula de esfera: (a) $Q_0 = 1,77 \text{ L/s}$ (sem fuga); (b) $Q_0 = 1,00 \text{ L/s}$ (sem fuga); (c) $Q_0 = 1,84 \text{ L/s}$ (com fuga); (d) $Q_0 = 2,47 \text{ L/s}$ (com fuga)

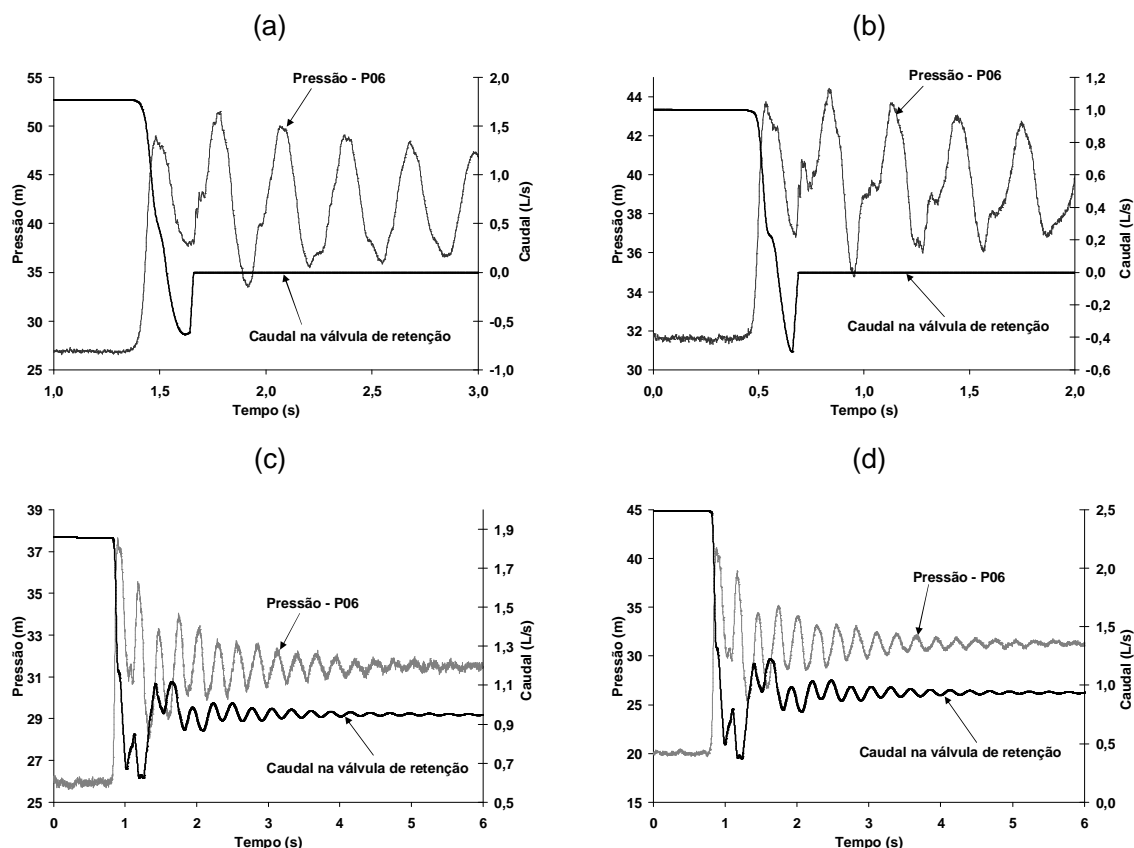


Figura 8. Caudal na válvula de retenção e pressão no Ponto P06: (a) $Q_0 = 1,77$ L/s (sem fuga); (b) $Q_0 = 1,00$ L/s (sem fuga); (c) $Q_0 = 1,84$ L/s (com fuga); (d) $Q_0 = 2,47$ L/s (com fuga)

Além da detalhada consideração da topologia do sistema, houve a necessidade da modelação da válvula de retenção como sendo uma válvula de fechamento rápido em linha. Os valores de fechamento relativo, do tempo de fechamento e de caudal de inversão na válvula de retenção foram calibrados para cada simulação numérica. Os valores de caudal na válvula de retenção são apresentados na Figura 8, para diferentes valores de caudal inicial. A variação da pressão medida no Ponto P06 (a jusante da válvula de retenção) também é mostrada para cada caudal inicial. É possível notar que, sem fuga, o caudal na válvula de retenção torna-se negativo por um curto período até que a válvula se fecha completamente. Com fuga, não há fechamento da válvula de retenção.

Calibração e verificação do modelo hidráulico

Estabelecidas as condições de fronteira, partiu-se para a calibração e validação do modelo hidráulico desenvolvido. O primeiro parâmetro a ser determinado é a celeridade (ve-

locidade de propagação da onda elástica), a qual pode ser estimada *a priori* por fórmulas teóricas (Chaudhry, 1987; Wylie e Streeter, 1993) com valor tabelado para o módulo de elasticidade do material da conduta. Além disso, a celeridade pode ser estimada com base no tempo de propagação da primeira onda de pressão entre dois transdutores de pressão (t^*): $a_o = L/t^*$, sendo L a distância entre eles.

Considerando valores fornecidos por fabricantes, o módulo de elasticidade do PVC varia de 2,40 a 2,75 GPa, equivalente às celeridades de 411 a 438 m/s. Com base na análise dos tempos de propagação da onda de pressão entre os transdutores, a velocidade de propagação da onda de pressão foi estimada em cerca de 440 m/s, equivalente a um módulo de elasticidade de 2,78 GPa.

No entanto, foi constatado nas simulações numéricas que tais valores para as celeridades não resultavam em bons ajustamentos entre os valores simulados e observados durante os ensaios experimentais. A onda de pressão resultante das simulações computacionais apresen-

tava sempre um atraso em relação à variação de pressão observada nos ensaios, e as sobrepressões eram menores do que as observadas. Isto deve-se à utilização do módulo de elasticidade estático para o material das condutas e à dispersão da onda de pressão devido ao factor de atrito variável, efeitos inerciais do fluido e à deformação lenta das paredes do conduta. A análise sequencial da variação de pressão conduz a uma estimativa grosseira do valor da velocidade de propagação da onda, e, em materiais plásticos, a celeridade é um parâmetro variável ao longo do tempo, ao contrário dos materiais de comportamento elástico, para os quais a celeridade pode ser considerada constante (Covas *et al.*, 2004a).

Neste contexto, foram realizadas diversas simulações hidráulicas utilizando valores para a celeridade variando de 450 a 520 m/s. Valores entre 450 e 460 m/s mostraram-se satisfatórios na simulação das sobrepressões observadas, mas não em relação à atenuação e dispersão dos valores extremos de pressão. Os valores da velocidade da onda de pressão de 450 e 460 m/s conduzem a módulos de elasticidade dinâmicos, E_0 , correspondentes a 2,92 e 3,069 GPa, respectivamente.

Para a análise e simulação das variações de pressão observadas, foram consideradas duas hipóteses: amortecimento e dispersão da onda devidas apenas aos factores de atrito em regimes permanente e variável e devidas apenas ao factor de atrito em regime permanente e à viscoelasticidade.

Calibração considerando factor de atrito variável (situação sem fuga)

Na primeira tentativa de calibração do modelo hidráulico desenvolvido, foi assumido que os efeitos de dispersão e atenuação da onda de pressão eram devidos ao atrito em escoamento

permanente e, também, ao factor de atrito em regime variável. O regime transitório foi simulado para condições turbulentas de escoamento ($Q_0 = 1,77$ L/s; $Re \cong 30000$) utilizando as formulações de Brunone *et al.* (1991) e Vítkovský *et al.* (2000). A velocidade da onda de pressão foi estimada em 450 m/s e os coeficientes de amortecimento $K_3 = 0,038$ e $k' = 0,004$. A Figura 9 permite efectuar a comparação entre os resultados obtidos para as simulações numéricas utilizando factor de atrito variável e os valores de pressão observados.

Os valores extremos de pressão iniciais são reproduzidos pelos dois modelos elásticos; no entanto, a consideração (ou não) do factor de atrito variável nas simulações numéricas não permite calcular a atenuação e a dispersão da onda de pressão. Comparando o modelo clássico com o modelo elástico com factor de atrito variável, uma maior atenuação dos picos de pressão pode ser observada com o uso do factor de atrito variável. Além disso, ocorre um atraso na onda de pressão e a forma da mesma não é reproduzida.

Os seguintes comentários podem ser feitos a partir das comparações entre os modelos de factor de atrito variável de Brunone *et al.* (1991) e Vítkovský *et al.* (2000):

- (i) os resultados obtidos pelos dois modelos não foram os mesmos, o que seria esperado dado que os valores dos coeficientes K_3 e k' eram diferentes;
- (ii) a formulação de Brunone apenas atrasa a onda de pressão e não há atenuação dos picos de pressão;
- (iii) o valor do coeficiente de amortecimento $K_3 = 0,038$ é condizente com o que vem sendo proposto na literatura; por outro lado, o mesmo não pode ser afirmado sobre o valor de $k' = 0,004$;

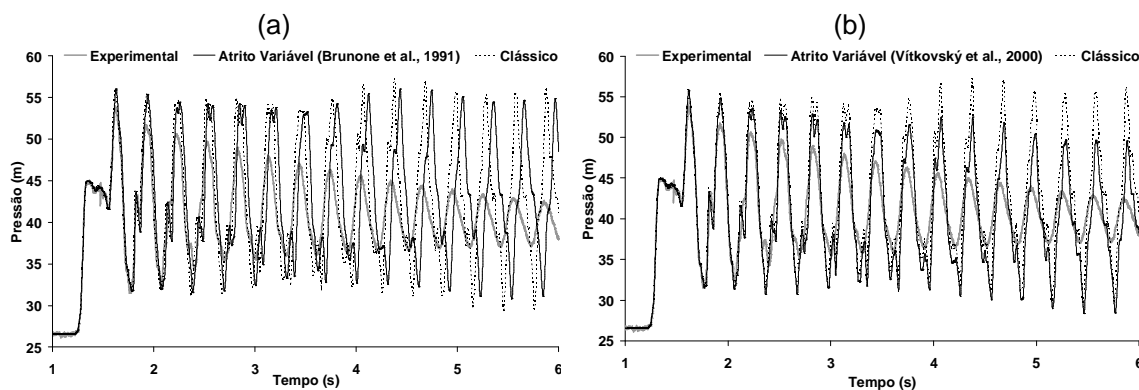


Figura 9. Variação da pressão no Ponto P07: (a) modelo de Brunone *et al.* (1991) e (b) modelo de Vítkovský *et al.* (2000)

- (iv) o modelo de Vítkovský causa não apenas um atraso na onda de pressão, mas também um amortecimento artificial resultante de erros numéricos. Isto ocorre porque a dissipação de energia nos modelos de atrito variável com avaliação das acelerações convectiva e local do escoamento depende das condições de fronteira do sistema.

Ghidaoui *et al.* (2001) comentam que o amortecimento provocado por esse tipo de modelo somente ocorre pela interação entre a fronteira e a crescente inércia do escoamento. Vítkovský *et al.* (2006) realizaram diversos testes com o modelo k' para diferentes tipos de eventos transitórios e este modelo apresentou falha para os testes de abertura de válvula. A ausência de modificação na forma das ondas de pressão resultantes das simulações numéricas demonstrou que o amortecimento, o qual não ocorria ao longo do conduta, não dependia da frequência.

Neste trabalho, quanto maior o valor do coeficiente de amortecimento k' , maiores os erros numéricos e o amortecimento artificial obtido. Para $k' = K_3 = 0,038$, as simulações apresentaram resultados totalmente irreais. Portanto, pode-se concluir que o modelo de Vítkovský *et al.* (2000) é inapropriado para a descrição das perdas por atrito em escoamento transitório neste sistema, caracterizado pela condição de fronteira a montante “bomba com válvula de retenção”.

Em suma, o uso de factor de atrito variável nas simulações hidráulicas não reproduz os efeitos de atenuação e dispersão durante transitórios hidráulicos em condutas de PVC, independentemente da formulação utilizada (Brunone ou Vítkovský).

Calibração considerando comportamento viscoelástico das condutas (situação sem fuga)

Uma segunda tentativa de calibração do modelo hidráulico partiu da hipótese de que o amortecimento do regime transitório se deve (para além das perdas de carga em regime permanente) apenas ao comportamento viscoelástico do PVC durante os transitórios hidráulicos.

O uso do modelo hidráulico viscoelástico requer como dado de entrada a descrição da função de fluência ao longo do tempo, $J(t)$, representada pelo modelo generalizado Kelvin-Voigt. O modelo é descrito pelo termo elástico de fluência J_0 e pelo termo de retardamento, re-

presentado pelos coeficientes J_k e τ_k para cada elemento Kelvin-Voigt. Tipicamente, a função de fluência não é conhecida a priori e deve ser estimada, seja por um procedimento inverso (calibração) ou por ensaios mecânicos em laboratório em provetes do próprio material da conduta.

No presente estudo, um modelo inverso baseado nas medições de pressão e em dois métodos de busca directa foi utilizado para a calibração da função de fluência $J(t)$. O valor da celeridade foi estimado em 460 m/s, ou seja, $E_0 = 3,069$ GPa e $J_0 = 0,3258$ GPa⁻¹. Os coeficientes J_k e τ_k foram avaliados primeiro pelo uso de algoritmos genéticos como método de busca no procedimento de calibração, considerando a leitura de pressões no Ponto P07. Fixados os valores de τ_k , os coeficientes J_k foram reavaliados pelo uso do método de busca local Levenberg-Marquardt.

Nas simulações numéricas iniciais, foram testadas combinações de 1, 2 e 3 elementos Kelvin-Voigt para a representação da função de fluência. A melhor combinação para o ajuste das pressões medidas durante os ensaios experimentais foi de apenas um elemento Kelvin-Voigt. A Figura 10 apresenta os resultados numéricos do modelo viscoelástico linear produzidos com os valores ajustados de $\tau_1 = 0,05$ s e $J_1 = 0,0225$ GPa⁻¹, bem como dos dados de pressão medidos em escoamento transitório, para os Pontos P06, P02, P01 e P07, considerando o mesmo ensaio anterior ($Q_0 = 1,77$ L/s; $Re \cong 30000$).

Embora não houvessem extensómetros instalados no PHE para a medição de deformações durante os ensaios, apresentam-se na Figura 11 as taxas de deformação circunferencial total e lenta obtidas nas simulações numéricas para o Ponto P07.

Para a verificação da função de fluência obtida para $Q_0 = 1,77$ L/s, foram realizados ensaios para outro valor de caudal, também em condições de regime turbulento ($Q_0 = 1,00$ L/s e $Re \approx 17000$). O modelo viscoelástico linear foi utilizado com a mesma função de fluência determinada para o caso de $Q_0 = 1,77$ L/s. A Figura 12 mostra os valores obtidos nas simulações numéricas comparados aos dados experimentais de pressão nos Pontos P06, P02, P01 e P07.

O modelo hidráulico que leva em consideração o comportamento viscoelástico das paredes das condutas de PVC reproduz a atenuação e a dispersão das variações de pressão nos pontos observados durante o regime transitório. A mesma função de fluência determinada para o caso $Q_0 = 1,77$ L/s foi utilizada com sucesso para o caso de $Q_0 = 1,00$ L/s.

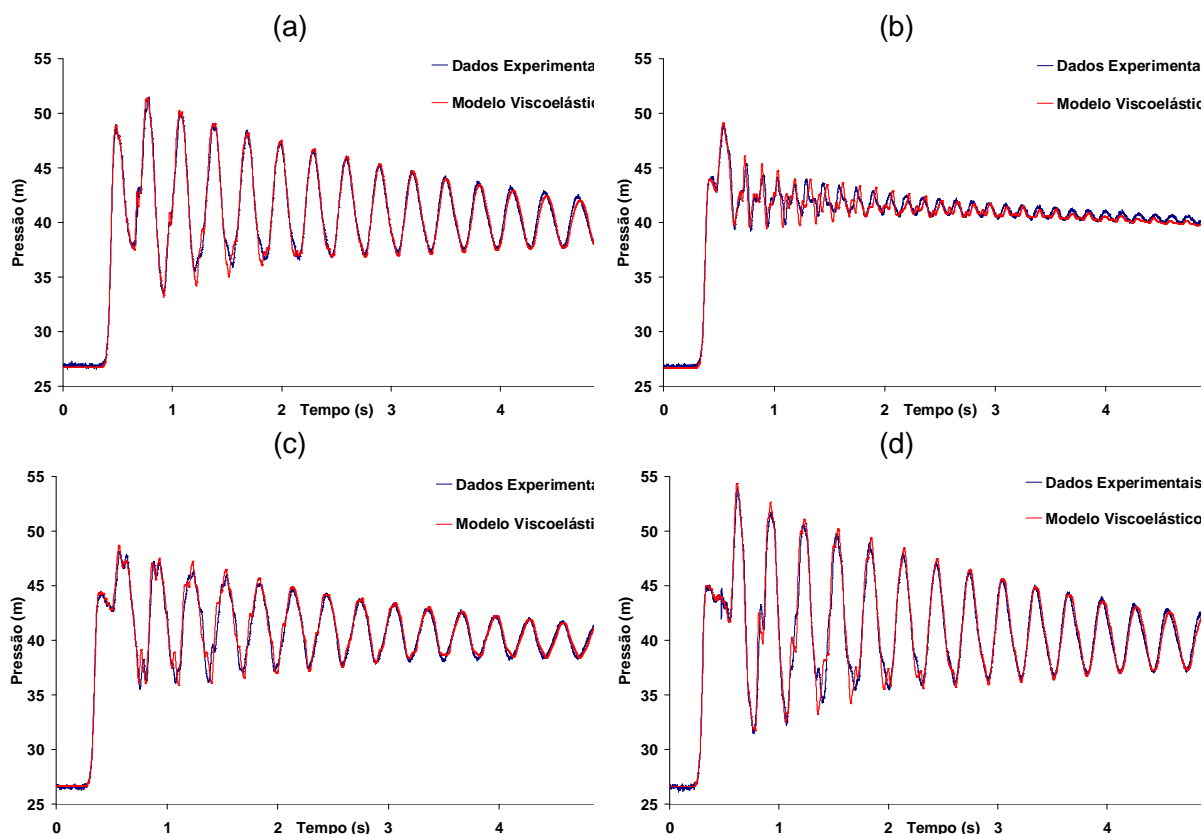


Figura 10. Resultados numéricos do modelo viscoelástico linear e pressões medidas nos Pontos: (a) P06, (b) P02, (c) P01 e (d) P07 ($Q_0 = 1,77$ L/s; $Re \cong 30000$)

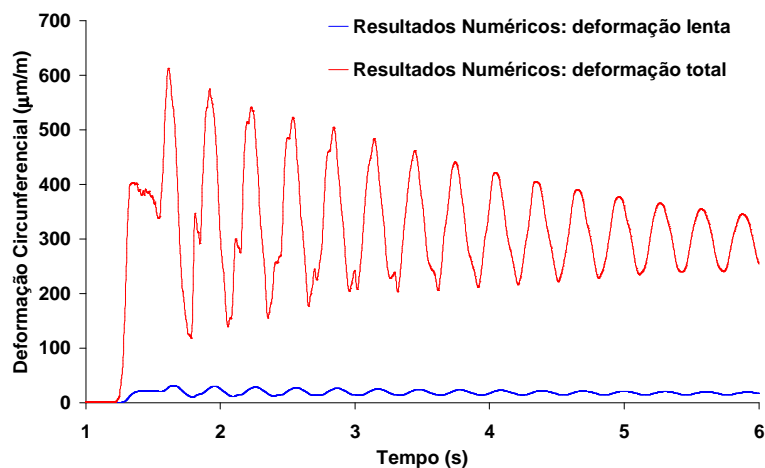


Figura 11. Resultados numéricos do modelo viscoelástico linear: deformações lenta e total no Ponto P07 ($Q_0 = 1,77$ L/s; $Re \cong 30000$)

A função de fluência calibrada para o PVC é apresentada na Figura 13 juntamente com a variação da celeridade em função do tempo. O aumento da função de fluência é acompanhado pelo decaimento da celeridade ao longo do tempo. Do valor inicial de 460 m/s ($J =$

$J_0 = 0,3258$ GPa $^{-1}$; $E_0 = 3,069$ GPa), a velocidade de propagação da onda diminui até atingir o valor de cerca de 446 m/s ($J = 0,3483$ GPa $^{-1}$; $E_0 = 2,871$ GPa), que corresponde ao valor estático da celeridade. Assim, se a celeridade das condutas de PVC do PHE fosse es-

timada via análise dos picos de pressão (análise de frequência), o valor encontrado seria muito próximo de 446 m/s. Conforme Covas *et al.* (2004b) comentam, é por esta razão que a ce-

leridade em condutas plásticas pode ser descrita por uma função dependente da frequência e incluída na formulação do escoamento transitório no domínio da frequência.

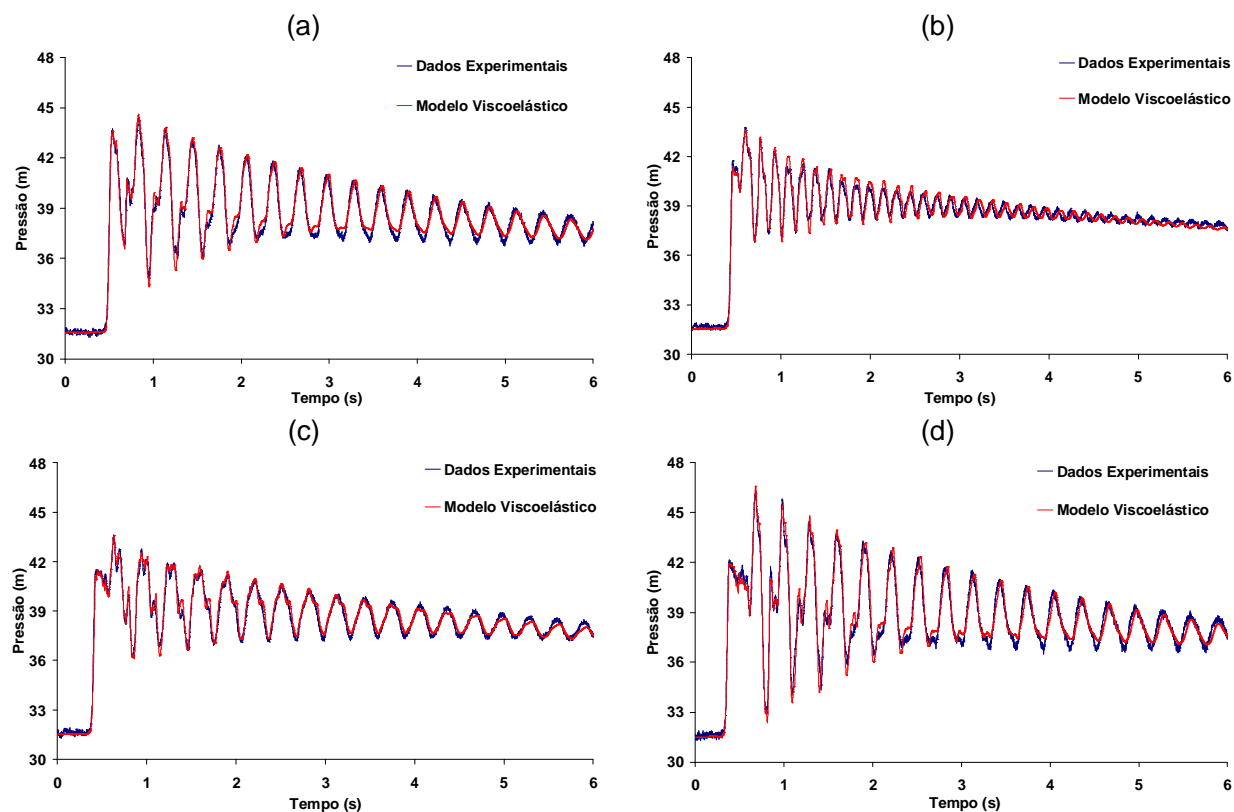


Figura 12. Resultados numéricos do modelo viscoelástico linear e pressões medidas nos Pontos: (a) P06, (b) P02, (c) P01 e (d) P07 ($Q_0 = 1,00$ L/s; $Re \cong 17000$)

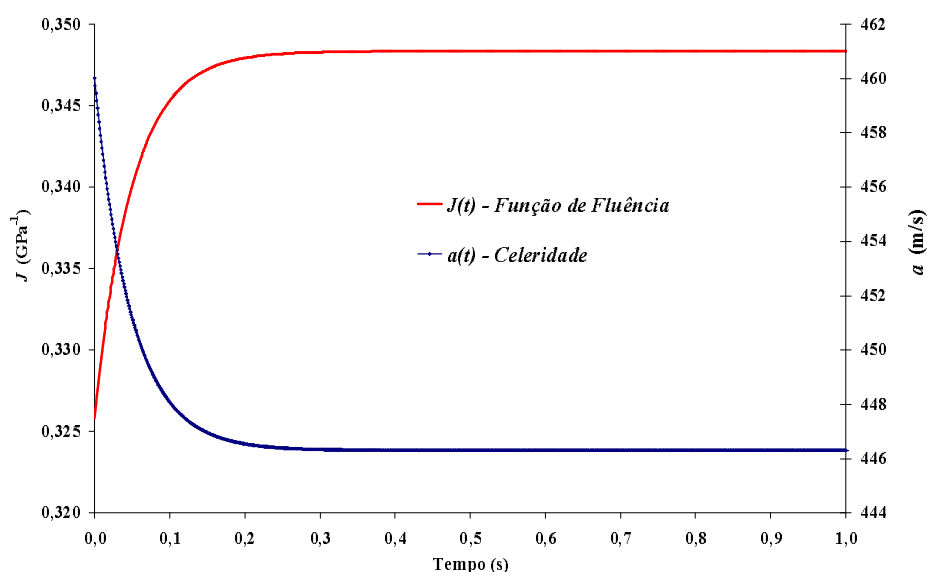


Figura 13. Função de fluência e celeridade determinadas para as condutas de PVC (modelo inverso)

Com a finalidade de determinação dos parâmetros viscoelásticos do PVC, foram realizados testes mecânicos de tracção por Soares (2007) no Departamento de Engenharia de Materiais do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal, para a caracterização da função de fluência do material. Os resultados destes testes são comparados com os determinados pelo modelo inverso implementado. Inicialmente, a temperatura nos ensaios foi estabelecida em 25°C, típica da localização geográfica do laboratório da EESC/USP e dos períodos em que eram realizados os ensaios (período vespertino). No entanto, uma pequena variação na temperatura foi considerada para a análise da variação da função de fluência. Os dados de fluência obtidos nos ensaios são apresentados na Figura 14 para diferentes valores de temperatura. A função de fluência determinada pelo uso do modelo inverso também é mostrada, para fins de comparação. Constatou-se que a função de fluência calibrada com o uso do modelo inverso apresenta um ajuste entre as funções de 25 e 27°C, com módulo de elasticidade dinâmico próximo do que foi determinado para a temperatura de 27°C.

Verificação do modelo viscoelástico linear (situação com fuga)

O modelo hidráulico desenvolvido foi utilizado para a calibração da função de fluência $J(t)$ nas condutas de PVC para a situação sem fuga. Assim, a função de fluência calibrada (i.e., coeficientes τ_k e J_k) foi utilizada para a validação do modelo para a situação com fuga. A velocidade de propagação da onda de pressão foi mantida em 460 m/s para um ensaio com caudal de entrada 1,84 L/s, e fuga em escoamento permanente igual a 0,84 L/s no Ponto P02 (ver

Figura 5).

No entanto, discrepâncias entre valores simulados e observados resultaram em mais investigações sobre o comportamento dos dispositivos presentes no sistema. Quando a válvula esférica a jusante do circuito se encontrava fechada, o caudal na linha de compressão era reduzido rapidamente, mas não o suficiente para influenciar no status da válvula de retenção imediatamente a jusante da bomba centrífuga, pois esta continuava a bombear água para o ponto de fuga. Assim, não havia o fechamento total ou parcial da válvula de retenção e a respectiva reflexão da onda de pressão devido ao fechamento da válvula de retenção, como observado no caso sem a presença de fuga.

Mesmo com a consideração de que não havia fechamento da válvula de retenção, os resultados obtidos com os mesmos coeficientes τ_k e J_k determinados para a situação sem fuga não foram satisfatórios. Após algumas simulações com o algoritmo de calibração, constatou-se que os parâmetros do modelo viscoelástico não eram os mesmos para as condutas de compressão e de aspiração. Isto ocorreu porque (i) a amarração das condutas de aspiração não era rígida o suficiente para evitar deslocamentos durante os transitórios hidráulicos (ao contrário da amarração realizada na conduta de compressão); e (ii) a conduta de aspiração se encontrava no exterior do edifício, sujeita a variações de temperatura e à exposição ao sol, e, portanto, as características mecânicas da conduta foram alteradas (módulo de elasticidade inferior e função de fluência superior). A onda de pressão devida ao fechamento da válvula de esfera percorria toda a conduta de compressão e, após passar pela bomba, viajava pela conduta de aspiração em direção ao reservatório.

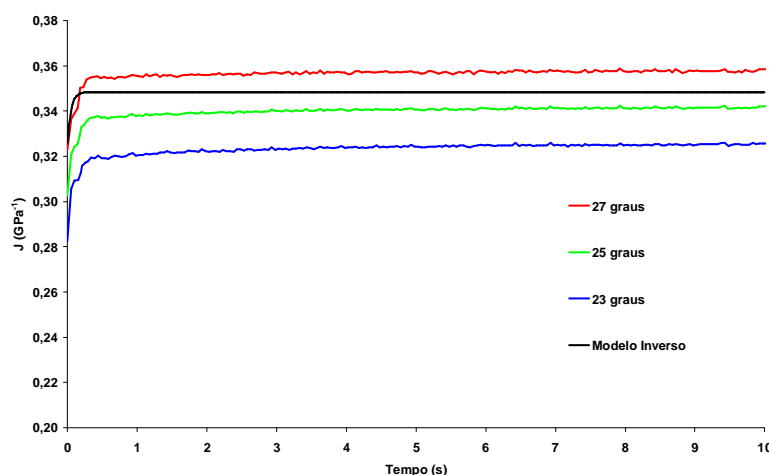


Figura 14. Função de fluência e celeridade determinadas para as condutas de PVC (modelo inverso)

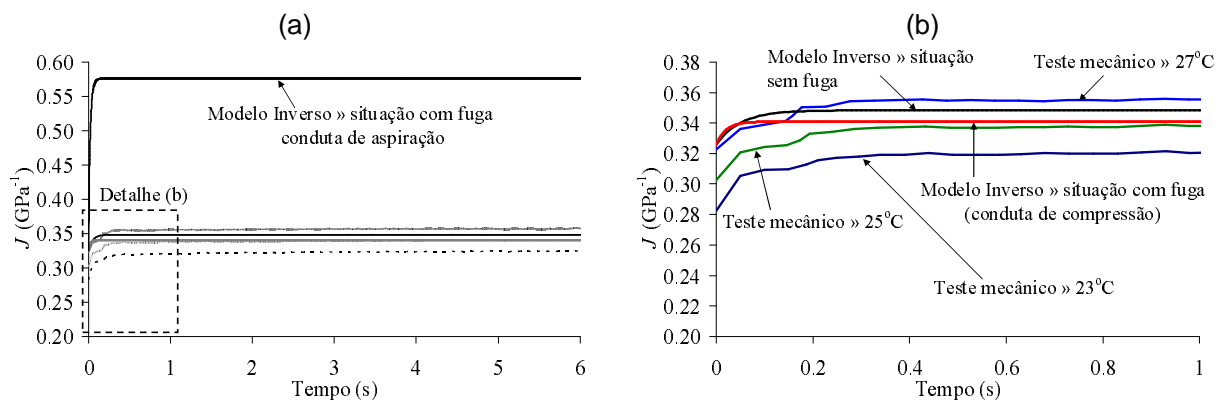


Figura 15. Funções de fluência determinadas em testes mecânicos de tracção e calibradas para as condutas de PVC: (a) função de fluência para a conduta de aspiração e (b) detalhe da função de fluência para a conduta de compressão

Na ausência de um modelo hidráulico que considere os efeitos de interação fluido-estrutura (FSI), foi aplicado o modelo viscoelástico desenvolvido. Nas simulações para a calibração dos novos coeficientes foi considerado um conjunto de coeficientes τ_k e J_k para cada parte do sistema, um conjunto para a linha de compressão e outro para a linha de aspiração. Constatou-se que o valor do coeficiente de fluência da conduta de aspiração era 15 a 20 vezes maior do que o mesmo coeficiente para a conduta de compressão. As funções de fluência determinadas para as linhas de aspiração e compressão são apresentadas na Figura 15. Funções de fluência determinadas pelo modelo inverso e por testes mecânicos de tracção realizados no Departamento de Engenharia de Materiais do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal (Soares, 2007), são também apresentadas na Figura 15.

O elevado valor para o coeficiente de fluência da linha de aspiração pode ser justificado pelos deslocamentos das condutas em decorrência da falta de uma amarração adequada e pela degradação das características mecânicas do material da conduta. Tais efeitos são incluídos nos parâmetros do modelo viscoelástico linear, que os descreve através de uma viscoelasticidade (fluência) maior da conduta para se ter em conta o fenômeno de interação fluido-estrutura observado apenas nos ensaios com fuga. O alívio das pressões na linha de aspiração influencia os mesmos parâmetros da linha de compressão, os quais são ligeiramente inferiores aos coeficientes da situação sem fuga. Estes coeficientes determinados pelo modelo inverso não correspondem ao comportamento reológico do material PVC, mas sim do sistema hidráulico como um todo,

levando em consideração os efeitos dos deslocamentos das condutas, além de possíveis outros efeitos não diagnosticados e isolados durante os ensaios. Nos ensaios sem fuga, não houve a necessidade de avaliação dos deslocamentos das condutas de aspiração, visto que a válvula de retenção localizada a jusante da bomba fechava completamente e isolava o trecho de aspiração.

Comparando as funções de fluência para as situações sem e com fuga, observou-se uma excelente calibração para a linha de compressão (Figura 15b). Pequenas discrepâncias entre os dois casos são resultantes: (i) de incertezas nas perdas por atrito em escoamento transitório (no presente trabalho, os efeitos de atrito variável são desprezáveis quando comparados aos efeitos de viscoelasticidade das condutas de PVC, e são considerados como sendo descritos pela função de fluência); (ii) do “histórico” de ensaios (as paredes das condutas podem apresentar deformações devido à sequência dos ensaios); e (iii), eventualmente, de diferenças na temperatura.

Portanto, a aplicação do modelo viscoelástico para a situação com fuga com os coeficientes determinados para as linhas de compressão e aspiração resultou nos seguintes valores de pressão, apresentados nas Figuras 16 e 17, e comparados com os valores de pressão medidos nos pontos P06 (jusante da bomba), P02 (ponto da fuga), P01 e P07 (montante da válvula de esfera). O coeficiente da fuga ($C_d A_0 = 3,814 \text{E-}05 \text{ m}^2$) foi calculado a partir de medições de pressão e caudal no ponto P02 em condições de escoamento permanente, e a formulação de orifícios foi utilizada nas simulações.

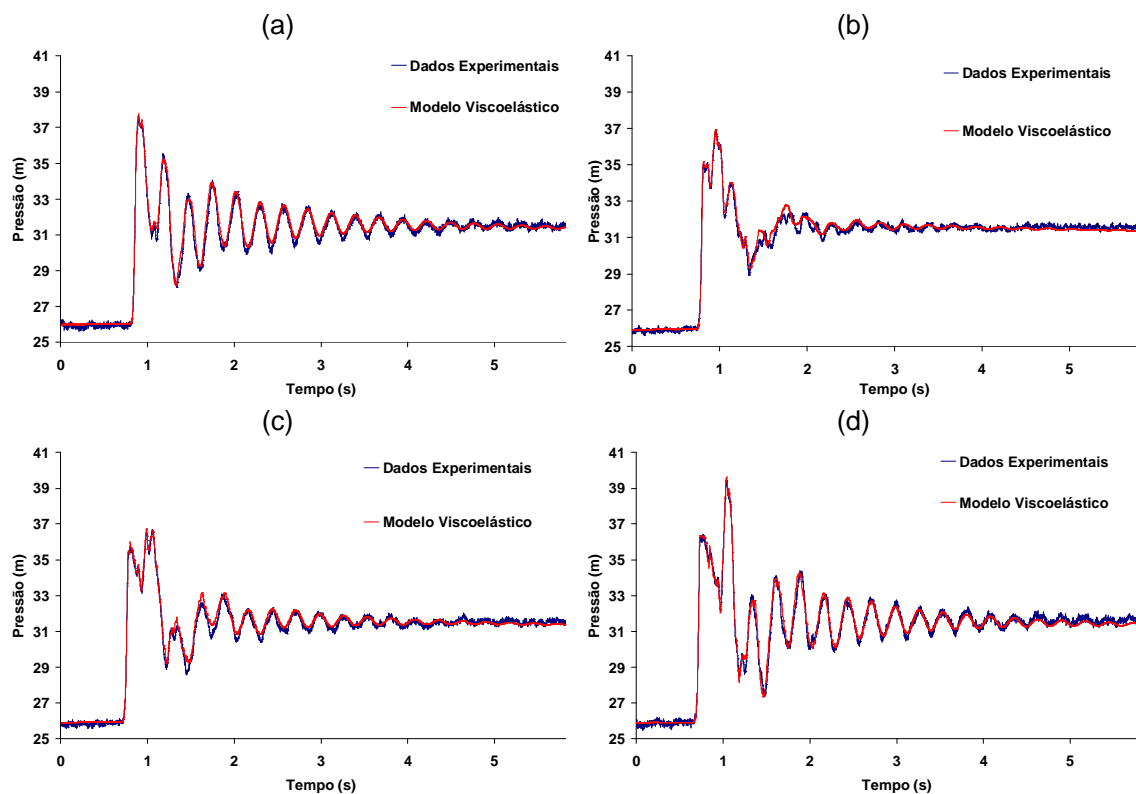


Figura 16. Resultados numéricos do modelo viscoelástico linear para a situação com fuga e pressões medidas nos Pontos: (a) P06, (b) P02, (c) P01 e (d) P07 ($Q_0 = 1,84$ L/s; $Q_L = 0,84$ L/s)

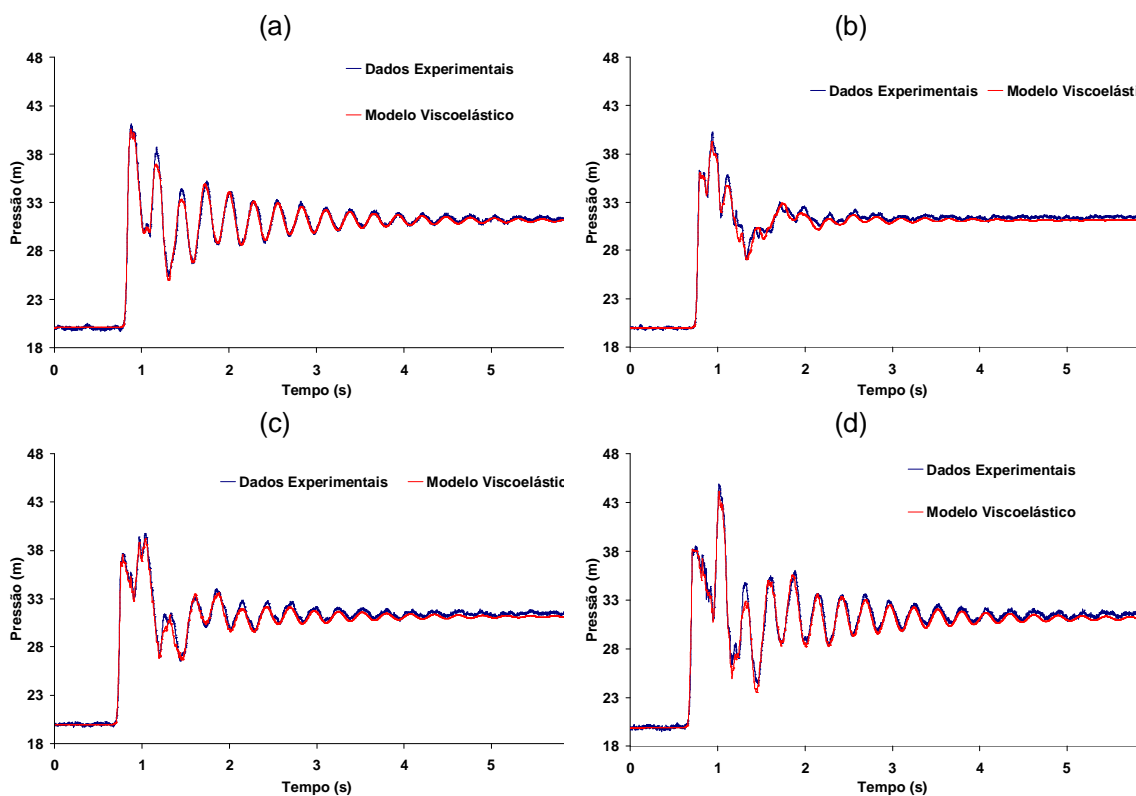


Figura 17. Resultados numéricos do modelo viscoelástico linear para a situação com fuga e pressões medidas nos Pontos: (a) P06, (b) P02, (c) P01 e (d) P07 ($Q_0 = 2,47$ L/s; $Q_L = 0,73$ L/s)

Os resultados numéricos do modelo viscoelástico ajustam-se muito bem aos dados de pressão medidos durante os ensaios experimentais em laboratório, e os efeitos de atenuação e de dispersão das variações de pressão são reproduzidos com precisão.

Constatou-se a rápida atenuação dos picos de pressão e estabilização do escoamento. A pressão no sistema tende para um valor estável definido pela altura manométrica da bomba centrífuga e pelo valor da fuga. Neste sentido, destaca-se a correcta representação matemática da bomba, na qual foram utilizadas curvas características definidas pelos parâmetros de Suter para carga piezométrica e momento. Além disso, foram determinados os valores do momento polar de inércia da bomba e do motor.

O Ponto P02 foi o que apresentou as maiores discrepâncias entre os valores simulados e observados de pressão. A localização do transdutor de pressão em uma junção em *tê* (zona de elevada turbulência) resultou em ruído nas leituras e maiores reflexões da onda de pressão.

CONCLUSÕES

Uma análise da modelação de transitórios hidráulicos em condutas de PVC foi apresentada no presente trabalho. Para o efeito, foi desenvolvido e implementado um modelo hidráulico que considera factor de atrito variável (termo adicional na equação da quantidade de movimento) e comportamento mecânico viscoelástico do material da conduta (termo adicional na equação da continuidade). Efecturam-se medições de pressão numa instalação experimental composta por condutas de PVC. Estes dados foram utilizados para a calibração e a validação do modelo hidráulico desenvolvido.

Verificou-se que a teoria clássica do golpe de aríete não é eficaz na descrição do comportamento hidráulico do sistema analisado. A consideração do efeito dinâmico relativo ao factor de atrito variável também não se mostrou suficiente para a estimativa dos valores de pressão medidos. Pelo contrário, o modelo viscoelástico linear previu correctamente a atenuação e a dispersão das ondas de pressão, ajustando-se aos dados experimentais. Para o efeito, a função de fluência do PVC foi estimada por um modelo inverso baseado em métodos de busca global e local. A função de fluência calibrada pelo modelo apresentou um bom ajustamento à obtida através de ensaios mecânicos de tracção em amostras da conduta.

Considerando as análises realizadas neste trabalho, os efeitos relativos ao factor de atrito no escoamento transitório em condutas de PVC foram desprezáveis quando comparados aos efeitos da viscoelasticidade do material. No entanto, os bons resultados obtidos pelo modelo viscoelástico linear não significam que o factor de atrito para condições de escoamento transitório não seja variável. A análise de diferentes formulações para o cálculo do atrito variável para regime turbulento assim como de modelação de diferentes condições de fronteira devem ser objectos de estudos futuros.

No que diz respeito à generalização do modelo viscoelástico para sistemas reais com condutas de PVC, seus parâmetros deverão ser sempre objeto de análise, ou seja, os parâmetros do modelo viscoelástico deverão ser determinados via análise inversa. Os parâmetros apresentados neste estudo são inerentes à instalação proposta e em condições de laboratório, e podem não corresponder aos parâmetros determinados para sistemas reais, devido à ocorrência de diversos fenômenos como factor de atrito para regime variável, ar aprisionado, cavitação, interação fluido-estrutura etc., além das condições de assentamento das condutas (se enterradas ou não). Por sua vez, a identificação de cada fenômeno nos sistemas reais é desafiadora e de difícil consideração na modelagem hidráulica.

AGRADECIMENTOS

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP), pela bolsa de estudos de doutorado concedida ao primeiro autor, e à Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa de estudos de estágio pós-doutoral no exterior concedida também ao primeiro autor.

LISTA DE SÍMBOLOS

- a_o : celeridade (velocidade de propagação da onda elástica) (m/s)
- A : área interna da secção transversal da conduta (m²)
- A_0 : área do orifício (m²)
- C_d : coeficiente de descarga do orifício (-)
- D : diâmetro interno da conduta (mm)
- e : espessura da parede da conduta (mm)
- E_0 : módulo de elasticidade de Young da parede da conduta (GPa)
- E_k : módulo de elasticidade da mola do elemento Kelvin-Voigt (GPa)

f : factor de atrito de Darcy-Weisbach (-)
 g : aceleração da gravidade (m/s^2)
 H : carga piezométrica (m)
 H_0 : carga piezométrica em escoamento permanente (m)
 h_f : perda de carga unitária (-)
 h_{fs} : perda de carga unitária para escoamento permanente (-)
 h_{fu} : perda de carga unitária para escoamento transitório (-)
 J : função de fluência (Pa^{-1})
 J_0 : coeficiente de fluência instantâneo ou elástico (Pa^{-1})
 J_k : coeficiente de fluência da mola do elemento Kelvin-Voigt, $J_k = 1/E_k$ (Pa^{-1})
 k' : coeficiente de decaimento da formulação de Vítkovský (-)
 K_2 : módulo de elasticidade do fluido (GPa)
 K_3 : coeficiente de decaimento da formulação de Brunone (-)
 L : comprimento da conduta (m)
 N_{KV} : número de elementos Kelvin-Voigt (-)
 Q : caudal (m^3/s)
 Q_0 : caudal em escoamento permanente (m^3/s)
 Q_L : fuga em escoamento permanente (m^3/s)
 Re : número de Reynolds (-)
 t, t^* : tempo (s)
 t_f : tempo de fechamento total da válvula (s)
 \bar{V} : velocidade média de escoamento do fluido (m/s)
 x : coordenada ao longo do eixo da conduta (m)
 α : parâmetro função das condições de ancoragem da conduta (-)
 Δt : elemento da discretização ao longo do tempo (passo de tempo) (s)
 Δx : elemento da discretização ao longo do comprimento da conduta (m)
 ε : taxa de deformação total (m/m)
 ε_e : taxa de deformação instantânea elástica (m/m)
 ε_r : taxa de deformação lenta (m/m)
 γ : peso específico do fluido (N/m^3)
 μ : viscosidade dinâmica do fluido (kg/sm)
 μ_k : viscosidade do êmbolo do elemento Kelvin-Voigt (kg/sm)
 ρ : massa específica do fluido (kg/m^3)
 σ_0 : tensão (Pa)
 τ_k : tempo de relaxação do êmbolo do elemento Kelvin-Voigt, $\tau_k = \mu_k/E_k$ (s)
 $\tau(t)$: tempo de fechamento relativo da válvula (s)
 Ψ : parâmetro dependente das propriedades elásticas da conduta (-)

REFERÊNCIAS

- Aklonis, J.J. e MacKnight, W.J., (1983). Introduction to polymer viscoelasticity. John Wiley & Sons, 2nd Ed., New York.
- Almeida, A.B. e Koelle, E., (1992). Fluid transients in pipe networks. Computational Mechanics Publications, Glasgow.
- Brunone, B., Golia, U.M. e Greco, M., (1991). Modelling of fast transients by numerical methods. En Cabrera, E. e Fanelli, M. (eds.), Proceedings of the International Meeting on Hydraulic Transients and Water Column Separation, Valencia, Spain, pp. 273–280.
- Chaudhry, M.H., (1987). Applied hydraulic transients. Van Nostrand Reinhold Company, 2nd Ed., New York.
- Covas, D.I.C., (2003). Inverse transient analysis for leak detection and calibration of water pipe systems modelling special dynamic effects. PhD Thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College of Science, Technology and Medicine, London, UK.
- Covas, D., Ramos, H. e Almeida, A.B., (2005a). Impulse response method for solving hydraulic transients in viscoelastic pipes. En XXXI IAHR Congress, Seoul, Korea, 12-18 Septiembre.
- Covas, D., Stoianov, I., Mano, J.F., Ramos, H., Graham, N. e Maksimovic, C., (2004a). The dynamic effect of pipe-wall viscoelasticity in hydraulic transients. Part I - Experimental analysis and creep characterization. Journal of Hydraulic Research, 42(5), 516–530.
- Covas, D., Stoianov, I., Mano, J.F., Ramos, H., Graham, N. e Maksimovic, C., (2005b). The dynamic effect of pipe-wall viscoelasticity in hydraulic transients. Part II - Model development, calibration and verification. Journal of Hydraulic Research, 43(1), 56–70.
- Covas, D., Stoianov, I., Ramos, H., Graham, N., Maksimovic, C. e Butler, D., (2004b). Water hammer in pressurized polyethylene pipes: conceptual model and experimental analysis. Urban Water Journal, 1(2), 177–197.

- Ferry, J.D., (1970). Viscoelastic properties of polymers. Wiley-Interscience, Second Edition, John Wiley & Sons.
- Franke, G. e Seyler, F., (1983). Computation of unsteady pipe flow with respect to viscoelastic material properties. *Journal of Hydraulic Research, IAHR*, 21(5), 345–353.
- Gally, M., Guney, M. e Rieutord, E., (1979). An investigation of pressure transients in viscoelastic pipes. *Journal of Fluids Engineering, Trans. ASME*, 101, 495–499.
- Ghidaoui, M.S., Axworthy, D.H., Zhao, M. e McInnis, D.A., (2001). Closure to "Extended thermodynamics derivation of energy dissipation in unsteady pipe flow". *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 127(10), 888–890.
- Ghilardi, P. e Paoletti, A., (1986). Additional viscoelastic pipes as pressure surge suppressors. En *Proceedings of 5th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHR Group Ltd., Hannover, F.R. Germany, pp. 113–121.
- Guney, M., (1983). Waterhammer in viscoelastic pipes where cross-section parameters are time-Dependent. En *Proceedings of the 4th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHR Group, Bath, England, pp. 189–204.
- Karney, B.W., (1999). Water hammer in distribution network. En *Savic, D.A. e Walters, G.A. (eds.), Water Industry Systems: Modelling and Optimization Applications*, Vol. 1, pp. 33–38.
- Meißner, E.; Franke, G. (1977). Influence of Pipe Material on the Dampening of Waterhammer. In: *Proceedings of the 17th Congress of the International Association for Hydraulic Research*, Pub. IAHR, Baden-Baden, F.R. Germany.
- Pezzinga, G., (2002). Unsteady flow in hydraulic networks with polymeric additional pipe. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 128(2), 238–244.
- Rachid, F. B.F. e Stuckenbruck, S., (1990). Transients in liquid and structure in viscoelastic pipes. En *Proceedings of the 6th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHR Group Ltd, Cranfield, UK, 69–84.
- Rachid, F.B.F., Mattos, H.C. e Stuckenbruck, S., (1992). Water hammer in inelastic pipes: an approach via internal variable constitutive theory. En *Proceedings of the International Conference on Unsteady Flow and Fluid Transients*, Pub. Bettess & Watts (eds), Balkema, Rotterdam, the Netherlands, 63–70.
- Ramos, H., Borga, A., Covas, D.I.C. e Loureiro, D., (2004). Surge damping analysis in pipe systems: modelling and experiments. *Journal of Hydraulic Research, IAHR*, 42(4), 413–425.
- Rieutord, E. e Blanchard, A., (1979). Ecoulement non-permanent en conduite viscoelastique -Coup de Bélier. *Journal of Hydraulic Research, IAHR*, 17(1), 217–229.
- Rieutord, E., (1982). Transients response of fluid viscoelastic lines. *Journal of Fluids Engineering, ASME*, 104, 335–341.
- Sharp, B.B. e Theng, K.C., (1987). Water hammer attenuation in PVC pipe. En *Conference on Hydraulics in Civil Engineering*, Melbourne, 12-14 October 1987, pp. 132–136.
- Soares, A.K., (2007). Calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas hidráulicos no escoamento transitório. Tese (Doutorado), 336 pp., Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, Brasil.
- Suo, L. e Wylie, E.B., (1990). Complex wave speed and hydraulic transients in viscoelastic pipes. *Journal of Fluid Engineering, Trans. ASME*, (112), 496–500.
- Vardy, A.E. e Brown, J.M., (1996). On turbulent, unsteady, smooth-pipe friction. En *Proceedings of the 7th International Conference on Pressure Surges and Fluid Transients in Pipelines and Open Channels*, Harrogate, BHR Group, pp. 289–311.
- Vítkovský, J.P., Bergant, A., Simpson, A. e Lambert, M.F., (2006). Systematic evaluation of one-dimensional unsteady friction models in simple pipelines. *Journal of Hydraulic Engineering*, 132(7), 696–708.
- Vítkovský, J.P., Lambert, M.F., Simpson, A.R. e Bergant, A., (2000). Advances in unsteady friction modelling in transient pipe flow. En *Anderson, A. (ed.), VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, the Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, Vol. 1, 471–482.

Williams, D.J., (1977). Waterhammer in non-rigid pipes: precursor waves and mechanical dampening. *Journal of Mechanical Engineering, ASME*, 19(6), 237–242.

Wylie, E.B. e Streeter, V.L., (1993). *Fluid*

transients in systems. Prentice-Hall, New Jersey.

Zielke, W., (1968). Frequency-dependent friction in transient pipe flow. *Journal of Basic Engineering*, 90(1), 109–115.