

# Efeito da entrada superior em reservatórios de jusante durante transitório hidráulico em adutoras de distribuição de água

## *Effect of top inlet on downstream reservoirs during hydraulic transients in water pipelines*

- **Data de entrada:**  
19/12/2020
- **Data de aprovação:**  
16/04/2021

Lucas Florêncio da Cunha Teixeira<sup>1\*</sup> | Vicente de Castro Sanders Neto<sup>1</sup> | Bruno Araújo Paiva<sup>1</sup> | João Marcelo Costa Barbosa<sup>1</sup> | Marco Aurelio Holanda de Castro<sup>1</sup>

DOI: <https://doi.org/10.36659/dae.2022.047>

### ORCID ID

Teixeira LFC  <https://orcid.org/0000-0002-7964-4970>

Sanders Neto VC  <https://orcid.org/0000-0002-1106-0880>

Paiva BA  <https://orcid.org/0000-0002-6971-6184>

Barbosa JMC  <https://orcid.org/0000-0003-0559-0516>

Castro MAH  <https://orcid.org/0000-0001-5134-7213>

### Resumo

O presente trabalho propõe a avaliação do efeito da entrada superior do reservatório de jusante durante eventos transitórios hidráulicos. O método utilizado baseia-se nas equações de Soares, Covas e Ramos (2013), sendo adotado, além disso, o modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000). Para visualizar os resultados, implementou-se o modelo no módulo 7 do Sistema UFC. Para a validação do modelo, foram utilizados os dados do trabalho de Soares, Covas e Ramos (2013). Os resultados obtidos demonstram menores picos de pressão na seção da bomba. No caso do reservatório, observa-se uma variação de pressão e estabilização em um valor menor do que o do regime permanente anterior. Apesar de a condição de contorno clássica apresentar abordagem mais conservadora, esta não condiz apropriadamente com a situação de entrada por cima do reservatório de jusante, sendo esta última mais adequada para o caso de manutenção e operação dos sistemas hidráulicos configurados desta forma.

**Palavras-chave:** Reservatório de Jusante. Transitórios Hidráulicos. Método das Características.

### Abstract

*This paper aims to evaluate the effect of pipeline connecting through top inlet of downstream reservoirs during hydraulic transients. The method adopted is based on the equations of Soares, Covas and Ramos (2013) and also the unsteady friction factor model of Vítkovský et al. (2000). In order to show the results, the model was implemented into module 7 of System UFC. For validating the model, it was used the data provided by Soares, Covas and Ramos (2013). The obtained results show smaller pressure peaks at the pump section. At the reservoir section, the pressure varies and tends to stabilize at a lower value than that from the previous steady state. Although the classic boundary condition presents a more conservative approach, it does not properly suit the real situation when the pipeline connects through the top inlet of downstream reservoirs, so the latter is more suitable for maintenance and operation of hydraulic systems that are designed this way.*

**Keywords:** Downstream Reservoir. Hydraulic Transients. Method of Characteristics.

<sup>1</sup> Universidade Federal do Ceará (Campus Pici) - Fortaleza - Ceará - Brasil.

\* **Autor correspondente:** [lucasfengcivil@gmail.com](mailto:lucasfengcivil@gmail.com).

## 1 INTRODUÇÃO

Sistemas de adução de água mostraram-se uma forma economicamente viável de transportar água de um local para outro. Normalmente, os sistemas operam no regime permanente, em que é possível estimar a vazão e a carga de pressão em cada seção computacional. Segundo Kandil, Kamal e El-Sayed (2020), entretanto, alguns eventos —tais como abertura ou fechamento rápido de uma válvula ou desligamento ou ligamento rápido de uma bomba— tendem a causar mudanças bruscas na velocidade de escoamento. Nessas condições, é bastante provável a geração de transitório hidráulico e o golpe de aríete é a consequência mais previsível. Esse fenômeno pode causar ora pressões positivas ora pressões negativas e, geralmente, oferece riscos à tubulação da adutora.

Portanto, é de crucial importância prever e avaliar o golpe de aríete e suas consequências para a adutora e outros dispositivos instalados. Estudos avançaram nesse sentido e várias soluções foram descobertas no intuito de modelar e calcular o evento transitório. As duas principais equações regentes do transiente hidráulico são a equação da continuidade e a equação do movimento ou do momento, sendo as duas diferenciais em relação ao tempo e ao espaço.

O método mais difundido para solucionar essas equações é o Método das Características (MOC). Sua solução requer a adoção de condições de contorno que representam certos elementos (por exemplo, reservatórios a montante ou a jusante, válvulas e bombas) ou descontinuidades (por exemplo, junções ou conexões).

A respeito de reservatórios a jusante, na maioria dos casos assume-se que estes operam com a carga de pressão constante durante todo o evento transitório. Essa hipótese é adequada para as situações em que a tubulação é conectada pela entrada inferior do reservatório. No entanto, é

discutível que assumir essa condição também é adequado para o caso da conexão com o reservatório pela entrada inferior, acima do nível da água. Soares, Covas e Ramos (2013) afirmam que essa simplificação não é razoável e não demonstra o real comportamento do sistema hidráulico. Os autores modificaram a condição clássica de reservatório a jusante considerando que a água descarrega para o reservatório apenas se a pressão nessa seção for superior à elevação do ponto. Além disso, de forma a calibrar o modelo, foram realizados ensaios experimentais no sistema de bombeamento do Prado-Instituto Politécnico da Guarda (IPG), localizado em Guarda, Portugal. Para adequar o modelo aos resultados experimentais, foi utilizado o modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000), o que produziu um ajuste apropriado dos resultados numéricos.

Assim, este trabalho se destina a implementar a condição de contorno de reservatório a jusante proposta por Soares, Covas e Ramos (2013) e o modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000) utilizando o Sistema UFC – Módulo 7 (UFC 7), programa desenvolvido no Laboratório de Hidráulica Computacional da Universidade Federal do Ceará utilizado para modelar o transiente hidráulico e demonstrar o resultado de simulações por meio de gráficos de pressão x tempo e vazão x tempo em seções computacionais estabelecidas previamente. Após a implementação dessa condição de contorno, é possível a sua aplicação considerando diferentes configurações de adutora, assim como as equações tornam-se compatíveis com os dispositivos atenuadores de golpe presentes no UFC 7. Dessa forma, o modelo torna-se aplicável para variados cenários.

### 1.1 Equações regentes e a solução pelo Método das Características

Segundo Chaudhry (2014), as equações que permitem determinar as condições do escoamento

durante o período transitório partem das equações do momento e da continuidade, Eq. 1 e 2, respectivamente:

$$L_1 = \frac{\partial Q}{\partial t} + gA \frac{\partial H}{\partial x} + RQ|Q| = 0 \quad (1)$$

$$L_2 = a^2 \frac{\partial Q}{\partial x} + gA \frac{\partial H}{\partial t} = 0 \quad (2)$$

Sendo  $Q$  a vazão volumétrica [ $L^3T^{-1}$ ],  $g$  a aceleração da gravidade [ $LT^{-2}$ ],  $A$  a área da seção transversal [ $L^2$ ],  $a$  a celeridade da onda [ $LT^{-1}$ ],  $H$  a carga de pressão [ $L$ ],  $R = f/(2DA)$ ,  $D$  o diâmetro [ $L$ ] e  $f$  o fator de atrito [-].

O MOC é um método bastante utilizado para a solução e modelagem do golpe de aríete. Para garantir a sua estabilidade, deve ser satisfeita a condição de Courant-Friedrich-Lewy. (WYLIE; STREETER; SUO, 1993).

As Eq. 3 e 4 se referem, respectivamente, às equações características positiva e negativa propostas pelo MOC:

$$C^+ : Q_p = C_p - C_A H_p \quad (3)$$

$$C^- : Q_p = C_n + C_A H_p \quad (4)$$

Onde:

$$C_p = Q_A + \frac{gA}{a} H_A - R\Delta t Q_A |Q_A|$$

$$C_n = Q_B - \frac{gA}{a} H_B - R\Delta t Q_B |Q_B|$$

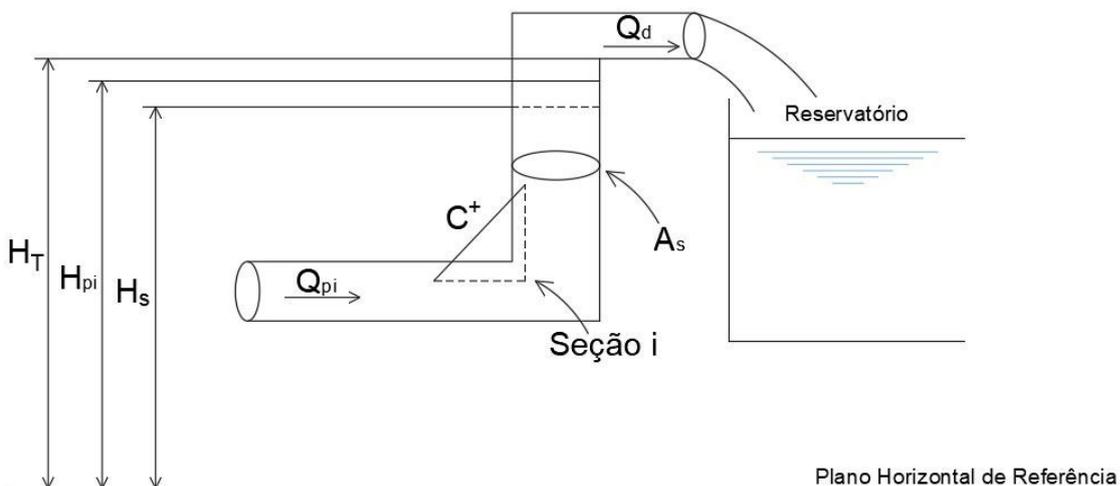
$$C_A = \frac{gA}{a}$$

## 2 MATERIAL E MÉTODOS

Este trabalho reproduziu os resultados obtidos pelos testes experimentais realizados no IPG no UFC 7 de forma a validar o modelo dentro do sistema.

Em seguida, foi realizado um comparativo entre dois modelos: o Modelo 1, que utiliza o MOC com fator de atrito variável e a condição de contorno de Soares, Covas e Ramos (2013) para reservatório a jusante; e o Modelo 2, que utiliza o MOC com a condição de contorno clássica.

Assim, para o Modelo 1, são válidas as seguintes equações para a Fig. 1:



**Figura 1** - Descarga livre para a atmosfera no reservatório a jusante. Fonte: Adaptado de Soares, Covas e Ramos (2013).

Se  $H_{pi} \leq H_T$ :

$$Q_{pi} = C_P - C_{a_i} H_{pi} \quad (5)$$

$$C_P = Q_A + C_{a_i} H_A - R \Delta t Q_A |Q_A| \quad (6)$$

$$H_{pi} = H_S + 0,5 \frac{\Delta t}{A_s} (Q_{pi} + Q_s) \quad (7)$$

$$Q_d = 0 \quad (8)$$

Se  $H_{pi} > H_T$ :

$$Q_{pi} = C_P - C_{a_i} H_{pi} \quad (9)$$

$$C_P = Q_A + C_{a_i} H_A - R \Delta t Q_A |Q_A| \quad (10)$$

$$Q_d = A_s \sqrt{2g(H_{pi} - H_T)} \quad (11)$$

Onde  $Q_{pi}$  = vazão no final do passo de tempo na seção  $i$  [ $L^3T^{-1}$ ],  $Q_s$  = vazão no início do passo de tempo [ $L^3T^{-1}$ ],  $H_{pi}$  = carga de pressão no final do passo de tempo na seção  $i$  [L],  $H_s$  = carga de pressão na seção da tubulação vertical no início do passo de tempo [L],  $A_s$  = área da seção transversal da tubulação vertical [ $L^2$ ];  $Q_d$  = vazão descarregada para o reservatório de jusante [ $L^3T^{-1}$ ] e  $H_T$  = elevação total da tubulação vertical [L].

Ademais, o modelo de fator de atrito variável no Modelo 1 é regido pelas equações seguintes:

$$H_P = C_P - B_V Q_P \quad (12)$$

$$H_P = C_M + B_V Q_P \quad (13)$$

Onde:

$$C_P = H_A + B_V Q_A - R_W Q_A |Q_A| + k_3 \frac{u}{gA} Q_{P_{t-\Delta t}} - R_P k_3 \frac{u}{gA}$$

$$C_M = H_B + B_V Q_B - R_W Q_B |Q_B| - k_3 \frac{a}{gA} Q_{P_{t-\Delta t}} + R_N k_3 \frac{a}{gA}$$

$$R_P = a \cdot \Delta t \cdot SGN(Q_A) \cdot \left| \frac{Q_{P_{t-\Delta t}} - Q_A}{\Delta x} \right|$$

$$R_N = a \cdot \Delta t \cdot SGN(Q_B) \cdot \left| \frac{Q_{P_{t-\Delta t}} - Q_B}{\Delta x} \right|$$

$$k_3 = 2\sqrt{C^*}$$

$$C^* = \frac{7,41}{Re^\kappa}$$

$$\kappa = \log_{10} \left( \frac{14,3}{Re^{0,05}} \right)$$

$$B_V = \frac{a}{gA} (1 + k_3)$$

$$R_W = \frac{f \Delta x}{2gDA^2}$$

Onde  $SGN$  = sinal da velocidade [-],  $Q_{P_{t-\Delta t}}$  = vazão na seção atual no passo de tempo anterior [ $L^3T^{-1}$ ],  $Re$  = número de Reynolds [-] e  $\Delta x$  = comprimento da seção computacional [L].

O Modelo 2 utiliza a seguinte condição de contorno juntamente com a equação característica positiva do MOC:

$$H_{P_{i,1}} = H_{res} \quad (14)$$

O primeiro caso abordado neste trabalho foi a configuração de adutora do sistema de bombeamento IPG, de forma a validar o modelo e possibilitar a sua aplicação para os demais casos. Assim, os dados de entrada a seguir foram adotados:

**Tabela 1** - Dados do caso experimental 1, referente a Soares, Covas e Ramos (2013).

Dados da tubulação	
Comprimento total (m)	2.245,62
Vazão inicial (m³/s)	0,072
Momento de inércia do conjunto motobomba (m4)	1,034
Rendimento da bomba	0,78
Altura manométrica total (m)	105,00
Rugosidade das tubulações (mm)	0,10

A análise de adequação aos dados experimentais foi feita por meio dos índices estatísticos Erro Relativo Médio (ERM), Erro Quadrático Médio (EQM) e Coeficiente de Nash-Sutcliffe (NSE), conforme os trabalhos de Martins et al. (2014) e Saemi et al. (2019).

Para esse caso, a adutora consiste em cerca de 2.229,62 m de tubulação de ferro fundido e 16,00 m de PVC. Assim, para cada parcela da tubulação, os seguintes dados foram utilizados:

**Tabela 2** - Dados acerca das tubulações presentes na adutora do caso experimental 1

Dados da tubulação		
Parâmetro	Ferro fundido	PVC
Diâmetro (mm)	505,00	250,00
Espessura (mm)	9,00	8,90
Módulo de elasticidade (GPa)	170,00	3,60
Coefficiente de Poisson	0,25	0,46
Celeridade estimada (m/s)	1.130,00	363,47
Fator de atrito	0,042	0,016

O segundo caso deste trabalho se trata da Adutora com ferro, composta de Ferro Fundido K7 JTI, cujo perfil apresenta declividades variadas. Os dados da Tabela 3 foram utilizados para a simulação do transitório hidráulico a partir do desligamento da bomba:

**Tabela 3** - Dados acerca das tubulações presentes na adutora do caso experimental 2

Dados de entrada	
Comprimento total (m)	11.300,00
Vazão inicial (m³/s)	0,016
Momento de inércia do conjunto motobomba (m⁴)	0,900
Rendimento da bomba	0,48
Altura manométrica total (m)	190,00
Rugosidade das tubulações (mm)	0,26
Rotação do rotor (rpm)	3.550,00
Diâmetro da tubulação (mm)	150,00
Espessura da tubulação (mm)	5,20
Módulo de Elasticidade (GPa)	172,00
Coefficiente de Poisson	0,28
Celeridade estimada (m/s)	1279,80
Fator de atrito	0,023

Por fim, o terceiro caso deste trabalho é a Adutora Cuiá, composta de tubulação de PVC DEFoFo, cujo perfil é aproximadamente linear, com exceção do trecho 4-5, que apresenta declividade acentuada. Os dados de entrada para o transiente podem ser visualizados na Tabela 4.

**Tabela 4** - Dados acerca das tubulações presentes na adutora do caso experimental 3

Dados de entrada	
Comprimento total (m)	1.770,00
Vazão inicial (m³/s)	0,1010
Momento de inércia do conjunto motobomba (m⁴)	3,559
Rendimento da bomba	0,73
Altura manométrica total (m)	53,00
Rugosidade das tubulações (mm)	0,0015
Rotação do rotor (rpm)	1.750,00
Diâmetro da tubulação (mm)	300,00
Espessura da tubulação (mm)	13,10
Módulo de Elasticidade (GPa)	3,00
Coefficiente de Poisson	0,38
Celeridade estimada (m/s)	362,10
Fator de atrito	0,0072

### 3 RESULTADOS

#### Caso 1 - Experimento Soares, Covas e Ramos (2013)

A Fig. 2 ilustra a representação da adutora do caso 1 simulada no UFC 7:

A partir do desligamento do conjunto motobomba e fechamento da válvula de retenção em 1,77 segundo, a comparação realizada em análise estatística testando-se variados diâmetros para se adequar aos dados experimentais fornece as Fig. 3 e 4.

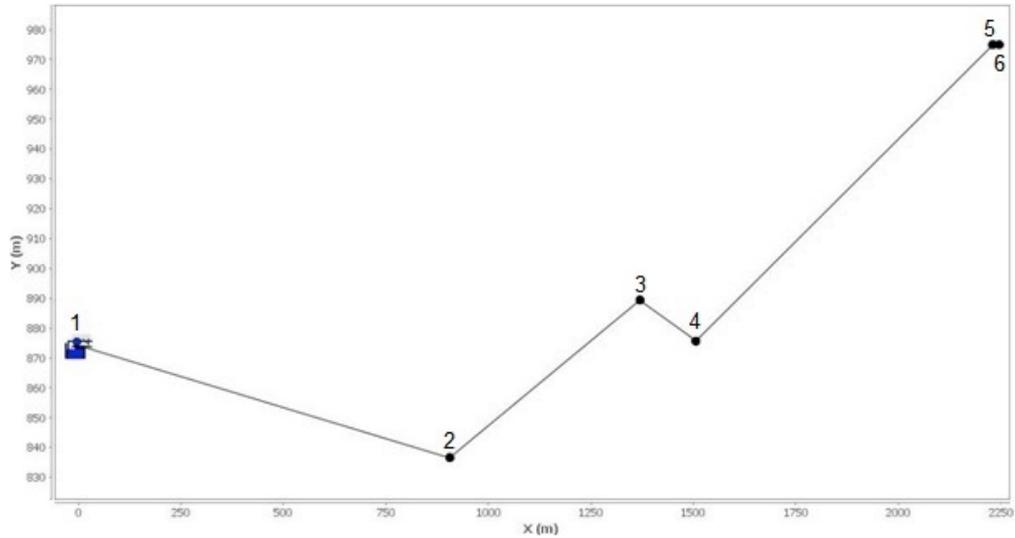


Figura 2 - Sistema de bombeamento IPG simulado no UFC 7 com a numeração dos nós.

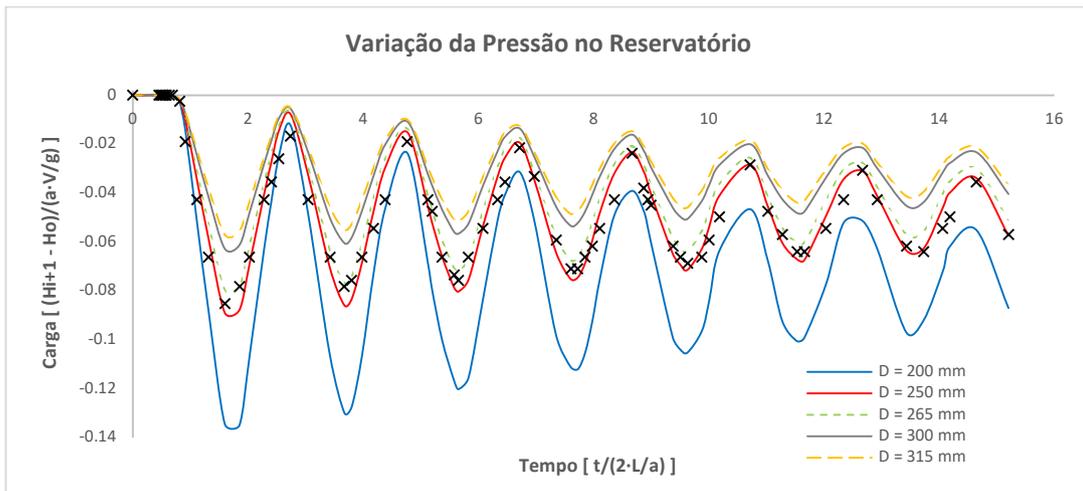


Figura 3 - Comparação da variação da pressão no reservatório de jusante com diversos diâmetros.

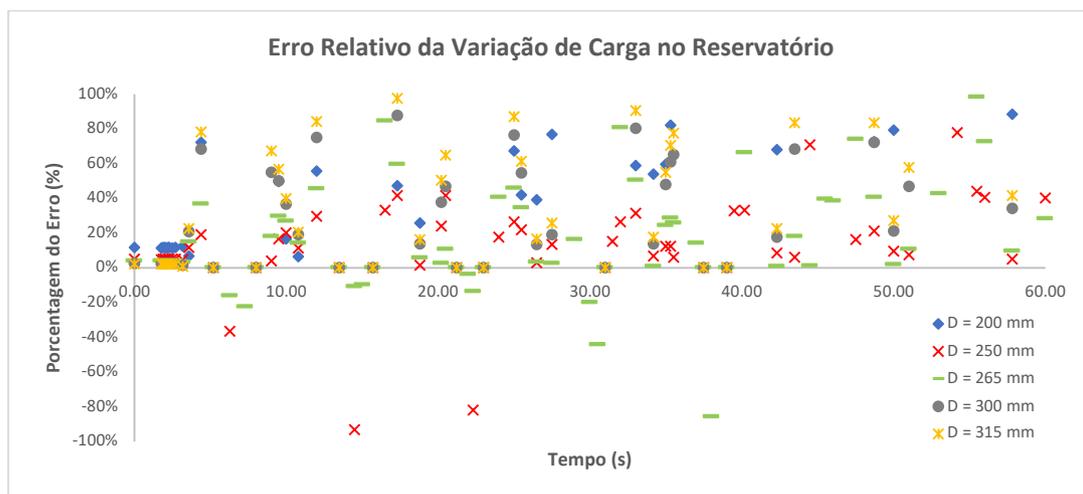


Figura 4 - Comparação dos erros relativos entre os dados experimentais e os resultados numéricos com os diâmetros testados.

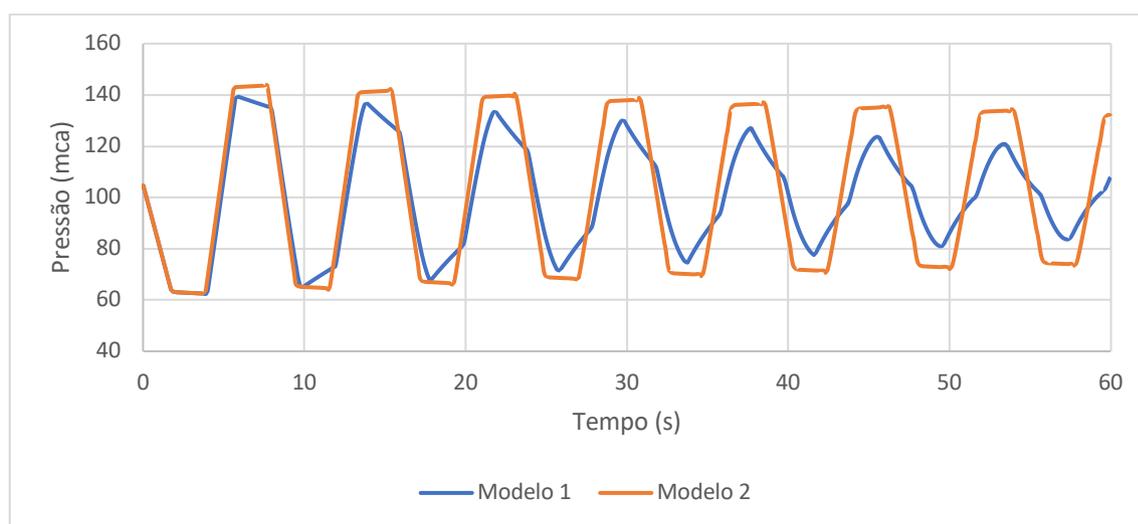
A Tabela 5 exibe os valores dos índices estatísticos EQM e NSE para os diâmetros testados.

**Tabela 5** - Indicadores estatísticos dos diâmetros testados

Diâmetro da Tubulação de Chegada no Reservatório	EQM	NSE
D = 200 mm	1.410	-0.970
D = 250 mm	0.240	0.943
D = 265 mm	0.254	0.936
D = 300 mm	0.613	0.627
D = 315 mm	0.752	0.440

Dessa forma, pelo fato de possuir menor EQM e maior NSE, foi considerado o diâmetro de 250 mm como aquele que mais se aproxima dos valores experimentais, além de ter apresentado 11,81% para ERM, o menor dentre os diâmetros testados.

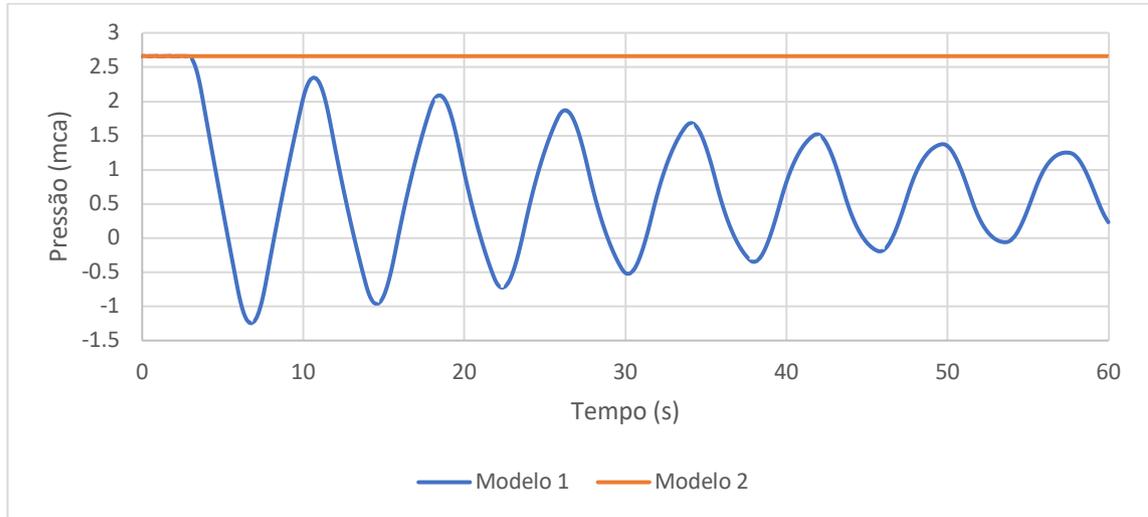
Assim, realizando a comparação entre os Modelos 1 e 2, os seguintes resultados foram encontrados:



**Figura 5** - Comparação entre os modelos simulados no UFC 7 na seção da bomba para a Adutora IPG.

Os valores de pressão para os dois modelos coincidem até o primeiro pico de subpressão. Essa situação não é observada ao longo do transitório. Percebe-se que, ao considerar a condição de contorno de reservatório constante, maiores valores de sobrepressão são observados no decorrer do tempo. Além disso, nessa situação, os picos apresentam um aspecto aproximadamente linear. Para a situação de reservatório com entrada livre, além de picos menores, eles

apresentam um aspecto mais pontiagudo, representando que os valores máximos e mínimos de pressão são rapidamente amortecidos, com exceção da primeira subpressão. Esse amortecimento se torna maior à medida em que o transiente vai ocorrendo, demonstrando uma atenuação consideravelmente maior daquela que ocorre com o reservatório constante, também reflexo da utilização do modelo de fator de atrito variável.



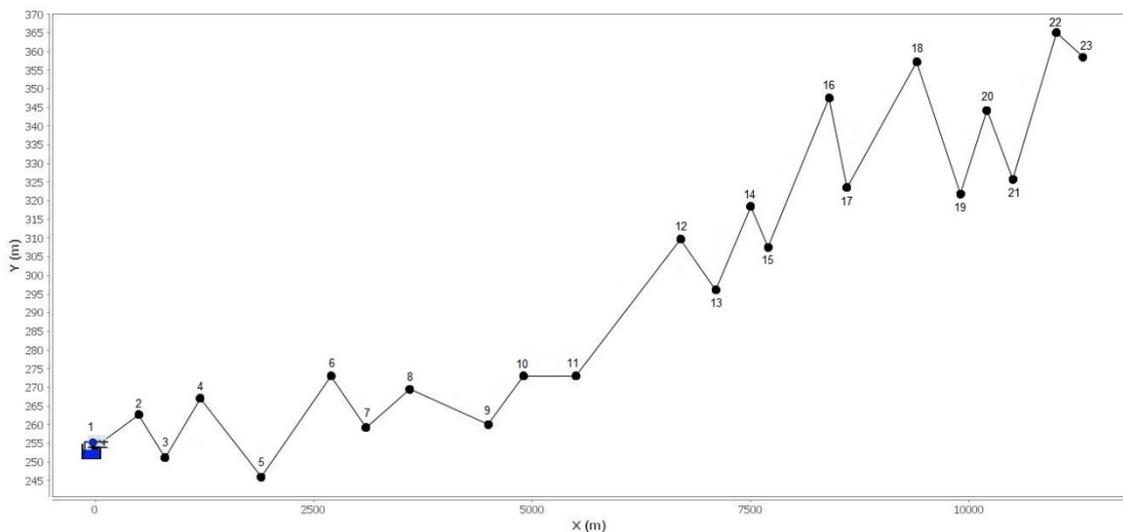
**Figura 6** - Comparação entre os modelos simulados no UFC 7 na seção do reservatório para a Adutora IPG.

Já na seção do reservatório, ocorre a coincidência dos picos de pressão até aproximadamente 3,30 segundos após a paragem do conjunto motobomba. A partir desse ponto, para o reservatório livre, acontece o amortecimento desse valor devido ao encontro com a pressão atmosférica nesse ponto. A situação não é observada para o reservatório constante devido à sustentação da carga de pressão provocada pela coluna líquida presente ao con-

siderar a entrada pela parte inferior do reservatório. Além disso, nota-se que a carga de pressão tende a se estabilizar em um valor inferior àquele do reservatório constante e regime permanente anterior.

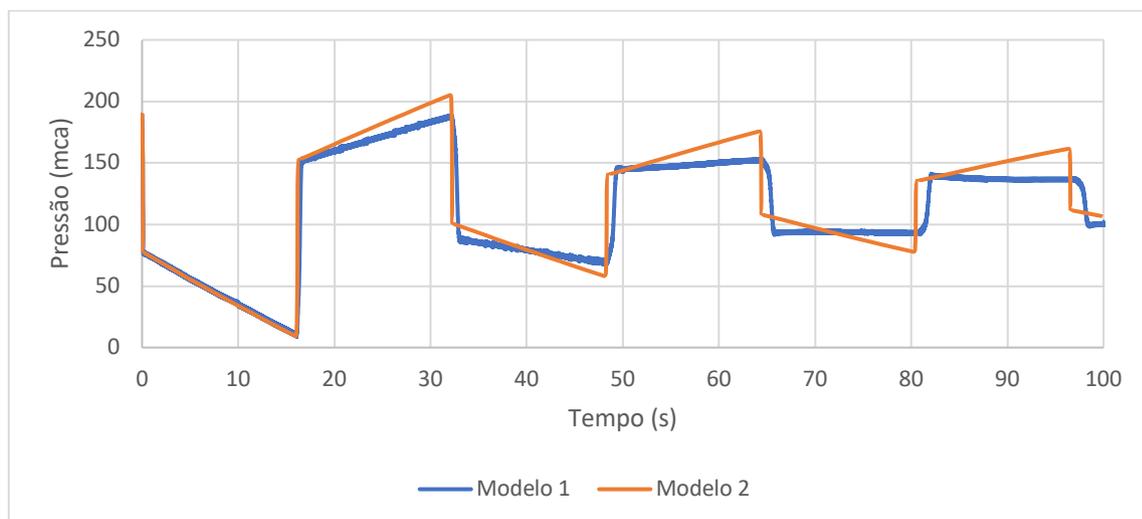
### 3.1 Caso 2 - Adutora com ferro

A Fig. 7 ilustra a configuração da Adutora com ferro no UFC 7:



**Figura 7** - Sistema de bombeamento da Adutora com ferro simulado no UFC 7 com a numeração dos nós.

A simulação do transitório hidráulico gerou os seguintes gráficos:

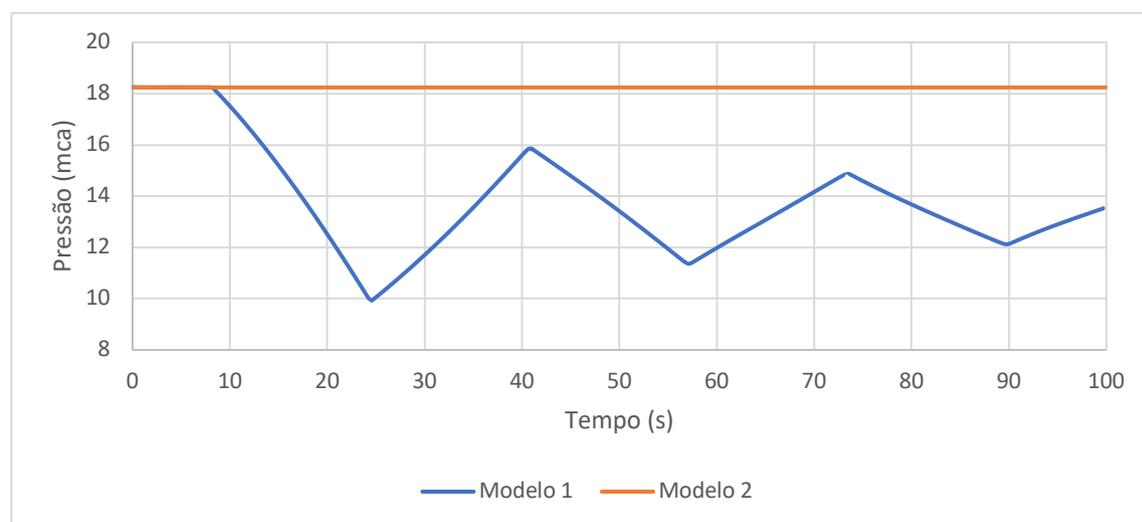


**Figura 8** - Comparação entre os modelos simulados no UFC 7 na seção da bomba para a Adutora com ferro.

Percebe-se que, de forma semelhante ao caso anterior, a consideração de reservatório com entrada livre gerou menores valores de subpressão e sobrepressão na seção da bomba. O primeiro pico de subpressão coincide nos dois modelos e a partir dos picos subsequentes, os valores de pressão se distanciam. No caso do reservatório com entrada livre, há uma tendência de ocorrer um pico de pressão com valores aproximadamente constantes a partir do segundo pico de sobrepressão. Essa situação se torna diferente considerando-se carga constante para o reser-

vatório de jusante, em que ocorre um pico maior que é rapidamente dispersado. Além disso, para o reservatório constante, os valores tendem a crescer até atingir o valor máximo ou mínimo.

Para o reservatório livre, nota-se uma tendência de amortecimento dos picos de pressão de forma mais acelerada daquela considerando-se reservatório constante, o que resultaria em maior dispersão do transiente e retorno ao estado permanente, mas com um valor de pressão inferior ao regime permanente inicial.



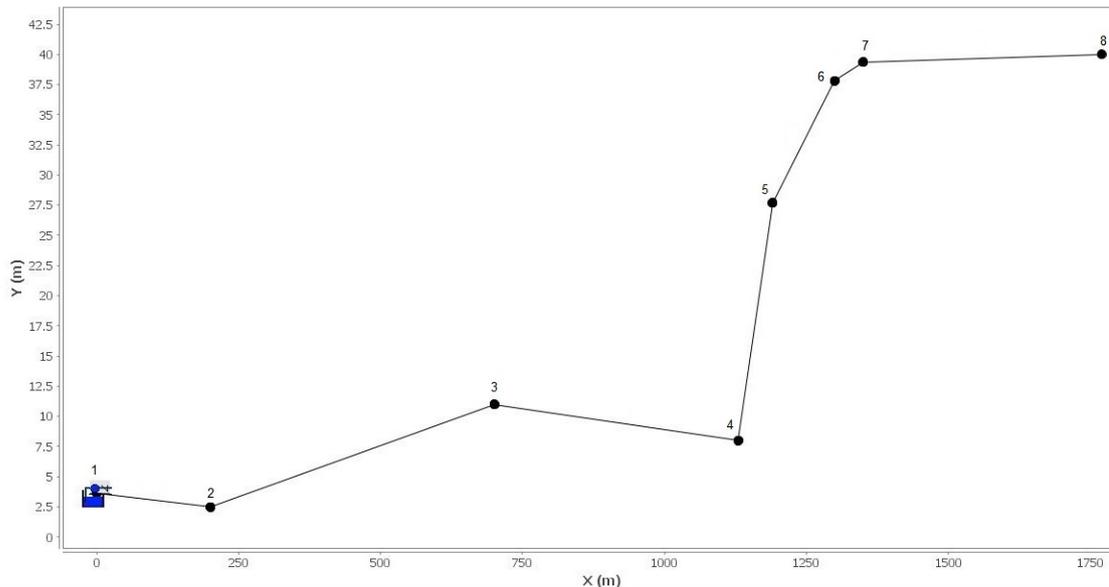
**Figura 9** - Comparação entre os modelos simulados no UFC 7 na seção do reservatório para a Adutora com ferro.

De forma semelhante ao caso anterior, há uma coincidência dos valores de pressão até aproximadamente 8,37 segundos após o início do regime transiente, sendo esse valor dispersado pela presença de pressão atmosférica no ponto de extremo jusante para o caso de reservatório livre. A pressão, para a Adutora com ferro, tem um amortecimento maior do que aquele observado na Adutora IPG, passando de 18,25 m para 15,87 m no primeiro pico de sobrepressão. Essa condição se observa devido ao comprimento da adutora ser maior, o que propicia um maior tem-

po de viagem da onda de pressão, resultando em maior decaimento de seu valor. Esse fator também incide na quantidade de picos de pressão, que é menor nessa situação quando comparada à Adutora IPG. Ademais, isso também é causado pela maior altura manométrica nesse caso em relação ao anterior.

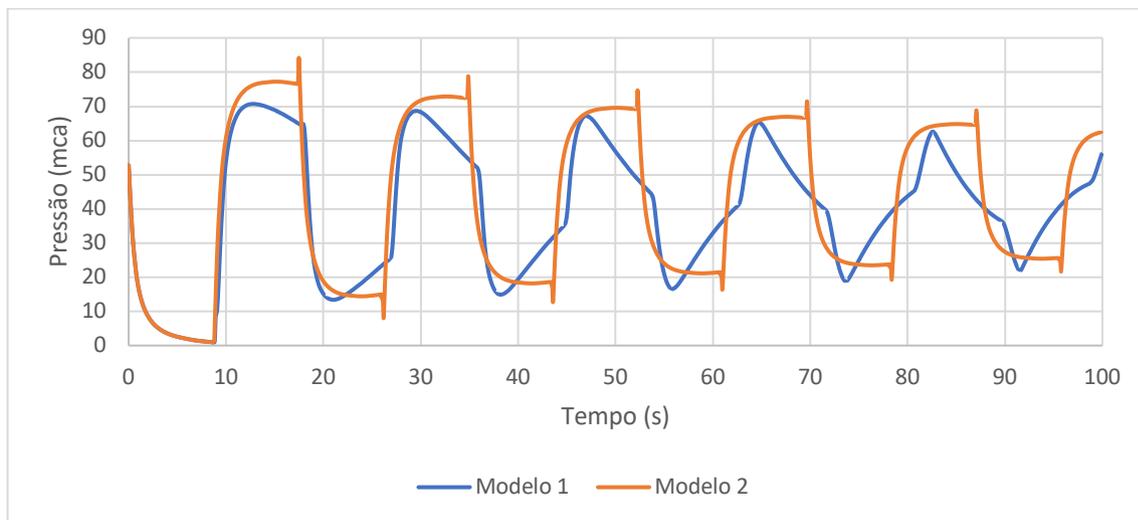
### 3.2 Caso 3 - Adutora Cuiá

A Fig. 10 ilustra a configuração da Adutora Cuiá dentro do UFC 7:



**Figura 10** - Sistema de bombeamento da Adutora Cuiá simulado no UFC 7 com a numeração dos nós.

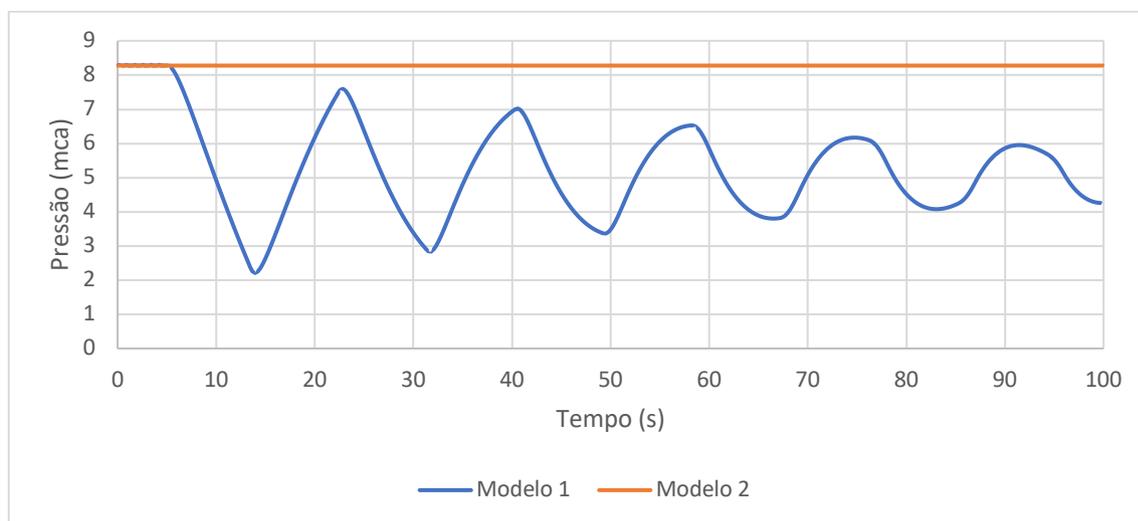
Os seguintes resultados foram gerados no UFC 7 a partir do desligamento da bomba:



**Figura 11** - Comparação entre os modelos simulados no UFC 7 na seção da bomba para a Adutora Cuiá.

Na seção da bomba, o primeiro pico de subpressão coincide para os dois modelos. A partir do primeiro pico de sobrepressão, os valores máximos de pressão são sempre maiores considerando o reservatório constante. Para a subpressão, até o terceiro pico mínimo, a situação considerando reservatório constante apresenta valores menores de pressão. Do quarto pico até o último mostrado na Fig. 11, os valores de subpressão praticamente são os mesmos.

O formato dos picos torna-se diferente ao considerar as duas condições de contorno. A principal diferença observada se dá na ocorrência dos maiores e menores valores para pressão, nos picos de sobrepressão e subpressão, respectivamente. No caso do reservatório constante, os valores máximos e mínimos de pressão ocorrem ao final dos picos; no caso do reservatório livre, esses valores ocorrem no início dos picos de pressão.



**Figura 12** - Comparação entre os modelos simulados no UFC 7 na seção do reservatório para a Adutora Cuiá.

Até cerca de 5,18 segundos, ocorre a coincidência dos valores de pressão para os dois modelos em aproximadamente 8,28 mca. A partir de então, é observado um amortecimento da pressão, sendo atingido um valor de 7,56 mca no primeiro pico de sobrepressão. Contrariamente ao segundo caso, a Adutora Cuiá apresenta menor comprimento e menor altura manométrica, fator que colabora para a menor dispersão das ondas de pressão e, portanto, menor amortecimento destes valores na seção do reservatório. Observa-se, além disso, que a quantidade de picos de pressão é maior do que aquela da Adutora com ferro, também reflexo desses fatores.

Ademais, nota-se que, após os 100 segundos de transitório, a pressão tem uma tendência a se estabilizar em torno de 5 mca, menor do que o valor inicial, refletindo o amortecimento da carga de pressão devido à conexão da tubulação à entrada superior do reservatório de jusante e o contato com a pressão atmosférica.

#### 4 CONCLUSÕES

Os resultados obtidos com a metodologia proposta neste trabalho apresentam resultados inferiores aos encontrados quando é considerada a condição de carga constante para reservatório de jusante. Apesar de a última corresponder a uma abordagem mais conservadora, esta não representa, apropriadamente, a forma como o sistema se comporta no caso de a tubulação se conectar pela entrada superior do reservatório. Portanto, o modelo proposto é relevante para a manutenção e a operação dos sistemas hidráulicos caso eles apresentem essa configuração.

Ademais, ao considerar a carga variável no reservatório, após a falha da bomba, ocorre um alívio de pressão e a carga de pressão tende a estabilizar em um valor menor do que aquele do regime

permanente anterior ao transiente. Essa situação é observada pelo fato de, após a paragem da bomba, ainda haver água descarregando para o reservatório enquanto a onda de pressão ainda não chegou na seção final da tubulação. Ao encontrar a pressão atmosférica e após a inversão do sentido da onda de pressão, esta viaja de jusante para montante com um valor menor decorrente do choque com a pressão atmosférica. Do contrário, isso não ocorreria caso a tubulação fosse conectada pela entrada inferior do reservatório, uma vez que a coluna líquida sustentaria o valor de pressão durante o evento transiente.

A consideração da entrada por cima gerou um alívio considerável de sobrepressões, que chegou até cerca de 13,46 mca no caso da Adutora Cuiá e 15,63 mca no caso da Adutora com ferro, o que significa um superdimensionamento do sistema hidráulico quando é considerada carga constante no extremo jusante.

#### 5 CONTRIBUIÇÃO DOS AUTORES

**Resumo:** Teixeira LFC; **Introdução:** Teixeira LFC; **Materiais e Métodos:** Teixeira LFC, Sanders Neto VC e Paiva BA; **Resultados e Discussões:** Teixeira LFC, Sanders Neto VC e Paiva BA; **Conclusões:** Teixeira LFC; **Redação – Primeira versão:** Teixeira LFC; **Redação – Revisão & Edição:** Sanders Neto VC, Paiva BA, Barbosa JMC e Castro MAH; **Infraestrutura:** Castro MAH.

#### 6 AGRADECIMENTOS

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo apoio e financiamento desta pesquisa. Ao Departamento de Engenharia Hidráulica e Ambiental e ao Laboratório de Hidráulica Computacional (LAHC), pelo suporte técnico.

## 7 REFERÊNCIAS

CHAUDHRY, M. H. **Applied Hydraulic Transients**. Third. Columbia, SC, USA: Van Nostrand Reinhold Ltd., 2014. 487 p. ISBN 9781461485377.

KANDIL, M.; KAMAL, A.M.; EL-SAYED, T.A.. Effect of pipematerials on water hammer. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, Cairo, v. 179, n. 103996, p. 1-8, jan. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijpvp.2019.103996>.

MARTINS, N. M.; CARRIÇO, N. J. G.; RAMOS, H. M.; COVAS, D. I. C.. Velocity-distribution in pressurized pipe flow using CFD: Accuracy and mesh analysis. **Computers & Fluids**, v. 105, p. 218-230, 2014.

SAEMI, S.; RAISEE, M.; CERVANTES, M. J.; NOURBAKHS, A.. Computation of two-and three-dimensional water hammer

flows. **Journal of Hydraulic Research**, v. 57, n. 3, p. 386-404, 2019.

SOARES, Alexandre Kepler; COVAS, Dídia I. C.; RAMOS, Helena M.. Damping Analysis of Hydraulic Transients in Pump-Rising Main Systems. **Journal of Hydraulic Engineering**, Lisboa, v. 139, n. 2, p. 233-243, fev. 2013. American Society of Civil Engineers (ASCE). [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)hy.1943-7900.0000663](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)hy.1943-7900.0000663).

VÍTKOVSKÝ, J.P.; MARTIN, L.; SIMPSON, A.; BERGANT, A.. **Advances in unsteady friction modelling in transient pipe flow**. The 8th International Conference on Pressure Surges, BHR, The Hague, The Netherlands, 12-14 April, 2000.

WYLIE, E. B.; STREETER, V. L.; SUO, L. **Fluid Transient in Systems**. Prentice Hall. New Jersey, USA., 1993.