



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA HIDRÁULICA E AMBIENTAL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

LUCAS FLORENCIO DA CUNHA TEIXEIRA

**EFEITO DA ENTRADA DA TUBULAÇÃO POR CIMA DO RESERVATÓRIO DE
JUSANTE NOS TRANSIENTES HIDRÁULICOS**

FORTALEZA

2021

LUCAS FLORÊNCIO DA CUNHA TEIXEIRA

EFEITO DA ENTRADA DA TUBULAÇÃO POR CIMA DO RESERVATÓRIO DE
JUSANTE NOS TRANSIENTES HIDRÁULICOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de mestre em Engenharia Civil. Área de concentração: Recursos Hídricos.

Orientador: Prof. Marco Aurélio Holanda de Castro, Ph.D.

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

- T267e Teixeira, Lucas Florêncio da Cunha.
Efeito da entrada da tubulação por cima do reservatório de jusante nos transientes hidráulicos / Lucas Florêncio da Cunha Teixeira. – 2021.
116 f. : il. color.
- Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Recursos Hídricos, Fortaleza, 2021.
Orientação: Prof. Dr. Marco Aurélio Holanda de Castro.
Coorientação: Prof. Dr. João Marcelo Costa Barbosa.
1. Transitórios Hidráulicos. 2. Método das Características. 3. Reservatórios de Jusante. 4. Operação de Adutoras. I. Título.

CDD 627

LUCAS FLORENCIO DA CUNHA TEIXEIRA

EFEITO DA ENTRADA DA TUBULAÇÃO POR CIMA DO RESERVATÓRIO DE
JUSANTE NOS TRANSIENTES HIDRÁULICOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil. Área de concentração: Recursos Hídricos.

Aprovada em: 29/01/2021.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Marco Aurélio Holanda de Castro, Ph.D. (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. D. Sc. Paulo Roberto Lacerda Tavares
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Prof. José Roberto Gonçalves de Azevedo, Ph.D.
Universidade Federal de Pernambuco (UFPE)

Dr. João Marcelo Costa Barbosa (Coorientador)
Universidade Federal do Ceará (UFC)

A Deus.

*Aos meus pais, Gláucia e Lauro, e a toda
minha família.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, a Deus pelo dom da vida e por ter me dado, assim como a todas pessoas, a capacidade intelectual de conseguir escolher a profissão de Engenheiro Civil e ter a visão de seguir a carreira acadêmica, com a qual me identifico e gosto bastante. Sou muito grato a Ele por ter conseguido ingressar no Mestrado Acadêmico desta Universidade. Sou grato a Ele por ter possibilitado que eu continuasse e concluísse a minha pesquisa apesar dos percalços e dificuldades encontradas durante o ano atípico que foi 2020, com todo o contexto de pandemia. Sou grato a Deus pela minha saúde física e mental, acima de tudo.

Agradeço à minha mãe Gláucia Florêncio da Cunha por ter me dado o suporte emocional desde a Graduação e mais ainda agora no Mestrado. Além disso, sou grato a ela pelo incentivo de todo dia de estudo que tive desde que tomei a decisão de participar do Processo Seletivo deste Programa de Pós-Graduação. A nossa parceria e amor irá continuar por toda a minha vida.

Agradeço ao meu pai Raimundo Lauro Teixeira Filho por ter me ajudado bastante no meu primeiro ano de formado por nós dois sermos Engenheiros Civis, contribuindo com sua experiência de mais de 30 anos de profissão. Jamais esquecerei seus ensinamentos de profissão e cotidiano de Engenheiro Civil.

Agradeço ao meu padraсто Osmar Oliveira da Silva, que sempre me ajuda com palavras de suporte e de bom humor. Agradeço por sua parceria de mais de 10 anos desde que entrou em minha vida.

Agradeço à minha vó Elita Florêncio da Cunha, mulher que sempre admirei pela persistência e determinação, um exemplo de vida para mim e que eu sei que torce bastante pelo meu sucesso. Seu amor por mim não tem medidas.

Agradeço ao meu avô Deusdete Alves da Cunha, que Deus o tenha, por ter sido um homem que me inspira a sempre ser o melhor possível. Sinto muito sua falta e sei que ele torce e ora por mim no local onde ele se encontra.

Agradeço ao meu tio Glauber Florêncio da Cunha por nunca ter duvidado de que eu seria capaz de ser aprovado na seleção deste Programa de Pós-Graduação. Sua confiança, positividade, otimismo e alegria de viver me motivam bastante.

Agradeço à minha namorada Sara Maria Gomes Bié por ter sido a pessoa que mais diretamente contribuiu para o meu sucesso no ingresso no Mestrado Acadêmico, uma vez que me motivou a estudar com bastante antecedência para a prova de seleção. Jamais esquecerei

o apoio prestado. Sou grato pela paciência e pelas horas em que eu precisei de suporte emocional, algo que ela sempre procurou prestar durante a realização desta pesquisa.

Sou grato aos meus colegas de Graduação Breno de Souza Costa e Cláudio Henrique Rocha Lima, amigos que levarei para o resto da vida e que, apesar de termos tomado rumos diferentes, ainda compartilhamos experiências e nos falamos quase todos os dias.

Agradeço aos meus colegas da época de escola Thiago Azevedo de Vasconcelos, Raul Bruno Machado da Silva, Tales Freitas Dantas, Kevin Klein Feijão Sousa e Yuri Barbosa de Matos, amigos que, sempre que possível, procuro manter contato.

Sou grato ao meu Professor-Orientador da Graduação Anísio de Sousa Meneses Filho, por ter me incentivado a estudar para o Processo Seletivo deste Programa de Pós-Graduação e por ser um docente que me serve de espelho para quando eu for exercer a profissão.

Agradeço ao Professor Marco Aurélio Holanda de Castro, por ter me aceitado como seu orientando neste trabalho e por quem tenho bastante admiração pelo conhecimento e pela abrangência de áreas as quais domina dentro da Engenharia Civil. Sou grato por ter me mostrado que sou capaz de superar desafios que a princípio eu acreditava não ser capaz. Admiro bastante a sua capacidade crítica de analisar os resultados, algo que contribuiu muito para a realização deste trabalho.

Agradeço aos professores participantes da banca examinadora, Prof. Paulo Roberto Lacerda Tavares e Prof. José Roberto Gonçalves de Azevedo, por terem aceitado o convite e contribuído com melhorias.

Agradeço aos meus colegas de laboratório, em especial Bruno Araújo Paiva, Vicente de Castro Sanders Neto, David Lopes de Sousa e Rafael Brito Aguiar de Araújo, pela parceria diária e pela contribuição de cada um frente aos desafios enfrentados.

Agradeço ao meu coorientador João Marcelo Costa Barbosa, nome que para mim é uma referência na área de computação. Sou grato por toda a paciência e apoio prestado durante a realização deste trabalho.

Agradeço ao meu colega Ulisses Costa de Oliveira, por ter me ajudado bastante na produção acadêmica durante meu primeiro ano de Mestrado.

Agradeço ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Hidráulica e Ambiental, pela excelência em seu quadro docente e relevância perante as temáticas envolvendo a Engenharia Civil.

Agradeço ao CNPq, pelo auxílio financeiro com a disponibilização e manutenção da bolsa para Mestrado.

“A persistência é o caminho do êxito”

Charles Chaplin

RESUMO

Este trabalho se destina a avaliar o efeito causado pela entrada pela parte superior do reservatório de jusante durante eventos de transitório hidráulico, propondo uma condição de contorno divergente daquela considerada classicamente pelos modelos de cálculo. Para tanto, faz-se um levantamento bibliográfico acerca do tema, expondo as equações regentes do regime transiente, assim como a solução pelo Método das Características, intensamente utilizado para a solução de transientes hidráulicos em fluxo unidimensional. Ademais, expõem-se as condições de contorno a serem adotadas durante a execução deste trabalho. Em seguida, é exposta a metodologia utilizada, em que se utilizam as equações desenvolvidas por Soares, Covas e Ramos (2013), sendo adotado, além disso, o modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000). Para a visualização dos resultados, implementou-se o modelo no módulo 7 do Sistema UFC, que trata do cálculo dos transientes hidráulicos. Para a validação do modelo, foram utilizados os dados disponibilizados no trabalho de Soares, Covas e Ramos (2013). Para fins de comparação, foram testadas mais três configurações distintas de adutoras. Os resultados obtidos demonstram menores picos de sobrepressão e subpressão na seção da bomba centrífuga. No caso da seção do reservatório, observa-se um valor constante de pressão igual àquele do reservatório constante durante determinado intervalo de tempo, que varia para cada configuração de adutora, e em seguida a pressão tende a variar e estabilizar em um valor menor do que o do regime permanente inicial. Ocorre também, nesta seção, maior amortecimento da vazão ao considerar esta condição de contorno. Apesar de a condição de contorno clássica apresentar uma abordagem mais conservadora, por mostrar maiores valores de sobrepressão, 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. Ademais, a simplificação de reservatório constante pode acarretar em superdimensionamento do sistema hidráulico e de dispositivos atenuadores de golpe de ariete, implicando em maiores custos de orçamento.

Palavras-chave: Transitórios Hidráulicos, Método das Características, Reservatórios de Jusante, Operação de Adutoras.

ABSTRACT

This paper aims at evaluating the effect caused by considering the pipeline connecting through downstream reservoir's top inlet during hydraulic transient events, presenting a different boundary condition than that classically considered by calculation models. Therefore, a literature review regarding this theme was implemented, exposing the governing equations of transient phenomena, as well as the solution proposed by Method of Characteristics, broadly adopted for one-dimensional transient flow solution. Besides, the boundary conditions adopted during this paper's execution are also shown in the literature review. Then, the used methodology is presented, which makes use of the equations developed by Soares, Covas and Ramos (2013) and the unsteady friction model from Vitkovský et al. (2000)'s work. In order to show the results, this model was implemented into System UFC – Module 7, regarding hydraulic transients' calculation. For validating the model, the data provided by Soares, Covas and Ramos (2013) was used. For comparison, three more distinct pipeline setups were tested. The obtained results show lower positive and negative pressure peaks at the pump section. At the reservoir section, a constant pressure value equal to that from constant reservoir modeling is observed during certain time interval, which varies to each pipeline configuration, and after that the pressure tends to vary and stabilize at a lower value than that from initial steady state. Besides, at this section, a bigger damping in the flow rate happens by considering this boundary condition. 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. In addition, the simplification of constant downstream reservoir may bring about the hydraulic system's and protection devices' oversizing, leading to higher design budget.

Keywords: Hydraulic Transients, Method of Characteristics, Downstream Reservoirs, Pipeline Operation.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	– 1ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula.....	32
Figura 2	– 2ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula.....	32
Figura 3	– 3ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula.....	33
Figura 4	– 4ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula.....	33
Figura 5	– Variação da pressão ao longo do tempo durante o transiente hidráulico.....	34
Figura 6	– Volume de controle considerado para a Equação da Continuidade.....	35
Figura 7	– Volume de controle considerado para a Equação do Momento.....	38
Figura 8	– Malha para o cálculo do MOC.....	42
Figura 9	– Linhas características no plano $x - t$	43
Figura 10	– Aproximação considerada para a curva característica da bomba.....	47
Figura 11	– Descarga livre para a atmosfera no reservatório de jusante.....	52
Figura 12	– Lei de fechamento da válvula de retenção do sistema de bombeamento do IPG.....	55
Figura 13	– Modelagem de Wylie e Streeter (1993) para a válvula de retenção.....	56
Figura 14	– Comparação dos dados experimentais com os dados simulados na seção da bomba para os diâmetros de 265 mm e 315 mm na última porção da adutora.....	60
Figura 15	– Comparação dos dados experimentais com os dados simulados na seção do reservatório para os diâmetros de 265 mm e 315 mm na última porção da adutora.....	60
Figura 16	– Visualização da Adutora IPG com reservatório livre a jusante no UFC 7 com as numerações de cada nó.....	62
Figura 17	– Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora IPG.....	63

Figura 18 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora IPG.....	64
Figura 19 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora IPG.....	65
Figura 20 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora IPG.....	66
Figura 21 – Visualização da Adutora com ferro no UFC 7 com reservatório livre a jusante com as numerações de cada nó.....	68
Figura 22 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora com ferro.....	70
Figura 23 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora com ferro.....	71
Figura 24 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora com ferro.....	72
Figura 25 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora com ferro.....	73
Figura 26 – Visualização da Adutora Cuiá no UFC 7 com reservatório livre a jusante com as numerações de cada nó.....	76
Figura 27 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Cuiá.....	77
Figura 28 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Cuiá.....	78

Figura 29 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Cuiá.....	79
Figura 30 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora Cuiá.....	80
Figura 31 – Visualização da Adutora Aratuba no UFC 7 com reservatório livre a jusante com a numeração de cada nó.....	82
Figura 32 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Aratuba.....	84
Figura 33 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Aratuba.....	85
Figura 34 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Aratuba.....	86
Figura 35 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora Aratuba.....	87
Figura 36 – Arquivo de entrada para a simulação da Adutora Cuiá no UFC 7.....	110
Figura 37 – Adutora Cuiá composta no UFC 7.....	111
Figura 38 – Modificação da condição de jusante para reservatório com carga constante..	112
Figura 39 – Escolha do modelo de Vitkovský et al. (2000) para a simulação.....	112
Figura 40 – Resultado das envoltórias máximas e mínimas para a situação de reservatório com entrada livre e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000).....	113
Figura 41 – Indicação da localização do botão de “Exibir Gráficos dos Nós”.....	114
Figura 42 – Resultado da pressão para a seção da bomba e indicação do botão de visualização de vazão.....	115
Figura 43 – Indicação do botão de exportação dos dados para Microsoft Excel®.....	116

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dados de entrada – Adutora IPG.....	59
Tabela 2 – Dados acerca das tubulações presentes na Adutora IPG.....	61
Tabela 3 – Dados da simulação da Adutora IPG.....	61
Tabela 4 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora IPG.....	67
Tabela 5 – Dados de entrada adotados para a Adutora com ferro.....	69
Tabela 6 – Dados de simulação da Adutora com ferro.....	69
Tabela 7 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora com ferro.....	74
Tabela 8 – Dados de entrada adotados para a Adutora Cuiá.....	76
Tabela 9 – Dados de entrada adotados para a Adutora Cuiá.....	77
Tabela 10 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora Cuiá.....	81
Tabela 11 – Dados de entrada adotados para a Adutora Aratuba.....	83
Tabela 12 – Dados de entrada adotados para a Adutora Aratuba.....	83
Tabela 13 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora Aratuba.....	88
Tabela 14 – Comprimento dos trechos da Adutora IPG.....	97
Tabela 15 – Cota dos nós da Adutora IPG.....	97
Tabela 16 – Comprimento dos trechos da Adutora com ferro.....	98
Tabela 17 – Cota dos nós da Adutora com ferro.....	98
Tabela 18 – Comprimento dos trechos da Adutora Cuiá.....	100
Tabela 19 – Cota dos nós da Adutora Cuiá.....	100
Tabela 20 – Comprimento dos trechos da Adutora Aratuba.....	101
Tabela 21 – Cota dos nós da Adutora Aratuba.....	101
Tabela 22 – Dados experimentais da Adutora IPG – Nó da Bomba.....	102
Tabela 23 – Dados experimentais da Adutora IPG – Nó do Reservatório.....	107

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

IPG	Prado-Instituto Politécnico da Guarda
JDK	<i>Java Development Kit</i> (kit de ferramentas de desenvolvimento Java, em português)
MOC	<i>Method of Characteristics</i> (Método das Características, em português)
PLANASA	Plano Nacional de Saneamento
POO	Programação Orientada a Objetos
UFC 6	Sistema UFC – Módulo 6 (antigo módulo voltado para soluções em hidráulica transiente)
UFC 7	Sistema UFC – Módulo 7 (voltado para soluções em hidráulica transiente)
VBA	<i>Visual Basic</i> ®

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Alfabéticos

a	Celeridade - $[LT^{-1}]$
a_1	Parâmetro do cálculo do transiente da bomba - adimensional
a_2	Parâmetro do cálculo do transiente da bomba - adimensional
a_3	Parâmetro do cálculo do transiente da bomba - adimensional
a_4	Parâmetro do cálculo do transiente da bomba - adimensional
A	Área da seção transversal do tubo - $[L^2]$
A_s	Área da seção transversal da tubulação vertical - $[L^2]$
B	Parâmetro de cálculo do transiente de Wylie e Streeter (1982) - $[TL^{-2}]$
B_A	Parâmetro de cálculo da equação característica positiva para a válvula de retenção - $[TL^{-2}]$
B_B	Parâmetro de cálculo da equação característica negativa para a válvula de retenção - $[TL^{-2}]$
B_V	Parâmetro B modificado para o modelo de Vitkovský et al. (2000) - $[TL^{-2}]$
C_6	Parâmetro de cálculo do transiente da bomba - $[ML^{-3}]$
C_a	Parâmetro de cálculo do transiente de Chaudhry (2014) - $[L^2T^{-1}]$
C_{iv}	Parâmetro de cálculo do transiente para a válvula de retenção - $[L^5T^{-2}]$
C_n	Número de Courant - adimensional
C_A	Parâmetro de cálculo da equação característica positiva para a válvula de retenção - $[L]$
C_B	Parâmetro de cálculo da equação característica negativa para a válvula de retenção - $[L]$
C_P	Parâmetro de cálculo da equação característica positiva de Chaudhry (2014) - $[L^3T^{-1}]$
C_{PW}	Parâmetro de cálculo da equação característica positiva de Wylie e Streeter (1982) - $[L^3T^{-1}]$
C_M	Parâmetro de cálculo da equação característica negativa de Wylie e Streeter (1982) - $[L^3T^{-1}]$
C_N	Parâmetro de cálculo da equação característica negativa de Chaudhry (2014) - $[L^3T^{-1}]$
C_v	Coefficiente de perda de carga na válvula de retenção - adimensional
C^+	Equação característica positiva - adimensional

C^-	Equação característica negativa - adimensional
D	Diâmetro do tubo - [L]
e	Espessura da tubulação - [L]
E	Módulo de Young/Elasticidade do material - [ML ⁻¹ T ⁻²]
f	Fator de atrito de Darcy-Weisbach - adimensional
F_1	Função de cálculo do transiente da bomba - [L ³ T ⁻¹]
F_2	Função de cálculo do transiente da bomba - [L ³ T ⁻¹]
F_p	Força de pressão que atua na tubulação - [MLT ⁻²]
F_S	Força de cisalhamento que atua nas paredes da tubulação - [MLT ⁻²]
F_w	Força do peso no eixo da tubulação - [MLT ⁻²]
g	Aceleração da gravidade - [LT ⁻²]
h	Parâmetro referente à carga de bombeamento da bomba - adimensional
H	Cota piezométrica no regime permanente - [L]
H_A	Cota piezométrica na seção anterior no passo de tempo anterior no regime transiente - [L]
H_B	Cota piezométrica na seção posterior no passo de tempo anterior no regime transiente - [L]
H_o	Cota piezométrica inicial - [L]
H_p	Cota piezométrica na seção atual no passo de tempo atual no regime transiente - [L]
H_{pi}	Cota piezométrica no tempo atual na seção i no regime transiente - [L]
$H_{p_{i,1}}$	Cota piezométrica no passo de tempo atual para o tubo i e seção 1 no regime transiente - [L]
$H_{p_{i,n+1}}$	Cota piezométrica no passo de tempo atual para o tubo i e seção $n + 1$ no regime transiente - [L]
H_R	Carga de bombeamento da bomba nas condições nominais - [L]
H_{res}	Cota piezométrica no reservatório no regime permanente - [L]
H_s	Cota piezométrica na tubulação vertical no início do passo de tempo no regime transiente - [L]
H_{suc}	Altura do reservatório de sucção - [L]
H_T	Elevação total da tubulação vertical - [L]
I	Momento de inércia polar combinado de bomba, motor, eixo e fluido que entra no rotor da bomba - [L ⁴]

J	Termo de dissipação - adimensional
J_s	Termo de dissipação do regime permanente - adimensional
J_u	Termo de dissipação do regime transiente - adimensional
k_3	Coefficiente de amortecimento - adimensional
K	Módulo de elasticidade volumétrica do fluido - $[ML^{-1}T^{-2}]$
L	Comprimento do tubo - $[L]$
L_1, L_2	Operadores lineares do MOC - adimensional
n	Número de trechos de cálculo - adimensional
N	Velocidade de rotação da bomba - $[LT^{-1}]$
N_C	Número de seções de cálculo - adimensional
N_R	Velocidade de rotação da bomba nas condições nominais - adimensional
p	Pressão de um fluido na tubulação - $[ML^{-1}T^{-2}]$
P_{adm}	Pressão admissível - $[ML^{-1}T^{-2}]$
Q	Vazão volumétrica do fluido do tubo no regime permanente - $[L^3T^{-1}]$
Q_A	Vazão na seção anterior no passo de tempo anterior no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
Q_B	Vazão na seção posterior no passo de tempo anterior no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
Q_d	Vazão descarregada para o reservatório de jusante no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
Q_P	Vazão na seção atual no passo de tempo atual no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
Q_{pi}	Vazão no tempo atual na seção i no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
$Q_{P_{i,1}}$	Vazão no passo de tempo atual para o tubo i e seção 1 no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
$Q_{P_{t-\Delta t}}$	Vazão na seção atual no passo de tempo anterior no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
Q_R	Vazão da bomba nas condições nominais - $[L^3T^{-1}]$
Q_S	Vazão no início do passo de tempo no regime transiente - $[L^3T^{-1}]$
R	Parâmetro do cálculo do transiente de Chaudhry (2014) - $[L^{-3}]$
R_P	Parâmetro de cálculo da equação positiva para o modelo de Vitkovský et al. (2000) - $[L^3T^{-1}]$
R_N	Parâmetro de cálculo da equação negativa para o modelo de Vitkovský et al. (2000) - $[L^3T^{-1}]$
R_W	Parâmetro do cálculo do transiente de Wylie e Streeter (1982) - $[T^2L^{-5}]$
Re	Número de Reynolds - adimensional
s	Parâmetro de cálculo da lei de fechamento da válvula de retenção - adimensional

SGN	Sinal de determinada variável - adimensional
t	Tempo - [T]
t_0	Tempo inicial do cálculo do transiente para a lei de fechamento da válvula de retenção - [T]
t_f	Tempo de fechamento da válvula de retenção - [T]
t_k	Tempo atual do cálculo do transiente para a lei de fechamento da válvula de retenção - [T]
T	Torque da bomba - [ML ² T ⁻²]
T_R	Torque da bomba nas condições nominais - [ML ² T ⁻²]
V	Velocidade média do fluido na seção transversal do tubo - [LT ⁻¹]
V_0	Velocidade no estado permanente - [LT ⁻¹]
x	Espaço no eixo x - [L]
z	Elevação do eixo da tubulação - [L]

Símbolos Gregos

$\sum F$	Somatório das forças que atuam na tubulação - [MLT ⁻²]
η_R	Eficiência da bomba nas condições nominais - adimensional
σ_1	Tensão axial - [ML ⁻¹ T ⁻²]
σ_2	Tensão circunferencial - [ML ⁻¹ T ⁻²]
σ_{adm}	Tensão admissível - [ML ⁻¹ T ⁻²]
σ_{esc}	Tensão de escoamento do material - [ML ⁻¹ T ⁻²]
τ_0	Tensão de cisalhamento das paredes do tubo sobre o fluido - [ML ⁻¹ T ⁻²]
ΔH_{P_v}	Perda de carga na válvula de retenção no final do passo de tempo - [L]
ΔH	Varição da cota piezométrica - [L]
Δt	Passo de tempo - [T]
Δx	Comprimento das seções da tubulação - [L]
λ	Multiplicador da combinação linear do MOC - adimensional
α	Parâmetro referente à velocidade de rotação da bomba - adimensional
β	Parâmetro referente ao torque da bomba - adimensional
ε	Deformação circunferencial - adimensional
θ	Ângulo formado entre o eixo da tubulação e o plano horizontal - adimensional

μ	Coeficiente de Poisson - adimensional
ρ	Massa Específica do fluido - $[ML^{-3}]$
τ	Lei de fechamento da válvula de retenção - adimensional
v	Parâmetro referente à vazão da bomba - adimensional

Símbolos Diversos

∂H	Varição diferencial parcial da cota piezométrica - [L]
∂Q	Varição diferencial parcial da vazão volumétrica - $[L^3T^{-1}]$
∂t	Varição diferencial parcial do tempo - [T]
∂x	Varição diferencial parcial do espaço no eixo x - [L]
dH	Varição diferencial total da cota piezométrica - [L]
dQ	Varição diferencial total da vazão volumétrica - [L]
dt	Varição diferencial total do tempo - [T]
dx	Varição diferencial total do comprimento da tubulação - [L]

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	22
1.1	Problematização e Contextualização.....	22
1.2	Objetivos.....	24
1.2.1	<i>Objetivo Geral</i>	24
1.2.2	<i>Objetivos Específicos</i>	24
1.3	Organização dos capítulos.....	25
2	REFERENCIAL TEÓRICO.....	26
2.1	Termos básicos.....	27
2.2	Normalização de Projetos relativa a transitórios hidráulicos.....	27
2.2.1	<i>NBR 12.214/1992 – Projeto de Sistemas de Bombeamento de Água para Abastecimento Público</i>	28
2.2.2	<i>NBR 12.215/1991 - Projeto de Adutora de Água para Abastecimento Público</i>	28
2.2.2.1	<i>Pressões Máximas</i>	30
2.2.2.2	<i>Pressões Mínimas</i>	30
2.2.2.3	<i>Análise e Dimensionamento do Golpe de Ariete</i>	31
2.3	Fenômeno do transiente hidráulico.....	31
2.4	Principais equações regentes do transitório hidráulico.....	34
2.4.1	<i>Equação da Continuidade</i>	34
2.4.2	<i>Equação do Momento</i>	38
2.5	Solução das equações do transiente hidráulico através do Método das Características.....	41
2.6	Condições de contorno.....	44
2.6.1	<i>Reservatório com nível constante a montante</i>	44
2.6.2	<i>Reservatório com nível constante a jusante</i>	45
2.6.3	<i>Bomba centrífuga a montante</i>	45
3	METODOLOGIA.....	51
3.1	Modelagem do transitório hidráulico.....	51
3.2	Reservatório de Jusante com Carga Variável.....	52
3.3	Modelo de Fator de Atrito Variável de Vítkovský et al. (2000).....	53
3.4	Válvula de Retenção.....	55

3.5	Utilização do Sistema UFC – Módulo 7.....	57
3.6	Sistemas de Adução simulados.....	58
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	59
4.1	Adutora IPG.....	59
4.2	Adutora com ferro.....	68
4.3	Adutora Cuiá.....	75
4.4	Adutora Aratuba.....	82
5	CONCLUSÕES.....	90
5.1	Recomendações para futuros trabalhos.....	93
	REFERÊNCIAS.....	94
	APÊNDICE A – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora IPG).....	97
	APÊNDICE B – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora com ferro).....	98
	APÊNDICE C – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora Cuiá).....	100
	APÊNDICE D – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora Aratuba).....	101
	APÊNDICE E – DADOS EXPERIMENTAIS (Adutora IPG).....	102
	APÊNDICE F – INTERFACE DO UFC 7 COM O USUÁRIO.....	110

1 INTRODUÇÃO

O presente trabalho trata da modelagem da condição de contorno para o cálculo do transiente hidráulico envolvendo reservatório de jusante considerando a entrada pela sua parte superior, modificando-se a condição clássica de carga constante, pelo fato de a tubulação descarregar livremente para a atmosfera.

Algumas disposições de adutoras foram avaliadas, variando-se tipo de material, comprimento e diâmetro da tubulação, altura manométrica da bomba e as demais variáveis necessárias ao cálculo do transitório hidráulico. Posteriormente, foram feitas comparações entre a condição de contorno clássica e a condição de contorno proposta neste trabalho de forma a averiguar as diferenças nas envoltórias de pressão nas principais seções computacionais de cálculo.

A modelagem foi assistida pela utilização do Sistema UFC, mais especificamente no seu módulo 7, que corresponde ao transitório hidráulico nesse sistema. Para a implementação da nova condição de contorno, um algoritmo foi escrito na linguagem utilizada para se adequar às equações demonstradas na metodologia.

Embasando-se no levantamento bibliográfico de diversos autores, o trabalho discorre sobre os seguintes temas: entendimento do fenômeno do transiente hidráulico, demonstração das equações regentes, solução das equações através do Método das Características, apresentação das condições de contorno a serem utilizadas para a execução deste trabalho e demonstração da metodologia adotada para a obtenção dos resultados.

1.1 Problematização e Contextualização

Os sistemas de adução de água mostram-se como uma solução economicamente viável e prática para o transporte de água de um local para outro. Segundo Tsutiya (2006), no caso particular do Brasil, um imenso progresso em relação à implantação de adutoras para abastecimento de água tem sido observado com a implementação do PLANASA (Plano Nacional de Saneamento), atendendo cerca de 90% da população brasileira.

Entendendo a importância de uma previsão mais assertiva sobre a operação de adutoras, os projetistas necessitam que o regime de escoamento hidráulico ocorra de forma permanente, pois, assim, é possível conhecer a cota piezométrica e a vazão em cada seção da tubulação. Cabe destacar, nesse contexto, a possibilidade de ocorrência do transitório

hidráulico, cujos conhecimento e modelagem passaram a ter bastante relevância após anos de estudo mais aprofundado sobre o assunto.

Durante o regime transitório, o acréscimo na pressão nas seções computacionais varia conforme a passagem das ondas de pressão, podendo ser positivo (sobrepessão) ou negativo (subpressão). Para Daude, Tijsseling e Galon (2018) apud Neto (2019), na passagem das ondas de sobrepressão, podem ser ocasionados golpes de ariete, que, caso gerem pressões maiores àquelas suportadas pelo material da tubulação, podem provocar colapsos ou vazamentos nas conexões da tubulação; ou, durante a passagem das ondas de subpressão, caso ocorram pressões negativas excessivas, podem-se formar bolsões de ar ou esmagamentos nas paredes das tubulações, resultando em prejuízos físicos e financeiros nas duas situações citadas.

O estudo do transiente se iniciou com a investigação da propagação de ondas sonoras no ar, de ondas na água e do fluxo sanguíneo em artérias (CHAUDHRY, 2014). No caso de fluxo de água em condutos fechados, Young (1808, apud CHAUDHRY, 2014) iniciou o estudo da propagação de ondas de pressão em tubulações.

Diversos outros cientistas passaram a estudar o fenômeno. Korteweg (1878, apud CHAUDHRY, 2014) foi o primeiro a determinar a velocidade de propagação da onda na água considerando tanto a elasticidade da parede do conduto como a elasticidade da água.

Assim, golpe de ariete é um fluxo transiente provocado por mudanças bruscas de velocidade no escoamento hidráulico em adutoras. Esse fenômeno pode ocasionar pressões tanto positivas (sobrepessões) como negativas (subpressões) e frequentemente gerar riscos para a tubulação. As causas mais habituais de golpe de ariete são fechamento ou abertura rápida de válvulas ou desligamento rápido de bombas (KANDIL; KAMAL; EL-SAYED, 2020).

De forma a solucionar as equações diferenciais que regem o transitório hidráulico, surgem vários métodos de aproximação, sendo o mais difundido o Método das Características (MOC), intensamente utilizado para a solução de transientes hidráulicos em fluxo unidimensional, principalmente com a velocidade da onda constante. O MOC se mostrou superior a outros métodos em vários aspectos, como a correta ilustração da propagação das ondas de pressão, facilidade de programação e eficiência computacional (EVANGELIST, 1969; WYLIE & STREETER, 1983; LISTER, 1960; ABBOTT, 1966; STREETER & LAI, 1962, apud CHAUDHRY, 2014).

O MOC apresenta uma solução que resulta em equações permitindo determinar a vazão e a pressão em dado passo de tempo dependendo dessas variáveis no intervalo de tempo anterior e nas seções anteriores e posteriores. Além disso, faz-se necessária a adoção de condições de contorno que representam certos elementos presentes no sistema (por exemplo,

reservatórios, válvulas ou bombas) ou descontinuidades (por exemplo, junções de tubulações de diferentes diâmetros ou ramificações de vários tubos).

Acerca do tema central deste trabalho, algumas simplificações consideradas durante a análise do transiente não são razoáveis e não demonstram o comportamento real do sistema de adutoras (SOARES; COVAS; RAMOS, 2013). Uma dessas simplificações é a consideração da carga do reservatório como sendo constante durante todo o evento transitório, em especial quando a tubulação entra pela parte superior, acima do nível da água, onde a interação entre a água e o ar começam a interferir na pressão nesse ponto.

De forma a simular mais adequadamente essa condição de contorno, Soares, Covas e Ramos (2013) realizaram uma modificação considerando que haverá vazão entrando no reservatório de jusante apenas se a cota piezométrica for superior ao desnível geométrico na entrada pela parte superior nesse ponto. Além disso, com o intuito de adequar a simulação numérica com os dados coletados experimentalmente, fez-se a adoção do modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000). Portanto, assumindo essas suposições, altera-se a condição de contorno geralmente adotada pela solução clássica do MOC.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

Demonstrar, através de cálculos e simulações computacionais, o comportamento das ondas de pressão resultantes do transiente hidráulico gerado pelo desligamento do sistema motobomba ao considerar reservatório de jusante com entrada pela parte superior.

1.2.2 Objetivos específicos

- Propor e implementar computacionalmente a condição de contorno de entrada pela parte superior de reservatórios de jusante;
- Implementar o modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000) para se adequar aos dados coletados por Soares, Covas e Ramos (2013);
- Incorporar a rotina de cálculo ao Sistema UFC – Módulo 7, compatibilizando o modelo com os demais dispositivos atenuadores de golpe presentes no sistema;

- Testar a nova condição de contorno em situações distintas de adutoras;
- Realizar comparativos entre a nova condição de contorno e a condição clássica.

1.3 Organização dos capítulos

Capítulo 1 – Definição de transiente hidráulico, problematização acerca do fenômeno e entendimento da importância do seu estudo, assim como a exposição dos objetivos geral e específicos.

Capítulo 2 – Revisão bibliográfica acerca das principais equações que regem o fenômeno, normalização referente a projetos de sistemas de abastecimento de água, descrição da solução adotada pelo Método das Características e definição das principais condições de contorno.

Capítulo 3 – Exposição do método considerado para a obtenção dos resultados deste trabalho, em que são apresentadas as equações utilizadas que possibilitam a definição da condição de contorno estudada, assim como a utilização da linguagem de programação Java para implementar as equações no UFC 7.

Capítulo 4 – Exposição dos resultados obtidos após a implementação da metodologia no UFC 7, exibindo os gráficos de pressão e vazão e envoltórias máximas e mínimas para todos os casos testados e discussão desses resultados.

Capítulo 5 – Conclusões acerca do modelo apresentado neste trabalho, assim como constatações a respeito do estudo realizado, do alcance dos objetivos estabelecidos no Capítulo 1 e indicações de trabalhos futuros para melhoria ou aproveitamento do modelo.

Apêndice – Dados de cotas dos nós e comprimento dos trechos dos casos analisados neste trabalho, dados dos testes experimentais do estudo realizado por Soares, Covas e Ramos (2013) e tutorial de utilização do UFC 7 utilizando o exemplo da Adutora Cuiá.

2 REFERENCIAL TEÓRICO

Segundo Garg e Kumar (2018), a formação dos transientes hidráulicos é um problema importante em sistemas condutores de água. É o fenômeno em que a compressibilidade do fluido desempenha sua função de converter toda a energia cinética em energia de tensão. Muitos são os acidentes relatados em condutos de água em que a raiz do problema foi a formação dos transientes hidráulicos ou golpes de ariete.

Existem muitos métodos para o cálculo da magnitude do golpe de ariete, como o Método das Diferenças Finitas, Método dos Elementos Finitos, Gráfico e Analítico (GARG; KUMAR, 2018). O principal utilizado para o cálculo e caracterização do comportamento das adutoras durante o transiente hidráulico é o MOC, que se baseia em um conceito de derivada total no cálculo diferencial. As equações governantes do fenômeno formam uma equação diferencial parcial linear de 2ª ordem Quasi-Hiperbólica. Utilizando-se o método das diferenças finitas, essas equações são transformadas em homogêneas, trabalhando-se apenas com uma variável independente. A facilidade de implementação computacional do MOC permite ampliar o nível de análise técnica através de modelos mais robustos (SOARES; MARTINS; COVAS, 2015, apud PAIVA, 2019).

Um aspecto importante concernente ao comportamento do transitório hidráulico se diz respeito à velocidade com que a vazão varia. Caso isso se dê rapidamente, o transiente ocorre mais intensamente. Assim, tanto na fase de projeto como de operacionalização de adutoras, deve-se procurar minimizar erros ou acidentes que possam criar ondas de pressão de grandes proporções, que facilmente podem exceder os limites de pressão do material e gerar danos ao sistema (TRIKI, 2018 apud NETO, 2019).

Entendida a importância do conhecimento do golpe de ariete e suas consequências, é desenvolvida a modelagem do golpe de ariete no Laboratório de Hidráulica Computacional (LAHC) através do Sistema UFC, mais especificamente em seu módulo 7, adotando-se o MOC como método de simulação numérica. O sistema UFC possibilita a visualização dos resultados de envoltórias máximas e mínimas ao longo de toda a adutora, além dos valores de pressão e vazão nas seções computacionais de cálculo.

Diante deste contexto, esse capítulo trata da demonstração de conceitos envolvendo o transitório hidráulico, sendo exposta a concepção do fenômeno para o caso de adutora composta de reservatório de montante e válvula. Nessa situação, será detalhado o comportamento na tubulação em decorrência da passagem das ondas de pressão. Em seguida, será exibida a forma como o MOC soluciona as equações do regime transitório. Serão

apresentadas, posteriormente, as principais condições de contorno utilizadas para a simulação do transitório hidráulico.

2.1 Termos básicos

Durante o escoamento de um fluido, as variáveis de vazão e pressão são fundamentais para dimensionar a tubulação e os dispositivos auxiliares. Segundo Chaudhry (2014), as seguintes terminologias podem ser utilizadas para definir os regimes de escoamento:

Regime permanente e não permanente: o fluxo é permanente caso a pressão e a velocidade em determinada seção é constante com o tempo. Se essas condições variarem no tempo, o fluxo será não permanente.

Regime transiente: o fluxo em estágio intermediário, quando as condições se modificam entre um regime permanente e outro, é o que se denomina regime transiente.

Regime uniforme e não uniforme: o regime uniforme se caracteriza por apresentar a velocidade constante ao longo de toda a tubulação a qualquer instante de tempo. Caso a velocidade varie com a distância, o regime será não uniforme.

Regime periódico: se as condições variam com o tempo e se repetem depois de um intervalo de tempo fixo, denominado período, o regime é dito periódico.

Separação de coluna: se a pressão atingir um valor abaixo da pressão de vapor do líquido, formam-se cavidades e pode haver separação da coluna líquida em toda a seção transversal.

Golpe de ariete: regime transiente em que o fluxo ocorre acima da pressão de vapor do líquido, ou seja, a fração de vazios é pequena.

2.2 Normalização de Projetos relativa a transitórios hidráulicos

Para projetos que envolvam fenômenos de transiente hidráulico, devem ser definidas as características físicas do escoamento e possíveis condições de operação dos equipamentos. A partir disso, podem se estabelecer processos de cálculo que permitam determinar as pressões extremas que ocorrem nos vários pontos de instalação. Além disso, devem ser definidas também as características das tubulações e manobras impostas para definir as limitações de projeto e garantir a segurança operacional das instalações durante seu funcionamento (KOELLE, 1992, apud JUNIOR, 2008).

Ainda segundo Koelle (1992) apud Junior (2008), os estudos das condições transientes de escoamento devem ser feitos nas etapas de concepção de projeto ao serem definidas as diretrizes e configuração das instalações.

No caso do Brasil, as normas da ABNT NBR 12.214/1992 e NBR 12.215/1991 tratam respectivamente de projeto de sistemas de bombeamento de água para abastecimento público e do projeto de adutora de água para abastecimento público e estas duas dão enfoque a questões relacionadas aos transientes hidráulicos.

2.2.1 NBR 12.214/1992 - Projeto de Sistemas de Bombeamento de Água para Abastecimento Público

Esta é a primeira norma a apresentar o termo golpe de ariete para sistemas de abastecimento de água. O cálculo do escoamento em regime variável e a recomendação de dispositivos de proteção do sistema deve ser feito conforme a NBR 12.215/1991. Para o caso de projeto de estações elevatórias, devem constar o momento de inércia polar das massas girantes e as limitações dos conjuntos motobomba quanto à máxima rotação reversa.

2.2.2 NBR 12.215/1991 - Projeto de Adutora de Água para Abastecimento Público

De acordo com essa norma, a análise do golpe de ariete deve ser feita para:

- a) Projeto de novas adutoras;
- b) Instalações existentes onde ocorram ampliações com alteração das pressões e ou vazões de regime em qualquer seção da adutora;
- c) Instalações existentes quando se alteram as condições de operação.

O cálculo do golpe de ariete deve ser efetuado para as condições normais de operação e para as condições excepcionais nas adutoras de recalque e de gravidade.

As condições normais de funcionamento das adutoras de recalque são:

- a) O funcionamento adequado dos dispositivos de controle do golpe de ariete previstos;
- b) A interrupção súbita do bombeamento;

c) Partida do bombeamento;

d) Manobras de fechamento e abertura de válvulas de controle e seccionamento existentes nas adutoras;

e) Ocorrência simultânea da condição b em todas as elevatórias de sistema complexo de adução.

As condições excepcionais nas adutoras de recalque são:

a) Falha em qualquer dos dispositivos de proteção e controle do golpe de ariete;

b) Manobras inadequadas de válvulas, em desacordo com as regras operacionais especificadas em projeto;

c) Ruptura da adutora na seção de pressão máxima de regime permanente;

d) Fechamento retardado de uma das válvulas de retenção na descarga das bombas até o instante de máxima velocidade reversa, após a interrupção do bombeamento.

As condições normais de operação de adutoras por gravidade são:

a) Funcionamento adequado dos dispositivos de proteção e controle do golpe de ariete previstos no projeto;

b) Manobras de fechamento e abertura de válvulas de controle e de seccionamento existentes nas adutoras.

As condições excepcionais nas adutoras por gravidade são:

a) Falha em qualquer dos dispositivos de proteção e controle de golpe de ariete;

b) Manobras inadequadas de válvulas, em desacordo com as regras operacionais especificadas em projeto;

c) Ruptura da adutora na seção de pressão máxima de regime permanente.

2.2.2.1 Pressões Máximas

As pressões máximas devidas ao golpe de ariete devem ser iguais ou inferiores às pressões admissíveis para as tubulações, conexões, acessórios e equipamentos previstos em toda a instalação.

Nas condições normais de operação, a pressão admissível é definida pela classe de pressão de trabalho das tubulações, válvulas, equipamentos e acessórios, ou seja:

a) Para tubulações metálicas de parede fina:

$$P_{adm} = \frac{2e\sigma_{adm}}{D} \quad (1)$$

$$\sigma_{adm} = \frac{\sigma_{esc}}{2} \quad (2)$$

Sendo P_{adm} a pressão admissível [$ML^{-1}T^{-2}$]; σ_{adm} a tensão admissível [$ML^{-1}T^{-2}$]; σ_{esc} a tensão de escoamento do material [$ML^{-1}T^{-2}$]; e a espessura da tubulação [L] e D o diâmetro da tubulação [L].

b) Para os demais casos, a pressão admissível é a pressão de teste hidrostático dividida pelo coeficiente de segurança 2,5.

Para condições excepcionais, a pressão admissível é 1,5 vezes a pressão definida para tubulações metálicas de parede fina.

2.2.2.2 Pressões Mínimas

A pressão mínima em toda a tubulação deve ser maior que a pressão subatmosférica admissível.

Nas condições normais de operação, para qualquer tipo de tubo e material empregado, a pressão mínima admissível é a pressão absoluta de vapor da água à temperatura ambiente diminuída da pressão atmosférica local.

Para tubos de parede fina composta de material flexível, a pressão subatmosférica admissível é dada pela pressão de colapso do tubo caso seu valor seja superior à pressão mínima admissível definida pela diferença da pressão absoluta de vapor da água e pressão atmosférica local.

2.2.2.3 *Análise e Dimensionamento do Golpe de Ariete*

A análise do golpe de ariete pode ser feita em até duas etapas, ou seja, o diagnóstico e o dimensionamento. Na primeira, é feito o estudo do golpe de ariete, admitindo-se que a adutora não disponha de dispositivos de proteção durante as condições de operação. Caso atendidos os requisitos de pressão, não há a necessidade de instalação de dispositivos de proteção e controle.

Na fase de dimensionamento, devem ser estudados diversos dispositivos de proteção e controle, selecionando aqueles que garantam as condições extremas de pressão indicadas pelo menor custo de implantação e operação do sistema.

Por fim, a NBR 12.215/1991 prevê a utilização do Método das Características no estudo do golpe de ariete e a equação da celeridade da onda para determinação da velocidade de propagação das ondas de pressão.

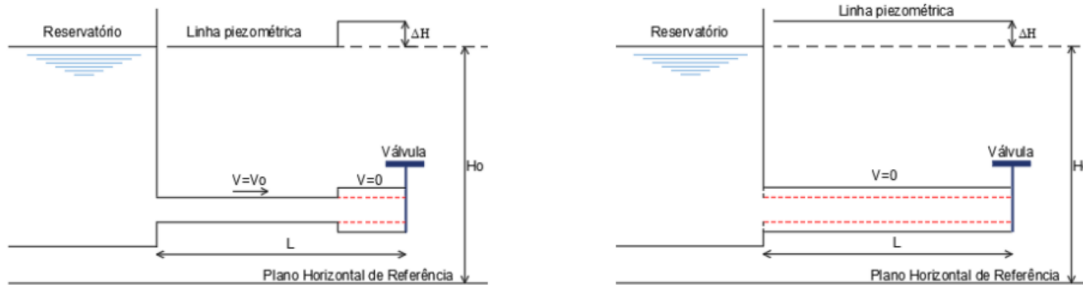
2.3 Fenômeno do transiente hidráulico

Diante do exposto no item 2.1, os projetistas desejam dimensionar o sistema de adutoras para trabalhar no regime permanente, por se tratar de um regime de fácil determinação das condições de escoamento ao longo do tempo. Entretanto, algumas perturbações podem ocorrer durante a operação das adutoras, ocasionando regimes transientes.

De forma a ilustrar o fenômeno do transiente hidráulico, será exibida a sua divisão em 4 fases que se repetem ao longo do tempo. Para tanto, será considerado um reservatório a montante da tubulação, com carga constante, e uma válvula a jusante, que se fecha instantaneamente (CHAUDHRY, 2014). Além disso, a tubulação é perfeitamente elástica e, portanto, a perda de carga é desprezível.

Instante $0 < t \leq \frac{L}{a}$ (1ª fase): a velocidade de fluxo se reduz a zero no momento em que a válvula é completamente fechada. O aumento de pressão, nesse instante, é dado por $\Delta H = \frac{a}{g} V_0$. Devido a esse aumento, a tubulação se expande, o fluido é comprimido, o que aumenta sua densidade. Além disso, uma onda de pressão positiva se propaga em direção ao reservatório. A Figura 1 ilustra a 1ª fase.

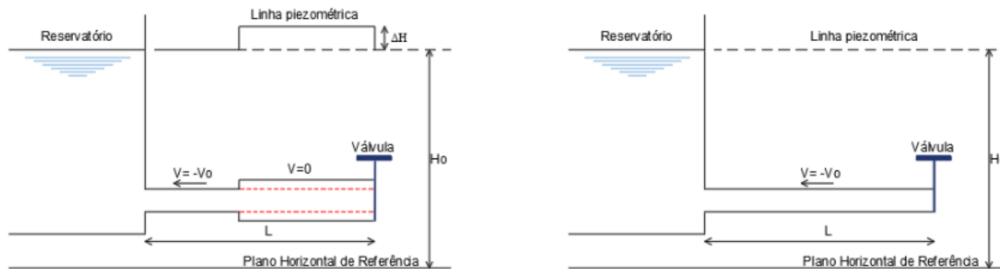
Figura 1 – 1ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

Instante $\frac{L}{a} < t \leq \frac{2L}{a}$ (2ª fase): no momento em que a onda de pressão atinge o reservatório, a pressão na seção do reservatório é H_0 e na seção adjacente na tubulação é $H_0 + \Delta H$. Devido a essa diferença de pressão, o fluido escoo da tubulação até o reservatório com velocidade $-V_0$, causando uma queda de pressão na tubulação de $H_0 + \Delta H$ para H_0 . Consequentemente, uma onda de pressão negativa se propaga em direção à válvula, atingindo-a quando $t = \frac{2L}{a}$. A Figura 2 ilustra a 2ª fase.

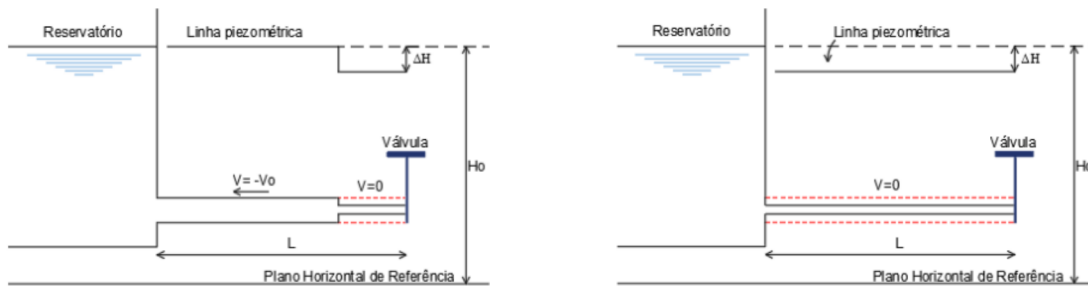
Figura 2 – 2ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

Instante $\frac{2L}{a} < t \leq \frac{3L}{a}$ (3ª fase): pelo fato de a válvula estar completamente fechada, a velocidade $-V_0$ com que a onda chega se reduz a zero, a pressão se reduz a $H_0 - \Delta H$ e uma onda de pressão negativa se propaga em direção ao reservatório, atingindo-a quando $t = \frac{3L}{a}$. A Figura 3 ilustra a 3ª fase.

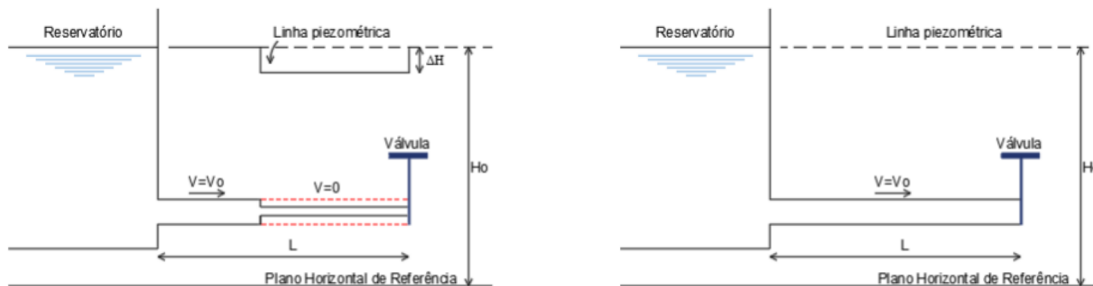
Figura 3 – 3ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

Instante $\frac{3L}{a} < t \leq \frac{4L}{a}$ (4ª fase): ao atingir o reservatório, a onda de pressão negativa provoca novamente instabilidade na seção de montante. A pressão é maior na seção do reservatório em comparação com uma seção adjacente na tubulação. O fluxo escoava, então, do reservatório para a tubulação, com as ondas de pressão atingindo a válvula quando $t = \frac{4L}{a}$. Nesse momento, as condições da tubulação são as mesmas do estado permanente, com a diferença de que a válvula está completamente fechada. A Figura 4 ilustra a 4ª fase.

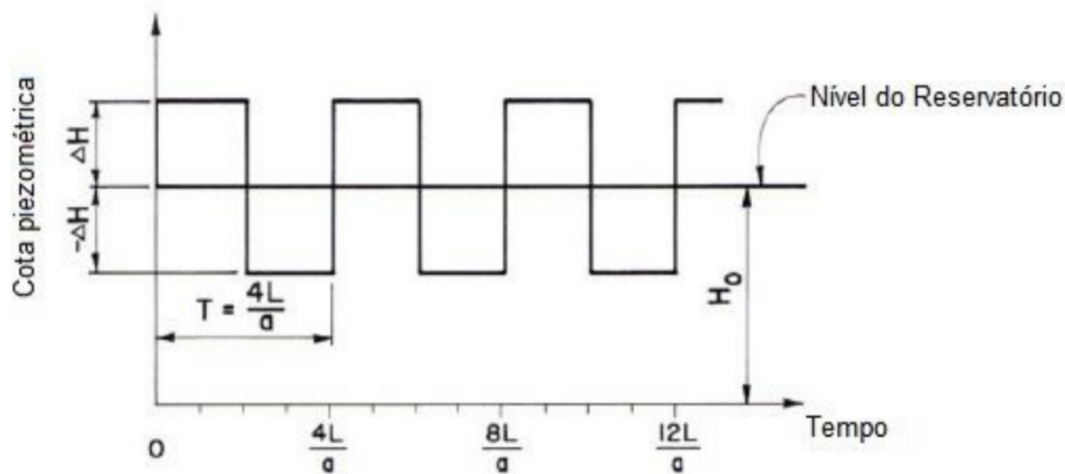
Figura 4 – 4ª fase do transiente hidráulico após o fechamento da válvula



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

Pelo fato de a válvula estar completamente fechada, o fenômeno se inicia novamente, de forma indefinida. A Figura 5 mostra a variação de pressão no tempo na tubulação durante o fenômeno do transiente, desconsiderando as perdas de carga.

Figura 5 – Variação da pressão ao longo do tempo durante o transiente hidráulico



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

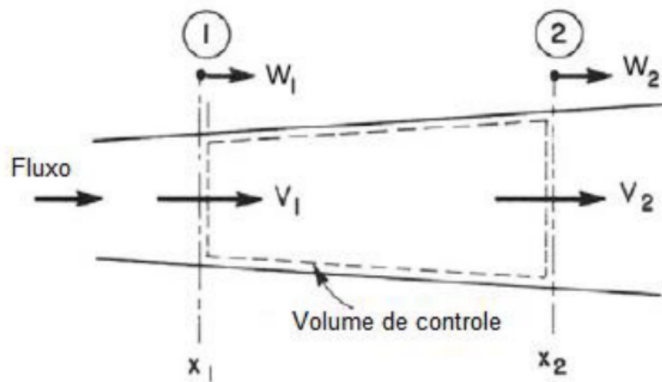
2.4 Principais equações regentes do transitório hidráulico

As equações que permitem determinar as condições do escoamento durante o período transitório partem da equação da continuidade e do momento (CHAUDHRY, 2014). Outros autores costumam utilizar versões mais simplificadas dessas equações, sendo denominadas de equações da continuidade e do movimento por Wylie e Streeter (1993). Todas essas equações são diferenciais parciais em relação ao tempo e espaço.

2.4.1 Equação da Continuidade

Chaudhry (2014) aplica a lei da conservação da massa em um volume de controle pré-estabelecido que, no caso de escoamento em conduto fechado, representa uma porção da tubulação com uma seção de entrada e outra de saída, conforme Figura 6.

Figura 6 – Volume de controle considerado para a Equação da Continuidade



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

Considerando as forças que atuam durante o escoamento de fluido no volume de controle acima, tem-se:

$$\frac{\partial(\rho A)}{\partial t} \Delta x + (\rho AV)_2 - (\rho AV)_1 = 0 \quad (3)$$

Onde ρ é a massa específica do fluido [ML^{-3}]; Δx é a distância entre x_1 e x_2 [L]; A é a área da seção transversal da tubulação [L^2] e V é a velocidade de escoamento do fluido [LT^{-1}].

Dividindo a Equação (3) por Δx e fazendo-o tender a zero, tem-se:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho A) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho AV) = 0 \quad (4)$$

Ao expandir os termos entre parênteses, fica-se com:

$$A \frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial A}{\partial t} + \rho A \frac{\partial V}{\partial x} + \rho V \frac{\partial A}{\partial x} + AV \frac{\partial \rho}{\partial x} = 0 \quad (5)$$

Rearranjando os termos e dividindo por ρA :

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dt} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (6)$$

Roberson e Crowe (1997) definem o módulo de elasticidade como sendo:

$$K = \frac{dp}{d\rho/\rho} \quad (7)$$

Podendo ser escrita como:

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{\rho}{K} \frac{dp}{dt} \quad (8)$$

A Equação (7), para um conduto circular de raio R , vale:

$$\frac{dA}{dt} = 2\pi R \frac{dR}{dt} \quad (9)$$

Introduzindo a variável deformação circunferencial (ε) e assumindo que as paredes da tubulação têm comportamento elástico linear (TIMOSHENKO, 1941, apud CHAUDHRY, 2014), ou seja, a tensão é proporcional à deformação, tem-se:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_2 - \mu\sigma_1}{E} \quad (10)$$

Onde σ_1 é a tensão axial [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$]; σ_2 é a tensão circunferencial [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$]; E é o módulo de elasticidade do material [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$] e μ é o coeficiente de Poisson [-]. Simplificadamente, assumindo que a tubulação tem juntas de expansão em todo o seu comprimento, temos que $\sigma_1 = 0$. Assim, a Equação (10) se torna:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_2}{E} \quad (11)$$

Assim, de posse da definição da deformação circunferencial, a Equação (9) pode ser reescrita como:

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = 2 \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (12)$$

A tensão circunferencial em um conduto circular pode ser escrita como:

$$\sigma_2 = \frac{pD}{2e} \quad (13)$$

Onde p é a pressão [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$]; e é a espessura da parede da tubulação [L] e D é o diâmetro [L].

Prosseguindo com a derivação da Equação (13) em relação ao tempo e aplicando a regra do produto, fica-se com:

$$\frac{d\sigma_2}{dt} = \frac{p}{2e} \frac{dD}{dt} + \frac{D}{2e} \frac{dp}{dt} \quad (14)$$

Combinando as Equações (11) e (14), tem-se:

$$E \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{p}{2e} \frac{dD}{dt} + \frac{D}{2e} \frac{dp}{dt} \quad (15)$$

Utilizando as Equações (9), (12) e (15) e fazendo simplificações, fica-se com:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\frac{D}{2e} \frac{dp}{dt}}{E - \frac{pD}{2e}} \quad (16)$$

Das Equações (12) e (16), decorre que:

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{\frac{D}{e} \frac{dp}{dt}}{E - \frac{pD}{2e}} \quad (17)$$

Ao substituir as Equações (8) e (17) em (6) e realizando as simplificações necessárias, fica-se com:

$$\frac{1}{K} \frac{dp}{dt} \left(1 + \frac{KD}{eE} \right) + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (18)$$

A celeridade da onda (a) para um conduto de pequena espessura dotado de juntas de dilatação é, essencialmente:

$$a = \sqrt{\frac{K/\rho}{1 + [(K/E)(D/e)]}} \rightarrow \rho a^2 = \frac{K}{1 + [(K/E)(D/e)]} \quad (19)$$

Substituindo a Equação (19) em (18), resulta-se na Equação da Continuidade:

$$\frac{\partial p}{\partial t} + V \frac{\partial p}{\partial x} + \rho a^2 \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (20)$$

Na maior parte dos problemas de Engenharia, o termo $V (\partial p / \partial x)$, componente da aceleração convectiva, é pequeno comparado com os demais. Por esse motivo, ele pode ser desprezado, resultando em (21):

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \rho a^2 \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (21)$$

Considerando que $p = \rho g (H - z)$, com $z =$ elevação do eixo da tubulação em relação a um datum [L]; $\partial z / \partial x = 0$ e $Q = VA$, (21) pode ser reescrita:

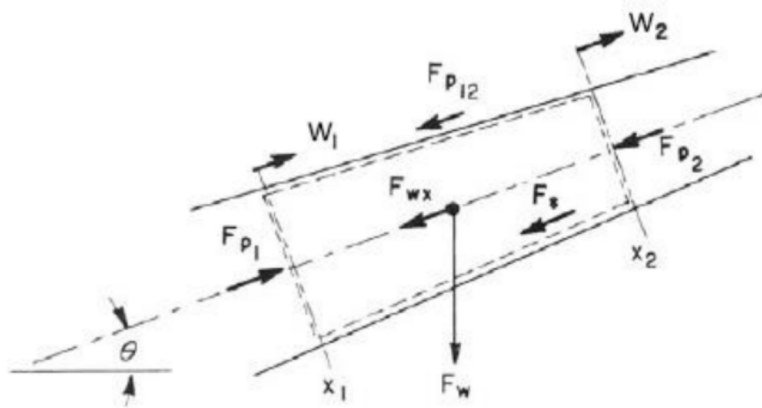
$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{gA} \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (22)$$

2.4.2 Equação do Momento

Chaudhry (2014) aplica o Teorema do Transporte de Reynolds no volume de controle indicado pela Figura 7 para derivar a equação do momento que, simplificadamente, pode ser escrita conforme a Equação (23).

$$\frac{d}{dt}(\rho AV) + \frac{(\rho AV^2)_2 - (\rho AV^2)_1}{\Delta x} = \frac{\sum F}{\Delta x} \quad (23)$$

Figura 7 – Volume de controle considerado para a Equação do Momento



Fonte: Chaudhry, 2014.

Observando a Figura acima, nota-se que as forças atuantes são a força de pressão na seção 1 (F_{p1}), a força de pressão na seção 2 (F_{p2}), a força de pressão na redução (F_{p12}), a componente do peso na direção do eixo da tubulação (F_{wx}) e a força de cisalhamento (F_s), que podem ser escritas como:

$$F_{p_1} = p_1 A_1 \quad (24)$$

$$F_{p_2} = p_2 A_2 \quad (25)$$

$$F_{p_{12}} = \frac{1}{2} (p_1 + p_2) (A_1 - A_2) \quad (26)$$

$$F_{wx} = \rho g A (x_2 - x_1) \text{ sen } \theta \quad (27)$$

$$F_S = \tau_0 \pi D (x_2 - x_1) \quad (28)$$

Onde p_1 é a pressão na seção 1 [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$]; p_2 é a pressão na seção 2 [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$]; A_1 e A_2 são as áreas das seções transversais em 1 e 2 [L^2]; θ é o ângulo formado pelo eixo da tubulação e a horizontal [-] e τ_0 é a tensão de cisalhamento exercida pelas paredes do tubo sobre o fluido [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$].

Assim, considerando positivo o sentido de escoamento da esquerda para a direita da Figura 7, o somatório de todas as forças atuantes no volume de controle é:

$$\begin{aligned} \sum F &= \frac{1}{2} (p_1 + p_2) (A_1 - A_2) + p_1 A_1 - p_2 A_2 - \rho g A (x_2 \\ &\quad - x_1) \text{ sen } \theta - \tau_0 \pi D (x_2 - x_1) \\ &= \frac{1}{2} (p_1 - p_2) (A_1 + A_2) - \rho g A (x_2 - x_1) \text{ sen } \theta \\ &\quad - \tau_0 \pi D (x_2 - x_1) \end{aligned} \quad (29)$$

Ao dividir (29) por Δx , tem-se:

$$\frac{\sum F}{\Delta x} = \frac{(p_1 - p_2)(A_1 + A_2)}{2\Delta x} - \rho g A \text{ sen } \theta - \tau_0 \pi D \quad (30)$$

Substituindo (30) em (23) e aproximando Δx a zero por limites, fica-se com:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho AV) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho AV^2) + A \frac{\partial p}{\partial x} + \rho g A \text{ sen } \theta + \tau_0 \pi D = 0 \quad (31)$$

A equação da perda de carga de Darcy-Weisbach fornece a tensão de cisalhamento descrita em (32):

$$\tau_0 = \frac{1}{8} \rho f V |V| \quad (32)$$

Sendo f o fator de atrito de Darcy-Weisbach [-].

Substituindo (32) em (31) e expandindo os termos em parênteses, obtêm-se:

$$\begin{aligned} V \frac{\partial}{\partial t} (\rho A) + \rho A \frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial}{\partial x} (\rho A V) + \rho A V \frac{\partial V}{\partial x} + A \frac{\partial p}{\partial x} + \rho g A \operatorname{sen} \theta \\ + \frac{\rho A f V |V|}{2D} = 0 \end{aligned} \quad (33)$$

Equação que, rearranjando os termos, fornece (34):

$$\begin{aligned} V \left[\frac{\partial}{\partial t} (\rho A) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho A V) \right] + \rho A \frac{\partial V}{\partial t} + \rho A V \frac{\partial V}{\partial x} + A \frac{\partial p}{\partial x} + \rho g A \operatorname{sen} \theta \\ + \frac{\rho A f V |V|}{2D} = 0 \end{aligned} \quad (34)$$

Ao observar a Equação (4), percebe-se que os termos entre colchetes de (34) são iguais a zero. Portanto, fazendo essa simplificação e dividindo o resultado por ρA , obtêm-se a Equação do Momento:

$$\frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + g \operatorname{sen} \theta + \frac{f V |V|}{2D} = 0 \quad (35)$$

De forma similar ao disposto no item da Equação da Continuidade, o termo $V (\partial V / \partial x)$, outro componente da aceleração convectiva, é pequeno comparado aos outros termos de (34), podendo ser desprezado. Ademais, o ângulo θ formado entre o eixo da tubulação e a horizontal é geralmente muito pequeno, pela maior parte dos problemas serem aplicados em adutoras de pequenas declividades. Dessa forma, realizando essas simplificações, resulta-se em:

$$\frac{\partial V}{\partial t} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{f V |V|}{2D} = 0 \quad (36)$$

Reescrevendo (36) considerando que $p = \rho g (H - z)$, $\partial z / \partial x = 0$ e $Q = VA$, tem-se:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + g A \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{f Q |Q|}{2DA} = 0 \quad (37)$$

2.5 Solução das equações do transiente hidráulico através do Método das Características

As equações regentes do transitório hidráulico são do tipo diferenciais parciais hiperbólicas (CHAUDHRY, 2014). Segundo Ferreira (2011), o Método das Características procede pela conversão dessas equações em diferenciais ordinárias e, posteriormente, sua resolução é feita através de uma técnica de diferenças finitas explícitas.

Para Chaudhry (1979), a vantagem desse método é poder ser aplicado em sistemas com condições de contorno complexas. Entretanto, exige maior discretização da malha para garantir a estabilidade da solução numérica.

Segundo Watters (1984), o Método das Características é numericamente consistente quando atende ao critério de estabilidade de Courant, ou seja:

$$C_n = a \frac{\Delta t}{\Delta x} \leq 1 \quad (38)$$

Onde C_n é o número de Courant [-]; a é a celeridade [LT^{-1}]; Δt é o passo de tempo [T] e Δx é o comprimento das seções da tubulação [L] ($\Delta x = L/N_C$, sendo L o comprimento total da tubulação [L] e N_C o número de seções de cálculo).

Chaudhry (2014) prossegue com a resolução chamando de L_1 e L_2 as Equação do Momento e Equação da Continuidade em suas formas simplificadas ((37) e (22), respectivamente) e $R = f/(2DA)$, ou seja:

$$L_1 = \frac{\partial Q}{\partial t} + gA \frac{\partial H}{\partial x} + RQ|Q| = 0 \quad (39)$$

$$L_2 = a^2 \frac{\partial Q}{\partial x} + gA \frac{\partial H}{\partial t} = 0 \quad (40)$$

Fazendo uma combinação linear das duas equações acima multiplicando (40) por λ (um multiplicador desconhecido), fica-se com:

$$\left(\frac{\partial Q}{\partial t} + \lambda a^2 \frac{\partial Q}{\partial x} \right) + \lambda gA \left(\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{1}{\lambda} \frac{\partial H}{\partial x} \right) + RQ|Q| = 0 \quad (41)$$

Como H e Q são funções do tempo e do espaço, suas derivadas totais são:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (42)$$

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (43)$$

Definindo, agora, λ como sendo:

$$\frac{1}{\lambda} = \frac{dx}{dt} = \lambda a^2 \rightarrow \lambda = \pm \frac{1}{a} \quad (44)$$

Utilizando (42) e (43) em (41), tem-se:

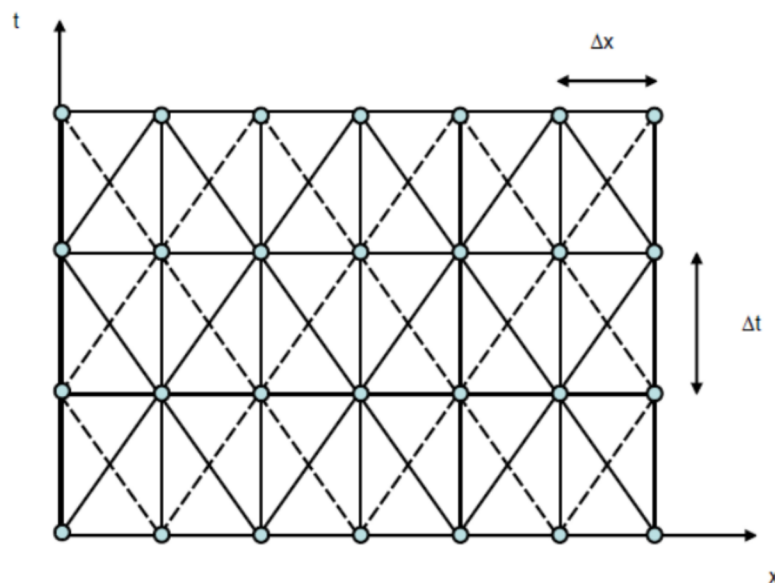
$$\frac{dQ}{dt} + \frac{gA}{a} \frac{dH}{dt} + RQ|Q| = 0 \text{ para } \frac{dx}{dt} = a \quad (45)$$

$$\frac{dQ}{dt} - \frac{gA}{a} \frac{dH}{dt} + RQ|Q| = 0 \text{ para } \frac{dx}{dt} = -a \quad (46)$$

Como λ assume dois valores, essa combinação linear de duas equações diferenciais parciais resulta em equações diferenciais ordinárias, sendo denominadas equações de compatibilidade (Equações (45) e (46)). Essas são válidas para pontos presentes nas porções interiores da tubulação, sendo necessário o estabelecimento de condições de contorno para os demais elementos do sistema (FERREIRA, 2011).

Para entender a continuação da resolução do MOC, necessita-se descrever a malha característica de cálculo, representada pela Figura 8.

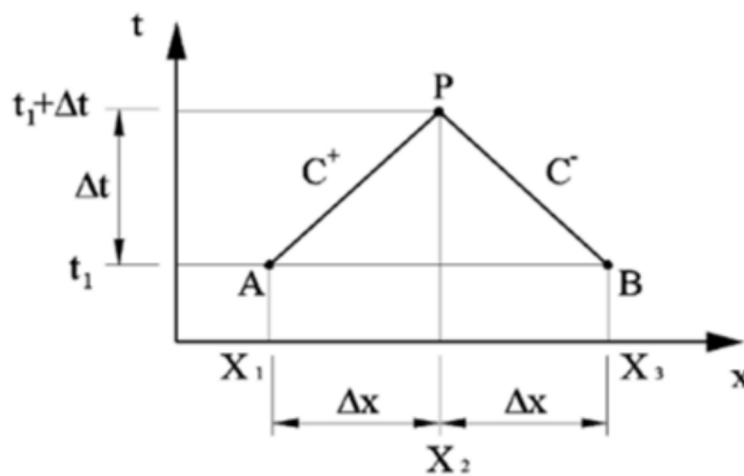
Figura 8 – Malha para o cálculo do MOC



Fonte: Ferreira, 2011.

A malha consiste em um plano dependente de x e de t , em que a determinação de cota piezométrica ou vazão (variáveis independentes) depende diretamente dos valores dessas variáveis em um passo de tempo anterior e, para o caso do cálculo do primeiro ponto da malha, os valores fornecidos devem ser aqueles do estado permanente. Considerando apenas duas linhas da malha retratada acima, resulta-se na Figura 9:

Figura 9 – Linhas características no plano $x - t$



Fonte: Chaudhry, 2014.

A Figura acima representa duas linhas características com declividade a e $-a$. A partir da Figura 9, nota-se a possibilidade de obtenção de cota piezométrica e vazão em P em um dado instante $t + \Delta t$ a partir de A e B em um instante t .

Posteriormente, as Equações (45) e (46) são integradas de A para P e de B para P , respectivamente, resultando em:

$$\int_A^P dQ + \frac{gA}{a} \int_A^P dH + R \int_A^P Q|Q|dt = 0 \quad (47)$$

$$\int_B^P dQ - \frac{gA}{a} \int_B^P dH + R \int_B^P Q|Q|dt = 0 \quad (48)$$

Resolvendo (47) e (48), encontram-se as equações características positiva e negativa:

$$C^+: Q_P = Q_A - \frac{gA}{a} (H_P - H_A) - R\Delta t Q_A |Q_A| = 0 \quad (49)$$

$$C^-: Q_P = Q_B + \frac{gA}{a}(H_P - H_B) - R\Delta t Q_A |Q_A| = 0 \quad (50)$$

De forma mais simples, podem-se representar as duas equações acima como sendo:

$$C^+: Q_P = C_P - C_a H_P \quad (51)$$

$$C^-: Q_P = C_N + C_a H_P \quad (52)$$

Onde:

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

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

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

A vazão pode ser determinada resolvendo simultaneamente (51) e (52), ou seja:

$$Q_P = 0,5 (C_P + C_N) \quad (53)$$

Enquanto que H_P pode ser determinado, após a obtenção de Q_P , por (51) ou (52).

2.6 Condições de contorno

2.6.1 Reservatório com nível constante a montante

Parte-se do pressuposto de que a carga do reservatório se mantém constante durante o evento transitório, o que é bastante razoável para um reservatório de grandes dimensões e eventos transitórios de curta duração. Desprezando as perdas de carga presentes na entrada da tubulação no reservatório, tem-se que:

$$H_{P_{i,1}} = H_{res} \quad (54)$$

Onde o subscrito i representa determinado tubo i e 1 representa a seção 1.

Como o reservatório se encontra a montante da tubulação e, portanto, representa a primeira seção considerada, para determinar a vazão a cada passo de tempo, deve-se utilizar a equação característica negativa combinadamente com a pressão nesse ponto e a vazão e a pressão de um passo de tempo anterior, tendo, para Chaudhry (2014), a seguinte formulação:

$$Q_{P_{i,1}} = C_{n_i} + C_{a_i} H_{res} \quad (55)$$

2.6.2 Reservatório com nível constante a jusante

De forma similar ao item anterior, desenvolve-se o contorno para esse elemento, mas considerando agora a equação característica positiva. Desprezando as perdas de carga, tem-se:

$$H_{P_{i,n+1}} = H_{res} \quad (56)$$

Onde o subscrito i representa determinado tubo i e $n + 1$ representa a seção ao fim da tubulação, considerando que o tubo i foi dividido em n trechos.

Assim, para determinar a vazão na seção do reservatório a jusante, utiliza-se a equação (51).

2.6.3 Bomba centrífuga a montante

Segundo Chaudhry (2014), para desenvolver a condição de contorno para a bomba, necessita-se conhecer a relação existente entre a vazão e a carga. A vazão (Q) de uma bomba centrífuga é função da velocidade de rotação (N) e da carga de bombeamento (H), enquanto que a velocidade no estado transiente depende do torque (T), sendo essas quatro variáveis necessárias para determinar matematicamente a bomba e são disponibilizadas através das curvas características da bomba.

Nos pontos de melhor eficiência, os valores de Q , N , H e T encontram-se nas condições nominais e recebem, portanto, o subscrito R . (STEPANOFF, 1957, apud CHAUDHRY, 2014). Utilizando esses valores de referência, definem-se quatro variáveis adimensionais:

$$v = \frac{Q}{Q_R} \quad (57)$$

$$h = \frac{H}{H_R} \quad (58)$$

$$\alpha = \frac{N}{N_R} \quad (59)$$

$$\beta = \frac{T}{T_R} \quad (60)$$

Durante a operação no estado permanente, os sinais de v , h , α e β são positivos. Entretanto, durante o evento transiente, esses sinais podem se tornar negativos individualmente ou em grupo, sendo denominadas condições anormais de funcionamento.

O funcionamento da bomba depende dos sinais dessas quatro variáveis adimensionais e é dividido em quatro quadrantes e oito zonas de operação, sendo estes descritos por Martin (1983).

Chaudhry (2014) utiliza o conceito de bombas homólogas, ou seja, geometricamente semelhantes e com modelo de vazões semelhante, encontrando as relações:

$$\frac{h}{\alpha^2 + v^2} = \text{Constante} \quad (61)$$

$$\frac{\alpha}{v} = \text{Constante} \quad (62)$$

Para evitar erros numéricos da Equação (62), define-se:

$$\theta = \tan^{-1} \frac{\alpha}{v} \quad (63)$$

De maneira análoga, a curva característica de torque pode ser determinada com o conceito de bombas homólogas, resultado da relação entre $\beta/(\alpha^2 + v^2)$ e θ .

Considerando que o cálculo do transiente se procede até o i -ésimo passo de tempo, os valores de v , h , α e β são conhecidos no início do passo de tempo e necessita-se calcular v_p , h_p , α_p e β_p , que seriam os valores ao final do passo de tempo. Para primeira estimativa, pode-se utilizar uma extrapolação de valores conhecidos a partir do passo de tempo anterior, resultando em:

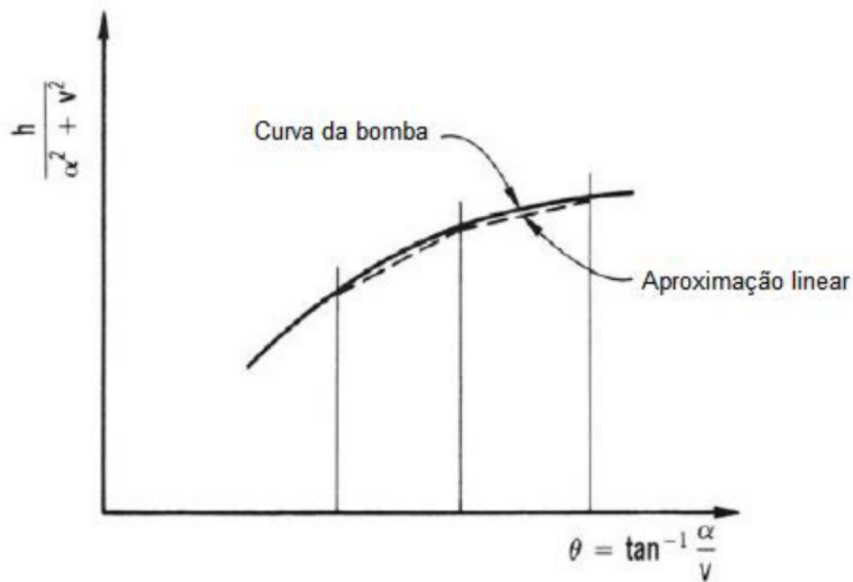
$$\alpha_e = \alpha_i + \Delta\alpha_{i-1} \quad (64)$$

$$v_e = v_i + \Delta v_{i-1} \quad (65)$$

Onde α_e e v_e indicam o valor das variáveis ao final do passo de tempo [-]; α_i e v_i indicam o valor das variáveis no início do passo de tempo [-] e $\Delta\alpha_{i-1}$ e Δv_{i-1} representam a variação dessas variáveis durante o passo de tempo analisado [-].

Dispondo em um gráfico $\theta = \tan^{-1}(\alpha/v)$ no eixo das abscissas e $h/(\alpha^2 + v^2)$ no eixo das ordenadas, procede-se com a aproximação linear da curva obtida, conforme pode ser observado na Figura 10.

Figura 10 – Aproximação considerada para a curva característica da bomba



Fonte: Adaptado de Chaudhry, 2014.

Considerando que v_p , h_p , α_p e β_p pertencem à linha reta aproximada, pode-se escrever uma relação linear introduzindo as variáveis a_1 , a_2 , a_3 e a_4 , que são parâmetros das retas representadas por (66) e (67):

$$\frac{h_p}{\alpha_p^2 + v_p^2} = a_1 + a_2 \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} \quad (66)$$

$$\frac{\beta_p}{\alpha_p^2 + v_p^2} = a_3 + a_4 \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} \quad (67)$$

A equação a seguir se refere à carga total da bomba na seção $(i, 1)$:

$$H_{P_{i,1}} = H_{suc} + H_P - \Delta H_{P_v} \quad (68)$$

Onde H_{suc} é a altura da superfície líquida no reservatório de sucção a partir de um nível de referência [L]; H_p é a carga de bombeamento ao final do passo de tempo [L] e ΔH_{P_v} é a perda de carga na válvula de descarga ao fim do passo de tempo [L], sendo seu valor calculado a partir da expressão:

$$\Delta H_{P_v} = C_v Q_{P_{i,1}}^2 = C_v Q_{P_{i,1}} |Q_{P_{i,1}}| \quad (69)$$

Onde C_v é o coeficiente de perda de carga na válvula [-].

Para o cálculo do torque, Almeida e Koelle (1992) utilizam a equação diferencial de massas girantes, sendo o produto da aceleração angular pelo momento de inércia polar do sistema. Como não há torque externo no momento de uma falha elétrica, o torque de desaceleração é o torque da bomba. O torque então é calculado por (70):

$$T = -I \frac{2\pi}{60} \frac{dN}{dt} \quad (70)$$

Onde I é o momento de inércia polar combinado de bomba, motor, eixo e fluido que entra no rotor [L⁴].

Combinando (59) e (60) com (70), resulta-se em (71):

$$\beta = -I \frac{2\pi N_R}{60 T_R} \frac{d\alpha}{dt} \quad (71)$$

Em (71), T_R representa:

$$T_R = \frac{60\gamma H_R Q_R}{2\pi N_R \eta_R} \quad (72)$$

Onde η_R é a eficiência da bomba nas condições nominais [-].

Utilizando um valor médio de β , (72) pode ser escrita na forma de diferenças finitas como (73):

$$\frac{\alpha_P - \alpha}{\Delta t} = \frac{60 T_R}{2\pi I N_R} \frac{\beta + \beta_P}{2} \quad (73)$$

Que, simplificada, resulta em:

$$\alpha_P - C_6 \beta_P = \alpha + C_6 \beta \quad (74)$$

Onde:

$$C_6 = \frac{-15 \cdot T_R \cdot \Delta t}{\pi \cdot I \cdot N_R}$$

Segundo Chaudhry (2014), considerando que o comprimento da tubulação de sucção é pequeno, pode-se desprezar seu valor e, portanto, utiliza-se a equação característica positiva para o recalque na seção $(i, 1)$, ou seja:

$$Q_{P_{i,1}} = C_n + C_a H_{P_{i,1}} \quad (75)$$

E, para o cálculo da vazão, como não há volume de água que entra ou sai, pela equação da continuidade, tem-se que:

$$Q_{P_{i,1}} = Q_P \quad (76)$$

As Equações (66), (67), (68), (69), (74), (75) e (76) descrevem o contorno da bomba. Ao eliminar $H_{P_{i,1}}$, ΔH_{P_v} e $Q_{P_{i,1}}$ de (68), (69), (75) e (76), utilizando Q_R e H_R como valores de referência, obtém-se:

$$Q_R v_P = C_n + C_a H_{suc} + C_a H_R h_p - C_a C_v Q_R^2 v_P |v_P| \quad (77)$$

Eliminando h_p e β_p de (66) e (67), fica-se com:

$$F_1 = C_a H_R a_1 (\alpha_p^2 + v_p^2) + C_a H_R a_2 (\alpha_p^2 + v_p^2) \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} - Q_R v_P - C_a C_v Q_R^2 v_P |v_P| + C_n + C_a H_{suc} = 0 \quad (78)$$

$$F_2 = \alpha_p - C_6 a_3 (\alpha_p^2 + v_p^2) + C_6 a_4 (\alpha_p^2 + v_p^2) \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} - \alpha - C_6 \beta = 0 \quad (79)$$

As equações (78) e (79) são não-lineares e podem ser resolvidas pelo Método de Newton-Raphson. Estima-se, inicialmente, valores para α_p e v_p , atribuindo o sobrescrito (1). A interpolação seguinte pode ser determinada por:

$$\alpha_p^{(2)} = \alpha_p^{(1)} + \Delta \alpha_p \quad (80)$$

$$v_p^{(2)} = v_p^{(1)} + \Delta v_p \quad (81)$$

Onde:

$$\Delta \alpha_p = \frac{F_2 \frac{\partial F_1}{\partial v_p} - F_1 \frac{\partial F_2}{\partial v_p}}{\frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} \frac{\partial F_2}{\partial v_p} - \frac{\partial F_1}{\partial v_p} \frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p}}$$

$$\Delta v_p = \frac{F_2 \frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} - F_1 \frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p}}{\frac{\partial F_1}{\partial v_p} \frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p} - \frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} \frac{\partial F_2}{\partial v_p}}$$

Caso $\Delta \alpha_p$ e Δv_p apresentem valores menores que determinada tolerância (0,001 por exemplo), $\alpha_p^{(2)}$ e $v_p^{(2)}$ são soluções de (78) e (79). Caso contrário, devem ser feitas novas interpolações até atingir a tolerância desejada.

3 METODOLOGIA

Este trabalho se propôs a realizar a modelagem do transitório hidráulico resultante da situação de adutora composta de sistema de recalque e reservatório de jusante com a conexão da tubulação pela entrada superior. Esta modelagem fez uso do Método das Características e da condição de contorno da bomba, conforme descrito no capítulo 2. Além disso, foi proposta uma condição de contorno modificada para o reservatório de jusante, de forma a simular o efeito do contato da tubulação com a pressão atmosférica e a sua influência na pressão e vazão no decorrer da adutora.

Portanto, para modelar o reservatório de jusante, este trabalho baseou-se na utilização das equações descritas por Soares, Covas e Ramos (2013), que realizaram ensaios no sistema de bombeamento do Prado-Instituto Politécnico da Guarda (IPG), localizado na cidade de Guarda, em Portugal. Os ensaios foram aferidos com medidores de pressão localizados na seção da bomba e do reservatório. Os referidos autores simularam dois cenários para a calibração do modelo: um que considera a condição clássica de carga constante para o reservatório de jusante e outro que considera a carga como sendo variável e tendo seu valor dependendo das vazões na seção do reservatório e na seção anterior. Além disso, foi observado que o MOC clássico reproduzia resultados que não se adequavam aos dados medidos em campo. Para corrigir essa falha, os autores adotaram o modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000) incorporado ao MOC. Com o objetivo de validar o modelo desenvolvido neste trabalho, adequando-se o máximo possível aos dados presentes no trabalho de Soares, Covas e Ramos (2013), também foi implementada a condição de contorno de válvula de retenção no Sistema UFC – Módulo 7.

3.1 Modelagem do transitório hidráulico

Para o cálculo do transiente, primeiramente é realizado o cálculo do regime permanente para cada seção computacional pré-definida. A vazão é considerada constante e a cota piezométrica é reduzida à medida que é percorrido o comprimento da adutora, sendo descontadas perdas de carga, sendo mais comum determinar esses valores de perda através das equações de Darcy-Weisbach (PORTO, 2006). A partir daí, parte-se para o cálculo do regime transiente, adotando-se o MOC como modelo.

Os valores de vazão e cota piezométrica de cada seção provenientes do cálculo do regime permanente são considerados os valores iniciais para o cálculo do transiente. Neste

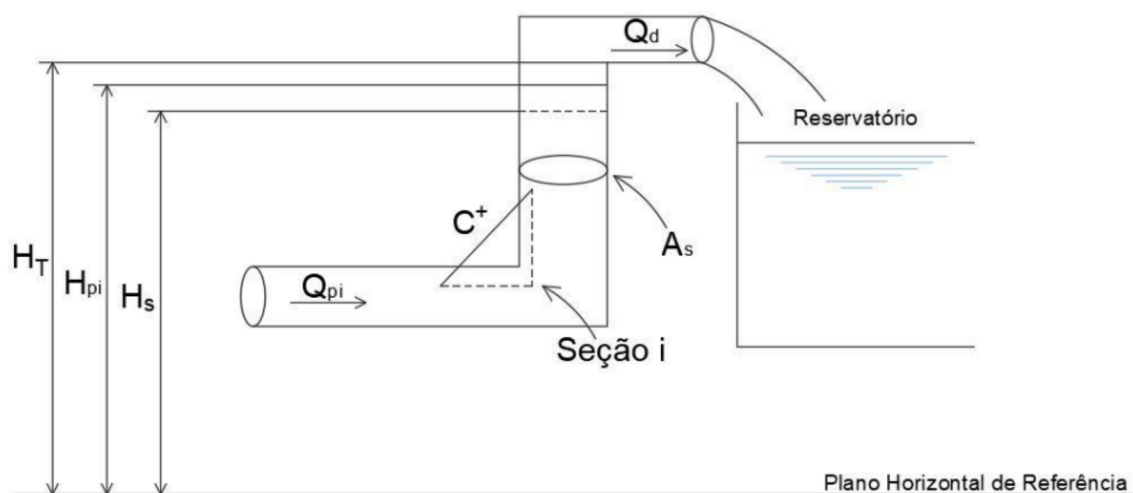
trabalho, o regime transiente foi analisado durante um intervalo fixo de tempo, independente do seu completo amortecimento e retorno ao estado permanente, de forma a averiguar o comportamento da subpressão e da sobrepressão para os casos analisados.

O MOC, então, retornou valores de cota piezométrica e vazão a cada passo de tempo para cada seção computacional desejada. O resultado dessa etapa foi a plotagem de gráficos de vazão x tempo e pressão x tempo, cujos comportamentos são oscilatórios. A análise desses resultados viabilizará a tomada de decisões sobre a adoção ou não de equipamentos de atenuação do golpe de aríete, de acordo com cada situação de projeto.

3.2 Reservatório de Jusante com Carga Variável

A última porção da tubulação descarrega livremente para a atmosfera, considerando a situação de entrada por cima. Assim, a tubulação pode ser descrita como sendo vertical, com nível variável e seção transversal constante.

Figura 11 – Descarga livre para a atmosfera no reservatório de jusante



Fonte: Adaptado de Soares, Covas e Ramos, 2013.

As seguintes equações podem ser escritas para definir a condição exposta na Figura 11 (SOARES; COVAS; RAMOS, 2013):

$$\text{Se } H_{pi} \leq H_T:$$

$$Q_{pi} = C_p - C_{a_i} H_{pi} \quad (82)$$

$$C_P = Q_A + C_{a_i}H_A - R\Delta tQ_A|Q_A| \quad (83)$$

$$H_{pi} = H_s + 0,5 \frac{\Delta t}{A_s} (Q_{pi} + Q_s) \quad (84)$$

$$Q_d = 0 \quad (85)$$

Se $H_{pi} > H_T$:

$$Q_{pi} = C_P - C_{a_i}H_{pi} \quad (86)$$

$$C_P = Q_A + C_{a_i}H_A - R\Delta tQ_A|Q_A| \quad (87)$$

$$Q_d = A_s \sqrt{2g(H_{pi} - H_T)} \quad (88)$$

Sendo Q_{pi} a vazão no tempo atual na seção i [L^3T^{-1}]; Q_s a vazão no início do passo de tempo [L^3T^{-1}]; H_{pi} a cota piezométrica no tempo atual na seção i [L]; H_s a cota piezométrica na seção da tubulação vertical no início do passo de tempo [L]; A_s a área da seção transversal da tubulação vertical [L^2]; Q_d a vazão descarregada para o reservatório de jusante [L^3T^{-1}] e H_T a elevação total da tubulação vertical [L].

3.3 Modelo de Fator de Atrito Variável de Vítkovský et al. (2000)

Alternativamente à solução do MOC descrita por Chaudhry (2014), partindo das equações da continuidade e do movimento, Wylie e Streeter (1982, apud Tomaz (2008)) escrevem as equações características positiva e negativa:

$$C^+: H_P = C_{P_W} - BQ_P \quad (89)$$

$$C^-: H_P = C_M + BQ_P \quad (90)$$

Sendo:

$$C_{P_W} = H_A + Q_A(B - R_W|Q_A|)$$

$$C_M = H_B - Q_B(B - R_W|Q_B|)$$

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

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

Os modelos de fator de atrito variável levam em conta que o termo de dissipação possui uma componente permanente e outra não permanente e resultam em maior amortecimento dos picos de pressão. Partindo da formulação de Wylie e Streeter (1982), Vitkovský et al. (2000) fizeram modificações na equação do movimento. Dividindo a Equação (37) por gA e chamando o último termo da equação de J :

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + J = 0 \quad (91)$$

Nesse modelo, o termo de dissipação J apresenta as componentes:

$$J = J_S + J_U \quad (92)$$

O termo permanente J_S é descrito como a perda de carga unitária da equação de Darcy-Weisbach:

$$J_S = \frac{fV|V|}{2gD} \quad (93)$$

O termo não permanente J_U apresenta a seguinte formulação no modelo:

$$J_U = \frac{k_3}{g} \left(\frac{\partial V}{\partial t} + a \cdot SGN(V) \left| \frac{\partial V}{\partial x} \right| \right) \quad (94)$$

Sendo SGN o sinal da velocidade e k_3 o coeficiente de amortecimento calculado em função do número de Reynolds:

$$k_3 = 2\sqrt{C^*} \quad (95)$$

$$C^* = \frac{7,41}{Re^\kappa} \quad (96)$$

$$\kappa = \log_{10} \left(\frac{14,3}{Re^{0,05}} \right) \quad (97)$$

O termo B adotado por Wylie e Streeter (1982) passa a ter a formulação:

$$B_V = \frac{a}{gA} (1 + k_3) \quad (98)$$

Aplicando as equações características positiva e negativa, tem-se:

$$H_P = C_P - B_V Q_P \quad (99)$$

$$H_P = C_M + B_V Q_P \quad (100)$$

Sendo:

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

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

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

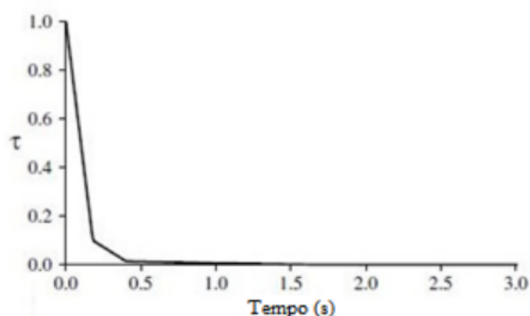
$$R_N = a \cdot \Delta t \cdot \text{SGN}(Q_B) \cdot \left| \frac{Q_{P_{t-\Delta t}} - Q_B}{\Delta x} \right|$$

Onde $Q_{P_{t-\Delta t}}$ é a vazão na seção atual no passo de tempo anterior [L^3T^{-1}].

3.4 Válvula de Retenção

No sistema hidráulico submetido aos testes por Soares, Covas e Ramos (2013), uma válvula de retenção foi instalada a jusante da bomba. O fechamento da válvula foi calibrado conforme os dados coletados experimentalmente, representado pela Figura 12 e aproximado pela Equação (101):

Figura 12 – Lei de fechamento da válvula de retenção do sistema de bombeamento do IPG



Fonte: Soares, Covas e Ramos, 2013.

$$\tau = \frac{2s - s^2}{0,6377} \cdot [1 - 0,3623 \cdot (2s - s^2)] \quad (101)$$

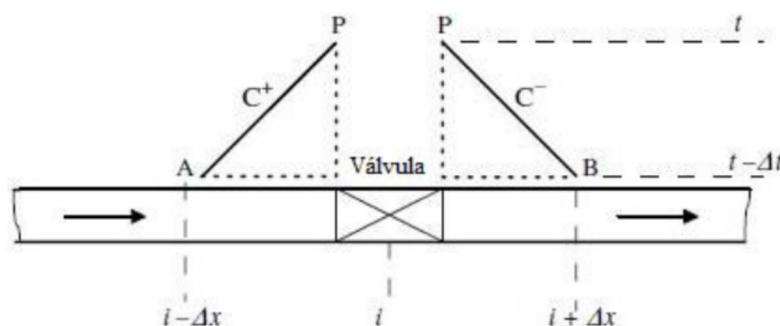
Sendo:

$$s = 1 - \frac{t_k - t_0}{t_f}$$

Onde t_k é o tempo atual do cálculo do transiente [T]; t_0 é o tempo inicial de cálculo [T] e t_f é o tempo de fechamento da válvula de retenção [T]. Caso o valor de τ seja menor do que zero, este irá admitir o valor zero, assumindo que a válvula de retenção fechou completamente.

Em seguida, Wylie e Streeter (1993, apud Soares, Covas, Ramos (2013)) escrevem as seguintes equações para o cálculo do transiente da válvula de retenção da Figura 13:

Figura 13 – Modelagem de Wylie e Streeter (1993) para a válvula de retenção



Fonte: Adaptado de Soares, Covas e Ramos, 2013.

$$C_A = H_A + BQ_A \quad (102)$$

$$C_B = H_B - BQ_B \quad (103)$$

$$B_A = B + R_W |Q_A| \quad (104)$$

$$B_B = B + R_W |Q_B| \quad (105)$$

O cálculo da vazão nesse contorno se dá pelas equações:

Para fluxo positivo $\rightarrow (C_A - C_B) \geq 0$:

$$Q_{pi} = -C_{iv}(B_A + B_B) + \sqrt{C_{iv}^2(B_A + B_B)^2 + 2C_{iv}(C_A - C_B)} \quad (106)$$

Para fluxo negativo $\rightarrow (C_A - C_B) < 0$:

$$Q_{pi} = C_{iv}(B_A + B_B) - \sqrt{C_{iv}^2(B_A + B_B)^2 - 2C_{iv}(C_A - C_B)} \quad (107)$$

Sendo:

$$C_{iv} = \frac{Q_0^2 \tau}{H_{man}}$$

Onde H_{man} é a altura manométrica total do sistema [L] e Q_0 é a vazão do regime permanente [L^3T^{-1}].

A cota piezométrica, portanto, pode ser calculada por:

$$H_p = \frac{Q_p - C_n}{C_a} \quad (108)$$

3.5 Utilização do Sistema UFC – Módulo 7

O Sistema UFC corresponde a um conjunto de ferramentas computacionais que proporcionam soluções para problemas de Engenharia de Recursos Hídricos. Cada módulo do sistema se destina ao dimensionamento de uma área específica, tais como Drenagem Urbana, Hidrologia, Coleta de Esgoto, Estações Elevatórias e Adutoras e, mais especificamente para este trabalho, o Cálculo do Transitório Hidráulico em sistemas de adução de água, correspondente ao módulo 7 nesse sistema. O UFC 7 teve seus primórdios no UFC 6, que utilizava a linguagem Visual Basic (VBA), quando passou a ser escrito em linguagem Java, a partir da concepção da Programação Orientada a Objeto (POO) (NETO, 2019).

Para a implementação computacional do modelo proposto neste trabalho, foi adicionada à biblioteca do UFC 7 as equações referentes aos itens 3.2, 3.3 e 3.4, cada uma correspondendo a uma nova classe que foi implementada no sistema. O software apresenta uma grande quantidade de bibliotecas, fácil manipulação computacional (BARBOSA et al., 2018, apud PAIVA, 2019), uma vez que trabalha utilizando o princípio da orientação ao objeto, podendo dividir cada etapa do processo distribuindo atribuições em forma de classes e, assim, possibilitando a investigação de erros numéricos de forma pontual. Para tanto, foram utilizadas

as ferramentas de orientação a objeto “Java Development Kit” (JDK), que consistem na base para o desenvolvimento do cálculo do transitório hidráulico do UFC 7.

Ademais, fez-se uso da interface gráfica existente no sistema, de forma a visualizar a configuração das adutoras a serem simuladas, assim como a realização do cálculo e visualização dos resultados de envoltórias máximas e mínimas e gráficos de pressão e vazão em cada seção computacional. De forma complementar, o UFC 7 permite a exportação dos dados para planilhas eletrônicas. Assim, a exibição dos resultados, com a possibilidade de comparação entre as situações simuladas neste trabalho, foi feita através de gráficos elaborados em Microsoft Excel®.

3.6 Sistemas de Adução simulados

O primeiro caso abordado neste trabalho tratou-se da simulação da Adutora IPG utilizando o UFC 7, para fins de validação. Para tanto, foram adotados os dados de entrada empregados pelos autores e o modelo foi calibrado de forma a produzir resultados que sejam próximos aos dados coletados experimentalmente.

Após a validação, os seguintes sistemas hidráulicos foram submetidos a testes:

- Adutora com ferro;
- Adutora Cuiá;
- Adutora Aratuba.

No capítulo 4, estão demonstrados os resultados para três situações: a simulação considerando reservatório a jusante com carga constante com o MOC clássico, a simulação considerando reservatório a jusante com carga constante e adoção do modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000) e a simulação considerando reservatório a jusante com entrada livre para a atmosfera e adoção do modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000). Devido à ausência de dados de lei de fechamento da válvula de retenção dos três últimos sistemas testados, a válvula de retenção se comportou conforme as zonas e quadrantes estabelecidos por Martin (1983). De forma automática, o UFC 7 verifica o critério de estabilidade do número de Courant (Equação (38)), estabelecendo, assim, o Δx e o Δt para cada caso trabalhado.

Os dados de cotas dos nós e comprimentos dos trechos para cada uma das simulações encontram-se no Apêndice deste trabalho, assim como os dados experimentais referentes à Adutora IPG nas seções da bomba e do reservatório.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Adutora IPG

A Adutora IPG corresponde a um sistema elevatório que se utiliza de cinco conjuntos motobombas. Para os testes experimentais, foi considerado apenas um conjunto, sendo simulado o desligamento e posterior fechamento da válvula de retenção a jusante no tempo de 1,77 segundos. A Tabela 1 expõe os dados para as variáveis necessárias ao cálculo do transiente para esse sistema.

Tabela 1 – Dados de entrada – Adutora IPG

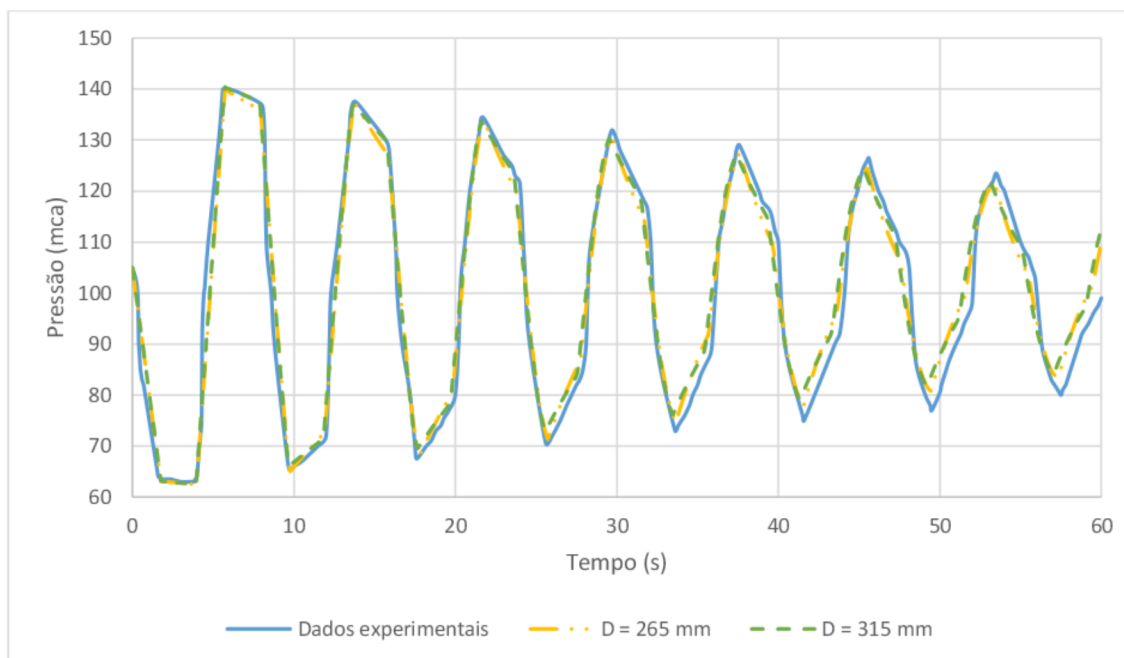
Dados de entrada	
Comprimento total (m)	2.245,62
Vazão inicial (m ³ /s)	0,072
Momento de inércia do conjunto motobomba (m ⁴)	1,034
Rendimento da bomba	0,78
Altura manométrica total (m)	105,00
Rugosidade das tubulações (mm)	0,10
Rotação do rotor (rpm)	3.000,00

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

A Adutora IPG é dotada de uma tubulação principal de ferro fundido com diâmetro de 500 mm com 2.229,62 m, seguida de uma redução para um tubo de PVC de 400 mm e posteriormente uma ramificação para três tubos de PVC de 200 mm, totalizando 16,00 m de PVC. Os dados experimentais foram obtidos através dos ensaios e coleta por medidores de pressão a uma frequência de 50 Hz, conversores de sinal de 4-20 mA para 0-10 V, dois computadores portáteis e software para aquisição dos dados (SOARES; COVAS; RAMOS, 2013).

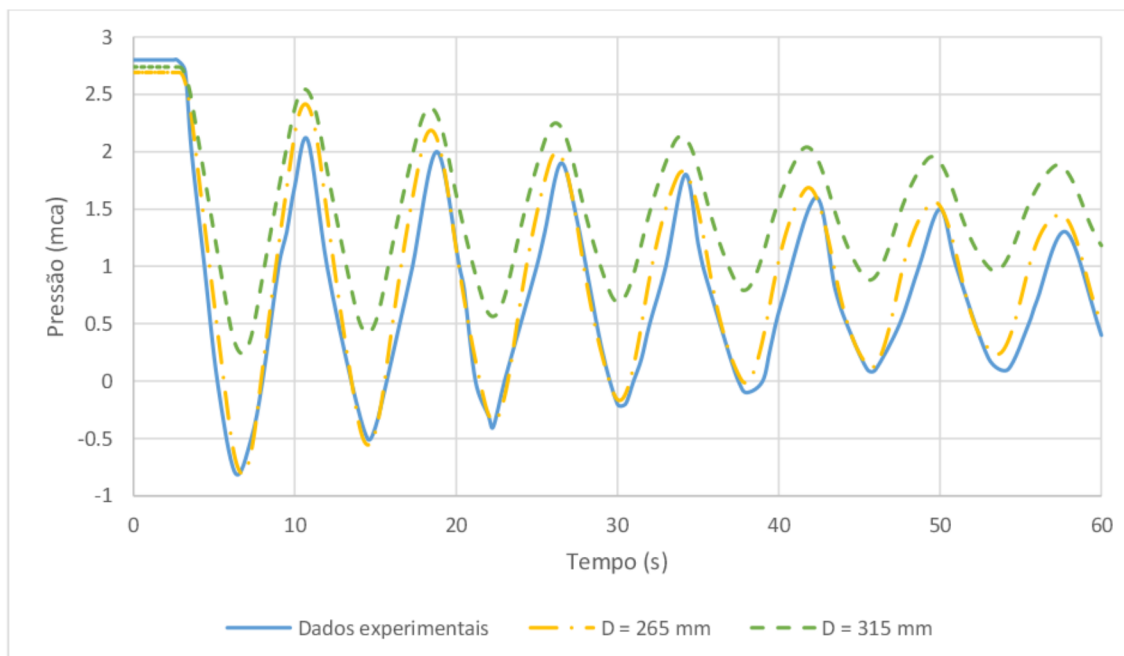
Os autores consideraram um diâmetro equivalente de 315 mm para a última porção da adutora. Entretanto, durante a análise de compatibilidade entre o resultado gerado pelo UFC 7 e aquele fornecido pela coleta dos medidores de pressão, foram testados outros diâmetros, de forma a calibrar o modelo conforme os dados experimentais. As Figuras 14 e 15 a seguir ilustram a comparação da utilização de diâmetros de 265 mm e 315 mm na última porção da adutora com os dados coletados por Soares, Covas e Ramos (2013).

Figura 14 – Comparação dos dados experimentais com os dados simulados na seção da bomba para os diâmetros de 265 mm e 315 mm na última porção da adutora



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Figura 15 – Comparação dos dados experimentais com os dados simulados na seção do reservatório para os diâmetros de 265 mm e 315 mm na última porção da adutora



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Durante o processo de calibração, notou-se que, na seção da bomba, houve pouca influência da mudança de diâmetro nos resultados encontrados e, no geral, os resultados ficaram bem próximos dos dados experimentais.

Na seção do reservatório é onde se nota a maior influência da mudança do diâmetro, devido à proximidade da última porção da adutora com o reservatório de jusante. De modo geral, quanto maior o diâmetro considerado, menores são os picos de pressão gerados. Para se adequar aos dados experimentais, foram testadas variações desse diâmetro, tendo sido considerado 265 mm o diâmetro ótimo para a configuração da Adutora IPG.

Assim, a Tabela 2 ilustra os demais dados de entrada que foram utilizados durante o cálculo do transiente gerado pelo desligamento da bomba da Adutora IPG e a Tabela 3 exhibe os dados utilizados para a simulação.

Tabela 2 – Dados acerca das tubulações presentes na Adutora IPG

Dados da tubulação		
Parâmetro	Ferro fundido	PVC
Diâmetro interno (m)	505,00	265,00
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 do regime permanente	0,042	0,016

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tabela 3 – Dados da simulação da Adutora IPG

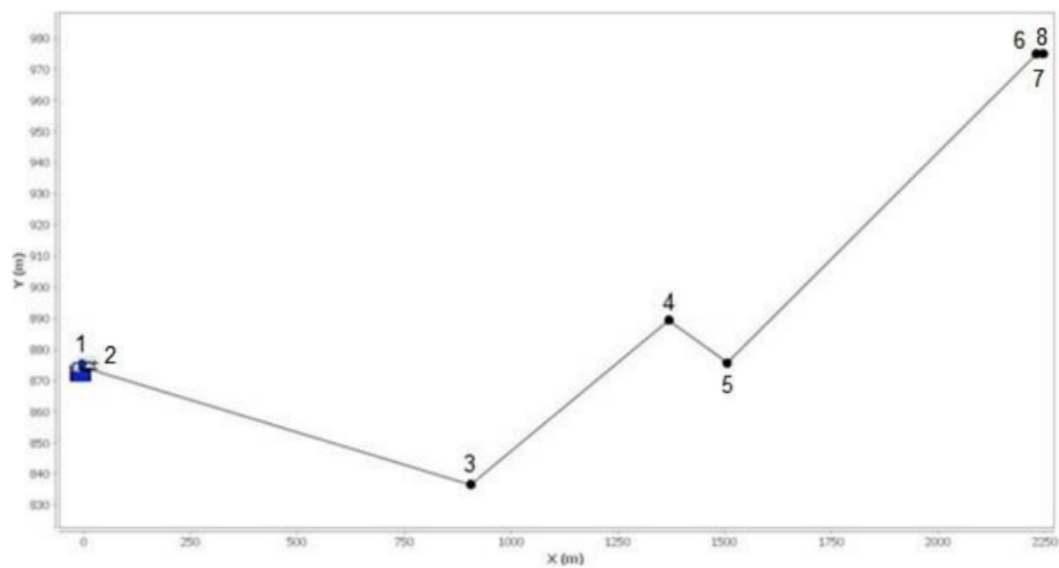
Dados da simulação	
Duração da simulação (s)	60,00
Número de divisões do menor trecho	1
Densidade do fluido (kg/m ³)	999,00
Módulo de elasticidade do fluido (Pa)	$2,19 \times 10^{19}$
Viscosidade cinemática (m ² /s)	$0,998 \times 10^{-6}$

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

A Figura 16 ilustra a Adutora IPG esquematizada no UFC 7, contendo o sistema de recalque, as seções computacionais estabelecidas com as cotas e comprimentos, assim como a condição de contorno de reservatório com entrada livre para a atmosfera no extremo jusante. Os trechos 1-2, 2-3, 3-4, 4-5 e 5-6 são compostos de Ferro Fundido, enquanto que os trechos 5-

6 e 6-7 são de PVC. O trecho 1-2 é referente à seção da válvula de retenção. O trecho 6-7 refere-se à redução para o tubo de PVC de 400 mm, enquanto que o trecho 7-8 refere-se à tubulação de PVC de 265 mm com o final no reservatório de jusante.

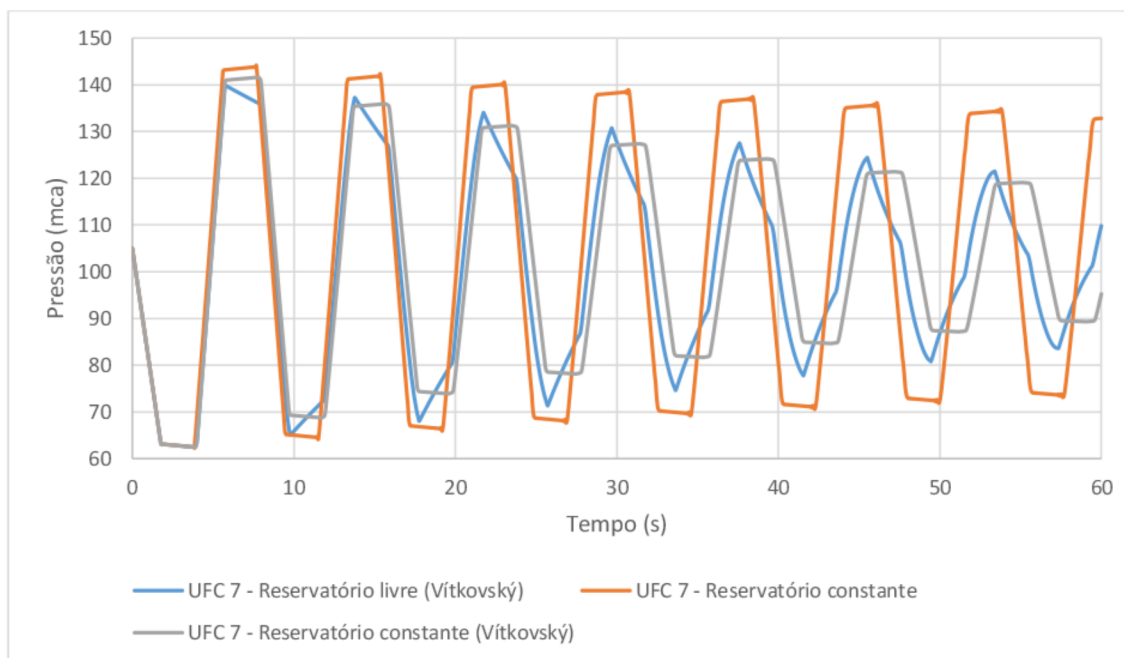
Figura 16 – Visualização da Adutora IPG com reservatório livre a jusante no UFC 7 com as numerações de cada nó



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Com a simulação da paragem do conjunto motobomba, os seguintes resultados foram obtidos:

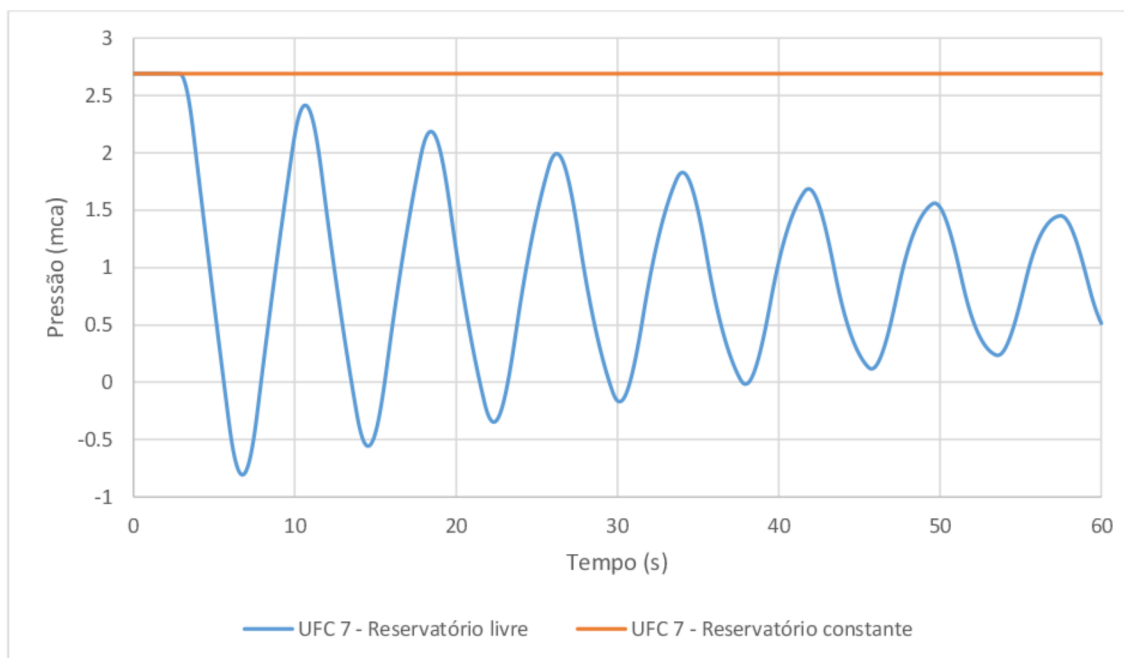
Figura 17 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora IPG



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Os valores de pressão para os três casos 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 e MOC clássico, maiores valores de sobrepressão são observados no decorrer do tempo. Além disso, nessa situação, os picos apresentam um aspecto aproximadamente linear, algo também observado para a situação de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000). Para a situação de reservatório com entrada livre, os picos 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 que o transiente vai ocorrendo, demonstrando uma atenuação consideravelmente maior daquela que ocorre com o reservatório constante e MOC clássico. Para o caso de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000), os picos são os mais amortecidos dentre as três situações, tendo sido observada maior atenuação na subpressão do que na sobrepressão.

Figura 18 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora IPG

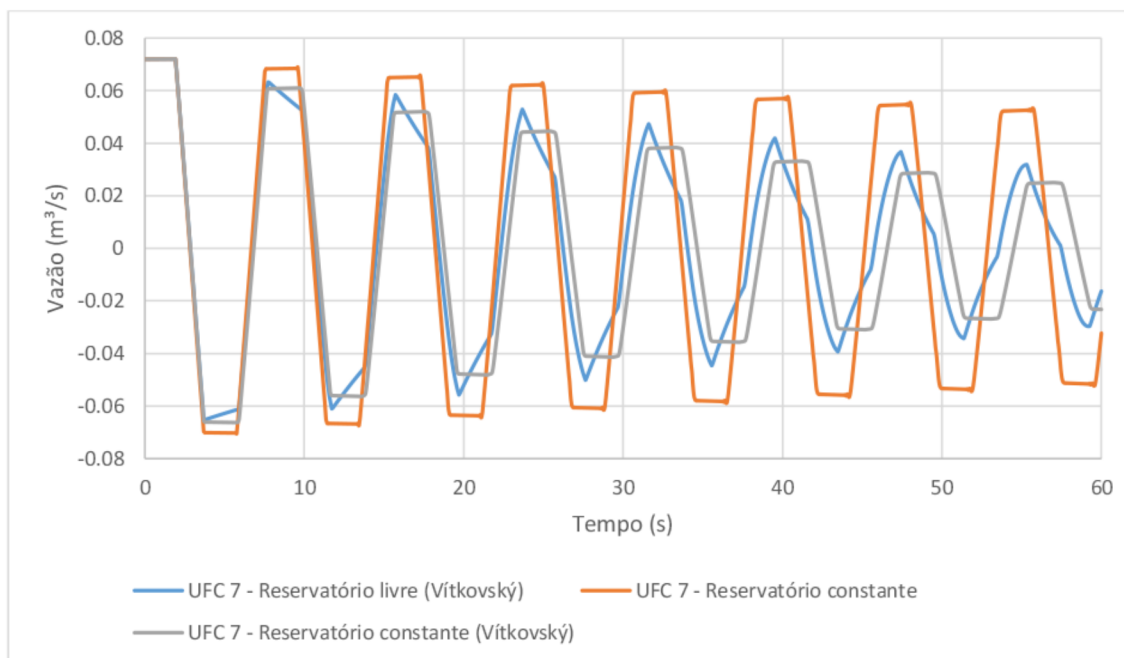


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

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 pressão provocada pela coluna líquida presente ao considerar a entrada pela parte inferior do reservatório. Além disso, nota-se que a pressão tende a se estabilizar em um valor inferior àquele do reservatório constante e regime permanente anterior.

Em termos de vazão, na seção do reservatório foi obtido o seguinte resultado:

Figura 19 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora IPG

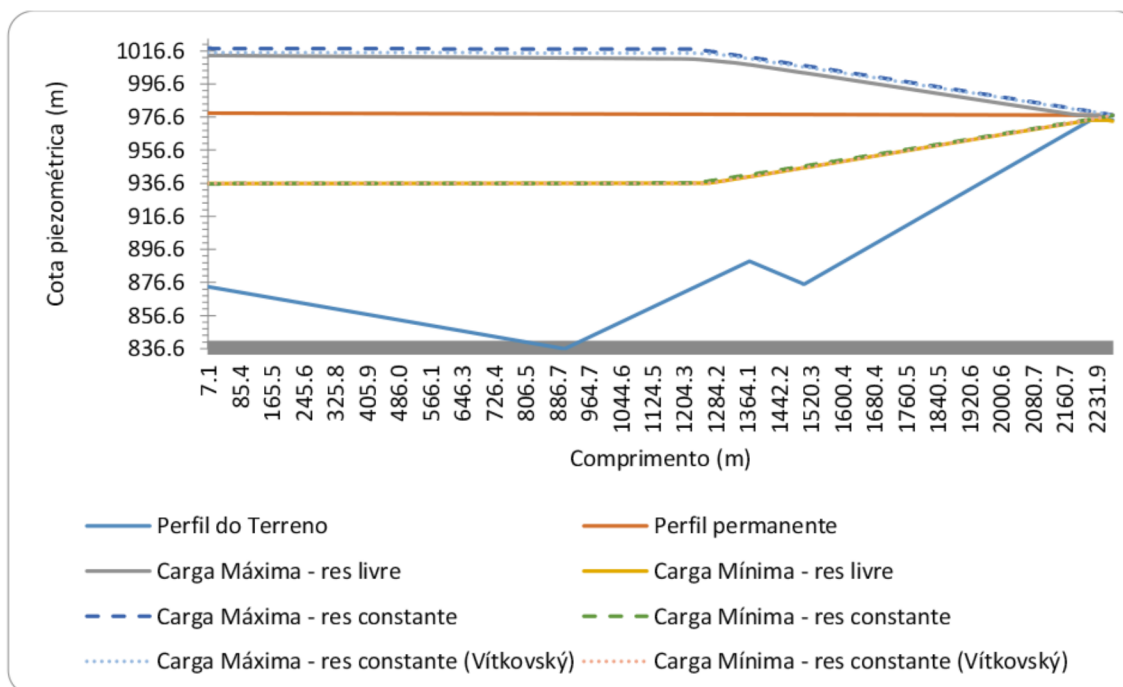


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

De forma semelhante à pressão, percebe-se maior amortecimento da vazão quando é comparado reservatório com entrada livre e reservatório com carga constante e MOC clássico, assim como o formato dos picos se comporta de maneira similar ao de pressão na seção da bomba. No entanto, nota-se maior amortecimento da vazão do que da pressão, situação que já é presente a partir do primeiro pico de subpressão. A situação com vazão mais amortecida dentre as três é a de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000).

A Figura 20 demonstra a comparação entre as envoltórias de máxima e mínima para essa situação simulada:

Figura 20 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora IPG



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Para o caso das envoltórias, há pouca diferença entre a envoltória máxima da situação que considera apenas o reservatório constante e MOC clássico e daquela que considera reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000). Nota-se que a envoltória mínima para os três casos coincide, com exceção da última porção da tubulação, onde há um alívio de aproximadamente 3,10 mca em relação ao perfil permanente para a condição de contorno do reservatório livre. No caso da envoltória máxima do reservatório livre, ocorre um alívio em toda a adutora. Para essa análise, a situação de reservatório livre foi a que forneceu a maior atenuação de pressões. Comparando a envoltória máxima dessa situação com a envoltória máxima do reservatório constante e MOC clássico, existe uma diferença média de 0,47%, em termos relativos. Comparando as situações de reservatório constante e MOC clássico e reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000), a diferença entre as duas envoltórias máximas foi de 0,15% em média, em termos relativos. Na situação de reservatório livre, a envoltória máxima coincide com o perfil permanente em torno dos 2.177,90 m da adutora, situação não observada para as outras duas situações.

A seguir, estão expostas na Tabela 4 as informações referentes às pressões máximas e mínimas de cada nó analisado, para as três situações analisadas neste trabalho.

Tabela 4 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora IPG

Nós	Contorno	Pressão (mca)	Reservatório livre		Reservatório constante		Reservatório constante (Vitkovský)	
			Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)
1	Res. de Montante e Bomba	105,000	139,851	41,063	144,212	42,552	141,634	44,103
2	Válvula de Retenção	104,988	139,851	62,428	144,212	62,248	141,634	62,411
3	Junção	141,896	175,716	99,997	181,183	100,011	178,814	99,984
4	Junção	88,841	118,854	51,211	123,383	52,395	122,433	51,211
5	Junção	102,467	127,642	70,287	132,020	71,300	131,209	70,286
6	Junção	2,770	2,790	-0,229	5,065	0,315	4,890	0,309
7	Junção	2,770	2,787	-0,230	5,042	0,338	4,863	0,341
8	Reservatório de Jusante	2,690	2,692	-0,807	2,690	2,690	2,690	2,690

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Nota-se que a situação com reservatório livre apresentou valores menores para a sobrepressão em todos os pontos da adutora, tendo um valor médio de 3,45 mca de diferença para a situação com reservatório constante e MOC clássico, sendo a diferença maior localizada na junção 3 (5,467 mca). A menor diferença de sobrepressões observada para esses dois modelos encontra-se na seção do reservatório (0,002 mca). Comparando o modelo do reservatório constante e MOC clássico com o modelo de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), a diferença média de pressões foi de 1,21 mca, sendo a maior diferença localizada na seção da bomba. Além disso, a junção 3 é o ponto mais crítico em termos de sobrepressão para os três casos, devido a este ser o ponto mais baixo da adutora.

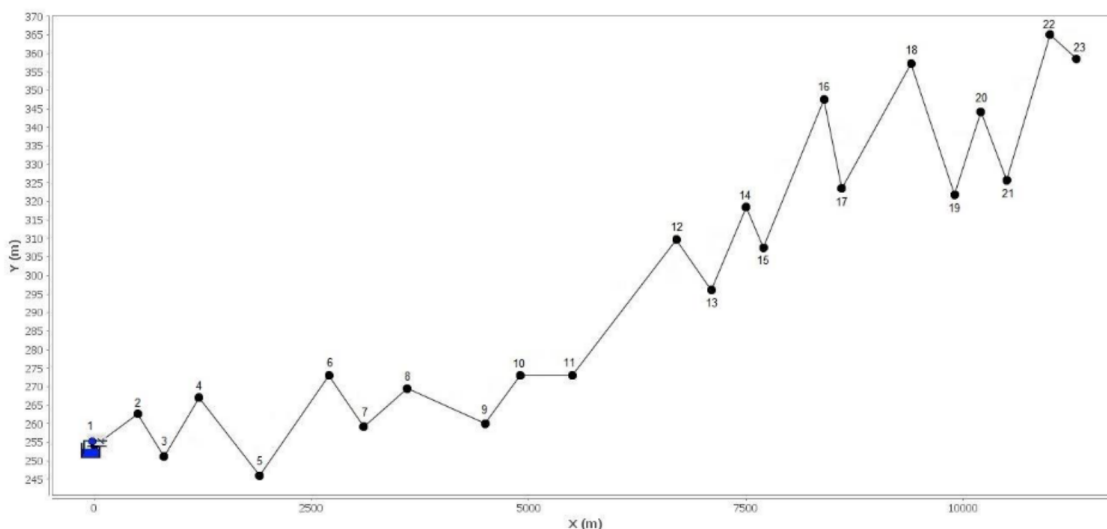
Para a subpressão, a diferença entre reservatório livre e reservatório constante e MOC clássico apresentou um valor menor, em média 1,06 mca em toda a adutora, sendo o ponto com maior diferença o do reservatório (3,497 mca). Comparando reservatório constante e MOC clássico com reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), essa diferença média foi de 0,49 mca. Além disso, para as duas situações com reservatório constante, não foram observadas pressões negativas para esta adutora, situação diferente do que ocorre com o reservatório livre, em que são observadas pressões negativas nas junções 6 e 7 e na seção do reservatório, sendo esta a principal diferença da consideração de

reservatório livre. Em relação aos pontos mais críticos da adutora, a situação é diferente em relação à subpressão: para a condição que utiliza o reservatório livre, o ponto mais crítico é na seção do reservatório, enquanto que para as duas condições que consideram reservatório constante, o ponto mais crítico é a junção 6. Essa diferença se dá pela adoção da nova condição de contorno, uma vez que tanto a seção do reservatório como a junção 6 apresentam a mesma cota e o contato com a pressão atmosférica resulta nas pressões negativas nesse ponto para o caso de reservatório com entrada livre.

4.2 Adutora com ferro

O segundo caso apresentado neste trabalho trata-se da Adutora com ferro, composta de Ferro Fundido K7 JTI e cujo perfil apresenta variadas declividades, conforme pode ser percebido observando-se a Figura 21.

Figura 21 – Visualização da Adutora com ferro no UFC 7 com reservatório livre a jusante com as numerações de cada nó



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

O transitório hidráulico foi gerado a partir do desligamento do sistema de recalque. Os seguintes dados de entrada e de simulação foram adotados:

Tabela 5 – Dados de entrada adotados para a Adutora com ferro

Dados de entrada	
Comprimento total (m)	11.300,00
Vazão inicial (m ³ /s)	0,016
Momento de inércia do conjunto motobomba (m ⁴)	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 do regime permanente	0,023

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

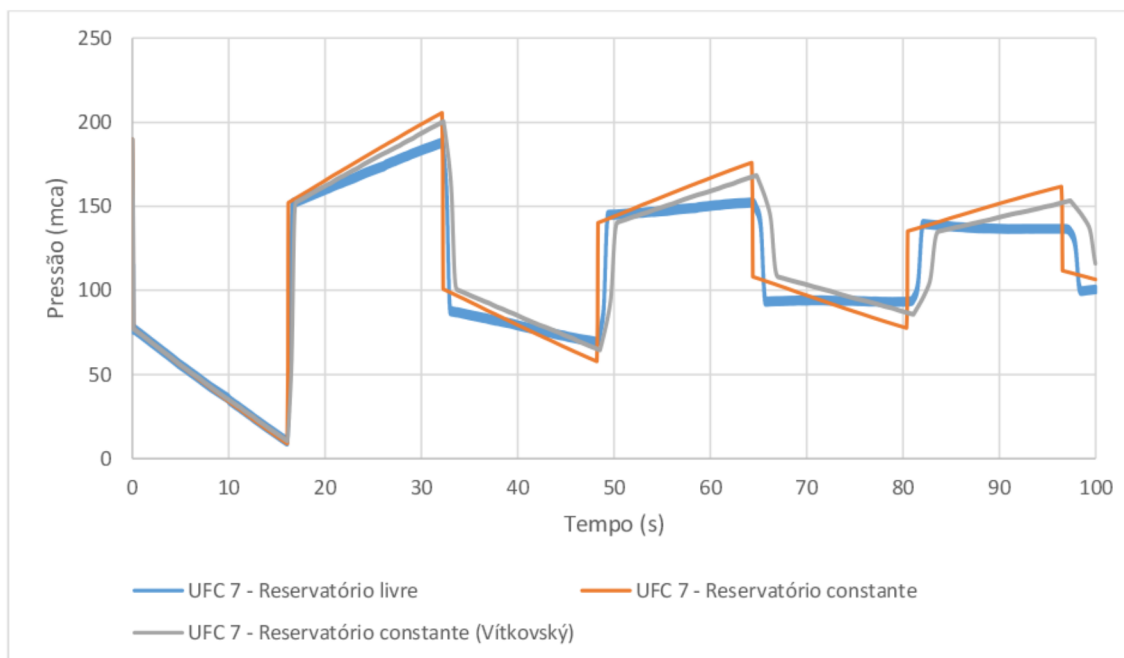
Tabela 6 – Dados de simulação da Adutora com ferro

Dados da simulação	
Duração da simulação (s)	100,00
Número de divisões do menor trecho	7
Densidade do fluido (kg/m ³)	1.000,00
Módulo de elasticidade do fluido (Pa)	2,19 x 10 ¹⁹
Viscosidade cinemática (m ² /s)	1,000 x 10 ⁻⁶

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Com a simulação realizada no UFC 7, os seguintes gráficos foram gerados:

Figura 22 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora com ferro

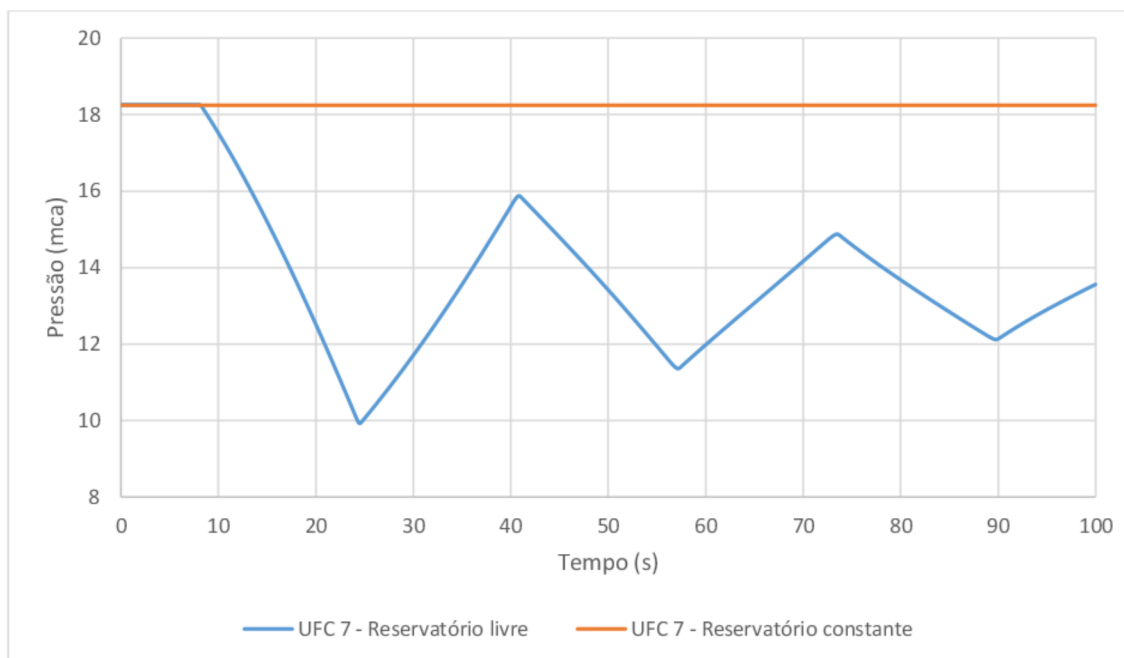


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Percebe-se que a consideração de reservatório com entrada livre gerou menores valores de subpressão e sobrepressão na seção da bomba. O primeiro pico de subpressão coincide nas três situações 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 reservatório de jusante e MOC clássico, em que ocorre um pico maior que é rapidamente dispersado. Ao considerar reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), os picos apresentam aspecto semelhante ao do MOC clássico, mas tendem a levar mais tempo até serem amortecidos. 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 23 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora com ferro

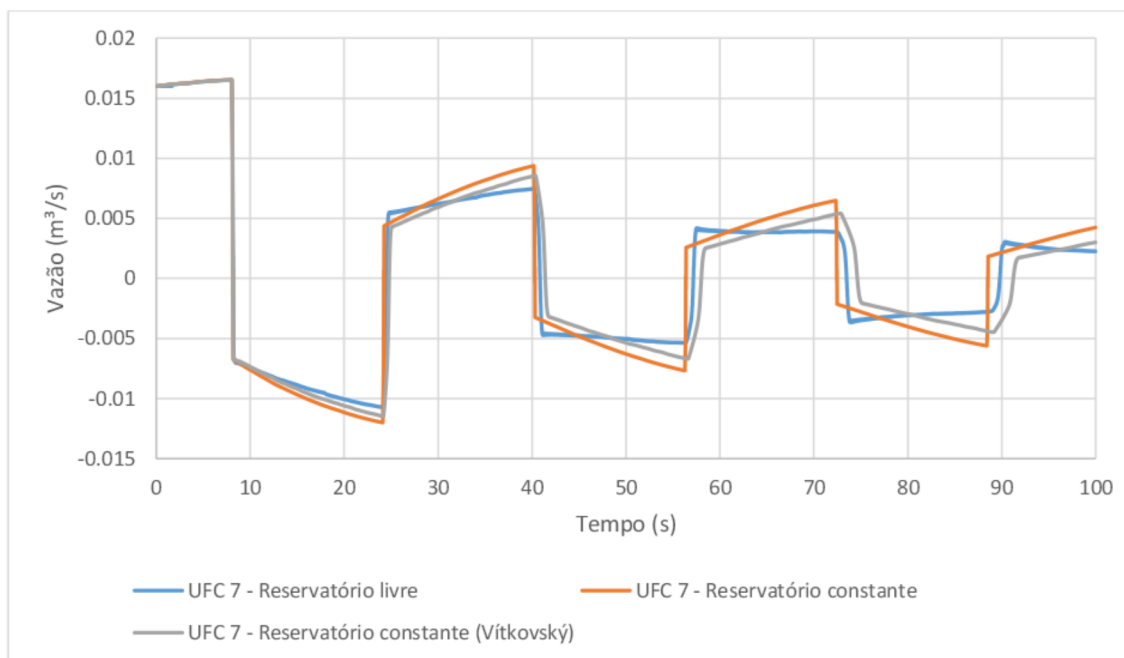


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

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 mca para 15,87 mca no primeiro pico de sobrepressão. Essa condição se observa devido ao comprimento da adutora ser maior, o que propicia um maior tempo de viagem da onda de pressão, resultando em maior decaimento de seu valor. Além disso, isso é causado pela maior altura manométrica nesse caso em relação ao anterior. O comprimento maior também incide na quantidade de picos de pressão, que é menor nessa situação quando comparada à Adutora IPG.

No caso dos valores de vazão, o seguinte resultado foi obtido para a simulação:

Figura 24 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora com ferro

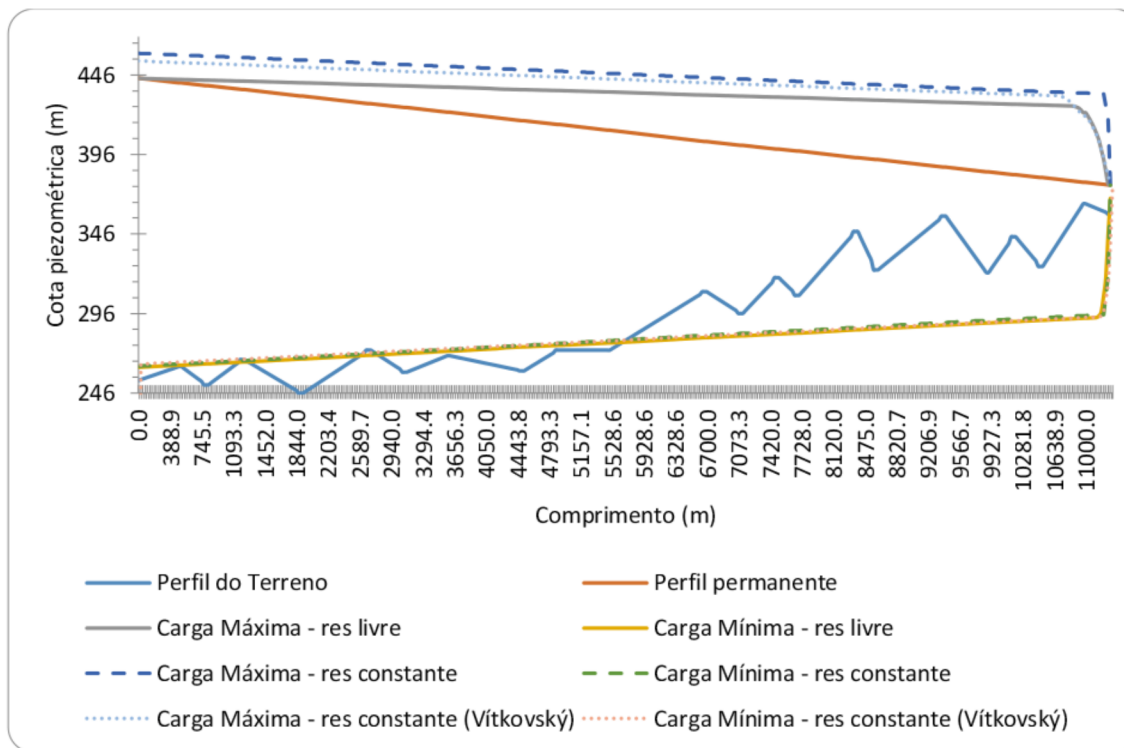


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

A vazão apresenta comportamento semelhante à pressão na seção da bomba para os três casos. No entanto, ocorre maior amortecimento da vazão do que da pressão, comportamento já observado a partir do primeiro pico de subpressão.

As envoltórias geradas, comparando as três situações de reservatório de jusante, podem ser observadas na Figura 25.

Figura 25 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora com ferro



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tanto a envoltória máxima como a mínima encontram-se no mesmo ponto no extremo jusante da adutora, para os dois casos de reservatório constante. Essa situação também é observada para o reservatório livre, mas apenas para a envoltória máxima. Ao comparar as envoltórias máximas da situação de reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico, ocorre um maior amortecimento quando comparado à Adutora IPG, sendo esse valor médio em torno de 2,72%, em termos relativos. Comparando-se as duas modelagens com reservatório constante, essa diferença média foi de 0,95%. As envoltórias mínimas nos três casos coincidem, com exceção da última porção da adutora, onde ocorre um alívio de aproximadamente 8,32 mca em relação ao perfil permanente, para o caso de reservatório com entrada livre.

Observa-se, ademais, que o primeiro ponto da envoltória máxima da situação com reservatório livre coincide com o perfil permanente, o que reflete uma condição vantajosa para a bomba, uma vez que esta inicia o regime transitório com o valor do regime permanente anterior.

A Tabela 7 mostra os valores obtidos para pressão máxima e mínima para cada caso analisado.

Tabela 7 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora com ferro

Nós	Contorno	Pressão (mca)	Reservatório livre		Reservatório constante		Reservatório constante (Vitkovský)	
			Pressão Máx (mca)	Pressão Min (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Min (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Min (mca)
1	Res. de Montante, Bomba e Válvula de Retenção	190,000	190,000	9,137	205,625	8,923	200,963	10,135
2	Junção	178,324	180,459	1,771	195,824	1,627	191,227	2,758
3	Junção	188,039	191,520	14,126	206,643	13,993	202,163	15,059
4	Junção	169,858	175,172	-0,544	189,902	-0,609	185,533	0,314
5	Junção	186,692	195,124	22,390	209,336	22,377	205,103	23,188
6	Junção	154,930	166,843	-2,293	180,472	-2,258	176,418	-1,608
7	Junção	166,350	179,986	12,681	193,276	12,809	189,266	13,307
8	Junção	153,074	168,905	3,782	181,828	3,958	177,965	4,346
9	Junção	157,217	176,882	15,937	189,320	15,980	185,725	16,118
10	Junção	141,837	163,300	3,965	175,347	4,207	171,875	4,229
11	Junção	138,266	162,458	5,417	173,997	5,909	170,675	5,792
12	Junção	94,424	123,804	-28,021	134,603	-27,397	131,589	-27,756
13	Junção	105,643	136,741	-13,327	147,260	-12,608	144,386	-13,098
14	Junção	80,862	113,675	-34,594	123,907	-33,805	121,225	-34,434
15	Junção	90,672	124,315	-23,013	134,442	-22,225	131,774	-22,873
16	Junção	46,506	83,042	-61,009	92,847	-60,203	90,298	-60,929
17	Junção	69,315	106,647	-36,378	116,318	-35,528	113,831	-36,360
18	Junção	30,854	71,584	-67,789	80,788	-66,899	78,576	-67,966
19	Junção	63,278	106,154	-31,014	115,093	-30,105	112,935	-31,283
20	Junção	39,093	83,232	-52,533	92,034	-51,664	89,926	-52,801
21	Junção	55,807	101,237	-33,194	109,865	-32,307	107,837	-33,479
22	Junção	13,531	56,118	-71,183	69,517	-70,266	54,990	-71,473
23	Reservatório de Jusante	18,246	18,264	9,865	18,246	18,246	18,246	18,246

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Para a Adutora com ferro, ocorre uma diferença maior de valores de sobrepressão quando comparado à Adutora IPG. Comparando-se o reservatório livre com o reservatório constante e MOC clássico, esse valor ficou, em média, em torno de 11,35 mca, sendo a maior diferença localizada na seção da bomba (15,625 mca). Isso configuraria, em termos práticos, um erro de superdimensionamento de possíveis dispositivos de proteção à bomba, já que a simplificação de consideração de carga constante implicaria em um valor consideravelmente

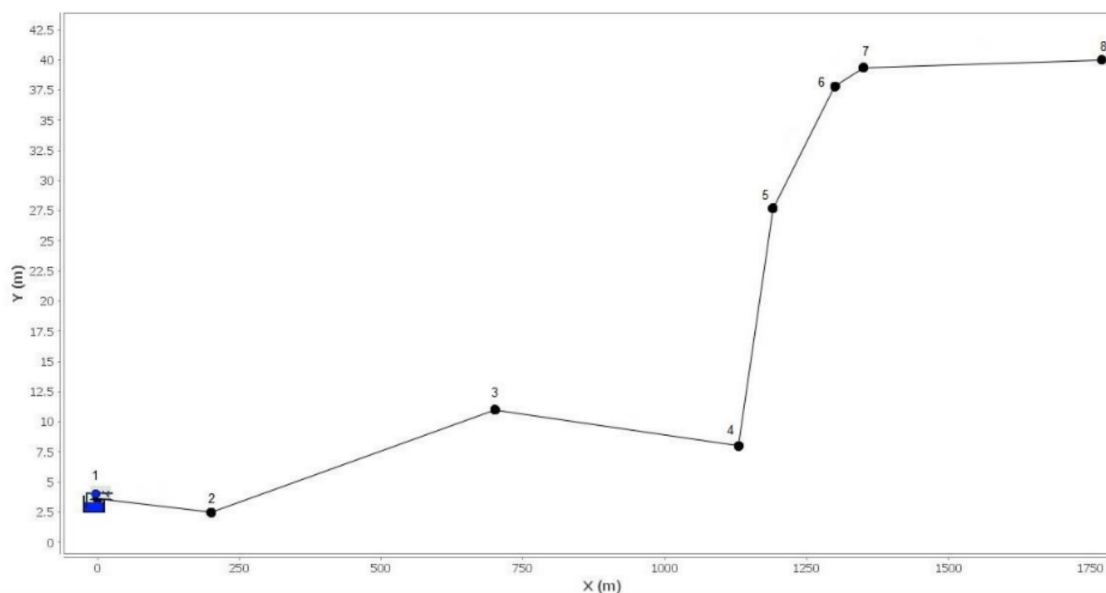
maior nesse ponto e, portanto, adoção de soluções com maiores custos de instalação e operação. A seção do reservatório foi o ponto onde a diferença entre as duas pressões máximas foi menor (0,018 mca). Comparando-se reservatório constante e MOC clássico com reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), a diferença média foi de 3,65 mca e a maior diferença foi na junção 22 (14,527 mca). O ponto mais crítico de sobrepressão nas três situações foi a junção 5, pelo fato de este ser o ponto com a menor cota da adutora.

A subpressão não apresentou grandes diferenças, sendo esse valor de 0,83 mca, em média, quando comparados reservatório livre e reservatório com carga constante com MOC clássico, e 0,71 mca quando comparados reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000). Na primeira comparação, o ponto onde a diferença se tornou consideravelmente maior quando comparado aos demais foi na seção do reservatório (8,381 mca). Nas três modelagens, os menores valores de pressão foram observados na junção 22, reflexo de este ser o ponto mais elevado da adutora.

4.3 Adutora Cuiá

O terceiro caso deste trabalho refere-se à Adutora Cuiá, composta de tubulação de PVC DEFoFo, cujo perfil é aproximadamente linear, com exceção do trecho 4-5, que apresenta uma declividade acentuada, conforme observado na Figura 26.

Figura 26 – Visualização da Adutora Cuiá no UFC 7 com reservatório livre a jusante com as numerações de cada nó



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Os seguintes dados de entrada e de simulação foram utilizados para o transiente gerado pelo desligamento da bomba nesta adutora:

Tabela 8 – Dados de entrada adotados para a Adutora Cuiá

Dados de entrada	
Comprimento total (m)	1.770,00
Vazão inicial (m ³ /s)	0,1010
Momento de inércia do conjunto motobomba (m ⁴)	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 do regime permanente	0,0072

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

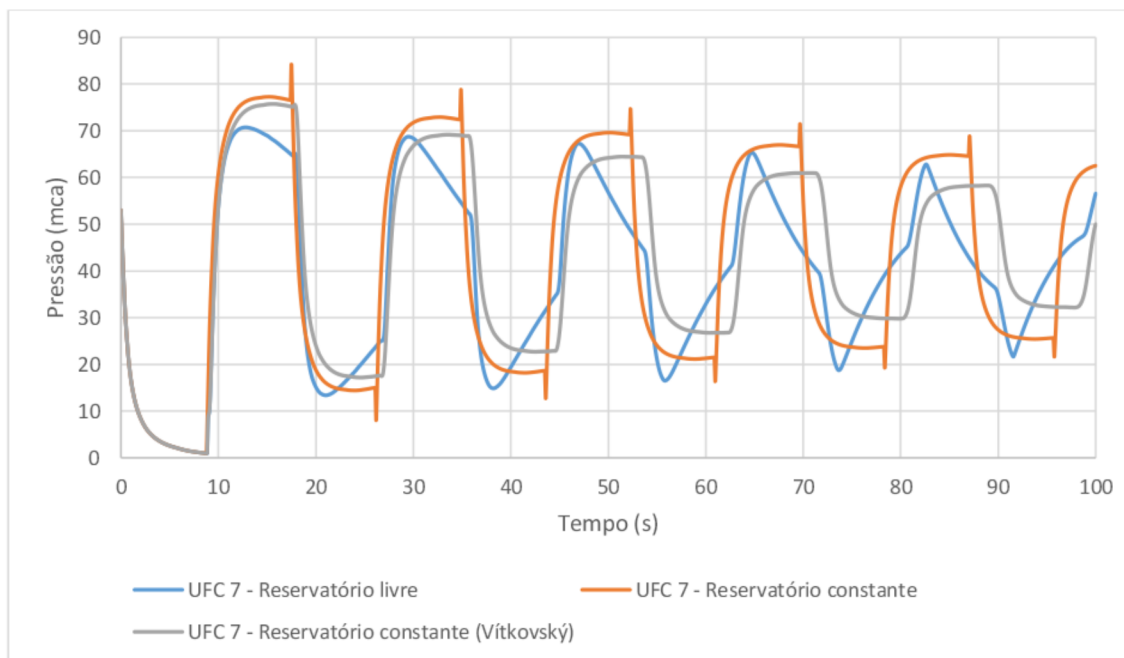
Tabela 9 – Dados de entrada adotados para a Adutora Cuiá

Dados da simulação	
Duração da simulação (s)	100,00
Número de divisões do menor trecho	7
Densidade do fluido (kg/m ³)	999,00
Módulo de elasticidade do fluido (Pa)	2,19 x 10 ¹⁹
Viscosidade cinemática (m ² /s)	0,998 x 10 ⁻⁶

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

No UFC 7, geraram-se os seguintes gráficos:

Figura 27 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Cuiá



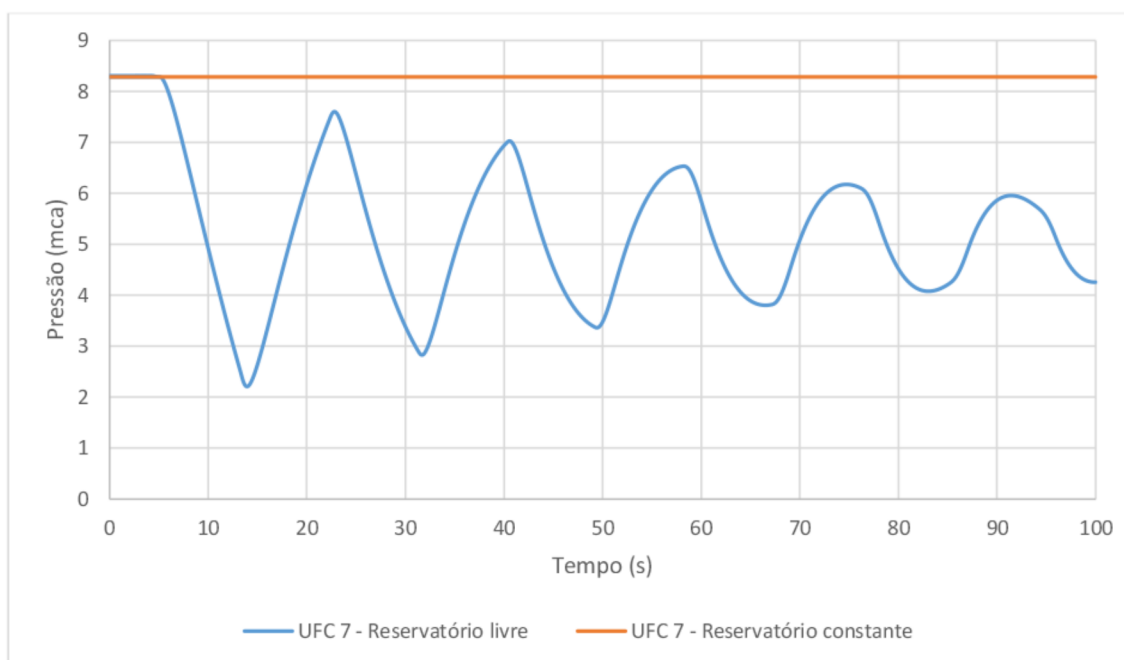
Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Na seção da bomba, o primeiro pico de subpressão coincide para as três situações. A partir do primeiro pico de sobrepressão, os valores máximos de pressão são sempre maiores considerando o reservatório constante e MOC clássico ao comparar com reservatório livre. Para a subpressão, até o terceiro pico mínimo, a situação considerando reservatório constante e MOC clássico apresenta valores menores de pressão. Do quarto pico mínimo até o último mostrado na Figura 27, os valores de subpressão praticamente são os mesmos para reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico, diferindo apenas no momento em que ocorrem. A

situação de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000) fornece os valores mais atenuados de sobrepressão e subpressão com aspecto semelhante ao reservatório constante com MOC clássico.

O formato dos picos torna-se diferente comparando-se a adoção de reservatório livre e reservatório constante. 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 28 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Cuiá



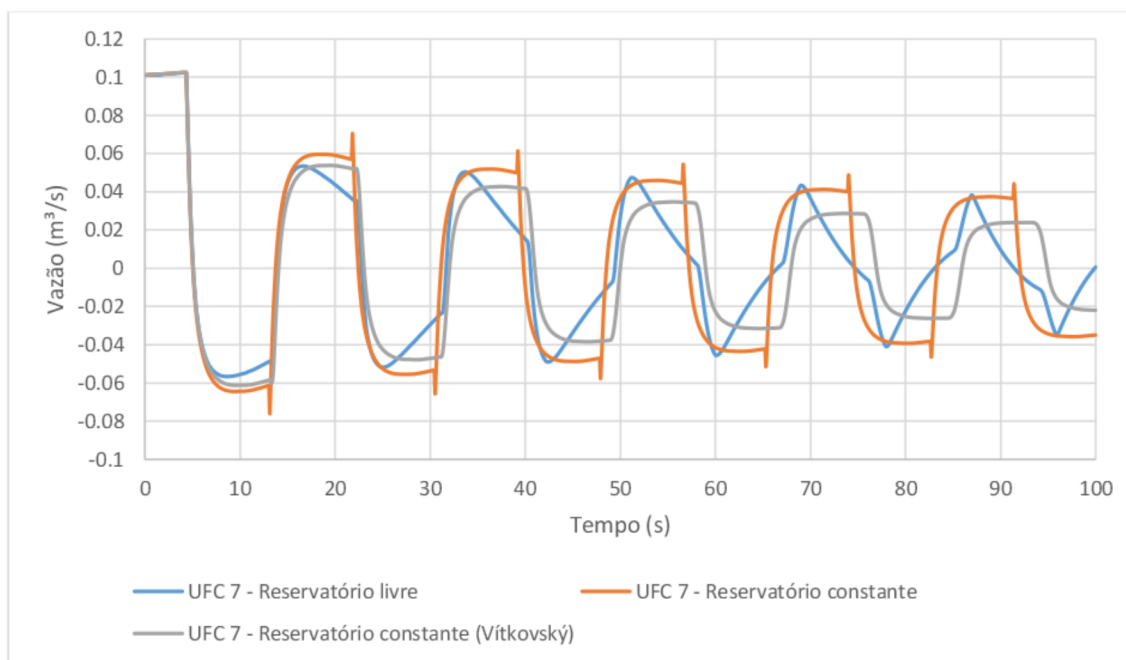
Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Até cerca de 5,18 segundos, ocorre a coincidência dos valores de pressão para as duas situações 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, fator que colabora para a menor dispersão das ondas de pressão e, portanto, menor amortecimento destes valores na seção do reservatório. Ademais, essa condição também é observada devido à menor altura manométrica em relação ao segundo caso analisado. Além

disso, a quantidade de picos de pressão é maior do que aquela da Adutora com ferro, consequência do menor comprimento.

Ademais, nota-se que, após os 100 segundos de transitório, a pressão tem uma tendência a se estabilizar em torno de 5,00 mca, menor do que o valor inicial, refletindo o amortecimento da pressão devido à conexão da tubulação à entrada superior do reservatório de jusante e o contato com a pressão atmosférica.

Figura 29 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Cuiá

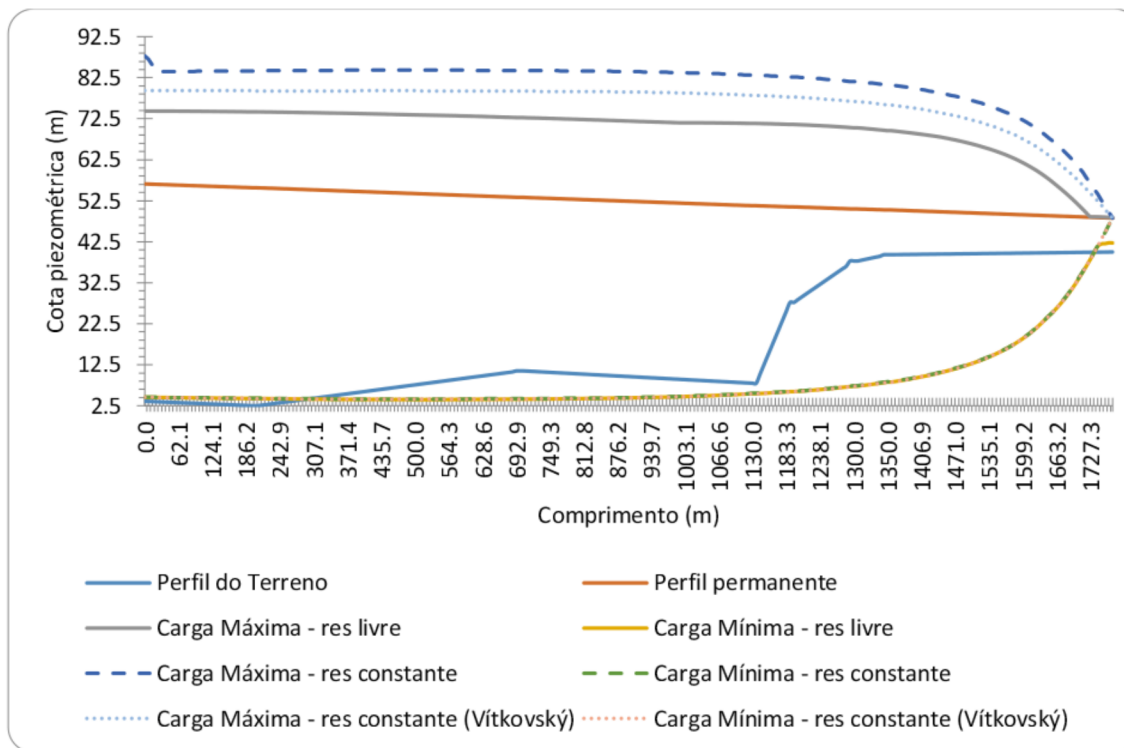


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Percebe-se o aspecto semelhante do gráfico de vazão em relação ao de pressão na seção da bomba para este caso analisado. No entanto, a vazão tem maior amortecimento já no primeiro pico de subpressão. A partir desse ponto, a vazão sempre apresenta picos menores para o caso de reservatório livre quando comparado ao reservatório constante e MOC clássico. A situação de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000) fornece os picos mais atenuados de vazão.

As envoltórias geradas podem ser observadas na Figura 30.

Figura 30 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora Cuiá



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Nota-se a coincidência da envoltória mínima do reservatório livre com as demais até cerca de 1.741,50 m da adutora. A partir desse ponto, a envoltória mínima da situação do reservatório com entrada livre apresenta um alívio de pressão de cerca de 6,21 mca em relação ao perfil permanente. Nos casos de reservatório constante, a envoltória mínima coincide com o perfil permanente no último ponto da adutora. Em relação à envoltória máxima, ocorre um alívio em toda a extensão da adutora. Em termos relativos, a média de atenuação dos valores de pressão máxima foi de 13,32%, aproximadamente, ao comparar reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico. Esse valor foi de 5,87% quando analisados reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000). Além disso, a partir de 1.727,30 m da adutora até o seu último ponto, o regime permanente coincide com a envoltória máxima de pressão do reservatório livre.

A Tabela 10 exibe as pressões máximas e mínimas resultantes da simulação do golpe de ariete para as situações considerando reservatório com entrada livre e reservatório constante a jusante.

Tabela 10 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora Cuiá

Nós	Contorno	Pressão (mca)	Reservatório livre		Reservatório constante		Reservatório constante (Vitkovský)	
			Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)
1	Res. de Montante, Bomba e Válvula de Retenção	53,000	70,749	0,934	84,213	0,951	75,762	0,936
2	Junção	53,169	71,674	1,761	81,685	1,814	76,812	1,774
3	Junção	42,316	61,767	-6,892	73,235	-6,769	68,207	-6,837
4	Junção	43,293	63,356	-2,555	75,122	-2,488	70,218	-2,575
5	Junção	23,320	43,417	-21,738	54,994	-21,675	50,101	-21,758
6	Junção	12,693	32,486	-30,511	43,736	-30,429	38,902	-30,530
7	Junção	10,907	30,239	-31,073	41,346	-30,974	36,525	-31,091
8	Reservatório de Jusante	8,281	8,306	2,209	8,281	8,281	8,281	8,281

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

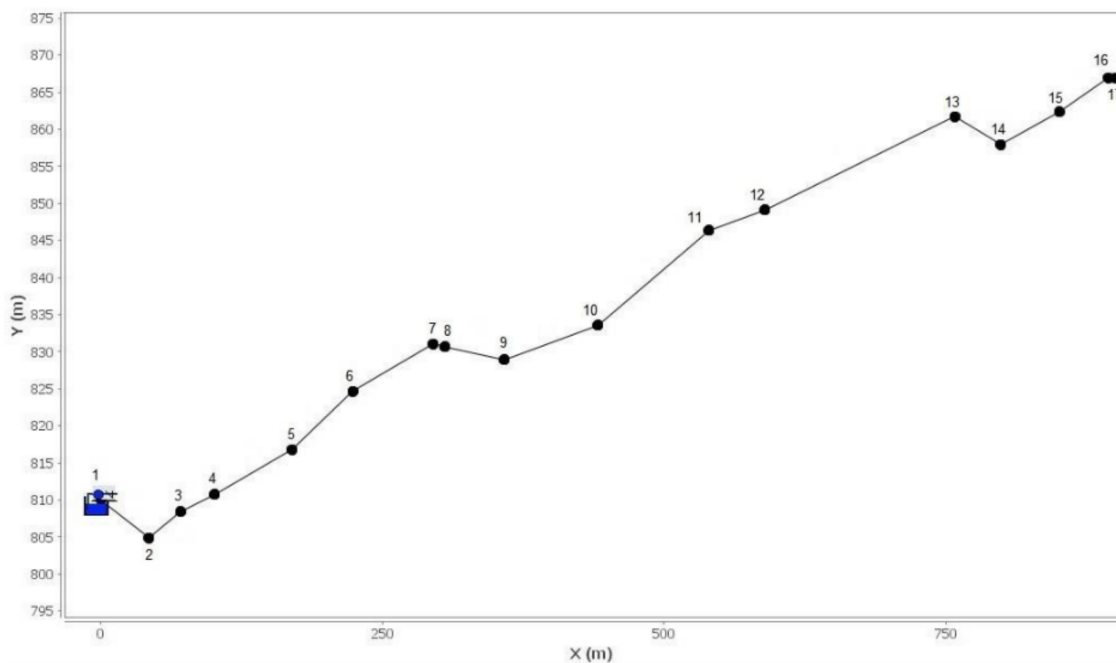
A Adutora Cuiá apresentou um valor médio de 10,08 mca de diferença de sobrepressões entre reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico comparando-se todos os pontos da adutora. Na seção da bomba foi onde essa diferença tornou-se maior (13,464 mca). Para esse caso, novamente nota-se um possível equívoco de superdimensionamento decorrente da adoção de carga constante no reservatório de jusante, o que pode resultar em adoção de soluções menos viáveis economicamente. Nessa comparação, o ponto onde houve a menor diferença de sobrepressões foi a seção do reservatório (0,025 mca). Comparando-se reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), a diferença média de sobrepressões foi de 4,73 mca, sendo na seção da bomba onde essa diferença foi a maior (8,451 mca). Para a adutora analisada, há uma diferença entre os pontos mais críticos para a sobrepressão: para a consideração de reservatório com entrada livre, a junção 2 apresentou valor maior, enquanto que para o reservatório constante e MOC clássico, foi na seção da bomba onde ocorreu a maior sobrepressão. No caso de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), o ponto mais crítico de sobrepressões foi a junção 2. Nos três casos, isso se observa devido a estes serem os pontos de menores cotas da adutora, sendo essa diferença possivelmente resultante do método numérico utilizado em cada modelagem.

No caso da subpressão, houve pouca diferença quando comparadas as situações, sendo obtido um valor médio de 0,822 mca ao comparar reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico, e 0,064 mca comparando reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000). Para a primeira comparação, na seção do reservatório, essa diferença atingiu seu maior valor (6,072 mca). O ponto mais crítico de subpressão observado para as três modelagens foi a junção 7.

4.4 Adutora Aratuba

Composta de PVC DEFoFo, a Adutora Aratuba apresenta um perfil com aspecto semelhante à Adutora IPG. Sua visualização no UFC 7 é demonstrada na Figura 31.

Figura 31 – Visualização da Adutora Aratuba no UFC 7 com reservatório livre a jusante com a numeração de cada nó



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

A simulação do desligamento da bomba e fechamento da válvula de retenção, ocasionando posterior transitório hidráulico, utilizou os seguintes dados:

Tabela 11 – Dados de entrada adotados para a Adutora Aratuba

Dados de entrada	
Comprimento total (m)	900,40
Vazão inicial (m ³ /s)	0,03371
Momento de inércia do conjunto motobomba (m ⁴)	0,14166
Rendimento da bomba	0,65
Altura manométrica total (m)	78,32
Rugosidade das tubulações (mm)	0,06
Rotação do rotor (rpm)	3500,00
Diâmetro da tubulação (mm)	200,00
Espessura da tubulação (mm)	8,90
Módulo de Elasticidade (GPa)	3,00
Coefficiente de Poisson	0,38
Celeridade estimada (m/s)	365,02
Fator de atrito do regime permanente	0,015

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

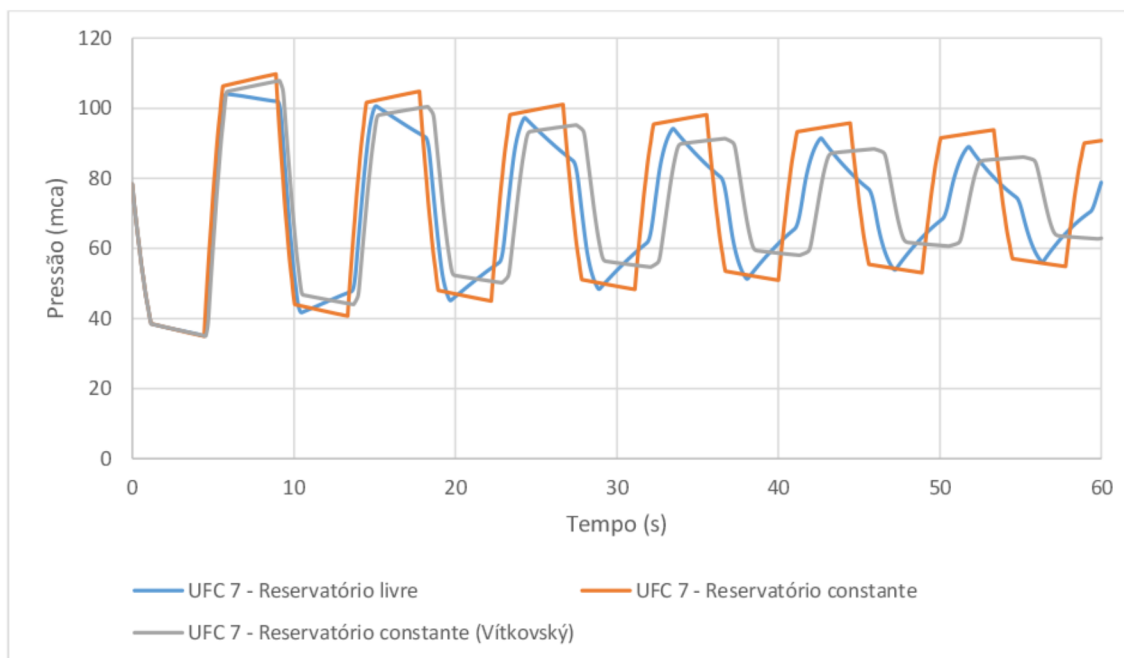
Tabela 12 – Dados de entrada adotados para a Adutora Aratuba

Dados da simulação	
Duração da simulação (s)	60,00
Número de divisões do menor trecho	2
Densidade do fluido (kg/m ³)	999,00
Módulo de elasticidade do fluido (Pa)	2,19 x 10 ¹⁹
Viscosidade cinemática (m ² /s)	0,998 x 10 ⁻⁶

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Foram gerados, portanto, os seguintes resultados no UFC 7:

Figura 32 – Comparação da pressão na seção da bomba utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Aratuba

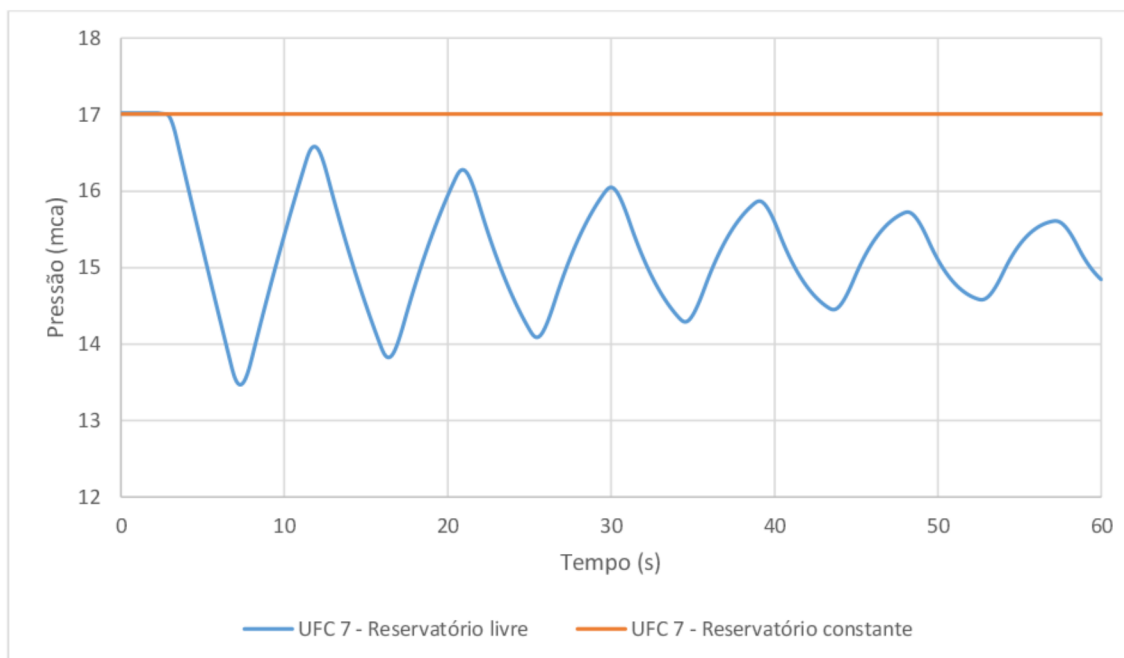


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Nota-se que, durante todo o evento transitório, ocorre um alívio na seção da bomba quando se compara a situação de reservatório constante com MOC clássico à de reservatório com entrada livre. O primeiro pico de subpressão coincide para as duas situações, mas a partir desse ponto os valores de pressão se distanciam. Tanto a sobrepressão como a subpressão são mais atenuadas para o caso do reservatório com entrada livre. A mudança no formato dos picos também é percebida, sendo praticamente linear para o reservatório constante, e mais pontiagudo para o reservatório livre, indicando o decaimento mais rápido dos valores máximos e mínimos de pressão. Ao analisar a situação que considera reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000), nota-se a maior atenuação de valores de pressão e com formato semelhante à situação de reservatório constante com MOC clássico.

Ademais, pode-se observar a semelhança entre os picos gerados para esse caso com o caso da Adutora IPG, indicando que um fator que influencia diretamente no formato dos picos é a topografia do terreno.

Figura 33 – Comparação da pressão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Aratuba

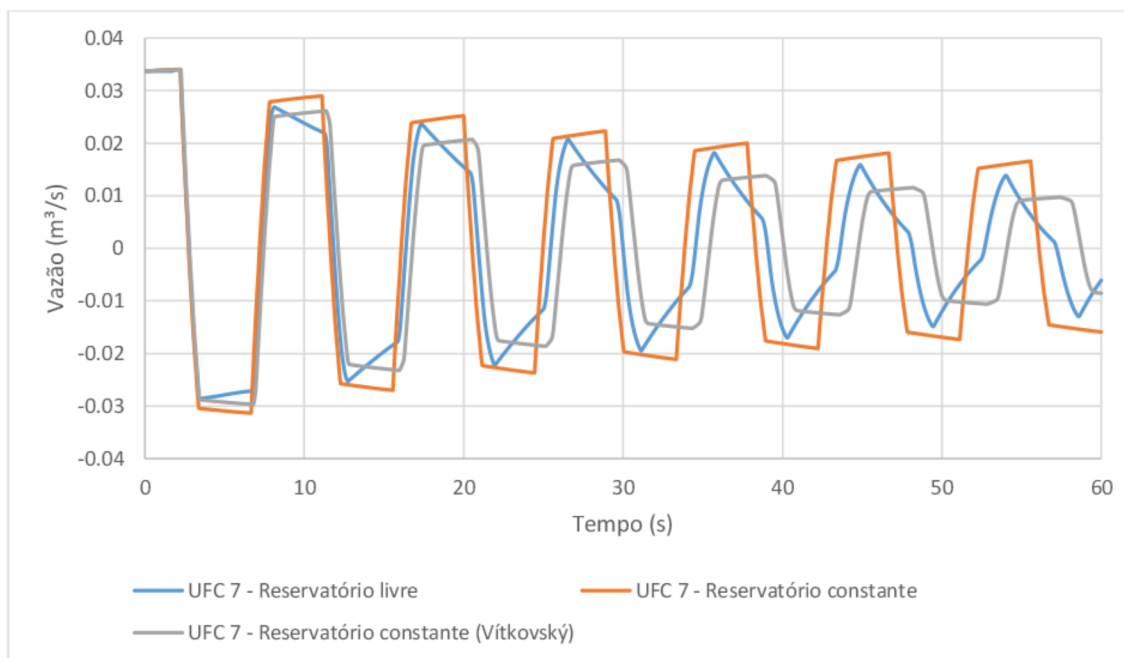


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Até 2,84 segundos, as duas situações apresentam 17,00 mca de pressão. A partir desse ponto, no reservatório livre ocorre um amortecimento da pressão decorrente do contato com a pressão atmosférica. O primeiro pico de sobrepressão, então, atinge o valor de 16,54 mca. Percebe-se, contrariamente à Adutora com ferro, que ocorre um menor amortecimento da pressão decorrente do menor comprimento e da menor altura manométrica. Quando comparada à Adutora Cuiá, a Adutora Aratuba teve menor decaimento dos valores de pressão na seção do reservatório, pois apresenta um menor comprimento, implicando em menor dispersão da onda de pressão.

As vazões geradas nas duas situações podem ser visualizadas na Figura 34:

Figura 34 – Comparação da vazão na seção do reservatório utilizando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante para a Adutora Aratuba

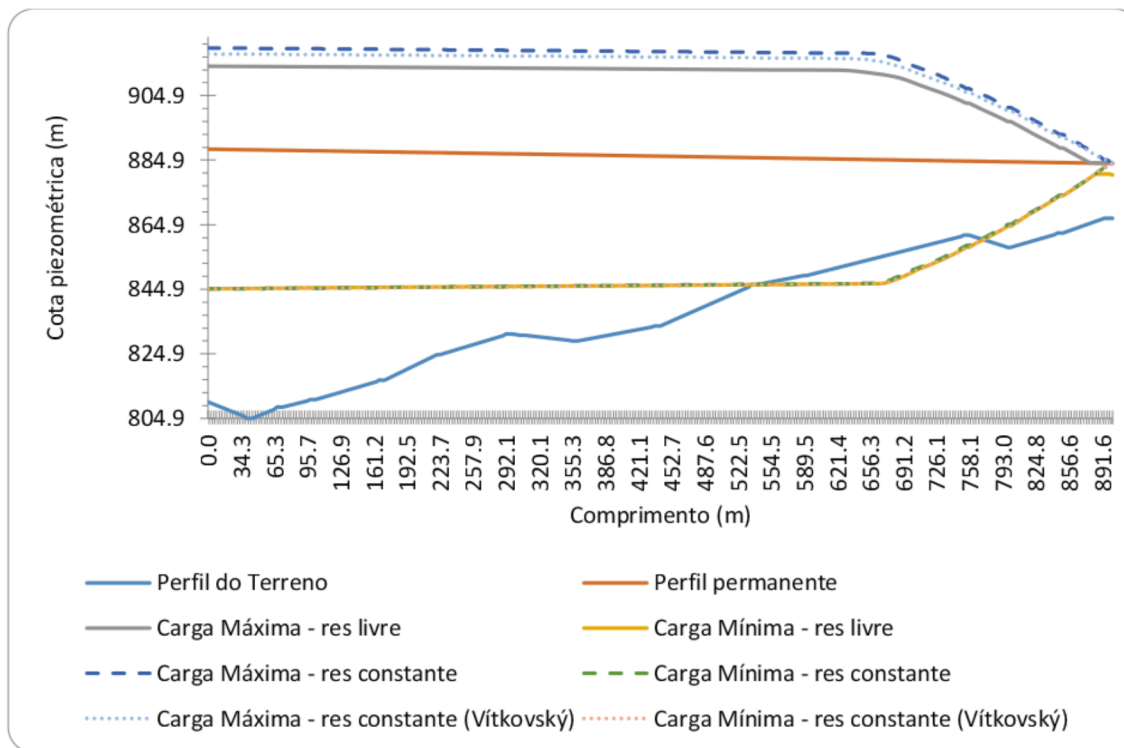


Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Nota-se um maior decaimento dos valores de vazão para a situação de reservatório livre comparada à situação de reservatório constante e MOC clássico, que já ocorre no primeiro pico de subpressão. O modelo que considera reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000) demonstra picos mais atenuados de pressão. Ademais, o formato dos picos assemelha-se ao de pressão na seção da bomba.

As seguintes envoltórias foram geradas comparando as três situações:

Figura 35 – Comparação das envoltórias máximas e mínimas geradas para a Adutora Aratuba



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Ocorre a coincidência das envoltórias mínimas nas três situações, com exceção da última porção da adutora onde, em torno de 883,56 m, há um alívio na cota piezométrica de cerca de 3,33 mca, para o caso do reservatório com entrada livre. Nota-se, portanto, a proximidade entre os valores de alívio da envoltória mínima para esse caso e para a Adutora IPG na porção final da tubulação, refletindo novamente a influência da topografia do terreno no fenômeno transitório. No caso da envoltória máxima, pode-se observar o alívio em toda a adutora que, em termos relativos, ficou em torno de um valor médio de 0,57% comparando-se reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico, e 0,17% comparando-se reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000). Além disso, a envoltória máxima coincide com o perfil permanente em torno de 883,56 m da adutora.

A Tabela 13 exibe os valores obtidos para a simulação do desligamento da bomba considerando reservatório com entrada livre e reservatório constante no extremo jusante da adutora.

Tabela 13 – Pressões máximas e mínimas para a Adutora Aratuba

Nós	Contorno	Pressão (mca)	Reservatório livre		Reservatório constante		Reservatório constante (Vitkovský)	
			Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)	Pressão Máx (mca)	Pressão Mín (mca)
1	Res. de Montante, Bomba e Válvula de Retenção	78,320	104,013	35,059	109,674	34,993	107,859	35,001
2	Junção	83,210	109,039	40,268	114,669	40,202	112,868	40,199
3	Junção	79,573	105,485	36,848	111,099	36,775	109,307	36,766
4	Junção	77,084	103,090	34,625	108,680	34,516	106,900	34,499
5	Junção	70,738	96,955	28,769	102,499	28,683	100,732	28,652
6	Junção	62,584	88,955	20,996	94,471	20,936	92,720	20,892
7	Junção	55,825	82,388	14,738	87,876	14,718	86,148	14,659
8	Junção	56,163	82,751	15,152	88,237	15,138	86,512	15,077
9	Junção	57,674	84,414	17,031	89,873	17,046	88,161	16,975
10	Junção	52,618	79,575	12,560	85,009	12,619	83,320	12,533
11	Junção	39,324	66,556	-0,005	71,947	0,070	70,274	-0,027
12	Junção	36,271	63,696	-2,687	69,011	-2,609	67,347	-2,713
13	Junção	22,935	40,875	-3,746	45,502	-3,116	44,240	-3,749
14	Junção	26,506	38,988	6,568	43,383	7,055	42,340	6,564
15	Junção	21,801	26,336	11,562	30,495	11,778	29,730	11,557
16	Junção	17,036	17,139	13,710	18,144	15,758	18,013	15,726
17	Reservatório de Jusante	17,008	17,015	13,419	17,008	17,008	17,008	17,008

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

A Adutora Aratuba apresentou diferença, em média, de 4,72 mca para os valores de sobrepressão em todo o comprimento ao comparar reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico, sendo que a situação com reservatório com entrada livre mostrou valores menores. O ponto onde a diferença maior foi observada é na seção da bomba (5,661 mca) e na seção do reservatório essa diferença foi a menor (0,007 mca). De forma semelhante aos casos anteriores, a diferença maior na seção da bomba pode inferir soluções de dispositivos de proteção que geram maiores custos de projetos. A situação de reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000) quando comparada ao reservatório constante com MOC clássico apresentou uma diferença média de 1,41 mca de sobrepressões. A maior diferença entre essas duas modelagens foi na seção da bomba (1,815 mca). Para os três

casos, o ponto mais crítico de sobrepressões é a junção 2, pois este é o ponto mais baixo da adutora.

No caso da subpressão, a diferença média entre reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico foi de 0,066 mca, sendo o maior valor observado na seção do reservatório (3,589 mca). A diferença média entre reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000) foi de 0,12 mca. Nos três casos, o ponto mais crítico de subpressões foi a junção 13.

5 CONCLUSÕES

Por meio deste trabalho e da exposição dos resultados, foi possível mensurar o alcance do objetivo geral proposto, ou seja, averiguar o comportamento das ondas de pressão resultantes do desligamento de um conjunto motobomba em toda a adutora ao considerar o reservatório de jusante com entrada superior. A análise foi realizada nas seções da bomba e do reservatório.

No intuito de propor esta condição de contorno, foi realizado estudo bibliográfico e constatada a existência de testes experimentais que se assemelham à proposição deste trabalho, inferindo caráter empírico e, portanto, com aceitável grau de confiabilidade. Para implementar as equações referentes a essa situação, foram adotadas ferramentas computacionais, mais especificamente a linguagem Java e o UFC 7. Além disso, também foi implementado no UFC 7 o modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), de forma a realizar a adequação dos resultados com os dados experimentais coletados. Portanto, devido ao ajuste dos resultados, acredita-se que o modelo desenvolvido neste trabalho possa ser aplicado em diferentes cenários e que os resultados calculados são adequados.

Há, além disso, a possibilidade de compatibilização da nova condição de contorno com os dispositivos atenuadores de golpe existentes no UFC 7, garantida pela capacidade da linguagem Java de orientação a objetos e distribuição de funções de classes dentro do programa. Entretanto, o foco deste trabalho se deu na análise apenas do contorno da bomba e do reservatório, não sendo verificada a influência da adição desses dispositivos nas adutoras testadas.

Para fins de investigação, foram analisados casos distintos de configuração de adutoras, assim como foram feitas comparações considerando-se a condição com carga constante para reservatório de jusante e a condição proposta na metodologia.

Em relação aos casos analisados neste trabalho, observam-se alguns padrões que ocorrem em todas as situações. Na seção da bomba, há a coincidência do primeiro pico de subpressão, sendo este valor diferente a partir dos demais. Em todos os casos, foram gerados picos mais atenuados de sobrepressão e subpressão na seção da bomba ao comparar reservatório com entrada livre e reservatório constante com MOC clássico. Ao analisar a situação de reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), nota-se maior amortecimento nos picos de sobrepressão e subpressão, tendo estes, também, formatos semelhantes ao do MOC clássico.

Na seção do reservatório, há uma coincidência do primeiro valor de pressão até um determinado tempo da simulação e esse tempo varia para cada configuração de adutora. A partir desse tempo, ocorre uma oscilação da pressão para o caso de reservatório com entrada livre, e esta tende a se estabilizar em um valor menor do que aquele do estado permanente inicial. Além disso, nesta seção, observa-se que a vazão é mais amortecida do que a pressão, comportamento já observado para o primeiro pico de subpressão. Ademais, o formato dos picos de vazão é semelhante aos da pressão na seção da bomba de cada caso.

Em todos os casos, há a coincidência da envoltória mínima até determinado ponto da adutora. Na última porção, para o caso de reservatório com entrada livre, ocorre um alívio de pressão nessa envoltória, cujo valor varia para cada configuração, diferente do que ocorre com o reservatório constante, ou seja, a convergência da envoltória mínima para o valor de pressão do perfil permanente no último ponto da adutora. Em relação à envoltória máxima, sempre se verifica um alívio quando comparadas as três situações analisadas, sendo que o reservatório livre foi aquele que proporcionou o maior alívio. Dependendo da configuração da adutora, a diferença média entre as envoltórias máximas variou de 0,47% para a Adutora IPG (menor valor obtido) até 13,32% para a Adutora Cuiá (maior valor obtido), em termos relativos. Em três dos quatro casos analisados, houve a coincidência do perfil permanente com a envoltória máxima de pressão nas últimas porções da adutora, quando considerado reservatório livre como condição de contorno de jusante. Ao comparar reservatório constante com MOC clássico e reservatório constante com modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), o alívio na envoltória máxima de pressão foi menor do que na primeira comparação, sendo obtida uma variação de 0,15% para a Adutora IPG (menor valor obtido) a 5,87% para a Adutora Cuiá (maior valor obtido).

Confrontando-se as modelagens de reservatório constante com MOC clássico e reservatório com entrada livre em termos de pressões máximas e mínimas em cada seção computacional, encontram-se as disparidades mais relevantes. A maior diferença de sobrepressões entre a modelagem com reservatório livre e com reservatório constante com MOC clássico foi na seção da bomba em três dos quatro casos analisados, sendo que a primeira propicia menores valores de pressão. Mesmo na Adutora IPG, caso em que essa diferença não foi a maior encontrada, na seção da bomba esse valor foi de 4,36 mca. No caso da Adutora com ferro, a consideração de reservatório com entrada superior gerou um alívio que chegou a cerca de 15,63 mca na seção da bomba e para a Adutora Cuiá, esse alívio ficou em torno de 13,46 mca, diferenças consideráveis em termos de projeto. A consideração de reservatório livre, portanto, poderia reduzir o dimensionamento do sistema hidráulico e de possíveis soluções de

atenuação de golpe de ariete e equipamentos de proteção à bomba, implicando em custos reduzidos de orçamento. A menor diferença de sobrepressões entre essas duas situações foi na seção do reservatório, o que indica que a simplificação de reservatório constante não implicaria em problemas de operação nessa seção quando avaliados os valores de máximas pressões na adutora.

Entretanto, o mesmo não pode ser concluído para a análise das subpressões. No geral, ao comparar a situação de reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico, não houve grandes diferenças de pressões mínimas nas seções analisadas em cada caso, com exceção da seção do reservatório, local onde essa diferença foi a maior para todas as adutoras testadas. Isso denota a influência da consideração da entrada pela parte superior do reservatório e do contato com a pressão atmosférica nesse ponto.

Em todos os casos analisados, ao comparar reservatório constante e MOC clássico com reservatório constante e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), houve menores diferenças médias de pressões máximas para as seções computacionais analisadas daquelas obtidas pela comparação entre reservatório livre e reservatório constante com MOC clássico. Assim, pode-se inferir que para modelar de forma adequada a situação apresentada neste trabalho, sugere-se adotar ambos a condição de contorno do reservatório de jusante e o modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), assim como é proposto por Soares, Covas e Ramos (2013), devido ao ajuste dos resultados obtidos por essa modelagem com os dados experimentais.

Ademais, a partir da análise dos resultados obtidos com a metodologia proposta neste trabalho, nota-se que esta infere valores menores de sobrepressão àqueles quando é considerada a condição de carga constante para reservatório de jusante e adoção do MOC clássico. Apesar da última corresponder a uma abordagem mais conservadora, esta não representa apropriadamente a forma como o sistema se comporta no caso da tubulação se conectar pela entrada superior do reservatório. Portanto, o modelo proposto é superior ao da consideração de carga constante no reservatório de jusante, em especial para a manutenção e operação dos sistemas hidráulicos caso eles apresentem essa configuração.

Ao considerar a carga variável no reservatório, após a falha da bomba, o alívio de pressão e estabilização da pressão em um valor menor são decorrentes 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 devido ao 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.

Assim, recomenda-se a utilização da modelagem deste trabalho quando a adutora apresentar a configuração de reservatório de jusante com entrada superior. Caso contrário, a simplificação comumente adotada de carga constante pode implicar em erros de projeto, manutenção e operação.

5.1 Recomendações para futuros trabalhos

- Comprovação dos resultados obtidos a partir da simulação utilizando protótipos experimentais, preferencialmente possibilitando a modificação das configurações com variações de diâmetro, comprimento, vazão e altura manométrica;
- Ampliação da solução proposta neste trabalho, realizando a comparação do modelo utilizado com o dispositivo ventosa, pois acredita-se que a admissão de ar no extremo jusante da adutora funciona conforme uma ventosa sem orifício cinético.

REFERÊNCIAS

- ABNT. NBR 12215/1991 – **Projeto de Adutora de Água para Abastecimento Público**, 1991.
- ABNT. NBR 12214/1992 – **Projeto de Sistema de Bombeamento de Água para Abastecimento Público**, 1992.
- ABBOTT, M. B., 1966, **An Introduction to the Method of Characteristics**, American Elsevier, New York, NY.
- Almeida, A. B.; Koelle, E., 1992, Fluid Transients in Pipe Networks, **Computational Mechanics Publications**, Southampton Boston (Co-published with) Elsevier Applied Science, London, New York, NY.
- BARBOSA, J. M. C.; COSTA, J. N. A.; PAIVA, B. A.; SANDERS NETO, V. C.; DE CASTRO, M. A. H. **Modelagem computacional de transientes hidráulicos em ventosas de tríplice função e non slam considerando as curvas de admissão e expulsão de ar comerciais**. XXVIII CONGRESSO LATINOAMERICANO DE HIDRÁULICA, 2018, Buenos Aires. p. 259-269.
- CHAUDHRY, M. H. **Applied Hydraulic Transients**. New York: Van Nostrand Reinhold Ltd., 1979. 487 p. ISBN 0-442-21517-7.
- CHAUDHRY, M. H. **Applied Hydraulic Transients**. Third. Columbia, SC, USA: Van Nostrand Reinhold Ltd., 2014. 487 p. ISBN 9781461485377.
- DAUDE, F.; TIJSSELING, A. J.; GALON, P. Numerical investigations of water-hammer with column-separation induced by vaporous cavitation using a one-dimensional Finite-Volume approach. **Journal of Fluids and Structures**. v. 83, p. 91-118, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2018.08.014>.
- EVANGELISTI, G., 1969, “Waterhammer Analysis by the Method of Characteristics”, **L’Energia Elettrica**, Nos. 10-12, pp. 673-692, 759-770, 839-858.
- FERREIRA, Fábio Eduardo Franco Rodrigues. **Modelagem computacional de efeitos dinâmicos de dissipação de energia em transientes hidráulicos**. 2011. 132 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Hidráulica e Ambiental, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2011.
- GARG, Rahul Kr.; KUMAR, Arun. Analysis of Hydraulic Transients in a Reservoir-Valve-Pipeline Arrangement by Using Method of Characteristics (MOC). **Conference Paper**, Uttarakhand, 08 abr. 2018. Disponível em: https://www.researchgate.net/publication/324311451_Analysis_of_Hydraulic_Transients_in_a_Reservoir-Valve-Pipeline_Arrangement_by_Using_Method_of_Characteristics_MOC. Acesso em: 02 fev. 2021.

JUNIOR, Pedro Antonio Masiero. **ANÁLISE DE TRANSIENTES HIDRÁULICOS EM UMA ADUTORA UTILIZANDO O MÉTODO DAS CARACTERÍSTICAS**. 2008. 95 f. TCC (Graduação) - Curso de Engenharia Sanitária e Ambiental, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2008. Disponível em: <https://repositorio.ufsc.br/bitstream/handle/123456789/124461/173.pdf?sequence=1>. Acesso em: 08 fev. 2021.

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>.

KOELLE, E. **Fundamentos dos Transientes Hidráulicos**. Koelle Engineering – São Paulo, 1992.

KORTEWEG, D. J., 1878, “Ueber die Fortpflanzungsgeschwindigkeit des Schalles in elastischen Rohren”, *Annalen der Physik und Chemie*, Wiedemann, ed., New Series, vol. 5, no. 12, pp. 525-542.

LISTER, M., 1960, “The Numerical Solution of Hyperbolic Partial Differential Equations by the Method of Characteristics,” in Ralson, A., and Wilf, H. S. (eds.), **Mathematical Method for Digital Computers**, John Wiley & Sons, Inc., New York, pp. 165-179.

MARTIN, C. S., 1983, **Representation of Pump Characteristics for Transient Analysis**, Proc. Symp. on Performance Characteristics of Hydraulic Turbines and Pumps, Amer. Soc. Mech. Engrs., Nov.

NETO, Vicente de Castro Sanders. **Modelagem Computacional do Transitório Hidráulico de Redes de Distribuição de Água Utilizando o Método Lagrangeano das Ondas Características**. 2019. 113 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Hidráulica e Ambiental, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2019.

PAIVA, Bruno Araújo. **Proposição de um Novo Modelo para a Simulação Computacional da Cavitação Resultante do Golpe de Ariete em Adutoras**. 2019. 124 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Hidráulica e Ambiental, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2019.

PORTO, R. M. **Hidráulica Básica**, 4ª Edição. EESC USP/Projeto REENGE, São Carlos/SP, 519 p., 2006.

ROBERSON, J. A.; CROWE, C. T., 1997, **Engineering Fluid Mechanics**, 6th ed., Wiley, New York, NY.

SOARES, A. K.; MARTINS, N.; COVAS, D. IC. Investigation of transient vaporous cavitation: experimental and numerical analyses. **Procedia Engineering**, v. 119, p. 235-242, 2015.

SOARES, Alexandre Kepler; COVAS, Didia 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).

STEPANOFF, A. J., 1957, **Centrifugal and Axial Flow Pumps**, John Wiley & Sons, New York, NY.

STREETER, V. L.; LAI, C., 1962, "Waterhammer Analysis Including Fluid Friction," **Jour. Hyd. Div.**, Amer. Soc. Of Civ. Engrs., May, pp. 79-112.

TIMOSHENKO, S., 1941, **Strength of Materials**, Second Edition, part 2, Van Nostrand Co. Inc New York.

TOMAZ, Plinio. **Golpe de aríete em casas de bombas**. Guarulhos, 2008. 110 p.

TRIKI, A. Dual-technique-based inline design strategy for water-hammer control in pressurized pipe flow. **Acta Mechanica**, v. 229, p. 2019-2039, 2018.

TSUTIYA, Milton T. **Abastecimento de Água**. São Paulo, Escola Politécnica da USP. 3ª Edição, 2006.

VÍTKOVSKÝ, J.P.; MARTIN, L.; SIMPSON, A.; BERGANT, A. (2000). **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.

WATTERS, G.Z. (1984). **Analysis and control of unsteady flow in pipelines**. 2nd edition, Butterworth-Heinemann, USA.

WYLIE, E. B.; STREETER, V. L., 1983, **Fluid Transients**, FEB Press, Ann Arbor, MI.

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

WYLIE, E. B.; STREETER, V. L. **Fluid Mechanics**, 1982, McGraw-Hill, United States of America.

YOUNG, T., 1808, "Hydraulic Investigations", *Phil. Trans.*, Royal Society, London, pp. 164-186.

APÊNDICE A – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora IPG)

Tabela 14 – Comprimento dos trechos da Adutora IPG

Trecho	Comprimento (m)
1-2	7.10
2-3	898.19
3-4	464.35
4-5	135.81
5-6	724.17
6-7	0.50
7-8	15.50

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tabela 15 – Cota dos nós da Adutora IPG

Nó	Cota (m)
1	874.00
2	874.00
3	836.60
4	889.40
5	875.70
6	975.00
7	975.00
8	975.00

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

APÊNDICE B – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora com ferro)

Tabela 16 – Comprimento dos trechos da Adutora com ferro

Trecho	Comprimento (m)
1-2	500.00
2-3	300.00
3-4	400.00
4-5	700.00
5-6	800.00
6-7	400.00
7-8	500.00
8-9	900.00
9-10	400.00
10-11	600.00
11-12	1200.00
12-13	400.00
13-14	400.00
14-15	200.00
15-16	700.00
16-17	200.00
17-18	800.00
18-19	500.00
19-20	300.00
20-21	300.00
21-22	500.00
22-23	300.00

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tabela 17 – Cota dos nós da Adutora com ferro

Nó	Cota (m)
1	254.00
2	262.70
3	251.20
4	267.00
5	246.00
6	273.00
7	259.20
8	269.50
9	260.00
10	273.00
11	273.00
12	309.70

Nó	Cota (m)
13	296.10
14	318.50
15	307.50
16	347.50
17	323.50
18	357.20
19	321.80
20	344.20
21	325.70
22	365.00
23	358.50

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

APÊNDICE C – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora Cuiá)

Tabela 18 – Comprimento dos trechos da Adutora Cuiá

Trecho	Comprimento (m)
1-2	200.00
2-3	500.00
3-4	430.00
4-5	60.00
5-6	110.00
6-7	50.00
7-8	420.00

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tabela 19 – Cota dos nós da Adutora Cuiá

Nó	Cota (m)
1	3.61
2	2.50
3	11.00
4	8.00
5	27.69
6	37.80
7	39.35
8	40.00

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

APÊNDICE D – DADOS DE COTAS E COMPRIMENTOS (Adutora Aratuba)

Tabela 20 – Comprimento dos trechos da Adutora Aratuba

Trecho	Comprimento (m)
1-2	42.85
2-3	28.05
3-4	30.28
4-5	68.56
5-6	53.99
6-7	71.23
7-8	10.48
8-9	52.83
9-10	82.85
10-11	98.77
11-12	49.57
12-13	168.64
13-14	40.69
14-15	51.95
15-16	43.76
16-17	5.90

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tabela 21 – Cota dos nós da Adutora Aratuba

Nó	Cota (m)
1	810.00
2	804.90
3	808.40
4	810.74
5	816.75
6	824.64
7	831.05
8	830.66
9	828.89
10	833.54
11	846.35
12	849.16
13	861.67
14	857.90
15	862.35
16	866.90
17	866.90

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

APÊNDICE E – DADOS EXPERIMENTAIS (Adutora IPG)

Tabela 22 – Dados experimentais da Adutora IPG – Nó da Bomba

Tempo (s)	Pressão (mca)
0.00	105.00
0.20	103.00
0.30	101.00
0.33	100.00
0.35	99.00
0.40	90.00
0.42	89.00
0.44	88.00
0.46	87.00
0.48	86.00
0.50	85.00
0.55	84.00
0.60	83.00
0.70	82.00
0.75	81.00
0.80	80.00
0.85	79.00
0.90	78.00
0.95	77.00
1.00	76.00
1.05	75.00
1.10	74.00
1.15	73.00
1.20	72.00
1.25	71.00
1.30	70.00
1.35	69.00
1.40	68.00
1.45	67.00
1.50	66.00
1.55	65.00
1.60	64.00
1.65	64.00
1.75	63.50
1.80	63.50
1.85	63.50
2.00	63.50
2.10	63.50

Tempo (s)	Pressão (mca)
2.15	63.50
2.30	63.50
2.35	63.50
2.40	63.50
3.00	63.00
3.50	63.00
3.55	63.00
3.70	63.00
3.80	63.00
3.90	63.50
4.00	64.00
4.15	70.00
4.20	71.00
4.22	72.00
4.25	73.00
4.28	74.00
4.29	75.00
4.32	90.00
4.35	95.00
4.43	100.00
4.48	101.00
4.70	110.00
5.35	130.00
5.60	140.00
5.65	140.00
5.90	140.00
6.00	140.00
6.50	139.50
7.00	138.70
7.50	138.00
8.00	137.00
8.10	136.00
8.20	130.00
8.30	110.00
8.60	100.00
8.80	90.00
9.50	70.00
9.70	65.50
10.00	66.00
10.50	67.00
11.00	68.50
11.50	70.00

Tempo (s)	Pressão (mca)
12.00	72.00
12.20	90.00
12.30	100.00
12.70	110.00
13.40	130.00
13.50	135.00
13.70	137.50
14.00	137.00
14.50	135.00
15.70	130.00
15.90	128.00
16.30	110.00
16.40	100.00
16.70	90.00
17.20	80.00
17.50	70.00
17.60	67.50
18.20	70.00
18.50	71.00
18.80	73.00
19.10	74.00
19.30	75.50
19.60	77.00
20.00	80.00
20.20	90.00
20.30	100.00
20.40	105.00
20.60	110.00
20.90	120.00
21.40	130.00
21.50	132.00
21.70	134.50
22.50	130.00
23.00	127.00
23.50	125.00
23.70	123.00
24.00	121.50
24.20	110.00
24.30	105.00
24.35	100.00
24.60	90.00
25.60	70.50

Tempo (s)	Pressão (mca)
26.00	72.00
26.50	75.00
26.70	76.50
26.90	78.00
27.20	80.00
27.50	82.00
27.70	83.00
27.90	85.00
28.10	90.00
28.20	100.00
28.40	110.00
29.50	130.00
29.70	132.00
30.00	130.00
30.20	128.00
30.50	126.00
30.80	124.00
31.10	122.00
31.40	120.00
31.70	118.00
31.90	116.50
32.10	110.00
32.45	90.00
33.60	73.00
33.80	74.00
34.00	75.00
34.20	76.00
34.50	78.00
34.70	80.00
35.00	82.00
35.20	84.00
35.50	86.00
35.80	88.00
35.90	90.00
36.30	110.00
36.40	112.00
36.60	115.00
36.80	120.00
37.00	122.00
37.30	126.00
37.40	128.00
37.60	129.00

Tempo (s)	Pressão (mca)
38.80	120.00
39.00	118.00
39.50	116.00
39.80	112.00
40.00	110.00
40.40	90.00
41.50	76.00
41.60	75.00
43.50	90.00
43.80	92.00
44.10	100.00
44.30	110.00
44.50	115.00
44.70	118.00
44.90	120.00
45.20	124.00
45.50	126.00
45.60	126.50
45.80	124.00
46.00	122.00
46.20	120.00
46.50	118.00
46.70	116.00
47.00	114.00
47.30	112.00
47.50	110.00
47.90	108.00
48.10	105.00
48.20	100.00
48.40	90.00
48.60	85.00
49.10	80.00
49.40	78.00
49.50	77.00
50.00	80.50
50.10	82.00
50.40	85.00
50.60	87.00
51.00	90.00
51.30	92.00
51.50	94.00
51.80	96.00

Tempo (s)	Pressão (mca)
52.00	98.00
52.20	110.00
52.40	115.00
52.90	120.00
53.10	121.00
53.30	122.00
53.50	123.50
53.80	121.00
54.00	120.00
55.00	110.00
55.30	108.00
55.50	107.00
55.70	105.00
55.90	103.00
56.00	100.00
56.30	90.00
56.50	87.00
56.70	85.00
56.90	83.00
57.10	82.00
57.30	81.00
57.50	80.00
57.60	81.00
57.80	82.00
57.90	83.00
58.60	90.00
58.80	92.00
59.20	94.00
59.50	96.00
59.70	97.00
59.80	97.50
60.00	99.00

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Tabela 23 – Dados experimentais da Adutora IPG – Nó do Reservatório

Tempo (s)	Pressão (mca)
0.00	2.80
1.77	2.80
1.90	2.80
2.00	2.80
2.10	2.80

Tempo (s)	Pressão (mca)
2.20	2.80
2.30	2.80
2.50	2.80
2.70	2.80
3.20	2.70
3.60	2.00
4.40	1.00
5.20	0.00
6.30	-0.80
7.30	-0.50
8.00	0.00
9.00	1.00
9.50	1.30
10.00	1.70
10.80	2.10
12.00	1.00
13.50	0.00
14.50	-0.50
15.00	-0.40
15.70	0.00
16.50	0.50
17.30	1.00
18.80	2.00
20.20	1.00
20.50	0.80
21.20	0.00
22.00	-0.30
22.30	-0.40
23.00	0.00
24.00	0.50
25.00	1.00
25.50	1.30
26.50	1.90
27.50	1.40
29.00	0.30
30.00	-0.20
30.50	-0.20
31.00	0.00
31.50	0.20
32.00	0.50
33.00	1.00
34.20	1.80

Tempo (s)	Pressão (mca)
35.00	1.20
35.30	1.00
35.50	0.90
37.00	0.20
37.50	0.00
38.00	-0.10
39.00	0.00
39.50	0.30
40.20	0.70
42.30	1.60
43.50	0.80
44.50	0.40
45.50	0.10
46.00	0.10
47.50	0.50
48.70	1.00
50.00	1.50
51.00	1.00
53.00	0.20
54.20	0.10
55.50	0.50
56.00	0.70
57.80	1.30
60.00	0.40

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

APÊNDICE F – INTERFACE DO UFC 7 COM O USUÁRIO

Para ilustrar a utilização do Sistema UFC – Módulo 7, a seguir encontra-se um tutorial referente ao exemplo da Adutora Cuiá desenvolvido durante a geração dos resultados deste trabalho.

O primeiro passo para o cálculo do transitório hidráulico através do UFC 7 é a formação do arquivo com a extensão .pth. Esse arquivo consiste em um bloco de notas que apresenta os dados de comprimento dos trechos, cota dos nós, definição das condições de contorno (reservatório ou bomba, por exemplo) e tipo de material utilizado, representado por um número, por exemplo, “5”, que representa o “Ferro Fundido K7 ITJ” dentre os vários tipos existentes na biblioteca do UFC 6 e que, de forma automática, importa para o UFC 7 os dados de espessura da tubulação, resistência do material, rugosidade das paredes da tubulação, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson. A Figura 36 a seguir ilustra a composição de um arquivo do tipo .pth, que são os dados de entrada para a simulação.

Figura 36 – Arquivo de entrada para a simulação da Adutora Cuiá no UFC 7

```

<DADOS DO PROJETO>
ADUTORA CUIÁ
Programa UFC6 versão2

<TRECHOS>
;Cota mon(m)   Cota jus(m)   Comprimento(m)  Diâmetro(mm)   Tipo ancoragem  Tipo material   Rugosidade(mm)
3.61           2.50          200.00           300             1               4               0.001500
2.50           11.00         500.00           300             1               4               0.001500
11.00          8.00          430.00           300             1               4               0.001500
8.00           27.69         60.00            300             1               4               0.001500
27.69          37.80         110.00           300             1               4               0.001500
37.80          39.35         50.00            300             1               4               0.001500
39.35          40.00         420.00           300             1               4               0.001500

<NÓS>
;Tipo do Nó   <Características do Nó>
2             1             0.1010 1750   0.1010 53.00  1750   0.7300 3.5590
11
11
11
11
11
11
15

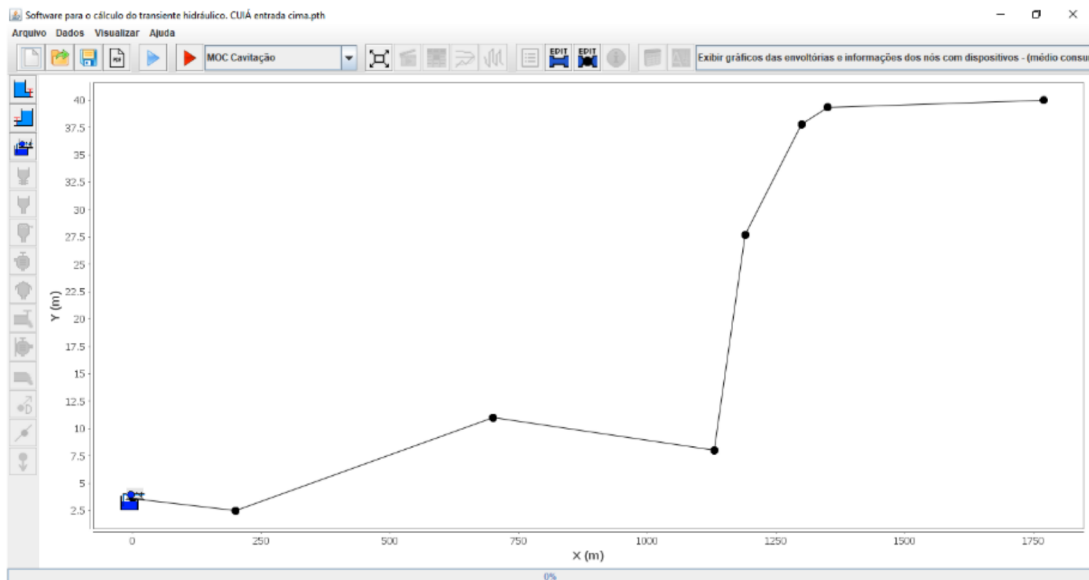
<DADOS DA SIMULAÇÃO>
100.0         ;Duração da simulação (s)
7             ;Divisões do menor trecho
999.00        ;Densidade do fluido (kg/m3)
2.19E+09      ;Módulo de elasticidade (Pa)
0.998E-6      ;Viscosidade cinemática (m2/s)
25.0
10.33
0.0
MOC_COVAS
0.065

```

Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Assim, deve-se abrir o UFC 7 e abrir o arquivo .pth a partir do programa. Essa etapa fornece a Figura 37.

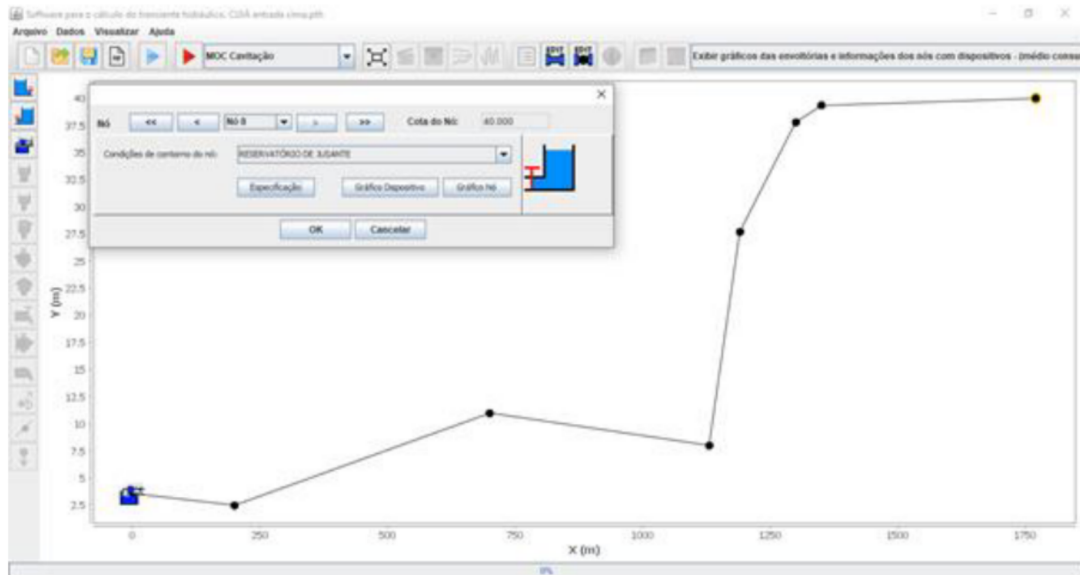
Figura 37 – Adutora Cuiá composta no UFC 7



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Para o caso específico dessa simulação, o contorno do reservatório com entrada livre já se encontra no arquivo .pth (contorno “15” localizado na seção de dados dos nós no arquivo .pth). Entretanto, é possível modificar a condição de contorno do reservatório para o de carga constante dando dois cliques com o mouse no último nó da adutora. Assim, é possível escolher a condição de contorno “RESERVATÓRIO DE JUSANTE” e depois clicar em “Especificação” e “OK”.

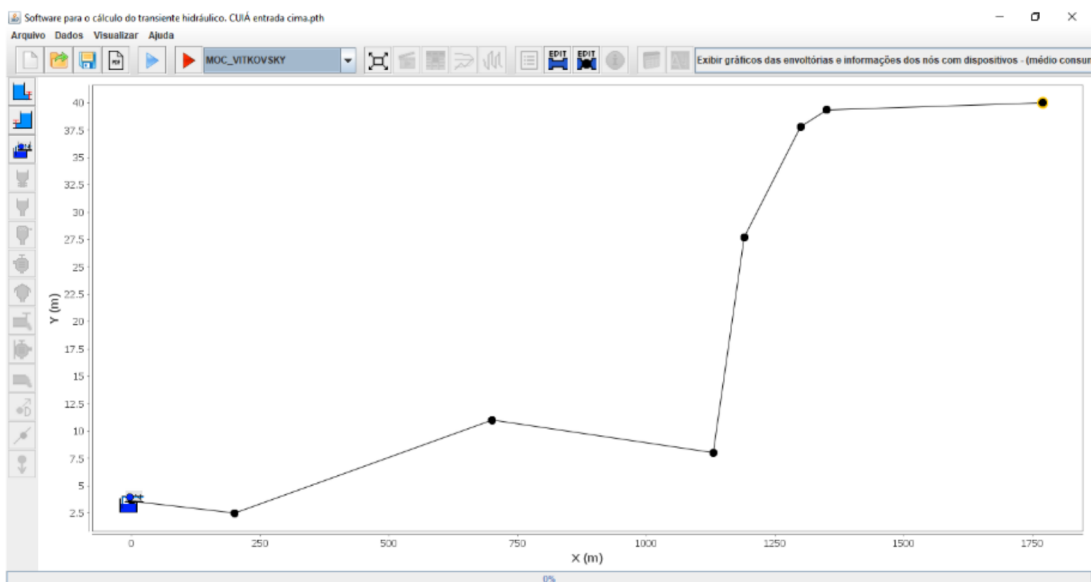
Figura 38 – Modificação da condição de jusante para reservatório com carga constante



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Além disso, é possível modificar o modelo utilizado durante a simulação. Para o cálculo do MOC clássico, deve-se escolher a opção “MOC Cavitação” e rodar a simulação com o botão de play azul localizado ao lado direito do botão de PDF. Para utilizar o modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000), deve-se escolher a opção “MOC_VITKOVSKY” e rodar a simulação com o botão de play vermelho localizado ao lado do botão de play azul.

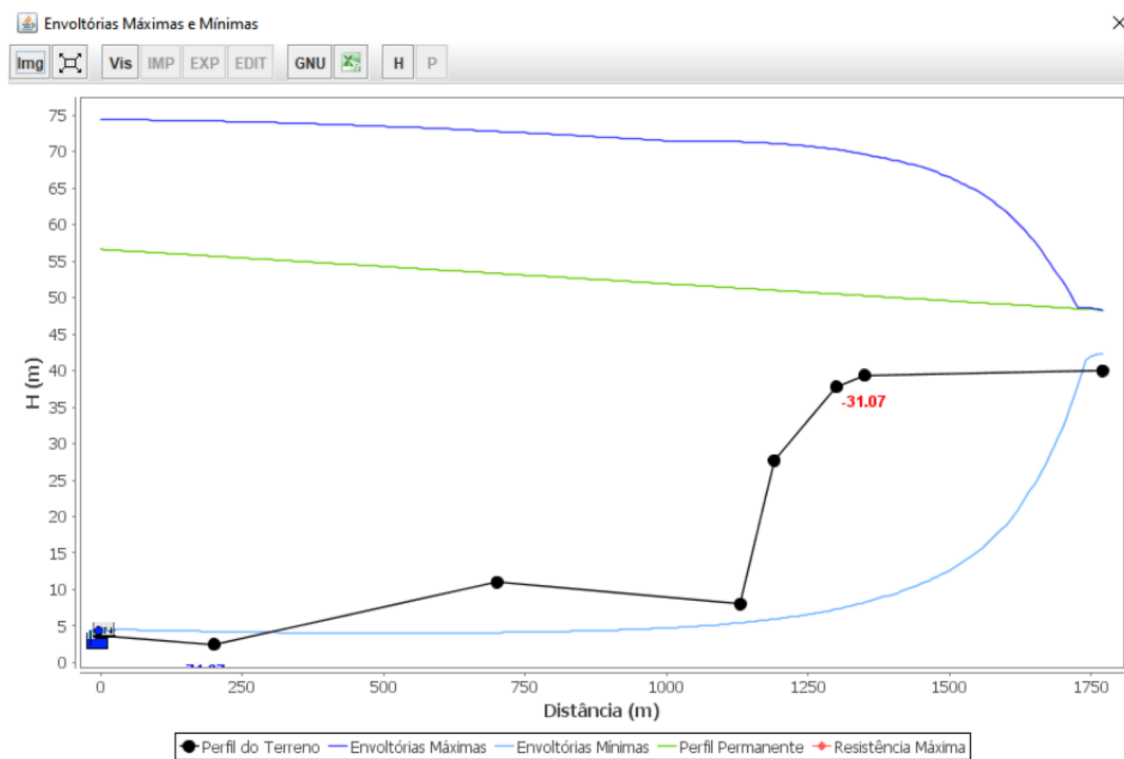
Figura 39 – Escolha do modelo de Vitkovský et al. (2000) para a simulação



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Em qualquer uma das opções selecionadas, ao rodar a simulação, o UFC 7 irá primeiramente mostrar na tela o resultado das envoltórias máximas e mínimas.

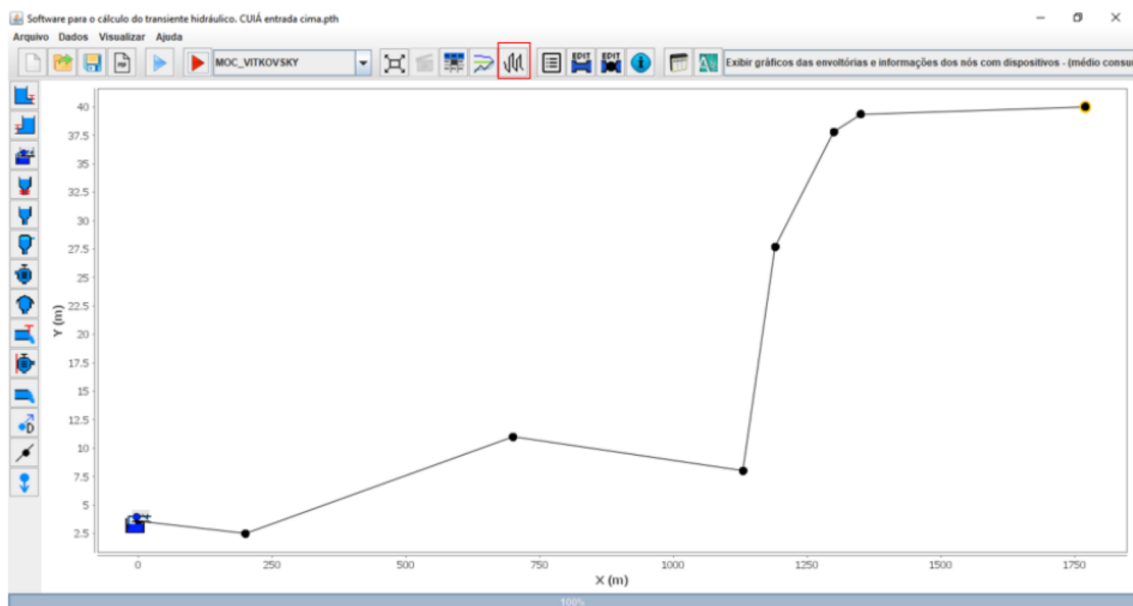
Figura 40 – Resultado das envoltórias máximas e mínimas para a situação de reservatório com entrada livre e modelo de fator de atrito variável de Vitkovský et al. (2000)



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Para visualização dos resultados de gráficos de vazão e pressão, deve-se fechar a tela das envoltórias e pressionar o botão “Exibir Gráficos dos Nós”.

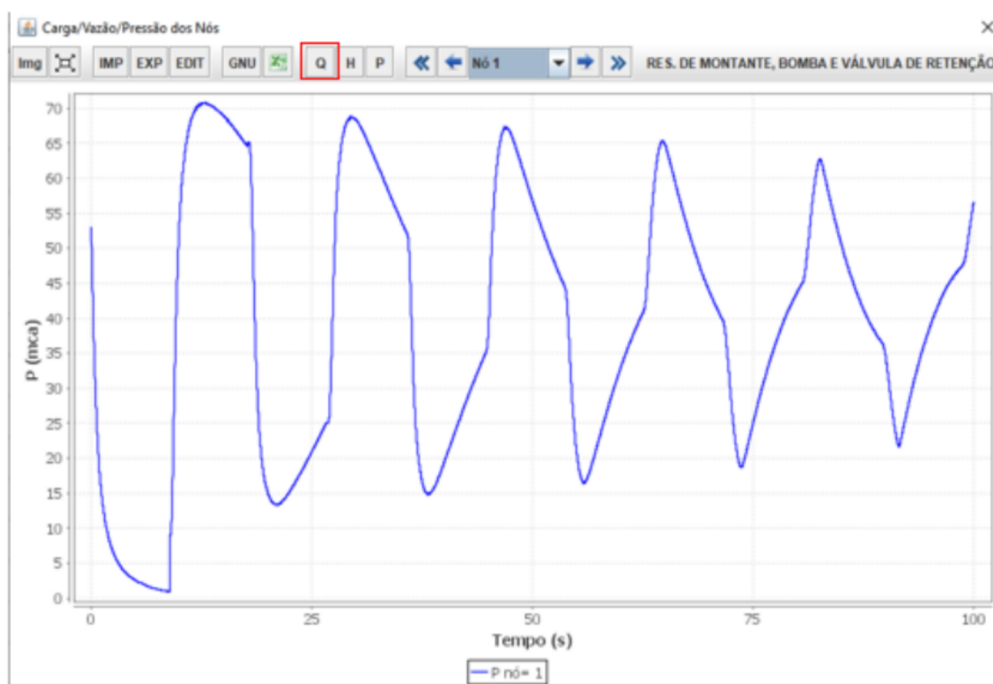
Figura 41 – Indicação da localização do botão de “Exibir Gráficos dos Nós”



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Assim, pode-se visualizar o resultado para os todos os nós da adutora, tanto de vazão como de pressão. Para verificar o resultado da vazão, deve-se pressionar o botão “Q” indicado a seguir.

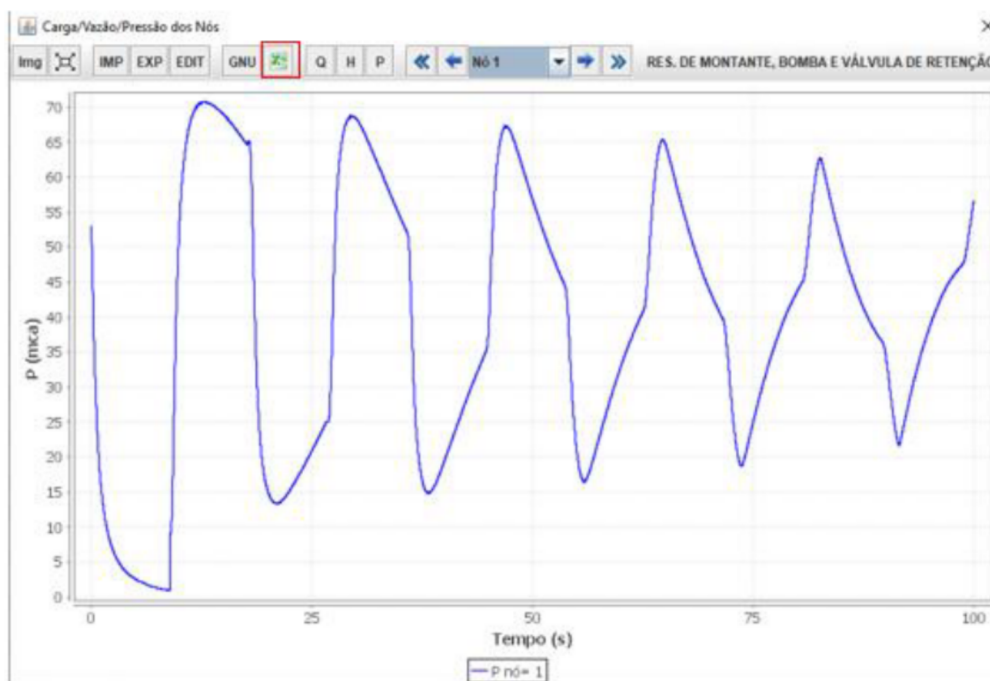
Figura 42 – Resultado da pressão para a seção da bomba e indicação do botão de visualização de vazão



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.

Todos os gráficos, tanto de envoltórias de pressão, como os gráficos de vazão e pressão dos nós podem ser exportados para Microsoft Excel® através do clique no botão indicado na Figura 43.

Figura 43 – Indicação do botão de exportação dos dados para Microsoft Excel®



Fonte: Elaborado pelo autor, 2021.