

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE UM
RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO DURANTE
TRANSITÓRIO HIDRÁULICO EM SISTEMA DE
BOMBEAMENTO:
ESTUDO DE CASO DA EAT MESTRE D'ARMAS**

LUÍS EDUARDO MOUSSA YOUSSEF CASTELÃO

ORIENTADOR: ALEXANDRE KEPLER SOARES

CO-ORIENTADOR: DAVI NAVARRO DE ALMEIDA

**MONOGRAFIA DE PROJETO FINAL EM ENGENHARIA
CIVIL**

BRASÍLIA/DF: 10/2021

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE UM RESERVATÓRIO
HIDROPNEUMÁTICO DURANTE TRANSITÓRIO HIDRÁULICO
EM SISTEMA DE BOMBEAMENTO:**

ESTUDO DE CASO DA EAT MESTRE D'ARMAS

LUÍS EDUARDO MOUSSA YOUSSEF CASTELÃO

MONOGRAFIA DE PROJETO FINAL SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE BACHAREL EM ENGENHARIA CIVIL.

APROVADA POR:

ALEXANDRE KEPLER SOARES, Doutor (ENC /UNB)

(ORIENTADOR)

SÉRGIO KOIDE, Doutor (ENC/UNB)

(EXAMINADOR INTERNO)

THIAGO FERNANDES OLIVERA, Mestre (ENM/UNB)

(EXAMINADOR EXTERNO)

DATA: BRASÍLIA/DF, 05 DE NOVEMBRO DE 2021

FICHA CATALOGRÁFICA

YOUSSEF, LUÍS EDUARDO MOUSSA

Avaliação do Comportamento de um Reservatório Hidropneumático durante Transitório Hidráulico em Sistema de Bombeamento: Estudo de Caso da EAT Mestre D'Armas

v1, 97 p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Bacharel, Engenharia Ambiental, 2021)

Monografia de Projeto Final – Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Transitórios Hidráulicos

2. Modelagem Numérica

3. Reservatório Hidropneumático

4. Comparação Experimental

I. ENC/FT/UnB

II. Título (Bacharel)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

YOUSSEF, L. E. M. (2021). *Avaliação do Comportamento de um Reservatório Hidropneumático durante Transitório Hidráulico em Sistema de Bombeamento: Estudo de Caso da EAT. Mestre D'armas*. Monografia de Projeto Final, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 97p.

CESSÃO DE DIREITOS

Autor: Luís Eduardo Moussa Youssef Castelão

Título da Monografia de Projeto Final: Avaliação do Comportamento de um Reservatório Hidropneumático durante Transitório Hidráulico em Sistema de Bombeamento: Estudo de Caso da EAT Mestre D'Armas

GRAU / ANO: Bacharel em Engenharia Civil / 2021

É concedida à Universidade de Brasília a permissão para reproduzir cópias desta monografia de Projeto Final e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta monografia de Projeto Final pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

Luís Eduardo Moussa Youssef Castelão

SQN 406 Bloco K Apartamento 108

70847-110 – Brasília/DF - Brasil

luisyoussef3@gmail.com

AGRADECIMENTOS

À minha mãe, Fátima Moussa Youssef, pelo amor e incontável esforço voltado à minha formação pessoal e acadêmica.

À minha avó, Francisca Maria dos Santos (*in memorian*), pelas memórias de infância que aquecem o coração.

Aos demais familiares, em especial à Clarice Souto (*in memorian*), Dalvo Ferreira (*in memorian*), Anderson Youssef e Sueni Moreira, pelo apoio e carinho. E aos primos, pela amizade e companheirismo.

À Maria Eduarda, meu porto seguro e companheira.

Ao professor Alexandre Kepler Soares, pela paciência, disposição e contribuição para meu crescimento científico e intelectual.

Ao engenheiro Davi Navarro de Almeida, e toda equipe da Rhumb Planejamento e Urbanismo, pelas oportunidades de crescimento profissional e aprendizado.

Ao engenheiro Marcelo Machado Carneiro, da Companhia de Saneamento Ambiental do DF (Caesb), pela enorme solicitude e interesse quando da prestação de informações à cerca do trabalho.

Ao engenheiro Thiago Fernandes Oliveira e demais integrantes da equipe da Gerência de Macromedição e Pitometria (PGOP-Caesb) pela realização do ensaio experimental.

À Universidade de Brasília e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pela concessão de bolsas de iniciação científica que me introduziram e despertaram o interesse pelo tema do trabalho.

Ao professor Leonardo Zandonadi Moura (Universidade de Brasília), que me despertou o interesse pela área de recursos hídricos e pesquisa científica.

A todos os professores, colegas e funcionários do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da FT/UnB, pelo conhecimento fornecido e colaboração.

Ao amigo Luís Alberto Souto, conhecido por “cheroso”, pela amizade e ajuda logística na realização do ensaio.

Aos amigos do curso, do grupo “Biiiiiiirl” – Tutu, Xande, Gui, Peregrino, Zorzetinho, Lusa, Zika, Léoleo e Vini – por me acompanharem nessa jornada, e, com boas risadas, deixarem o fardo mais leve.

Aos amigos de república, Mariana, Júlia, Vinícius e Caio, que me acolheram em Brasília, minha segunda casa, com direto à almoços de domingo.

Aos demais amigos – Dedeco, Guerson, Roberta, Santinello, Fred, Carlo e Melk, pelos bons momentos.

Enfim, a todos que de alguma maneira contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

Estações de bombeamento de água estão sujeitas à constantes alterações em suas condições de operação, como paradas abruptas, partidas e desligamentos. Esses eventos ocasionam grandes oscilações nas pressões do sistema hidráulico, que podem levar à ruptura, vazamentos e perda da vida útil, prejudicando o abastecimento de água e agregando custos à manutenção do sistema. Nesse sentido, na fase de projeto e operação, devem ser tomadas medidas para o controle de transientes hidráulicos. Dentre essas medidas, destaca-se o reservatório hidropneumático (RHO), um reservatório pressurizado, preenchido parcialmente por ar e água, que amortece as oscilações de pressão, aumentando a segurança e confiabilidade do sistema.

Este trabalho buscou estudar o comportamento real de um RHO e compará-lo às análises hidráulicas clássicas utilizadas. Uma elevatória de água de grande porte, protegida por RHO, foi instrumentada e as informações aferidas foram confrontadas com os resultados gerados por um modelo numérico da coluna elástica.

Para fins de projeto, o modelo numérico se mostrou adequado, com suas disparidades sendo conservadoras, a favor da segurança. Quando da representação fidedigna do transitório, após a calibração com dados de campo, as pressões máximas e mínimas no início da adutora e os níveis do RHO foram, em magnitude, bem representados. Ainda assim, ainda houve disparidade na propagação das ondas, evidenciando a necessidade de modelos mais complexos e maior instrumentação para a análise hidráulica acurada e diagnóstico de sistemas reais.

Palavras-chave: transitórios hidráulicos, modelagem numérica, reservatório hidropneumático, comparação experimental.

ABSTRACT

Water pumping stations are subjected to constant changes in their operating conditions, as power failure, shutdown and start up. These events result in great pressure oscillations of the hydraulic system, that may cause rupture, leaks and decrease of the lifespan, interrupting the water supply and increasing maintenance costs. Therefore, at the design and operating phases, transient control measures should be taken. Among the possible measures, the air vessel is heavily used – a pressurized vessel filled with air and water, that damps the pressure oscillation, increasing the system's safety and reliability.

This study focusses on investigating the behavior of an air vessel and comparing it to the classical hydraulic analysis that is commonly used. A large rising main protected by an air vessel was instrumented, and the collected data were compared to the numerical results generated by an elastic column model.

For design purposes, the numerical model was adequate, where the discrepancies were conservatives, favoring safety. As to the accurate representation of the hydraulic transient, after the calibration with field data, the maximum and minimum pressures at the upstream end of the rising main and the level of water of the air vessel were well described. Nevertheless, the wave propagation was not as well represented, pointing the need of more complex models and more instrumentation to a completely accurate hydraulic analysis and diagnosis of physical real systems.

Keywords: hydraulic transients, numerical modelling, air vessel, experimental comparison.

SUMÁRIO

SUMÁRIO	IX
1. INTRODUÇÃO	18
2. OBJETIVOS	11
2.1. OBJETIVO GERAL.....	11
2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	11
3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	12
3.1. SISTEMAS DE ADUÇÃO DE ÁGUA POR RECALQUE	12
3.1.1. Bombas Centrífugas	13
3.2. ANÁLISE HIDRÁULICA DO ESCOAMENTO TRANSITÓRIO	14
3.2.1. Cálculo da Celeridade	15
3.2.2. Controle de Transitórios.....	16
3.2.3. Método das Características.....	22
3.2.4. Condições de Contorno	26
3.2.5. Aplicação em Sistemas Físicos Reais	35
3.2.6. Referenciais Normativos para Análise de Transitórios Hidráulicos	37
4. SISTEMA EXISTENTE.....	40
4.1. ELEVATÓRIA DE ÁGUA TRATADA MESTRE D'ARMAS.....	40
4.1.1. Estação Elevatória de Água Tratada	41
4.1.2. Linha de Recalque	49
5. MATERIAIS E MÉTODOS.....	52
5.1. INSTRUMENTOS DE MEDIÇÃO	52

5.1.1. Barriletes e Linha de Recalque.....	53
5.1.2. Reservatório Hidropneumático	55
5.1.3. Chaminé de Equilíbrio e Reservatório Apoiado	56
5.2. SIMULAÇÃO NUMÉRICA	57
5.2.1. Entrada de Dados	58
5.2.2. Calibração do Modelo	63
6. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	64
6.1.1. Manômetro A (Sucção)	64
6.1.2. Manômetro B (Recalque, à Montante da Válvula de Retenção).....	67
6.1.3. Manômetro D (Ramal de Ligação do RHO)	67
6.1.4. Manômetro C (Recalque, à Jusante da Válvula de Retenção) e Nível do RHO 69	
6.1.5. Comportamento Numérico do RHO	74
6.1.6. Comportamento Numérico da Linha de Recalque	77
6.1.7. Considerações Finais.....	81
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	84

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Curvas da bomba e característica do sistema.....	13
Figura 3.2 - Representação das linhas características.....	23
Figura 3.3 - Malha característica	25
Figura 3.4 - Zonas e quadrantes de operação de uma bomba.....	28
Figura 3.5 - Parâmetro de Suter para pressão, para diferentes velocidades específicas.....	29
Figura 3.6 - Parâmetro de Suter para torque, para diferentes velocidades específicas.....	29
Figura 3.7 - Notação para a condição de contorno do reservatório hidropneumático.....	33
Figura 4.1 Sistema elevatório de água tratada Mestre D'Armas	40
Figura 4.2 – <i>Layout</i> unifilar simplificado da EEAT	41
Figura 4.3 - Chaminé de equilíbrio da EAT.MDA.001	42
Figura 4.4 – Chegada da adutora por gravidade. (a): entrada na EEAT; (b): medição de vazão	43
Figura 4.5 - Linha de sucção. (a): tomada d'água da chaminé; (b): entrada da bomba.....	43
Figura 4.6 – Conjunto motor-bomba da EAT.MDA.001	44
Figura 4.7 – Placa da bomba	45
Figura 4.8 – Placa do motor da bomba.....	45
Figura 4.9 – Barrilete de recalque. (a): válvula de retenção; (b): válvula de bloqueio	47
Figura 4.10 – Barrilete de recalque. (a): válvula ventosa; (b): junção dos ramais (subterrânea)	47
Figura 4.11 – Reservatório Hidropneumático. (a): dispositivo; (b): placa.....	48
Figura 4.12 – Compressores do RHO.....	48
Figura 4.13 – Ligação do RHO. (a): conexão de entrada; (b): ramal de ligação com a redução.....	49

Figura 4.14 – Linha de recalque. (a): saída da EEAT; (b): entrada no RAP; (c): válvula de bloqueio na entrada do RAP; (d): ramificação da entrada – tubulações na extrema direita e esquerda da foto	50
Figura 4.15 - Pressões em tubos bolsa e ponta de ferro fundido classe K7.....	51
Figura 4.16 – Localização dos pontos de instrumentação	52
Figura 4.17 – Manômetros	54
Figura 4.18 – Visor de leitura do medidor de vazão	55
Figura 4.19 – Instrumentação do RHO. (a): sensores; (b): <i>data logger</i>	56
Figura 4.20 – Modelo hidráulico simplificado no Allievi	58
Figura 4.21 – Perfil da Linha de Recalque	61
Figura 5.1 – Pressão no ponto A. Dados de campo em preto, Allievi em cinza	64
Figura 5.2 – Vazão de entrada na chaminé de equilíbrio, medida em campo	66
Figura 5.3 - Pressão no ponto B, medida em campo	67
Figura 5.4 - Pressão no ponto D, medida em campo.....	68
Figura 5.5 - Pressão no ponto C, para $m = 1,0$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza	70
Figura 5.6 – Nível d’água no RHO, para $m = 1,0$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza.....	71
Figura 5.7 - Pressão no ponto C, para $m = 1,2$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza	72
Figura 5.8 - Nível d’água no RHO, para $m = 1,2$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza.....	72
Figura 5.9 - Pressão no ponto C, para $m = 1,4$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza	73
Figura 5.10 - Nível d’água no RHO, para $m = 1,4$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza.....	74

Figura 5.11 – Perdas localizadas no RHO, para diferentes valores de m.....	75
Figura 5.12 – Vazão de saída do RHO, para diferentes valores de m.....	76
Figura 5.13 – Pressão interna do RHO, para diferentes valores de m.....	77
Figura 5.14 - Envoltórias numéricas da linha de recalque com RHO para $m = 1,2$	79
Figura 5.15 - Envoltórias numéricas da linha de recalque com o RHO desativado.....	80

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Informações de placa da bomba	45
Tabela 4.2 – Demais informações da bomba.....	46
Tabela 4.3 - Limites de pressão para a linha de recalque	51
Tabela 4.4 – Escalas dos manômetros	53
Tabela 4.5 – Níveis da chaminé de equilíbrio e RAP.....	56
Tabela 4.6 – Cotas altimétricas do sistema.....	57

LISTA DE ABREVIACÕES, SIGLAS E SÍMBOLOS

a	Celeridade
A	Área da seção transversal do conduto
A_C	Área da seção transversal do RHO
C	Constante da equação politrópica
Caesb	Companhia de Saneamento Ambiental do Distrito Federal
CMB	Conjunto motor-bomba
C_{orf}	Coefficiente de perdas do orifício
D	Diâmetro interno do conduto
DN	Diâmetro nominal do conduto
E	Módulo de elasticidade da parede do conduto
EEAT	Estação elevatória de água tratada
ETA	Estação de tratamento de água
f	Fator de atrito de Darcy-Weisbach
g	Aceleração da gravidade
h	Adimensional de altura manométrica da bomba
H	Carga piezométrica
H_{ar}	Pressão interna do gás no RHO
H_{atm}	Pressão atmosférica
H_g	Desnível geométrico
H_{ar}	Pressão de inchado do gás no RHO
H_{man}	Altura manométrica da bomba
h_{orf}	Perdas localizadas no orifício do RHO
H_R	Altura manométrica da bomba em seu ponto de rendimento ótimo
H_{res}	Nível d'água do reservatório de nível fixo
H_{suc}	Carga piezométrica de sucção
I	Momento polar de inércia combinado do conjunto motor-bomba
JGS	Junta elástica
JTE	Junta travada externa

JTI	Junta travada interna
K	Módulo de elasticidade do fluido
LR	Linha de recalque
m	Parâmetro da equação politrópica
N	Rotação da bomba
N_R	Rotação da bomba em seu ponto de rendimento ótimo
N_S	Velocidade específica da bomba
P	Potência hidráulica da bomba
PMS	Pressão máxima de serviço
PSA	Pressão de serviço admissível
PTA	Pressão de teste admissível
Q	Vazão
Q_{orf}	Vazão através do orifício do RHO
Q_R	Vazão da bomba em seu ponto de rendimento ótimo
RAP	Reservatório apoiado
RHO	Reservatório hidropneumático
RI	Reservatório inferior
SI	Sistema Internacional
SEGETH	Secretaria de Estado de Desenvolvimento Urbano e Habitação
SITURB	Sistema de Informação Territorial e Urbana do Distrito Federal
t	Tempo
T	Torque da bomba
T_R	Torque da bomba em seu ponto de rendimento ótimo
V_{ar}	Volume de ar do gás no RHO durante operação
V_i	Volume de ar do gás no RHO durante inflação
x	Distância ao longo do eixo da tubulação
Z	Nível d'água do reservatório hidropneumático
Z_{alt}	Cota altimétrica
α	Adimensional de rotação da bomba

β	Adimensional de torque da bomba
γ	Peso específico do líquido
Δt	Passo de tempo de Método das Características
Δx	Trecho diferencial do Método das Características
η	Rendimento global do conjunto motor-bomba
ρ	Massa específica do fluido
v	Adimensional de vazão da bomba
Ψ	Parâmetro para o cálculo da celeridade dependente das propriedades elásticas do tubo

1. INTRODUÇÃO

As condições hidráulicas em sistemas de distribuição de água estão quase sempre em contínuo estado de alteração, com o fluido transportado sofrendo variações de velocidade e pressão, no tempo e no espaço. Os usuários domésticos e industriais frequentemente alteram seus consumos, enquanto os níveis dos reservatórios variam e as estações de bombeamento são continuamente ligadas e desligadas. No entanto, o comportamento dos sistemas reais não é reproduzido com total exatidão, visto que resultados observados em campo ou laboratório nem sempre são os mesmos das simulações hidráulicas. Tal imprecisão vem motivando novos estudos com o intuito de desenvolver modelos hidráulicos mais realistas para sistemas de condutos forçados.

Transitórios hidráulicos são, geralmente, analisados na fase de projeto de sistemas hidráulicos, para que a operação de tais sistemas seja realizada com segurança, confiabilidade e bom desempenho frente às diversas condições operacionais. Tais análises são também importantes no estágio de operação do sistema para o diagnóstico de possíveis problemas existentes, bem como para simulações de diferentes cenários. A avaliação das sobrepressões máximas é realizada para verificar se o material e classes de pressão do conjunto de tubulações, válvulas e juntas são resistentes e suficientes para evitar quebras e outros danos ao sistema. Por outro lado, a verificação das subpressões é importante para evitar desprendimento ou aprisionamento de ar, cavitação e separação da coluna líquida, e, conseqüentemente, o colapso do tubo e/ou intrusão de patogênicos no sistema devido à ocorrência de pressões negativas (SOARES, 2007).

Transitórios causados por falha de energia são usualmente severos. Após a queda, a velocidade da bomba se reduzirá, uma vez que sua inércia é bem inferior à do líquido na linha de recalque (PARMAKIAN, 1963). Como a vazão e carga piezométrica fornecidas pela bomba são reduzidas, ondas de pressão negativa se propagam em direção à jusante. Na ausência de uma válvula de retenção, a vazão decresce à valores nulos, e então inverte seu sentido, mesmo que a rotação da bomba ainda esteja no sentido normal (gradualmente desacelerando). Esse tipo de operação anormal é classificada como dissipação de energia. Eventualmente, a rotação da bomba inverte seu sentido, operando como uma turbina. A

velocidade da bomba, no sentido inverso, continua aumentando até atingir a *runaway speed*, velocidade em que a perda de carga na bomba (atuando como turbina) é igual à carga piezométrica da coluna d'água. Essa série de eventos resulta em grandes ondas de sobrepressão e subpressão na linha de sucção e recalque (CHAUDHRY, 2014).

Para o cálculo das envoltórias de sobrepressões e subpressões, a clássica teoria do Golpe de Aríete (modelo elástico), presente em diversos softwares comerciais, é usualmente empregada, já que ela descreve razoavelmente bem as pressões extremas. Face aos efeitos danosos associados à ocorrência dos transitórios, é imperativo que na fase de projeto sejam avaliadas as possibilidades de ocorrência das pressões extremas por meio da adequação das manobras e/ou pela instalação de dispositivos de proteção adequados. Dentre as estratégias e dispositivos destinados a atenuar as ondas de pressão geradas durante os transitórios hidráulicos, destaca-se o emprego de reservatórios hidropneumáticos (RHO), pois podem atenuar as ondas de pressão positivas e negativas. Os RHO não estão expostos a atmosfera, o que pode ser uma condição importante para alguns fluidos, além de permitir a redução de sua dimensão pela compressão do gás em seu interior. São também dispositivos que apresentam bom desempenho ao longo do período de funcionamento e, assim, são uma alternativa de proteção eficiente nos projetos de instalações para minimizar os riscos operacionais.

Assim, objetiva-se o estudo do comportamento de um reservatório hidropneumático em um sistema de adução de água durante um transitório hidráulico causado por falha de energia na estação de bombeamento. Uma adutora de grande porte será utilizada para a realização do ensaio, e os dados serão analisados e comparados com métodos numéricos para análise de transitórios.

2. OBJETIVOS

2.1. OBJETIVO GERAL

Este trabalho objetiva comparar o comportamento de um sistema físico real aos resultados de um modelo numérico de cálculo de transitórios hidráulicos utilizado na fase de projeto. Para tal, busca-se realizar um ensaio de transitório hidráulico por parada abrupta da bomba em uma estação elevatória de água tratada (EEAT) protegida por um reservatório hidropneumático (RHO), instrumentar os elementos de interesse do sistema e comparar os dados obtidos ao do *software* de cálculo.

2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Monitoramento do escoamento transitório na EEAT Mestre d'Armas;
- Desenvolvimento e calibração do modelo hidráulico do software Allievi, na tentativa de representar o fenômeno de forma fidedigna;
- Avaliação das limitações do software e modelos de cálculo, e seu impacto no projeto seguro e econômico de engenharia.

3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A literatura foi revisada de forma sistemática, com ênfase na análise hidráulica no escoamento transitório, casos de estudo em sistemas físicos reais similares e referenciais normativos pertinentes para projeto.

3.1. SISTEMAS DE ADUÇÃO DE ÁGUA POR RECALQUE

Adutoras são canalizações dos sistemas de abastecimento de água que conduzem a água para as unidades que precedem a rede de distribuição, interligando a captação, estação de tratamento e reservatórios (TSUTIYA, 2003). As adutoras que antecedem a estação de tratamento de água são classificadas como adutoras de água bruta, e as que precedem o tratamento, adutoras de água tratada. Ainda, pode-se classificá-las quanto à energia para a movimentação da água: adutoras por gravidade transportam a água de uma cota mais elevada para uma cota mais baixa; adutoras por recalque (HELLER e DE PÁDUA, 2010).

Um sistema de recalque é composto, em geral, de três partes: tubulação de sucção, conjunto elevatório e tubulação de recalque. A tubulação de sucção liga o reservatório inferior (RI) à bomba, e inclui válvulas e peças necessárias para a operação desse trecho (curvas, registros, reduções, válvula de pé com crivo). O conjunto elevatório é constituído por uma ou mais bombas e seus motores elétricos ou a combustão interna. A tubulação de recalque faz a ligação entre a bomba e o reservatório superior, incluindo as peças necessárias para operação e proteção do trecho (válvula de retenção, manômetros, curvas e dispositivos de controle dos transitórios hidráulicos) (PORTO, 2006).

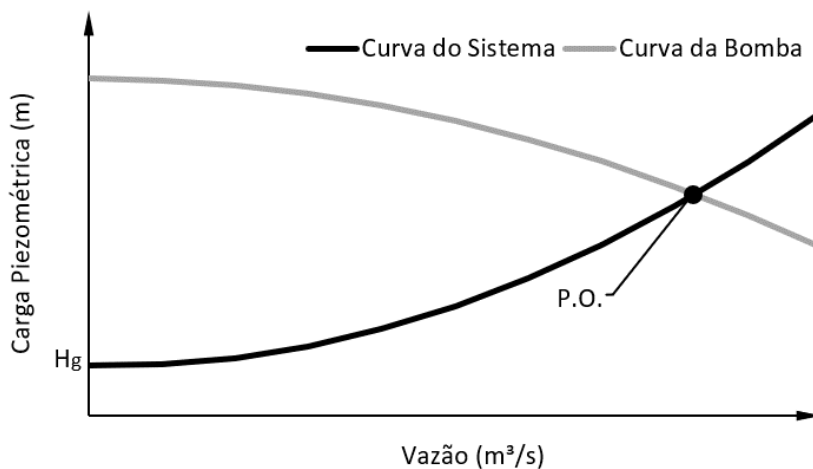
Para vencer o desnível geométrico, adutoras por recalque contam com bombas que adicionarão energia ao sistema. Há quatro grandes classes de bombas: centrífugas, rotativas, de pistão e turbinas. Usualmente, instalações de água são equipadas com bombas centrífugas, alimentadas por motores elétricos (NETTO, FERNANDEZ, *et al.*, 1998). A instalação de uma bomba é classificada como afogada quando a cota de instalação do eixo da bomba é inferior ao nível d'água do reservatório inferior, e não afogada quando a cota do eixo da bomba é superior ao nível d'água do RI (PORTO, 2006).

3.1.1. Bombas Centrífugas

Segundo Netto, Fernandez, *et al.* (1998) as bombas centrífugas são classificadas quanto ao movimento do líquido (sucção simples ou dupla sucção), admissão do líquido (radial, diagonal ou helicoidal), número de rotores (estágio único ou multiestágio), tipo de rotor (fechado, semifechado, aberto ou “*non clog*”), posição do eixo (vertical, horizontal ou inclinado) e pressão (baixa, média ou alta pressão).

O conjunto elevatório deve vencer o desnível geométrico, as perdas de carga distribuídas e localizadas do percurso. A soma dessas alturas corresponde à altura útil de elevação. Uma vez que as perdas são função quadrática da vazão, é possível representar a altura útil de elevação como uma curva parabólica, que para abscissa nula assume o valor do desnível geométrico do sistema (H_g). Essa curva, denominada característica do sistema, pode ser confrontada à curva de funcionamento da bomba para que o ponto de operação (P.O.), para determinada rotação, seja encontrado (MACINTYRE, 1987).

Figura 3.1 - Curvas da bomba e característica do sistema



Fonte: Adaptado de Macintyre (1987)

A potência do conjunto será (PORTO, 2006):

$$P = \frac{9,8 \gamma Q H_{man}}{\eta} \quad \text{Eq. 3.1}$$

Sendo P a potência, γ o peso específico do líquido sendo transportado, Q a vazão sendo recalçada, H_{man} a altura manométrica e η o rendimento global, produto dos rendimentos individuais da bomba e motor. Todas as variáveis com unidades SI.

A velocidade específica de uma bomba é um adimensional amplamente utilizado para caracterizar a forma da máquina hidráulica, e serve de critério para sua classificação. PORTO (2006) define a velocidade específica como a rotação de um rotor de uma bomba, de uma série homóloga de bombas geometricamente semelhantes, que eleva uma unidade de vazão sob uma altura manométrica unitária. Seu cálculo é dado por:

$$N_S = \frac{N_R \sqrt{Q_R}}{H_R^{3/4}} \quad \text{Eq. 3.2}$$

Onde o subscrito R representa o ponto ótimo de rendimento da bomba, e N_R a rotação em rpm. As demais variáveis têm unidades SI.

3.2. ANÁLISE HIDRÁULICA DO ESCOAMENTO TRANSITÓRIO

O regime de escoamento transitório é definido como um estágio intermediário, onde as características do fluxo se alteram de um regime permanente para outro (CHAUDHRY, 2014). Sistemas hidráulicos típicos, compostos por longas tubulações, transportam grandes quantidades de massa e energia cinética. Pela baixa compressibilidade da água, elevadas alterações na pressão interna acontecem em reação às perturbações sobre o escoamento (SOARES, 2007).

Dentre as diferentes formas de escoamento transitório, destaca-se o golpe de aríete, um fenômeno de transmissão rápida de pressão e velocidade imposta por interrupções mecânicas do fluxo, como o fechamento completo ou parcial de uma válvula, ou por variações na performance de uma máquina hidráulica, como uma turbina ou bomba (WOOD, 1970).

A predição das máximas pressões durante o transitório é de interesse para a verificação da capacidade e adequabilidade do material e classe de pressão da tubulação, válvulas e juntas, bem como da espessura da parede da tubulação ao evento, evitando rompimentos e danos ao sistema. As mínimas pressões negativas são importantes para prevenir a expurga de ar, cavitação e separação da coluna hidráulica, evitando colapsos da tubulação ou intrusão de patógenos no sistema (SOARES, COVAS e RAMOS, 2013). Para a contaminação efetiva,

são necessárias três condições: possibilidade física da intrusão, pressão externa superior à interna e presença de contaminantes no solo e/ou lençol freático (EBACHER, BESNER e PRÉVOST, 2010).

Há dois modelos considerados na análise transitória de condutos sob pressão: o modelo da coluna rígida e o modelo da coluna elástica. O primeiro considera o líquido incompressível e o conduto rígido, e é empregado na análise de fenômenos de oscilação de massa, configurando transitórios lentos e com baixas frequências. O segundo considera os efeitos de elasticidade do líquido e do conduto, utilizado para análise de golpes de aríete, e configuram transitórios rápidos e com altas frequências (SOARES, 2007).

O fluxo transitório em um conduto sob pressão é governado por equações diferenciais parciais não-lineares e hiperbólicas, que representam as leis da quantidade de movimento (Eq. 3.3) e da conservação de massa (Eq. 3.4).

$$gA \frac{\partial H}{\partial t} + a^2 \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad \text{Eq. 3.3}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + gA \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fQ|Q|}{2DA} = 0 \quad \text{Eq. 3.4}$$

Sendo x a distância, t o tempo, $H(x,t)$ a carga piezométrica, variável ao longo do comprimento do conduto e do tempo, $Q(x,t)$ a vazão do fluido, também dependente da distância e do tempo, D o diâmetro interno do conduto, a a celeridade da onda de pressão, g a aceleração da gravidade e f o fator de atrito de Darcy-Weisbach. Essas equações, válidas em todo o plano $x-t$, não possuem solução de forma fechada, sendo necessária a utilização de métodos de integração numérica. Dentre os métodos existentes, o Método das Características (ABBOT, 1966) (WYLIE e STREETER, 1978) (CHAUDHRY, 2014) se tornou popular e é vastamente utilizado para a solução de transitórios hidráulicos unidimensionais, especialmente para celeridades constantes.

3.2.1. Cálculo da Celeridade

A celeridade é um relevante parâmetro na análise de transitórios hidráulicos, pois traduz a capacidade de armazenamento, por deformabilidade da tubulação, durante a propagação das ondas de pressão. (DINIZ, 2020).

Para tubulações metálicas, a celeridade pode ser estimada por (HALLIWELL, 1963), que considera o comportamento elástico da parede do tubo:

$$a = \sqrt{\frac{K}{\rho}} \left[\sqrt{1 + \frac{K}{E} \Psi} \right]^{-1} \quad \text{Eq. 3.5}$$

Onde Ψ é um parâmetro adimensional que depende da seção transversal, coeficiente de Poisson e condições de ancoragem do tubo. E representa o módulo de elasticidade de Young da parede do conduto, K o módulo de elasticidade do fluido. Todas as variáveis em unidades SI.

3.2.2. Controle de Transitórios

A severidade dos danos causados pelos transitórios pode ser atenuada por modificações no perfil e diâmetro da adutora, pela redução da celeridade ou pela alteração controlada das condições de operação, como o fechamento lento e uniforme de válvulas, ou desligamento gradual do conjunto motor-bomba (CHAUDHRY, 2014) (SHARP e SHARP, 1996). Todavia, para eventos inesperados, como falha de energia e rompimentos locais, faz-se necessário lançar mão de dispositivos que atuem ativamente no controle das envoltórias de pressão.

3.2.2.1. Válvula reguladora de pressão

Há diversos tipos de válvulas automáticas com a finalidade de proteção à transitórios hidráulicos. Essas válvulas atuam na redução do gradiente de velocidade do fluxo da adutora, abrindo ou fechando, a depender da configuração da instalação (CHAUDHRY, 2014) (PARMAKIAN, 1963). As mais comuns são denominadas válvulas de alívio, usualmente instaladas em paralelo com a tubulação principal, e que abrem rapidamente caso a pressão na linha de recalque exceda o limite configurado, reduzindo os picos de pressão. Quando a pressão retorna a valores inferiores ao limite, a válvula se fecha.

Há também as válvulas antecipadoras de onda, que são programadas para abrir em resposta à baixas pressões, possibilitando uma resposta mais rápida que a válvula de alívio, visto que é negativa a primeira onda de pressão a ser propagada após a parada abrupta da bomba (KARNEY e MCINNIS, 1990).

3.2.2.2. Válvula de retenção

A válvula de retenção (VR) é utilizada para prevenir o fluxo reverso por uma bomba ou turbina, impedindo que a máquina hidráulica entre em condições anormais de operação e diminuindo a perda de fluido. Seu fechamento geralmente é rápido, visto que sua inércia é baixa. Caso ocorra um atraso em seu fechamento, o fluxo reverso pode acarretar em *runaway speed* reversa da bomba, e propagação de ondas de sobrepressão à jusante e subpressão à montante (WYLIE e STREETER, 1978) (CHAUDHRY, 2014).

3.2.2.3. Válvula ventosa

A válvula ventosa admite e expulsa ar da tubulação. A admissão se dá quando a pressão interna se torna inferior à externa, impedindo que a pressão de vapor seja atingida, e mitigando, localmente, os efeitos de cavitação. A expulsão se dá quando da formação de bolhas e bolsões de ar. Esse tipo de dispositivo é projetado para admitir ar de forma rápida, mas expulsá-lo de forma lenta, para amenizar os picos de pressão provenientes do choque hidráulico da junção da coluna. Ainda, essas válvulas são usualmente instaladas em pontos altos da adutora, para promover a expurga de ar durante a operação de enchimento e a admissão de ar durante o esvaziamento (WYLIE e STREETER, 1978) (CHAUDHRY, 2014) (CARLOS, ARREGUI, *et al.*, 2011).

3.2.2.4. Chaminé de Equilíbrio

A chaminé de equilíbrio é caracterizada por um tanque de água conectado à adutora, e submetido à pressão atmosférica. O volume armazenado absorve as oscilações de massa provenientes do transitório hidráulico, pela conversão de energia cinética em potencial, ou vice-versa. O dispositivo opera, portanto, como um ponto de reflexão parcial das ondas de pressão (PARMAKIAN, 1963) (WYLIE e STREETER, 1978).

Há uma variante, denominada também como tanque unidirecional, em que se restringe o fluxo, com uma válvula de retenção, para que a vazão apenas saia do tanque, e não entre. Essa variante é empregada em linhas de recalque com baixa carga piezométrica ou pontos altos do perfil altimétrico, onde a maior preocupação são as pressões negativas, cavitação e separação de coluna (THORLEY, 1991).

3.2.2.5. Reservatório Hidropneumático

Um reservatório hidropneumático (RHO) é um tanque, usualmente cilíndrico, parcialmente preenchido pelo líquido transportado pelo sistema, na parte inferior, e ar ou gás na parte superior. O gás pode estar em contato direto com o fluido, onde se faz necessário um compressor para repor a parcela de gás que se dissolve na água. Soluções mais modernas mantêm fluido e gás separados por uma membrana ou pistão (WYLIE e STREETER, 1978) (PARMAKIAN, 1963).

Sua operação durante o transiente hidráulico se assemelha às chaminés de equilíbrio, absorvendo as oscilações de pressão e atenuando os gradientes de velocidade, através da expansão ou compressão do gás (SHARP e SHARP, 1996). Quando a falha de energia ocorre, a carga piezométrica e vazão fornecidas pela bomba decrescem rapidamente. Então, o ar comprimido na câmara força a saída da água, entrando na tubulação e amenizando as mudanças na velocidade. Quando a rotação da bomba é reduzida a ponto de impossibilitar o bombeamento frente à coluna existente, o sentido do fluxo é invertido, causando sobrepressões que são parcialmente absorvidas pela entrada de vazão na câmara (PARMAKIAN, 1963).

Para o controle de pressões dentro dos limites aceitáveis, o volume requerido por um RHO é inferior ao requerido por uma chaminé de equilíbrio. Ainda, um RHO pode ser locado próximo à bomba, dentro da própria estação de bombeamento, o que pode não ser prático para chaminés de equilíbrio, dada sua altura excessiva. Essa condição permite uma resposta rápida no controle das pressões (CHAUDHRY, 2014) (PARMAKIAN, 1963).

Ainda, o RHO pode ser instalado com seu eixo paralelo ao terreno, reduzindo custos da fundação e respondendo melhor às cargas de vento e terremotos. Finalmente, em climas frios, o custo de aquecimento de um RHO é expressivamente menor que para uma chaminé de equilíbrio. Sua principal desvantagem em relação às chaminés de equilíbrio reside na maior necessidade de manutenção e monitoração de seus níveis e sistemas auxiliares de controle, além do alto investimento inicial (CHAUDHRY, 2014).

Para maior eficácia do RHO, é necessário o estrangulamento do orifício no sentido de entrada da câmara, de forma que a perda localizada seja maior ao entrar do que sair. Essa condição pode ser alcançada através de um orifício diferencial. As maiores perdas na entrada

aumentam a dissipação de energia das sobrepressões, e as baixas perdas na saída auxiliam na rápida injeção de vazão, amenizando as subpressões, mesmo que apenas localmente. Dessa forma, é possível otimizar o funcionamento do RHO, e controlar as envoltórias de pressões utilizando reservatórios menores (DE MARTINO e FONTANA, 2012). Parmakian (1963) recomendou que os coeficientes de perda sejam 2,5 vezes maiores na entrada que na saída.

Em um estudo de caso de golpe de aríete causado por fechamento de válvula em sistema de bombeamento, Purcell (1997) comparou medidas de campo e resultados numéricos do Método das Características, que apresentaram alta aderência às medidas. Ainda, o autor investigou a influência do estrangulamento da saída do RHO no controle de pressões. Seus resultados indicam que o estrangulamento moderado mitiga as subpressões, mas o excessivo pode causar problemas de cavitação.

Lee (1998) e Lee (2000) propuseram um método numérico com algumas simplificações para a computação de transitórios em sistemas de bombeamento com RHO, considerando ar livre dissolvido e cavitação. Seus experimentos numéricos demonstraram que o ar aprisionado acarreta aumento do primeiro pico de sobrepressão e amortecimento das ondas subsequentes, com longos períodos de subpressão e curtos períodos de sobrepressão.

Um guia de dimensionamento simplificado para RHO em sistemas de bombeamento foi proposto por Stephenson (2002), com gráficos e equações de simples aplicação. O autor destacou a importância do controle de pressões negativas, e como o dispositivo atua nesse sentido. Entretanto, advertiu a alta manutenção necessária em linhas de baixa carga piezométrica sem separação por membrana, onde parte do ar se dissolve lentamente em contato com a água.

Um sistema de bombeamento com descarga livre (chegada submetida à pressão atmosférica) e protegido por RHO foi estudado por Di Santo, Fratino, *et al.* (2002). A descarga livre foi considerada como um reservatório de nível variável, com seção transversal equivalente à seção interna do tubo vertical. Para tal condição de contorno, os autores compararam modelos de coluna rígida e coluna elástica. Os autores geraram ábacos para o pré-dimensionamento desse sistema, baseados no modelo da coluna rígida.

Ao comparar seus resultados com testes de campo, os autores verificaram que o modelo da coluna rígida é capaz de prever acuradamente as sobrepressões e subpressões, mas peca na representação da variação do nível do reservatório de jusante. Ainda, é frisada a importância da variação do expoente politrópico durante o transitório (DI SANTO, FRATINO, *et al.*, 2002).

Visando melhorar o processo de pré-dimensionamento de um RHO, que muitas vezes se dá por tentativa e erro, Izquierdo, López, *et al.* (2006) criaram um sistema de redes neurais do tipo *multilayer perceptron* para a otimização do volume do reservatório. Para as etapas de treinamento, validação e teste da rede neural, o autor utiliza dados de 150 sistemas reais registrados.

O dimensionamento ótimo de um RHO em sistema de bombeamento foi estudado por Sun, Wu, *et al.* (2016), através de um algoritmo do tipo *sequential quadratic programming*. Além das dimensões do RHO, também foram consideradas diferentes condições de instalação: posição vertical ou horizontal, utilização de *by-pass* e válvula de estrangulamento.

Um arranjo composto por um RHO e válvula de jusante foi estudado por Miao, Zhang, *et al.* (2017) para o controle de golpes de aríete em desligamentos programados de bombas. O arranjo visa a sobreposição das ondas de subpressão (causada pelo desligamento da bomba) e de sobrepressão (causada pelo fechamento da válvula), que ameniza as pressões resultantes, possibilitando a diminuição do volume necessário do RHO para a proteção do sistema. Todavia, há um *trade-off* econômico entre o volume do RHO e a classe de pressão da tubulação no fim da linha de recalque.

Uma complexa simulação em mecânica dos fluidos computacional (CFD, sigla do inglês) considerando o escoamento bifásico dentro de um RHO em sistema pressurizado foi realizada por Besharat, Tarinejad, *et al.* (2016). As simulações incluem modelos para compressibilidade do fluido, elasticidade da tubulação e variação do fator de atrito. O trabalho foca na interface fluido-gás, e seus resultados são validados através de medidas experimentais. Comparações foram feitas com modelos numéricos 1D, que se mostram incapazes de representar os gradientes de pressões e posições da interface fluido-gás.

Besharat, Viseu e Ramos (2017) estudaram o comportamento do bolsão de ar de um RHO na proteção à golpe de aríete e no armazenamento de energia, através de uma avançada

bancada experimental. Várias intensidades de transitórios hidráulicos foram testadas, variando também o número de Reynolds e a fração do volume do bolsão de ar. Seus resultados indicaram performance ótima do RHO no controle de pressões para Reynolds < 75.000 e fração de volume entre 20% e 30%.

Um método analítico aproximado foi derivado por Miao, Zhang, *et al.* (2017) para o dimensionamento de um RHO como proteção à um sistema de bombeamento, que gera resultados razoáveis, apesar de conservadores. Sua vantagem, em comparação aos métodos numéricos, é a fácil aplicabilidade na fase de pré-dimensionamento.

Com o objetivo de otimizar a localização do RHO em sistema de bombeamento, Wang, Zhang, *et al.* (2019) propôs uma fórmula baseada nas pressões durante o transitório sem proteção, aclive médio topográfico da linha de recalque e declive da linha piezométrica durante o escoamento permanente. Os autores compararam seus resultados com simulações numéricas, e demonstra que cenários com o RHO locado no ponto médio da linha de recalque necessitam de volumes expressivamente menores para a adequada proteção do sistema, em comparação à locação usual junto ao conjunto motor-bomba. Todavia, questões fundiárias podem inviabilizar essa solução em sistemas físicos reais.

Uma análise da performance de um RHO esférico foi realizada por Shi, Zhang, *et al.* (2019). Através de simulações numéricas, o autor o comparou ao usual formato cilíndrico adotado por fabricantes. Seus resultados demonstraram que o esférico é capaz de proteger o sistema com volume e área de superfície inferiores ao cilíndrico, acarretando custos de implantação inferiores.

Investigando a influência da pressão de coesão do ar, Ni, Zhang, *et al.* (2020) proporam uma simplificação da equação politrópica dos gases de Redlich-Kwong (R-K) que leva em conta esse efeito. Uma simulação numérica de golpe de aríete em sistema de bombeamento com RHO foi realizada, comparando a equação dos gases ideais e a proposta. Seus resultados demonstraram que o modelo ideal superestima os níveis máximos de água e subestima os níveis mínimos, principalmente em reservatórios de menores volumes. A principal aplicabilidade desse estudo é na definição dos níveis de operação e automatização do RHO.

3.2.3. Método das Características

De forma simples, o conceito de “característica” pode ser entendido como um caminho de possível propagação, como uma forma geométrica ou perturbação física, que será seguido por alguma entidade. Um conjunto de características definirá a superfície que descreverá o comportamento da entidade física no espaço e tempo. A propagação é influenciada pelas condições iniciais da entidade e do meio por onde se propaga, e pela operação das leis de conservação de movimento e massa (ABBOT, 1966).

Para o desenvolvimento das equações características (CHAUDHRY, 2014), toma-se uma combinação linear das Eq. 3.3 e Eq. 3.4, do tipo $L = \lambda L_1 + L_2$, onde λ é um multiplicador desconhecido. Multiplicando a Eq. 3.3 por λ , adicionando à Eq. 3.4 e rearranjando os termos:

$$\left(\frac{\partial Q}{\partial t} + \lambda a^2 \frac{\partial Q}{\partial x}\right) + \lambda gA \left(\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{1}{\lambda} \frac{\partial H}{\partial x}\right) + RQ|Q| = 0 \quad \text{Eq. 3.6}$$

Sendo $R = f / (2DA)$, constante independente de x e t . Para $Q = Q(x,t)$ e $H = H(x,t)$, as derivadas totais serão:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad \text{Eq. 3.7}$$

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad \text{Eq. 3.8}$$

Definindo:

$$\frac{dx}{dt} = \lambda a^2 \quad \text{Eq. 3.9}$$

Pela definição de celeridade:

$$\lambda = \pm \frac{1}{a} \quad \text{Eq. 3.10}$$

Se:

$$\frac{dx}{dt} = a \quad \text{Eq. 3.11}$$

A Eq. 3.6 pode ser reescrita como:

$$\frac{dQ}{dt} + \frac{gA}{a} \frac{dH}{dt} + RQ|Q| = 0 \quad \text{Eq. 3.12}$$

E se:

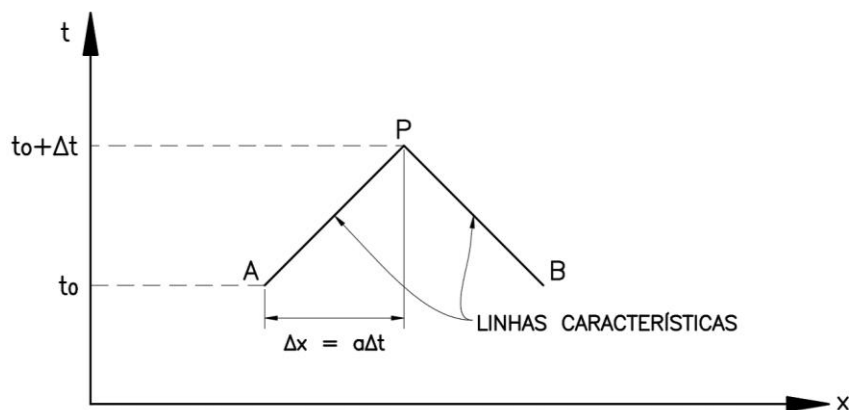
$$\frac{dx}{dt} = -a \quad \text{Eq. 3.13}$$

De forma análoga:

$$\frac{dQ}{dt} - \frac{gA}{a} \frac{dH}{dt} + RQ|Q| = 0 \quad \text{Eq. 3.14}$$

Com esse desenvolvimento, a variável independente x foi eliminada, e as equações diferenciais parciais Eq. 3.3 e Eq. 3.4 foram convertidas em equações diferenciais ordinárias dependentes apenas da variável t (CHAUDHRY, 2014). Entretanto, Eq. 3.12 e Eq. 3.14, denominadas equações de compatibilidade, são válidas apenas ao longo das retas descritas pelas Eq. 3.11 e Eq. 3.13, denominadas linhas características e ilustradas na Figura 3.2.

Figura 3.2 - Representação das linhas características



Fonte: Adaptada de Abbot (1996)

Para obter os valores de carga piezométrica e vazão durante o transitório, parte-se de valores conhecidos inicialmente. Multiplicando a equação Eq. 3.12 por dt , e integrando nos limites da linha característica:

$$\int_A^P dQ + \frac{gA}{a} \int_A^P dH + R \int_A^P Q|Q|dt = 0 \quad \text{Eq. 3.15}$$

Uma vez que não é possível escrever de forma explícita a variação de Q em função de t , utiliza-se uma aproximação de primeira ordem para o terceiro termo da equação Eq. 3.15.

$$R \int_A^P Q|Q|dt \approx RQ_A|Q_A|\Delta t \quad \text{Eq. 3.16}$$

Esse termo representa as perdas por atrito, e a aproximação da Eq. 3.16 confere resultados satisfatórios para aplicações de engenharia (CHAUDHRY, 2014). A Eq. 3.15 pode, então, ser reescrita como ^[1]:

$$Q_P - Q_A + \frac{gA}{a}(H_P - H_A) + RQ_A|Q_A|\Delta t = 0 \quad \text{Eq. 3.17}$$

Com desenvolvimento análogo, a Eq. 3.12 resulta em:

$$Q_P - Q_B - \frac{gA}{a}(H_P - H_B) + RQ_B|Q_B|\Delta t = 0 \quad \text{Eq. 3.18}$$

Combinando as variáveis conhecidas, a Eq. 3.17 pode ser reescrita como:

$$Q_P = C_p - C_a H_P \quad \text{Eq. 3.19}$$

E a Eq. 3.18 como:

¹ O subscrito "P" refere-se ao próximo passo de tempo, onde as variáveis ainda são desconhecidas. Os subscritos "A" e "B" referem-se aos pontos conhecidos da malha. Ver Figura 3.2.

$$Q_P = C_n + C_a H_P \quad \text{Eq. 3.20}$$

Sendo:

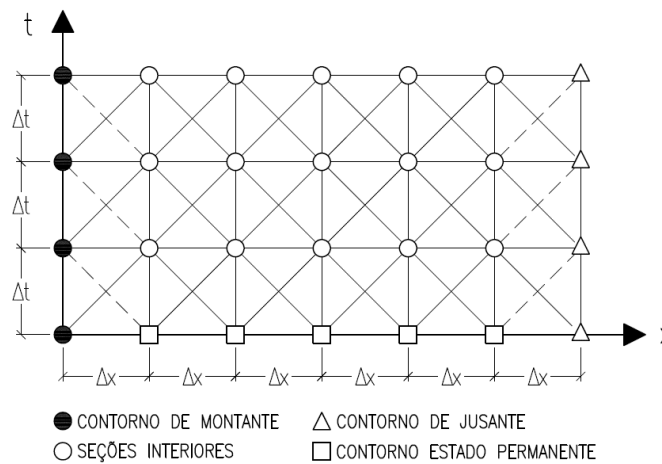
$$C_a = \frac{gA}{a} \quad \text{Eq. 3.21}$$

$$C_p = Q_A + C_a H_A - R\Delta t Q_A |Q_A| \quad \text{Eq. 3.22}$$

$$C_n = Q_B - C_a H_B - R\Delta t Q_B |Q_B| \quad \text{Eq. 3.23}$$

Os valores de C_p e C_n são conhecidos no início do passo de tempo, e C_a é constante, dependente das propriedades do conduto. A Eq. 3.19 é denominada equação característica positiva, e a Eq. 3.20, equação característica negativa. Portanto, para cada ponto interior da região do plano $x-t$ delimitada pelas condições de contorno, há duas incógnitas, Q_P e H_P , que podem ser resolvidas pelas equações características. Para os pontos nos contornos, apenas uma das equações supracitadas estará disponível. Para sua resolução, se lançará mão de condições de contorno que reproduzam o comportamento do sistema, como, por exemplo, um reservatório à montante e uma válvula à jusante. A malha característica, com os contornos, está ilustrada na Figura 3.3.

Figura 3.3 - Malha característica



Fonte: Adaptada de Chaudhry (2014)

3.2.4. Condições de Contorno

As condições de contorno são necessárias para determinar a vazão e carga piezométrica durante o transitório hidráulico, nas extremidades da malha característica e singularidades, como válvulas ou reservatórios intermediários. As relações impostas pelo contorno determinarão uma das variáveis, e as equações características, a outra. A equação característica positiva (Eq. 3.19) será utilizada para contornos de jusante, e equação característica negativa (Eq. 3.20) será utilizada para contornos de montante.

3.2.4.1. Reservatório de Nível Constante

Para essa condição de contorno, o nível d'água é considerado constante durante todo o transitório hidráulico. Essa afirmação é válida para reservatórios de grandes dimensões, onde o nível varia pouco durante o período curto de interesse da análise. Se a energia cinética e as perdas localizadas na entrada forem desconsideradas, as seguintes relações serão válidas (CHAUDHRY, 2014):

$$H_P = H_{res} \quad \text{Eq. 3.24}$$

$$Q_P = C_n + C_a H_{res} \quad \text{Eq. 3.25}$$

$$Q_P = C_p - C_a H_{res} \quad \text{Eq. 3.26}$$

Sendo H_{res} o nível d'água no reservatório em relação ao datum. A Eq. 3.25 é válida para reservatórios de montante, e a Eq. 3.26 para reservatórios de jusante.

3.2.4.2. Bomba Centrífuga

Para desenvolver uma condição de contorno para uma bomba centrífuga, é necessário determinar a relação entre suas variáveis de operação, e como elas se comportarão durante o transitório hidráulico. Essas variáveis são comumente relacionadas a seus valores de referência no ponto ótimo de eficiência da bomba (STEPANOFF, 1957). Denotando esses valores de referência com o subscrito R , escreve-se os seguintes adimensionais:

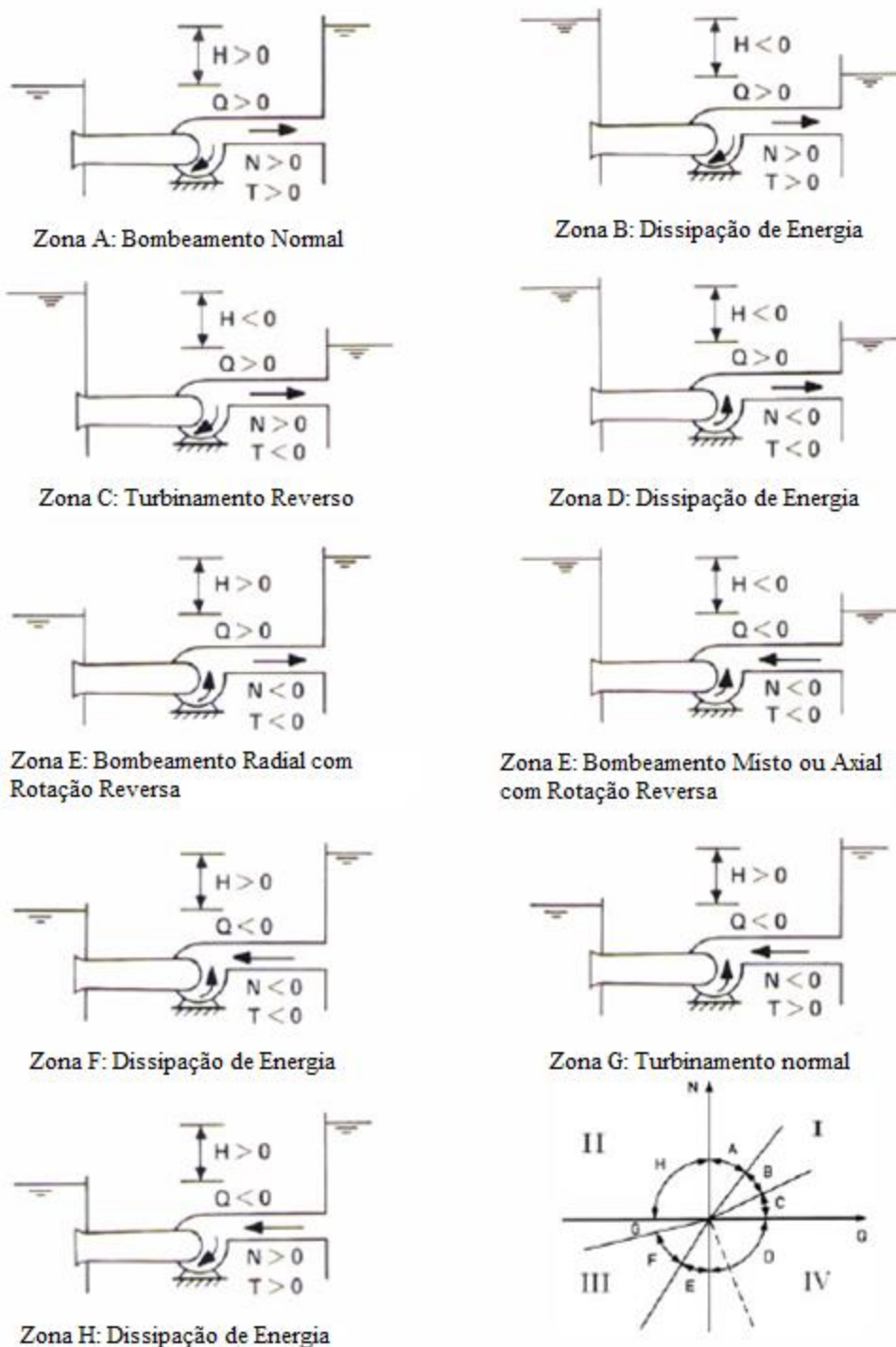
$$v = \frac{Q}{Q_R}; \quad h = \frac{H}{H_R}; \quad \alpha = \frac{N}{N_R}; \quad \beta = \frac{T}{T_R} \quad \text{Eq. 3.27}$$

Em condições de regime permanente, esses adimensionais tomam valor positivo. Entretanto, durante o transitório, podem tomar valores negativos, configurando condições anormais de operação. MARTIN (1983) definiu quadrantes que caracterizam essas condições em função dos sinais e valores que α e v assumem, ilustrados na Figura 3.4. Usualmente, os fabricantes fornecem apenas as informações características das bombas na zona de bombeamento normal, onde todos os adimensionais da Eq. 3.27 são positivos. Nesses casos, pode-se tomar as informações características de uma bomba com velocidade específica N_s similar, desde que o tipo de fluxo da bomba e demais características construtivas também sejam similares. As Figura 3.5 e Figura 3.6 ilustram as curvas características para pressão e torque.

Define-se, então, os parâmetros de Suter para a pressão e torque, com algumas modificações para incremento de acurácia (SUTER, 1966) (CHAUDHRY, 2014). Esses parâmetros, em função do ângulo θ , formarão curvas características que serão a principal ferramenta para avaliação do comportamento da bomba. O ângulo θ assume valores entre $-\frac{\pi}{2}$ a $\frac{\pi}{2}$, e abrange todas as zonas de operação:

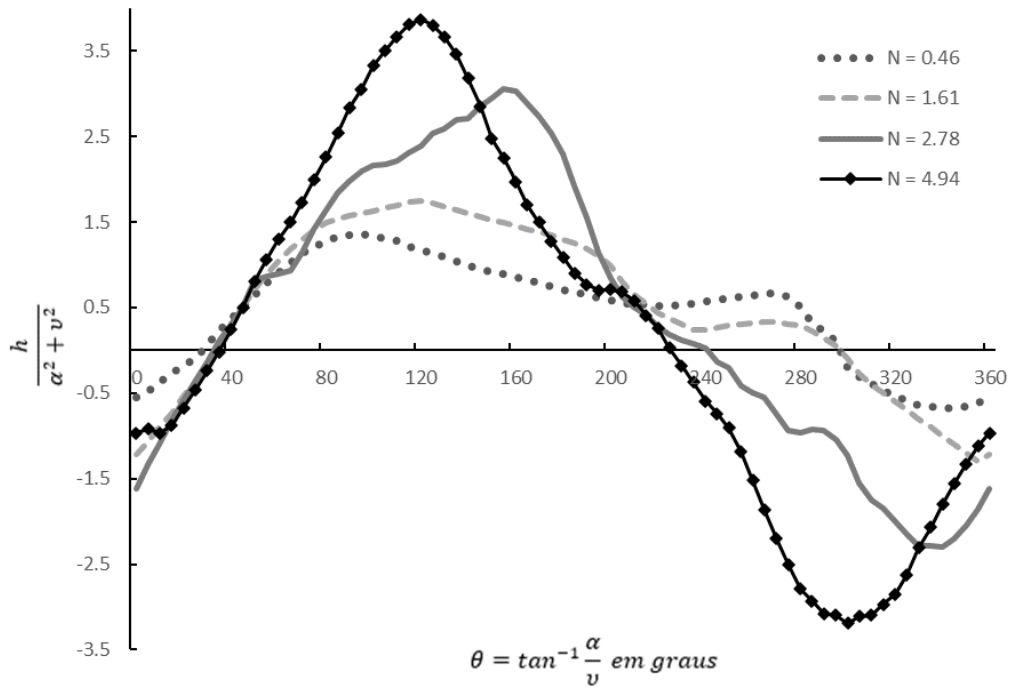
$$\frac{h}{\alpha^2 + v^2}; \quad \frac{\beta}{\alpha^2 + v^2}; \quad \theta = \tan^{-1} \frac{\alpha}{v} \quad \text{Eq. 3.28}$$

Figura 3.4 - Zonas e quadrantes de operação de uma bomba



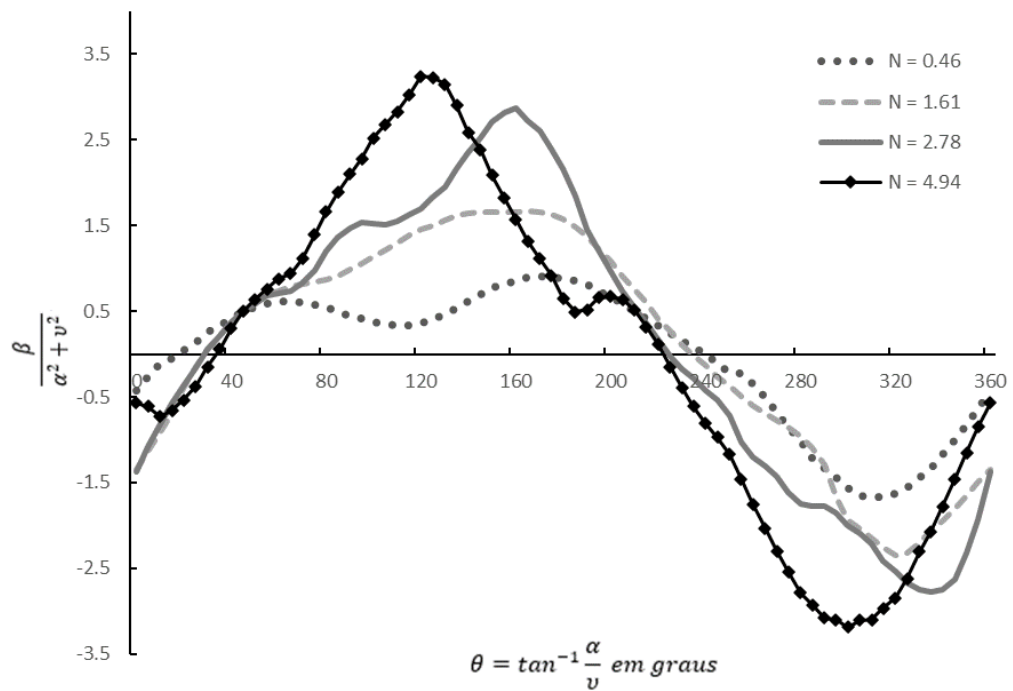
Fonte: Adaptado de Martin (1983)

Figura 3.5 - Parâmetro de Suter para pressão, para diferentes velocidades específicas



Fonte: Adaptado de Chaudhry (2014)

Figura 3.6 - Parâmetro de Suter para torque, para diferentes velocidades específicas



Fonte: Adaptado de Chaudhry (2014)

Para um passo de tempo suficientemente curto, as curvas características de pressão e torque podem ser aproximadas por retas:

$$\frac{h_P}{\alpha_P^2 + v_P^2} = a_1 + a_2 \tan^{-1} \frac{\alpha_P}{v_P} \quad \text{Eq. 3.29}$$

$$\frac{\beta_P}{\alpha_P^2 + v_P^2} = a_3 + a_4 \tan^{-1} \frac{\alpha_P}{v_P} \quad \text{Eq. 3.30}$$

Onde o subscrito “P” faz referência aos valores desconhecidos, no fim do i-ésimo passo de tempo, a_1 e a_3 são os coeficientes lineares das retas e a_2 e a_4 são os coeficientes angulares. Toma-se, então, um processo iterativo, onde os valores de h_P , α_P , v_P e β_P são refinados até que as Eq. 3.29 e Eq. 3.30 se satisfaçam dentro da margem de erro. Para definir o seguimento de reta a ser utilizado, no início do passo de tempo (primeira iteração do tempo t_i), os adimensionais podem estimados com base nos valores e variações observadas anteriormente:

$$\alpha_{i+1} = \alpha_i + \Delta\alpha_{i-1} \quad \text{Eq. 3.31}$$

$$v_{i+1} = v_i + \Delta v_{i-1} \quad \text{Eq. 3.32}$$

Cabe ressaltar que essa aproximação é utilizada apenas para estimar qual seguimento de reta será utilizado, e concede bons resultados (CHAUDHRY, 2014).

Após a falha de energia, não há torque externo atuando na bomba. Logo, o torque de desaceleração é o próprio torque da bomba, que é dado pela equação diferencial de massas girantes (SOARES, 2007) (CHAUDHRY, 2014) (THORLEY e FAITHFULL, 1992):

$$T = -I \frac{2\pi}{60} \frac{dN}{dt} \quad \text{Eq. 3.33}$$

Sendo T o torque desacelerador, I o momento polar de inércia combinado de todo o conjunto motor-bomba e N a velocidade específica. A partir da Eq. 3.27, a Eq. 3.33 pode ser reescrita como:

$$\beta = -I \frac{2\pi}{60} \frac{N_R}{T_R} \frac{d\alpha}{dt} \quad \text{Eq. 3.34}$$

E T_R pode ser reescrito como:

$$T_R = \frac{60\gamma H_R Q_R}{2\pi N_R \eta_R} \quad \text{Eq. 3.35}$$

Onde γ é o peso específico do líquido e η_R é a eficiência nominal da bomba. Usando um valor médio de β , a Eq. 3.35 pode ser reescrita na forma de diferenças finitas:

$$\frac{\alpha_P - \alpha}{\Delta t} = \frac{60T_R}{2\pi I N_R} \frac{\beta + \beta_P}{2} \quad \text{Eq. 3.36}$$

Que pode ser simplificada como:

$$\alpha_P - C_6 \beta_P = \alpha + C_6 \beta \quad \text{Eq. 3.37}$$

Sendo:

$$C_6 = \frac{-15T_R \Delta t}{\pi I N_R} \quad \text{Eq. 3.38}$$

Para uma linha de sucção curta, sua influência pode ser desconsiderada da análise. Por continuidade, a vazão recalçada pela bomba é a mesma da primeira seção da linha de recalque, e a carga piezométrica pode ser avaliada pela característica negativa (Eq. 3.20).

Para resolver o sistema de equações, é possível rearranjar os termos e eliminar β_P e h_P . Permanecem, então, duas equações e dois adimensionais como incógnitas (CHAUDHRY, 2014):

$$F_1 = C_a H_R a_1 (\alpha_P^2 + v_P^2) + C_a H_R a_2 (\alpha_P^2 + v_P^2) \tan^{-1} \frac{\alpha_P}{v_P} - Q_R v_P - C_a C_v Q_R^2 v_P |v_P| + C_n + C_a H_{suc} = 0 \quad \text{Eq. 3.39}$$

$$F_2 = \alpha_P - C_6 a_3 (\alpha_P^2 + v_P^2) - C_6 a_4 (\alpha_P^2 + v_P^2) \tan^{-1} \frac{\alpha_P}{v_P} - \alpha - C_6 \beta \quad \text{Eq. 3.40}$$

As Eq. 3.39 e Eq. 3.40 são não-lineares, com duas incógnitas α_P e v_P . Para resolvê-las, utiliza-se o Método de Newton-Raphson. Seus valores são inicialmente estimados, e refinados ao longo das iterações:

$$a_p^{(2)} = a_p^{(1)} + \delta\alpha_p \quad \text{Eq. 3.41}^{[2]}$$

$$v_p^{(2)} = v_p^{(1)} + \delta v_p \quad \text{Eq. 3.42}^{[2]}$$

Onde $\delta\alpha_p$ e δv_p são os erros associados à estimativa inicial, calculados por:

$$\delta\alpha_p = \frac{F_2 \frac{\partial F_1}{\partial v_p} - F_1 \frac{\partial F_2}{\partial v_p}}{\frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} \frac{\partial F_2}{\partial v_p} - \frac{\partial F_1}{\partial v_p} \frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p}} \quad \text{Eq. 3.43}$$

$$\delta v_p = \frac{F_2 \frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} - F_1 \frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p}}{\frac{\partial F_1}{\partial v_p} \frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p} - \frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} \frac{\partial F_2}{\partial v_p}} \quad \text{Eq. 3.44}$$

Cujas derivadas são:

$$\frac{\partial F_1}{\partial \alpha_p} = C_a H_R \left(2a_1 \alpha_p + \alpha_2 v_p + 2a_2 \alpha_p \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} \right) \quad \text{Eq. 3.45}$$

$$\frac{\partial F_1}{\partial v_p} = C_a H_R \left(2a_1 v_p + \alpha_2 \alpha_p + 2a_2 v_p \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} \right) - Q_R - 2C_a C_v Q_R^2 |v_p| \quad \text{Eq. 3.46}$$

$$\frac{\partial F_2}{\partial \alpha_p} = 1 - C_6 \left(2a_3 \alpha_p + a_4 v_p + 2a_4 \alpha_p \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} \right) \quad \text{Eq. 3.47}$$

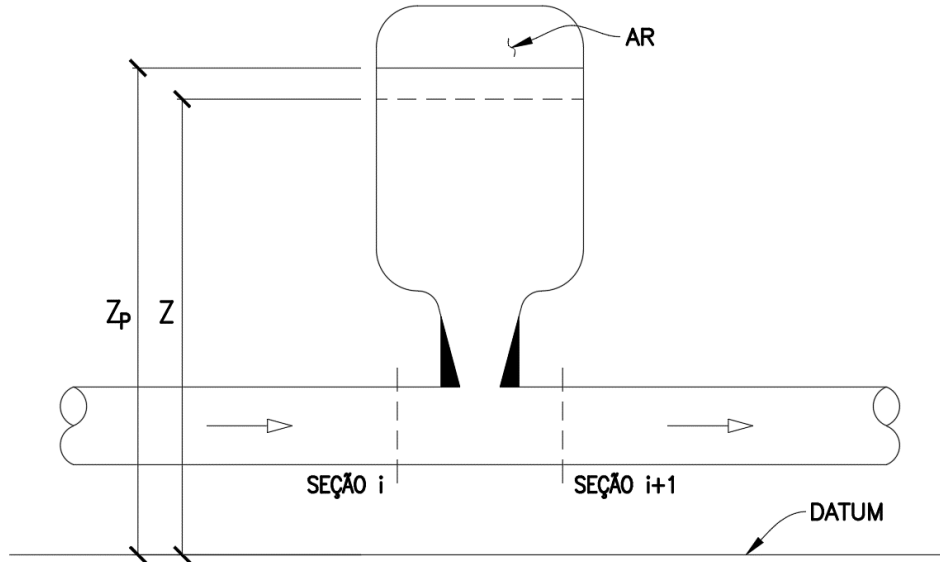
$$\frac{\partial F_2}{\partial v_p} = C_6 \left(-2a_3 v_p + a_4 \alpha_p + 2a_4 v_p \tan^{-1} \frac{\alpha_p}{v_p} \right) \quad \text{Eq. 3.48}$$

² O sobrescrito (1) indica a primeira iteração, e o (2), a segunda. O processo iterativo segue até que ambos $\delta\alpha_p$ e δv_p sejam inferiores à margem de erro proposta.

3.2.4.3. Reservatório Hidropneumático

Seguindo a nomenclatura da Figura 3.7, as seguintes equações podem ser escritas:

Figura 3.7 - Notação para a condição de contorno do reservatório hidropneumático



Fonte: Adaptado de Chaudhry (2014)

$$Q_P^i = C_p - C_a H_P^i \quad \text{Eq. 3.49}$$

$$Q_P^{i+1} = C_n + C_a H_P^{i+1} \quad \text{Eq. 3.50}$$

A Eq. 3.49 é a equação característica positiva para a seção i , à montante do reservatório ^[3], e a Eq. 3.50 é a equação característica negativa para a seção $i + 1$, à jusante do reservatório. Se as perdas localizadas na entrada forem negligenciadas:

$$H_P^i = H_P^{i+1} \quad \text{Eq. 3.51}$$

Por continuidade:

³ Na seção 3.2.4.3, para simplificar a notação, o termo “reservatório” remete ao reservatório hidropneumático, e não aos reservatórios de nível fixo abordados nas seções anteriores.

$$Q_p^i = Q_p^{i+1} + Q_{orf} \quad \text{Eq. 3.52}$$

Onde Q_{orf} é a vazão através do orifício do reservatório, considerada positiva caso esteja entrando, e negativa caso esteja saindo.

Assumindo que o ar confinado no topo do reservatório segue a relação politrópica para gases ideais:

$$H_{ar}^* \forall_{ar}^m = C \quad \text{Eq. 3.53}$$

Onde H_{ar}^* e \forall_{ar}^m são a pressão absoluta interna e o volume do ar, e m e C são parâmetros da equação politrópica. Para expansões ou contrações isotérmicas, m assume o valor de 1,0, e 1,4 para adiabáticas. Para transitórios rápidos e pequenos reservatórios, o processo é majoritariamente adiabático, e para transitórios lentos com grandes reservatórios, isotérmico. Um valor de 1,2 costuma representar bem o fenômeno, visto que os transitórios são rápidos no início e lentos no final (CHAUDHRY, 2014).

As perdas localizadas no orifício do reservatório são dadas por:

$$h_{orf} = C_{orf} Q_{orf} |Q_{orf}| \quad \text{Eq. 3.54}$$

Onde h_{orf} é a perda localizada e C_{orf} o coeficiente de perda do orifício. Esse coeficiente pode ter valores diferentes para a entrada e saída, caso o reservatório conte com orifício diferencial.

As seguintes equações podem ser escritas para o volume de ar confinado ^[4]:

$$H p_{ar}^* = H_p^i + H_{atm} - Z_p - h p_{orf} \quad \text{Eq. 3.55}$$

$$\forall p_{ar} = \forall_{ar} - A_c (Z_p - Z) \quad \text{Eq. 3.56}$$

⁴ Assim como nas seções anteriores, o subscrito "P" se refere ao próximo passo de tempo, onde as variáveis são desconhecidas.

$$Z_P = Z + 0,5(Q_{orf} + Qp_{orf}) \frac{\Delta t}{A_C} \quad \text{Eq. 3.57}$$

Sendo H_{atm} a pressão atmosférica local, A_C a área da seção transversal do reservatório e Z e Z_P os níveis d'água no início e fim do passo de tempo, em relação ao datum estabelecido.

Rearranjando as Eq. 3.49, Eq. 3.51 e Eq. 3.52:

$$Qp_{orf} = (C_p - C_n) - 2C_a H_P^i \quad \text{Eq. 3.58}$$

Rearranjando as Eq. 3.53 e Eq. 3.54:

$$(H_P^i + H_{atm} - Z_P - C_{orf} Qp_{orf} |Qp_{orf}|) [\nabla_{ar} - A_C (Z_P - Z)]^m = C \quad \text{Eq. 3.59}$$

Resultando em um sistema não-linear com três equações (Eq. 3.57 a Eq. 3.59) e três incógnitas (H_P^i , Qp_{orf} e Z_P), que pode ser resolvido através de técnicas iterativas, como o Método de Newton-Raphson ou da Bissecção.

3.2.5. Aplicação em Sistemas Físicos Reais

Além da fase de projeto, onde é feita a concepção do sistema hidráulico, a análise de transitórios hidráulicos também é importante na fase de operação, para o diagnóstico de problemas de mau funcionamento ou eventuais rupturas. O conhecimento sobre o comportamento de sistemas complexos durante transitórios ainda é limitado, e há a necessidade de mais dados experimentais para a análise (STARCZEWSKA, COLLINS e BOXALL, 2014).

Uma revisão da literatura acerca dos trabalhos envolvendo análise de transitórios em sistemas reais foi feita por Diniz e Soares (2019), onde foram abordadas diversas topologias de sistema: linhas de recalque de água com descarga livre a jusante, redes de distribuição de água, linhas de recalque de esgotos e sistemas hidrelétricos.

3.2.5.1. Sistemas de Bombeamento de Água com Descarga Livre à Jusante

Soares, Covas e Ramos (2013) realizaram um ensaio de transitório hidráulico por parada abrupta da bomba em um sistema de adução por recalque, composto por reservatórios de montante e jusante. O barrilete de recalque contava com uma válvula de retenção, que teve

suas curvas de fechamento aferidas. A descarga da adutora se dava pela parte superior do reservatório, submetida, portanto, à pressão atmosférica.

Para simular a condição de contorno da descarga livre, a tubulação vertical foi considerada como um reservatório de nível variável, com seção transversal equivalente à seção interna da tubulação. Essa consideração se prova bem razoável, comprovada pelas medidas de campo. Além disso, condições similares já haviam sido estudadas por Di Santo, Fratino, et al (2002).

Por fim, os autores ainda consideraram os efeitos de fator de atrito variável no equacionamento numérico. Esse efeito leva em conta as mudanças no número de Reynolds, e, conseqüentes perdas de carga, provenientes das mudanças de velocidade ao longo do fenômeno. Em seus resultados, os autores compararam medidas de campo com diversos cenários (modelos de atrito variável e elástico clássico, com ou sem a consideração da descarga livre). Houve pontos de aferição de pressão tanto no início quanto no fim da linha de recalque. (SOARES, COVAS e RAMOS, 2013).

Os modelos com atrito variável conseguiram representar o correto amortecimento das ondas de pressão do fim do transiente, que são superestimadas pelo modelo elástico clássico. A consideração da descarga livre também se mostrou importante na representação do fenômeno. Modelos sem ela não conseguiram representar bem as vazões, e, portanto, pressões, no final da adutora. Os autores discutiram que no início do transitório, enquanto a onda negativa inicial ainda não chegou ao fim da adutora, ainda há a descarga de parte da vazão, efeito não descrito pelas outras condições de contorno.

3.2.5.2. Sistemas de Bombeamento de Água com RHO

Elliot, Liou e Peterson (2006) estudaram e projetaram o caso real da ampliação de um sistema de abastecimento de água por poços tubulares, protegido por RHO. Inicialmente, uma rede de distribuição e vários reservatórios eram abastecidos por um único poço. Entretanto, com o aumento da demanda, tornou-se necessário ativar dois poços simultaneamente. Com simulações numéricas, um diagnóstico foi realizado, e os autores verificaram a incapacidade do RHO no controle das pressões após a ampliação.

Foi proposta, então, a instalação de um novo RHO, que foi dimensionado por simulações numéricas, com o auxílio de testes de campo, como a curva de performance das bombas após desligamento. Nas simulações, também avaliaram a possibilidade de usar o mesmo ramal de ligação para conectar o novo RHO. Todavia, as velocidades após a parada abrupta das bombas assumiam valores elevados, o que levou os autores a criar um novo ramal de ligação para o segundo RHO. Uma análise similar levou os autores a inserir válvulas de estrangulamento, para evitar o abaixamento rápido do nível d'água no RHO. Por fim, os autores ainda instalaram supressores de vórtices nas saídas dos RHOs, objetivando combater a formação de vórtices e intrusão de ar na linha de recalque.

Após a instalação dos RHOs, os testes de transitórios foram realizados. Foram monitoradas as pressões e níveis dos RHOs e as pressões em vários pontos da rede. Uma série de válvulas ventosas foram observadas pessoalmente, para verificar se essas entrariam em ação. Também foi disponibilizada uma equipe de reparos, em caso de rupturas.

A comparação dos dados de campo com a simulação é feita na estação de bombeamento principal e em outro ponto a jusante. As pressões mínimas não foram bem representadas pelo modelo, e os níveis simulados não foram comparados. No ponto de jusante, foram comparadas a curva de pressão simulada e alguns pontos aferidos com baixa frequência. Novamente, os dados não se adequaram bem.

Dentre as possibilidades para explicar as disparidades entre as simulações e medidas em campo, o autor destacou as diferentes condições iniciais (estado permanente), calibração de perdas de carga localizadas, estimativa dos níveis iniciais dos RHOs, simplificação do sistema em nós e trechos discretos, diferenças entre os volumes teóricos e reais dos RHOs e diferentes valores reais de celeridade.

3.2.6. Referenciais Normativos para Análise de Transitórios Hidráulicos

3.2.6.1. ABNT NBR 12215-1

A NBR 12215-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2017), que trata sobre projetos de adutoras pressurizadas, define que o estudo de regimes transitórios é uma atividade necessária para projetos de adutoras, bem como o dimensionamento do sistema de proteção aos transitórios. O estudo deve ser realizado em todas as etapas de

projeto, contemplando simulações numéricas confiáveis para o sistema com e sem os dispositivos de proteção. Não são dadas fórmulas simplificadas para o cálculo, mas alguns métodos são recomendados (dentre eles, o Método das Características, abordado na seção 3.2.3).

As simulações devem avaliar condições de operação normais, excepcionais ou catastróficas. Condições normais abrangem toda e qualquer operação, como fechamento de válvulas, partidas e paradas (programadas ou abruptas) do conjunto motor-bomba, dentre outras, com o funcionamento normal dos dispositivos de proteção. Condições excepcionais abrangem manobras inadequadas de válvulas e falha de um dos dispositivos de proteção a transitórios. Condições catastróficas abrangem a falha de todos os dispositivos de proteção e ruptura da tubulação.

O projeto deve prever espessura mínima da parede da tubulação para suportar os esforços atuantes pelos transitórios e condições mecânicas de ancoragem e apoio mecânico do conjunto de tubulações e válvulas.

As pressões máximas, em condições normais ou excepcionais, não devem exceder os limites estabelecidos para os componentes do sistema. A Norma recomenda que as pressões mínimas, em qualquer seção da adutora, sejam limitadas à pressão atmosférica, para água tratada, e à -20kPa, para água bruta. Especialmente, pressões negativas devem ser evitadas em tubulações com junta elástica, áreas inundáveis sujeitas a contaminação e pontos onde existem dispositivos para admissão e/ou expulsão de ar.

3.2.6.2. ABNT NBR 12214

A NBR 12214 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2020) recomenda o estudo de transitórios hidráulicos para o dimensionamento dos barriletes de sucção e recalque de estações de bombeamento de água e o dimensionamento dos dispositivos de proteção necessários para redução dos fenômenos de cavitação e controle dos transitórios.

Dispositivos de expulsão e admissão de ar também devem ser previstos, visando as operações de enchimento e/ou esvaziamento, além dos efeitos de transitórios hidráulicos.

Transitórios gerados por válvulas de retenção (mandatórias, segundo a Norma), conversores de frequência e outras válvulas que alterem rapidamente as condições de contorno do sistema.

Por fim, a Norma recomenda que o orçamento do projeto pode prever a realização de testes de desempenho do sistema de proteção de transitórios hidráulicos, a partir dos ciclos de operação mais importantes.

3.2.6.3. AWWA M41

O Manual AWWA M41 (AMERICAN WATER WORKS ASSOCIATION, 2009), que trata sobre requisitos e especificações de tubulações e conexões de ferro fundido, recomenda que transitórios hidráulicos sejam considerados nos cálculos de espessuras mínimas das paredes de tubulações de ferro fundido. A Norma cita a existência de dispositivos de proteção a transitórios, mas que esses podem falhar, seja por inatividade, falta de manutenção ou sobrecarga, sendo, portanto, necessário maior grau de segurança.

A Norma fornece um acréscimo base de 689 kPa às pressões de regime permanente, como fator de segurança a transitórios. Todavia, caso o projetista preveja pressões superiores, são expostas fórmulas simplificadas para o cálculo das sobrepressões para fechamentos de válvulas.

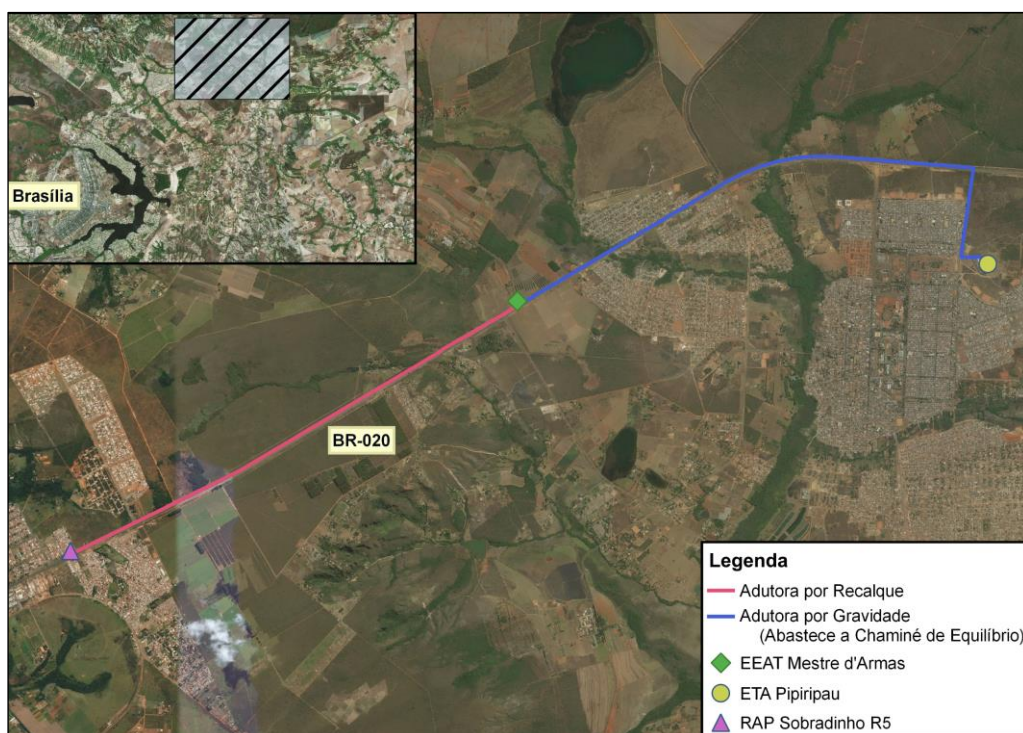
4. SISTEMA EXISTENTE

As informações sobre o sistema elevatório de água tratada Mestre D'Armas foram cedidas pela Companhia de Saneamento Ambiental do Distrito Federal (CAESB), em especial pela Coordenadoria de Operação dos Sistemas Pípiripau e Mestre d'Armas (PPANP) e pela Gerência de Macromedição e Pitometria (PGOP). Parte das informações foi passada via e-mail, e parte levantada em campo, pelo autor e equipe da CAESB.

4.1. ELEVATÓRIA DE ÁGUA TRATADA MESTRE D'ARMAS

O sistema da estação elevatória de água tratada (EEAT) Mestre D'Armas EAT.MDA.001, ilustrado na Figura 4.1 se localiza em Planaltina-DF (Região Administrativa VI), e é composto por uma linha de recalque que interliga a EEAT ao Reservatório Apoiado (RAP) RAP.SB1.005. A EEAT recebe água por gravidade da Estação de Tratamento de Água (ETA) Pípiripau ETA.PIP.001. O RAP supracitado abastece a região de Sobradinho I, e recebe vazão também de outros sistemas.

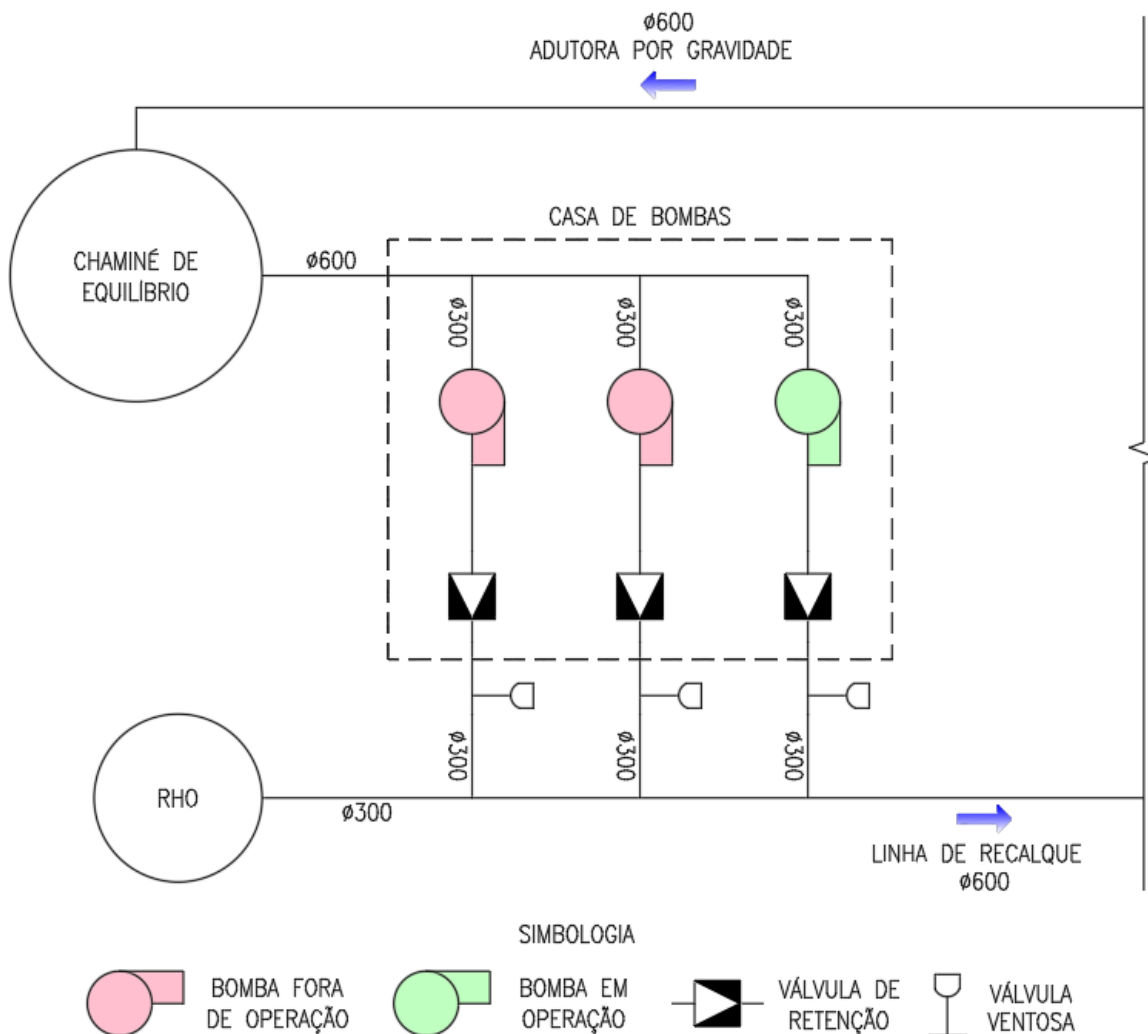
Figura 4.1 Sistema elevatório de água tratada Mestre D'Armas



Fonte: Autor, com dados da CAESB

A Figura 4.2 ilustra o *layout* simplificado da EEAT. As características e especificações de cada elemento serão discutidas nas seções seguintes.

Figura 4.2 – *Layout* unifilar simplificado da EEAT



Fonte: Autor

4.1.1. Estação Elevatória de Água Tratada

4.1.1.1. Chaminé de Equilíbrio e Sucção

Ao lado da casa de bombas da EEAT, há uma chaminé de equilíbrio de, aproximadamente, 40 metros de altura – ilustrada na Figura 4.3. Seu nível d’água dinâmico varia entre 32 e 23 m, a depender do funcionamento das bombas.

Figura 4.3 - Chaminé de equilíbrio da EAT.MDA.001



Fonte: Autor

A chegada por gravidade passa de chaminé antes de se ligar no conjunto motor-bomba. Essa adutora tem aproximadamente 9,3 km de extensão, seu material é Ferro Fundido e diâmetro DN600. A medição de vazão da EEAT é feita na entrada da EEAT, à montante da chaminé de equilíbrio, ilustrada na Figura 4.4.

Figura 4.4 – Chegada da adutora por gravidade. (a): entrada na EEAT; (b): medição de vazão

(a)



(b)



Fonte: Autor

O trecho de sucção, ilustrado na Figura 4.5, é curto, com extensão aproximada de 10 m, em Ferro Fundido DN600, e conta com uma válvula borboleta. Ao entrar na casa de bombas, ele se ramifica para alimentar as três bombas do conjunto.

Figura 4.5 - Linha de sucção. (a): tomada d'água da chaminé; (b): entrada da bomba

(a)



(b)



Fonte: Autor

4.1.1.2. Conjunto Motor-bomba

O conjunto motor-bomba é do tipo 2+1, onde duas bombas operam em paralelo e outra permanece como reserva. Entretanto, durante o ensaio, apenas uma das bombas estava em operação. O CMB está ilustrado na Figura 4.6.

Figura 4.6 – Conjunto motor-bomba da EAT.MDA.001



Fonte: Autor

As bombas são tipo turbina com eixo prolongado, modelo KSB B16 B6, com instalação do tipo “poço úmido”. Sua instalação está datada do ano de 2007. A placa está ilustrada na Figura 4.7, e suas informações listadas na Tabela 4.1.

O motor de indução trifásico acoplado à bomba é do modelo WEG HGE 400 A, tem potência de 600 cv e não conta com inversor de frequência. Logo, a rotação de operação da bomba é aproximadamente igual à nominal. A placa do motor está ilustrada na Figura 4.8.

Figura 4.7 – Placa da bomba



Fonte: Tirada pelo Autor

Tabela 4.1 – Informações de placa da bomba

Vazão Nominal	170 L/s
Altura manométrica nominal	190 m
Rotação	1788 rpm
Diâmetro do Rotor	291 mm

Fonte: Fabricante (KSB)

Figura 4.8 – Placa do motor da bomba



Fonte: Tirada pelo Autor

Tomando o catálogo técnico da bomba (KSB BRASIL LTDA., 2020), outras informações importantes para o estudo de transitórios foram listadas, e outras, como a potência nominal, torque e momento de inércia, calculadas:

Tabela 4.2 – Demais informações da bomba

Diâmetro nominal do bombeador	16 pol
Quantidade de estágios	6
Vazão máxima	230 L/s
Vazão mínima	68 L/s
Eficiência	82%
Potência nominal	386 kW
Velocidade específica	14,40
Torque do conjunto	256,25 KN.m
Momento de Inércia	14,4 Kg.m ²

Fonte: Catálogo da KSB

Durante a operação, em regime permanente, a vazão de recalque da bomba foi medida em, aproximadamente, 210 L/s, e sua altura manométrica, 164m.

4.1.1.3. Barrilete de Recalque

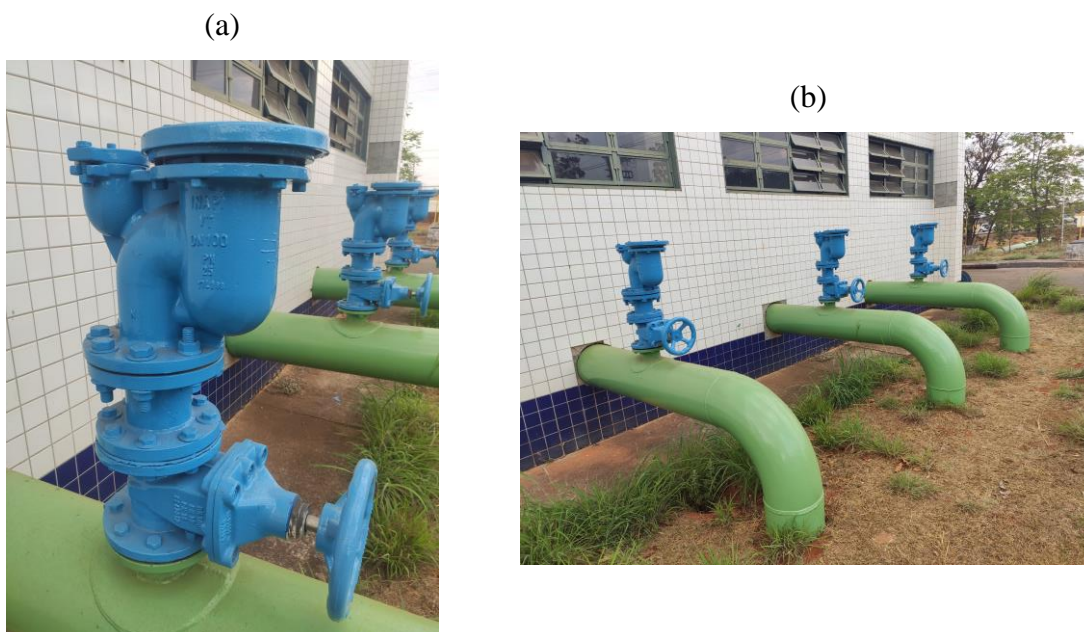
O barrilete de recalque é em Ferro Fundido DN300. Na parte interior da casa de bombas, há uma válvula de retenção e uma válvula de bloqueio. Esses elementos estão ilustrados na Figura 4.9. Na parte exterior à casa de bombas, há uma válvula ventosa DN100 e a junção dos três ramais e o início da linha de recalque DN600, ilustrados na Figura 4.10.

Figura 4.9 – Barrilete de recalque. (a): válvula de retenção; (b): válvula de bloqueio



Fonte: Autor

Figura 4.10 – Barrilete de recalque. (a): válvula ventosa; (b): junção dos ramais (subterrânea)

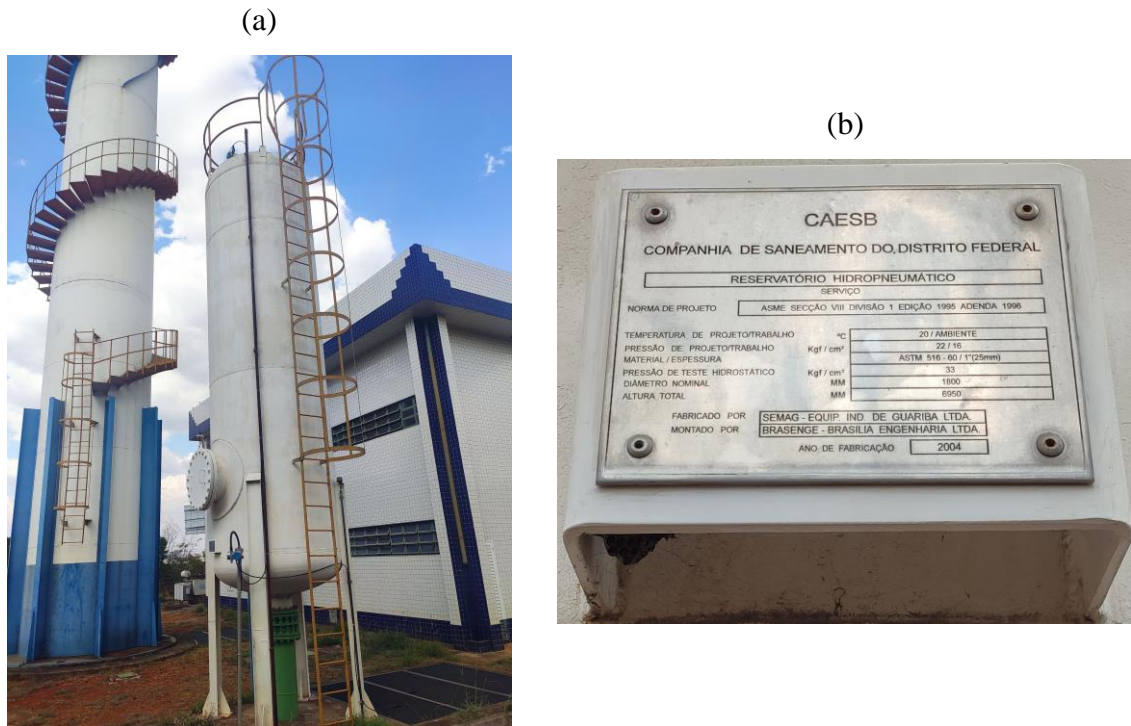


Fonte: Autor

4.1.1.4. Reservatório Hidropneumático

O RHO, locado na parte exterior da EEAT, é do tipo sem separação (sem membrana ou bexiga), com diâmetro nominal de 1800 mm, altura total de 7 m e volume aproximado de 17,7 m³. A proporção de água e ar inicial, durante o estado permanente, é próxima de 50%. O dispositivo e sua placa de informações estão ilustrados na Figura 4.11.

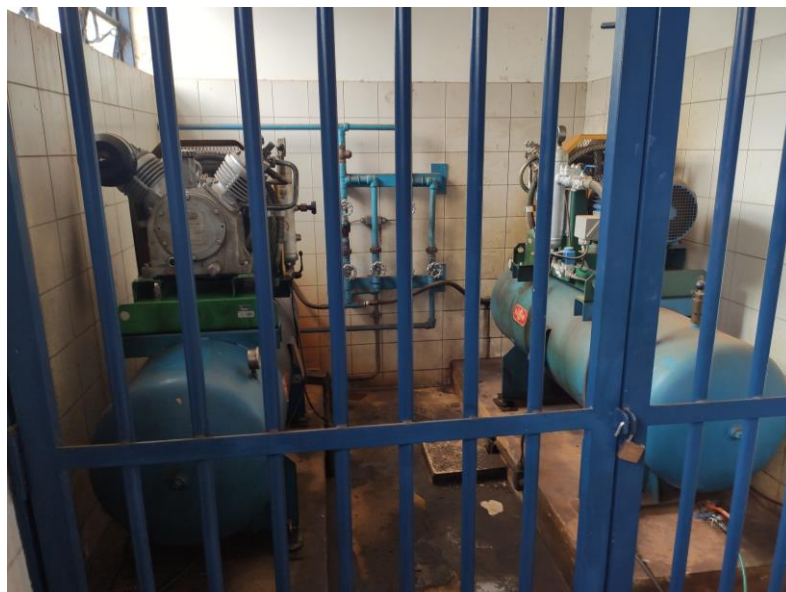
Figura 4.11 – Reservatório Hidropneumático. (a): dispositivo; (b): placa



Fonte: Autor

Dada a falta de separação entre a água e o ar, o RHO conta com compressores de ar para que a pressão interna seja mantida. A pressão de projeto é de 220 mca, e a de trabalho, 160 mca, segundo a placa do dispositivo. O sistema de compressores está ilustrado na Figura 4.12.

Figura 4.12 – Compressores do RHO



Fonte: Autor

A ligação com o RHO ocorre após a junção dos três ramais de recalque, em Ferro Fundido, com redução de DN600 para DN300. Não há *by-pass* ou orifício diferencial nessa ligação. O sistema está ilustrado na Figura 4.13.

Figura 4.13 – Ligação do RHO. (a): conexão de entrada; (b): ramal de ligação com a redução



Fonte: Autor

4.1.2. Linha de Recalque

A linha de recalque é em Ferro Fundido DN600, e tem extensão aproximada de 7,7 km e desnível geométrico aproximado de 180,5 m, calculado pela pressão estática da coluna d'água.

O destino da LR, como supracitado, é um reservatório apoiado em concreto, de grandes dimensões. Como o reservatório conta com duas câmaras independentes, a chegada se dá por duas ramificações, provenientes da linha de recalque principal. Nos barriletes da chegada há válvulas de bloqueio, e as entradas no RAP são pela parte superior, acima do nível d'água. A Figura 4.14 ilustra a LR.

Figura 4.14 – Linha de recalque. (a): saída da EEAT; (b): entrada no RAP; (c): válvula de bloqueio na entrada do RAP; (d): ramificação da entrada – tubulações na extrema direita e esquerda da foto

(a)



(b)



(c)



(d)



Fonte: Autor

Para definir as faixas de pressão admissível da LR, toma-se a seguinte terminologia:

- Pressão de Serviço Admissível (PSA): Pressão interna, excluindo o golpe de aríete, que um componente pode suportar com total segurança, de forma contínua, em regime hidráulico permanente;
- Pressão Máxima de Serviço (PMS): Pressão interna máxima, incluindo golpe de aríete, que um componente pode suportar em serviço;
- Pressão de Teste Admissível (PTA): Pressão hidrostática máxima que pode ser aplicada no teste de campo a um componente de uma canalização recém-instalada.

As juntas que equipam a tubulação podem ser classificadas como Junta Elástica (JGS), Junta Travada Interna (JTI) e Junta Travada Externa (JTE). A Figura 4.15, retirada de um catálogo de fabricante, lista os três limites de pressão.

Figura 4.15 - Pressões em tubos bolsa e ponta de ferro fundido classe K7

PRESSÕES DOS TUBOS BOLSA E PONTA CLASSE K7 – JGS, JTI e JTE									
DN	TUBOS – CLASSE K7								
	JGS			JTI			JTE		
	PSA	PMS	PTA	PFA	PMA	PEA	PFA	PMA	PEA
	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
80				Sob consulta					
100				1,6	1,9	2,4			
150	6,4	7,7	8,2	1,6	1,9	2,4			
200	5,3	6,3	6,8	1,6	1,9	2,4			
250	4,4	5,2	5,7	1,6	1,9	2,4			
300	3,8	4,6	5,1	1,2	1,4	1,9			
350	3,4	4,1	4,6	1,2	1,4	1,9			
400	3,0	3,6	4,1	1,2	1,4	1,9			
450	2,9	3,5	4	1,1	1,3	1,8			
500	2,8	3,3	3,8	1,0	1,2	1,7			
600	2,6	3,1	3,6	0,8	0,9	1,4	1,6	1,9	2,4
700	2,4	2,9	3,4	0,8	0,9	1,4	1,5	1,8	2,3
800	2,3	2,8	3,3				0,9	1,1	1,6
900	2,3	2,7	3,2				0,9	1,1	1,6
1000	2,2	2,6	3,1				0,9	1,1	1,6
1200	2,1	2,5	3,0				0,8	1,0	1,5

Fonte: PAM SAINT-GOBAIN (2015)

Sendo as juntas da linha de recalque elásticas, pode-se listar seus limites de pressão na Tabela 4.3. Apesar de a adutora ter sido construída em 2006, os dados encontrados no catálogo de 2015 são os mesmos para as tubulações fabricadas em 2006, segundo e-mail trocado com a fabricante.

Tabela 4.3 - Limites de pressão para a linha de recalque

Limites de pressão para a LR FoFo K7 DN600 JGS (MPa)	
PSA	2,6
PMS	3,1
PTA	3,6

Fonte: Adaptado de PAM SAINT-GOBAIN (2015)

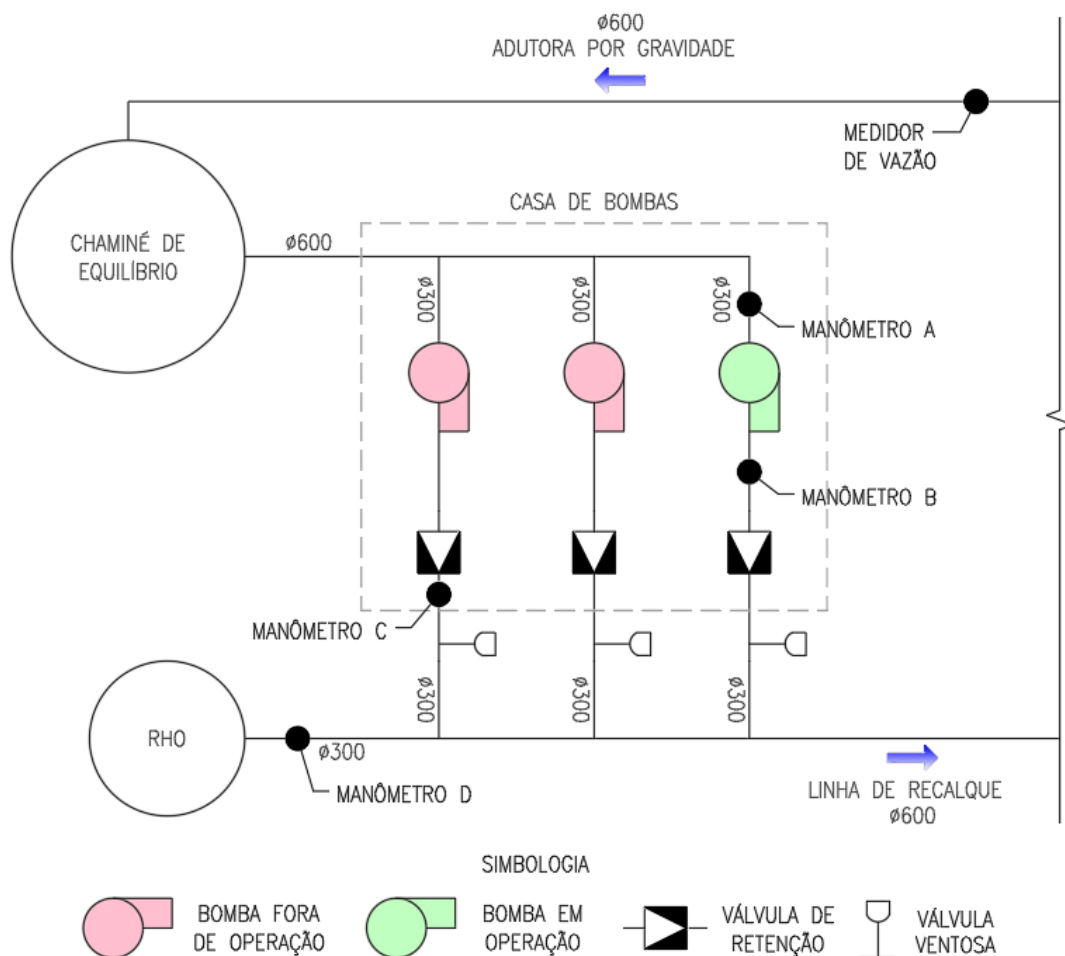
5. MATERIAIS E MÉTODOS

5.1. INSTRUMENTOS DE MEDIÇÃO

O ensaio foi realizado simulando um desligamento abrupto da bomba. Com o sistema em operação, com apenas uma das bombas do CMB em funcionamento, desligou-se o disjuntor. Os manômetros e demais medidores, discutidos nas próximas seções, foram sincronizados e programados para realizar suas leituras. Os primeiros 30 segundos de leitura registraram o regime permanente do sistema, e, após o desligamento, foram registrados 270 segundos do regime transitório, totalizando 300 segundos de coleta.

O ensaio ocorreu no dia 06/10/2021, das 10:40 às 10:45. A Figura 5.1 ilustra a localização dos pontos de instrumentação, que serão discutidos nas próximas seções.

Figura 5.1 – Localização dos pontos de instrumentação



Fonte: Autor

5.1.1. Barriletes e Linha de Recalque

A pressão do sistema foi monitorada em quatro pontos ilustrados na Figura 4.15, listados abaixo, com nomenclatura alfabética.

- Ponto A - barrilete de sucção, imediatamente à montante da bomba;
- Ponto B - no barrilete de recalque, à montante da válvula de retenção;
- Ponto C - no barrilete de recalque, à jusante da válvula de retenção;
- Ponto D - no ramal de ligação com o RHO.

O nível de referência tomado para o sistema foi o do eixo do barrilete de recalque, dada a dificuldade de localizar o eixo da bomba, protegido pela carcaça vertical e enterrado. Com exceção do Ponto C, onde o manômetro foi instalado 30 cm acima do barrilete, todos os demais foram instalados no nível de referência. A aferição de pressão nesses pontos foi feita através de manômetro digital WIKA CPG1500. Esse dispositivo conta com exatidão de 0,1% no fundo de escala, taxa de aquisição de dados de 50 Hz e transferência via wireless. Cada manômetro conta com uma escala diferente, listadas abaixo:

Tabela 5.1 – Escalas dos manômetros

Ponto	Escala (bar)
A	-1 a 10
B	0 a 25
C	0 a 40
D	0 a 60

Fonte: Fabricante (WIKA)

Figura 5.2 – Manômetros

Ponto A - Sucção



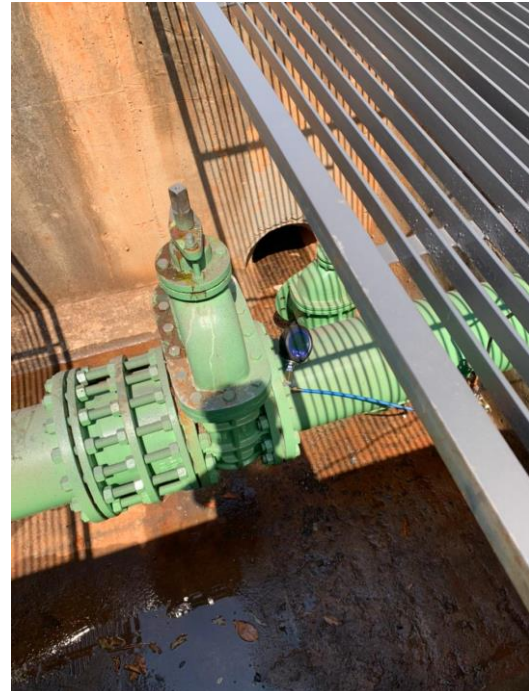
Ponto B – Recalque (montante da VR)



Ponto C – Recalque (jusante da VR)



Ponto D – ligação com RHO



Fonte: Autor

Como mencionado no item 4.1.1.1, a vazão do sistema foi aferida por medidor eletromagnético de alta precisão, da marca Siemens, localizado na entrada da adutora que abastece a chaminé de equilíbrio. Essa medida foi tomada apenas para o regime permanente, uma vez que os medidores comerciais usualmente não têm capacidade para medir os gradientes de velocidade que ocorrem durante o transitório hidráulico. No momento do ensaio, a leitura foi de, aproximadamente, 210 L/s. A Figura 5.3 ilustra o visor de leitura do equipamento.

Figura 5.3 – Visor de leitura do medidor de vazão

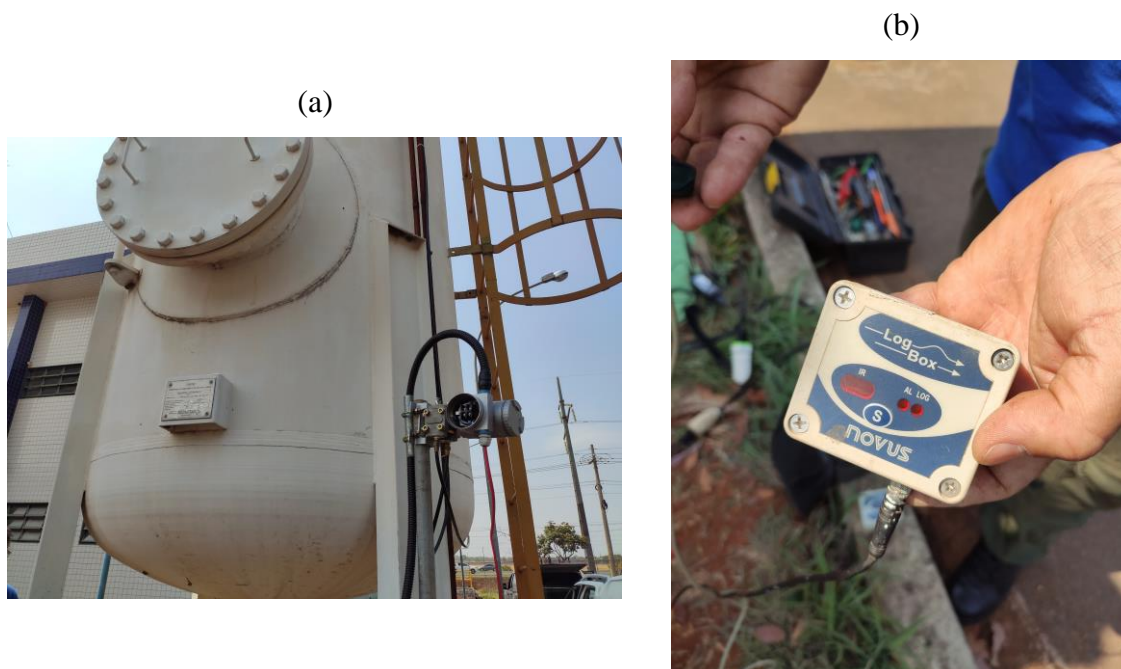


Fonte: Autor

5.1.2. Reservatório Hidropneumático

Para o RHO, foram monitoradas as variações de nível através de sensores internos do dispositivo, conectados à *data loggers* com taxa de aquisição de 1 Hz. Inicialmente, durante o regime permanente, a razão água/ar do dispositivo estava em, aproximadamente 50%. A base do cilindro se encontra em um nível 85 cm acima do nível de referência (barrilete de recalque).

Figura 5.4 – Instrumentação do RHO. (a): sensores; (b): *data logger*



Fonte: Autor

5.1.3. Chaminé de Equilíbrio e Reservatório Apoiado

Os níveis da chaminé de equilíbrio e RAP foram aferidos apenas duas vezes, durante o regime permanente e após o fim do período de coleta de dados. Essas leituras, listadas na Tabela 5.2, não foram realizadas em campo, mas pelo sistema de monitoramento à distância da CAESB. A base da chaminé se encontra, aproximadamente, 50 cm abaixo do nível de referência.

Tabela 5.2 – Níveis da chaminé de equilíbrio e RAP

Horário	Níveis (m)		
	Chaminé de Equilíbrio	RAP – Câmara 1	RAP – Câmara 2
10:40	28,37	4,36	4,42
10:45	29,36	4,32	4,38

Fonte: CAESB

Também foram levantadas as cotas altimétricas aproximadas dos principais pontos de interesse do sistema, listadas abaixo na Tabela 5.3:

Tabela 5.3 – Cotas altimétricas do sistema

	Cota altimétrica (m)
RAP ETA PIPIRIPAU (Fundo)	1.028,00
EEAT Mestre d'Armas (eixo da bomba)	998,20
RAP Sobradinho R5 (Fundo)	1177,25

Fonte: CAESB

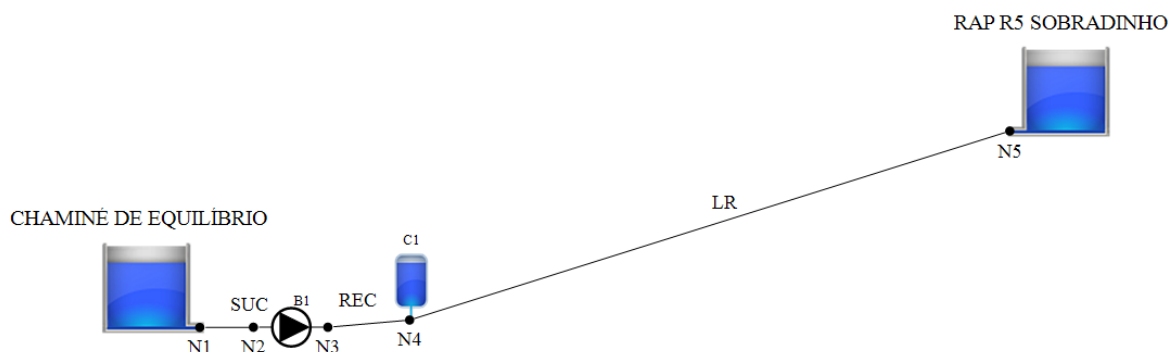
5.2. SIMULAÇÃO NUMÉRICA

A simulação numérica para comparação dos dados de campo foi feita através do *software* livre Allievi, que utiliza o Modelo Elástico para o cálculo de transitórios, com hipóteses simplificadoras, como o fator de atrito constante e fluxo unidimensional. Todavia, o *software* geralmente produz resultados conservadores, e é amplamente utilizado na fase de projeto de sistemas hidráulicos.

Como a chaminé de equilíbrio está à montante das bombas, servindo como proteção à linha de sucção, optou-se por considerá-la como um reservatório de grandes dimensões no Allievi. De fato, durante o transitório, o nível d'água da chaminé tende a aumentar, visto que as bombas estarão desligadas, mas o abastecimento por gravidade continuará funcionando. Para que o modelo numérico representasse esse aumento do nível d'água, seria necessário modelar a chaminé como um reservatório de pequena seção transversal, além da adutora por gravidade que o abastece e o reservatório apoiado da ETA Pípiripau, aumentando a complexidade e o poder computacional necessário. Uma vez que a válvula de retenção se feche, admite-se que a propagação das ondas de pressão se isole na linha de recalque e não influencie a linha de sucção e chaminé. A validade dessa hipótese, bem como a justificativa para a adoção do modelo simplificado, serão verificadas com os testes de campo.

A Figura 5.5 ilustra o modelo hidráulico do Allievi. A simbologia unifilar do *software* dá foco apenas aos elementos principais do sistema. Entretanto, peças, conexões e válvulas podem ser inclusas no modelo – seja como simples perdas localizadas ou como condições de contorno importantes, como por exemplo, a válvula de retenção.

Figura 5.5 – Modelo hidráulico simplificado no Allievi



Fonte: Autor

5.2.1. Entrada de Dados

A seguir, serão listadas as informações de entrada necessárias para cada elemento do modelo do Allievi. Valores discutidos nas seções anteriores, como níveis de reservatórios e informações de placa da bomba, foram, evidentemente, utilizados no modelo. As demais, serão explicitadas nessa seção.

Ainda, as variáveis do modelo que não puderam ser medidas em campo, e que, conseqüentemente, agregam maior incerteza, sofreram um ajuste fino, buscando melhorar a representação do fenômeno. Esse ajuste será discutido na seção 5.2.2.

O passo de tempo adotado no Allievi foi de 0,01 s. Esse valor se mostrou satisfatório, uma vez que o RHO ameniza os gradientes de velocidade, e o fenômeno pôde ser bem representado.

Destaca-se também a preocupação com a malha característica, discutida na seção 3.2.3. Para a correta aplicação do Método das Características, é necessário que a malha seja igualmente espaçada, e que as linhas características sejam, de fato, retas. Para garantir essas condições, e, conseqüentemente, a estabilidade e convergência do modelo, utiliza-se o adimensional de Courant–Friedrichs–Lewy igual a 1,0. Sua fórmula é dada pela Eq. 5.1:

$$C = a \Delta t / \Delta x \quad \text{Eq. 5.1}$$

Onde a é a celeridade da onda de pressão, Δt o passo de tempo e Δx a extensão diferencial do trecho de fluido analisado. Logo, para $C = 1$:

$$a \Delta t = \Delta x$$

Assim, os trechos do modelo devem ser múltiplos, ou próximos de múltiplos, de $a \cdot \Delta t$, para que seus trechos diferenciais satisfaçam a igualdade. Portanto, as extensões foram levemente discrepantes do sistema real, para que esse critério fosse atendido.

5.2.1.1. Reservatórios

Os dados de entrada do modelo para os reservatórios são seus níveis e cotas da base. Como ambos foram considerados de grandes dimensões, suas seções transversais não são requeridas.

5.2.1.2. Tubulações

Para o conjunto de tubulações, os dados de entrada são suas extensões, diâmetros internos, espessura da parede dos tubos, rugosidade e celeridade. A celeridade foi calculada de acordo com a seção 3.2.1, onde a linha de recalque foi considerada de parede fina, ancorada contra movimentos axiais, uma vez que é completamente enterrada. Para esse caso, a Eq. 5.2 descreve o cálculo do adimensional Ψ . Os valores de E e ν foram tomados a partir da literatura (CHAUDHRY, 2014).

$$\Psi = \Psi_2 = \frac{D}{e} (1 + \nu)^2 \quad \text{Eq. 5.2}$$

$$\Psi_2 = \frac{610.6 \text{ mm}}{12.2 \text{ mm}} (1 + 0.25)^2 = 46.92$$

$$a = \sqrt{\frac{K}{\rho}} \left[\sqrt{1 + \frac{K}{E} \Psi} \right]^{-1} \rightarrow \sqrt{\frac{2.19 \text{ GPa}}{999 \text{ Kg/m}^3}} \left[\sqrt{1 + \frac{2.19 \text{ GPa}}{169 \text{ GPa}} \cdot 46.92} \right]^{-1} = 1167.6 \text{ m/s}$$

Para a rugosidade da tubulação, utilizou-se inicialmente o valor base do fabricante de 0,1 mm (PAM SAINT-GOBAIN, 2015).

Ambas celeridade e rugosidade foram calibradas posteriormente.

Outro dado de entrada importante é o perfil altimétrico da linha de recalque. Por falta de melhores informações, admitiu-se que o perfil da LR se assemelha ao perfil do terreno. Foram utilizadas curvas de nível intervaladas em 5 m, provenientes da SITURB/SEGETH. A topografia em questão foi levantada em 2009, e, portanto, é posterior à construção da adutora.

Com o alinhamento da LR e as curvas de nível em mão, o perfil foi traçado, com auxílio do *software* Autodesk Civil 3D. O perfil está ilustrado na Figura 5.6, e uma forma simplificada foi inserida no Allievi.

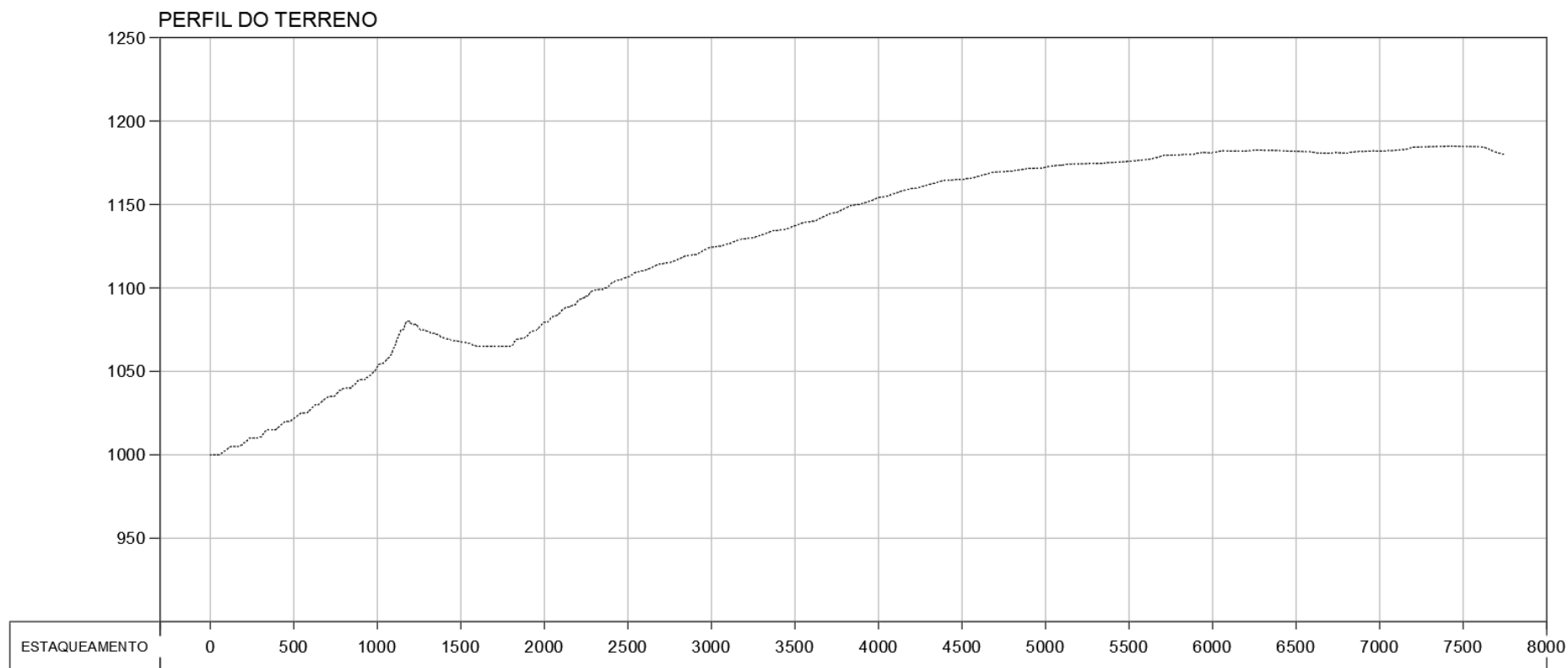
5.2.1.3. Conjunto Motor-bomba

Para o CMB, é necessário informar o número de bombas, eficiência no ponto ótimo e suas informações de placa (vazão, altura manométrica e rotação). A partir dessas, é possível calcular a potência hidráulica e momento de inércia do conjunto, ou entrar manualmente com esses dados. Optou-se pelo cálculo, por falta dessas informações na ficha técnica obtida.

Além disso, é possível considerar, no mesmo elemento nodal do CMB, a existência de válvula de bloqueio e de retenção e suas respectivas informações (diâmetro, modelo, curva de manobra e perda localizada).

Por fim, indica-se a utilização de curvas de operação universais ou por entrada manual. Como as curvas, nos quatro quadrantes de operação, não puderam ser aferidas, optou-se pelas curvas universais (ver seção 3.2.4.2).

Figura 5.6 – Perfil da Linha de Recalque



Fonte: Autor, com dados da SITURB/SEGETH

5.2.1.4. Reservatório Hidropneumático

Para o RHO, foram entradas suas dimensões, elevação de fundo do cilindro, posição vertical e dados da ligação, incluindo extensão, diâmetro, peças, perdas localizadas, presença de *bypass* ou orifício diferencial. Como supramencionado, a ligação é direta, com entrada padrão. Como peças, considerou-se uma curva de raio longo e uma junta de desmontagem travada axialmente, ambas com coeficientes $K = 0,25$, além de uma redução/ampliação da linha principal, com coeficiente $K = 1$ e $K = 0,3$, respectivamente. Essas perdas foram se mostraram muito baixas, e foram calibradas posteriormente.

Ainda, foi necessário entrar com a pressão de inchado do RHO. Para o modelo sem membrana ou bexiga, essa pressão equivale à de instalação, antes de conectá-lo ao sistema hidráulico. Admitindo que, entre sua inflação e conexão com o sistema de recalque, o gás sofre uma compressão isotérmica, a pressão de inchado P_i pode ser calculada pela Eq. 5.3 (ITA, UNIVERSIDADE TÉCNICA DE VALÊNCIA, 2018):

$$P_i = \frac{V_{ar}(P_{ar} + P_{atm})}{V_{total}} \quad \text{Eq. 5.3}$$

A pressão atmosférica local pode ser calculada pela Eq. 5.4 (PORTO, 2006):

$$\frac{P_{atm}}{\gamma} = 13.6 \cdot \left[\frac{760 - 0.081 \cdot Z_{alt}}{1000} \right] \quad \text{Eq. 5.4}$$

$$\frac{P_{atm}}{\gamma} = 13.6 \cdot \left[\frac{760 - 0.081 \cdot 1000}{1000} \right] = 9.23 \text{ mca}$$

$$P_i = \frac{8.85 \text{ m}^3 \cdot (183.6 + 9.23)}{17.7 \text{ m}^3} = 96.42 \text{ mca}$$

Onde o volume de ar foi calculado a partir do nível d'água inicial, instrumentado. Como supracitado, a razão água/ar inicial estava próxima de 50%. A pressão de ar foi calculada a partir da pressão no barrilete de ligação – Ponto D, descontando a diferença de nível, totalizando, aproximadamente, 183,6 mca. O valor exposto acima para a pressão de inchado é em termos absolutos (inclui a pressão atmosférica).

Por fim, definiu-se o expoente m da equação politrópica (PE) (Eq. 3.53). Para a entrada inicial, como mencionado na seção 3.2.4.3, adotou-se o valor de 1,2, recomendado por Chaudhry (2014).

5.2.2. Calibração do Modelo

Após analisar os resultados das primeiras simulações, as variáveis mais incertas do modelo foram calibradas, por tentativa e erro, com o intuito de ajustar os dados numéricos às medidas de campo.

O primeiro esforço foi voltado à adequação das condições iniciais do sistema (regime permanente), que, à princípio, apresentava certa disparidade com os dados de campo. Salvo a situação em que se entra com a curva de operação completa da bomba, em todos os quadrantes anormais de operação, o Allievi não aceita que seja entrado o ponto de operação do regime permanente. Logo, por ter se utilizado as curvas universais, essa diferença era esperada.

Para contornar esse problema, a rugosidade da LR e perda localizada da válvula de retenção foram calibradas por tentativa e erro, objetivando minimizar a discrepância entre os pontos de operação real e numérico. Após a calibração, o ponto de operação da bomba do modelo foi 210,33 L/s x 163,62 m. O ponto de operação medido foi de 210,30 L/s x 164,18 m.

Outro esforço foi voltado às perdas localizadas na entrada e saída do RHO. Notou-se que a amplitude da variação do nível d'água do RHO estava excessivamente superior aos valores medidos. Ao investigar as possíveis causas, notou-se que essa variação era sensível às perdas de entrada e saída. Para calibrá-las, foram utilizados, além dos níveis, as pressões no barrilete de recalque (após a VR), visto que essas perdas influenciam diretamente as vazões injetadas e absorvidas pelo RHO, e, conseqüentemente, as pressões na LR. As perdas foram aumentadas por tentativa e erro, até chegar à condições adequadas às medidas de campo.

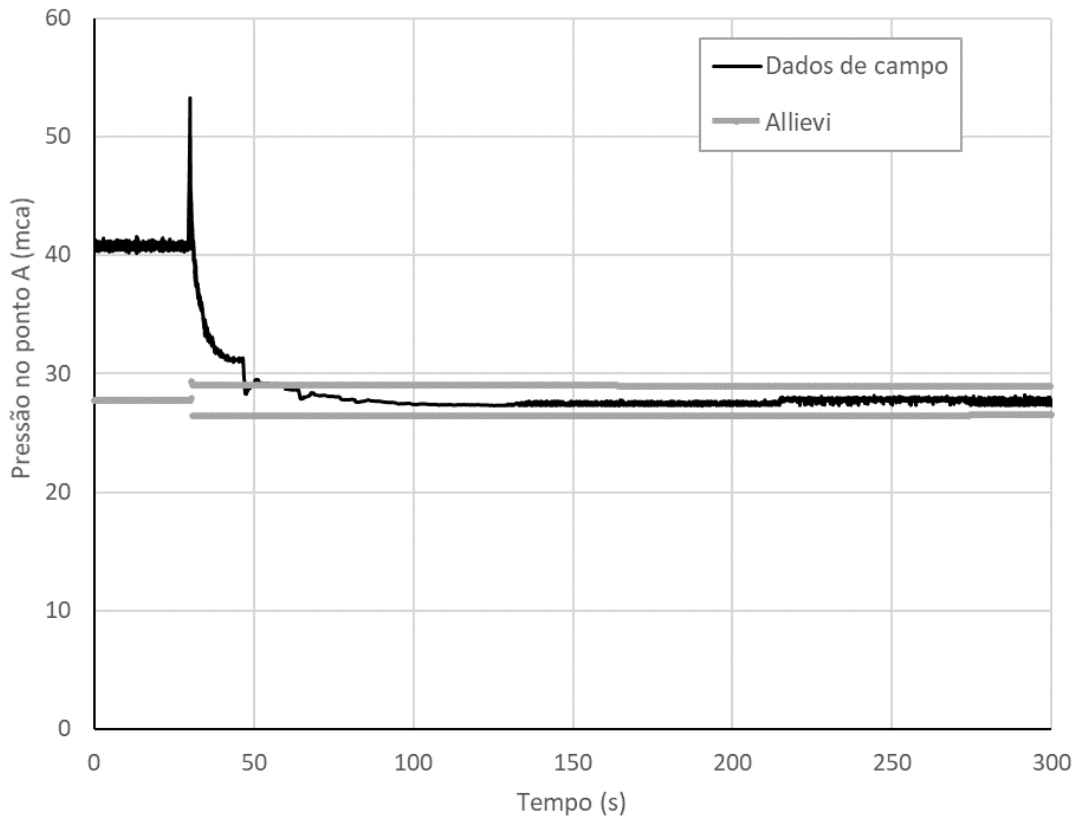
Por fim, outro parâmetro calibração foi o expoente da equação politrópica m . Todavia, sendo esse o parâmetro mais incerto, tomaram-se vários cenários simulando sua mudança, que serão discutidos na seção 6.1.4.

6. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

6.1.1. Manômetro A (Sucção)

As pressões aferidas no ponto A, trecho de sucção da bomba, estão ilustradas na Figura 6.1.

Figura 6.1 – Pressão no ponto A. Dados de campo em preto, Allievi em cinza



Fonte: Autor

Observa-se que, durante os 30 segundos de operação, a pressão aferida em campo foi superior à coluna d'água da chaminé de equilíbrio. Logo, o ponto escolhido para a instalação do manômetro estava pressurizado, e não representou, de fato, a pressão de sucção da bomba. Portanto, houve um erro na instrumentação desse ponto

No momento do desligamento, nota-se uma rápida sobrepressão. Esse pico pode ser associado à pressurização indesejada do ponto. Inicialmente, também se levantou a hipótese de ser um choque hidráulico do trecho de fluido da sucção na válvula de retenção fechada. Todavia, esse efeito não é sentido no manômetro B (montante da VR, discutido na próxima seção). Portanto, a hipótese foi descartada. Após o pico, a pressão cai para o valor

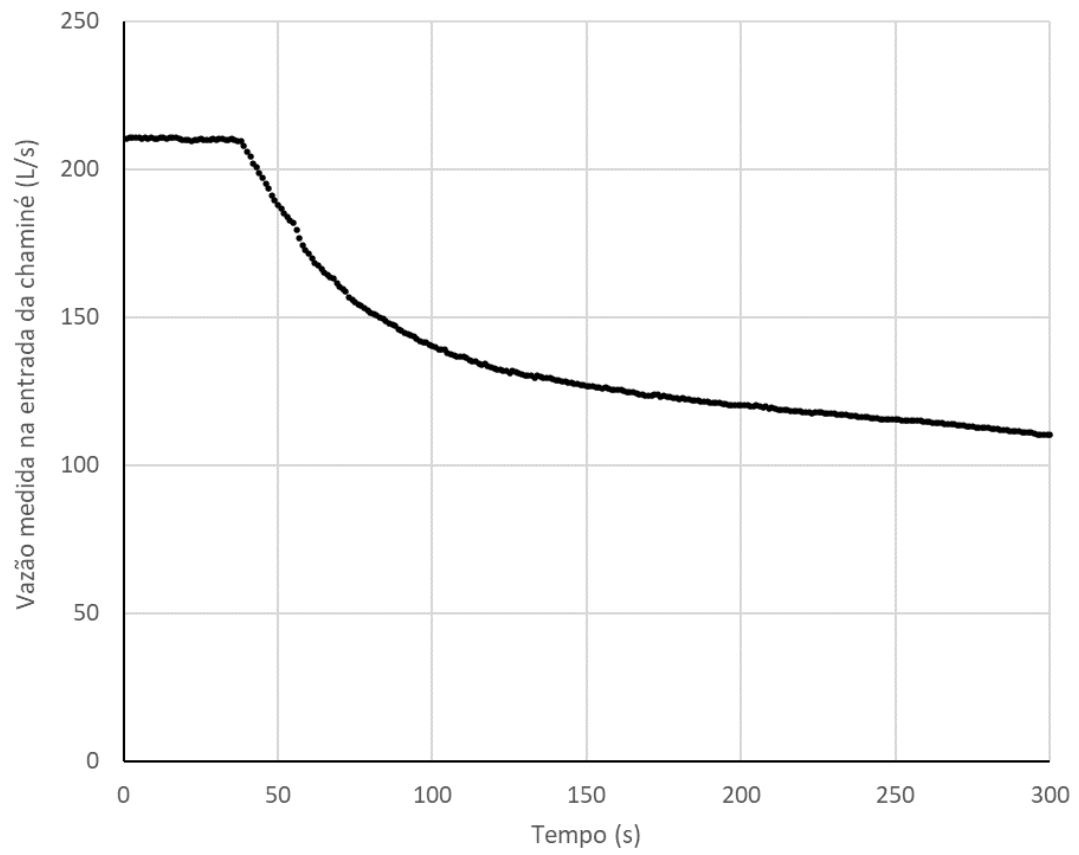
inicialmente esperado, aproximadamente constante, e equivalente à coluna d'água da chaminé de equilíbrio.

Já para a simulação numérica, identifica-se o comportamento esperado durante a fase de operação – pressão igual ao nível da chaminé, decrescida das perdas. Todavia, após a parada, se mostra instável e imprecisa, variando, muito rapidamente, entre valores próximos ao do regime permanente.

A análise desses resultados também pode atestar que as ondas de pressão não se propagaram à montante. Caso se propagassem, certamente seriam atenuadas pela chaminé, mas, de qualquer forma, seriam descritas no sinal de pressão. Com isso, acredita-se que a simplificação do modelo Allievi, sem a adutora por gravidade e RAP de montante, se justificou, já que esses seriam pouco influenciados pela parada da bomba, e não alterariam as condições da linha de recalque.

Apesar de o nível da chaminé não ter sido aferido com *loggers* de aquisição rápida, tomaram-se valores obtidos pelo sistema de monitoramento automático da Caesb, nos minutos inicial e final do ensaio, expostos na seção 5.1.3, Tabela 5.2. O acréscimo no nível foi de, aproximadamente, 1 m. A Figura 6.2 ilustra a diminuição da vazão após a parada da bomba, à medida que o desnível piezométrico entre a chaminé e o RAP Pipiripau diminui. Caso a instrumentação continuasse, a vazão tenderia à zero, com as cargas piezométricas da chaminé e RAP Pipiripau se igualando.

Figura 6.2 – Vazão de entrada na chaminé de equilíbrio, medida em campo

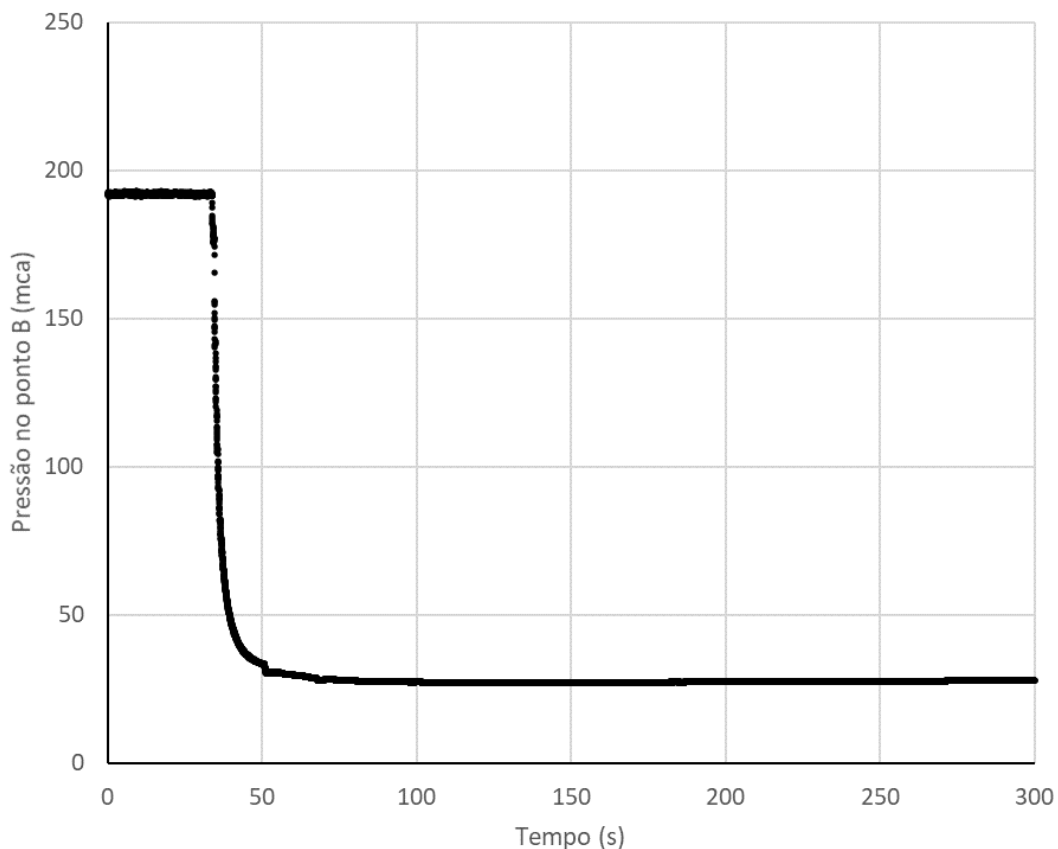


Fonte: Autor

6.1.2. Manômetro B (Recalque, à Montante da Válvula de Retenção)

As pressões aferidas no ponto B, barrilete de recalque, à montante da VR, estão ilustradas na Figura 6.3.

Figura 6.3 - Pressão no ponto B, medida em campo



Fonte: Autor

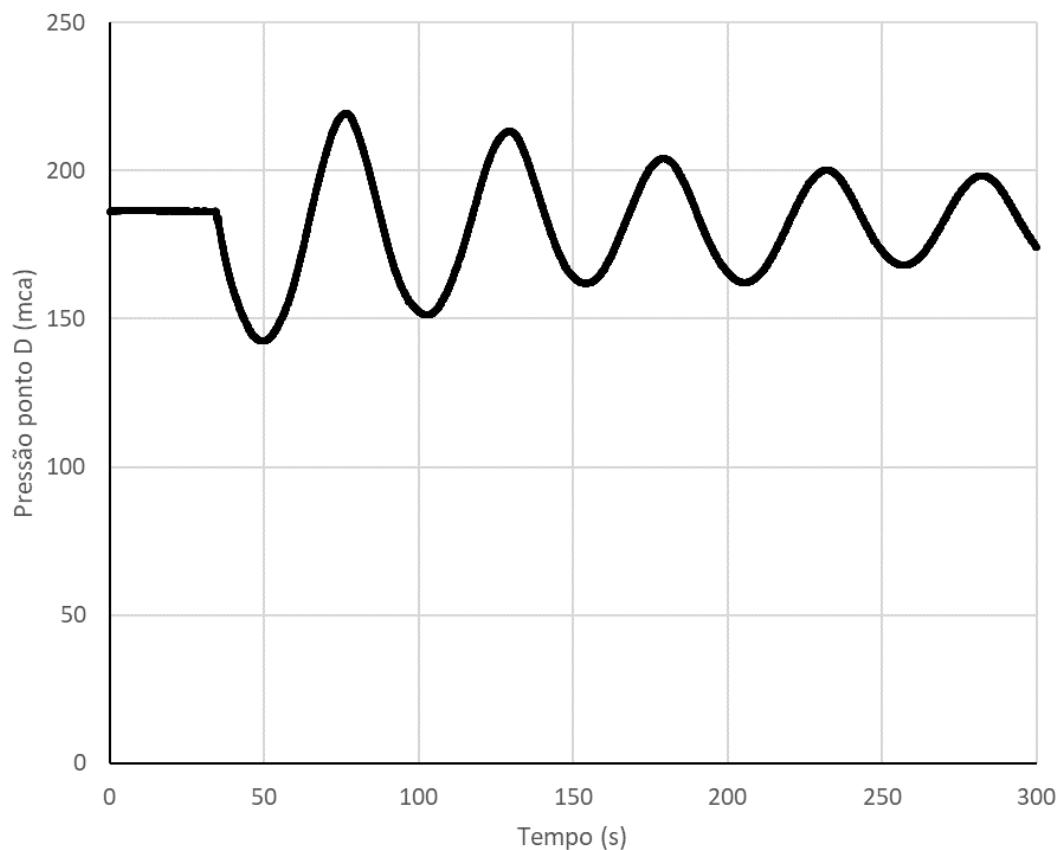
Atesta-se, novamente, que o fechamento da VR foi rápido o suficiente para que a primeira onda de sobrepressão não fosse sentida no sinal de pressão. Após o desligamento, a pressão se iguala à pressão da coluna d'água da chaminé.

Como o Allievi engloba a bomba e a VR em um único elemento nodal, não há como obter esse tipo de dado do modelo numérico para comparação.

6.1.3. Manômetro D (Ramal de Ligação do RHO)

As pressões aferidas no Ponto D, ramal de ligação do RHO, estão ilustradas na Figura 6.4.

Figura 6.4 - Pressão no ponto D, medida em campo



Fonte: Autor

Nesse ponto, é possível identificar as ondas de sobrepressão e subpressão que atuam no ramal de ligação, e seu amortecimento com o tempo. Como discutido na seção 5.2.1.4, essa pressão foi utilizada para o cálculo da pressão de inchado do RHO. A máxima sobrepressão aferida foi de, aproximadamente, 218 mca, valor inferior à PMS do conduto e pressão de projeto do RHO.

O período das ondas é considerado longo, de aproximadamente 54 segundos, e se mantém constante durante todo o período de teste. A amplitude da primeira onda é de aproximadamente 76,16 mca. Esse valor decresce de forma não linear, indicando decaimento pelas perdas por atrito.

Mais uma vez, o Allievi também engloba o RHO e o ramal de ligação em um único elemento nodal, e essa informação não pôde ser retirada do modelo.

6.1.4. Manômetro C (Recalque, à Jusante da Válvula de Retenção) e Nível do RHO

As pressões no Ponto C, junto aos níveis do RHO, foram considerados os principais resultados, e foram utilizados em parte majoritária da calibração do modelo numérico. Como mencionado na seção 3.2.4.3, um parâmetro de grande incerteza é o expoente da equação politrópica m . Segundo Chaudhry (2014), esse parâmetro é igual a 1,0 para transientes lentos, e RHOs de grande volume, onde as expansões e contrações do gás são majoritariamente isotérmicas. Para transientes rápidos, com RHOs de pequenos volumes, seu valor é 1,4, onde as expansões e contrações são majoritariamente adiabáticas. Na verdade, o valor de m pode variar durante o fenômeno, já que os transitórios tendem a ser rápidos no início e perder velocidade com o tempo.

Uma vez que o Allievi não possui modelo para descrever a variação desse parâmetro ao longo do tempo, serão expostos diversos cenários com comparações entre os dados de campo e o modelo numérico, variando seu valor.

6.1.4.1. Expoente m da PE = 1,0

As Figura 6.5 e Figura 6.6 ilustram as pressões medidas no barrilete de recalque, após a VR, e os níveis d'água no RHO, respectivamente, para $m = 1,0$. Nota-se um atraso das ondas na simulação numérica, com períodos maiores, e sobrepressões e subpressões levemente inferiores às aferidas em campo. Similar ao ponto D, as pressões estão abaixo da PMS do conduto. O decaimento das pressões, se comparado onda a onda, se mostra maior no numérico. Essa característica pode ser atribuída à consideração de fator de atrito constante. Todavia, quando o decaimento é comparado tempo a tempo, mostra ajuste mais satisfatório. Identifica-se, ainda, certa instabilidade e falta de precisão na simulação, dada a flutuação de valores em passos de tempo próximos. Durante o período de calibração, notou-se que essa instabilidade aumentava com as perdas localizadas – sejam elas no barrilete do CMB ou no ramal de ligação do RHO.

O modelo inicial, mais estável, com baixas perdas localizadas, apresentava resultados que diferiam muito dos dados de campo. Nesse sentido, optou-se por seguir com a calibração, mesmo acarretando instabilidade.

Para o nível d'água, nota-se uma queda abrupta, no momento da parada da bomba, não representada pelo modelo. Após essa queda, os dados de campo apresentam o formato ondulatório típico esperado, mas com amplitudes menores e defasagem adiantada em relação ao numérico. A queda do nível inicial indica uma expansão rápida do gás, que provavelmente não pode ser descrita pela equação politrópica de gases ideais.

O erro percentual médio, para cada instante, entre o modelo numérico e medidas de campo, é de aproximadamente 10,3% para o sinal de pressão e de 8,6% para o sinal de nível.

Figura 6.5 - Pressão no ponto C, para $m = 1,0$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza

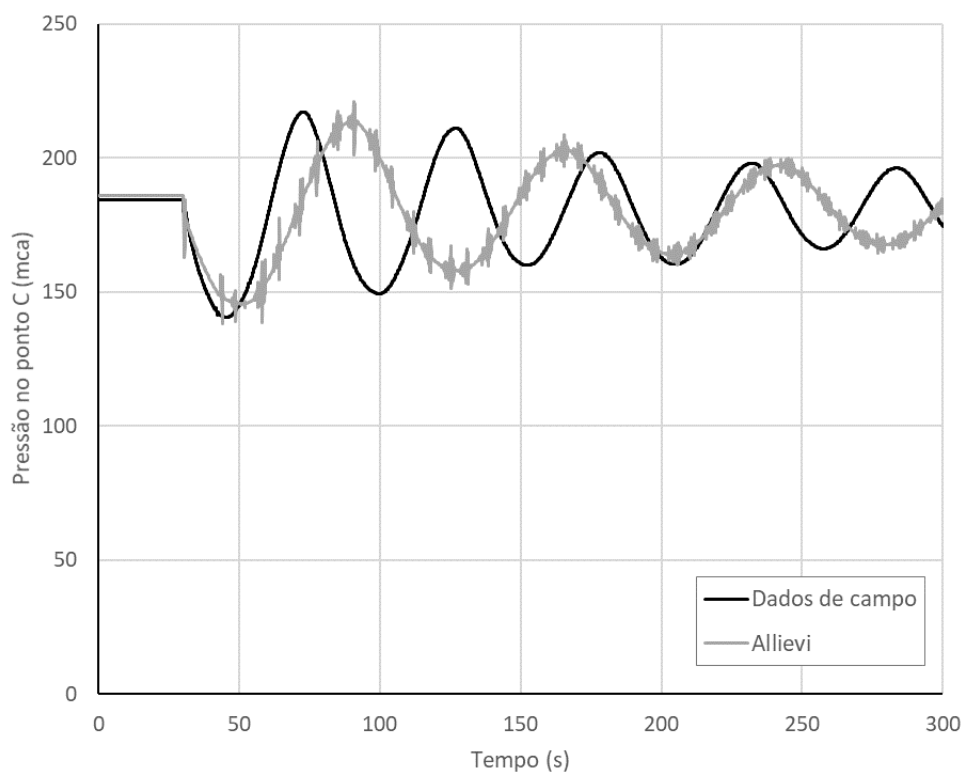
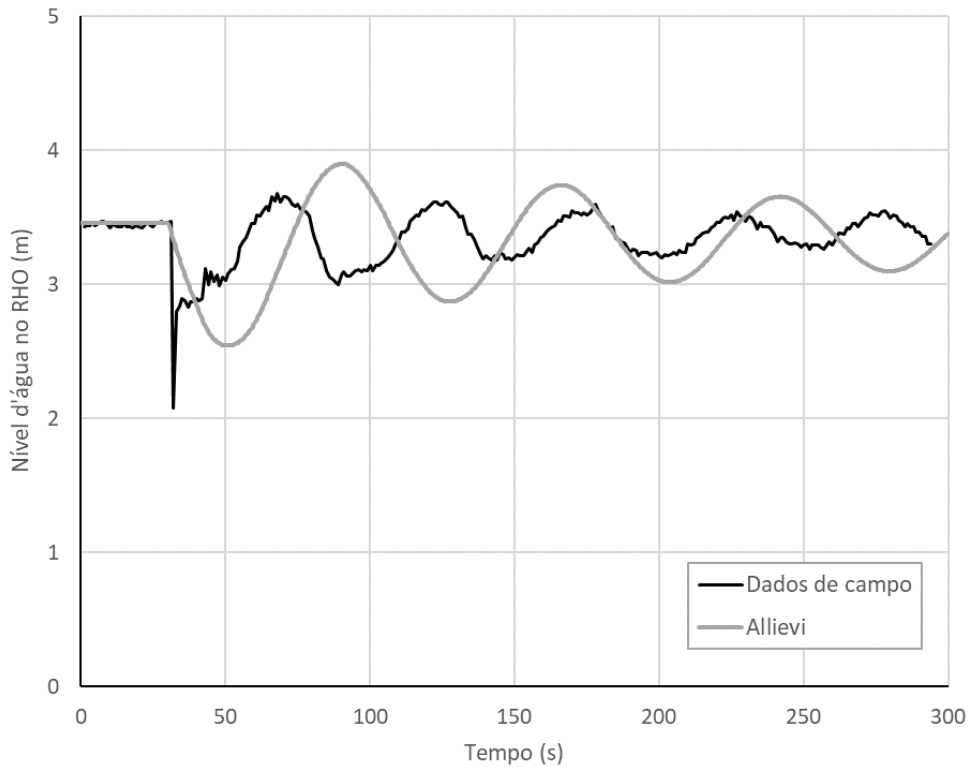


Figura 6.6 – Nível d'água no RHO, para $m = 1,0$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza



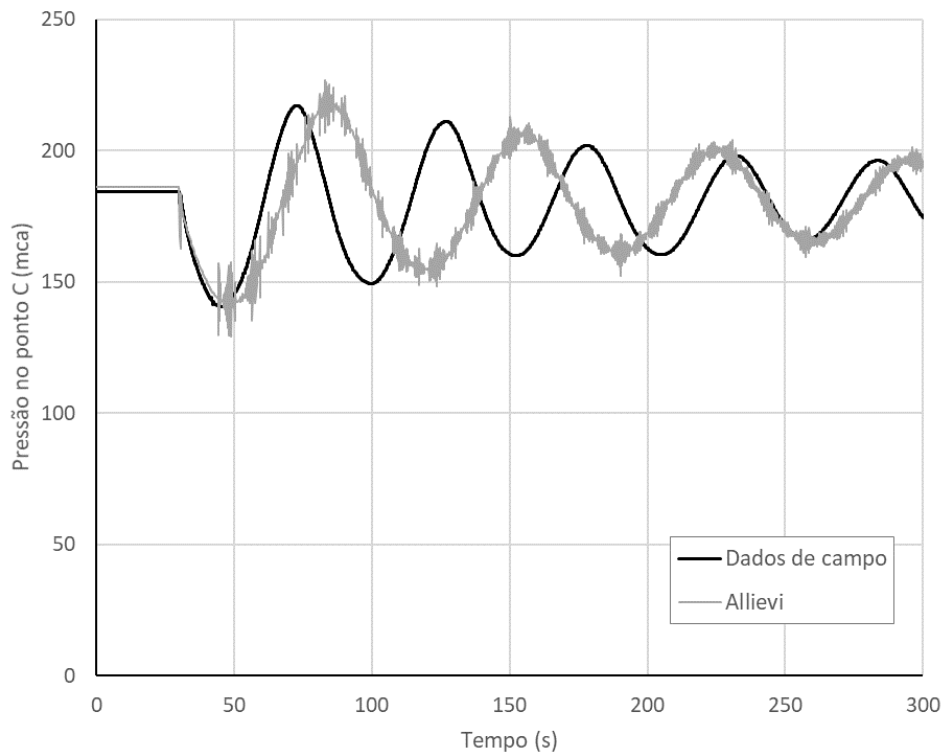
Fonte: Autor

6.1.4.2. Expoente m da PE = 1,2

As Figura 6.7 e Figura 6.8 ilustram as pressões medidas no barrilete de recalque, após a VR, e os níveis d'água no RHO, respectivamente, para $m = 1,2$. Nota-se uma diminuição no atraso e período das ondas da simulação. As sobrepressões e subpressões da primeira onda coincidem com as medidas em campo. O decaimento do sinal de pressão, quando analisado onda a onda, também mostra melhor ajuste para esse cenário. Os níveis do reservatório perdem amplitude, ficando mais próximos dos aferidos, principalmente no final do evento. A queda abrupta do nível continua não sendo bem descrita.

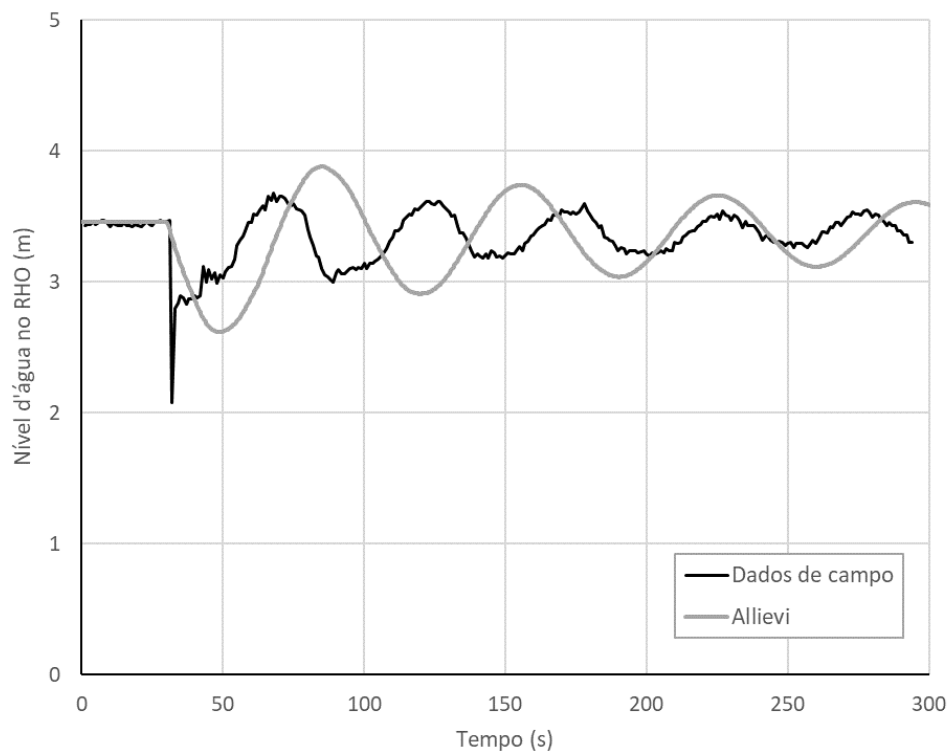
O erro percentual médio, para cada instante, entre o modelo numérico e medidas de campo, é de aproximadamente 10,4% para o sinal de pressão e de 8,5% para o sinal de nível.

Figura 6.7 - Pressão no ponto C, para $m = 1,2$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza



Fonte: Autor

Figura 6.8 - Nível d'água no RHO, para $m = 1,2$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza



Fonte: Autor

6.1.4.3. Expoente m da PE = 1,4

As Figura 6.9 e Figura 6.10 ilustram as pressões medidas no barrilete de recalque, após a VR, e os níveis d'água no RHO, respectivamente, para $m = 1,4$. Para esse cenário, identifica-se a resposta mais rápida do RHO, e o menor atraso das ondas. Entretanto, as magnitudes das sobrepressões são levemente superestimadas, e subpressões, subestimadas. O decaimento do sinal de pressão, tempo a tempo, se mostra menor na simulação.

Os níveis simulados para esse cenário mostram o melhor ajuste em magnitude, principalmente no final da do período de simulação.

O erro percentual médio, para cada instante, entre o modelo numérico e medidas de campo, é de aproximadamente 11,3% para o sinal de pressão e de 8,4% para o sinal de nível.

Figura 6.9 - Pressão no ponto C, para $m = 1,4$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza

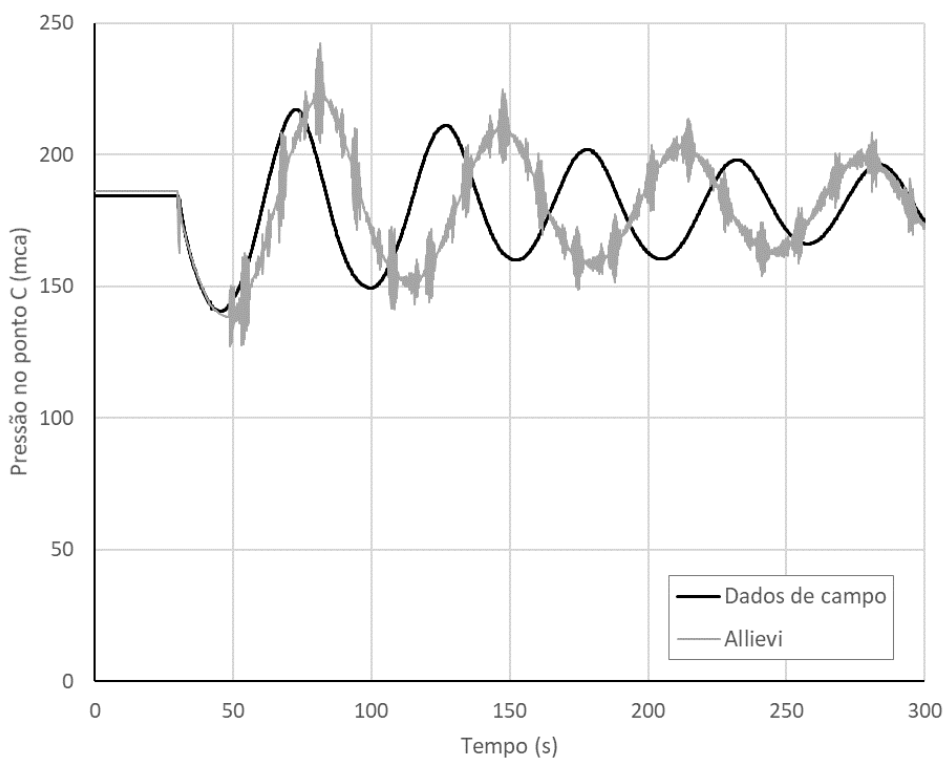
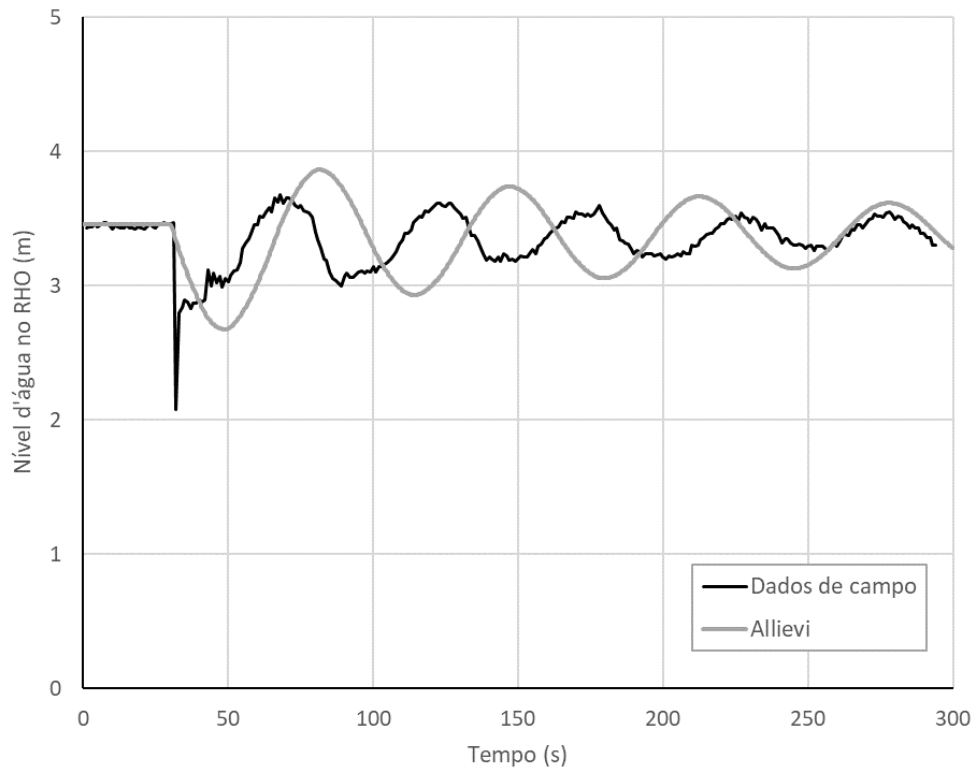


Figura 6.10 - Nível d'água no RHO, para $m = 1,4$. Dados de campo em preto, Allievi em cinza



Fonte: Autor

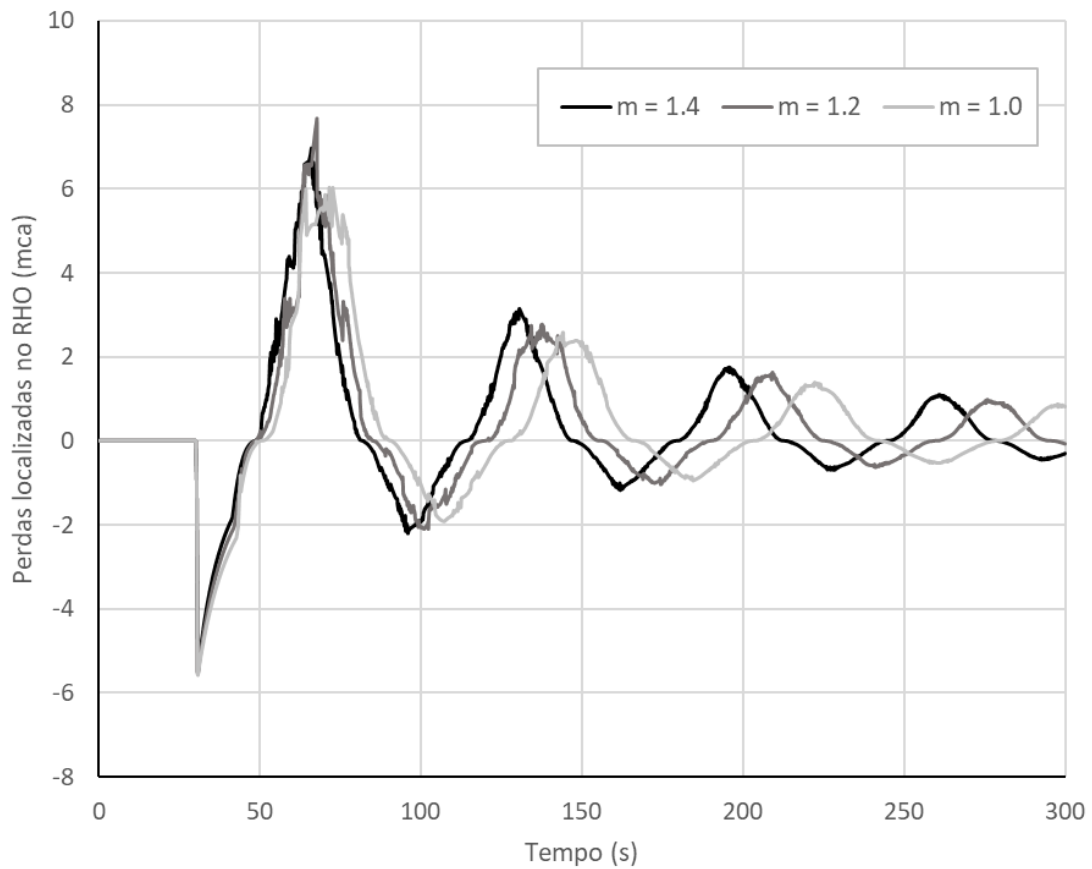
6.1.5. Comportamento Numérico do RHO

A seguir, serão expostos outros resultados da simulação numérica que não puderam ser instrumentados em campo, mas que são de interesse na análise de transitórios hidráulicos.

A Figura 6.11 ilustra as perdas localizadas no RHO, para diferentes valores do expoente m . Valores negativos se referem a perdas durante a saída d'água, e, valores positivos, na entrada. Para valores maiores de m , o processo de expansão e contração do gás é mais rápido, ocasionando adiantamento das fases das ondas e maiores velocidades no bocal de saída, gerando perdas de carga maiores.

Nota-se que as perdas são expressivas, chegando a quase 8 mca. Os valores estimados pelas peças e conexões em campo foi substancialmente menor. Todavia, apenas com o aumento dessas perdas foi possível ajustar o modelo numérico aos dados de campo.

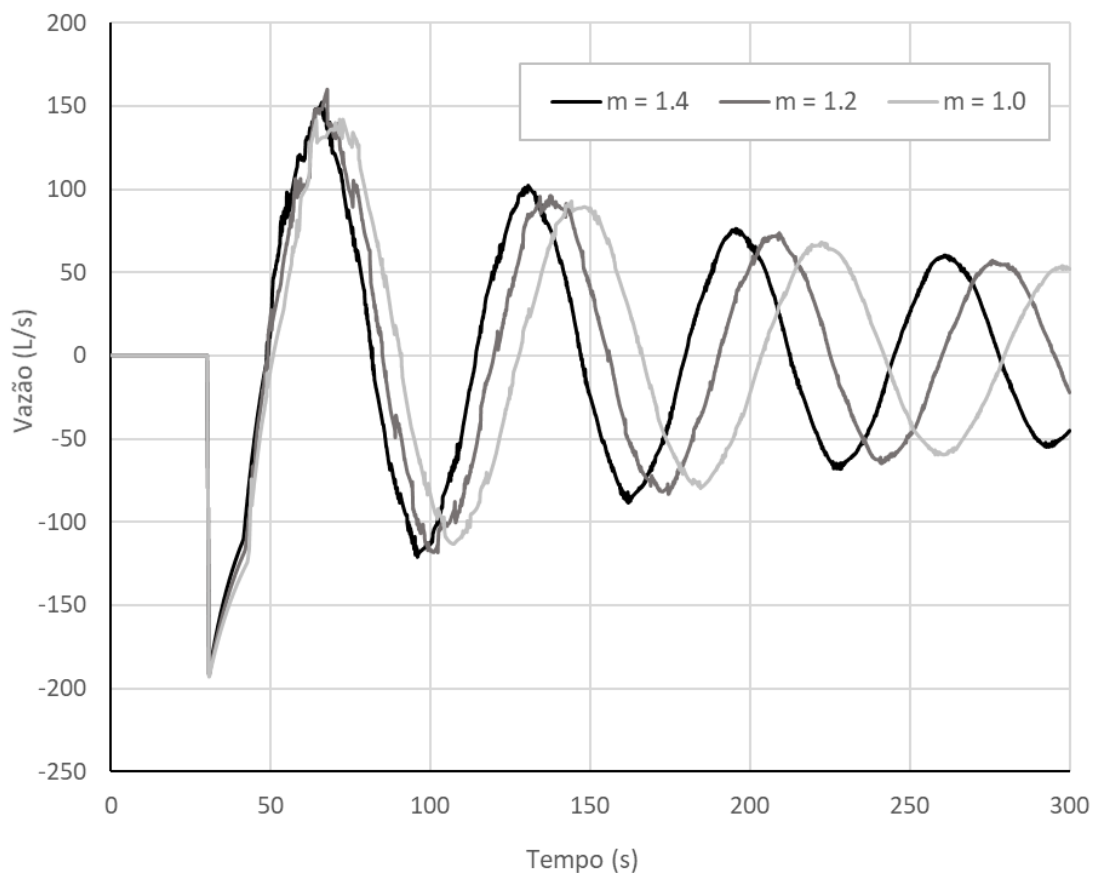
Figura 6.11 – Perdas localizadas no RHO, para diferentes valores de m .



Fonte: Autor

A Figura 6.12 ilustra as vazões do RHO, para cada valor de m . Nota-se a similaridade com o gráfico de perdas, uma vez que essas são dependentes da vazão. Novamente, valores negativos indicam vazão saindo do RHO, e, valores positivos, entrando. A vazão sai do RHO durante as subpressões na LR, e entra no RHO durante as sobrepressões.

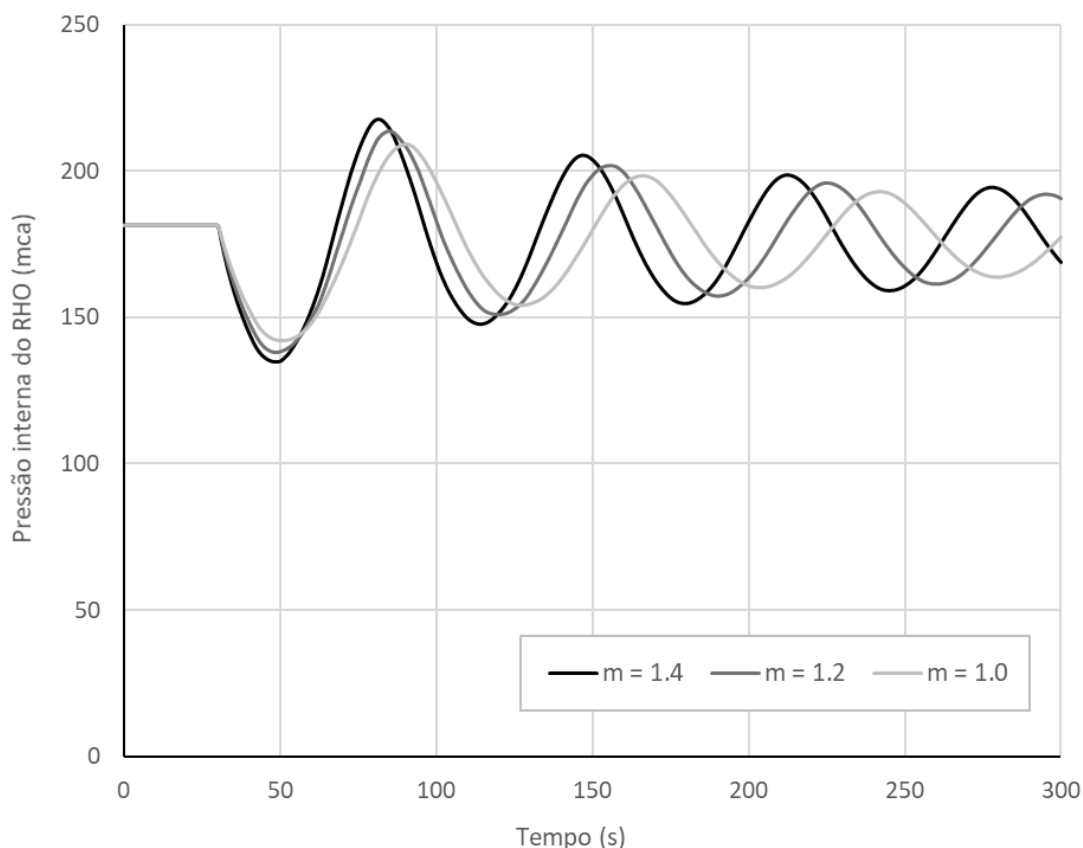
Figura 6.12 – Vazão de saída do RHO, para diferentes valores de m .



Fonte: Autor

Como última propriedade do RHO, a Figura 6.13 ilustra as pressões internas do RHO durante o transitório, para diferentes valores de m . Evidentemente, sua pressão interna responde às pressões da linha de recalque, apresentando o mesmo comportamento oscilatório. O mesmo comportamento de adiamento das ondas, para maiores valores de m , pode ser identificado.

Figura 6.13 – Pressão interna do RHO, para diferentes valores de m .



Fonte: Autor

6.1.6. Comportamento Numérico da Linha de Recalque

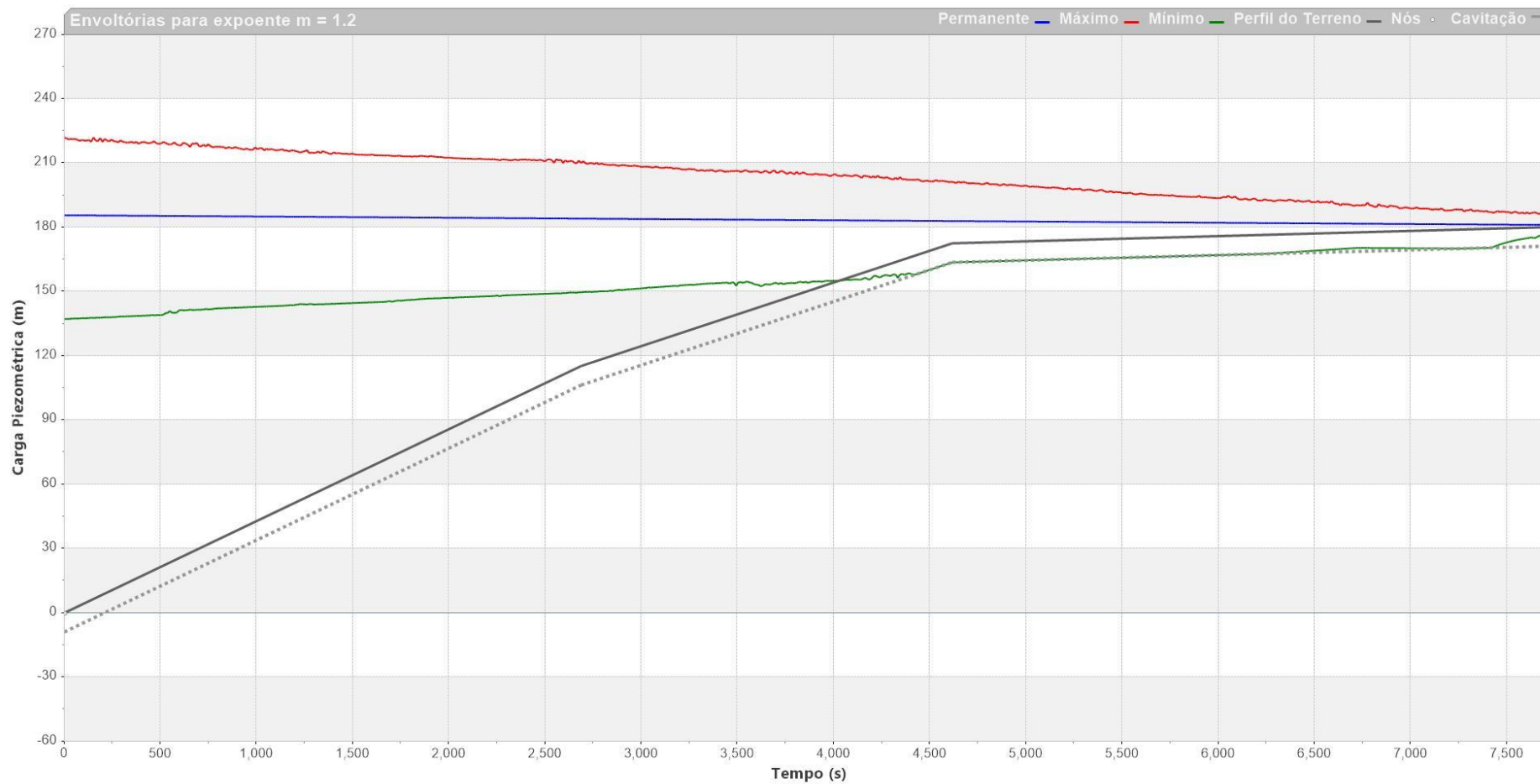
A Figura 6.14 ilustra as envoltórias de carga piezométrica em toda a extensão da linha de recalque, para $m = 1.2$. Para simplificação do modelo, a cota altimétrica do barrilete de recalque foi tomada como o datum nulo. Esse resultado foi aproximadamente o mesmo para todos os cenários. As principais sobrepressões ocorrem no início da LR, onde foi possível instrumentá-la. Tanto no modelo como nos dados de campo, as sobrepressões não excedem a PMS do material.

Nota-se que há formação de pressão negativa em metade da LR, e cavitação nos últimos 3 KM. Acredita-se que possivelmente há válvulas ventosas no final da LR que não tenham sido consideradas no modelo, em especial na região próxima à inflexão do perfil do terreno (estaca 4600 m). Além disso, a descarga livre à atmosfera no RAP Sobradinho, não considerada no modelo, pode avaliar as pressões, uma vez que pode amenizar a formação de

vácuo com a admissão de ar. Portanto, as pressões negativas e cavitação no sistema real, provavelmente, não são tão severas.

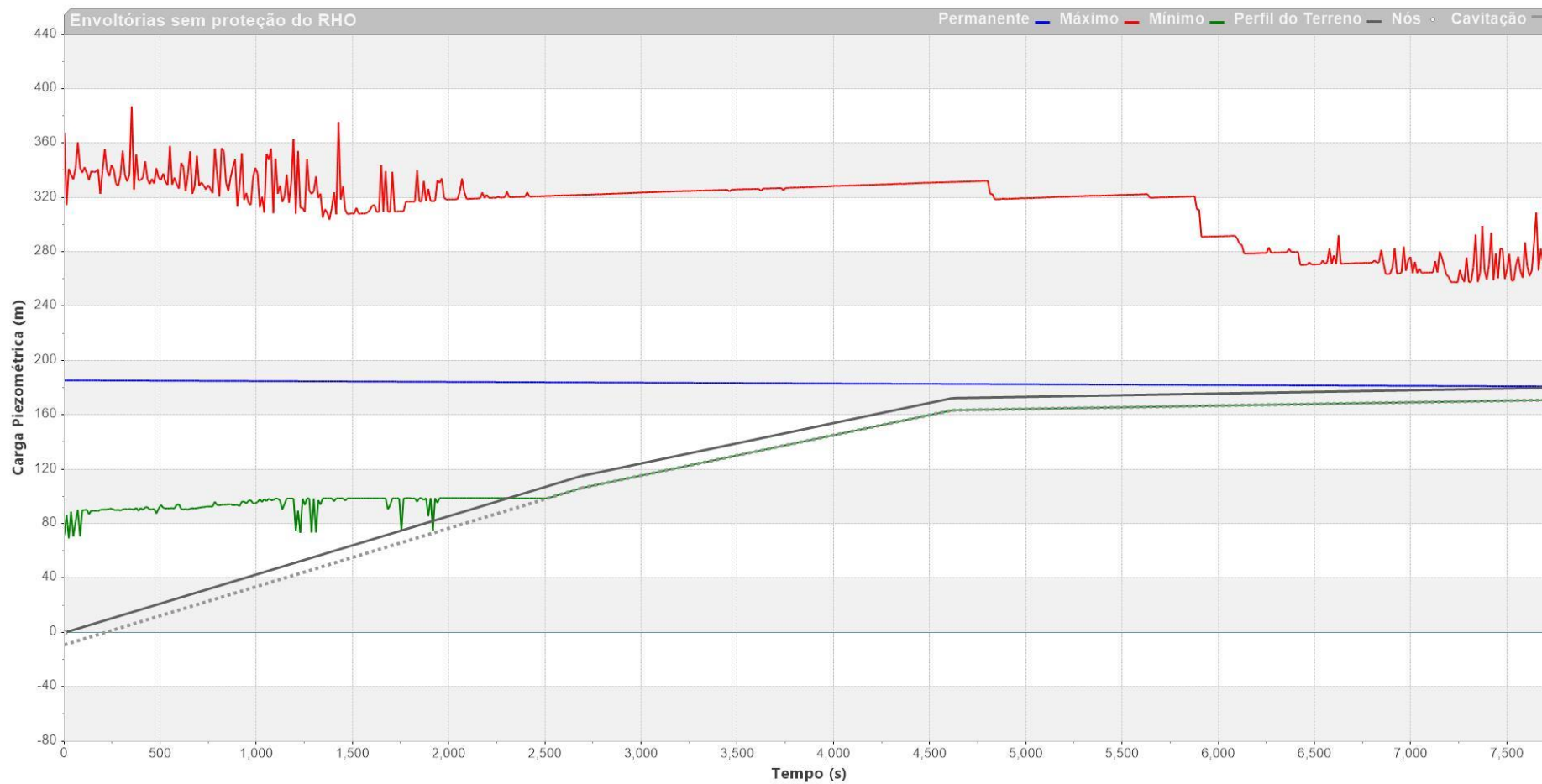
Por fim, a Figura 6.15 ilustra as envoltórias de carga piezométrica para um cenário sem o RHO. Para esse caso, mais da metade da LR atinge pressões acima da PMS, com um máximo de, aproximadamente, 390 mca. As subpressões se mostram ainda mais severas, onde apenas os primeiros 2,5 KM da LR não sofrem de cavitação. Assim como a simulação anterior, esse modelo também não conta com as válvulas ventosas que possivelmente estão instaladas no fim da LR. Esse resultado, apesar de apenas numérico, prova a importância dos dispositivos de proteção. Sem eles, todos os critérios de projeto citados na seção 3.2.6 foram violados, e o sistema entraria em risco de falha catastrófica.

Figura 6.14 - Envoltórias numéricas da linha de recalque com RHO para $m = 1,2$



Fonte: Autor

Figura 6.15 - Envoltórias numéricas da linha de recalque com o RHO desativado



Fonte: Autor

6.1.7. Considerações Finais

Foi possível estudar o transitório hidráulico em sistema elevatório por parada abrupta da bomba em uma adutora de água tratada protegida por RHO. Alguns pontos do sistema hidráulico foram instrumentados, e os resultados de campo foram comparados à resultados numéricos do clássico Método das Características, através de modelo do *software* livre Allievi.

Como mencionado, após calibração com dados de campo, o modelo Allievi criado é capaz de prever satisfatoriamente as sobrepressões máximas e subpressões mínimas. Apesar de a propagação das ondas apresentar defasagem e diferenças de períodos, o erro médio, medido tempo a tempo, foi considerado baixo, próximo de 10%.

A representação dos níveis do RHO também se mostrou satisfatória, com erro médio próximo de 8%. Todavia, nos dados de campo, identificou-se uma queda rápida do nível do reservatório, não representada pelo modelo.

Dentre as possíveis causas para a disparidade dos dados numéricos e de campo, destaca-se as listadas abaixo:

- Ausência de opção no Allievi que represente a variação do coeficiente m da equação politrópica dos gases;
- Ausência de opção no Allievi que represente a chegada por descarga livre, acima do nível d'água do RAP;
- A falta de instrumentação em outros pontos de interesse, como na chegada da adutora, para mais referências e dados para a calibração;
- Modelo possivelmente incompleto, dada a falta de levantamento de ramificações e válvulas ventosas ao longo da adutora;
- A consideração simplificadora de fator de atrito constante;
- A hipótese de que o ar enclausurado no RHO se porte como um gás ideal;
- A consideração simplificadora de fluxo unidirecional no RHO;
- A possibilidade de intrusão de ar na linha de recalque, após o primeiro rebaixamento rápido do nível do RHO, onde se podem formar vorticidades;

- A simplificação do complexo sistema hidráulico em um modelo nodal unidimensional.

De forma geral, acredita-se que a influência do coeficiente m da PE tenha sido bem estudada. Em seu valor mais baixo, notou-se a resposta mais lenta, e, em seu valor mais alto, a resposta mais rápida, como esperado. Entretanto, nenhum deles mostrou ajuste perfeito. Para uma melhor representação do fenômeno, deve-se iniciar a simulação com um valor alto, e considerar seu decréscimo ao longo do evento, como indicado por Di Santo, Fratino, *et al.* (2002), ou considerar um modelo mais complexo do comportamento do volume de gás no RHO, como estudado por Ni, Zhang, *et al.* (2020).

Finalmente, acredita-se que o Modelo Elástico, formulação utilizada pelo Allievi, é adequado para fins de projeto. A entrada de dados inicial, prévia a calibração, foi feita de forma similar a simulações na fase de projeto, onde não há dados de campo como referência, e parte das variáveis devem ser estimadas. Nesse sentido, as perdas de carga, por exemplo, foram estimadas com base nas peças e conexões aparentes à inspeção, e se mostraram menores em relação às utilizadas após a calibração, onde foram aumentadas para ajustar os dados numéricos aos aferidos. E assim, os resultados numéricos pré-calibração, tanto para pressões como para níveis, foram conservadores – garantindo segurança ao sistema.

Para fins de diagnóstico de sistemas existentes, o modelo também se mostrou adequado, uma vez que o maior interesse está nas magnitudes das ondas de pressão e níveis. Todavia, as calibrações com os dados de campo foram cruciais para o ajuste adequado. A realização de testes de transitórios, com os dispositivos de proteção atuantes, como o feito nesse trabalho, está de acordo com as recomendações da NBR 12215-1 (seção 3.2.6.1), para permitir a averiguação do comportamento real e atestar a segurança do sistema. Paradas abruptas do conjunto motor-bomba ocorrem frequentemente, dada as interrupções do fornecimento de energia elétrica pelas companhias, e são classificadas como operação normal de estações de bombeamento pela Norma supracitada.

Aos futuros trabalhos na área, em sistemas hidráulicos similares, recomenda-se a investigação das causas de disparidade citadas acima, bem como o levantamento completo da topologia do sistema e a instrumentação de todos os seus pontos de interesse. Assim, a

representação do sistema físico se tornaria mais acurada, o que pode ser importante na fase de diagnósticos.

A possibilidade de intervenção no código do programa também facilitaria ao usuário investigar características simples, como a alteração do parâmetro m ao longo do transitório e inserção do ponto exato de operação. Já o desenvolvimento de rotinas de computação próprias permitira ao usuário investigar características mais complexas, como a o fator de atrito variável, descarga livre à atmosfera no fim da LR e modelos mais avançados para descrever o comportamento do ar no RHO.

Além disso, a instrumentação deve ser bem avaliada, com testes auxiliares, para evitar erros como o ocorrido no Manômetro A. Para o levantamento do sistema existente, recomenda-se também percorrer o comprimento da adutora, visto que válvulas e ramificações, são, usualmente, locadas em caixas de concreto com tampas para acesso, e, portanto, de fácil identificação, caso a inspeção seja feita.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABBOT, M. B. **An Introduction to the Method of Characteristics**. 1ª. ed. [S.l.]: American Elsevier, v. I, 1966.

AMERICAN WATER WORKS ASSOCIATION. **Ductile-Iron Pipe and Fittings - Manual of Water Supply Practices - M41**. 3º. ed. [S.l.]: AWWA, 2009.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 12215-1 - Projeto de adutora de água. Parte 1: Conduto Forçado**. 1ª. ed. [S.l.]: ABNT, v. 1, 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 12214 - Projeto de estação de bombeamento ou de extração elevatória de água - Requisitos**. 2ª. ed. [S.l.]: ABNT, 2020.

BESHARAT, M. et al. Study of a Compressed Air Vessel for Controlling the Pressure Surge in Water Networks: CFD and Experimental Analysis. **Water Resources Manage**, n. 30, p. 2678-2702, 2016.

BESHARAT, M.; VISEU, M. T.; RAMOS, H. M. Experimental Study of Air Vessel Behavior for Energy Storage or System Protection in Water Hammer Events. **Water**, n. 9,63, p. 1-16, 2017.

CARLOS, M. et al. Understanding Air Release through Air Valves. **Journal of Hydraulic Engineering ASCE**, April 2011. 461-469.

CHAUDHRY, M. H. **Applied Hydraulic Transients**. 3ª. ed. New York: Springer, 2014.

DE MARTINO, G.; FONTANA, N. Simplified Approach for the Optimal Sizing of Throttled Air Chambers. **Journal of Hydraulic Engineering ASCE**, December 2012. 1101-1109.

DI SANTO, A. R. et al. Effects of Free Outflow in Rising Mains with Air Chamber. **Journal of Hydraulic Engineering**, n. 128(11), p. 992-1001, November 2002.

DINIZ, A. B. N. Modelagem e Análise de Transitórios Hidráulicos e Cavitação em Linhas de Recalque com Ventosas. **Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em**

Tecnologia Ambiental e Recursos Hídricos - PTARH. Universidade de Brasília, Brasília, DF, n. 231/2020, 2020. 136.

DINIZ, A. B.; SOARES, A. K. Transitórios Hidráulicos em Sistemas Urbanos de Água e Esgoto: Uma Revisão Sobre Estudos de Caso. **30º Congresso Brasileiro de Engenharia Sanitária e Ambiental**, 2019. I-055.

EBACHER, G.; BESNER, M.-C.; PRÉVOST, M. Negative Pressure Events in Water Distributions Systems: Public Health Risk Assessment Based on Transient Analysis Outputs. **Water Distribution System Analysis 2010**, Tucson, AZ, USA, 12-15 September 2010.

ELLIOT, R. C.; LIOU, J. C. P.; PETERSON, R. C. Sizing and Design of an Air Chamber - Transient Modeling Results and Field Test Comparisons. **8th Annual Water Distribution Systems Analysis Symposium**, Cincinnati, 27-30 August 2006.

HALLIWELL, A. R. Velocity of a Water-Hammer Wave in an Elastic Pipe. **Journal of the Hydraulics Division**, v. 89, n. 4, p. 1-21, 1963.

HELLER, L.; DE PÁDUA, V. L. **Abastecimento de água para consumo humano**. 2ª. ed. Belo Horizonte: EDITORA UFMG, v. II, 2010.

ITA, UNIVERSIDADE TÉCNICA DE VALÊNCIA. **Allievi 3.0 - User's Manual**. Valência, Espanha: [s.n.], 2018.

IZQUIERDO, J. et al. Encapsulation of Air Vessel Design in a Neural Network. **Applied Mathematical Modelling**, n. 30, p. 395-405, 2006.

KARNEY, B. W.; MCINNIS, D. Transient Analysis of Water Distribution Systems. **American Water Works Association Journal**, v. 82, n. 7, p. 62-70, 1990.

KSB BRASIL LTDA. **Manual Técnico N° A3210.0P/3**. Várzea Paulista - SP, p. 38. 2020.

LEE, T. S. A Numerical Method for the Computation of the Effects of an Air Vessel on the Pressure Surges in Pumping Systems with Air Entrainment. **International Journal for Numerical Methods in Fluids**, Singapore, n. 28, p. 703-718, 1998.

LEE, T. S. Effects of Air Entrainment on the Ability of Air Vessels in the Pressure Surge Suppressions. **Journal of Fluids Engineering ASME**, Singapore, n. 122, p. 499-504, September 2000.

- MACINTYRE, A. J. **Bombas e Instalações de Bombeamento**. 2^a. ed. Rio de Janeiro: LTC, v. I, 1987.
- MARTIN, C. S. **Representation of Pump Characteristics for Transient Analysis**. Symposium on Performance Characteristics of Hydraulic Turbines and Pumps. [S.l.]: American Society of Mechanical Engineers. 1983.
- MIAO, D. et al. An approximate analytical method to size an air vessel in a water supply system. **Water Science & Technology: Water Supply**, Nanjing, n. 17.4, p. 1016-1021, 2017.
- MIAO, D. et al. Water Hammer Suppression for Long Distance Water Supply Systems by Combining the Air Vessel and Valve. **Journal of Water Supply: Research and Technology**, n. 66.5, p. 319-326, 2017.
- NETTO, J. M. A. et al. **Manual de Hidráulica**. 8^a. ed. São Paulo: Edgard Blucher LTDA, v. I, 1998.
- NI, W. et al. Mathematical Model of Small-Volume Air Vessel Based on Real Gas Equation. **Water**, n. 12,530, p. 1-13, 2020.
- PAM SAINT-GOBAIN. **Catálogo Saint-Gobain Canalização 2015.1**. PAM Saint-Gobain. [S.l.], p. 460. 2015.
- PARMAKIAN, J. **Waterhammer Analysis**. 2^a. ed. Denver, Colorado: Dover Publications, Inc., v. I, 1963.
- PORTO, M. **Hidráulica básica**. 4^a. ed. São Carlos: EESC-USP, v. I, 2006.
- PURCELL, P. J. Caste Study of Check-Valve Slam in Rising Main Protected by Air Vessel. **Journal of Hydraulic Engineering**, n. 123(12), p. 1166-1168, December 1997.
- SHARP, B. B.; SHARP, D. B. **Water Hammer: Practical Solutions**. 1^a. ed. Burnell Research Laboratory, Victoria, Australia: Butterworth Heinemann, v. I, 1996.
- SHI, L. et al. Water Hammer Protective Performance of a Spherical Air Vessel Caused by a Pump Trip. **Water Supply**, n. 19.6, p. 1862-1869, 2019.

SITURB/SEGETH. Cartografia/Topografia - Curva de Nível 5m 2009. **Dados.gov.br**, 2009. Disponível em: <<https://dados.gov.br/dataset/dados-georreferenciados-siturb-segeth/resource/c38deffb-f640-4a7c-a2f0-9bbd7e9e4125>>. Acesso em: 01 Janeiro 2018.

SOARES, A. K. **Calibração e Detecção de Vazamentos em Modelos de Sistemas Hidráulicos no Escoamento Transitório**. Teste de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. São Carlos, p. 336. 2007.

SOARES, A. K.; COVAS, D. I. C.; RAMOS, H. M. Damping Analysis of Hydraulic Transients in Pump-Rising Main Systems. **Journal of Hydraulic Engineering**, February 2013. 233-243.

STARCZEWSKA, D.; COLLINS, R.; BOXALL, J. Transient behavior in complex distribution network: a case study. **12th International Conference on Computing and Control for the Water Industry**, 2014. 1582-1591.

STEPANOFF, A. J. **Centrifugal and Axial Flow Pumps**. 2ª. ed. New York: John Wiley & Sons, Inc., v. I, 1957.

STEPHENSON, D. Simple Guide for Design of Air Vessels for Water Hammer Protection of Pumping Lines. **Journal of Hydraulic Engineering**, n. 128(8), p. 792-797, 2002.

SUN, Q. et al. Optimal Sizing of an Air Vessel in a Long-Distance Water-Supply Pumping System Using the SQP Method. **Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice**, n. 7(3), 2016.

SUTER, P. Representation of Pump Characteristics for Calculation of Waterhammer. **Sulzer Technical Review**, Winterthur, v. I, n. 66, p. 45-48, 1966.

THORLEY, A. R. D. **Fluid Transients in Pipeline Systems**. 1ª. ed. Hearts, England: D. & L. George Ltd., v. I, 1991.

THORLEY, A. R. D.; FAITHFULL, E. M. Inertias of pumps and their driving motors. **Unsteady Flow and Fluid Transients**, Rotterdam, 1992. 285-289.

TSUTIYA, M. T. **Abastecimento de Água**. 3ª. ed. São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2003.

WANG, X. et al. Formula for selecting optimal location of air vessel in long-distance pumping systems. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, Nanjing, n. 172, p. 127-133, 2019.

WOOD, F. M. **History of Water-Hammer**. Kingston: Department of Civil Engineering of Queen's University, 1970.

WYLIE, E. B.; STREETER, V. L. **Fluid Transients**. 1^a. ed. [S.l.]: McGraw-Hill Inc., v. I, 1978.