ALEXANDRE KEPLER SOARES

**Calibração e Detecção de Vazamentos em Modelos de Sistemas Hidráulicos
no Escoamento Transitório**

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Hidráulica e Saneamento.

Área de Concentração: Hidráulica e Saneamento
Orientadora: Prof^a Assoc. Luisa Fernanda Ribeiro Reis

São Carlos
2007

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

S676c Soares, Alexandre Kepler
 Calibração e detecção de vazamentos em modelos de
 sistemas hidráulicos no escoamento transitório /
 Alexandre Kepler Soares ; orientador Luisa Fernanda
 Ribeiro Reis. -- São Carlos, 2007.

 Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação e Área de
 Concentração em Hidráulica e Saneamento -- Escola de
 Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

 1. Transitórios hidráulicos. 2. Viscoelasticidade. 3.
 Detecção de vazamentos. 4. Calibração. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **ALEXANDRE KEPLER SOARES**

Tese defendida e julgada em 12-01-2007 perante a Comissão Julgadora:

Prof.^a. Associada **LUISA FERNANDA RIBEIRO REIS (Orientadora)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Dr. **EDEVAR LUVIZOTTO JUNIOR**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Aprovado

Prof. Dr. **JOSE GERALDO PENA DE ANDRADE**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Aprovado

Prof. Dr. **JOSE RODOLFO SCARATI MARTINS**
(Escola Politécnica/USP)

Aprovado

Prof.^a. Dr.^a. **DÍDIA ISABEL CAMEIRA COVAS**
(Universidade Técnica de Lisboa/UTL)

Aprovado

Prof. Associado **MARCELO ZAIAT**
Vice-Coordenador do Programa de Pós-Graduação
em Engenharia (Hidráulica e Saneamento)
em Exercício

Prof. Associado **FÁBIO MÜLLER GUERRINI**
Vice-Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC
em Exercício

Para Boaventura Ríspoli (*in memoriam*)

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelo que tem me proporcionado.

A Nossa Senhora Aparecida, pela proteção.

Aos meus pais, Nelson e Maria Nair, pelo apoio irrestrito e amor.

Aos meus avós, Ivone, Boaventura (*in memorian*) e Deolice (*in memorian*), pelo incentivo constante à minha formação.

À Ingrid, pela amizade e autenticidade.

À Professora Luisa Fernanda Ribeiro Reis, que, nos anos de convivência, muito contribuiu para o meu crescimento científico e intelectual.

À Professora Dídia Isabel Cameira Covas, do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal, pela atenção, apoio e orientação durante o estágio no exterior.

Ao Professor Edevar Luvizotto Júnior, da Universidade Estadual de Campinas, com quem mantive discussões esclarecedoras sobre assuntos deste trabalho.

À Professora Maria do Carmo Calijuri, pelo apoio e atenção.

Aos Professores Fazal Hussain Chaudhry, Rodrigo Melo Porto, Antônio Righetto (Universidade Federal do Rio Grande do Norte), Cristóvão Fernandes (Universidade Federal do Paraná), Dragan Savic (University of Exeter), Pedro Iglesias (Universidad Politecnica de Valencia), Bryan Karney (University of Toronto), que durante este trabalho foram fontes esclarecedoras de dúvidas acerca do circuito experimental de laboratório.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP, pela concessão da bolsa de doutorado e pelo apoio financeiro para a realização desta pesquisa.

À Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES, pela concessão da bolsa de Estágio de Doutorando no Exterior (PDEE) e da bolsa de doutorado.

À Financiadora Nacional de Estudos e Projetos – FINEP, na qualidade de agência financiadora do projeto integrado intitulado “Controle Operacional e Avaliação de Perdas em um Sub-Sistema Urbano de Distribuição de Água (sub-projeto da sub-rede 2 da REHIDRO)”, referência FINEP 3131/96.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPq, pelo apoio financeiro concedido ao Projeto Temático (CT-HIDRO 01/2001) “Instrumentos do Uso Racional e Otimizado da Água em Meio Urbano”.

À Engenheira Sandra Luz, pelo apoio nos experimentos de laboratório para a caracterização do comportamento reológico do PVC.

Aos amigos de São Carlos, Andrés, Luciana Montera, Johannes, Gislaine, Peter, Thelma, Klebber, Cybelle, Fernando Braga, Guilherme, Adelena, Luciane, Luciana Peixoto, Tinil, Zé Eduardo, Caco, Fernando Colombo, Sérgio Siebra, Sérgio Ricardo, Monique, Karina, Melissa, Antônio Eduardo, Carol, Cristiano, Liliane, Lara, Luis Sérgio.

Aos amigos de Baldaques/Lisboa, Sandra Luz, Nuno, Kaqui, Cilmar, Roberto, Val, Vera, Patrizio, Rui, Luis Araújo, Rafa, Marcos, Mona, Ana Cláudia.

À Sá, Pavi, Rose, André, Sergião, Valdecir, Flávia e Fernanda, pela excelente receptividade e atendimento.

A Osni Rizato, pela montagem do experimento em laboratório.

A todos os professores, colegas e funcionários do Departamento de Hidráulica e Saneamento da EESC/USP, pelo conhecimento fornecido e colaboração.

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

RESUMO

SOARES, A. K. **Calibração e Detecção de Vazamentos em Modelos de Sistemas Hidráulicos no Escoamento Transitório**. 2007. 336 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

A ocorrência de elevados índices de perdas por vazamentos em sistemas de abastecimento de água é frequentemente ligada às inúmeras quebras de tubulações originadas em decorrência de elevados níveis de pressão atuantes. O controle efetivo de tais perdas requer a detecção e localização dos vazamentos para uma rápida reparação do sistema. Neste sentido, a consideração de análises hidráulicas no escoamento transitório tem se revelado especialmente útil aos propósitos de calibração e detecção de vazamentos. Tal análise pode revelar substancial quantidade de informações sobre as propriedades físicas e o nível de integridade do sistema, pois as ondas de pressão resultantes são afetadas pelos diversos dispositivos e fenômenos, incluindo os vazamentos. Assim, o presente trabalho visa o estudo dos transitórios hidráulicos para a calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas de distribuição de água. Para tanto, são utilizados dados de redes hipotéticas e de laboratório, e modelos inversos resolvidos por métodos de busca global e local. Devido o emprego de tubos plásticos no circuito de laboratório, o clássico modelo da coluna elástica demonstrou-se ineficiente na reprodução do comportamento hidráulico de tal sistema. Resultados satisfatórios foram obtidos somente com um modelo hidráulico que considere o comportamento viscoelástico dos materiais dos tubos do circuito experimental.

Palavras-chave: transitórios hidráulicos, viscoelasticidade, detecção de vazamentos, calibração.

ABSTRACT

SOARES, A. K. **Leak Detection and Calibration of Transient Hydraulic System Models.** 2007. 336 p. Thesis (Doctoral) – São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, São Carlos, Brazil, 2007.

The occurrence of large leakage losses in water supply systems has been frequently linked with pipe breaks resulting from high pressures levels in pipes. Efficient location of leakages is required in order to effectively control water losses and quickly repair the system. Analysis of hydraulic transients has been particularly useful for calibration and leak detection purposes. System observation for such analysis can reveal a substantial amount of information concerning physical properties and the integrity of the system, since water hammer waves are affected by different features and phenomena, including leaks. Thus, this research focuses on hydraulic transients for leak detection and calibration of water distribution system models. These objectives are achieved using data obtained from experiments performed on an experimental facility and numerical experiments on hypothetical networks. Inverse methods were based on both global and local search methods. Classic water hammer theory proved to be imprecise in describing the observed behavior of the hydraulic system composed of plastic pipes. Satisfactorily results were obtained with a hydraulic transient solver considering viscoelastic behavior of the pipe material.

Keywords: hydraulic transients, viscoelasticity, leak detection, calibration.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – Esquema geral de um nó	41
FIGURA 2.2 – Identificação do ENO	42
FIGURA 2.3 – Malha de cálculo utilizada no método das características	47
FIGURA 2.4 – Diagrama dos modelos hidráulicos para tubos em série (ABREU et al., 1999)	53
FIGURA 2.5 – Esquema M1	56
FIGURA 2.6 – Esquema M2	56
FIGURA 2.7 – Esquema M3	57
FIGURA 2.8 – Esquema M4	57
FIGURA 2.9 – Esquema M5	57
FIGURA 2.10 – Esquema M6	57
FIGURA 2.11 – Fluxograma do modelo para análise hidráulica no período estendido (FILION; KARNEY, 2002b)	58
FIGURA 2.12 – Reversão do fluxo em regime laminar devido ao fechamento brusco de uma válvula	75
FIGURA 3.1 – Linhas características no plano $x-t$	97
FIGURA 3.2 – Malha regular – Método das características	97
FIGURA 3.3 – Representação de um nó genérico	99
FIGURA 3.4 – Representação de um elemento não-tubo genérico	100
FIGURA 3.5 – Linhas características nas extremidades de contorno	102
FIGURA 3.6 – Curva carga piezométrica x vazão	105
FIGURA 3.7 – Tanque hidropneumático	108
FIGURA 3.8 – Zonas e quadrantes de funcionamento de uma bomba (RAMOS et al., 2005)	110
FIGURA 3.9 – Parâmetros de Suter para diferentes valores de velocidade específica (CHAUDHRY, 1987)	111
FIGURA 3.10 – Bomba com longa linha de sucção	113
FIGURA 3.11 – Fluxograma do procedimento de cálculo da condição de contorno bomba com velocidade variável (CHAUDHRY, 1987)	115
FIGURA 3.12 – Fluxograma do algoritmo CALCDT para determinação do passo de tempo e discretização de cada um dos condutos de um sistema (IGLESIAS, 2001)	118
FIGURA 3.13 – Fluxograma do modelo de simulação hidráulica	120
FIGURA 3.14 – Linhas características no plano $x-t$	123
FIGURA 3.15 – Modelo generalizado Kelvin-Voigt de um sólido viscoelástico	129

FIGURA 3.16 – Fluxograma do Algoritmo Genético	138
FIGURA 3.17 - Vértices em uma <i>Simplex geral</i>	139
FIGURA 3.18 – Fluxograma do Método Simplex (NELDER; MEAD, 1965)	141
FIGURA 3.19 – Fluxograma do processo de calibração com os AGs	143
FIGURA 3.20 – Fluxograma do processo de calibração com o método híbrido	144
FIGURA 3.21 – Sistema exemplo reservatório-tubo-válvula	146
FIGURA 3.22 – Primeiro pico de pressão observado na válvula	147
FIGURA 3.23 – Linhas características da malha de cálculo do sistema exemplo	148
FIGURA 3.24 – Malha característica com o ponto do vazamento	151
FIGURA 3.25 – Vazamento na linha característica positiva	152
FIGURA 3.26 – Vazamento na linha característica negativa	154
FIGURA 3.27 – Vazamento próximo a um contorno de montante	157
FIGURA 3.28 – Vazamento próximo a um contorno de jusante	159
FIGURA 4.1 – Rede exemplo utilizada para a verificação dos algoritmos	164
FIGURA 4.2 – Coeficiente de abertura e fechamento relativo da válvula	165
FIGURA 4.3 – Discretização adotada para as análises sobre a rede exemplo	166
FIGURA 4.4 – Variação da pressão no nó 2	169
FIGURA 4.5 – Variação da pressão no nó 6	169
FIGURA 4.6 – Vazamento no nó 2	171
FIGURA 4.7 – Vazamento no nó 6	171
FIGURA 4.8 – Variação da vazão na seção 36	172
FIGURA 4.9 – Pressão no nó 2 (sem vazamento)	174
FIGURA 4.10 – Pressão no nó 2 (com vazamento)	174
FIGURA 4.11 – Pressão no nó 6 (sem vazamento)	174
FIGURA 4.12 – Pressão no nó 6 (com vazamento)	174
FIGURA 4.13 – Vazamento no nó 2	174
FIGURA 4.14 – Vazamento no nó 6	174
FIGURA 4.15 – Vazão na seção 11 (sem vazamento)	175
FIGURA 4.16 – Vazão na seção 11 (com vazamento)	175
FIGURA 4.17 – Vazão na seção 39 (sem vazamento)	175
FIGURA 4.18 – Vazão na seção 39 (com vazamento)	175
FIGURA 4.19 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	178
FIGURA 4.20 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	178
FIGURA 4.21 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	178

FIGURA 4.22 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	178
FIGURA 4.23 – Vazamentos simulados e observados no nó 2	180
FIGURA 4.24 – Vazamentos simulados e observados no nó 6	180
FIGURA 4.25 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	181
FIGURA 4.26 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	181
FIGURA 4.27 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	181
FIGURA 4.28 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	181
FIGURA 4.29 – Vazamentos simulados e observados no nó 2	182
FIGURA 4.30 – Vazamentos simulados e observados no nó 6	182
FIGURA 4.31 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	184
FIGURA 4.32 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	184
FIGURA 4.33 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	184
FIGURA 4.34 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	184
FIGURA 4.35 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	188
FIGURA 4.36 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	188
FIGURA 4.37 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	188
FIGURA 4.38 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	188
FIGURA 4.39 – Vazamento no nó 2 com $C_dA = 0,000445 \text{ m}^2$ (real)	190
FIGURA 4.40 – Vazamento no ponto 17 com $C_dA = 0,0005778 \text{ m}^2$	190
FIGURA 4.41 – Vazamento no ponto 39 com $C_dA = 0,0005778 \text{ m}^2$	190
FIGURA 4.42 – Vazamento no ponto 17 com $C_dA = 0,0006417 \text{ m}^2$	190
FIGURA 4.43 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	191
FIGURA 4.44 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	191
FIGURA 4.45 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	191
FIGURA 4.46 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	191
FIGURA 4.47 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	191
FIGURA 4.48 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	191
FIGURA 4.49 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	192
FIGURA 4.50 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	192
FIGURA 4.51 – Pressões simuladas e observadas no nó 2	193
FIGURA 4.52 – Pressões simuladas e observadas no nó 4	193
FIGURA 4.53 – Pressões simuladas e observadas no nó 5	193
FIGURA 4.54 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)	193
FIGURA 4.55 – Sistema exemplo	194

FIGURA 4.56 – Coeficiente de abertura e fechamento relativo da válvula	195
FIGURA 4.57 – Modelo topológico do sistema exemplo	195
FIGURA 4.58 – Variação de pressão na válvula	196
FIGURA 4.59 – Variação do vazamento na tubulação	196
FIGURA 4.60 – Detalhe do primeiro pico de pressão observado na válvula	197
FIGURA 4.61 – Variação de pressão na válvula para o caso de fechamento instantâneo	198
FIGURA 4.62 – Detalhe do primeiro pico de pressão observado na válvula para o caso de fechamento instantâneo	198
FIGURA 4.63 – Variação de pressão na válvula com e sem vazamento, utilizando as formulações tradicional (<i>Nodal</i>) e <i>NonNodal</i>	201
FIGURA 4.64 – Sistema de laboratório do Imperial College de Londres	202
FIGURA 4.65 – Pressão no Ponto 1: dados experimentais e resultados numéricos considerando somente fator de atrito variável para regime turbulento	203
FIGURA 4.66 – Pressão no Ponto 5: dados experimentais e resultados numéricos considerando somente fator de atrito variável para regime turbulento	203
FIGURA 4.67 – Pressão no Ponto 8: dados experimentais e resultados numéricos considerando somente fator de atrito variável para regime turbulento	204
FIGURA 4.68 – Pressão no Ponto 1: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável	205
FIGURA 4.69 – Pressão no Ponto 5: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável	205
FIGURA 4.70 – Pressão no Ponto 8: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável	206
FIGURA 4.71 – Deformação circunferencial no Ponto 1: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável	206
FIGURA 4.72 – Deformação circunferencial no Ponto 5: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável	207
FIGURA 4.73 – Deformação circunferencial no Ponto 8: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável	207
FIGURA 5.1 – Painel Hidráulico Experimental (PHE)	212
FIGURA 5.2 – Ambiente visual do <i>software</i> do sistema de aquisição de dados	213
FIGURA 5.3 – Ambiente visual do <i>software</i> do sistema de aquisição de dados – gráficos	213
FIGURA 5.4 – Circuito simplificado do PHE	215
FIGURA 5.5 – Disposição do ensaio para determinação da rugosidade absoluta	217

FIGURA 5.6 – Curva característica da bomba de 1 cv	220
FIGURA 5.7 – Curva característica da bomba de 6 cv	221
FIGURA 5.8 – Ruído durante o escoamento transitório	222
FIGURA 5.10 – Ruído no transdutor de pressão P01	222
FIGURA 5.11 – Ruído no transdutor de pressão P02	222
FIGURA 5.12 – Ruído no transdutor de pressão P05 (sucção da bomba)	222
FIGURA 5.13 – Ruído no transdutor de pressão P06 (recalque da bomba)	222
FIGURA 5.14 – Ruído no transdutor de pressão P07 (válvula)	223
FIGURA 5.15 – Ruído no transdutor de pressão P15	223
FIGURA 5.16 – Variação de pressão no Ponto P07 – reflexões da onda de pressão devido aos dispositivos presentes no sistema	225
FIGURA 5.17 – Variações da vazão e fechamento relativo da válvula de retenção (WYLIE; STREETER, 1993; IGLESIAS, 2001)	227
FIGURA 5.18 – Variação adimensional das pressões nos Pontos P06 (jusante da válvula de retenção) e P07 (montante da válvula de esfera)	228
FIGURA 5.19 – Variação de pressão no Ponto P07 – modelo de fator de atrito variável de Brunone et al. (1991)	230
FIGURA 5.20 – Variação de pressão no Ponto P07 – modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000)	230
FIGURA 5.21 – Variação ao longo das iterações dos valores dos coeficientes J_k	233
FIGURA 5.22 – Variação ao longo das iterações da função objetivo	233
FIGURA 5.23 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear	234
FIGURA 5.24 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear	234
FIGURA 5.25 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear	235
FIGURA 5.26 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear	235
FIGURA 5.27 – Deformação circunferencial no Ponto P06	236
FIGURA 5.28 – Deformação circunferencial no Ponto P02	236
FIGURA 5.29 – Deformação circunferencial no Ponto P01	236
FIGURA 5.30 – Deformação circunferencial no Ponto P07	236
FIGURA 5.31 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear	237
FIGURA 5.32 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear	237
FIGURA 5.33 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear	238
FIGURA 5.34 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear	238
FIGURA 5.35 – Deformação circunferencial no Ponto P06	239

FIGURA 5.36 – Deformação circunferencial no Ponto P02	239
FIGURA 5.37 – Deformação circunferencial no Ponto P01	239
FIGURA 5.38 – Deformação circunferencial no Ponto P07	239
FIGURA 5.39 – Função de fluência determinada pelo modelo inverso – comparação dos tubos de PEAD (Covas, 2003) e PVC	239
FIGURA 5.40 – Função de fluência e celeridade determinadas pelo modelo inverso para os tubos de PVC	240
FIGURA 5.41 – Coeficientes da equação de orifício para o ponto P02	241
FIGURA 5.42 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear	243
FIGURA 5.43 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear	243
FIGURA 5.44 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear	244
FIGURA 5.45 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear	244
FIGURA 5.46 – Variação de pressão no Ponto P05 – utilização de modelo viscoelástico linear	245
FIGURA 5.47 – Variação do vazamento no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear	245
FIGURA 5.48 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear	246
FIGURA 5.49 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear	247
FIGURA 5.50 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear	247
FIGURA 5.51 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear	248
FIGURA 5.52 – Variação de pressão no Ponto P05 – utilização de modelo viscoelástico linear	248
FIGURA 5.53 – Variação do vazamento no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear	249
FIGURA 5.54 – Máquina INSTRON 3369 utilizada para os ensaios mecânicos de tração	251
FIGURA 5.55 – Funções de fluência do PVC para diferentes valores de temperatura – comparação com a função determinada pelo uso do modelo inverso	251
FIGURA 5.56 – Ponto do vazamento no circuito simplificado do PHE	252
FIGURA 5.57 – Pontos candidatos a vazamento igualmente espaçados em 10 metros (28; 50; 72; 94; 116; 138)	253
FIGURA 5.58 – Pontos candidatos a vazamento igualmente espaçados em 5 metros (50; 61; 72; 83; 94)	254
FIGURA 5.59 – Pontos candidatos a vazamento igualmente espaçados em 2,70 metros (54; 60; 66; 72; 78; 84; 90)	256
FIGURA A.1 – Diagrama do sistema para a dedução da equação da quantidade de movimento	292
FIGURA A.2 – Volume de controle para a dedução da equação da continuidade	293

FIGURA A.3 – Força de tração na parede do tubo	294
FIGURA B.1 – Diagrama da rotina de simulação hidráulica	299
FIGURA C.1 – Diagrama da rotina de calibração	301
FIGURA D.1 – Variação da pressão no nó 3	303
FIGURA D.2 – Variação da pressão no nó 4 (válvula)	303
FIGURA D.3 – Variação da pressão no nó 5	304
FIGURA D.4 – Variação da pressão no nó 7	304
FIGURA D.5 – Variação da vazão na seção 11	305
FIGURA D.6 – Variação da vazão na seção 15	305
FIGURA D.7 – Variação da vazão na seção 17	306
FIGURA D.8 – Variação da vazão na seção 19	306
FIGURA D.9 – Variação da vazão na seção 21	307
FIGURA D.10 – Variação da vazão na seção 25	307
FIGURA D.11 – Variação da vazão na seção 29	308
FIGURA D.12 – Variação da vazão na seção 32	308
FIGURA D.13 – Variação da vazão na seção 39	309
FIGURA D.14 – Variação da vazão na seção 41	309
FIGURA E.1 – Pressão no nó 3 (sem vazamento)	311
FIGURA E.2 – Pressão no nó 3 (com vazamento)	311
FIGURA E.3 – Pressão no nó 4 (sem vazamento)	311
FIGURA E.4 – Pressão no nó 4 (com vazamento)	311
FIGURA E.5 – Pressão no nó 5 (sem vazamento)	311
FIGURA E.6 – Pressão no nó 5 (com vazamento)	311
FIGURA E.7 – Pressão no nó 7 (sem vazamento)	312
FIGURA E.8 – Pressão no nó 7 (com vazamento)	312
FIGURA E.9 – Vazão na seção 15 (sem vazamento)	312
FIGURA E.10 – Vazão na seção 15 (com vazamento)	312
FIGURA E.11 – Vazão na seção 17 (sem vazamento)	312
FIGURA E.12 – Vazão na seção 17 (com vazamento)	312
FIGURA E.13 – Vazão na seção 19 (sem vazamento)	313
FIGURA E.14 – Vazão na seção 19 (com vazamento)	313
FIGURA E.15 – Vazão na seção 21 (sem vazamento)	313
FIGURA E.16 – Vazão na seção 21 (com vazamento)	313
FIGURA E.17 – Vazão na seção 25 (sem vazamento)	313

FIGURA E.18 – Vazão na seção 25 (com vazamento)	313
FIGURA E.19 – Vazão na seção 29 (sem vazamento)	314
FIGURA E.20 – Vazão na seção 29 (com vazamento)	314
FIGURA E.21 – Vazão na seção 32 (sem vazamento)	314
FIGURA E.22 – Vazão na seção 32 (com vazamento)	314
FIGURA E.23 – Vazão na seção 36 (sem vazamento)	314
FIGURA E.24 – Vazão na seção 36 (com vazamento)	314
FIGURA E.25 – Vazão na seção 41 (sem vazamento)	315
FIGURA E.26 – Vazão na seção 41 (com vazamento)	315
FIGURA F.1 – Bombas centrífugas de 1 e 6 cv em paralelo	317
FIGURA F.2 – Bomba centrífuga de 6 cv	317
FIGURA F.3 – Sistema de alimentação do PHE	318
FIGURA F.4 – Transdutor de pressão	318
FIGURA F.5 – Vista I do PHE	319
FIGURA F.6 – Vista II do PHE	319
FIGURA F.7 – Medidores eletromagnéticos de vazão na entrada e saída do PHE	320
FIGURA F.8 – Vista do <i>nó de vazamento</i> com transdutor de pressão (à esquerda) e registro e hidrômetro (à direita)	320
FIGURA F.9 – Vista dos <i>nós de vazamento</i>	321
FIGURA F.10 – Transdutor de pressão no <i>nó de vazamento</i>	321
FIGURA F.11 – Microcomputador e placas do sistema de aquisição de dados	322
FIGURA F.12 – Válvula automática tipo esfera instalada no PHE	322
FIGURA G.1 – Pressão no ponto P07 (válvula)	323
FIGURA G.2 – Pressão no ponto P01	323
FIGURA G.3 – Pressão no ponto P02	323
FIGURA G.4 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)	323
FIGURA G.5 – Pressão no ponto P07 (válvula)	323
FIGURA G.6 – Pressão no ponto P01	323
FIGURA G.7 – Pressão no ponto P02	324
FIGURA G.8 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)	324
FIGURA G.9 – Pressão no ponto P07 (válvula)	324
FIGURA G.10 – Pressão no ponto P01	324
FIGURA G.11 – Pressão no ponto P02	324
FIGURA G.12 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)	324

FIGURA G.13 – Pressão no ponto P07 (válvula)	325
FIGURA G.14 – Pressão no ponto P01	325
FIGURA G.15 – Pressão no ponto P02	325
FIGURA G.16 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)	325
FIGURA G.17 – Pressão no ponto P07 (válvula)	325
FIGURA G.18 – Pressão no ponto P01	325
FIGURA G.19 – Pressão no ponto P02	326
FIGURA G.20 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)	326
FIGURA G.21 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 1,43$ L/s, $Q_{saída} = 0,53$ L/s, $Vazamento = 0,90$ L/s	326
FIGURA G.22 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 1,62$ L/s, $Q_{saída} = 0,76$ L/s, $Vazamento = 0,86$ L/s	327
FIGURA G.23 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 1,81$ L/s, $Q_{saída} = 0,97$ L/s, $Vazamento = 0,84$ L/s	327
FIGURA G.24 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 2,08$ L/s, $Q_{saída} = 1,26$ L/s, $Vazamento = 0,82$ L/s	328
FIGURA G.25 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 2,25$ L/s, $Q_{saída} = 1,47$ L/s, $Vazamento = 0,78$ L/s	328
FIGURA G.26 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 2,47$ L/s, $Q_{saída} = 1,74$ L/s, $Vazamento = 0,73$ L/s	329
FIGURA H.1 – Pressão nos pontos P01, P02 e P15	331
FIGURA H.2 – Pressão nos pontos P06 e P07	331
FIGURA H.3 – Pressão nos pontos P01, P02 e P15	331
FIGURA H.4 – Pressão nos pontos P06 e P07	331
FIGURA H.5 – Pressão nos pontos P01, P02 e P15	332
FIGURA H.6 – Pressão nos pontos P06 e P07	332
FIGURA I.1 – Curvas de fechamento relativo da válvula de esfera: (a) $Q_0 = 1,77$ L/s (sem vazamento); (b) $Q_0 = 1,00$ L/s (sem vazamento); (c) $Q_0 = 1,86$ L/s (com vazamento); (d) $Q_0 = 2,47$ L/s (com vazamento)	333
FIGURA I.2 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 1,77$ L/s; sem vazamento)	334
FIGURA I.3 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 1,00$ L/s; sem vazamento)	335

FIGURA I.4 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 1,86$ L/s; com vazamento) 335

FIGURA I.5 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 2,47$ L/s; com vazamento) 336

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – Valores recomendados por Wylie (1996) do parâmetro de precisão Ψ^* para uso do método das características	52
TABELA 2.2 – Calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas de distribuição no escoamento transitório	65
TABELA 2.3 – Modelos Pressão x Demanda (valores de $\rho(P_i)$)	69
TABELA 2.4 – Trabalhos apresentados na literatura utilizando fator de atrito variável em sistemas hidráulicos	86
TABELA 3.1 – Parâmetros utilizados nas simulações	137
TABELA 4.1 – Dados das tubulações da rede exemplo	164
TABELA 4.2 – Dados da discretização da rede exemplo	165
TABELA 4.3 – Pressão nos nós em escoamento permanente	166
TABELA 4.4 – Vazão nas tubulações em escoamento permanente	167
TABELA 4.5 – Vazamento e vazão abastecida total em escoamento permanente	167
TABELA 4.6 – Parâmetros dos dois modelos de vazamento	168
TABELA 4.7 – Parâmetros a serem utilizados nas simulações	176
TABELA 4.8 – Valores ajustados e reais (AG geracional elitista)	179
TABELA 4.9 – Valores ajustados e reais (AG <i>Steady-State</i>)	179
TABELA 4.10 – Valores ajustados e reais (HIB-GER)	179
TABELA 4.11 – Valores ajustados e reais (HIB-SS)	179
TABELA 4.12 – Valores ajustados e reais (AG geracional elitista)	181
TABELA 4.13 – Valores ajustados e reais (AG <i>Steady-State</i>)	182
TABELA 4.14 – Valores ajustados e reais (HIB-GER)	182
TABELA 4.15 – Valores ajustados e reais (HIB-SS)	182
TABELA 4.16 – Valores ajustados e reais (AG geracional elitista)	185
TABELA 4.17 – Valores ajustados e reais (AG <i>Steady-State</i>)	185
TABELA 4.18 – Valores ajustados e reais (HIB-GER)	185
TABELA 4.19 – Valores ajustados e reais (HIB-SS)	185
TABELA 4.20 – Valores ajustados e reais (Geracional elitista)	187
TABELA 4.21 – Valores ajustados e reais (<i>Steady-State</i>)	187
TABELA 4.22 – Valores ajustados e reais (Geracional elitista)	189
TABELA 4.23 – Valores ajustados e reais (<i>Steady-State</i>)	189
TABELA 4.24 – Valores ajustados e reais (Geracional elitista)	193

TABELA 4.25 – Valores ajustados e reais (<i>Steady-State</i>)	193
TABELA 5.1 – Resultados do ensaio para determinação da rugosidade	218
TABELA 5.2 – Resultados do ensaio para levantamento da curva característica da bomba de 1 cv	219
TABELA 5.3 – Resultados do ensaio para levantamento da curva característica da bomba de 6 cv	219
TABELA 5.4 – Resultados das simulações empregando algoritmos genéticos	232
TABELA 5.5 – Resultados das simulações empregando o método Levenberg-Marquardt	233
TABELA 5.6 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)	253
TABELA 5.7 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} =$ $1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)	254
TABELA 5.8 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)	255
TABELA 5.9 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)	255
TABELA 5.10 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)	256
TABELA 5.11 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} =$ $1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)	257
TABELA 5.12 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} = 2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)	257
TABELA 5.13 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} =$ $2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)	258
TABELA 5.14 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{Entrada} = 2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)	258
TABELA 5.15 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{Entrada} =$ $2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)	259
TABELA 5.16 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} = 2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)	259
TABELA 5.17 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} =$ $2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)	260

LISTA DE SÍMBOLOS

a	celeridade (velocidade de propagação da onda)
a^*	celeridade fictícia
A	área interna da seção transversal do tubo
A_0	área do orifício
A_c	área da seção transversal do tanque hidropneumático
C	coeficiente de Hazen-Williams
C^+	característica positiva
C^-	característica negativa
Cd_0	coeficiente de vazão (fórmula de orifícios)
$C_d A$	coeficiente de vazamento (fórmula de orifícios)
d	demanda potencial
D	diâmetro interno do tubo
D'	taxa de dissipação devido à viscosidade
D_0	diâmetro interno inicial do tubo
DEM	demanda
D_I	dissipação integral
DT	duração do evento transitório
e	espessura da parede do tubo
e_0	espessura inicial da parede do tubo
e_f	fator de dissipação de energia
E	característica de descarga do orifício
E_0	módulo de elasticidade de Young da parede do conduto
E_k	módulo de elasticidade de Young da mola do elemento Kelvin-Voigt;
E_s	termo de dissipação de energia no escoamento permanente
E_t	termo de dissipação de energia no escoamento transitório
f	fator de atrito de Darcy-Weisbach
fap	função de aptidão
F_b, F_h	parâmetros de Suter (torque e carga piezométrica)
FO	função objetivo
F_T	força de tração
f_U	fator de atrito para escoamento transitório
$\mathbf{G}$	vetor gradiente
g	aceleração da gravidade

H	matriz Hessiana
H	carga piezométrica
H_0	carga piezométrica em escoamento permanente
H_{ar}^*	pressão absoluta
H_{atm}	pressão atmosférica
h_f	termo de atrito
h_{fs}	termo de atrito para escoamento permanente
h_{fu}	termo de atrito para escoamento transitório
I	matriz Identidade
I	momento polar de inércia do conjunto moto-bomba
J	matriz Jacobiana
J	função de fluência
J_0	coeficiente de fluência instantâneo ou elástico
J_k	coeficiente de fluência da mola do elemento Kelvin-Voigt, $J_k = I/E_k$;
k'	coeficiente de decaimento de Vítkovský
k_I	constante empírica para o cálculo do momento polar de inércia do conjunto moto-bomba
K	coeficiente de perda de carga localizada
K_2	módulo de elasticidade do fluido
K_3	coeficiente de decaimento de Brunone
K_e	energia cinética
K_T	coeficiente de decaimento de Brunone (do termo de aceleração local)
K_X	coeficiente de decaimento de Brunone (do termo de aceleração convectiva)
L	comprimento da tubulação
m	número de intervalos de tempo
n	coeficiente dependente do número de Reynolds; número de vértices
N	número de seções de cálculo; velocidade de rotação
n_k	número de tubulações ou setores com coeficientes de amortecimento homogêneos (formulação de Brunone)
N_{KV}	número de elementos Kelvin-Voigt
n_O	número de nós ou setores com coeficientes de vazamentos homogêneos (formulação de orifícios)
n^P	número de pontos de observação de pressão
N_{PIPES}	número de tubos da rede
N_S	velocidade específica da bomba
n_β	número de nós ou setores com expoentes de vazamento homogêneos

n_ε	número de tubulações ou setores com rugosidades absolutas homogêneas
n_θ	número de nós ou setores com coeficientes de vazamentos homogêneos (formulação geral)
P, p	pressão; pressão calculada
P^*	pressão observada
P_0	pressão inicial
P_W	potência nominal do motor
q	vazão do elemento não-tubo (ENO não-tubo)
Q	vazão
Q_0	vazão em escoamento permanente
q_d	demanda efetivamente atendida
q_L	vazão lateral uniforme ao longo da tubulação
r	coordenada (medida do centro do tubo à parede)
r_0	raio interno do tubo
Re	número de Reynolds
s	cromossomo
SF	fator de escala
T	frequência ou tempo de relaxação; torque do conjunto moto-bomba
t, t^*, t'	tempo
t_f	tempo de fechamento da válvula de esfera
u	tempo utilizado na integral de convolução; velocidade de escoamento ao longo da seção transversal do tubo; velocidade axial da partícula
U	energia interna
v	velocidade de escoamento ao longo da seção transversal do tubo
V	velocidade média de escoamento do fluido
V_0	velocidade média no escoamento permanente
Vol	volume
W	função peso
W'	taxa de trabalho
x	coordenada ao longo do eixo do tubo
x	vetor
x_L	distância entre o ponto do vazamento e o ponto de perturbação
y	máxima carga piezométrica
z	cota topográfica
Z	nível d'água no reservatório; conjunto de variáveis de decisão

α	coeficiente de correção dependente da frequência de oscilação; coeficiente de Coriolis
α_0	parâmetro adimensional (função das condições de ancoragem da tubulação)
β	expoente de vazamento
β_q	coeficiente de correção dependente da frequência de oscilação; coeficiente de Boussinesq
χ	constante de linearização
ΔH_J	pulso de Joukowsky
Δt	elemento da discretização ao longo do tempo (passo de tempo)
Δt_L	tempo de reflexão da onda de pressão
Δx	elemento da discretização ao longo do comprimento da tubulação
ε	deformação total
ε_0	rugosidade absoluta da tubulação
ε_e	deformação instantânea elástica
ε_r	deformação lenta
ϕ	índice para avaliação do efeito da compressibilidade
Φ	função de dissipação; variável a ser interpolada (carga piezométrica ou vazão)
γ	peso específico do fluido
η_R	valor nominal da eficiência da bomba
λ	multiplicador desconhecido (Método das Características); coeficiente de relaxação (método Levenberg-Marquardt)
μ	viscosidade dinâmica do fluido
μ_k	viscosidade do amortecedor do elemento Kelvin-Voigt
μ_{NM}	coeficiente de reflexão (método Nelder-Mead)
ν	viscosidade cinemática do fluido
ν_t	viscosidade turbulenta
θ	coeficiente de vazamento (formulação geral)
ρ	massa específica do fluido
$\rho(P_i)$	fator multiplicador do modelo pressão x demanda
σ	tensão
σ_p	desvio padrão
τ	coeficiente de abertura ou fechamento relativo de válvula
τ_k	tempo de relaxação do amortecedor do elemento Kelvin-Voigt, $\tau_k = \mu_k/E_k$;
τ_0	tensão de atrito na parede do tubo
ν	razão de Poisson

ϖ	expoente politrópico para um gás perfeito
ω	ângulo no quadrante de operação da bomba
ω_{NM}	coeficiente de expansão (método Nelder-Mead)
ξ	proporção entre intervalos de tempo
ψ	parâmetro adimensional dependente das propriedades elásticas do tubo
ψ_{NM}	coeficiente de contração (método Nelder-Mead)
Ψ	tempo adimensional
Ψ^*	parâmetro de precisão do método das características
∇	gradiente
∇_{ar}	volume de ar
$\overline{u'v'}$	tensões de Reynolds (correlação das velocidades de flutuação axial u' e radial v')

Subscritos

i	nó, tubulação, gene, solução (cromossomo), vértice, variável de decisão, seção de cálculo
j	nó, tubulação, gene
k	nó, tubulação
n	vértices, número de tubos
t	tempo

Sobrescritos

-	valor médio
*	valor observado
O	centróide
C	contração
des	desejável
exp	expoente
E	expansão
H	vértice com maior valor da função objetivo
i	vetor
L	vértice com o menor valor da função objetivo
$máx$	máximo
$mín$	mínimo
n	expoente da fórmula de perda de carga

R	reflexão
S	vértice com o segundo maior valor da função objetivo
T	transposta

SUMÁRIO

I. INTRODUÇÃO	35
1.1 <i>Objetivo</i>	37
II. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	39
2.1 <i>Introdução</i>	39
2.2 <i>Análise Hidráulica no Escoamento Transitório</i>	39
2.3 <i>Procedimentos Inversos: Calibração e Detecção de Vazamentos</i>	60
2.4 <i>Análise Hidráulica Dirigida pela Pressão</i>	67
2.5 <i>Consideração de Fator de Atrito Variável na Análise do Golpe de Aríete</i>	70
2.6 <i>Análise de Transitórios Hidráulicos em Conduitos Plásticos</i>	88
2.7 <i>Resumo e Conclusões</i>	92
III. METODOLOGIA	93
3.1 <i>Introdução</i>	93
3.2 <i>Materiais</i>	93
3.3 <i>Modelo Inverso</i>	94
3.4 <i>Modelo de Simulação Hidráulica: Modelo da Coluna Elástica</i>	95
3.4.1 <i>Equacionamento para Transitórios em Redes</i>	99
3.4.2 <i>Condições de Contorno</i>	101
3.4.3 <i>Cálculo da Celeridade</i>	116
3.4.4 <i>Considerações sobre o Fator de Atrito no Escoamento Permanente</i>	116
3.4.5 <i>Discretização do Sistema: Determinação do Passo de Tempo</i>	117
3.4.6 <i>Inicialização do Procedimento de Cálculo</i>	118
3.4.7 <i>Fluxograma do Modelo de Simulação Hidráulica</i>	119
3.5 <i>Incorporação de Fator de Atrito Variável no Modelo de Simulação Hidráulica</i>	119
3.5.1 <i>Integração das Equações Características</i>	124
3.5.2 <i>Fator de Atrito Variável com k' de Vítkovský – Método Numérico</i>	126
3.6 <i>Escoamento Transitório em Conduitos Plásticos – Modelo Viscoelástico Linear</i>	127
3.6.1 <i>Esquema Numérico – Método das Características Híbrido</i>	129
3.7 <i>Modelos de Otimização</i>	132
3.7.1 <i>Tipo do AG</i>	134

3.7.2 Representação das Soluções	134
3.7.3 Geração da População Inicial	135
3.7.4 Operadores Genéticos: Recombinação, Mutação e Seleção	135
3.7.5 Parâmetros dos AGs	137
3.7.6 Fluxograma do AG	137
3.7.7 Método Simplex (Nelder-Mead)	138
3.7.8 Método Levenberg-Marquardt	141
3.8 <i>Integração entre os Modelos de Simulação Hidráulica e de Otimização</i>	143
3.9 <i>Deteção de Vazamentos em Sistemas Hidráulicos</i>	144
3.9.1 Deteção de Vazamentos Utilizando a Reflexão da Onda de Pressão	145
3.9.2 Consideração de Vazamentos em Pontos Não-Coincidentes com as Seções de Cálculo da Malha Característica	150
3.10 <i>Resumo e Conclusões</i>	160

IV. TESTES DOS MODELOS DE SIMULAÇÃO, CALIBRAÇÃO E DETECÇÃO DE VAZAMENTOS

4.1 <i>Introdução</i>	163
4.2 <i>Testes do Modelo de Simulação Hidráulica sobre Rede Hipotética</i>	163
4.2.1 Avaliação de Fator de Atrito Variável	172
4.3 <i>Testes do Procedimento de Calibração sobre Rede Hipotética</i>	175
4.3.1 Determinação das Rugosidades Absolutas e Parâmetros do Modelo de Vazamento	176
4.3.2 Determinação das Rugosidades Absolutas e Coeficiente de Amortecimento do Modelo de Atrito Variável	183
4.4 <i>Deteção de Vazamentos Utilizando Algoritmos Genéticos</i>	186
4.4.1 Vazamento no Nó e Avaliação Apenas dos Nós na Busca	186
4.4.2 Vazamento no Nó e Avaliação dos Nós e Seções Interiores dos Tubos na Busca	188
4.4.3 Vazamento no Tubo e Avaliação dos Nós e Seções Interiores dos Tubos na Busca	192
4.5 <i>Deteção de Vazamentos Utilizando a Reflexão da Onda de Pressão: Emprego em Sistema em Série Hipotético</i>	194
4.6 <i>Consideração de Vazamentos em Pontos Não-Coincidentes com as Seções de Cálculo da Malha Característica: Emprego em Sistema em Série Hipotético</i>	200
4.7 <i>Testes do Modelo Viscoelástico para o Sistema Experimental do Imperial College de Londres</i>	201
4.8 <i>Resumo e Conclusões</i>	208

V. CALIBRAÇÃO DO MODELO HIDRÁULICO: APLICAÇÃO AO PHE	211
5.1 <i>Introdução</i>	211
5.2 <i>Descrição do Sistema</i>	211
5.3 <i>Ensaio sobre o Painel Hidráulico Experimental</i>	213
5.3.1 Determinação da Rugosidade Absoluta dos Tubos	216
5.3.2 Levantamento das Curvas das Bombas do Sistema de Alimentação	218
5.3.3 Ruído nos Dados Coletados pelo Sistema de Aquisição	221
5.3.4 Ensaio sobre o Circuito Simplificado do PHE	223
5.4 <i>Modelagem do Sistema – Condições de Contorno</i>	224
5.5 <i>Resultados das Simulações Numéricas Considerando Fator de Atrito Variável e Viscoelasticidade</i>	228
5.5.1 Calibração Considerando Fator de Atrito Variável e Viscoelasticidade – Caso “sem vazamento”	229
5.5.2 Calibração Considerando Viscoelasticidade – Caso “com vazamento”	240
5.6 <i>Determinação dos Parâmetros de Viscoelasticidade do PVC via Ensaio Mecânico</i>	249
5.7 <i>Deteção de Vazamentos: Aplicação ao PHE</i>	252
5.8 <i>Resumo e Conclusões</i>	260
VI. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	263
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	269
ANEXO A – Equações Diferenciais para o Cálculo do Golpe de Aríete – Modelo da Coluna Elástica (WYLIE; STREETER, 1993)	291
APÊNDICE A – Resolução da Equação (3.129)	297
APÊNDICE B – Diagrama da Rotina de Simulação Hidráulica	299
APÊNDICE C – Diagrama da Rotina de Calibração e Deteção de Vazamentos	301

APÊNDICE D – Variação das Pressões nos Nós e Vazões nas Tubulações para os Casos sem Vazamento, Vazamento com a Formulação Geral e Vazamento com a Formulação de Orifícios – Rede Hipotética	303
APÊNDICE E – Variação das Pressões nos Nós e Vazões nas Tubulações das Avaliações de Fator de Atrito Variável nos Casos sem e com Vazamentos – Rede Hipotética	311
APÊNDICE F – Fotos do Painel Hidráulico Experimental	317
APÊNDICE G – Ensaios sobre o Circuito em Série (Simplificado) do PHE	323
APÊNDICE H – Ensaios sobre o Circuito Externo do PHE	331
APÊNDICE I – Parâmetros estimados da válvula de esfera, válvula de retenção e bomba, para diferentes valores de vazão inicial	333

I - INTRODUÇÃO

Redes de condutos forçados são estruturas fundamentais em muitos sistemas de transporte de fluidos como, por exemplo, redes de distribuição de água para abastecimento humano e industrial, irrigação, sistemas de disposição de esgoto, hidroelétricas, gasodutos e oleodutos. Todos esses exemplos apresentam uma característica em comum: um fluido escoar ao longo de uma rede de tubos com variações de velocidade e pressão, no tempo e no espaço.

Na análise hidráulica em escoamento permanente e em simulações no período estendido, considera-se que modificações nas pressões e vazões ao longo do sistema ocorram instantaneamente, ou seja, após uma perturbação, o escoamento no sistema passa de uma condição permanente para outra condição permanente, negligenciando-se o tempo transcorrido para a estabilização do escoamento e os efeitos dinâmicos durante este período.

No entanto, as condições hidráulicas em sistemas de distribuição de água estão quase sempre em contínuo estado de alteração. Os usuários domésticos e industriais freqüentemente alteram seus consumos enquanto que os níveis dos reservatórios passam a ser ajustados e as estações de bombeamento continuamente ligadas e desligadas. Dada essa característica dinâmica, as considerações de escoamento permanente nas análises hidráulicas certamente limitam o emprego dos modelos computacionais.

Karney (2000) comenta que, possivelmente, o emprego de análises hidráulicas no escoamento permanente se deve à mistificação freqüentemente envolvida no desenvolvimento e entendimento do fenômeno transitório em condutos forçados. De fato, a complexidade das equações diferenciais parciais não-lineares e a natureza dinâmica dos sistemas podem intimidar o modelador. Entretanto, uma fácil explicação do comportamento transitório pode ser obtida pelo simples conhecimento das propriedades físicas do fluido e de leis de conservação. Em redes hidráulicas, duas propriedades são especialmente significantes: a elevada massa específica da água e seu alto módulo de elasticidade, isto é, a água é pesada e difícil de ser comprimida.

Por causa da elevada massa específica e pelo fato das tubulações serem longas, sistemas hidráulicos típicos transportam grande quantidade de massa e energia cinética. Além disso, pelo fato da água ser pouco compressível, elevadas alterações na pressão interna acontecem em decorrência de perturbações sobre o escoamento.

Embora as equações que permitem a análise dos transitórios hidráulicos sejam conhecidas, 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 hidráulico-computacionais. Tal imprecisão motiva novos estudos com o intuito de desenvolver modelos matemáticos mais realistas para sistemas de condutos forçados.

Além disso, diversas questões práticas têm motivado estudos sobre os transitórios hidráulicos em sistemas de distribuição de água e, dentre elas, Filion e Karney (2002a) citam três: (i) a necessidade de uma melhor estratégia de proteção contra os efeitos dos transitórios hidráulicos; (ii) a otimização dos algoritmos de comando dos diversos dispositivos de controle; e (iii) a necessidade de se construir melhores métodos numéricos para avaliação dos transitórios hidráulicos para que estes sejam empregados a contento em análises de calibração de rugosidades, localização de vazamentos, quantificação das demandas, e outros.

Outra importante questão é a ocorrência de vazamentos nos sistemas de distribuição de água para abastecimento, indicador da deterioração física e inadequada operação dos mesmos. Além disso, os incidentes causados por eventos transitórios são responsáveis por elevadas perdas físicas e financeiras. Sendo assim, modelos para a detecção de vazamentos mostram-se úteis, principalmente em análises no regime transitório de escoamento, devido à sua capacidade de análise dinâmica do sistema. No entanto, para a correta descrição das condições hidráulicas de campo ou de laboratório, atenção especial deve ser dada aos efeitos dinâmicos relacionados à dissipação de energia durante transitórios hidráulicos. Somente com um modelo devidamente calibrado, capaz de reproduzir os efeitos de atenuação e dispersão nas ondas de pressão, os procedimentos de detecção de vazamentos podem ser aplicados com grau de precisão satisfatório.

É válido ressaltar também a importância da consideração dos vazamentos na modelação dos sistemas, pois as aberturas que constituem fontes de desperdício de água são também responsáveis pela intrusão de contaminantes nas redes, dada a ocorrência de pressões negativas.

Assim, o presente trabalho visa o estudo de calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas de distribuição de água no escoamento transitório. Para tanto, são utilizados dados de rede hipotética e de laboratório (Painel Hidráulico Experimental) e os modelos inversos com o suporte da tecnologia dos algoritmos genéticos (AGs) e procedimentos combinados (AGs, método Levenberg-Marquardt e método Nelder-Mead). Os efeitos dinâmicos relacionados à dissipação de energia podem ser considerados através do uso de fator de atrito variável e do comportamento viscoelástico dos tubos plásticos.

Dessa forma, a utilização de um circuito hidráulico em laboratório deve fornecer elementos decisivos sobre o fenômeno transitório, notadamente por evitar incertezas inerentes

às redes reais e a possibilitar o confronto dos valores observados com os valores correspondentes obtidos via simulação hidráulica, na calibração e detecção de vazamentos.

1.1 – Objetivo

Constitui objetivo deste trabalho a construção de um modelo com vistas à calibração de modelos de sistemas hidráulicos, além da detecção e localização de vazamentos nas tubulações, através da resolução do problema inverso, que consiste na minimização dos desvios entre parâmetros observados e simulados, tais como pressões e vazões. Para tanto, são utilizados métodos de busca global (algoritmos genéticos) e local (método Levenberg-Marquardt e método Simplex de Nelder e Mead, 1965).

São empregadas redes hipotéticas na fase de teste dos algoritmos de otimização, e rede do Laboratório de Hidráulica do Centro de Recursos Hídricos e Ecologia Aplicada (Painel Hidráulico Experimental) para verificação do desempenho dos modelos hidráulicos desenvolvidos.

De maneira específica, os principais objetivos do trabalho são:

- i. Implementação de um simulador para análise hidráulica em escoamento transitório, considerando vazamentos, fator de atrito variável e comportamento viscoelástico dos tubos plásticos;
- ii. Análise da influência dos vazamentos na modelagem de sistemas hidráulicos – rede hipotética e rede de laboratório;
- iii. Avaliação do uso de fator de atrito variável na modelagem de sistemas hidráulicos – rede hipotética e rede de laboratório;
- iv. Avaliação do uso da viscoelasticidade na modelagem de sistemas hidráulicos – redes de laboratório;
- v. Implementação de uma rotina computacional para calibração de modelos de redes hidráulicas em termos das rugosidades absolutas dos tubos, parâmetros do modelo de vazamentos, coeficiente de amortecimento do modelo de atrito variável e parâmetros do modelo viscoelástico linear, com o emprego de métodos de busca (algoritmos genéticos, método Levenberg-Marquardt e método Nelder-Mead);
- vi. Implementação de uma rotina computacional para detecção de vazamentos em modelos de redes hidráulicas com o emprego de algoritmos genéticos.

II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – Introdução

A literatura foi revisada no período, com maior ênfase nos modelos para análise hidráulica no escoamento transitório, bem como na utilização destes na calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas de distribuição de água, e nos modelos de simulação hidráulica que admitem a utilização de fator de atrito variável e o comportamento mecânico viscoelástico de condutos plásticos.

2.2 – Análise Hidráulica no Escoamento Transitório

Com as modernas técnicas computacionais, é possível analisar os sistemas de distribuição de água sob uma larga variedade de condições de fluxo. Muitos refinamentos e aperfeiçoamentos têm sido realizados na análise transitória em termos de precisão e eficiência dos modelos. Dois modelos são considerados na análise transitória de condutos sob pressão: o modelo da coluna rígida, quando são admitidos o líquido incompressível e o conduto rígido, empregado para analisar os fenômenos de oscilação de massa (transitórios lentos com baixas frequências), e o modelo da coluna elástica, que considera os efeitos de elasticidade do líquido e do conduto, utilizado para a análise do golpe de aríete (transitórios rápidos com altas frequências).

O fluxo transitório em um conduto sob pressão é governado por equações diferenciais parciais não-lineares, representativas das leis da quantidade de movimento (2.1) e da conservação de massa (2.2) (CHAUDHRY, 1979; ALMEIDA; KOELLE, 1992; WYLIE; STREETER, 1993). São admitidas as seguintes hipóteses em tais equações (COVAS, 2003): (i) o fluido é monofásico, homogêneo e compressível (a compressibilidade do fluido é incorporada na velocidade de propagação da onda elástica); (ii) variações na massa específica do fluido e temperatura durante o escoamento transitório são desprezíveis comparadas às variações de pressão e vazão; (iii) o escoamento é unidimensional (1-D) com um pseudo-uniforme perfil de velocidades em cada seção transversal do tubo; (iv) as perdas de carga durante os transitórios hidráulicos são calculadas a partir de formulações para o escoamento

permanente; (v) o material do tubo possui comportamento reológico elástico linear; (vi) não há movimento axial, ou seja, a interação fluido-estrutura é negligenciada; e (vii) o tubo é retilíneo e uniforme, com uma área da seção transversal constante e sem escoamento lateral (embora variações na área da seção transversal e escoamento lateral possam ser incluídos como condições de contorno).

$$\frac{\partial V}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (2.1)$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (2.2)$$

sendo x a distância, t o tempo, $H=H(x,t)$ a carga piezométrica, variável ao longo do comprimento da tubulação e do tempo, $V=V(x,t)$ a velocidade do fluido, também variável ao longo do comprimento da tubulação e do tempo, D o diâmetro interno da tubulação, a a velocidade de propagação da onda de pressão (celeridade), g a aceleração da gravidade e f o fator de atrito de Darcy-Weisbach. Dado que a velocidade do escoamento no tubo é muito menor que a celeridade ($V \ll a$), os termos convectivos das equações (2.1) e (2.2) podem ser desprezados.

Para a resolução do sistema de equações diferenciais parciais, diversos métodos numéricos são apresentados na literatura, pois, em geral, não há uma solução analítica simples para esse conjunto de equações.

Wiggert e Sundquist (1977) apresentam o desenvolvimento de uma formulação geral para interpolação linear utilizada em conjunto com o método das características com malha regular fixa. Uma análise da atenuação e da dispersão provocadas pelos efeitos da interpolação e da malha adotada é realizada. Além disso, os autores demonstram soluções numéricas para celeridades constantes e variáveis modificando parâmetros de interpolação e da malha, resultando em diferentes valores para os parâmetros do critério de estabilidade de Courant-Lewy-Friedrichs. Tal critério é uma restrição numérica requerida para a estabilidade do método das características e é definido pela relação entre a celeridade real ($V \pm a$) e a celeridade numérica ($\Delta x / \Delta t$), ou seja, $(\Delta x / \Delta t) \geq (V \pm a)$, em que Δx é a discretização espacial (ao longo do eixo axial da tubulação) e Δt a discretização temporal (passo de tempo). Para evitar dispersão e amortecimento numérico, tal relação deve ser uma igualdade ($\Delta x / \Delta t = V \pm a$).

Um estudo da interpolação temporal em substituição à interpolação espacial no método das características é realizado por Goldberg e Wylie (1983). Resultados são demonstrados através da avaliação de dois tipos de interpolação temporal: um esquema explícito (de segunda, terceira e quarta ordens) e um esquema implícito. No caso da utilização

do esquema explícito, menos atenuação é provocada no método devido ao emprego da informação de dois, três ou até quatro pontos anteriores na malha. Este procedimento, no entanto, requer mais memória computacional e uma malha com refinamento maior. A vantagem do esquema implícito é a flexibilidade da discretização temporal, embora erros apresentados nas simulações atentem para a necessidade de estudos mais aprofundados nessa direção.

Koelle (1983) apresenta uma generalização do modelo elástico que facilita a sua aplicação a sistemas com topologia mais complexa. O autor utiliza uma notação em que a instalação hidráulica é constituída de “NÓS” e de “Elementos de conexão entre os NÓS”, chamados “ENOs”. NÓ é a denominação dada ao ponto de encontro de vários ENOs, e os vários condutos e dispositivos hidromecânicos, tais como bombas, válvulas, reservatórios, tanques alimentadores, reservatórios hidropneumáticos, chaminés de equilíbrio e outros, são genericamente denominados “ENOs não-tubos”. A generalização do equacionamento para a formulação do programa computacional exige que a cada NÓ seja vinculado, no máximo, um ENO não-tubo com uma vazão q , conforme representado na Figura 2.1.

FIGURA 2.1 – Esquema geral de um nó

Além disso, cada elemento (ENO) recebe uma palavra-chave (COD) que o identifica como reservatório, tubo, bomba, válvula ou outro; um código de identificação I, representado por um número natural que permite a contagem de ENOs do mesmo tipo; e os nós de montante (N1) e jusante (N2) de cada elemento. A nomenclatura adotada permite a fácil identificação do sistema e tendo, cada ENO, um conjunto de quatro caracteres alfanuméricos (COD, I, N1, N2), conforme Figura 2.2.

FIGURA 2.2 – Identificação do ENO

Este modelo caracteriza-se pela facilidade de codificação do sistema, rápida identificação dos componentes e por permitir um tratamento bastante simples do modelo elástico. O autor utiliza o método das características para a resolução das equações diferenciais parciais e propõe, ainda, equações gerais para os nós e elementos não-tubos. Neste mesmo trabalho, Koelle apresenta o conceito de “celeridade fictícia” que possibilita a obtenção de equações integradas para o modelo rígido semelhantes às do modelo elástico no método das características, e de manobra ótima de válvulas, sendo indicados os critérios para a sua determinação visando o controle das pressões extremas e da duração total do transitório.

Dois novos métodos para o cálculo de transitórios hidráulicos em tubulações foram propostos por Shimada e Okushima (1984): um novo método explícito (método de solução em série) e uma modificação do método de Newton-Raphson. Ambos são baseados em aproximações de segunda ordem e apresentaram melhores resultados em relação aos modelos de primeira ordem. Embora os modelos de segunda ordem sejam mais utilizados em sistemas com atrito elevado, os métodos propostos pelos autores também são aplicáveis a sistemas com moderadas perdas de carga. A desvantagem dos métodos é o erro apresentado na solução do escoamento permanente, sendo necessários ajustes em alguns parâmetros do modelo devido ao erro de truncamento nas equações.

Lessa (1984) desenvolve um modelo matemático computacional, baseado no Método das Características (MOC), destinado à análise de fenômenos transitórios em sistemas complexos de adução de água. O autor aplicou tal modelo para as análises do comportamento de ventosas, conjunto moto-bomba, válvula de retenção, válvula de alívio e reservatório hidropneumático. O mesmo modelo foi aplicado por Lessa (1990) a sistemas de laboratório operando por gravidade e por recalque, com e sem a presença de acessórios de proteção. Problemas relacionados com o atrito e escoamento bifásico foram relatados, bem como a falta de amortecimento nas variações de pressão obtidas nas simulações numéricas. De maneira geral, o modelo apresentou resultados satisfatórios, principalmente pelo fato da melhor caracterização dos parâmetros dos acessórios (condições de contorno) empregados nos ensaios.

Um método para análise hidráulica de redes de distribuição de água baseado na teoria da coluna rígida para transitórios lentos e escoamento em regime permanente é proposto por Onizuka (1986). Segundo o autor, a maior contribuição do método é a proposição, com o auxílio da teoria dos grafos, de um sistema de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem para a análise hidráulica em escoamento não-permanente, associada a uma função quadrática de Liapunov para a garantia da estabilidade assintótica da simulação, além de fornecer um critério único e preciso para o regime estacionário. Para a integração numérica, foi utilizado o método de Runge-Kutta de quarta ordem e portanto, sem nenhum procedimento iterativo. Além disso, uma técnica de relaxação dinâmica foi utilizada para a solução do estado permanente, sem a necessidade de atendimento à continuidade no sistema. Posteriormente, Shimada (1989) propôs um método também para a análise de transitórios lentos formulado a partir de matrizes de incidência, daí a denominação de método de incidência. Este foi considerado de mais fácil implementação em computadores, tratando de sistemas mais complexos com maior refinamento, além de ser mais vantajoso do que o método dos circuitos proposto por Onizuka (1986) na avaliação hidráulica de sistemas com presença de válvulas.

A formulação baseada na teoria dos grafos usando matrizes de incidência foi realçada por Shimada (1992) pela notação de espaços de estados e pela teoria de controle ótimo para uma análise mais refinada dos transitórios lentos. Assim, operações adequadas de válvulas de controle presentes no sistema durante o evento transitório são obtidas pela aplicação do método de espaços de estados com a teoria do regulador ótimo discreto. Um sistema de pequenas dimensões foi utilizado e apresentou alguns problemas numéricos. O autor recomenda o uso de outras teorias de controle ou a utilização de técnicas para tratamento de matrizes esparsas para sistemas de maiores dimensões e complexidade.

Suo e Wylie (1989) apresentam uma variação do Método da Resposta Impulso, o qual incorpora a técnica da Transformada de Fourier, para análises de transitórios hidráulicos no domínio da frequência. Os autores avaliaram as perdas por atrito dependentes da frequência, embora a velocidade de propagação da onda elástica também possa ser avaliada no domínio da frequência.

Segundo Karney e McInnis (1990), os estudos sobre transitórios em sistemas mais complexos como redes de distribuição são frequentemente negligenciados. Isto se deve ao fato de simplificações tais como a de que os efeitos do fluxo transitório em redes sejam menores do que os efeitos produzidos num sistema reservatório-tubo-válvula. Na realidade, os autores demonstram através de exemplos que as pressões máximas geradas pelos eventos

transitórios em redes ramificadas e malhadas podem ser maiores do que as pressões em um sistema de tubulações em série. Além disso, os autores atentam para o fato de que maior atenção vem sendo dada para os problemas de precisão, estabilidade e esforço computacional dos métodos numéricos empregados para a análise transitória, do que propriamente para o sistema físico que estava sendo modelado. Por fim, os autores questionam três “máximas” do escoamento transitório: máximas velocidades no escoamento permanente produzem as máximas pressões durante os eventos transitórios; redes ramificadas ou malhadas aliviam os efeitos transitórios; se um dispositivo de proteção é bom, então dois ou mais são melhores ainda.

Karney (1990) desenvolve uma interpretação alternativa das condições transitórias numa tubulação. A nova aproximação é desenvolvida baseada nas tradicionais equações diferenciais parciais (quantidade de movimento e conservação de massa), mas simplifica a apresentação da informação transitória, na qual o ponto central é uma “expressão de energia” que resume as condições transitórias numa tubulação. A expressão resultante fornece a energia cinética do fluido, a energia interna associada com os efeitos de compressibilidade do fluido e a elasticidade da tubulação, a energia dissipada pelo atrito, e o trabalho realizado no início e no final do conduto. A energia aproximada fornece uma visão geral das condições transitórias na tubulação e é uma simples, eficiente, e lógica maneira de comparação entre os diferentes sistemas e técnicas de solução. Em particular, efeitos de compressibilidade são desprezados quando a razão entre a energia interna e a energia cinética é muito pequena. Estas relações de energia ajudam a distinguir o modelo da coluna rígida para escoamentos transitórios da mais complexa teoria do golpe de aríete.

A expressão de energia desenvolvida considera os efeitos de dissipação de trabalho e viscosidade no escoamento, sem considerar efeitos térmicos, e é dada por:

$$\frac{\rho A}{2} \left(\frac{g}{a} \right)^2 \frac{d}{dt} \int H^2 dx + \frac{\rho A}{2} \frac{d}{dt} \int V^2 dx + \frac{f \rho A}{2D} \int |V|^3 dx + \rho g A V(L, t) H(L, t) - \rho g A V(0, t) H(0, t) = 0 \quad (2.3)$$

sendo ρ a massa específica do fluido, A a área da seção transversal do tubo e L o comprimento total da tubulação.

A expressão de energia de forma resumida é:

$$\frac{dU}{dt} + \frac{dK_e}{dt} + D' + W' = 0 \quad (2.4)$$

sendo

$$\frac{dU}{dt} = \frac{\rho A}{2} \left(\frac{g}{a} \right)^2 \frac{d}{dt} \int H^2 dx = \text{variação da energia interna } U \text{ em relação ao tempo } t;$$

$$\frac{dK_e}{dt} = \frac{\rho A}{2} \frac{d}{dt} \int V^2 dx = \text{variação da energia cinética total } K_e \text{ em relação ao tempo } t;$$

$$D' = \frac{f\rho A}{2D} \int |V|^3 dx = \text{taxa de dissipação devido à viscosidade};$$

$$W' = \rho g A [V(L, t)H(L, t) - V(0, t)H(0, t)] = \text{taxa de trabalho realizado a montante e a}$$

jusante.

A equação (2.4) fornece uma classificação natural do regime de escoamento:

1) se o escoamento é permanente, U e K_e são iguais a zero e a expressão se torna:
 $D' + W' = 0$;

2) se o escoamento é quase-permanente, as condições do escoamento não divergem significativamente do permanente, e uma solução passo-a-passo pode ser usada para ajustar as vazões e as pressões incrementalmente;

3) quando um ou dois dos primeiros termos são diferentes de zero, mas ainda não tão significativos, e se o termo de energia cinética é mais significativo do que o termo de energia interna, o escoamento é não-permanente e incompressível, e a solução pode ser obtida pelo modelo da coluna rígida;

4) se ambos os termos de energia cinética e interna são significantes, o escoamento é não-permanente e compressível, e pode ser resolvido pela análise de golpe de aríete (modelo da coluna elástica).

O autor ainda propõe um índice ϕ para avaliar a importância do efeito de compressibilidade, dado pela razão entre a energia interna máxima e a energia cinética máxima:

$$\phi = \frac{|\Delta U|_{\max}}{|\Delta K_e|_{\max}} \quad (2.5)$$

Desde que todas as mudanças de estado sejam incluídas na análise de energia, uma conclusão pôde ser generalizada: quando o valor de ϕ é alto (isto é, maior que 0,1), os efeitos de compressibilidade são importantes e o modelo da coluna elástica deverá ser utilizado; quando o valor de ϕ diminui (isto é, menor que 0,01), os efeitos de compressibilidade podem ser desprezados e o modelo da coluna rígida é uma boa aproximação para a solução. Valores entre 0,1 e 0,01 indicam que a compressibilidade é moderadamente importante e pode ser desprezada com uma certa perda de precisão.

O uso de uma discretização fixa da malha de cálculo, tanto no tempo quanto no espaço, é uma condição sempre desejada na análise hidráulica do escoamento transitório. No entanto, se a celeridade é variável para diferentes comprimentos das tubulações no sistema, a condição de estabilidade de Courant pode ser modificada e exigir interpolações na malha de cálculo quando é utilizado o método das características. Interpolações no tempo podem provocar efeitos de atenuação e dispersão (WIGGERT; SUNDQUIST, 1977; GOLDBERG; WYLIE, 1983), e esquemas de diferenças finitas de segunda ordem, embora sejam mais precisos que os esquemas que utilizam interpolações lineares, ainda provocam erros, especialmente quando o número de Courant é pequeno. Sendo assim, Sibetheros, Holley e Branski (1991) investigaram o método das características com interpolações polinomiais aplicado a um sistema reservatório-tubo-válvula sem a consideração do atrito. Três diferentes funções polinomiais (*splines*) foram avaliadas e comparadas com os esquemas de interpolação linear e com o esquema polinomial de Hermite de quarta ordem e dois pontos (esquema de Holly-Preissmann). Segundo Maliska (1995), a dificuldade que aparece com o polinômio de Hermite são as oscilações apresentadas quando se aumenta o número de pontos pelos quais o polinômio deverá passar. Tal fato impõe a adoção de apenas dois pontos na malha. Sibetheros, Holley e Branski concluíram que a precisão do método com o novo tipo de interpolação aumentou em relação ao método das características com interpolações lineares e às técnicas explícitas de diferenças finitas de segunda ordem, embora tal procedimento implique em aumento no esforço computacional. Além disso, o método proposto apresentou a mesma precisão do esquema de Hermite, com a vantagem de ser incondicionalmente estável. No entanto, as condições de contorno devem ser avaliadas cuidadosamente para estes dois últimos métodos.

Karney e McInnis (1992) apresentam um modelo generalizado do método das características semelhante ao que foi apresentado por Koelle (1983). O método é, também, mais simples e flexível, notadamente quanto à linearização do termo de atrito. Partindo das equações de quantidade de movimento (eq. 2.1) e da conservação de massa (eq. 2.2), os autores demonstram o equacionamento obtido pela aplicação do método das características, que transforma as duas equações diferenciais parciais em quatro equações diferenciais ordinárias:

$$dH \pm B.dQ \pm \frac{R}{\Delta x} Q|Q|dx = 0 \quad (2.6)$$

$$\frac{dx}{dt} = \pm a \quad (2.7)$$

sendo:

$$B = \frac{a}{gA} \quad (2.8)$$

$$R = \frac{f \cdot \Delta x}{2g \cdot D \cdot A^2} \quad (2.9)$$

sendo Q a vazão na tubulação e Δx o elemento da discretização ao longo do comprimento x da tubulação.

Para satisfazer as relações das características positiva (C^+) e negativa (C^-) (eq. 2.7), a malha (Figura 2.3) é usualmente escolhida de acordo com a seguinte relação:

$$\Delta x = \pm a \cdot \Delta t \quad (2.10)$$

Especificadas as condições da malha, a equação (2.6) pode ser integrada ao longo de AP e BP (Figura 2.3).

FIGURA 2.3 – Malha de cálculo utilizada no método das características

A diferença desta metodologia em relação ao tradicional método das características é que, no termo de atrito, uma constante de linearização χ , assumindo valores entre 0 e 1, é incluída. Assim, a integração do termo de atrito é representada por:

$$\int_A^P Q|Q|dx = [Q_A + \chi(Q_P - Q_A)]Q_A|\Delta x \quad (2.11)$$

É possível notar que a eq. (2.11) é reduzida à forma tradicional de linearização $Q_A|Q_A|$ se $\chi = 0$, e produz a forma incondicionalmente estável $Q_P|Q_A|$ se $\chi = 1$.

A constante de linearização influencia o cálculo do termo de atrito sem, no entanto, exercer qualquer modificação na discretização da malha (Δx , Δt ou a). Assim, a constante pode ser uma excelente forma de avaliação da sensibilidade dos transitórios hidráulicos em relação aos valores de atrito.

A seguir, é reportado o equacionamento proposto pelos autores, que diferencia da formulação tradicional apenas na inclusão da constante χ . A integração da eq. (2.6) ao longo

de AP e BP, como mencionado anteriormente, resulta em duas novas equações que podem ser escritas com incógnitas em P:

$$H_P = C_P - B_P \cdot Q_P \quad (2.12)$$

$$H_P = C_M + B_M \cdot Q_P \quad (2.13)$$

nas quais as constantes de integração C_P , C_M , B_P e B_M são dadas por:

$$C_P = H_A + Q_A [B - R|Q_A|(1 - \chi)] \quad (2.14)$$

$$B_P = B + \chi R|Q_A| \quad (2.15)$$

$$C_M = H_B - Q_B [B - R|Q_B|(1 - \chi)] \quad (2.16)$$

$$B_M = B + \chi R|Q_B| \quad (2.17)$$

Para o cálculo da vazão no ponto P, H_P pode ser eliminado das equações (2.12) e (2.13). Assim:

$$Q_P = \frac{C_P - C_M}{B_P + B_M} \quad (2.18)$$

Karney e McInnis também apresentaram formulações gerais para o equacionamento de alguns tipos de contornos como nós em redes de distribuição de água, reservatórios e um elemento hidráulico chamado “dissipador de energia externa” (DEE), na mesma forma do que foi proposto por Koelle (1983). O DEE pode representar dispositivos de proteção como chaminés de equilíbrio, válvulas de alívio, reservatórios de armazenamento, válvulas descarregando para a atmosfera e outros.

Com o conhecimento de que técnicas de ajuste da celeridade e de interpolação são necessárias quando o método das características com malha regular é utilizado para análise transitória de redes de distribuição de água, Ghidaoui e Karney (1994) investigam diferentes técnicas de interpolação com o auxílio de equações diferenciais parciais “equivalentes”, que são desenvolvidas para cada tipo de interpolação. Através dessas “equações equivalentes”, é possível avaliar a consistência do esquema numérico, ter o conhecimento da dissipação e dispersão causadas pelo método, e determinar, para cada tipo de interpolação, a condição de estabilidade de Courant. Os autores também demonstram como os esquemas de ordem elevada podem influenciar negativamente a estabilidade dos métodos. Uma nova forma de interpolação, que combina o ajuste da celeridade com as formas tradicionais de interpolação linear no tempo e no espaço, é proposta por Karney e Ghidaoui (1997). Os autores também desenvolvem equações diferenciais parciais equivalentes e aplicam o procedimento em um sistema com tubulações em série. Além disso, concluem que nos sistemas de tubulações em

linha, erros de interpolações podem ser significativos se o valor do passo no tempo for elevado. Uma maneira de redução dos erros no cálculo é aplicar os esquemas de interpolação. No entanto, uma medida mais segura e confiável é mesmo diminuir o passo no tempo, pois as técnicas de interpolação propostas não funcionam a contento para sistemas em que o grau de interpolação é elevado. Além disso, as interpolações fundamentalmente modificam o problema físico e devem ser vistas como transformações não-triviais das equações governantes do escoamento transitório.

Elansary, Silva e Chaudhry (1994) avaliaram dois modelos para a análise de transitórios hidráulicos: o tradicional modelo das duas equações diferenciais parciais de quantidade de movimento e de conservação de massa, e um modelo de interação fluido-estrutura (chamado FSI), que consiste de quatro equações diferenciais parciais. O método das características foi utilizado em ambos os modelos e, com o auxílio de dados coletados em um experimento, consistindo de um sistema de tubulações ligadas em série entre um reservatório e um tanque, e três válvulas intermediárias, os dois modelos foram comparados. O modelo tradicional de duas equações obteve resultados satisfatórios, mas o modelo FSI conseguiu acompanhar os picos de pressão resultantes das manobras nas válvulas. Além disso, um equacionamento para a consideração de fator de atrito variável em conjunto com o modelo FSI não influenciou significativamente os resultados finais.

Um algoritmo computacional baseado no método das características para transitórios hidráulicos em redes de distribuição de água foi desenvolvido por Righetto (1994). O método foi aplicado no estudo de casos de redes sujeitas a pressões negativas, a variações de demanda, ao processo de ajuste dos coeficientes de atrito de tubulações e da operação de sistemas contendo estações elevatórias, reservatórios de ponta, válvulas e *booster*. A formulação é semelhante às propostas por Koelle (1983) e Karney e McInnis (1992). O autor evidencia as vantagens do uso do método transitório, como a facilidade de caracterização do sistema e o equacionamento explícito das cargas nos nós e das vazões nos trechos da rede. Esta é a grande qualidade desse equacionamento que, apesar de exigir um número relativamente grande de passos no tempo para se alcançar uma situação de escoamento permanente, não necessita de um número elevado de operações algébricas, necessárias quando se trata da resolução de sistemas de equações.

Considerando que no cálculo hidráulico convencional podem-se encontrar pressões negativas em alguns nós e que podem comprometer o atendimento às solicitações de demandas, Righetto propõe uma análise simplificada para esta situação. Se um determinado nó apresenta pressão negativa, impõe-se no modelo que a pressão nesse nó seja igual à

atmosférica ou zero e recalcula-se o escoamento na rede. Nesse caso, a demanda passa a ser função das vazões nos trechos das canalizações conectadas a esse nó. Assim, para um nó i onde foi detectada uma pressão $P(i) < 0$ para uma demanda $DEM(i)$ fixada, recalcula-se o escoamento na rede considerando que:

$$H(i) = z(i) \quad (2.19)$$

$$DEM(i) = \sum_k Q_i^{(k)} \quad (2.20)$$

sendo $z(i)$ a cota topográfica do nó i , e $Q_i^{(k)}$ a vazão afluente ou efluente ao nó i pelo trecho k conectado a este nó, calculada pelo modelo hidráulico transitório.

Além disso, caso a energia calculada em cada nó vizinho seja inferior à do nó i , não há abastecimento de água pela rede a este nó i . Assim, Righetto propõe que os trechos a ele conectados sejam desacoplados pela inclusão de válvulas fictícias posicionadas nas tubulações conectadas ao nó i . Com esse procedimento, a continuidade do cálculo é garantida considerando manobras de fechamento total das válvulas fictícias.

O método proposto por Righetto (1994) foi utilizado por Righetto e Porto (1997) para a construção de um modelo da rede de distribuição de água da cidade de Ribeirão Preto, SP, Brasil, no intuito de se ter um maior conhecimento das condições operacionais do sistema e estabelecer regras operacionais ou modificações estruturais. Foram realizadas simulações hidráulicas inclusive no período estendido, que possibilitaram a detecção de regiões com ocorrência de pressões baixas devido às dimensões inapropriadas das canalizações ou à falta de instalação de estações elevatórias. No entanto, o modelo não foi capaz de prever pressões baixas observadas em algumas regiões da cidade. Segundo os autores, a falta de conhecimento sobre a operação das válvulas (quando e como eram feitas as manobras) e as conseqüências dessa operação sobre os outros setores da rede, foram as principais causas das falhas nas simulações hidráulicas.

Também utilizando o método das características e o modelo hidráulico proposto por Koelle (1983), Luvizotto Jr. (1995) desenvolveu um programa computacional para a análise permanente a partir da formulação do modelo da coluna elástica. O autor propõe uma sistematização para o escoamento permanente na qual as tubulações são tratadas como um trecho único, $\Delta x = L$, que, como conseqüência, resulta em apenas duas seções de cálculo para cada tubulação, coincidindo com os nós de montante e de jusante. Foram analisados dois tipos de malhas, regular e cruzada, com a adoção de uma celeridade fictícia $a^* = L/\Delta t$, além da avaliação de duas formas de acelerar a convergência para o regime estacionário, produzindo um “transitório apenas numérico”. O programa pode ser utilizado com as finalidades de

planejamento, operação e controle de sistemas de distribuição de água, não apenas para o escoamento permanente, mas também para o escoamento transitório sem as considerações de aceleração da convergência e celeridade fictícia.

McInnis e Karney (1995) avaliaram três diferentes modelos de demanda na análise transitória de um sistema de distribuição de água existente. O primeiro é o tradicional procedimento de fixar valores constantes de demanda nos nós. O segundo método utilizado se baseia na formulação de orifícios, sendo o demanda em um nó i no tempo t dado pela seguinte expressão:

$$DEM_i(t) = E_i \sqrt{H_i(t) - z_i} \quad (2.21)$$

sendo E_i uma constante que incorpora as características de descarga do orifício. Assim, a demanda é função da pressão disponível no nó, a qual também varia sob as condições transitórias no sistema.

Por fim, o terceiro modelo de demanda prevê um fluxo lateral uniforme ao longo das tubulações, que pode inclusive ser útil na avaliação de vazamentos (perdas físicas). De acordo com essa aproximação, a equação da conservação de massa (eq. 2.2) sofre algumas alterações pela inclusão do fluxo lateral. Assim, a expressão torna-se:

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{gA} \frac{\partial Q}{\partial x} + \frac{a^2}{gA} q_L = 0 \quad (2.22)$$

sendo q_L a vazão lateral uniforme ao longo da tubulação.

Já a equação da quantidade de movimento (eq. 2.1) não sofre nenhuma alteração.

Sob o ponto de vista da modelação do sistema, a desvantagem da utilização do fluxo lateral é que este foi considerado constante ao longo das simulações, não sendo, portanto, função da pressão disponível nos nós.

McInnis e Karney também utilizam o método das características para a resolução do sistema de equações diferenciais parciais e concluem que resultados satisfatórios foram obtidos para todos os três modelos, não havendo uma diferença significativa entre eles. Além disso, os valores de pressão produzidos pelo modelo computacional foram muito próximos dos valores observados em campo.

As aplicações de técnicas de diferenças finitas e do método das características para a resolução das equações governantes do escoamento transitório certamente são as mais freqüentes na literatura. No entanto, elas podem ser substituídas por outros métodos numéricos existentes. Assim, Jovic (1995) aplicou o método dos elementos finitos em conjunto com o método das características na modelação de transitórios hidráulicos em

condutos forçados. Uma comparação entre o método dos elementos finitos com integração da equação de quantidade de movimento e da equação de conservação de massa, e do método dos elementos finitos com utilização do método das características para a construção da matriz de elementos finitos, foi realizada para o caso de um sistema reservatório-tubo-válvula. Os resultados demonstraram que a utilização do método dos elementos finitos em conjunto com o método das características foi mais vantajosa para o estudo realizado.

Um estudo sobre a determinação do nível mínimo de discretização a ser empregado no método das características é desenvolvido por Wylie (1996). O autor define um parâmetro Ψ^* como indicativo da precisão a ser utilizada nas simulações computacionais, dado por:

$$\Psi^* = \frac{f \cdot \Delta x \cdot V_0}{2 \cdot D \cdot a} \quad (2.23)$$

Os valores do parâmetro Ψ^* e sua relação com a precisão da solução dada pelo método das características são apresentados na Tabela 2.1.

Assim, a partir do valor de Ψ^* , pode-se determinar o valor máximo do intervalo de tempo $\Delta t_{\max}$:

$$\Delta t_{\max} = \frac{2 \cdot D}{f \cdot V_0} \Psi^* \quad (2.24)$$

TABELA 2.1 – Valores recomendados por Wylie (1996) do parâmetro de precisão Ψ^* para uso do método das características

Faixa de valores de Ψ^*	Precisão do método das características
$\Psi^* \geq 1$	O método não é estável
$0,4 \leq \Psi^* \leq 1$	O método não é confiável
$0,08 \leq \Psi^* \leq 0,4$	O método é impreciso
$0,02 \leq \Psi^* \leq 0,08$	O método é aceitável
$\Psi^* \leq 0,02$	O método é preciso

Utilizando a equação de energia proposta por Karney (1990) (eq. 2.4), Ghidaoui, Karney e McInnis (1998) avaliaram os efeitos das interpolações quando da utilização do método das características com malha regular. O estudo demonstrou que interpolações no espaço e no tempo provocam efeitos de atenuação da energia total no sistema (já comentado em trabalhos anteriores), em contraste com o esquema de ajuste da celeridade, que preserva a energia total, mas distorce as parcelas representativas entre as energias cinética e interna. Os

resultados analíticos são confirmados com simulações numéricas de um sistema de tubulações em linha.

Souza (1998) utiliza o método de incidência (modelo rígido) e o método das características (modelo elástico) em conjunto com a teoria do regulador quadrático linear para o estudo do controle operacional otimizado de sistemas de distribuição de água em tempo contínuo e discreto. Com o objetivo de conduzir o sistema a uma condição desejada de equilíbrio na presença de distúrbios internos e externos, as aberturas ótimas de válvulas redutoras de pressão são obtidas a partir de expressões derivadas com a aplicação da teoria do regulador quadrático linear. Uma rede exemplo contendo válvulas de controle é utilizada para demonstrar a eficácia da técnica sob diversos cenários de operação.

Uma revisão dos diferentes modelos utilizados para a simulação hidráulica em condutos forçados é apresentada por Abreu et al. (1999). Os autores enfatizam a utilização de parâmetros adimensionais para definir os limites da aplicabilidade dos diversos modelos através de gráficos e equações. Para isso, são considerados os efeitos de resistência, inércia e elasticidade para diferentes situações e condições de contorno. A aplicação é feita para tubos em série e a variação da elasticidade do sistema em função da variação da carga piezométrica ou velocidade nos contornos para os diferentes modelos pode ser vista na Figura 2.4. Os valores dos limites devem ser calculados por expressões desenvolvidas pelos autores para cada caso particular. No entanto, tais distinções ainda são desconhecidas para sistemas de maior complexidade, como as redes de distribuição de água.

FIGURA 2.4 – Diagrama dos modelos hidráulicos para tubos em série (ABREU et al., 1999)

Dois estudos de caso são apresentados por Karney e Brunone (1999) para ilustrar o comportamento do transitório hidráulico em redes de distribuição de água, assim como as considerações para a representação numérica do fenômeno. No primeiro exemplo, é demonstrada a importância de uma representação detalhada do sistema quando são consideradas as hipóteses de tubulações em linha. Particularmente, as ondas de pressão geradas em uma rede de distribuição de água podem se propagar em várias direções até produzir superposições de ondas em um entroncamento de localização desconhecida. Por isso, os efeitos provocados no sistema de distribuição pelos eventos transitórios podem ser, muitas vezes, mais severos do que em tubulações em série.

No segundo estudo de caso, os autores relatam uma investigação de campo para uma rede de distribuição de água na Itália, em que as pressões geradas pelo fechamento rápido de uma válvula são analisadas. Os dados observados demonstraram que a taxa de decremento dos pulsos de pressão durante o evento transitório foi mais rápida em campo do que nas simulações hidráulicas. Isto, segundo os autores, deveu-se ao fato da utilização de um fator de atrito adotado para o escoamento permanente. Assim, foi utilizado nas simulações seguintes o fator de atrito variável proposto por Brunone em 1991, dado por:

$$f_U = f + \frac{K_3 D}{V^2} \left(\frac{\partial V}{\partial t} - a \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (2.25)$$

sendo K_3 um coeficiente de decaimento, dado por:

$$\frac{y_i}{y_{i-1}} = \left(\frac{1}{1 + K_3} \right)^2 \quad (2.26)$$

em que y_i e y_{i-1} são as máximas cargas piezométricas obtidas em dois períodos consecutivos, i e $i-1$, em regime permanente depois do fechamento da válvula.

Especial interesse tem sido dado aos estudos de fatores de atrito variáveis, como os reportados por Vítkovský et al. (2000) e Bergant e Tijsseling (2001). Nestes trabalhos, o coeficiente de decaimento k é calculado de acordo com uma expressão proposta por Vardy e Brown (1996), na seguinte forma:

$$K_3 = 2\sqrt{C^*} \quad (2.27)$$

na qual:

$$C^* = \frac{7,41}{\text{Re}^{\log\left(\frac{14,3}{\text{Re}^{0,05}}\right)}} \quad (2.28)$$

em que Re é o número de Reynolds.

Shimada e Vardy (2000) propõem a utilização de um processo automático para geração da malha de cálculo no método das características. Para isso, os autores investigam os erros causados pela interpolação linear ao longo do tempo nos diversos tubos de uma rede, de acordo com a metodologia proposta por Goldberg e Wylie (1983). Os efeitos de atenuação são expressos através de um fator de amplificação que é a razão entre as magnitudes dos distúrbios causados em dois diferentes pontos da tubulação. Após a determinação do melhor valor para o fator de amplificação, é feita a seleção da melhor discretização com o auxílio de uma função objetivo, que minimiza o número de pontos de cálculo na malha, dada por:

$$FO = \min \sum_{k=1}^{N_{PIPES}} \left[N^2 + W(m + \xi)^2 \right]_k \quad (2.29)$$

sendo N_{PIPES} o número de tubulações da rede, N o número de seções de cálculo para o tubo k , m o número de intervalos completos de tempo, ξ a proporção do próximo intervalo de tempo (intervalo a ser interpolado), e W um peso que fornece ao usuário o controle sobre o balanço entre as proporções entre as discretizações espacial e temporal. Com valores baixos de W , a função define altos valores para discretização espacial; no caso de elevados valores de W , altos valores para a discretização temporal.

São realizadas aplicações para tubos em série e para redes de distribuição, sendo, neste último caso, muito mais complexas as análises das malhas. O mesmo método é aperfeiçoado por Shimada et al. (2006), com a proposição de uma matriz de transferência polinomial para o tratamento de ondas estacionárias.

Baliño et al. (2001) aplicaram o método diferencial perturbativo em conjunto com o método das características para a análise hidráulica de escoamento não-permanente. O método é generalizado para diferentes aplicações e diversos tipos de condições de contorno são demonstrados, como reservatório de nível constante, válvula com energia fixa a jusante, perda de carga localizada, mudança de diâmetro e tê sem perda localizada. O procedimento foi aplicado a um sistema reservatório-tubo-válvula e o método das características foi utilizado para a transformação das equações diferenciais parciais hiperbólicas em equações diferenciais ordinárias.

Filion e Karney (2002a) estudaram a dissipação de energia em sistemas de distribuição de água operando em escoamento transitório durante a ocorrência de vazamentos. Duas maneiras de representação dos vazamentos e sua influência no comportamento do sistema são abordadas, principalmente na variação das demandas. A fórmula de orifícios, dependente da pressão, e a clássica representação de demanda fixa, distribuindo os vazamentos ao longo da rede, são avaliadas. Os autores concluem que a formulação de

orifícios tende a dissipar mais rapidamente os efeitos do transitório na rede, e, embora a utilização de orifícios e de demandas fixas resulte em distintos comportamentos durante o evento transitório, a consideração de demandas fixas distorce o problema hidráulico original, visto que estas não são variáveis de acordo com as condições operacionais da rede. Em outras palavras, os distintos níveis de pressão atuantes na rede influenciam diretamente as demandas nos nós.

Considerando que algumas tubulações nas redes de distribuição de água não atendem à condição de estabilidade de Courant quando é utilizado o método das características com malha regular, Samani e Khayatzadeh (2002) avaliam diferentes esquemas de interpolação linear e não-linear, na tentativa de obtenção de melhores resultados numéricos que foram comparados com a solução analítica exata do problema. Além disso, um esquema implícito de diferenças finitas também foi testado. Todas as técnicas foram avaliadas com o auxílio de um sistema reservatório-tubo-válvula e o método das características implícito foi o que produziu melhores resultados. Sendo assim, os autores partiram para os estudos em uma rede de distribuição de água. Neste trabalho, são aplicados quatro tipos de esquemas de interpolação. No primeiro, chamado de M1, a interpolação é realizada na última seção a jusante da tubulação; o segundo, M2, na penúltima seção a jusante; e o terceiro, M3, na seção intermediária da tubulação. Estes esquemas são mostrados nas Figuras 2.5 a 2.7. As variáveis L e R são calculadas por interpolação linear. O quarto esquema de interpolação, baseado em função polinomial (*spline*) (SIBETHEROS; HOLLEY; BRANSKI, 1991), é aplicado na última seção de jusante. Além dos esquemas de interpolação, um esquema implícito de diferenças finitas é aplicado em uma seção da tubulação que não obedece à condição de Courant. A técnica é aplicada nos nós 4 e 5 da Figura 2.8 (M4), aos nós 6 e 7 da Figura 2.9 (M5) e 7 e 8 da Figura 2.10 (M6).

FIGURA 2.5 – Esquema M1

FIGURA 2.6 – Esquema M2

FIGURA 2.7 – Esquema M3

FIGURA 2.8 – Esquema M4

FIGURA 2.9 – Esquema M5

FIGURA 2.10 – Esquema M6

Para um sistema de tubulações em série, os esquemas M4, M5 e M6 foram considerados os melhores. No entanto, segundo Samani e Khayatzadeh (2002), o esquema M6 é muito complicado de implementar. Para a análise de uma rede de distribuição de água, os autores escolheram o esquema M5, no qual a seção intermediária da tubulação é empregada para a aplicação do método implícito.

Filion e Karney (2002b) propõem um simulador hidráulico baseado no *software* TransAM (McINNIS; KARNEY; AXWORTHY, 1998) para a análise durante o período estendido. O modelo prevê simulações no escoamento transitório com a utilização deste *software* e a resolução de uma equação da continuidade para reservatórios com nível variável através de dois métodos, preditor-corretor e preditor de Adams. A equação do reservatório de nível variável utilizada é dada por:

$$\frac{dZ}{dt} = \frac{Q_{net}(t)}{A[Z(t)]} \quad (2.30)$$

sendo Z o nível d'água, $A[Z(t)]$ a área da seção transversal do tanque, que varia com o nível d'água e com o tempo, e $Q_{net}(t)$ a vazão aduzida do tanque fornecida pelo simulador hidráulico.

O processo de cálculo é mostrado em forma de um fluxograma na Figura 2.11.

FIGURA 2.11 – Fluxograma do modelo para análise hidráulica no período estendido (FILION; KARNEY, 2002b)

As condições iniciais do sistema são estabelecidas em módulos distintos de controle de demanda (fixa ou variável com a pressão), bombas (rotação fixa ou variável), válvulas (diversos tipos de válvulas de controle, assim como orifícios e vazamentos), e de tanques e reservatórios.

Diversos cenários foram avaliados nas simulações, que foram comparadas com o *software* EPANET 2 (ROSSMAN, 2000). Os autores evidenciam a qualidade do modelo proposto em identificar, sistematicamente, em qual período, ou para qual padrão de demanda, os mais severos efeitos dos transitórios hidráulicos se verificam.

Utilizando o método dos elementos finitos de Galerkin e uma analogia eletrônica, Shu (2003) propõem uma alternativa ao método das características na análise de transitórios hidráulicos. O autor inclui nas equações governantes uma formulação para o fator de atrito variável e, além disso, o método trabalha apenas com um grau de liberdade, pressão ou vazão. O método foi avaliado e comparado com o método das características, apresentando bons resultados.

Izquierdo e Iglesias (2002) apresentam as bases de um pacote computacional (DYAGATS) para a análise de transitórios hidráulicos em sistemas em linha. A vantagem do referido programa é o advento da implementação de um algoritmo generalizado para a consideração de diferentes condições de contorno. O mesmo algoritmo é utilizado, mais tarde,

no modelo ARHETE (IZQUIERDO; IGLESIAS, 2004), para a análise de transitórios hidráulicos em sistemas com complexa topologia.

Wood et al. (2005) comparam dois métodos numéricos para a análise de transitórios hidráulicos em redes de distribuição de água: o Método das Características (Euleriano) e o Método das Ondas Características (Lagrangiano). O último é baseado no movimento e transformação das ondas de pressão ao longo do sistema, e atualização do estado do escoamento em intervalos de tempo fixos ou variáveis. Segundo os autores, o método Lagrangiano mostrou-se mais apropriado para a análise hidráulica de redes de grande porte, visto que requer menor esforço computacional. O mesmo método é apresentado por Wood (2005) como uma alternativa ao Método das Características, explorando o fato da facilidade de implementação e entendimento pelo usuário das equações que regem o escoamento transitório. Na realidade, o Método das Ondas Características foi inicialmente proposto por Wood, Dorsch e Lightner (1966), com o nome de Método *Wave-Plan*.

Embora sejam muitas as aplicações de modelos para análise hidráulica no escoamento transitório, existem muitas questões ainda não solucionadas e esclarecidas. A maioria dessas análises, no entanto, ainda lança mão de sistemas de tubulações em série como alvo de estudos. As redes de distribuição de água ainda são fontes de muitas incertezas quanto à modelagem no escoamento transitório. A utilização de interpolações e a ocorrência de superposição de ondas de pressão nos métodos numéricos mais utilizados (com base no método das características) fazem com que a análise hidráulica seja desafiadora. No entanto, o fenômeno transitório é capaz de fornecer respostas quanto ao real comportamento de um sistema de distribuição de água frente à dinâmica de operação deste, com inúmeras manobras sobre válvulas de diferentes tipos, acionamentos e desligamentos de bombas, variação das demandas, quebras de tubulações e outros.

Karney (1999) enumera algumas questões ainda não resolvidas e que deverão ser fontes de investigações, como: um modelo mais acurado quanto à variação do atrito nas análises do transitório; procedimentos de otimização que integrem considerações no escoamento permanente e transitório, e que tenham uma maior praticidade e flexibilidade para que usuários e pesquisadores possam interagir; embora os procedimentos de calibração utilizando simuladores transitórios sejam muito eficazes, algumas questões ainda permanecem, como o número de sensores para a aquisição dos dados, qual a precisão que se pode esperar, e quão robusto é o processo sob as diversas condições de campo, configurações e operação do sistema; maior integração entre modelos de qualidade da água e modelos para análise de transitórios hidráulicos, bem como uma extensiva campanha de campo e

calibração; e estudos quanto à topologia dos sistemas, notadamente a análise hidráulica em escoamento não-permanente de redes de distribuição de água.

Ghidaoui et al. (2005) realizam uma extensa revisão sobre a análise dos transitórios hidráulicos em condutos forçados e também discutem questões sensíveis como a busca pelo melhor entendimento dos diferentes mecanismos de dissipação de energia, bem como a contribuição de cada um deles. Os autores comentam ainda que o conhecimento das limitações dos modelos seja essencial para a interpretação dos resultados, julgamento da confiabilidade dos dados numéricos obtidos, minimização do mau uso dos modelos pelos pesquisadores e profissionais do meio prático, e correto delineamento dos processos físicos sob artifícios numéricos.

2.3 – Procedimentos Inversos: Calibração e Detecção de Vazamentos

A aplicabilidade dos modelos de redes hidráulicas depende da precisão dos dados de entrada. Assim, o emprego de modelos de simulação de redes, por sua vez, requer que os parâmetros relevantes do ponto de vista hidráulico sejam identificados com vistas à reprodução (previsão) realística do comportamento de tais sistemas, sob diferentes condições operacionais. Este processo de identificação é chamado calibração.

Diversos métodos de calibração têm sido propostos na literatura, como os métodos que empregam procedimentos *ad hoc* (RAHAL; STERLING; COULBECK, 1980; WALSKI, 1983; BHAVE, 1988), baseados em algoritmos apoiados em equações analíticas para a calibração dos fatores de atrito das tubulações e demandas nos nós. Estes métodos empregam procedimentos de tentativa e erro para encontrar a solução final.

Visando eliminar a necessidade dos procedimentos de tentativa e erro nos métodos de calibração, Ormsbee e Wood (1986), Boulos e Wood (1990) e Boulos e Ormsbee (1991) propuseram métodos explícitos para calibração de modelos de redes de distribuição de água. Os métodos explícitos, também conhecidos como analíticos ou diretos, resolvem um sistema de n equações não-lineares que descrevem a hidráulica da rede para a determinação de um conjunto de n desconhecidos.

Ormsbee (1989) desenvolveu um método matemático implícito para calibração de modelos de redes de distribuição de água. A resolução do problema inverso consiste em minimizar uma função objetivo, dada pela norma do erro total, que corresponde à soma das

diferenças entre os valores das variáveis de estado (pressões e vazões) medidas e calculadas, onde as variáveis de decisão são os parâmetros desconhecidos do modelo.

Visando melhorar a precisão dos resultados da calibração de modelos de redes de distribuição de água, bem como o tratamento de redes mais complexas, Savic e Walters (1997) empregaram os Algoritmos Genéticos como métodos de busca no processo de otimização. Diversos usos dos Algoritmos Genéticos, técnicas baseadas no princípio da evolução natural, são descritos no trabalho e um estudo de caso é analisado para a cidade de Exeter, Inglaterra. O método proposto foi utilizado para a determinação dos coeficientes de rugosidade da rede e os resultados foram comparados com aqueles de procedimentos de tentativa e erro, apresentando total superioridade dos Algoritmos Genéticos sobre estes últimos.

Soares et al. (2003) fazem uma abordagem de diversos trabalhos que utilizam os Algoritmos Genéticos (AGs) no processo de calibração, explanando sobre os tipos de AGs utilizados, os parâmetros estimados nos modelos, bem como o regime de escoamento das simulações hidráulicas. Considerando o regime permanente de escoamento, uma revisão dos procedimentos de calibração pode ser encontrada em Silva (2003) e Soares (2003).

Os trabalhos citados anteriormente limitam o processo de calibração ao escoamento permanente. No entanto, estudos para a otimização das dimensões de canalizações e operação de sistemas considerando a variabilidade das demandas e o funcionamento de bombas, reservatórios, válvulas e outros componentes hidráulicos vêm despertando o interesse de pesquisadores pela possibilidade de inclusão de condições diversificadas para a calibração. Assim, novas metodologias para a calibração de modelos de sistemas de distribuição de água no escoamento não permanente vêm sendo propostas por diversos autores, como Nash e Karney (1999), Tang et al. (1999) e Simpson, Vítkovský e Lambert (2000), e outros autores incorporaram a detecção de vazamentos no processo de calibração no escoamento transitório, como Liggett e Chen (1994), Vítkovský, Simpson e Lambert (2000, 2002), Kapelan et al. (2002, 2003a, 2003b) e Covas et al. (2002; 2003).

Liggett e Chen (1994) aplicaram o Método Transiente Inverso (MTI) para calibração de modelos de sistemas de distribuição de água simultaneamente com a determinação de vazamentos ou usos não autorizados de água. O modelo faz uso do método das características para a solução das equações diferenciais parciais que regem o escoamento não permanente e demonstra ser útil quando aplicado a problemas de monitoramento, calibração e detecção de vazamentos. Neste último caso, os autores fazem uso da equação de descarga através de um orifício. Os autores evidenciam a qualidade da calibração e detecção de vazamentos no

escoamento transitório, comparada à metodologia de detecção de vazamentos no escoamento permanente apresentada por Pudar e Liggett (1992).

Luvizotto Jr. (1998) acoplou um modelo de simulação hidráulica aos métodos de busca Simplex (NELDER; MEAD, 1965), Algoritmos Genéticos e Levenberg-Marquardt para a detecção de vazamentos em redes de distribuição de água. O autor utiliza redes hipotéticas e de laboratório para os estudos realizados no escoamento permanente, embora análises no escoamento transitório e no período extensivo também sejam possíveis através do método proposto.

Nash e Karney (1999) utilizaram medidas de pressões extraídas pela manobra de uma válvula para ajustar o fator de atrito de tubulações em série unindo dois reservatórios. O procedimento de calibração é realizado através da minimização dos valores de pressão simulados e observados durante o escoamento transitório. A diferença entre valores simulados e observados de pressões é obtida pela diferenciação direta das equações do método das características e da válvula em relação ao fator de atrito (Método Transiente Inverso). Os autores discutem no trabalho as estimativas iniciais dos fatores de atrito, a resposta do modelo para quantidades diferentes de dados, e o resíduo produzido a cada passo da calibração.

Utilizando um modelo para análise de sistemas de distribuição de água no escoamento transitório (TransAM), Tang et al. (1999) combinaram a tecnologia dos Algoritmos Genéticos ao processo de calibração. Neste estudo, dados coletados em campo em três cidades no Canadá foram utilizados. Em todos os casos, os dados coletados envolveram altos valores de pressões medidas por equipamentos especiais durante um evento transitório em localizações estratégicas da rede. Os autores concluem que a performance da calibração no escoamento transitório é muito boa, embora o potencial do método inverso ainda não tenha sido totalmente explorado.

Simpson, Vítkovský e Lambert (2000) também utilizaram os Algoritmos Genéticos como alternativa para a resolução do problema inverso, baseado no Método Transiente Inverso, para a calibração do fator de atrito de sistemas de distribuição de água. Uma rede exemplo é analisada e o efeito do número de medidas e do tempo de registro do evento transitório sobre a precisão da solução final são explorados para dois tipos de representação das soluções, contínua e discreta, apresentando melhores resultados com a utilização da representação discreta.

Em outro trabalho, Vítkovský, Simpson e Lambert (2000) incorporaram a detecção de vazamentos no processo de calibração de fatores de atrito, também utilizando os Algoritmos Genéticos como método de busca em conjunto com o Método Transiente Inverso.

A formulação utilizada para a detecção de vazamentos foi a de descarga através de um orifício, considerando que o vazamento ocorra apenas no nó. Os autores evidenciam o uso dos AGs como método de otimização com novos tipos de recombinação e mutação, e as vantagens em relação ao método de Levenberg-Marquardt, como a dependência da solução inicial apresentada por este último.

Vítkovský, Simpson e Lambert (2002) utilizaram o Método Transiente Inverso para detecção de vazamentos através de experimentos de laboratório. Os autores propõem um melhoramento no método de Levenberg-Marquardt, mas concluem que, apesar da robustez do método para detecção de vazamentos em tubulações em série, um estudo sobre um sistema de distribuição de água muito mais complexo deva ser feito.

Utilizando um procedimento híbrido entre Algoritmos Genéticos e o método de Levenberg-Marquardt, Kapelan et al. (2002) propõem um algoritmo para calibração dos fatores de atrito e coeficientes de vazamento (área na formulação de descarga através de orifícios) de uma rede de distribuição de água operando no escoamento transitório. O uso do modelo híbrido melhorou a performance computacional do método, além de refinar o grau de precisão da solução final.

Além de técnicas inversas, o problema de detecção e localização de vazamentos tem sido investigado por diversos autores com o suporte de diferentes metodologias, pois os vazamentos ocorrem em praticamente qualquer sistema de distribuição de água por diferentes razões, tais como a ocorrência de elevados níveis de pressão em eventos transitórios, e são usualmente indicadores da deterioração física do sistema. Perdas econômicas e ambientais estão associadas à ocorrência de vazamentos que nem sempre são fáceis de detectar. Exemplos são os métodos baseados no balanço de massa do sistema (GRIEBENOW; MEARS, 1989; LIOU, 1994), na sequência de sinais pseudo-aleatórios binários (LIOU, 1998), no decremento ou distúrbio das pressões e vazões no sistema (GRIEBENOW; MEARS, 1989; LIOU; TIAN, 1995), na onda refletida de pressão (BRUNONE, 1999; COVAS; RAMOS, 1999), na análise de frequência (MPESHA; GASSMAN; CHAUDHRY, 2001; LEE et al., 2002; WANG et al., 2002; LEE et al., 2005a), ondaletas (STOIANOV et al., 2001, 2002; FERRANTE; BRUNONE, 2003b) e outras. Todas as técnicas citadas são aplicadas ao escoamento em regime transitório.

Griebenow e Mears (1989), Liou (1994, 1998) e Liou e Tian (1995) desenvolveram seus métodos com vistas à detecção de vazamentos em oleodutos, sistemas caracterizados por extensas linhas de tubulações em série.

Brunone (1999) também investigou a detecção de vazamentos em tubulações em série, desta vez para o caso de emissários submarinos. O método das características é utilizado para a resolução das equações diferenciais parciais e a formulação de descarga através de um orifício é empregada.

Aplicando a metodologia tanto para o escoamento permanente quanto para o não permanente, Covas e Ramos (1999) também analisaram a detecção e localização de vazamentos em tubos em série para exemplos hipotéticos. As autoras concluem que ambas as aproximações são recomendadas para a detecção de vazamentos em tubos em série, embora um estudo real e em sistemas mais complexos, como redes de distribuição de água, seja necessário.

Mpesha, Gassman e Chaudhry (2001) desenvolveram uma metodologia para detecção e localização de vazamentos baseada na análise de frequência dos picos de pressão durante o escoamento com e sem vazamentos, sendo estes picos de pressão menores na presença de vazamentos. Os autores aplicaram o método para tubulações em série, em paralelo e ramificadas, com um reservatório a montante e uma válvula a jusante. O método foi capaz de detectar um vazamento com magnitude de até 0,5% da vazão média fornecida e os autores concluem que o método proposto ainda necessita ser empregado a redes malhadas e em condições de excitações não-periódicas.

Outros autores que também estudam a detecção de vazamentos em tubulações em série são Wang et al. (2002). O estudo de caso se baseia em tubulação ligando dois reservatórios e válvulas a montante e jusante. Concluíram que, embora a metodologia apresentada, que se baseia na análise de frequência das pressões, seja útil para sistemas em série, ela não possui a generalidade de outros métodos, como o Método Transiente Inverso, e não pode ser aplicada em sistemas mais complexos como redes de distribuição de água.

A grande dificuldade encontrada na detecção de vazamentos é a generalização das diferentes técnicas propostas. A grande maioria dos trabalhos avalia os vazamentos em tubulações em série e não em redes de distribuição de água, caracterizadas por complexas topologias. Neste caso, os métodos de busca direta, notadamente os Algoritmos Genéticos, se revelam muito eficazes, pois são técnicas mais gerais, úteis a sistemas com topologias mais complexas.

A seguir, na Tabela 2.2, são apresentados diversos trabalhos da literatura que enfocam a calibração e a detecção de vazamentos em sistemas de distribuição de água operando no escoamento transitório. Os trabalhos são classificados quanto ao método

utilizado para a resolução do problema inverso, o tipo de sistema (rede de distribuição ou tubulações em série) e os parâmetros estimados pelos modelos.

As seguintes abreviações são utilizadas: MTI – Método Transiente Inverso, AG – Algoritmos Genéticos, LM – método de Levenberg-Marquardt, HGA – híbrido (algoritmos genéticos e método de Levenberg-Marquardt), GALM – híbrido de dois passos (algoritmos genéticos e método de Levenberg-Marquardt), AS – análise de sensibilidade, RNA – redes neurais artificiais, OL – ondaletas, OR – onda refletida de pressão, AF – análise de frequência, BM – balanço de massa do sistema, SPAB – sequência de sinais pseudo-aleatórios binários, DPV – decremento ou distúrbio das pressões e vazões, R – rede de distribuição malhada ou ramificada, TS – tubulações em série, DV – detecção de vazamentos, RUG – rugosidades, D – diâmetros, DEM – demandas.

TABELA 2.2 – Calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas de distribuição no escoamento transitório

Trabalho	Método para o problema inverso	Tipo de sistema	Parâmetros estimados
Griebenow e Mears (1989)	BM, DPV	TS	DV
Liggett e Chen (1994)	MTI – LM	R	RUG, DV
Liou (1994)	BM	TS	DV
Liou e Tian (1995)	DPV	TS	DV
Liou (1998)	SPAB	TS	DV
Brunone (1999)	OR	TS	DV
Covas e Ramos (1999)	OR	TS	DV
Covas, Ramos e Almeida (1999)	OR	TS	DV
Nash e Karney (1999)	MTI - AS	TS	RUG
Tang et al. (1999)	MTI - AG	R	RUG, DEM
Brunone et al. (2000)	OR	TS	DV
Covas et al. (2000)	OR, AF, MTI -LM	TS, R	DV
Kapelan et al. (2000)	MTI - GALM	R	RUG, DV
Simpson et al. (2000)	MTI - AG	R	RUG

Tabela 2.2 (cont.)

Trabalho	Método para o problema inverso	Tipo de sistema	Parâmetros estimados
Tang et al. (2000)	MTI - AG	R	DV
Vítkoský et al. (2000)	MTI - AG	R	RUG, DV
Brunone e Ferrante (2001)	AF	TS	DV
Covas et al. (2001)	MTI – AG, MTI - LM	TS	DV
Kapelan et al. (2001)	MTI - GALM	R	RUG, DV
Mpesha et al. (2001)	AF	TS	DV
Stoianov et al. (2001)	OL - RNA	TS	DV
Tang et al. (2001)	MTI - AG	R	DV
Covas et al. (2002)	MTI – AG, MTI - LM	TS	DV
Kapelan et al. (2002)	MTI – HGA	R	RUG, DV
Lee et al. (2002)	AF	TS	DV
Mpesha et al. (2002)	AF	TS	DV
Stoianov et al. (2002)	OL – RNA	TS	DV
Vítkovský et al. (2002)	MTI – AG, MTI – LM	TS	DV
Wang et al. (2002)	AF	TS	DV
Araújo (2003)	MTI – AG	R	RUG, D, DV
Covas et al. (2003)	MTI – HGA	TS	RUG, DV
Ferrante e Brunone (2003a)	AF	TS	DV
Ferrante e Brunone (2003b)	OL	TS	DV
Ivetic e Savic (2003)	AF, OL	R	DV
Kapelan et al. (2003a)	MTI – HGA	R	RUG, DV
Kapelan et al. (2003b)	MTI – HGA	R	RUG, DV
Kapelan, Savic e Walters (2004)	MTI – LM	R	RUG, DV
Brunone e Ferrante (2004)	OR, AF, OL	TS	DV
Beck et al. (2005)	OR	TS, R	DV
Covas, Ramos e Almeida (2005a)	AF	TS, R	DV

Tabela 2.2 (cont.)

Trabalho	Método para o problema inverso	Tipo de sistema	Parâmetros estimados
Covas et al. (2005b)	OR, MTI - AG	TS	DV
Kim (2005)	AF, MTI - AG	TS	DV
Lee et al. (2005a)	AF	TS	DV
Lee et al. (2005b)	AF	TS	DV
Misiunas et al. (2005)	DPV	TS	DV
Palhares (2005)	AF	TS	DV
Nixon, Ghidaoui e Kolyskin (2006)	AF	TS	DV

2.4 – Análise Hidráulica Dirigida pela Pressão

Quando uma rede de abastecimento de água é avaliada através de modelos hidráulicos, uma consideração sempre feita é a adoção de demandas fixas nos nós. A demanda em cada nó da rede abrange todo o consumo requerido pela população, indústrias e outros, de um setor ou de uma região do sistema. No entanto, as diversas condições operacionais ocorridas ao longo do dia refletem diretamente nos níveis de pressão atuantes no sistema. Notadamente a ocorrência de períodos com consumo elevado (horários de pico), vazamentos e falhas, como quebras de tubulações e parada de bombas, comprometem drasticamente o abastecimento de água devido aos baixos níveis de pressão no sistema. Assim, o uso desses modelos pode ter implicações diretas sobre a confiabilidade de sistemas projetados ou operados com base nos prognósticos por eles realizados, à medida que consideram demandas abastecidas integralmente, independentemente dos níveis de pressão atuantes na rede. Desta maneira, a consideração de que as demandas efetivas nos modelos de simulação de redes possuem uma dependência com a pressão deve ser incluída nas análises hidráulicas.

Além disso, a análise dos efeitos causados no sistema pelos transitórios hidráulicos também deve ser relacionada com a deficiência do abastecimento de água.

A literatura reporta o emprego de modelos de simulação hidráulica dirigidos pela pressão (MSHDP), assumindo diversas relações entre as demandas e as respectivas pressões de serviço, sendo a maioria deles com avaliações no escoamento permanente. McInnis e Karney (1995) é o único trabalho apresentado na literatura que avaliou modelos de demanda

em redes de distribuição de água considerando fluxo transitório. Os autores avaliaram dois diferentes modelos: formulação de orifícios (eq. 2.21), cuja demanda é função da pressão disponível no nó, a qual também varia com os transitórios hidráulicos no sistema, e um modelo baseado no fluxo lateral uniforme ao longo das tubulações (eq. 2.22), que oferece a desvantagem de que este fluxo é considerado constante ao longo das simulações, sem a dependência da pressão.

Considerando o regime de escoamento permanente, diversos trabalhos na literatura propõem modelos pressão x demanda para as análises hidráulicas de redes de abastecimento (FUJIWARA; LI, 1998; MARTÍNEZ; CONEJOS; VERCHER, 1999; TUCCIARELLI; CRIMINISI; TERMINI, 1999; TABESH; KARIMZADEH, 2000). Tais modelos consideram a razão entre a demanda efetivamente atendida q_d e a demanda potencial d em cada nó i , dada por:

$$\begin{aligned} \rho(P_i) &= 1 & \text{se} & \quad P_i \geq P_i^{des} \\ \rho(P_i) &= \frac{q_{d,i}}{d_i} & \text{se} & \quad P_i^{\min} < P_i < P_i^{des} \\ \rho(P_i) &= 0 & \text{se} & \quad P_i \leq P_i^{\min} \end{aligned} \quad (2.31)$$

em que P_i é a pressão atuante no nó i ; $P_i^{\min}$ é a pressão mínima no nó i (dependente da topografia e padrão de consumo) e P_i^{des} é a pressão desejada para suprir a demanda requerida no nó i . Assim, a demanda efetivamente abastecida no nó i é dada por $\rho(P_i).d_i$.

Soares (2003) revisa os principais trabalhos que abordam o tema e avalia cada um deles de acordo com o esforço computacional requerido. O modelo que resultou em menor número de iterações foi o de Tucciarelli, Criminisi e Termini (1999), dado por:

$$\begin{aligned} \rho(P_i) &= 1 & \text{se} & \quad P_i \geq P_i^{des} \\ \rho(P_i) &= \sin^2 \left[\frac{P_i}{2.P_i^{des}} . \pi \right] & \text{se} & \quad P_i^{\min} < P_i < P_i^{des} \\ \rho(P_i) &= 0 & \text{se} & \quad P_i \leq P_i^{\min} \end{aligned} \quad (2.32)$$

Um quadro resumo das metodologias propostas na literatura para os modelos pressão x demanda é apresentado na Tabela 2.3.

Além das metodologias citadas na Tabela 2.3, Udo e Ozawa (2001) propõem outro modelo pressão x demanda, em que os autores utilizam um maior número de “subdivisões” da curva. Assim:

$$\rho(P_i) = 0 \quad \text{se} \quad P_i \leq 0$$

$$\begin{aligned}
\rho(P_i) &= C.P_i^2 & \text{se} & \quad 0 < P_i \leq P^{X1} \\
\rho(P_i) &= \frac{\tan^{-1}[1,3.(P_i - 9,5)]}{\pi} + 0,5 & \text{se} & \quad P^{X1} < P_i \leq P^{X2} \\
\rho(P_i) &= 1 - C.(P_i - 19)^2 & \text{se} & \quad P^{X2} < P_i \leq P^{des} \\
\rho(P_i) &= 1 & \text{se} & \quad P_i \geq P^{des}
\end{aligned} \tag{2.33}$$

sendo $C = 0,0189$; $P^{X1} = 6,4176$ m; $P^{X2} = 12,582$ m; e $P^{des} = 19$ m.

Embora diversos modelos tenham sido propostos, a utilização destes em redes reais ainda permanece incerta. TODINI (2003) comenta que as curvas pressão x demanda até então propostas são difíceis ou quase impossíveis de serem obtidas em campo. Uma solução seria o levantamento de tais modelos via calibração, o que demandaria campanhas de campo e um controle efetivo muito maior sobre o sistema.

TABELA 2.3 – Modelos pressão x demanda (valores de $\rho(P_i)$)

Modelo	$P_i \leq P_i^{min}$	$P_i^{min} < P_i < P_i^{des}$	$P_i \geq P_i^{des}$
Wagner et al. (1988), Chandapillai (1991), Tanyimboh e Templeman (1998), Ackley et al. (2001), Bremond et al. (2001), Ostfeld et al. (2002), Piller et al. (2003)	0	$\left(\frac{P_i - P_i^{min}}{P_i^{des} - P_i^{min}} \right)^{0,5}$	1
Jowitt (1995)	0	$1 - A_i \cdot \exp\left(-B_i \frac{P_i}{P_i^{des}}\right)$	1
Fujiwara e Li (1998)	0	$\frac{(P_i - P_i^{min})^2 (3.P_i^{des} - 2.P_i - P_i^{min})}{(P_i^{des} - P_i^{min})^3}$	1
Tucciarelli, Criminisi e Termini (1999)	0	$\sin^2\left(\pi \frac{P_i}{2P_i^{des}}\right)$	1
Tabesh e Karimzadeh (2000), Tanyimboh et al. (2001)	0	$\left(\frac{P_i - P_i^{min}}{P_i^{des} - P_i^{min}} \right)^{\frac{1}{n_i}}$	1
Reddy e Elango (1989), Salgado et al. (1993), McInnis e Karney (1995), Obradovic (2000)	0	$E_i (P_i - P_i^{min})^{0,5}$	
Martínez, Conejos e Vercher (1999)	0	$E_i (P_i - P_i^{min})^{0,21}$	

Obs.: $3 \leq A_i \leq 10$; $B_i = 5$; $1,5 \leq n_i \leq 2,0$.

2.5 – Consideração de Fator de Atrito Variável na Análise do Golpe de Aríete

Embora sejam muitas as aplicações de modelos para análise hidráulica no regime transitório de escoamento, existem muitas questões ainda não solucionadas e esclarecidas. Karney (1999) enumera diversas questões ainda não resolvidas e que deverão ser fontes de investigações, dentre as quais um modelo mais acurado quanto à variação do atrito nas análises do transitório hidráulico (golpe de aríete). A maioria dessas análises ainda lança mão de modelos que consideram o termo de atrito calculado com base em equacionamentos desenvolvidos para o escoamento em regime estacionário, apesar de se admitir a variabilidade do atrito durante o escoamento em regime transitório.

Os trabalhos que enfocam essa questão podem ser classificados em seis grupos distintos, segundo Bergant, Simpson e Vítkovský (2001) considerando: (1) o termo de atrito dependente da velocidade média instantânea V (HINO; SAWAMOTO; TAKASU, 1977); (2) o termo de atrito dependente da velocidade média instantânea V e da aceleração local instantânea $\partial V/\partial t$ (DAILY et al., 1956; CARSTENS; ROLLER, 1959; SAFWAT; POLDER, 1973; SHUY, 1996); (3) o termo de atrito dependente da velocidade média V , aceleração local $\partial V/\partial t$ e aceleração convectiva $\partial V/\partial x$ instantâneas (BRUNONE; GOLIA; GRECO, 1991a,b; BUGHAZEM; ANDERSON, 1996; VÍTKOVSKÝ et al., 2000; RAMOS et al., 2004); (4) o termo de atrito depende da velocidade média instantânea V e difusão $\partial^2 V/\partial x^2$ (VENNATRO, 1996; SVINGEN, 1997); (5) o termo de atrito dependente da velocidade média V e funções peso calculadas de acordo com a mudança das velocidades nos instantes anteriores (ZIELKE, 1968; TRIKHA, 1975; SUZUKI; TAKETOMI; SATO, 1991; VARDY; HWANG; BROWN, 1993; VARDY; BROWN, 1995; 1996; 2004); e (6) o termo de atrito baseado no perfil da distribuição de velocidades ao longo da seção do tubo (WOOD; FUNK, 1970; OHMI; KYOMEN; USUI, 1985; BRATLAND, 1986; VARDY; HWANG, 1991; EICHINGER; LEIN, 1992; SILVA-ARAYA; CHAUDHRY, 1997; 2001; PEZZINGA, 1999; 2000; ABREU; ALMEIDA, 2000; ZHAO; GHIDAOUI, 2003).

Uma outra classificação dos trabalhos que apresentam metodologias para o tratamento do atrito variável é apresentada por Vardy e Brown (2003). Considerando os métodos unidimensionais, três grupos se destacam: (1) métodos baseados na aceleração instantânea (DAILY et al., 1956; CARSTENS; ROLLER, 1959; BRUNONE; GOLIA; GRECO, 1991a,b); (2) métodos que utilizam funções peso baseadas nas velocidades em passos de tempo anteriores (ZIELKE, 1968; VARDY; BROWN, 1995; 1996); e (3) métodos baseados na termodinâmica (AXWORTHY; GHIDAOUI; McINNIS, 2000). Além dos

métodos unidimensionais, os autores destacam o desenvolvimento de modelos bidimensionais para a consideração de atrito variável (OHMI; KYOMEN; USUI, 1985; EICHINGER; LEIN, 1992; BRUNONE; GOLIA; GRECO, 1995; SILVA-ARAYA; CHAUDHRY, 1997; PEZZINGA, 2000). No entanto, os autores comentam que, embora os métodos bidimensionais forneçam muito mais detalhamento do que os unidimensionais, eles apresentam a desvantagem de serem praticamente inviáveis em análises de sistemas de grande porte como as redes hidráulicas. Atualmente, os métodos bidimensionais são empregados mais como uma forma de avanço na fronteira do conhecimento ou de validação das teorias unidimensionais do que em aplicações práticas. Por fim, os autores destacam que os métodos unidimensionais ainda serão muito utilizados no tratamento dos modelos de atrito variável mas, com o avanço dos computadores, a tendência será o emprego de métodos bidimensionais nas diversas análises no escoamento transitório.

Um dos mais antigos e simples modelos de atrito variável foi proposto por Carstens e Roller (1959). Os autores determinaram uma expressão para o cálculo do fator de atrito para escoamento transitório turbulento em tubos lisos, dada por:

$$f_U = f + 0,449 \frac{D}{V^2} \frac{\partial V}{\partial t} \quad (2.34)$$

sendo f_U o fator de atrito para o escoamento transitório, D o diâmetro do tubo, V a velocidade média e t o tempo.

Carstens e Roller (1959) comentam que a hipótese da avaliação apenas no escoamento turbulento deve-se ao fato de que, no escoamento laminar, tanto a velocidade média quanto o perfil da distribuição de velocidades são dependentes do gradiente de pressão, ou seja, o escoamento laminar “preserva” (ou “memoriza”) os efeitos dos distúrbios aplicados ao fluxo. Como resultado desta “memória”, cada caso no escoamento laminar é único. Inversamente, no escoamento turbulento, as elevadas difusões laterais dos turbilhões tendem a eliminar a dependência do perfil da distribuição de velocidades em relação aos distúrbios aplicados. Sendo assim, o atrito é dependente da velocidade média e da aceleração local instantâneas. Portanto, no caso da análise do escoamento transitório, uma generalização pode ser considerada no escoamento turbulento, ao contrário do escoamento laminar, utilizando-se dos valores das velocidades calculadas em cada instante da simulação.

De acordo com a eq. (2.34), o fator de atrito calculado para escoamento transitório sofre a influência do número de Reynolds tanto na determinação do fator de atrito de escoamento permanente f quanto na avaliação do valor numérico, 0,449. Este último depende

do perfil da distribuição de velocidades ao longo da seção de tubos lisos em escoamento turbulento, dada por:

$$\frac{v}{V} = \frac{(2n+1)(n+1)}{2n^2} \left(1 - \frac{r}{r_0}\right)^{1/n} \quad (2.35)$$

sendo v a velocidade na coordenada r (medida do centro do tubo à parede), r_0 o raio do tubo e n um coeficiente que depende do número de Reynolds. O valor de n é igual a 7 para números de Reynolds menores que 10^5 , e aumenta de acordo com a elevação do número de Reynolds, chegando a 10 com número de Reynolds igual a $3,2 \times 10^6$. O valor 0,449 da eq. (2.34) é determinado para $n = 7$, sendo igual a 0,391, 0,346 e 0,310 para valores de n iguais a 8, 9 e 10, respectivamente.

Utilizando dois experimentos, Holmboe e Rouleau (1967) investigaram a influência do atrito variável na distorção das ondas de pressão no escoamento transitório laminar. Os dados obtidos em dois experimentos foram empregados por Zielke (1968). O autor propõe uma metodologia para análise do atrito variável numericamente, partindo da hipótese de que o termo de atrito (h_f) possa ser considerado como a soma das componentes dos escoamentos permanente (h_{fs}) e não permanente (h_{fu}), ou seja:

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} \quad (2.36)$$

Assim, utilizando o método das características para as análises em regime transitório laminar, a perda de carga total em cada instante da simulação pode ser expressa como:

$$h_f(t) = \frac{32\nu}{gD^2} V(t) + \frac{16\nu}{gD^2} \int_0^t \frac{\partial V}{\partial t}(u) W(t-u) du = h_{fs}(t) + h_{fu}(t) \quad (2.37)$$

sendo ν a viscosidade cinemática, t o tempo de cálculo atual, u é o tempo utilizado na integral de convolução e W uma função peso que leva em consideração as velocidades em passos de tempo anteriores.

Basicamente, a proposta de Zielke (1968) relaciona o termo de atrito com a velocidade média e o histórico de velocidades instantâneas, podendo ser utilizada no método das características, uma das grandes vantagens do modelo.

Wood e Funk (1970) desenvolvem um modelo que prediz os efeitos viscosos para condições de escoamento transitório turbulento a partir de um modelo laminar na camada limite, supondo que todos os efeitos viscosos ocorrem na camada limite. A distribuição de velocidades no escoamento transitório pode ser determinada como uma função do gradiente de pressão e da velocidade no centro do tubo, e, a partir desses valores, as perdas de carga podem ser calculadas. Uma equação de energia é utilizada para incluir os efeitos da

viscosidade no escoamento transitório e, para isso, a energia dissipada na camada limite durante o regime transitório de escoamento é calculada. Comparações com dados experimentais indicaram que o método é válido para valores iniciais do número de Reynolds entre 10.000 e 35.000, mas, nos casos em que a atenuação é suficientemente elevada para modificar a velocidade de propagação da onda de pressão ou mesmo alterar sua forma, o modelo não produziu bons resultados.

Considerando um experimento em torno de um tubo em U, Safwat e Polder (1973) investigaram a variação do atrito no regime oscilatório de escoamento. Os autores comparam três diferentes metodologias para expressar o termo de atrito: (1) utilização do termo de atrito calculado no escoamento permanente (equação 2.38); (2) cálculo do atrito de acordo com a proposição de Zielke (1968) (equação 2.39); e (3) uma proposição que incorpora correções devido à aceleração e à desaceleração do fluxo (equação 2.40).

$$h_f = f \frac{1}{2} \rho V^2 \quad (2.38)$$

sendo ρ a massa específica do fluido.

$$h_f(t) = \frac{8\rho\nu}{D} V(t) + \frac{4\rho\nu}{D} \int_0^t \frac{\partial V}{\partial t}(u) W(t-u) du \quad (2.39)$$

$$h_f(t) = \alpha V(t) + \beta_q \frac{\partial V(t)}{\partial t} \quad (2.40)$$

em que α e β_q são coeficientes de correção dependentes da frequência de oscilação.

Os estudos indicaram que o modelo proposto por Zielke (1968) foi o que produziu melhores resultados nas comparações entre os valores calculados e os extraídos em experimentos. Os autores concluem que a utilização de fator de atrito calculado para condições de escoamento permanente está muito longe do ideal para aplicações no escoamento oscilatório. Além disso, o termo de atrito não apenas depende do número de Reynolds mas também da frequência de oscilação do fluxo.

Trikha (1975) propõe uma formulação alternativa à de Zielke (1968), cuja implementação exige menor esforço computacional nas simulações do escoamento transitório laminar, dada por:

$$h_{fu}(t) = \frac{8\rho\nu}{D^2} V(t) + \frac{4\rho\nu}{D^2} (y_1 + y_2 + y_3) \quad (2.41)$$

sendo y_1 , y_2 e y_3 funções do tempo, dadas por:

$$y_i(t + \Delta t) = y_i(t) e^{-n_i (V/D^2) \Delta t} + m_i [V(t + \Delta t) - V(t)] \quad \text{para } i = 1, 2, 3 \quad (2.42)$$

em que m_1 , n_1 , m_2 , n_2 , m_3 e n_3 são valores determinados via gráfico $W(\Psi) \times \Psi$.

Assim, somente os valores de y_1 , y_2 , y_3 e V em cada seção no último passo de tempo são armazenados na memória do computador. Portanto, nenhuma informação de iterações anteriores necessita ser armazenada. Comparando-se com o procedimento de Zielke (1968), a técnica desenvolvida chegou a utilizar mais de cem vezes menos memória computacional.

Avaliações numéricas do escoamento transitório turbulento depois de um fechamento instantâneo de uma válvula à jusante de um sistema reservatório-tubo-válvula são realizadas por Ohmi, Kyomen e Usui (1985). O atrito é determinado de acordo com os perfis de velocidades em cada instante da simulação, os quais são mostrados esquematicamente no trabalho. Os autores comentam que, geralmente, após o fechamento de uma válvula, o escoamento, antes turbulento, tende a passar para laminar imediatamente, ou alternar entre laminar e turbulento até que o regime gradualmente torne-se laminar. Sendo assim, os autores consideraram três casos nos estudos realizados, partindo do pressuposto de que o escoamento turbulento é definido como sendo aquele regime que reine antes do fechamento da válvula: (1) avaliação do atrito a partir do perfil da distribuição de velocidades no escoamento laminar; (2) o caso em que o escoamento torna-se imediatamente laminar; e (3) o caso em que há oscilações entre escoamento turbulento e laminar até a estabilização em regime laminar. As avaliações realizadas permitiram definir limites de aplicação das teorias para os escoamentos turbulento e laminar em função do número de Reynolds. Além disso, a transição entre os escoamentos laminar e turbulento, que ocorre no caso (3), foi o que proporcionou maior quantidade de erros em virtude, segundo os autores, do parco conhecimento sobre o fenômeno.

Jelev (1989) apresenta uma nova formulação para a determinação da atenuação das oscilações de pressão e vazão durante o fenômeno do golpe de aríete, utilizando um modelo de interação fluido-estrutura, o qual é baseado nas hipóteses de atenuação devido a vibrações estruturais em corpos sólidos elásticos. Tais hipóteses possibilitam uma análise global da dissipação de energia, tanto pelo fluido (na presença ou ausência de ar) quanto pelas paredes da tubulação, acoplada à teoria do escoamento transitório. Comparações entre resultados computacionais e experimentais revelaram um bom ajuste, mesmo no fluxo bifásico (ar e água).

Monteiro (1990) propõe um estudo sobre a determinação do coeficiente de perda de carga em escoamento acelerado. A regressão linear obtida com os pontos experimentais forneceu valores negativos próximos dos determinados por Hirose e Oka (1969) e Kurokawa e Morikawa (1986), mas contrariou aqueles propostos por Daily et al. (1956) e Carstens e Roller (1959).

Uma análise *quasi*-bidimensional dos escoamentos laminar e turbulento durante transitório hidráulico é realizada por Vardy e Hwang (1991). O método das características é utilizado nas simulações, nas quais uma discretização do fluido que escoar no tubo na forma de um número finito de cilindros concêntricos é proposta pelos autores. Desta forma, componentes laterais das velocidades entre cilindros adjacentes podem ser consideradas nas avaliações e, assim, a variação do atrito é determinada em função do perfil da distribuição de velocidades. Foram realizadas comparações com o método unidimensional de Zielke (1968) em escoamento laminar, o qual se mostrou útil também em análises de escoamento turbulento em tubos lisos com baixos números de Reynolds. Os autores utilizaram um sistema reservatório-tubo-válvula nos estudos, no qual o escoamento transitório era provocado pelo fechamento brusco da válvula. A Figura 2.12 ilustra os efeitos deste fechamento sobre o perfil da distribuição de velocidades durante regime laminar de escoamento.

FIGURA 2.12 – Reversão do fluxo em regime laminar devido ao fechamento brusco de uma válvula

Fonte: Vardy e Hwang (1991)

Brunone, Golia e Greco (1991a,b) propõem uma formulação para o cálculo do fator de atrito em regime transitório de escoamento baseada na soma das parcelas dos escoamentos permanente e não permanente. No caso da parcela relativa ao escoamento transitório, os autores consideram que o atrito é dependente das acelerações local e convectiva e velocidade instantâneas, como expresso pela seguinte equação:

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} = \frac{fV|V|}{2gD} + \frac{1}{g} \left(K_T \frac{\partial V}{\partial t} - K_X a \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (2.43)$$

sendo:

$$K_3 = K_T = K_X \quad (2.44)$$

A grande vantagem desta metodologia é a capacidade de utilização em simulações numéricas dos valores calculados de velocidade no instante anterior (no caso explícito) da malha, sem a necessidade de armazenamento do histórico de velocidades.

Uma proposição para a consideração do atrito variável durante o escoamento transitório é apresentada por Eichinger e Lein (1992). O procedimento combina o método das características para análise hidráulica e um esquema de diferenças finitas para o modelo k-ε e equações de Navier-Stokes. O modelo k-ε é utilizado para a determinação da viscosidade turbulenta e as equações de Navier-Stokes para a determinação do perfil da distribuição de velocidades ao longo da seção transversal do tubo tanto para escoamento turbulento quanto laminar. Estabelecido o perfil da distribuição de velocidades, o termo de atrito é calculado pela seguinte equação:

$$h_f = \frac{8}{gVD^2} + \int_0^{r_0} (\nu - \nu_t) \left[2 \left(\frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial r} \right)^2 \right] r dr \quad (2.45)$$

sendo r_0 o raio do tubo, ν a viscosidade cinemática do fluido e ν_t a viscosidade turbulenta.

Os autores utilizaram o aparato experimental de Holmboe e Rouleau (1967) e concluíram que os resultados apresentados foram bons para tubos lisos mas não para tubos rugosos, nos quais as perdas de carga são maiores. A falta da consideração de velocidades laterais pode ter sido, segundo os autores, um dos fatores relacionados aos erros apresentados. Sendo assim, é recomendável a utilização de um modelo bidimensional que leve em consideração a compressibilidade do fluido.

Vardy, Hwang e Brown (1993) propõem um modelo para a consideração de atrito variável no escoamento transitório turbulento que segue as hipóteses formuladas por Zielke (1968) para o escoamento laminar. Para a determinação da função peso W , os autores basearam-se no método desenvolvido por Trikha (1975) e uma nova formulação é apresentada:

$$W_{app}(\Psi) \approx (A_1 e^{-B_1 \Psi} + A_2 e^{-B_2 \Psi} + \dots) \quad (2.46)$$

em que Ψ é o tempo adimensional, dado por:

$$\Psi = \frac{\nu t^*}{r_0^2} \quad (2.47)$$

Os autores afirmam que apenas dois termos da função necessitam ser calculados, ao invés de três termos como no trabalho de Trikha (1975). Assim, os coeficientes A_1 , B_1 , A_2 e B_2 podem ser determinados pela minimização dos erros entre as funções W e W_{app} . De posse dos valores dos coeficientes, o termo de atrito pode ser avaliado pela seguinte expressão:

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} = h_{fs} + \frac{4\mu}{D}(Y_{1,t} + Y_{2,t}) \quad (2.48)$$

em que μ é a viscosidade dinâmica do fluido e as funções $Y_{1,t}$ e $Y_{2,t}$ são determinadas pelas seguintes expressões:

$$Y_i = 0 \quad \text{para } t = 0 \quad (2.49)$$

$$Y_{i,t} = Y_{i,t-\Delta t} e^{-B_i \Psi} + A_i [V_t - V_{t-\Delta t}] \quad \text{para } t > 0 \quad (2.50)$$

para $i = \{1,2\}$, em que o tempo adimensional Ψ é dado por:

$$\Psi = \frac{\nu t^*}{r_0^2} \quad (2.51)$$

A vantagem da nova formulação é o menor esforço computacional necessário para as simulações. Além disso, a metodologia se mostrou útil para o escoamento turbulento com números de Reynolds moderadamente elevados. Para a consideração de elevados números de Reynolds nas simulações, Vardy e Brown (1995) propõem uma extensão do método anterior admitindo uma variação linear da viscosidade cinemática na camada limite.

Arfaie, Suwan e Anderson (1993) comentam que a modelagem de atrito variável pode ser dividida em física e numérica, e que é evidente que o fator de atrito calculado para condições de escoamento permanente não caracteriza completamente os efeitos de dissipação de energia durante o escoamento transitório. Além disso, se os problemas físicos estiverem resolvidos, ainda restará a questão numérica no caso da integração do termo de atrito de regime permanente de escoamento.

Elansary, Silva e Chaudhry (1994) avaliaram dois modelos para a análise de transitórios hidráulicos: o tradicional modelo das duas equações diferenciais parciais de quantidade de movimento e de conservação de massa, e um modelo de interação fluido-estrutura (chamado FSI), que consiste de quatro equações diferenciais parciais. O método das características foi utilizado em ambos os modelos e, com o auxílio de dados coletados em um experimento, consistindo de um sistema de tubulações ligadas em série entre um reservatório e um tanque, e três válvulas intermediárias, os dois modelos foram comparados. O modelo tradicional de duas equações obteve resultados satisfatórios, mas o modelo FSI conseguiu acompanhar os picos de pressão resultantes das manobras nas válvulas. Além disso, um equacionamento para a consideração de fator de atrito variável, baseado no modelo proposto por Trikha (1975), em conjunto com o modelo FSI melhorou significativamente os resultados finais das simulações numéricas.

Um estudo da rápida atenuação dos picos de pressão no fenômeno do golpe de aríete depois de um fechamento brusco de uma válvula é realizado por Brunone, Golia e Greco (1995). Análises quanto à correção da equação da quantidade de movimento através da inserção de coeficientes de Coriolis e Boussinesq são avaliadas em conjunto com um modelo de atrito variável bidimensional, além de comparações entre os modelos bi e unidimensional de Brunone, Golia e Greco (1991a,b). A equação da quantidade de movimento original dada por:

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{V}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + h_f = 0 \quad (2.52)$$

é substituída por duas variantes que dependem da análise do termo de atrito h_f .

Segundo os autores, quando integrado ao longo da seção transversal do tubo, o termo de atrito h_f depende apenas do valor da tensão de atrito na parede do tubo τ_0 . Sendo assim, o termo de inércia local não é corrigido por coeficiente algum, e a equação da quantidade de movimento torna-se:

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{V}{g} \frac{\partial}{\partial x} (\beta_q V) + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} + h_{f1} = 0 \quad (2.53)$$

na qual β_q é o coeficiente de Boussinesq e o termo de atrito h_{f1} é dado por:

$$h_f = h_{f1} = \frac{2\tau_0}{\gamma r_0} \quad (2.54)$$

em que γ é o peso específico do fluido.

No segundo caso, o termo de atrito representa a perda de energia mecânica que, por unidade de comprimento e peso específico, é relacionado à vazão no tubo. Sendo assim, o termo de atrito depende da distribuição de tensões ao longo da seção transversal do tubo e o termo de inércia local é influenciado pelo fator de Boussinesq, enquanto o termo convectivo pelo coeficiente de Coriolis. Deste modo, a equação da quantidade de movimento é dada por:

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{V}{g} \frac{\partial}{\partial x} (\alpha V) + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} (\beta_q V) + h_{f2} = 0 \quad (2.55)$$

na qual α é o coeficiente de correção de Coriolis e o termo de atrito h_{f2} é dado por:

$$h_f = h_{f2} = \frac{2\pi}{\gamma Q} \int_0^{r_0} u \frac{\partial}{\partial r} (\tau r) dr \quad (2.56)$$

em que u é a velocidade local.

Com a aplicação do modelo bidimensional, os autores concluem que algumas características peculiares, principalmente a rápida atenuação dos picos de pressão durante o regime transitório, são intimamente ligadas ao perfil da distribuição de velocidades ao longo

da seção transversal do tubo e sua variação temporal. É também confirmado que, mesmo com as equações corrigidas da quantidade de movimento, o termo convectivo pode ser desprezado. Nos casos avaliados, as características bidimensionais do processo são refletidas apenas no termo de atrito, no caso da eq. (2.53), e no termo de atrito e inércia local, no caso da equação (2.55), confirmando estudos anteriores realizados pelos autores. No entanto, a utilização de modelos bidimensionais ainda está longe de acontecer para problemas complexos como redes hidráulicas e fenômenos como o da cavitação.

Um modelo bidimensional para o cálculo das perdas por atrito variável durante o escoamento transitório é desenvolvido por Silva-Araya e Chaudhry (1997). O termo de atrito na equação da quantidade de movimento é modificado por um fator de dissipação de energia, dado por:

$$e_f = \frac{E_t}{E_s} \quad (2.57)$$

em que E_t é o termo de dissipação de energia durante o escoamento transitório (equação 2.58) e E_s é o termo de dissipação de energia utilizando fator de atrito em regime permanente de escoamento (equação 2.59).

$$E_t = \int_{t_1}^{t_2} D_I dt \quad (2.58)$$

$$E_s = \frac{fV^3 \rho A}{2D} (t_2 - t_1) \quad (2.59)$$

Na eq. (2.58), D_I é a dissipação integral, dada por:

$$D_I = 2\pi \int_0^R \Phi r dr \quad (2.60)$$

na qual Φ é a função de dissipação, dada por:

$$\Phi = \frac{\partial u}{\partial r} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial r} - \rho \overline{u'v'} \right) \quad (2.61)$$

em que u é a velocidade axial da partícula, e $\overline{u'v'}$ é a correlação das velocidades de flutuação axial u' e radial v' , usualmente chamadas de tensões de Reynolds.

Assim, a equação da quantidade de movimento pode ser reescrita como:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + gA \frac{\partial H}{\partial x} + f \frac{Q|Q|}{2DA} e_f = 0 \quad (2.62)$$

O modelo proposto é acoplado ao método das características sem modificações nas condições de contorno. Esta é uma das vantagens da metodologia que, no entanto, requer

cerca de três vezes mais esforço computacional quando comparada com o modelo de atrito constante. Testes são realizados tanto para escoamento em regime laminar quanto turbulento e os resultados são comparados com valores medidos em experimento de laboratório e também com os resultados obtidos por Zielke (1968). A mesma metodologia foi aplicada para tubos rugosos por Silva-Araya e Chaudhry (2001), na qual a viscosidade turbulenta é modificada para incluir os efeitos da rugosidade.

Rocha, Andrade e Luvizotto Jr (1999) analisam numericamente a inclusão do modelo de atrito variável proposto por Vardy, Hwang e Brown (1993) em um sistema reservatório-tubo-válvula hipotético. Os autores mostram a integração das retas características utilizando malha de cálculo escalonada cruzada em conjunto com o termo de atrito modificado em relação à tradicional formulação do escoamento transitório. Os autores comentam que, de acordo com as análises realizadas, não se justifica a utilização de modelos muito sofisticados que tomem em consideração a inércia do fenômeno para as análises das pressões máximas em um sistema em vista das pequenas diferenças entre os valores apresentados. No entanto, o amortecimento apresentado nas análises justifica o emprego de atrito variável, mas as dificuldades em estabelecer valores das constantes específicas do modelo sugerem a utilização de um modelo intermediário, no qual a atualização do fator de atrito seja feita a cada intervalo de tempo de cálculo.

Dois estudos de caso são apresentados por Karney e Brunone (1999) para ilustrar o comportamento do transitório hidráulico em redes de distribuição de água, assim como as considerações para a representação numérica do fenômeno. No primeiro exemplo, é demonstrada a importância de uma representação detalhada da rede quando são consideradas as hipóteses de tubulações em linha. Particularmente, as ondas de pressão geradas em uma rede de distribuição de água podem se propagar em várias direções até produzir superposições de ondas em um entroncamento de localização desconhecida. Por isso, os efeitos provocados no sistema de distribuição pelos eventos transitórios podem ser, muitas vezes, mais severos do que em tubulações em série.

No segundo estudo de caso, os autores relatam uma investigação de campo para uma rede de distribuição de água na Itália, em que as pressões geradas pelo fechamento rápido de uma válvula são analisadas. Os dados observados demonstraram que a taxa de decremento dos pulsos de pressão no evento transitório foi mais rápida em campo do que nas simulações hidráulicas. Isto, segundo os autores, deveu-se ao fato da utilização de um fator de atrito adotado para o regime permanente. Assim, foi utilizado nas simulações seguintes o fator de atrito variável proposto por Brunone, Golia e Greco (1991a,b), dado por:

$$f_U = f + \frac{K_3 D}{V^2} \left(\frac{\partial V}{\partial t} - a \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (2.63)$$

sendo K_3 dado por:

$$\frac{H_i}{H_{i-1}} = \left(\frac{1}{1 + K_3} \right)^2 \quad (2.64)$$

em que H_i e H_{i-1} são as máximas cargas piezométricas obtidas em dois consecutivos períodos, i e $i-1$, depois do fechamento da válvula.

Vítkovský et al. (2000) realizam estudos sobre a consideração do atrito variável no escoamento transitório. Os autores propõem uma correção do modelo proposto de Brunone, Golia e Greco (1991a,b), em vista de algumas instabilidades verificadas em testes realizados. A nova expressão para o cálculo do termo de atrito é dada por:

$$h_f = h_{fs} + \frac{k'}{g} \left(\frac{\partial V}{\partial t} + a \cdot SGN(V) \left| \frac{\partial V}{\partial x} \right| \right) \quad (2.65)$$

na qual k' é um coeficiente de amortecimento (igual a K_3), $SGN(V)$ é o sinal (positivo ou negativo) de acordo com a convenção adotada.

Avaliações do coeficiente de amortecimento k' foram realizadas considerando-o constante ou variável. No último caso, o coeficiente de amortecimento é calculado de acordo com uma expressão proposta por Vardy e Brown (1996), na seguinte forma:

$$k' = 2\sqrt{C^*} \quad (2.66)$$

na qual C^* é um coeficiente de decaimento relacionado ao número de Reynolds, dado por:

$$C^* = \frac{7,41}{Re^{\log\left(\frac{14,3}{Re^{0,05}}\right)}} \quad (2.67)$$

em que Re é o número de Reynolds.

Avaliações sobre um experimento em laboratório demonstraram que a utilização do coeficiente de amortecimento variável resultou em maior amortecimento na variação de pressão e em uma leve melhora no ajuste dos valores experimentais quando comparado com o coeficiente de amortecimento de valor fixo. Os autores comentam que os resultados obtidos reforçam a teoria de que o valor do coeficiente k' depende das condições locais de escoamento.

O modelo de Vítkovský et al. (2000) também é utilizado por Bughazem e Anderson (2000) para análises do fenômeno de separação de coluna sob diversas condições de vazão e cavitação. Os autores também realizam testes numéricos para a verificação da necessidade de interpolações no método das características devido à utilização do atrito variável. Os

resultados obtidos demonstraram a validade do modelo de atrito variável nas análises hidráulicas de sistemas sujeitos a cavitação.

Leslie e Tijsseling (2000) propõem uma nova formulação alternativa à equação de Joukowsky. A nova metodologia é baseada em estudos realizados do termo de atrito tanto linear quanto quadrático e da atenuação dos valores de pressão para cada caso, considerando distúrbios moderados e bruscos, e perturbações que causassem mudanças na direção do fluxo. Assim, para uma análise trivial de um sistema hidráulico em série que não compreenda uma avaliação completa das equações do escoamento transitório, a equação de Joukowsky é multiplicada por um fator de atenuação dependente do fator de atrito em escoamento permanente, e pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\Delta H(x) = \pm \rho a (\Delta V)_0 \frac{e^{-(fV_0 x)/(2aD)}}{1 + \frac{(\Delta V)_0}{2V_0} (1 - e^{-(fV_0 x)/(2aD)})} \quad (2.68)$$

sendo x a distância percorrida pela onda de pressão e V_0 a velocidade no escoamento permanente.

Levando-se em consideração a correção da equação da quantidade de movimento pelos coeficientes de Coriolis e Boussinesq, Abreu e Almeida (2000) propõem um modelo bidimensional para a avaliação do atrito variável, cujo termo é dado por:

$$h_{fu} = \frac{4\gamma}{D} \left[h_{fs} + \sum_{i=1}^5 \lambda_i \right] \quad (2.69)$$

em que:

$$\lambda_1 = \frac{\beta_q - 1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} \quad (2.70)$$

$$\lambda_2 = \frac{V}{2g} \frac{\partial \beta_q}{\partial t} \quad (2.71)$$

$$\lambda_3 = \frac{\alpha - \beta_q}{g} V \frac{\partial V}{\partial x} \quad (2.72)$$

$$\lambda_4 = \frac{V^2}{2g} \frac{\partial \alpha}{\partial x} \quad (2.73)$$

$$\lambda_5 = -\frac{V^2}{g} \frac{\partial \beta_q}{\partial x} \quad (2.74)$$

Os autores consideram nas avaliações hidráulicas apenas os dois primeiros termos (λ_1 e λ_2), por considerarem que a aceleração local e o perfil da distribuição de velocidades são os mais importantes efeitos inerciais. A metodologia é testada para os escoamentos laminar e

turbulento com a utilização dos dados do trabalho de Holmboe e Rouleau (1967). As análises demonstraram que, durante transitórios rápidos, o perfil da distribuição de velocidades ao longo da seção transversal do tubo pode ser muito diferente do perfil em regime permanente e os valores dos coeficientes de correção α e β_q serão diferentes de um.

Brunone et al. (2000) apresentam um estudo experimental com o intuito de avaliar os perfis de distribuição de velocidades e a utilização de atrito variável em períodos de aceleração e desaceleração durante o escoamento transitório. Os perfis observados demonstram claramente a presença ao longo da seção transversal do tubo de regiões de recirculação, reversão de fluxo e de intensa atividade turbulenta. Os dados extraídos de pressão são comparados com os valores simulados com fator de atrito do escoamento permanente e simulados com fator de atrito variável, demonstrando clara vantagem no caso do termo de atrito variável. Embora a utilização de atrito variável apresente um bom ajuste das pressões simuladas, diversas questões permanecem não precisamente reproduzidas pelo modelo. Possivelmente, a utilização de um modelo unidimensional seja o principal motivo pelo qual os autores comprovem a necessidade de se desenvolver modelos computacionais mais coerentes com o comportamento real durante o escoamento transitório.

Baseando-se nas leis da termodinâmica, Axworthy, Ghidaoui e McInnis (2000) desenvolvem um modelo de atrito variável que vem confirmar as hipóteses realizadas por Brunone, Golia e Greco (1991a,b), de que a variação do atrito depende das acelerações local e convectiva. A nova formulação é dada por:

$$h_f = h_{fs} + \frac{\rho D}{4} T \left(\frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (2.75)$$

na qual T é a frequência ou tempo de relaxação, função de x e t . O valor de T deve ser determinado experimentalmente.

Os autores utilizam o método das características para a resolução das equações diferenciais parciais com o termo de atrito variável. Interpolações tanto na característica positiva quanto na negativa são necessárias, devido às declividades das retas serem diferentes de $\pm a$, sendo dadas por:

$$\frac{dx}{dt} = \pm \frac{a}{\sqrt{1 + T}} \quad (2.76)$$

Viaro (2001) faz uma comparação entre os resultados obtidos via modelo físico e modelação matemática, considerando ou não fator de atrito variável. Duas metodologias para o cálculo do fator de atrito variável foram utilizadas nos ensaios em laboratório: Brunone, Golia e Greco (1991a,b) e Vardy, Hwang e Brown (1993).

O modelo físico empregado é composto de dois reservatórios a montante, 252 metros de tubulação de cobre com diâmetro interno de 20 mm, conjunto motor-bomba, filtro, reservatório hidropneumático e uma válvula solenóide a jusante, cujo fechamento instantâneo provoca o escoamento transitório no sistema.

Os resultados obtidos apresentaram uma ineficiência do modelo de Vardy, Hwang e Brown (1993) em descrever o comportamento do modelo físico quanto aos valores de pressão extraídos via experimentos. Ao contrário, o modelo de Brunone, Golia e Greco (1991a,b) resultou em melhores ajustes tanto nos picos de pressão quanto na atenuação das ondas de pressão. Para a instalação considerada, o valor do coeficiente de amortecimento K_3 resultou igual a 0,10. Simulações numéricas com valores elevados para o coeficiente de amortecimento demonstraram que a atenuação apresentada é demasiadamente acentuada, o que faz com que o fenômeno transitório modelado não represente de maneira adequada o sistema físico real.

Viaro (2001) ainda ressalta a flexibilidade do modelo proposto por Brunone, Golia e Greco (1991a,b) em ajustar os resultados numéricos aos experimentais por meio da constante K_3 .

Ghidaoui e Mansour (2002) apresentam uma derivação do método proposto por Vardy, Hwang e Brown (1993) para a consideração de atrito variável em modelos unidimensionais. O novo método apresenta menor esforço computacional, 1/6 do tempo de processamento, devido à necessidade de armazenamento dos valores de vazão apenas do intervalo de tempo anterior ao invés do armazenamento dos valores de vazão em todos os passos de tempo do método original, e de todos os valores de velocidade ao longo das seções transversais dos tubos no modelo bidimensional. Comparações com dados experimentais e da literatura demonstraram bons ajustes para diversos valores de número de Reynolds e frequências da onda de pressão.

Ramos et al. (2004) realizam estudos sobre a atenuação das pressões durante escoamento transitório utilizando um sistema composto por tubos de polietileno. Os autores empregam a formulação originalmente proposta por Brunone, Golia e Greco (1991a,b) e modificada por Vítkovský et al. (2000), em que o termo de atrito é dado por:

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} = \frac{fV|V|}{2gD} + \frac{1}{g} \left(K_T \frac{\partial V}{\partial t} + K_X a.SGN(V) \left| \frac{\partial V}{\partial x} \right| \right) \quad (2.77)$$

Os efeitos de atenuação das ondas de pressão observados nos experimentos são descritos como uma combinação do comportamento não-elástico da tubulação com os efeitos do atrito no escoamento permanente e transitório.

As análises reportam a necessidade de considerar dois coeficientes, K_T , que afeta a aceleração local, e K_X , que atua sobre a aceleração convectiva, ao invés de apenas um, K_3 , em tubos plásticos. Para o sistema avaliado, a relação entre os dois coeficientes é $K_T \approx 10\% K_X$.

Um estudo sobre a dissipação de energia relativa ao fator de atrito variável é realizado por Brunone, Ferrante e Cacciamani (2004). Resultados numéricos e experimentais para escoamento transitório laminar são obtidos a partir de dois modelos hidráulicos (uni e bidimensional) e dois sistemas de laboratório, um com tubos de cobre e outro com tubos de polietileno. O modelo bidimensional apresentou melhores resultados e a metodologia proposta foi aplicada com sucesso no caso dos tubos metálicos. Já para os tubos plásticos, os resultados numéricos não foram ajustados aos dados experimentais. Elevadas diferenças foram observadas tanto na forma da onda quanto no amortecimento dos picos de pressão. Os autores comentam que tais diferenças resultam dos efeitos de dissipação de energia devido à viscoelasticidade do material do tubo, muito maiores que os efeitos devidos à consideração de fator de atrito variável.

Uma revisão sobre os trabalhos que enfocam a validação de modelos de atrito variável sobre experimentos de laboratório é realizada por Vardy, Brown e He (2004). Os modelos de turbulência são evidenciados pelos autores como promissores para a análise do atrito durante a ocorrência de transitórios hidráulicos, principalmente pelos erros apresentados pelos modelos unidimensionais em regime turbulento, ao contrário do regime laminar, no qual os modelos de atrito variável apresentam melhores resultados.

Vítkovský et al. (2006a) avaliaram os erros numéricos dos modelos de atrito variável baseados em funções peso. Tais erros foram classificados em erros devido (i) à representação da função peso por uma série de termos exponenciais, (ii) ao termo de convolução e (iii) à malha de cálculo utilizada nas simulações. Com relação à malha computacional, os autores comentam as vantagens da malha tipo diamante sobre a malha retangular para a melhor representação de um modelo de atrito variável baseado em funções peso.

Também efetuando uma análise sobre erros numéricos, mas nos métodos unidimensionais instantâneos, Vítkovský et al. (2006b) realizaram diversos ensaios em laboratório e compararam tais dados com os resultados numéricos. Quatro modelos foram avaliados (ZIELKE, 1968; BRUNONE; GOLIA; GRECO, 1991; VARDY; BROWN, 1995; VÍTKOVSKÝ et al., 2000), e o modelo de Brunone mostrou-se deficiente para certos tipos de eventos transitórios, como aqueles provocados por fechamento de válvula a montante do sistema. Para eventos com abertura de válvula, o modelo de Vítkovský apresentou-se falho na reprodução das condições de laboratório. Por outro lado, os modelos baseados em funções

peso (ZIELKE, 1968; VARDY; BROWN, 1995) foram ajustados aos dados coletados em laboratório. Isto se deve ao fato de que a dissipação de energia nos modelos instantâneos depende das condições de contorno do sistema, pois o amortecimento, que não ocorre ao longo dos tubos, é independente da frequência.

Embora as classificações das metodologias de atrito variável apresentadas por Bergant, Simpson e Vítkovský (2001) e Vardy e Brown (2003) sejam pertinentes, os métodos apresentados na literatura podem ser agrupados basicamente em três categorias: os métodos que se baseiam na aceleração local ou nas acelerações local e convectiva (grupo I); os métodos que utilizam um histórico de valores de velocidade (grupo II); e os métodos que avaliam o atrito a partir do perfil da distribuição de velocidades (grupo III). Neste último caso, destacam-se os modelos bidimensionais, ainda de difícil utilização devido ao esforço computacional requerido em análises de sistemas complexos e de grande porte. Os métodos do grupo II também apresentam um elevado esforço computacional nas simulações, ao contrário dos métodos do grupo I, que avaliam o termo de atrito em cada intervalo de tempo independentemente de valores em outros passos de tempo. Sendo assim, a Tabela 2.4 apresenta diversos trabalhos reportados na literatura, que propõem ou apenas utilizam os modelos de atrito variável, classificados segundo os grupos apresentados acima (I, II e III) e dimensionalidade.

TABELA 2.4 – Trabalhos apresentados na literatura utilizando fator de atrito variável em sistemas hidráulicos

Trabalho	Grupo	Dimensionalidade
Daily et al. (1956)	I	1-D
Carstens e Roller (1959)	I	1-D
Zielke (1968)	II	1-D
Wood e Funk (1970)	III	2-D
Safwat e Polder (1973)	I, II	1-D
Trikha (1975)	II	1-D
Hino, Sawamoto e Takasu (1977)	I	1-D
Ohmi, Kyomen e Usui (1985)	III	2-D
Bratland (1986)	III	2-D
Monteiro (1990)	I	1-D
Brunone, Golia e Greco (1991a,b)	I	1-D
Vardy e Hwang (1991)	III	2-D
Suzuki, Taketomi e Sato (1991)	II	1-D
Eichinger e Lein (1992)	III	2-D

Tabela 2.4 (cont.)

Trabalho	Grupo	Dimensionalidade
Vardy, Hwang e Brown (1993)	II	1-D
Elansary, Silva e Chaudhry (1994)	II	1-D
Brunone, Golia e Greco (1995)	III	2-D
Vardy e Brown (1995)	II	1-D
Vennatro (1996)	I*	1-D
Shuy (1996)	I	1-D
Silva-Araya e Chaudhry (1997)	III	2-D
Svingen (1997)	I*	1-D
Brunone e Morelli (1999)	I	1-D
Karney e Brunone (1999)	I	1-D
Pezzinga (1999)	III	2-D
Rocha, Andrade e Luvizotto Jr (1999)	II	1-D
Abreu e Almeida (2000)	III	2-D
Axworthy, Ghidaoui e McInnis (2000)	I	1-D
Brunone et al. (2000)	I	1-D
Bughazem e Anderson (2000)	I	1-D
Pezzinga (2000)	I	1-D, 2-D
Vardy e Brown (2000)	II	1-D
Vítkovský et al. (2000)	I	1-D
Bergant, Simpson e Vítkovský (2001)	I, II	1-D
Bergant e Tijsseling (2001)	I	1-D
Bergant et al. (2001)	I	1-D
Covas e Ramos (2001)	I	1-D
Iglesias (2001)	I	1-D
Silva-Araya e Chaudhry (2001)	III	2-D
Viaro (2001)	I, II	1-D
Covas et al. (2002)	I	1-D
Ghidaoui e Mansour (2002)	II	1-D
Kapelan (2002)	I	1-D
Prado e Larreteguy (2002)	III	2-D
Anjo (2003)	I	1-D
Bergant et al. (2003a,b)	II	1-D
Shu (2003)	II	1-D
Vardy e Brown (2003)	II	1-D
Zhao e Ghidaoui (2003)	III	2-D
Bouazza e Brunelle (2004)	I	1-D, 2-D
Brunone, Ferrante e Cacciamani (2004)	I, III	1-D, 2-D
Ramos et al. (2004)	I	1-D

Tabela 2.4 (cont.)

Trabalho	Grupo	Dimensionalidade
Vardy e Brown (2004a,b)	II	1-D
Viaro e Luvizotto Jr (2004)	I	1-D
Zarzycki e Kudzma (2004)	II	1-D
Covas et al. (2005a)	I, II	1-D
Vítkovský et al. (2006a)	II	1-D
Vítkovský et al. (2006b)	I	1-D

Obs.: I* - velocidade média instantânea e termo difusivo

2.6 – Análise de Transitórios Hidráulicos em Conduitos Plásticos

O modelo clássico do golpe de aríete pressupõe que o material do tubo tenha um comportamento reológico elástico linear. Embora isso seja verificado para tubos de concreto e metal, a teoria clássica é consideravelmente imprecisa para tubos plásticos (como polietileno e PVC), que exibem comportamento mecânico viscoelástico (FERRY, 1970; AKLONIS; MACKNIGHT, 1983). Tubos plásticos têm sido largamente utilizados em sistemas de abastecimento de água devido às suas resistências mecânica, química, à temperatura e abrasão, e à baixa relação custo/benefício. O comportamento viscoelástico dos polímeros influencia significativamente a resposta das pressões durante eventos transitórios, induzindo súbitos picos de pressão e uma maior dissipação e dispersão das ondas de pressão. Tais efeitos têm sido experimentalmente observados em tubos de PVC por diversos pesquisadores (MEIßNER; FRANKE, 1977; WILLIAMS, 1977; SHARP; THENG, 1987). Utilizando dados coletados de testes com desligamento de bombas, Larson e Jonsson (1991) observaram que, embora um modelo elástico linear descrevesse aproximadamente a relação entre a deformação e a pressão, a resposta dos tubos de PVC aos transitórios hidráulicos possuía relação não linear entre pressão e deformação para valores elevados da taxa de deformação.

O comportamento viscoelástico do material do tubo pode ser incorporado na modelagem dos transitórios hidráulicos por meio da utilização de uma celeridade dependente da frequência ou pela adição de um termo na equação da continuidade (SUO; WYLIE, 1990; COVAS, 2003).

O conceito de celeridade dependente da frequência estabelece que o comportamento viscoelástico da parede do tubo seja dependente do tempo mas no domínio da frequência. O módulo de elasticidade E_0 do material do tubo usado no cálculo da velocidade da onda

elástica pode ser substituído pelo inverso da função de fluência dependente da frequência, J (deve-se notar que, no fenômeno independente no tempo, a função de fluência é igual ao inverso do módulo de elasticidade, $J_0=1/E_0$).

Meißner e Franke (1977) estudaram experimentalmente o amortecimento durante o escoamento oscilatório em tubos de PVC e de aço. Estes autores concluíram que a atenuação devido ao comportamento viscoelástico é muito maior que o amortecimento devido ao atrito, embora eles não tenham considerado os efeitos do uso de fator de atrito variável para transitórios hidráulicos.

Rieutord (1982) apresenta uma formulação para análise do escoamento transitório laminar em tubos viscoelásticos, tendo proposto um modelo mecânico de um elemento Kelvin-Voigt para descrever a fluência do material do tubo e incluíram esta função na fórmula para o cálculo da celeridade.

Franke e Seyler (1983) incorporaram a formulação de Meißner e Franke (1977) para o cálculo da celeridade nas equações que regem o escoamento transitório e resolveram tais equações utilizando o Método da Impedância para escoamento oscilatório e o Método da Resposta Impulso para escoamento não-periódico. Os autores concluem que, na realidade, muitos dos materiais empregados nas tubulações hidráulicas possuem certo grau de viscoelasticidade, ou seja, apresentam a propriedade de deformação lenta ao longo do tempo.

Suo e Wylie (1990) modelaram a viscoelasticidade de tubos nos escoamentos periódico e não-periódico utilizando funções de fluência e dados de pressão coletados por outros autores para tubos de PVC e polietileno. Os autores incluem a função de fluência do material do tubo no cálculo da celeridade, cuja formulação possui números complexos. Os resultados numéricos ajustaram-se muito bem aos dados observados em experimentos de laboratório.

Covas, Ramos e Almeida (2005b) aplicaram o Método da Resposta Impulso para a reprodução de transitórios hidráulicos em tubos de polietileno. Além da consideração da viscoelasticidade do material do tubo, os efeitos dinâmicos relacionados ao fator de atrito variável são também incluídos nas análises. Os autores comentam que o uso do Método da Resposta Impulso resulta em melhoramentos quanto ao esforço computacional quando comparado à solução somente pelo Método das Características, mas possui a desvantagem de perda de precisão devido à linearização do termo de atrito e da equação da válvula, além da dificuldade de aplicação a sistemas de complexa topologia.

O uso de um “termo viscoelástico adicional” está relacionado à reologia dos materiais polímeros os quais apresentam uma resposta elástica instantânea, a qual é levada em

consideração no cálculo da velocidade da onda elástica, e uma resposta retardada dada pelo termo adicional dependente do tempo, que é incorporado na equação da continuidade.

$$\frac{dH}{dt} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{2a^2}{g} \frac{d\varepsilon_r}{dt} = 0 \quad (2.78)$$

na qual ε_r é a deformação lenta do material. Esta formulação foi inicialmente proposta por Rieutord e Blanchard (1979) e Gally, Güney e Rieutord (1979), e recentemente extensivamente utilizada por Covas et al. (2004a,b; 2005a) para uma instalação experimental composta por tubos de polietileno.

Rieutord e Blanchard (1979) introduziram teoricamente o modelo conceitual para tubos viscoelásticos e analisaram o efeito dos tempos de relaxação de um modelo com três elementos Kelvin-Voigt quanto à atenuação e dispersão das pressões. Gally, Güney e Rieutord (1979) não somente apresentaram o mesmo modelo matemático, como também determinaram experimentalmente a função de fluência em testes dinâmicos, e verificaram o modelo com dados coletados de pressão e deformação em uma tubulação de polietileno. As discrepâncias entre os dados experimentais e os resultados das simulações foram parcialmente sanadas, já que a falta da consideração tanto do atrito dependente da frequência quanto de um modelo gás-líquido para as análises com pressões próximas do valor de pressão de vapor impediram um melhor ajuste. Güney (1983) incorporou os efeitos viscoelásticos da parede do tubo, a formulação de atrito dependente da frequência de Trikha (1975) e o fenômeno de cavitação no simulador hidráulico. Os resultados numéricos considerando parâmetros da seção transversal dos tubos dependentes do tempo (diâmetro, espessura da parede do tubo e coeficiente de ancoragem) foram comparados com dados experimentais coletados sobre uma tubulação de polietileno. Não houve diferenças significativas na consideração ou não de diâmetro e espessura do tubo dependentes do tempo. O autor evidencia a variação da função de fluência com a temperatura, bem como a necessidade de altas frequências nos ensaios mecânicos para a melhor caracterização da função de fluência do material do tubo.

Ghilardi e Paoletti (1986) demonstraram que a atenuação devido à viscoelasticidade poderia ser útil quando empregada para a redução de sobrepressões em tubos elásticos por meio da inclusão de um tubo plástico adicional na linha. Os autores empregaram os dados experimentais de Meißner e Franke (1977) para tubos de PVC e de Gally, Güney e Rieutord (1979) para tubos de polietileno. Uma melhor investigação prática mostrou-se necessária, principalmente para avaliar a interação dos tubos elásticos e viscoelásticos com os diversos dispositivos presentes em um sistema real. Seguindo o mesmo raciocínio, Pezzinga (2002) analisou experimentalmente o efeito da adição de um tubo de polietileno a jusante de uma

bomba para a redução de sobrepressões. Além disso, o autor comparou o modelo unidimensional com o modelo *quasi*-2D e concluiu que o último apresentou melhores resultados quando o tubo de polietileno era adicionado ao sistema.

Rachid e Stuckenbruck (1990) modelaram o comportamento viscoelástico acoplado ou não a um modelo de interação fluido-estrutura. Os autores realizaram um estudo teórico utilizando os parâmetros do modelo viscoelástico para tubos de polietileno obtidos por Gally, Güney e Rieutord (1979).

Rachid, Mattos e Stuckenbruck (1992) implementaram diversos tipos de comportamento reológico não-elástico de materiais de tubos nas equações que regem o escoamento transitório. A teoria desenvolvida por eles, chamada de *Teoria Constitutiva Interna Variável*, é aplicável às análises de transitórios hidráulicos em tubos com materiais de comportamento viscoelástico, elasto-viscoplástico ou elasto-plástico.

Recentemente, Covas et al. (2004a, 2005a) analisaram o comportamento viscoelástico em tubos de polietileno. Duas instalações experimentais foram utilizadas para a coleta de dados de pressão e deformação (em apenas uma delas). Resultados numéricos considerando também fator de atrito variável ajustaram-se muito bem aos dados observados em laboratório. A função de fluência do material dos tubos foi determinada a partir de ensaios mecânicos e também calibrada com o auxílio de métodos de busca. Os testes mecânicos foram considerados importantes para a caracterização do comportamento viscoelástico do polietileno “como material”. No entanto, quando o material está “integrado” em um sistema hidráulico, tais testes somente fornecem uma estimativa do real comportamento dos tubos de polietileno. Isto ocorre porque a função de fluência depende não somente da estrutura molecular e da temperatura, mas também das condições de travamento axial e transversal do tubo e do histórico de pressões ao longo do tempo. Assim, uma tubulação enterrada não apresentará a mesma resposta apresentada nos ensaios em laboratório com tubulações não enterradas. A maior dificuldade encontrada nas simulações foi quanto à distinção entre os amortecimentos mecânico e por atrito. O comportamento viscoelástico das paredes do tubo possui efeitos de atenuação e dispersão da onda de pressão similares àqueles das perdas por atrito variável. A solução proposta pelos autores foi estimar as perdas por atrito variável no escoamento laminar pelo modelo de Trikha (1975), e determinar os parâmetros do modelo viscoelástico linear em escoamento turbulento utilizando os parâmetros já conhecidos do modelo de atrito variável.

A utilização de um modelo viscoelástico para a calibração de modelos computacionais de sistemas de distribuição de água tem sido realizada, mesmo quando as tubulações não contenham materiais polímeros. Covas et al. (2004c) e Stephens et al. (2005)

aplicaram um modelo viscoelástico linear para sistemas de distribuição de água contendo tubulações de ferro fundido e cimento amianto, respectivamente, materiais que não possuem comportamento reológico viscoelástico. Tais modelos, na realidade, foram aplicados por consequência das diversas incertezas inerentes à modelagem dos transitórios hidráulicos em sistemas reais, como os efeitos de histerese no comportamento elástico das paredes do tubo em conjunto com um solo confinante.

2.7 – *Resumo e Conclusões*

Uma revisão de diversos trabalhos da literatura foi realizada no presente capítulo. Tais trabalhos enfocam questões como análise hidráulica de sistemas de distribuição no escoamento transitório, calibração e detecção de vazamentos. Embora as técnicas inversas sejam alvos de contínuos melhoramentos, a validação de tais metodologias para sistemas reais ainda é uma tarefa desafiadora. A caracterização dos diferentes mecanismos de dissipação de energia durante os transitórios hidráulicos, responsáveis pela atenuação e dispersão nos históricos de pressão observados em campo e em experimentos de laboratório, mostra-se essencial para o sucesso da modelagem hidráulica no escoamento transitório. O uso do fator de atrito para condições de escoamento permanente é impreciso para as simulações dos transitórios hidráulicos, principalmente em tubulações metálicas, cuja teoria da coluna elástica é suficientemente precisa. O mesmo não pode ser afirmado para tubulações plásticas, caracterizadas por comportamento reológico viscoelástico.

Desta maneira, somente com um modelo devidamente calibrado, as técnicas de detecção de vazamentos serão empregadas com satisfatório grau de precisão. Ainda assim, acrescentam-se as dificuldades quanto à análise dos transitórios hidráulicos em sistemas de complexa topologia, como as redes de distribuição de água, caracterizadas por tubulações de diferentes comprimentos e incertezas na quantificação dos consumos.

III - METODOLOGIA

3.1 – Introdução

No presente capítulo, são apresentadas as bases da formulação do problema de calibração e detecção de vazamentos em sistemas de distribuição de água. Para a resolução do modelo inverso adotado, diferentes métodos de otimização foram implementados. No algoritmo de avaliação hidráulica, as equações diferenciais parciais hiperbólicas não-lineares unidimensionais governantes do escoamento transitório em condutos forçados são resolvidas no domínio do tempo com o emprego do método das características. Termos adicionais são considerados para a análise do fator de atrito variável e comportamento reológico viscoelástico dos tubos plásticos.

3.2 – Materiais

O presente trabalho contou com suporte do laboratório de simulação computacional, devidamente instrumentado com computadores, impressoras, *softwares* como compilador de linguagem de programação *C++ Builder 5*, biblioteca *GAlib C++* (WALL, 1996) do Departamento de Engenharia Mecânica do “Massachusetts Institute of Technology” - MIT, de distribuição livre, simulador hidráulico EPANET 2 (ROSSMAN, 2000) desenvolvido pela “U.S. Environmental Protection Agency”-EPA e de domínio público.

Além disso, foram coletados dados em escoamento transitório e permanente, através de testes de laboratório, sobre o Painel Hidráulico Experimental (PHE) projetado pelos docentes pesquisadores do Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos, localizado no Laboratório de Hidráulica Ambiental do Centro de Recursos Hídricos e Ecologia Aplicada. O PHE foi concebido com os propósitos de investigações do escoamento em regime permanente e não permanente, desenvolvimento e o aprimoramento de técnicas de medição e de levantamento de características de funcionamentos de dispositivos e componentes hidráulicos presentes em uma rede hidráulica de condutos forçados.

3.3 – Modelo Inverso

A resolução do problema de calibração de modelos de redes de distribuição de água prevê as seguintes etapas: testes para a aquisição de dados de entrada do modelo, definição dos parâmetros do modelo de otimização e avaliação hidráulica da rede e aplicação do modelo de otimização.

Os dados de entrada do modelo são compostos pelos dados observados de pressões em alguns nós, de vazões em certos trechos da rede, usualmente na saída dos reservatórios, e dos níveis dos reservatórios. Também fazem parte dos dados de entrada do modelo, os dados da rede propriamente dita, como comprimento, diâmetro e rugosidade absoluta das tubulações, cota topográfica, os setores de rugosidades considerados homogêneos, além do conhecimento das condições de contorno da rede, como operação de válvulas e demandas nos nós.

Constituem variáveis de decisão do modelo as rugosidades absolutas das tubulações ou setores, parâmetros do modelo de vazamentos (e/ou demandas variáveis com a pressão), coeficientes de amortecimento das tubulações, parâmetros do modelo viscoelástico linear, bem como os nós ou tubulações onde os vazamentos ocorrem.

Cada solução é avaliada através de uma função objetivo, a qual se baseia na comparação entre os valores de pressões observados experimentalmente (dados de entrada) e os valores simulados pelo modelo hidráulico, dada por:

$$\min_Z FO = \sum_{t=1}^{DT} \left\{ \sum_{j=1}^{n_t^P} \left[(P_{t,j} - P_{t,j}^*)^2 / \left(\sum_{i=1}^{n_t^P} P_{t,i}^* / n_t^P \right)^2 \right] \right\} \quad (3.1)$$

em que DT é a duração do transitório hidráulico observado, n^P é o número de pontos em que há observações de pressões, P são as pressões simuladas, P^* as pressões observadas e Z o conjunto de variáveis de decisão do problema de otimização, dado por:

$$Z = (\varepsilon_{01}, \dots, \varepsilon_{0n_\varepsilon}, C_d A_1, \dots, C_d A_{n_o}, \theta_1, \dots, \theta_{n_\theta}, \beta_1, \dots, \beta_{n_\beta}, K_{31}, \dots, K_{3n_k}, \tau_k, \dots, \tau_{N_{KV}}, J_k, \dots, J_{N_{KV}}) \quad (3.2)$$

em que ε_0 é o valor da rugosidade absoluta para determinada tubulação ou setor, $C_d A$ o coeficiente de vazamento ou demanda variável com a pressão (formulação de orifícios), θ o coeficiente de vazamento ou demanda variável com a pressão (formulação geral), β o expoente de vazamento ou demanda variável com a pressão (formulação geral), K_3 o valor do coeficiente de amortecimento do modelo de atrito variável, τ_k é o valor do tempo de relaxação do modelo viscoelástico linear, J_k é o valor do coeficiente de fluência do modelo viscoelástico

linear, n_e é o número de tubulações ou setores de tubulações com rugosidades absolutas homogêneas, n_o o número de nós ou setores com vazamentos ou demandas variáveis com a pressão (formulação de orifícios) homogêneos em termos de $C_d A$, n_θ o número de nós ou setores com vazamentos ou demandas variáveis com a pressão (formulação geral) homogêneos em termos de θ , n_β o número de nós ou setores com vazamentos ou demandas variáveis com a pressão (formulação geral) homogêneos em termos de β , n_k o número de tubulações ou setores com coeficientes de amortecimento homogêneos, N_{KV} o número de elementos Kelvin-Voigt do modelo viscoelástico linear.

Neste trabalho, os dados observados são constituídos dos valores de pressão e vazão obtidos via ensaios em rede de laboratório e rede hipotética. No último caso, os valores são extraídos via simulação hidráulica da rede exemplo e ditos dados sintéticos.

3.4 – Modelo de Simulação Hidráulica: Modelo da Coluna Elástica

As equações da quantidade de movimento (2.1) e de conservação de massa (2.2) formam um par de equações diferenciais parciais não-lineares hiperbólicas em termos de duas variáveis dependentes, velocidade e carga piezométrica, e duas variáveis independentes, distância ao longo da tubulação e tempo (ver a dedução no ANEXO A). Em geral, não há uma solução analítica simples para esse conjunto de equações, e a única forma de solução é através de métodos numéricos. É necessário transformá-las em equações diferenciais ordinárias lineares e especificar as condições de contorno e valores iniciais para as variáveis de estado. O método das características foi escolhido para discretização dos termos diferenciais das equações, cuja vantagem é a obtenção de equações explícitas para o cálculo das cargas hidráulicas e vazões. Além disso, de acordo com este método, o fenômeno transitório segue uma lei de propagação de ondas, dada pela celeridade, associada ao tempo e espaço ao longo da tubulação.

Assim, as equações (2.1) e (2.2) podem ser reescritas na forma:

$$L_1 = \frac{\partial V}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.3)$$

$$L_2 = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (3.4)$$

Tais equações combinadas linearmente, utilizando um multiplicador λ desconhecido, produzem:

$$L = L_1 + \lambda L_2 = 0 \quad (3.5)$$

ou

$$L = \lambda \left(\frac{g}{\lambda} \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial t} \right) + \left(\frac{\lambda a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial t} \right) + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.6)$$

As duas variáveis V e H são funções de x e t , e, se a variável independente x é função de t , então as derivadas totais podem ser escritas da seguinte maneira:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial x} \frac{dx}{dt} + \frac{\partial H}{\partial t} \quad (3.7)$$

$$\frac{dV}{dt} = \frac{\partial V}{\partial x} \frac{dx}{dt} + \frac{\partial V}{\partial t} \quad (3.8)$$

Assim, de acordo com as equações (3.6), (3.7) e (3.8), podemos notar que:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{g}{\lambda} = \frac{\lambda a^2}{g} \quad (3.9)$$

cuja solução é:

$$\lambda = \pm \frac{g}{a} \quad (3.10)$$

Substituindo a equação (3.10) em (3.9), obtemos uma relação entre x e t :

$$\frac{dx}{dt} = \pm a \quad (3.11)$$

Considerando que a variável independente x seja função do tempo e rearranjando as equações (3.7), (3.8) e (3.9), chegamos a um par de equações descritas como característica positiva C^+ e característica negativa C^- , dadas por:

$$C^+ : \frac{dV}{dt} + \frac{g}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad \text{se} \quad \frac{dx}{dt} = +a \quad (3.12)$$

$$C^- : \frac{dV}{dt} - \frac{g}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad \text{se} \quad \frac{dx}{dt} = -a \quad (3.13)$$

Assim, impondo as relações $dx/dt = \pm a$, as equações diferenciais parciais (2.1) e (2.2) são convertidas em equações diferenciais ordinárias na variável independente t . No plano x - t estas relações representam duas linhas retas, chamadas linhas características, com declividades $\pm 1/a$. A Figura 3.1 apresenta as linhas características positiva C^+ e negativa C^- no plano x - t .

Para a resolução das equações (3.12) e (3.13), um esquema de diferenças finitas de primeira ordem pode ser aplicado.

A malha formada no plano x - t para o cálculo dos valores de V e H é mostrada na Figura 3.2. Ao longo da distância x , a tubulação é dividida em N seções com comprimento Δx . Um intervalo de tempo é calculado, $\Delta t = \Delta x / a$, e a equação $dx / dt = +a$ é satisfeita ao longo da linha característica positiva AP. Se as variáveis dependentes V e H são conhecidas em A, então a equação (3.12), a qual é válida ao longo da linha C^+ , pode ser integrada entre os limites A e P, e, então, escrita em termos das variáveis desconhecidas V e H em P. A integração da equação C^- é feita entre B e P.

Multiplicando-se a equação (3.12) por $a \cdot dt / g = dx / g$, e introduzindo-se a relação $V = Q / A$, a integração ao longo de C^+ é dada por:

$$\int_{H_A}^{H_P} dH + \frac{a}{gA} \int_{Q_A}^{Q_P} dQ + \frac{f}{2gDA^2} \int_{x_A}^{x_P} Q|Q| dx = 0 \quad (3.14)$$

FIGURA 3.1 – Linhas características no plano x - t

FIGURA 3.2 – Malha regular – Método das características

Assim, se utilizada uma aproximação mista para a integração do termo $Q|Q|$, ou seja, com informação de Q em P e A, e uma integração análoga da equação (3.13) ao longo de BP, obtém-se as seguintes equações para a resolução de H_P :

$$C^+ : H_P = H_A - B(Q_P - Q_A) - RQ_P |Q_A| \quad (3.15)$$

$$C^- : H_p = H_B + B(Q_p - Q_B) + RQ_p |Q_B| \quad (3.16)$$

em que B é função das propriedades físicas do fluido e do tubo, freqüentemente chamado de impedância característica, dada por:

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.17)$$

e R é o coeficiente de resistência, dado por:

$$R = \frac{f \Delta x}{2gDA^2} \quad (3.18)$$

O fator de atrito f pode ser constante ou variar de acordo com o número de Reynolds para cada intervalo de tempo da simulação.

A solução do problema transitório usualmente inicia a partir do conhecimento do regime permanente no instante zero. Portanto, se H e Q são valores iniciais conhecidos em cada intervalo, os valores de H e Q para uma seção genérica P podem ser determinados para cada seção i . Assim, as equações (3.15) e (3.16) podem ser escritas da seguinte maneira:

$$C^+ : H_{Pi} = C_A - B_A Q_{Pi} \quad (3.19)$$

$$C^- : H_{Pi} = C_B + B_B Q_{Pi} \quad (3.20)$$

em que as constantes C_A , C_B , B_A e B_B são calculadas em função dos valores conhecidos de Q e H obtidos para o instante anterior de cálculo:

$$C_A = H_{i-1} + BQ_{i-1} \quad (3.21)$$

$$C_B = H_{i+1} - BQ_{i+1} \quad (3.22)$$

$$B_A = B + R |Q_{i-1}| \quad (3.23)$$

$$B_B = B + R |Q_{i+1}| \quad (3.24)$$

Eliminando Q_{Pi} das equações (3.19) e (3.20), temos:

$$H_{Pi} = \frac{C_A \cdot B_B + C_B \cdot B_A}{B_A + B_B} \quad (3.25)$$

Pela igualdade das equações (3.19) e (3.20), também se obtém:

$$Q_{Pi} = \frac{C_A - C_B}{B_A + B_B} \quad (3.26)$$

Os equacionamentos apresentados para a malha regular permitem a determinação de H e Q nas seções interiores da malha de cálculo, ou seja, de 2 a N . Para os pontos extremos, 1 e $N+1$, são necessárias equações complementares em termos de H e Q para a obtenção da solução nos contornos, pois se dispõe de apenas uma reta característica em cada extremidade.

3.4.1 – Equacionamento para Transitórios em Redes

Quando um sistema de distribuição de água contém mais de uma tubulação, as seções de cálculo de cada tubo são tratadas independentemente de outras partes do sistema em cada instante do tempo. As seções extremas de cada tubulação devem coincidir com outras tubulações ou com elementos de contorno. Novamente, cada condição de contorno é tratada, também, independentemente de outras partes do sistema. No entanto, em uma conexão de várias tubulações de diferentes propriedades, é conveniente formular um equacionamento geral para a obtenção da carga piezométrica no nó e das vazões em cada tubo. Além disso, componentes hidráulicos e outros elementos de diferentes naturezas, como vazamentos e demandas variáveis com a pressão, também devem constar dos equacionamentos desenvolvidos.

Neste trabalho, é adotado um equacionamento apresentado por Koelle (1983) e Luvizotto Jr (1995), que adotam uma representação chamada de Equação do Nó. Esta formulação também é apresentada, de forma similar, nos trabalhos de Chaudhry (1987), Almeida e Koelle (1992), Wylie e Streeter (1993) e Righetto (1994).

De acordo com Luvizotto Jr (1995), um nó genérico pode ser representado como mostrado na Figura 3.3. As vazões dos *MC* condutos que convergem ao nó são arbitradas com sinal positivo, e, para os *MD* condutos que divergem, sinal negativo.

FIGURA 3.3 – Representação de um nó genérico

A vazão do elemento não-tubo que pode estar vinculado ao nó, q , é considerada positiva quando sai do nó e negativa caso contrário. Além disso, $DEM(t)$ é a demanda, fixa

ou variável, associada a este nó, e recebe a mesma convenção adotada para as vazões nos tubos.

A aplicação da equação da continuidade permite que se relacionem as vazões nos tubos com a demanda e a vazão no elemento não-tubo, dada pela seguinte equação:

$$\sum_{j=1}^{MC} Q_P(j) - \sum_{k=1}^{MD} Q_P(k) - q - DEM(t) = 0 \quad (3.27)$$

A Equação do Nó pode ser obtida com base nas equações (3.26) e (3.27), sendo dada por:

$$q_i = E_{Ni} - B_{Ni} H_{Pi} \quad (3.28)$$

sendo H_{Pi} a carga piezométrica do nó i , e E_{Ni} e B_{Ni} valores calculados com base nas retas características dos extremos de cada tubo, sendo dados por:

$$E_{Ni} = \sum_{j=1}^{MC} \frac{C_A(j)}{B_A(j)} + \sum_{k=1}^{MD} \frac{C_B(k)}{B_B(k)} - DEM_i(t) \quad (3.29)$$

$$B_{Ni} = \sum_{j=1}^{MC} \frac{1}{B_A(j)} + \sum_{k=1}^{MD} \frac{1}{B_B(k)} \quad (3.30)$$

Uma equação genérica para o elemento não-tubo, mostrado na Figura 3.4, pode ser desenvolvida a partir das equações obtidas para os nós de montante (1) e jusante (2).

FIGURA 3.4 – Representação de um elemento não-tubo genérico

Assim:

$$q = E_{N1} - B_{N1} H_{P1} \rightarrow H_{P1} = \frac{E_{N1} - q}{B_{N1}} \quad (3.31)$$

$$-q = E_{N2} - B_{N2} H_{P2} \rightarrow H_{P2} = \frac{E_{N2} + q}{B_{N2}} \quad (3.32)$$

Da combinação das equações (3.31) e (3.32), obtemos a Equação Geral dos ENOs não-tubos, dada por:

$$H_{P1} - H_{P2} = E_E - B_E q \quad (3.33)$$

sendo

$$E_E = \left(\frac{E_{N1}}{B_{N1}} - \frac{E_{N2}}{B_{N2}} \right) \quad (3.34)$$

$$B_E = \left(\frac{1}{B_{N1}} + \frac{1}{B_{N2}} \right) \quad (3.35)$$

As incógnitas desta equação são H_{P1} , H_{P2} e q , e só serão determinadas se as características do elemento não-tubo forem conhecidas. Assim, a variação da carga piezométrica entre os nós de montante e jusante deve ser estabelecida.

Caso não haja elemento não-tubo (bombas, válvulas, reservatórios, vazamentos e outros) vinculado ao nó ($q = 0$), sendo este apenas um entroncamento de tubulações, a carga piezométrica neste nó será dada por:

$$H_{Pi} = \frac{E_{Ni}}{B_{Ni}} \quad (3.36)$$

A vazão nas seções extremas de cada tubulação pode ser determinada para os *MC* tubos que convergem para o nó (eq. 3.37) e para os *MD* tubos que divergem (eq. 3.38). Sendo assim:

$$Q_{P(N+1)}(j) = \frac{C_A(j) - H_{Pi}}{B_A(j)} \quad (3.37)$$

$$Q_{P(1)}(k) = \frac{H_{Pi} - C_B(k)}{B_B(k)} \quad (3.38)$$

3.4.2 – Condições de Contorno

Como apresentado anteriormente, o método das características fornece equações lineares, características positiva e negativa, para o cálculo da carga piezométrica e da vazão em cada seção da tubulação. No entanto, nos pontos extremos de uma tubulação ou em algumas singularidades do sistema, apenas uma das linhas características é válida. Isso pode acontecer no ponto de montante de um tubo, em que apenas a característica negativa é válida (Figura 3.5a), ou no ponto de jusante, no qual a característica positiva pode ser lançada (Figura 3.5b).

Assim, em cada ponto extremo do tubo, tem-se uma equação e duas incógnitas: carga piezométrica e vazão. Desta forma, uma outra relação na forma de uma equação é necessária para o cálculo das variáveis H e Q . Essas relações dependem do tipo de contorno

apresentado, seja um reservatório, uma válvula, bomba ou outro, e devem representar o comportamento físico de tal componente no sistema.

FIGURA 3.5 – Linhas características nas extremidades de contorno

Diferentes condições de contorno para o problema são apresentadas por Chaudhry (1979), Almeida e Koelle (1992), Wylie e Streeter (1993), Luvizotto Jr (1995) e Righetto e Porto (1997).

Neste item, são apresentados os contornos que são utilizados, como válvulas em linha, válvulas a jusante com descarga livre, bombas, reservatórios de nível constante, reservatórios de nível constante a montante ou a jusante de válvulas ou bombas, vazamentos e demandas dependentes da pressão, válvula de retenção e tanque hidropneumático.

Válvula a jusante com descarga livre

A variação da carga piezométrica e da vazão para o ENO (Elemento NÓ) válvula é descrita conforme a formulação de orifícios. Em escoamento permanente, pode-se escrever:

$$Q_0 = (Cd_0 \cdot A_0) \sqrt{2gH_0} \quad (3.39)$$

sendo Q_0 a vazão, Cd_0 o coeficiente de vazão, A_0 a área do orifício e H_0 a pressão, todos para escoamento permanente.

Considerando a mesma equação para um instante genérico:

$$Q_P = (Cd \cdot A) \sqrt{2gH_P} \quad (3.40)$$

sendo Q_P a vazão no ponto P, H_P a pressão no ponto P, Cd o coeficiente de vazão e A a área do orifício para um instante genérico da simulação.

Igualando as equações (3.39) e (3.40), temos:

$$\frac{Q_P}{Q_0} = \frac{(Cd.A)}{(Cd_0.A_0)} \sqrt{\frac{H_P}{H_0}} \quad (3.41)$$

que desenvolvida, produz:

$$H_P = \frac{H_0}{Q_0^2 \tau^2} Q_P^2 \quad (3.42)$$

sendo τ o coeficiente de abertura ou fechamento relativo da válvula, igual a:

$$\tau = \frac{(Cd.A)}{(Cd_0.A_0)} \quad (3.43)$$

Utilizando as equações (3.42) e (3.19), o valor da vazão é determinado pela seguinte expressão:

$$Q_P = q = -B_A C_v + \sqrt{(B_A C_v)^2 + 2C_v C_A} \quad (3.44)$$

na qual:

$$C_v = \frac{(Q_0 \tau)^2}{2H_0} \quad (3.45)$$

O valor de H_{P1} pode ser obtido pela equação (3.42) ou pela equação (3.19), e $H_{P2} = z_2$, sendo z_2 a cota topográfica da válvula.

Válvula em linha

Novamente pode ser utilizada a equação (3.41), juntamente com as equações (3.19) e (3.20). Sendo assim:

Para vazão no sentido positivo ($H_{P1} > H_{P2}$)

$$Q_P = q = -C_v (B_A + B_B) + \sqrt{C_v^2 (B_A + B_B)^2 + 2C_v (C_A - C_B)} \quad (3.46)$$

Para vazão no sentido negativo ($H_{P1} < H_{P2}$)

$$Q_P = q = C_v (B_A + B_B) - \sqrt{C_v^2 (B_A + B_B)^2 - 2C_v (C_A - C_B)} \quad (3.47)$$

Vazão no sentido negativo ocorre somente quando $C_A - C_B < 0$. Se $C_A - C_B \geq 0$, a equação (3.46) é utilizada. Para o cálculo de H_{P1} e H_{P2} , as equações (3.19) e (3.20) podem ser utilizadas.

Vazamentos e demandas dependentes da pressão – Formulação de Orifícios

Diferentes metodologias têm sido propostas para a consideração de vazamentos e demandas dependentes da pressão. A consideração de tais fluxos pode ser baseada na formulação de descarga através de orifícios. Neste caso, o mesmo equacionamento apresentado para válvula com descarga livre pode ser utilizado, com $\tau = 1$.

Vazamentos e demandas dependentes da pressão – Formulação Geral

Uma investigação do coeficiente de vazão e da potência à qual o termo da vazão é submetido é alvo de pesquisa através do procedimento de calibração. Desta forma, o valor do expoente poderá ser uma fração, o que inviabiliza o uso de um equacionamento explícito. Uma forma generalizada da equação de orifícios pode ser dada da seguinte maneira:

$$q = (C_d A_0)(2g)^{\exp} H^{\exp} \quad (3.48)$$

em que $\exp$ é o expoente do modelo vazamento e/ou demanda dirigida pela pressão.

Logo, a equação (3.48) torna-se:

$$H = \frac{1}{(C_d A_0)^{1/\exp} (2g)} q^{\frac{1}{\exp}} \quad (3.49)$$

Substituindo $1/\exp$ por β , temos:

$$H = \frac{1}{(C_d A_0)^\beta (2g)} q^\beta \quad (3.50)$$

A equação (3.50) pode ser escrita de forma simplificada como:

$$H = \theta q^\beta \quad (3.51)$$

na qual

$$\theta = \frac{1}{(C_d A_0)^\beta (2g)} \quad (3.52)$$

Neste caso, um método numérico, como o Método Iterativo Linear ou Newton-Raphson, é necessário para a resolução matemática do contorno durante as simulações. Neste trabalho, os dois métodos são utilizados, sendo o Método Iterativo Linear empregado nas primeiras iterações, seguido do método Newton-Raphson. Isto se deve ao fato de que o método Newton-Raphson necessita de uma boa estimativa inicial para que haja convergência, a qual é atingida com rapidez. Já o Método Iterativo Linear não requer uma boa estimativa inicial mas oscila nas proximidades da solução. Os dois métodos são empregados utilizando as equações (3.51), (3.53) e (3.54).

$$H_{P1} = \frac{E_{N1} - q}{B_{N1}} \quad (3.53)$$

$$H_{P2} = z_2 \quad (3.54)$$

Bomba com velocidade constante à montante

A variação da carga piezométrica produzida entre os nós de montante e de jusante do ENO bomba pode ser representada por um polinômio de segunda ordem ajustado à curva carga piezométrica x vazão, descrito na forma:

$$H_{P2} - H_{P1} = H_B = a_0 + b_0 Q_B + c_0 Q_B^2 \quad (3.55)$$

em que a_0 , b_0 e c_0 são coeficientes a serem determinados e Q_B é a vazão bombeada.

Os coeficientes a_0 , b_0 e c_0 são determinados de acordo com a curva carga piezométrica x vazão da bomba (Figura 3.6). Três pontos distintos da curva são tomados, relativos à carga de vazão nula S (condição de “Shutt-off”), à carga de máximo rendimento R e a um ponto qualquer T.

Assim, os coeficientes podem ser obtidos pelas seguintes expressões:

$$a_0 = H_S \quad (3.56)$$

$$b_0 = \frac{(H_S - H_T)Q_R^2 - (H_S - H_R)Q_T^2}{Q_R Q_T^2 - Q_T Q_R^2} \quad (3.57)$$

$$c_0 = \frac{(H_S - H_R)Q_T - (H_S - H_T)Q_R}{Q_R Q_T^2 - Q_T Q_R^2} \quad (3.58)$$

FIGURA 3.6 – Curva carga piezométrica x vazão

Tais coeficientes também podem ser determinados utilizando a curva característica fornecida pelo fabricante da bomba.

Combinando-se as equações (3.20) e (3.55), a vazão bombeada pode ser determinada pela seguinte expressão:

$$Q_B = q = \frac{1}{2c_0} \left[B_B - b_0 - \sqrt{(B_B - b_0)^2 + 4c_0(C_B - a_0)} \right] \quad (3.59)$$

Desde que c_0 é negativo, a raiz negativa da equação (3.59) é selecionada para fornecer uma vazão bombeada no sentido positivo. O valor de H_{P2} pode ser obtido pela expressão (3.20) ou pela expressão (3.55).

Reservatório de nível constante

Neste caso, a variação da carga hidráulica entre os nós de montante e de jusante do ENO é nula. Portanto, a vazão que escoar através dele também é nula, e o nível do reservatório é conhecido. Assim:

$$q = 0 \quad (3.60)$$

$$H_{P1} = H_{P2} = H_R \quad (3.61)$$

sendo H_R o nível do reservatório.

Reservatório de nível constante a montante de válvula ou bomba

Neste tipo de contorno, a carga piezométrica a jusante do reservatório (que é a mesma a montante do mesmo) é a mesma carga de montante da válvula ou bomba. Desta forma:

$$H_{P1} = H_R \quad (3.62)$$

Utilizando-se a equação acima e a equação (3.32), obtém-se os valores das constantes da equação geral do elemento:

$$E_E = H_R - \frac{E_{N2}}{B_{N2}} \quad (3.63)$$

$$B_E = \frac{1}{B_{N2}} \quad (3.64)$$

Assim, o cálculo da carga piezométrica e da vazão na bomba ou válvula é realizado da mesma forma que anteriormente apresentado.

Reservatório de nível constante a jusante de válvula ou bomba

De forma análoga ao caso anterior, mas considerando agora que o nó de montante do reservatório corresponde ao nó de jusante da válvula ou bomba, pode-se admitir que:

$$H_{P2} = H_R \quad (3.65)$$

$$E_E = \frac{E_{N1}}{B_{N1}} - H_R \quad (3.66)$$

$$B_E = \frac{1}{B_{N1}} \quad (3.67)$$

Ponta de rede sem consumo

Se uma tubulação possui seu ponto extremo de jusante sem consumo e, além disso, constitui ponta de rede, a vazão q será nula e o valor da carga piezométrica $H_{P2} = E_{N2} / B_{N2}$.

Bomba com velocidade constante e válvula de retenção

A mesma equação (3.59) pode ser utilizada, mas com a condição de que se a vazão é negativa, a válvula de retenção fecha e a vazão é imposta como sendo igual à zero. Neste caso, as propriedades inerciais da bomba e da válvula de retenção não são levadas em consideração.

Tanque hidropneumático

De acordo com a Figura 3.7, o seguinte equacionamento pode ser utilizado para a junção do tanque hidropneumático com a tubulação:

$$C^+ : Q_{Pi} = C_P - Ca_i H_{Pi} \quad (3.68)$$

$$C^- : Q_{Pi+1} = C_n + Ca_{i+1} H_{Pi+1} \quad (3.69)$$

em que:

$$C_P = Q_A + Ca_i H_A - R' \Delta t Q_A |Q_A| \quad (3.70)$$

$$C_n = Q_B - Ca_{i+1} H_B - R' \Delta t Q_B |Q_B| \quad (3.71)$$

$$Ca_i = 1 / B_i \quad (3.72)$$

$$Ca_{i+1} = 1/B_{i+1} \quad (3.73)$$

$$R' = f / 2DA \quad (3.74)$$

FIGURA 3.7 – Tanque hidropneumático

Se as perdas na junção são negligenciadas, então:

$$H_{Pi} = H_{Pi+1} \quad (3.75)$$

De acordo com a equação da continuidade, temos:

$$Q_{Pi} = Q_{Pi+1} + Q_{Porf} \quad (3.76)$$

sendo Q_{Porf} a vazão através do orifício que liga o tanque à tubulação (considerada positiva se água entra no tanque).

Se considerarmos que o ar no topo do tanque segue a relação politrópica para um gás perfeito, então:

$$H_{Par}^* \forall_{Par}^{\varpi} = C^* \quad (3.77)$$

em que H_{Par}^* e $\forall_{Par}^{\varpi}$ são, respectivamente, a pressão absoluta e o volume de ar no final do intervalo de tempo, ϖ é o expoente politrópico para um gás perfeito, C^* é uma constante cujo valor é determinado de acordo com condições iniciais, isto é, $C_0^* = H_{0ar}^* \forall_{0ar}^{\varpi}$. O valor de ϖ é 1,4 para condições de expansão e contração adiabáticas, situação típica para transitórios rápidos.

A perda de carga no orifício pode ser expressa como:

$$h_{Porf} = C_{orf} Q_{Porf} |Q_{Porf}| \quad (3.78)$$

sendo

$$C_{orf} = K / 2gA_0^2 \quad (3.79)$$

em que A_0 é a área da seção transversal do orifício e K o coeficiente de perda de carga localizada (pode ser diferente na entrada e na saída do tubo).

Ainda de acordo com a Figura 3.7, as seguintes equações podem ser estabelecidas:

$$H_{Par}^* = H_{Pi} + H_{atm} - z_P - h_{Porf} \quad (3.80)$$

$$\forall_{Par} = \forall_{ar} - A_c(z_P - z) \quad (3.81)$$

$$z_P = z + 0,5(Q_{orf} + Q_{Porf}) \frac{\Delta t}{A_c} \quad (3.82)$$

em que H_{atm} é a pressão atmosférica, A_c a área da seção transversal (horizontal) do tanque, z e z_P são os níveis da água no início e no fim do intervalo de cálculo, respectivamente, Q_{orf} a vazão no orifício no início do intervalo de cálculo, e $\forall_{ar}$ o volume de ar no início do intervalo de cálculo.

Assim, têm-se nove equações, (3.68), (3.69), (3.75) a (3.78), (3.80) a (3.82), e nove incógnitas: Q_{Pi} , Q_{Pi+1} , Q_{Porf} , H_{Pi} , H_{Pi+1} , h_{Porf} , $\forall_{Par}$, H_{Par}^* e z_P . Um número de incógnitas pode ser eliminado rearranjando-se as equações (3.68), (3.75) e (3.76). Assim:

$$Q_{Porf} = (C_P - C_n) - (Ca_i + Ca_{i+1})H_{Pi} \quad (3.83)$$

Ainda, substituindo as equações (3.80) (3.81) em (3.77), temos:

$$(H_{Pi} + H_{atm} - z_P - C_{orf}Q_{Porf} | Q_{Porf} | [\forall_{ar} - A_c(z_P - z)]^{\overline{\sigma}} = C^* \quad (3.84)$$

Substituindo a equação (3.82) em (3.84), têm-se três incógnitas. Eliminando H_{Pi} e z_P destas equações, obtém-se uma equação não linear em termos de Q_{Porf} . Tal equação pode ser resolvida por uma técnica iterativa, como o método Newton-Raphson. O valor conhecido de Q_{orf} , no início do intervalo de cálculo, deve ser usado como a primeira estimativa do procedimento de busca.

Bolsa de ar

O contorno representando uma bolsa de ar pode ser calculado como um “pequeno tanque hidropneumático” sem o tubo de ligação do tanque à tubulação principal, com uma seção menor que a seção transversal do tubo.

Bomba com velocidade variável e longa linha de sucção

Para a completa representação matemática de uma bomba, as relações entre vazão, Q , velocidade de rotação, N , altura manométrica, H , e torque do conjunto moto-bomba, T , devem ser especificadas e são chamadas de características da bomba. Parâmetros adimensionais relacionados ao ponto de melhor eficiência (valores nominais) são usados como referência e definidos pelas seguintes variáveis, sendo que o subscrito R denota valores nominais (CHAUDHRY, 1987):

$$q = \frac{Q}{Q_R}; \quad h = \frac{H}{H_R}; \quad n = \frac{N}{N_R}; \quad b = \frac{T}{T_R} \quad (3.85)$$

Avaliando os sinais destas relações de dependência, o funcionamento de uma bomba pode ser dividido em oito zonas de operação e quatro quadrantes, I-IV, em termos de um ângulo $\omega = \tan^{-1} (n / q)$ (Figura 3.8).

Curvas características podem ser definidas pelos parâmetros de Suter para carga piezométrica e torque, F_h e F_b , respectivamente. Estes parâmetros podem ser avaliados em função do ângulo ω para diferentes valores de velocidade específica N_s , conforme os gráficos da Figura 3.9.

$$F_h = \frac{h}{n^2 + q^2}; \quad F_b = \frac{b}{n^2 + q^2}; \quad N_s = \frac{N_R Q_R}{H_R^{3/4}} \quad (3.86)$$

FIGURA 3.8 – Zonas e quadrantes de funcionamento de uma bomba (RAMOS et al., 2005)

FIGURA 3.9 – Parâmetros de Suter para diferentes valores de velocidade específica (CHAUDHRY, 1987)

Para o cálculo das variáveis q , h , n e b , um procedimento iterativo deve ser utilizado, no qual os valores das variáveis no final de cada iteração são dados por q_P , h_P , n_P e b_P . Para a correta avaliação destas variáveis, primeiro deve ser determinado o segmento de reta das curvas características da bomba correspondentes a n_P e q_P . No entanto, como esses valores são inicialmente desconhecidos, deve-se utilizar como estimativa inicial os valores determinados por extrapolação a partir dos valores conhecidos no instante anterior de cálculo (iteração anterior). Assim:

$$\begin{cases} n_e = n_i + \Delta n_{i-1} \\ q_e = q_i + \Delta q_{i-1} \end{cases} \quad (3.87)$$

sendo n_e e q_e os valores estimados ao final da iteração i , n_i e q_i os valores conhecidos na iteração i , Δn_{i-1} e Δq_{i-1} as variações durante a iteração $i-1$. Assim, os pontos na malha de cada lado de $\omega_e = \tan^{-1}(n_e/q_e)$ são estabelecidos e as ordenadas $h/(n^2+q^2)$ e $b/(n^2+q^2)$ são determinadas a partir dos valores anteriormente armazenados. Considerando que os pontos determinados correspondem aos valores de q_P , h_P , n_P e b_P , e que obedeçam aos segmentos de retas avaliados, temos que:

$$\frac{h_P}{n_P^2 + q_P^2} = a_1 + a_2 \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} \quad (3.88)$$

$$\frac{b_P}{n_P^2 + q_P^2} = a_3 + a_4 \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} \quad (3.89)$$

nas quais a_1 e a_2 , e a_3 e a_4 são constantes dos segmentos de reta das curvas características de pressão e torque, respectivamente. Se $y=a_1+a_2x$ é a equação do segmento de reta passando pelos pontos (x_1, y_1) e (x_2, y_2) , então $a_1=(y_1x_2 - y_2x_1) / (x_2 - x_1)$ e $a_2=(y_2 - y_1)/(x_2 - x_1)$. Idem para a_3 e a_4 .

Para o cálculo do torque de um sistema rotacional, a equação diferencial de massas girantes pode ser utilizada. Tal expressão relaciona o torque ao momento polar de inércia e à aceleração angular do sistema. Desde que não haja forças externas agindo sobre o conjunto moto-bomba durante o transitório hidráulico, o torque da bomba será (CHAUDHRY, 1987; LUVIZOTTO JR; KOELLE, 1992; THORLEY; FAITHFULL, 1992):

$$T = -I \frac{2\pi}{60} \frac{dN}{dt} \quad (3.90)$$

em que I é o momento polar de inércia do conjunto moto-bomba e N a velocidade de rotação da bomba em rpm. De acordo com a equação (3.85), a equação (3.90) pode ser reescrita como:

$$b = -I \frac{2\pi N_R}{60 T_R} \frac{dn}{dt} \quad (3.91)$$

em que $T_R = 60\gamma H_R Q_R / (2\pi N_R \eta_R)$, em que γ é o peso específico da água e η_R o valor nominal de eficiência da bomba.

Utilizando um valor médio de b durante o mesmo intervalo de cálculo, a equação (3.91) pode ser reescrita na forma de diferenças finitas:

$$\frac{n_p - n}{\Delta t} = -\frac{60T_R}{2\pi IN_R} \frac{b + b_p}{2} \quad (3.92)$$

que pode ser simplificada para:

$$n_p - C_6 b_p = n + C_6 b \quad (3.93)$$

na qual:

$$C_6 = \frac{-15T_R \Delta t}{\pi IN_R} \quad (3.94)$$

Neste trabalho, o momento polar de inércia do conjunto moto-bomba é calculado pela seguinte expressão (CHAUDHRY, 1987):

$$I = k_I P_W^{1,38} \quad (3.95)$$

sendo P_W a potência nominal do motor e k_I uma constante empírica.

Se a linha de sucção do sistema não é considerada curta quando comparada à linha de recalque, a propagação da onda elástica tem que ser considerada na linha a montante da bomba. Portanto, tem-se que incluir a equação característica para a linha de sucção. De acordo com o esquema da Figura 3.10, as seguintes equações podem ser descritas:

$$H_P = H_{Pi+1} - H_{Pi} \quad (3.96)$$

$$Q_{Pi} = C_P - Ca_i H_{Pi} \quad (3.97)$$

$$Q_{Pi+1} = C_n + Ca_{i+1} H_{Pi+1} \quad (3.98)$$

$$Q_{Pi} = Q_{Pi+1} = Q_P \quad (3.99)$$

FIGURA 3.10 – Bomba com longa linha de sucção

Rearranjando-se as equações (3.96) a (3.99) em conjunto com as equações (3.88), (3.89) e (3.93), obtemos:

$$F_1 = a_1(n_P^2 + q_P^2) + a_2(n_P^2 + q_P^2) \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} - C_7 q_P + C_8 = 0 \quad (3.100)$$

$$F_2 = n_P - C_6 a_3(n_P^2 + q_P^2) - C_6 a_4(n_P^2 + q_P^2) \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} - n - C_6 b = 0 \quad (3.101)$$

nas quais:

$$C_7 = \frac{(Ca_i + Ca_{i+1})Q_R}{Ca_i Ca_{i+1} H_R} \quad (3.102)$$

$$C_8 = \frac{C_n Ca_i + C_P Ca_{i+1}}{Ca_i Ca_{i+1} H_R} \quad (3.103)$$

Por diferenciação das equações (3.100) e (3.101) em relação a n_P e q_P , temos:

$$\frac{\partial F_1}{\partial n_P} = 2a_1 n_P + 2a_2 n_P \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} + a_2 q_P \quad (3.104)$$

$$\frac{\partial F_1}{\partial q_P} = 2a_1 q_P + 2a_2 q_P \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} + a_2 n_P - C_7 \quad (3.105)$$

$$\frac{\partial F_2}{\partial n_P} = 1 - C_6 \left(2a_3 n_P + a_4 q_P + 2a_4 n_P \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} \right) \quad (3.106)$$

$$\frac{\partial F_2}{\partial q_P} = C_6 \left(-2a_3 q_P + a_4 n_P - 2a_4 q_P \tan^{-1} \frac{n_P}{q_P} \right) \quad (3.107)$$

Assim, se n_P^i e q_P^i são os valores iniciais conhecidos, a solução do problema é dada

por:

$$n_P^{i+1} = n_P^i + \delta n_P \quad (3.108)$$

$$q_P^{i+1} = q_P^i + \delta q_P \quad (3.109)$$

nas quais:

$$\delta n_P = \frac{F_2 \frac{\partial F_1}{\partial q_P} - F_1 \frac{\partial F_2}{\partial q_P}}{\frac{\partial F_1}{\partial n_P} \frac{\partial F_2}{\partial q_P} - \frac{\partial F_1}{\partial q_P} \frac{\partial F_2}{\partial n_P}} \quad (3.110)$$

$$\delta q_P = \frac{F_2 \frac{\partial F_1}{\partial n_P} - F_1 \frac{\partial F_2}{\partial n_P}}{\frac{\partial F_1}{\partial q_P} \frac{\partial F_2}{\partial n_P} - \frac{\partial F_1}{\partial n_P} \frac{\partial F_2}{\partial q_P}} \quad (3.111)$$

Se $|\delta n_p|$ e $|\delta q_p|$ forem menores que uma tolerância especificada (por exemplo 0,001), então n_p^{i+1} e q_p^{i+1} são as soluções das equações (3.100) e (3.101). O fluxograma da Figura 3.11 ilustra o procedimento de cálculo de uma bomba com velocidade variável.

FIGURA 3.11 – Fluxograma do procedimento de cálculo da condição de contorno bomba com velocidade variável (CHAUDHRY, 1987)

3.4.3 – Cálculo da Celeridade

Considerando o comportamento elástico da parede do tubo (relação tensão x deformação linear), a celeridade pode ser estimada por (HALLIWELL, 1963):

$$a = \sqrt{K_2 / \rho \left[1 + \left(\frac{K_2}{E_0} \right) \psi (D/e) \right]} \quad (3.112)$$

sendo ψ um parâmetro adimensional dependente das propriedades elásticas do tubo (dimensões da seção transversal, condições de ancoragem da tubulação, razão de Poisson), E_0 o módulo de elasticidade de Young da parede do conduto, K_2 o módulo de elasticidade do fluido, ρ a massa específica do fluido, D o diâmetro e e a espessura da parede do tubo. Tal equacionamento é tradicionalmente empregado para a análise de transitórios hidráulicos em tubulações metálicas, as quais possuem relação tensão x deformação linear e elástica, diferentemente dos tubos plásticos.

3.4.4 – Considerações sobre o Fator de Atrito no Escoamento Permanente

No escoamento não-permanente, as vazões nos tubos não são constantes ao longo do tempo. Assim, o fator de atrito tende a sofrer alterações devido à variação da vazão, através do número de Reynolds. Uma formulação que contempla a variação do fator de atrito em relação ao número de Reynolds e das propriedades do tubo, como rugosidade absoluta e diâmetro, é proposta por Swamee (1993). Esta equação é válida para os escoamentos laminar, de transição e turbulento, sendo dada por:

$$f = \left\{ \left(\frac{64}{Re} \right)^8 + 9,5 \left[\ln \left(\frac{\varepsilon_0}{3,7D} + \frac{5,74}{Re^{0,9}} \right) - \left(\frac{2500}{Re} \right)^6 \right]^{-16} \right\}^{0,125} \quad (3.113)$$

em que ε_0 é a rugosidade absoluta da tubulação e Re é o número de Reynolds, dado por:

$$Re = \frac{4Q}{\pi D \nu} \quad (3.114)$$

em que ν é a viscosidade cinemática do fluido.

A equação acima é válida quando se utiliza a fórmula universal de perda de carga. No entanto, é comum o emprego da formulação de Hazen-Williams. Assim, para a obtenção de uma expressão que relacione o fator de atrito com o coeficiente de Hazen-Williams, basta igualar a equação da fórmula universal com a equação de perda de carga de Hazen-Williams.

A expressão resultante, considerando a água na temperatura ambiente, é dada por (PORTO, 1998):

$$f = \frac{1059,1}{C^{1,852} D^{0,0204}} \text{Re}^{-0,15} \quad (3.115)$$

na qual C é o coeficiente de Hazen-Williams.

3.4.5 – Discretização do Sistema: Determinação do Passo de Tempo

Um dos problemas a serem solucionados quando da aplicação do método das características é a discretização do sistema, particularmente quando se trata de uma rede com dois ou mais condutos, pois o mesmo passo de tempo deve ser utilizado para avaliação sobre todos os condutos.

Considerando que o passo de tempo deva ser o mesmo para todas as tubulações e obedecer à condição de estabilidade de Courant ($\Delta x > a \cdot \Delta t$), este deve ser calculado pela seguinte expressão:

$$\Delta t = \frac{L_1}{N_1 a_1} = \frac{L_2}{N_2 a_2} = \dots = \frac{L_i}{N_i a_i} = \dots = \frac{L_n}{N_n a_n} \quad (3.116)$$

em que L_i é o comprimento do tubo i , N o número de trechos do tubo i e n o número de tubos do sistema.

Iglesias (2001) comenta que a expressão (3.116) apresenta dois problemas: o termo N_i deve ser um número inteiro e a expressão deve ser verificada para todas as tubulações do sistema. Para solucionar esses problemas, permite-se, durante a análise do transitório hidráulico, uma ligeira modificação no valor da celeridade para os condutos que apresentarem essa necessidade. Segundo o autor, a modificação no valor da celeridade é aceitável, pois o conhecimento prévio de tal valor já constitui uma aproximação, o que não acontece com o valor dos comprimentos dos condutos. Sendo assim, Iglesias (2001) propõe um algoritmo (chamado CALCDT) para a determinação do número de trechos N_i e do passo de tempo, conforme Figura 3.12.

Duas informações devem ser fornecidas segundo o algoritmo da Figura 3.12. A primeira é a tubulação que possui o menor tempo de deslocamento das ondas de pressão ao longo da mesma. Isto é possível localizando, dentre todas as tubulações, aquela que possui o menor valor da relação L_i/a_i . Uma vez estabelecida esta tubulação, é necessário calcular qual o número de trechos N_C em que a mesma será dividida. A segunda refere-se aos valores das

celeridades reais a_k , os quais devem ser levantados em campo (ou laboratório, no caso deste trabalho) ou mesmo estimados por formulações teóricas que levam em consideração as características físicas dos tubos e do fluido.

FIGURA 3.12 – Fluxograma do algoritmo CALCDT para determinação do passo de tempo e discretização de cada um dos condutos de um sistema (IGLESIAS, 2001)

3.4.6 – Inicialização do Procedimento de Cálculo

Diferentes técnicas de inicialização das cargas piezométricas nos nós e vazões nas tubulações durante o procedimento de cálculo do evento transitório são propostas na literatura. Pode-se citar como uma delas o uso de vazões nulas nas tubulações, o que acarreta perda de carga nula entre os nós de montante e jusante da tubulação. Sendo assim, os nós recebem como estimativa inicial a carga estática no sistema, ou seja, o valor do nível do reservatório que abastece a rede. Além disso, as demandas nos nós podem ser nulas no início e aumentar, gradativamente, até o valor potencial de cada nó (RIGHETTO, 1994).

Outro procedimento é a inicialização das vazões pelo valor correspondente à máxima velocidade de escoamento associada ao diâmetro de cada tubulação, ou, ainda, a simples adoção de uma velocidade comum a todas as tubulações do sistema.

Seja qual for o procedimento de inicialização, uma estimativa inicial ruim consome um tempo de processamento computacional muito maior para a convergência do modelo hidráulico ou mesmo variações irreais de pressões e vazões.

Neste trabalho, o *software* EPANET 2 (ROSSMAN, 2000) é utilizado com o intuito de gerar os valores de vazões e cargas piezométricas. Tais valores são, então, utilizados nos cálculos da estimativa inicial através do Método das Características (MoC). Conhecidas as condições de escoamento permanente do sistema, a análise em escoamento transitório é, então, realizada também pelo MoC. O uso do EPANET 2 tem como objetivo acelerar o procedimento de inicialização, diminuir a alocação de memória computacional durante as simulações, evitando o uso de diversas matrizes de elevadas dimensões, e facilitar a entrada de dados da rede por meio da utilização do arquivo de extensão *INP* gerado pelo EPANET 2.

3.4.7 – Fluxograma do Modelo de Simulação Hidráulica

Na Figura 3.13 é apresentado o fluxograma do modelo para análise hidráulica de redes de distribuição de água implementado para desenvolvimento deste trabalho.

O processo tem início com a determinação das pressões nos nós e vazões nos tubos com a utilização do EPANET 2. Tais valores são, então, empregados pelo Método das Características no cálculo da estimativa inicial e para a análise hidráulica em escoamento transitório.

As constantes dos nós e tubos são C_A , B_A , C_B , B_B , E_N e B_N . Já as constantes dos ENOs não-tubos são E_E e B_E .

Como critério de convergência, pode-se adotar o tempo máximo do evento transitório que se pretende analisar e/ou a convergência para o estado de escoamento permanente. Neste trabalho, o tempo máximo do evento transitório foi adotado como critério de convergência.

3.5 – Incorporação de Fator de Atrito Variável no Modelo de Simulação Hidráulica

O fluxo transitório em um conduto sob pressão é governado por equações diferenciais parciais não-lineares, representativas das leis da quantidade de movimento (3.117) e da conservação de massa (3.118):

$$\frac{\partial V}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} + gh_f = 0 \quad (3.117)$$

FIGURA 3.13 – Fluxograma do modelo de simulação hidráulica

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (3.118)$$

sendo x a distância, t o tempo, $H=H(x,t)$ a carga piezométrica, variável ao longo do comprimento da tubulação e do tempo, $V=V(x,t)$ a velocidade, também variável ao longo do comprimento da tubulação e do tempo, D o diâmetro interno da tubulação, a a celeridade da onda de pressão, g a aceleração da gravidade e h_f o termo de atrito (adimensional).

Tradicionalmente, nas análises do escoamento transitório é empregado o fator de atrito calculado para condições de escoamento permanente. No entanto, autores têm avaliado recentemente formulações para a consideração do regime transitório no cálculo do fator de

atrito. A utilização de modelos de atrito variável tem sido enfocada com especial interesse na literatura, visto que investigações de campo e de laboratório demonstram que as pressões geradas pelo fechamento rápido de uma válvula sofrem maior atenuação dos pulsos no evento transitório do que previstas nas simulações hidráulico-computacionais. Para alguns autores (BRUNONE; GOLIA; GRECO, 1991a,b; BUGHAZEM; ANDERSON, 1996), esse fato se deve à utilização de um fator de atrito para o escoamento permanente nas simulações dos transitórios hidráulicos. Neste trabalho, a formulação proposta por Brunone, Golia e Greco (1991a,b) é utilizada, segundo a qual o termo de atrito é resultado da soma entre as parcelas referentes ao fator de atrito em escoamento permanente e às acelerações local e convectiva do fluido. Assim, o termo h_f dado por:

$$h_f = h_{fs} = \frac{fV|V|}{2gD} \quad (\text{Formulação tradicional}) \quad (3.119)$$

é substituído por (BRUNONE et al., 1991a,b):

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} = \frac{fV|V|}{2gD} + \frac{K_3}{g} \left(\frac{\partial V}{\partial t} - a \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (3.120)$$

sendo f o fator de atrito, h_{fs} o termo de atrito no escoamento permanente, h_{fu} o termo de atrito no escoamento transitório e K_3 um coeficiente de amortecimento.

Utilizando o método das características para a resolução do sistema de equações diferenciais parciais, as equações (3.117) e (3.118) podem ser reescritas na forma (BUGHAZEM; ANDERSON, 2000; LUVIZOTTO JR, 2000):

$$L_1 = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (3.121)$$

$$L_2 = \frac{\partial V}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fV|V|}{2D} + K_3 \left(\frac{\partial V}{\partial t} - a \frac{\partial V}{\partial x} \right) = 0 \quad (3.122)$$

Tais equações combinadas linearmente, utilizando um multiplicador λ desconhecido produz:

$$L = L_1 + \lambda L_2 = 0 \quad (3.123)$$

ou

$$L = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} + \lambda \frac{\partial V}{\partial t} + \lambda g \frac{\partial H}{\partial x} + \lambda \frac{fV|V|}{2D} + \lambda K_3 \frac{\partial V}{\partial t} - \lambda K_3 a \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (3.124)$$

$$\left(\frac{\partial H}{\partial t} + \lambda g \frac{\partial H}{\partial x} \right) + \left[(\lambda + \lambda K_3) \frac{\partial V}{\partial t} + \left(\frac{a^2}{g} - \lambda K_3 a \right) \frac{\partial V}{\partial x} \right] + \lambda \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.125)$$

$$\left(\frac{\partial H}{\partial t} + \lambda g \frac{\partial H}{\partial x} \right) + \lambda(1 + K_3) \left[\frac{\partial V}{\partial t} + \frac{1}{\lambda(1 + K_3)} \left(\frac{a^2}{g} - \lambda K_3 a \right) \frac{\partial V}{\partial x} \right] + \lambda \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.126)$$

As duas variáveis V e H são funções de x e t , e, se a variável independente x é função de t , então as derivadas totais podem ser escritas da seguinte maneira:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (3.127)$$

$$\frac{dV}{dt} = \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{\partial V}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (3.128)$$

Assim, de acordo com as equações (3.126), (3.127) e (3.128):

$$\frac{dx}{dt} = \lambda g = \frac{1}{\lambda(1 + K_3)} \left(\frac{a^2}{g} - \lambda K_3 a \right) \quad (3.129)$$

cujas raízes são (ver desenvolvimento no APÊNDICE A):

1ª solução (positiva):

$$\lambda = \frac{a}{g(1 + K_3)} \quad (3.130)$$

2ª solução (negativa):

$$\lambda = -\frac{a}{g} \quad (3.131)$$

Substituindo as equações (3.130) e (3.131) em (3.129), duas relações entre x e t são obtidas:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{a}{1 + K_3} \Rightarrow C^+ \quad (3.132)$$

$$\frac{dx}{dt} = -a \Rightarrow C^- \quad (3.133)$$

Assim, substituindo as equações (3.132) e (3.133) em (3.126), temos:

$$C^+ : \frac{dH}{dt} + \frac{a}{g(1 + K_3)} (1 + K_3) \frac{dV}{dt} + \frac{a}{g(1 + K_3)} \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.134)$$

$$C^- : \frac{dH}{dt} - \frac{a}{g} (1 + K_3) \frac{dV}{dt} - \frac{a}{g} \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.135)$$

que podem ser expressas em termos das vazões por:

$$C^+ : \frac{dH}{dt} + \frac{a}{gA} \frac{dQ}{dt} + \frac{a}{(1 + K_3)} \frac{fQ|Q|}{2gDA^2} = 0 \quad (3.136)$$

Interpolação temporal: trata-se da obtenção dos valores das cargas piezométricas e vazões do ponto A' a partir dos valores conhecidos nos pontos R e S, correspondentes ao mesmo ponto do conduto mas em instantes de tempo de cálculo anteriores. Sendo assim:

$$\frac{\Phi_R - \Phi_{A'}}{\Phi_R - \Phi_S} = \frac{\frac{K_3 \cdot \Delta x}{a}}{\frac{\Delta x}{a}} \Rightarrow \Phi_{A'} = \Phi_R - K_3(\Phi_R - \Phi_S) \quad (3.141)$$

em que Φ representa a variável que se deseja interpolar (carga piezométrica ou vazão).

Interpolação espacial: trata-se da utilização na reta característica positiva dos valores das cargas piezométricas e vazões no ponto A da Figura 3.14. Para isso, é necessário realizar uma interpolação espacial no instante anterior ao de cálculo para determinar os valores da carga piezométrica e da vazão no ponto A, a partir dos valores conhecidos nos pontos R e C, correspondentes ao mesmo instante de tempo mas em pontos distintos do conduto. Assim:

$$\frac{\Phi_A - \Phi_R}{\Phi_C - \Phi_R} = \frac{\frac{K_3 \cdot \Delta x}{(K_3 + 1)}}{\Delta x} \Rightarrow \Phi_A = \Phi_R + \frac{K_3}{(K_3 + 1)}(\Phi_C - \Phi_R) \quad (3.142)$$

Estudos realizados por Bughazem e Anderson (1996) demonstram que praticamente não existe diferença nos resultados obtidos mediante correção pela interpolação temporal ou espacial. Iglesias (2001) comenta que, se não existe diferença do ponto de vista dos resultados obtidos, o mesmo não ocorre do ponto de vista do esforço computacional. A interpolação temporal explícita utiliza informação de dois instantes de tempo anteriores ao de cálculo, acarretando a necessidade de armazenamento de mais informação de estados anteriores. Ao contrário, a interpolação espacial elimina a necessidade de armazenar tamanha quantidade de dados por empregar apenas valores do instante anterior de cálculo. Sendo assim, neste trabalho, é utilizada a interpolação espacial para a correção da malha de cálculo.

3.5.1 – Integração das Equações Características

Para a resolução das equações (3.138) e (3.139), um esquema de diferenças finitas de primeira ordem pode ser aplicado.

A malha formada no plano $x-t$ para o cálculo dos valores de V e H é mostrada na Figura 3.14. Ao longo da distância x , a tubulação é dividida em N seções com comprimento Δx . Um intervalo de tempo é calculado, $\Delta t = \Delta x / a$, e a equação $dx / dt = +a / (1+K_3)$ é

satisfeita ao longo da linha característica positiva AP. Se as variáveis dependentes V e H são conhecidas em A (através de interpolação), então a equação (3.138), que é válida ao longo da linha C^+ , pode ser integrada entre os limites A e P, e, então, escrita em termos das variáveis desconhecidas V e H em P.

$$dH + \frac{a}{gA} dQ + \frac{a \cdot dt}{gA(1 + K_3)} \frac{fQ|Q|}{2DA} = 0 \quad (3.143)$$

como $\frac{dx}{dt} = \frac{a}{1 + K_3} \Rightarrow a \cdot dt = (1 + K_3) dx$, a equação (3.143) torna-se:

$$dH + \frac{a}{gA} dQ + \frac{fQ|Q|}{2gDA^2} dx = 0 \quad (3.144)$$

Logo, a integração ao longo de C^+ é dada por:

$$\int_{H_A}^{H_P} dH + \frac{a}{gA} \int_{Q_A}^{Q_P} dQ + \frac{f}{2gDA^2} \int_{x_A}^{x_P} Q|Q| dx = 0 \quad (3.145)$$

Assim, se utilizada uma aproximação mista para a integração do termo $Q|Q|$, ou seja, com informação de Q em P e A, obtém-se a seguinte equação para a determinação de H_P :

$$(H_P - H_A) + \frac{a}{gA} (Q_P - Q_A) + \frac{f \cdot \Delta x}{2gDA^2} Q_P |Q_A| = 0 \quad (3.146)$$

$$H_P = H_A + BQ_A - (B + R |Q_A|) Q_P \quad (3.147)$$

em que B é função das propriedades físicas do fluido e do tubo, freqüentemente chamado de impedância característica, dada por:

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.148)$$

e R é o coeficiente de resistência, dado por:

$$R = \frac{f \cdot \Delta x}{2gDA^2} \quad (3.149)$$

Desenvolvendo a equação (3.147), tem-se:

$$H_P = C_A - B_A \cdot Q_P \quad (3.150)$$

sendo

$$C_A = H_A + BQ_A \quad (3.151)$$

$$B_A = B + R |Q_A| \quad (3.152)$$

Lembrando que os valores de H_A e Q_A são obtidos via interpolação espacial, ou seja:

$$Q_A = Q_R + \frac{K_3}{(K_3 + 1)} (Q_C - Q_R) \quad (3.153)$$

$$H_A = H_R + \frac{K_3}{(K_3 + 1)}(H_C - H_R) \quad (3.154)$$

Uma integração análoga da equação (3.148) é realizada ao longo de BP:

$$-dH + \frac{a}{gA}(1 + K_3)dQ + \frac{fQ|Q|}{2gDA^2}a.dt = 0 \quad (3.155)$$

como $\frac{dx}{dt} = -a \Rightarrow a.dt = -dx$, a integração ao longo de C^* é dada por:

$$-\int_{H_B}^{H_P} dH + \frac{a}{gA}(1 + K_3)\int_{Q_B}^{Q_P} dQ - \frac{f}{2gDA^2}\int_{x_B}^{x_P} Q|Q|dx = 0 \quad (3.156)$$

Utilizando novamente uma aproximação mista para a integração do termo $Q|Q|$, obtemos outra equação para a resolução de H_P :

$$-(H_P - H_B) + \frac{a}{gA}(1 + K_3)(Q_P - Q_B) + \frac{f.\Delta x}{2gDA^2}Q_P|Q_B| = 0 \quad (3.157)$$

que, desenvolvida, torna-se:

$$H_P = C_B + B_B \cdot Q_P \quad (3.158)$$

sendo

$$C_B = H_B - B_K Q_B \quad (3.159)$$

$$B_B = B_K + R|Q_B| \quad (3.160)$$

$$B_K = B(1 + K_3) \quad (3.161)$$

Neste caso, não há interpolação.

Pela igualdade das equações (3.150) e (3.158), obtemos uma equação explícita para o cálculo da vazão em P:

$$Q_P = \frac{C_A - C_B}{B_A + B_B} \quad (3.162)$$

Os equacionamentos apresentados para a malha regular permitem a determinação de H e Q nas seções interiores da malha de cálculo. Nos pontos extremos, são necessárias equações complementares em termos de H e Q para a obtenção da solução nos contornos, pois se dispõe de apenas uma reta característica para cada extremidade.

3.5.2 – Fator de Atrito Variável com k' de Vítkovský – Método Numérico

Para eliminar interpolações na malha característica, a formulação de Vítkovský et al. (2000) é utilizada no cálculo da componente de atrito variável h_{fi} .

$$h_f = h_{fs} + h_{fu} = \frac{fV|V|}{2gD} + \frac{k'}{g} \left(\frac{\partial V}{\partial t} + a.SGN(V) \left| \frac{\partial V}{\partial x} \right| \right) \quad (3.163)$$

sendo k' o coeficiente de amortecimento, e SGN o operador de sinal da velocidade média.

Esta formulação requer o cálculo das derivadas e da malha característica sem interpolações, com as linhas características apresentando declividades $dx/dt = \pm a$, como mostrado na Figura 3.2.

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

Aceleração convectiva

$$C^+ : \frac{\partial Q}{\partial x} = \frac{Q_{i,t-\Delta t} - Q_{i-1,t-\Delta t}}{\Delta x} \quad (3.164)$$

$$C^- : \frac{\partial Q}{\partial x} = \frac{Q_{i,t-\Delta t} - Q_{i+1,t-\Delta t}}{\Delta x} \quad (3.165)$$

Aceleração local

$$C^\pm : \frac{\partial Q}{\partial t} = \frac{Q_{i,t} - Q_{i,t-\Delta t}}{\Delta t} \quad (3.166)$$

Operador de sinal

$$C^+ : SGN(Q) = SGN(Q_{i-1,t-\Delta t}) \quad (3.167)$$

$$C^- : SGN(Q) = SGN(Q_{i+1,t-\Delta t}) \quad (3.168)$$

3.6 – Escoamento Transitório em Condutos Plásticos – Modelo Viscoelástico Linear

O comportamento de materiais plásticos é usualmente considerado em termos de dois tipos de materiais ideais: o sólido elástico e o líquido viscoso. Isso evoca a analogia entre a Lei de Hooke para sólidos elásticos e a Lei de Newton para líquidos viscosos. Na primeira, a tensão é linearmente relacionada à deformação e, na última, a tensão é linearmente dependente da taxa de variação da deformação. Portanto, uma simples relação constitutiva para o comportamento de um sólido viscoelástico linear pode ser obtida pela combinação dessas duas leis (WARD; HADLEY, 1993).

Tubos plásticos, tais como policloreto de vinila (PVC) e polietileno (PE), possuem respostas a solicitações divididas em instantânea elástica e retardada viscosa (lenta). Dessa

maneira, a deformação total pode ser decomposta em deformação instantânea elástica, ε_e , mais uma parcela de retardo, ε_r (COVAS et al., 2005):

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_e + \varepsilon_r(t) \quad (3.169)$$

Para a representação matemática do comportamento viscoelástico linear, o “Princípio da Superposição de Boltzmann” é utilizado. Segundo ele, cada fase do carregamento de tensões provoca uma contribuição independente na deformação total final, e que a deformação total pode ser obtida pela soma de todas as parcelas independentes. Portanto, a deformação total gerada pela aplicação contínua de uma tensão $\sigma(t)$ é dada por (AKLONIS; MACKNIGHT, 1983; WARD; HADLEY, 1993):

$$\varepsilon(t) = J_0 \sigma(t) + \int_0^t \sigma(t-t') \frac{\partial J(t')}{\partial t'} dt' \quad (3.170)$$

sendo J_0 a fluência instantânea (igual ao inverso do módulo de elasticidade, $J_0 = 1/E_0$, para materiais elásticos lineares) e $J(t')$ a função de fluência no tempo t' .

De acordo com Covas et al. (2005a), considerando que o material do tubo (i) é homogêneo e isotrópico; (ii) possui comportamento viscoelástico linear para baixas deformações; (iii) o coeficiente de Poisson ν é constante tal que o comportamento mecânico é somente dependente da função de fluência; e (iv) a tensão circunferencial σ é dada por $\sigma = \alpha \Delta p D / 2e$, a deformação circunferencial total, $\varepsilon = (D - D_0) / D_0$, pode ser descrita por:

$$\varepsilon(t) = \frac{\alpha_0 D_0}{2e_0} [P(t) - P_0] J_0 + \int_0^t \frac{\alpha(t-t') D(t-t')}{2e(t-t')} [P(t-t') - P_0] \frac{\partial J(t')}{\partial t'} dt' \quad (3.171)$$

na qual o primeiro termo corresponde à deformação elástica ε_e , o termo contendo a integral corresponde à deformação lenta ε_r , $P(t)$ é a pressão no tempo t , P_0 é a pressão inicial, $D(t)$ e D_0 os diâmetros internos nos tempos t e $t = 0$, respectivamente, $e(t)$ e e_0 a espessura da parede da tubulação nos tempos t e $t = 0$, respectivamente, $\alpha(t)$ e α_0 o coeficiente dependente do tipo de ancoragem do tubo nos tempos t e $t = 0$, respectivamente, calculado por (COVAS et al., 2004a):

$$\alpha_0 = \frac{2e}{D} (1 + \nu) + \frac{D}{D + e} (1 - \nu^2) \quad (3.172)$$

Neste trabalho, a função de fluência $J(t)$ é determinada utilizando um modelo inverso baseado em dados coletados em escoamento transitório, além de ensaios mecânicos com amostras do material dos tubos. Assim, a função de fluência deve ser representada por uma expressão matemática e o modelo mecânico generalizado de um sólido viscoelástico (Fig. 3.15) é tipicamente utilizado para descrever a função de fluência. Este modelo é uma

combinação de elementos, ditos molas e amortecedores, que reproduzem o comportamento viscoelástico de um sistema real (AKLONIS; MACKNIGHT, 1983):

$$J(t) = J_0 + \sum_{k=1}^{N_{KV}} J_k (1 - e^{-t/\tau_k}) \quad (3.173)$$

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

FIGURA 3.15 – Modelo generalizado Kelvin-Voigt de um sólido viscoelástico

3.6.1 – Esquema Numérico – Método das Características Híbrido

O conjunto de equações diferenciais parciais hiperbólicas (3.117) e (3.118) pode ser utilizado para a descrição de transitórios hidráulicos em condutos com comportamento elástico linear. No entanto, para a consideração do comportamento viscoelástico do material da parede do tubo, a equação da continuidade (3.118) deve ser novamente deduzida a partir do teorema de transporte de Reynolds. Assim, as duas componentes de deformação devem ser avaliadas: (i) a deformação elástica, que é incluída no termo derivativo da carga piezométrica em relação ao tempo e na velocidade da onda elástica, calculada pela equação (3.112) considerando $E_0 = 1/J_0$, e (ii) a deformação lenta, que é representada por um novo termo na equação de continuidade. Assim, o novo conjunto de equações diferenciais parciais torna-se (COVAS, 2003):

$$\frac{dH}{dt} + \frac{a^2}{gA} \frac{\partial Q}{\partial x} + \frac{2a^2}{g} \frac{d\varepsilon_r}{dt} = 0 \quad (3.174)$$

$$\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{1}{gA} \frac{dQ}{dt} + h_f = 0 \quad (3.175)$$

As equações (3.174) e (3.175), e o segundo termo da equação (3.171) descrevem as variações de pressão e vazão ao longo de um conduto pressurizado. Este conjunto de equações diferenciais é resolvido pelo Método das Características, o qual permite a transformação das equações (3.174) e (3.175) em um conjunto de equações diferenciais totais válidas ao longo das linhas características com declividades $dx/dt = \pm a$:

$$C^\pm : \frac{dH}{dt} \pm \frac{a}{gA} \frac{dQ}{dt} \pm ah_f + \frac{2a^2}{g} \left(\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} \right) = 0 \quad (3.176)$$

Utilizando uma malha computacional retangular e desprezando os termos convectivos, estas equações simplificadas podem ser resolvidas numericamente pelo seguinte esquema:

$$C^\pm : (H_{i,t} - H_{i\mp 1, t-\Delta t}) \pm \frac{a}{gA} (Q_{i,t} - Q_{i\mp 1, t-\Delta t}) \pm a\Delta t h_f + \frac{2a^2 \Delta t}{g} \left(\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} \right)_{i, i\mp 1} = 0 \quad (3.177)$$

válido ao longo de $\Delta x/\Delta t = \pm a$. Nestas equações, a declividade da linha de energia (terceiro termo) e o termo derivativo temporal da deformação lenta (quarto termo) não podem ser diretamente resolvidos e requerem mais uma discretização numérica. Covas (2003) apresenta as bases para o cálculo destes termos e o novo método é chamado aqui de Método das Características Híbrido (HMOC).

O termo de atrito h_f é calculado como descrito pelas equações (3.164) a (3.168). O termo derivativo temporal da deformação lenta é calculado pela derivação do segundo termo da equação (3.171), utilizando o modelo mecânico generalizado Kelvin-Voigt apresentado na Figura 3.15 e a expressão analítica descrita pela equação (3.173). Como consequência, $\partial \varepsilon_r / \partial t$ e ε_r são calculados como sendo a soma dos mesmos termos parciais para cada elemento Kelvin-Voigt k :

$$\varepsilon_r(i, t) = \sum_{k=1}^{N_{KV}} \varepsilon_{rk}(i, t) = \sum_{k=1}^{N_{KV}} \left\{ \frac{\alpha D \gamma}{2e} \int_0^t [H(i, t-t') - H_0(i)] \frac{J_k}{\tau_k} e^{-t'/\tau_k} dt' \right\} \quad (3.178)$$

$$\frac{\partial \varepsilon_r(i, t)}{\partial t} = \sum_{k=1}^{N_{KV}} \frac{\partial \varepsilon_{rk}(i, t)}{\partial t} = \sum_{k=1}^{N_{KV}} \left\{ \frac{\alpha D \gamma}{2e} [H(i, t) - H_0(i)] \frac{J_k}{\tau_k} - \frac{\varepsilon_{rk}(i, t)}{\tau_k} \right\} \quad (3.179)$$

Introduzindo a variação temporal da função de fluência $J(t)$ (equação 3.173) na equação (3.171), a deformação lenta para cada elemento Kelvin-Voigt será:

$$\varepsilon_{rk}(i, t) = \int_0^t F(i, t-t') \frac{J_k}{\tau_k} e^{-t'/\tau_k} dt' \quad (3.180)$$

sendo:

$$F(i, t) = \frac{\alpha D \gamma}{2e} [H(i, t) - H_0(i)] \quad (3.181)$$

Depois de algumas operações matemáticas para cada integral (equação 3.180 e seu termo derivativo temporal), a deformação lenta para cada elemento Kelvin-Voigt pode ser descrita pelas seguintes aproximações numéricas (COVAS et al., 2005a):

$$\frac{\partial \varepsilon_{rk}(i, t)}{\partial t} = F(i, t) \frac{J_k}{\tau_k} - \frac{\varepsilon_{rk}(i, t)}{\tau_k} \quad (3.182)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{rk}(i, t) = & J_k F(i, t) - J_k e^{-\Delta t / \tau_k} F(i, t - \Delta t) - J_k \tau_k (1 - e^{-\Delta t / \tau_k}) \frac{F(i, t) - F(i, t - \Delta t)}{\Delta t} \\ & + e^{-\Delta t / \tau_k} \varepsilon_{rk}(i, t - \Delta t) \end{aligned} \quad (3.183)$$

Em qualquer ponto de interseção da malha (ponto P na seção i), as duas equações de compatibilidade (3.177) são resolvidas simultaneamente para a determinação de $\varepsilon_r(i, t)$, $Q_{i,t}$ e $H_{i,t}$. Uma formulação linear e simplificada para as equações é apresentada por Covas (2003):

$$C^+ : Q_{i,t} = C_P - C_{a+} H_{i,t} \quad (3.184)$$

$$C^- : Q_{i,t} = C_N + C_{a-} H_{i,t} \quad (3.185)$$

nas quais C_P , C_N , C_{a+} e C_{a-} são coeficientes que dependem do esquema numérico usado para descrever o atrito em escoamento permanente, a formulação para fator de atrito variável e o modelo mecânico viscoelástico. Estes coeficientes, em uma forma genérica, podem ser definidos por (COVAS, 2003):

$$C_P = \frac{Q_{i-1,t-1} + B_0 H_{i-1,t-1} + C_{P1}' + C_{P1}'' + C_{P1}'''}{1 + C_{P2}' + C_{P2}''} \quad (3.186)$$

$$C_N = \frac{Q_{i+1,t-1} - B_0 H_{i+1,t-1} + C_{N1}' + C_{N1}'' + C_{N1}'''}{1 + C_{N2}' + C_{N2}''} \quad (3.187)$$

$$C_{a+} = \frac{B_0 + C_{P2}'''}{1 + C_{P2}' + C_{P2}''} \quad (3.188)$$

$$C_{a-} = \frac{B_0 + C_{N2}'''}{1 + C_{N2}' + C_{N2}''} \quad (3.189)$$

em que $B_0 = 1/B$.

Neste trabalho, as equações (3.186) a (3.189) são resolvidas considerando uma precisão de primeira ordem para o termo de atrito em escoamento permanente, formulação de Vítkovský et al. (2000) para a parcela de atrito em escoamento transitório e comportamento reológico viscoelástico linear para o material do tubo. Assim, os coeficientes sobrescritos ', '' e ''' são dados por:

Termo de atrito em escoamento permanente [']

$$C_{P1}' = -R' \Delta t |Q_{i-1,t-1}| Q_{i-1,t-1} \quad (3.190)$$

$$C_{N1}' = -R' \Delta t |Q_{i+1,t-1}| Q_{i+1,t-1} \quad (3.191)$$

$$C_{P2}' = C_{N2}' = 0 \quad (3.192)$$

sendo $R' = f / 2DA$.

Termo de atrito em escoamento transitório: formulação de Vítkovský et al. (2000) [']

$$C_{P1}'' = k' Q_{i,t-1} - k' \text{SGN}(Q_{i-1,t-1}) |Q_{i,t-1} - Q_{i-1,t-1}| \quad (3.193)$$

$$C_{N1}'' = k' Q_{i,t-1} - k' \text{SGN}(Q_{i+1,t-1}) |Q_{i,t-1} - Q_{i+1,t-1}| \quad (3.194)$$

$$C_{P2}'' = C_{N2}'' = k' \quad (3.195)$$

Comportamento reológico da parede do tubo: viscoelástico linear [']

$$C_{P1}''' = -C_{N1}''' = -2aA\Delta t \sum_{k=1}^{N_{KV}} \left\{ -C_0 \frac{J_k}{\tau_k} H_{i,0} + C_0 \frac{J_k}{\tau_k} \left[1 - \left(1 - e^{-\Delta t / \tau_k} \right) \frac{\tau_k}{\Delta t} \right] H_{i,0} + \right. \\ \left. - C_0 \frac{J_k}{\tau_k} \left[\left(1 - e^{-\Delta t / \tau_k} \right) \frac{\tau_k}{\Delta t} - e^{-\Delta t / \tau_k} \right] (H_{i,t-1} - H_{i,0}) - \frac{e^{-\Delta t / \tau_k}}{\tau_k} \varepsilon_{rk(i,t-1)} \right\} \quad (3.196)$$

$$C_{P2}''' = C_{N2}''' = 2aA\Delta t C_0 \sum_{k=1}^{N_{KV}} \left[\frac{J_k}{\Delta t} (1 - e^{-\Delta t / \tau_k}) \right] \quad (3.197)$$

$$C_0 = \frac{\alpha_0 D_0 \gamma}{2e_0} \quad (3.198)$$

Os equacionamentos apresentados para a malha regular permitem a determinação de H , Q e ε nas seções interiores da malha de cálculo. Nos pontos extremos, são necessárias equações complementares em termos de H e Q para a obtenção da solução nos contornos, pois se dispõe de apenas uma reta característica para cada extremidade. Equações específicas para cada tipo de fronteira são apresentadas por Chaudhry (1987), Almeida e Koelle (1992) e Wylie e Streeter (1993), bem como neste trabalho.

3.7 – Modelos de Otimização

O modelo de otimização implementado para os procedimentos de calibração e detecção de vazamentos minimiza os desvios entre os parâmetros pressão e vazão observados e aqueles obtidos através de simulação hidráulica. Dentre os métodos de busca direta

freqüentemente utilizados para resolver esse tipo de problema, pode-se mencionar os métodos como Gradiente, Newton-Raphson e outros. Entretanto, ferramentas mais gerais, como os Algoritmos Genéticos (AGs), têm sido apontadas como promissoras na resolução desse tipo de problema.

Dentre as vantagens dos AGs sobre os métodos de busca direta convencionais pode-se citar o fato de que eles trabalham com o código dos parâmetros e não com os parâmetros propriamente ditos; buscam, a partir de uma população de pontos e não de um único ponto; usam informações da função objetivo apenas, não necessitando de derivadas ou de outras informações; não é necessário conhecimento matemático complexo, sendo de fácil implementação; são capazes de otimizar um número grande de variáveis, trabalhando com funções objetivo com superfícies complexas, reduzindo a incidência de mínimos ou máximos locais; adaptam-se bem a técnicas de computação paralela; fornecem uma gama de parâmetros ótimos e não uma simples solução; usam regras de transição probabilísticas e não determinísticas; são também facilmente hibridizados com outras técnicas. Sobretudo, os AGs apresentam a propriedade de "varrer" o espaço de soluções de maneira eficaz quando o número de variáveis de decisão do problema é grande.

De acordo com a terminologia dos AGs, cada “cromossomo”, referido como *string*, representa uma possível solução para o problema, sendo que uma população de “cromossomos” representa um conjunto de possíveis soluções. O primeiro passo de um AG é a geração de uma população inicial de soluções. Durante o processo de otimização, a população é avaliada e cada solução recebe um valor, denominado de aptidão (*fitness*), segundo o qual as soluções podem ser ordenadas. Os AGs geralmente compreendem três operadores inspirados na genética: seleção, recombinação (*crossover*) e mutação, os quais são aplicados repetidamente em busca de soluções eficientes para o problema em questão. A seleção é o mecanismo através do qual as soluções são copiadas para a próxima geração, resultando na sobrevivência das soluções mais aptas, ou seja, que resultem em valores mais eficientes para a função objetivo. A recombinação promove a troca parcial de segmentos correspondentes entre dois “cromossomos” pais, gerando dois “cromossomos” filhos. E a mutação é uma degeneração casual dos valores, permitindo a introdução de novas características genéticas às populações. Nos AGs, a mutação é considerada mais um método para recuperar material genético perdido do que de busca de uma solução melhor.

Neste trabalho, a biblioteca *GAlib C++* (WALL, 1996) é utilizada para a implementação dos AGs, já empregada por Soares (2003) e Cheung (2004), dentre outros. No código computacional implementado são empregados os seguintes mecanismos: AG tipo

geracional elitista, representação real das soluções, geração aleatória da população inicial, seleção tipo *Stochastic Remainder Sampling* (SRS), recombinação aritmética entre as soluções geradas, mutação das soluções resultantes da recombinação, e escalonamento linear da função de aptidão, que, neste caso, é o valor da função objetivo. O elitismo é empregado com a finalidade de manter as melhores soluções produzidas por gerações anteriores nas gerações subseqüentes. Tal mecanismo é de suma importância, na medida em que preserva as melhores soluções ao longo das gerações produzidas pelos AGs.

Os itens seguintes detalham a maneira como os AGs foram implementados para a resolução do problema de calibração, através da minimização dos desvios entre os dados observados e simulados, indicando a sistemática de representação das soluções do problema, geração da população inicial, recombinação e mutação, forma de seleção, parâmetros dos AGs, e fluxograma relativo ao seu funcionamento.

3.7.1 – Tipo do AG

Os tipos de AGs utilizados são o AG geracional elitista e o AG *Steady-State*. No AG geracional sem elitismo, toda a população é substituída a cada geração, ou seja, são criados n soluções “filhas” para substituir n “pais”. Como o elitismo é utilizado, as p melhores soluções “pais” nunca são substituídas por soluções “filhas” de performance inferior. Neste trabalho, a taxa de elitismo p é igual a 30%, de acordo com os trabalhos de Silva (2003) e Soares (2003).

No AG *Steady-State*, são criadas n soluções “filhas” (geralmente dois) para substituírem as n soluções “pais” de performance inferior da população em cada geração. Em geral, a probabilidade de recombinação é maior ($\approx 1,0$) no AG *Steady-State* do que no AG geracional.

Há outros tipos de AGs na literatura, mas o presente trabalho utiliza apenas os citados acima.

3.7.2 – Representação das Soluções

A representação binária das soluções é a sistemática mais usual dos AGs, sendo fácil de utilizar, manipular e simples de analisar teoricamente, além de ser historicamente importante, sendo utilizada nos trabalhos pioneiros como o de Goldberg (1989). No entanto, se quisermos uma precisão numérica maior, vetores solução mais longos deverão ser

armazenados na memória do computador. Havendo muitos parâmetros no processo de otimização, longas cadeias de *bits* podem fazer o algoritmo convergir vagarosamente.

Contudo, a representação real (com ponto flutuante ou números inteiros), além de gerar vetores solução menores, possui uma maior facilidade na criação de novos operadores. Michalewicz (1994) discute o uso das representações binária e real, com experimentos favoráveis à representação real.

Portanto, este trabalho utiliza representação real (ponto flutuante ou números inteiros) para codificação da cadeia de soluções.

3.7.3 – Geração da População Inicial

A geração da população inicial de soluções alternativas é realizada na forma real (ponto flutuante) e de maneira aleatória através da biblioteca *GAlib C++*, utilizando uma população inicial que poderá variar de acordo com o nível de parametrização. Quanto maior o número de variáveis de decisão, maior o número de soluções da população, cujo número será mantido constante ao longo das gerações.

3.7.4 – Operadores Genéticos: Recombinação, Mutação e Seleção

Diferentes tipos de operadores (seleção, recombinação e mutação) para representação real estão disponíveis na biblioteca *GAlib C++*. No entanto, Soares (2003) realizou uma investigação e concluiu que a melhor forma de seleção é a *Stochastic Remainder Sampling* (SRS), além de utilizar a recombinação aritmética (indicada para a representação real das soluções) e a mutação do tipo gaussiana, além de utilizar escalonamento linear da função de aptidão. Estes operadores são apresentados a seguir.

Recombinação: os operadores convencionais, como o de n pontos e o uniforme, funcionam bem na representação binária, mas na representação real eles apenas trocam valores e não geram novas informações. A melhor solução para a codificação real é o uso de Operadores Aritméticos, sendo o tipo de recombinação utilizada a recombinação aritmética, que realiza uma combinação linear entre soluções “pais”, produzindo duas soluções “filhas” da seguinte forma:

$$\text{Filho}_1 = b * \text{Pai}_1 + (1 - b) * \text{Pai}_2$$

$$\text{Filho}_2 = (1 - b) * \text{Pai}_1 + b * \text{Pai}_2 \quad (3.199)$$

com o valor de b na faixa de 0 a 1.

Mutação: através do operador seleção, o valor de um gene é substituído por outro valor aleatório da faixa admissível para cada variável de uma distribuição normal, ou seja, dada a solução “pai” p com o j -ésimo gene selecionado para mutação, é produzida uma solução “filha” s da seguinte forma:

$$\begin{aligned} s_i &= N(p_i, \sigma_p) & \text{se } i = j \\ s_i &= p_i & \text{caso contrário} \end{aligned} \quad (3.200)$$

em que $N(p_i, \sigma_p)$ é uma distribuição normal com média p_i e desvio padrão σ_p (neste trabalho igual a 1).

Seleção: inspirado no processo de seleção natural dos seres vivos, através do operador seleção, selecionam-se as melhores soluções da população para gerar soluções “filhas” através dos operadores recombinação e mutação. Geralmente, as soluções “pais” são selecionadas com probabilidade proporcional à sua aptidão. O tipo de seleção empregado é a *Stochastic Remainder Sampling* (SRS), inspirada em duas outras formas de seleção: Roda da Roleta e Amostragem Determinística.

De acordo com o algoritmo Roda da Roleta, são calculadas as probabilidades de seleção para cada solução de acordo com a razão de sua aptidão e da aptidão da população acumulada. Em seguida, um número aleatório é gerado no intervalo de zero até o valor da aptidão acumulada e, então, a solução selecionada sofre a ação dos operadores recombinação e mutação.

Na seleção por Amostragem Determinística, as probabilidades de seleção são calculadas como na Roda da Roleta. Em seguida, cada probabilidade é multiplicada pelo número de soluções da população e, então, cada solução é selecionada de acordo com a parte inteira do valor calculado e a população ordenada de acordo com a parte decimal deste mesmo valor. O restante da população é selecionado a partir do topo da lista ordenada. A seguir, selecionam-se uniformemente as soluções que sofrerão a ação dos operadores genéticos.

Na *Stochastic Remainder Sampling* (SRS), o processo começa como na Amostragem Determinística e difere no tratamento das partes fracionárias, as quais são consideradas probabilidades. Por exemplo, uma solução com aptidão 1,5 terá uma cópia idêntica na população intermediária e uma probabilidade de 50% de ter outra cópia. Em seguida, selecionam-se uniformemente as soluções.

Escalação: uma vantagem dos tipos de AGs da biblioteca *GAlib C++* é a possibilidade do emprego de escalação (*scaling*) na função objetivo, pois o valor desta

nem sempre é adequado para ser utilizado como valor de aptidão. Por exemplo, a função objetivo pode assumir valores negativos. Nesse caso, a seleção do tipo roda da roleta não funciona; valores muito próximos tornam a seleção aleatória, ou alguns valores podem ser muito elevados em relação ao restante da população, causando a convergência prematura. Empregando-se o escalonamento linear, a função aptidão para cada solução i é obtida da seguinte equação:

$$fap'_i = a.fap_i + b \quad (3.201)$$

em que a e b são coeficientes previamente determinados, e fap_i é o valor da função objetivo para a solução i . Esse tipo de escalonamento, chamado de linear, transforma os valores das aptidões de tal modo que a aptidão média torna-se igual ao valor médio da função objetivo, e a aptidão máxima igual a c vezes (tipicamente $1,2 \leq c \leq 2,0$) a aptidão média.

3.7.5 – Parâmetros dos AGs

Neste trabalho, os parâmetros dos AGs aplicados nas simulações para o processo de calibração são os descritos na Tabela 3.1.

TABELA 3.1 – Parâmetros utilizados nas simulações

Tipo de AG	Geracional elitista e <i>Steady-State</i>
Representação das soluções	Real
População de soluções	Dependente do número de variáveis de decisão
Recombinação	Aritmética
Probabilidade de recombinação	0,70 ou 1,0
Forma de seleção	<i>Stochastic Remainder Sampling</i> (SRS)
Mutação	Gaussiana
Probabilidade de mutação	0,01
Taxa de elitismo	0,30
Número de gerações	Dependente do número de variáveis de decisão
Escalaonamento	Linear ($c = 1,5$)

3.7.6 – Fluxograma do AG

A Figura 3.16 apresenta o fluxograma de operação do AG implementado, de acordo com a biblioteca *GAlib C++*.

FIGURA 3.16 – Fluxograma do Algoritmo Genético

3.7.7 – Método Simplex (Nelder-Mead)

Apesar das inúmeras vantagens, os AGs são lentos, pois são eficazes na avaliação do espaço de soluções, mas oscilam em torno da solução ótima. Assim, a fim de reduzir o tempo de processamento computacional e possibilitar o refinamento da solução produzida pelo AG, prevê-se a utilização de um método híbrido, que consiste na aplicação dos AGs como ponto de partida e por um número determinado de gerações para que o espaço de busca seja “varrido” e, então, utilizar o método Simplex (NELDER; MEAD, 1965), poupando tempo computacional e possibilitando o refinamento das soluções. Esta sistemática foi testada com sucesso por Soares (2003), o qual obteve uma redução no tempo computacional de até 20 vezes quando comparou o método híbrido AG-Simplex com o AG geracional elitista. Além disso, a solução final em termos das variáveis de decisão e da função objetivo também foi melhorada.

O método Simplex é baseado na comparação dos valores da função objetivo de $n+1$ vértices de uma *Simplex geral* (região no espaço onde os vértices não são equidistantes) e

“mover” estes pontos para o ponto ótimo (Figura 3.17). Este processo é alcançado pela aplicação de quatro operadores: reflexão, contração, expansão e encurtamento.

FIGURA 3.17 - Vértices em uma *Simplex* geral.

A seguinte notação é utilizada para os vértices:

x^H é o vértice correspondente ao maior valor da função objetivo:

$$M(x^H) = \max_i(x^i), \quad i = 1, \dots, (n+1) \quad (3.202)$$

x^S é o vértice com o segundo maior valor de M .

x^L é o vértice com o menor valor de M .

x^0 é o centróide de todos os pontos, exceto x^H , dado por:

$$x^0 = \frac{1}{n} \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq H}}^{n+1} x^i \quad (3.203)$$

Os quatro operadores do método (reflexão, contração, expansão e encurtamento) são aplicados da seguinte maneira:

Reflexão: x^H é substituído por:

$$x^R = (1 + \mu_{NM})x^0 - \mu_{NM}x^H, \quad \mu_{NM} > 0 \quad (3.204)$$

Expansão: x^R é expandido na direção cuja melhora é esperada dada por:

$$x^E = \omega_{NM}x^R + (1 - \omega_{NM})x^0, \quad \omega_{NM} > 1 \quad (3.205)$$

Contração:

$$x^C = \psi_{NM}x^H + (1 - \psi_{NM})x^0, \quad 0 < \psi_{NM} < 1 \quad (3.206)$$

Encurtamento: todos os valores de x^i são substituídos por:

$$x^i = \frac{(x^i + x^L)}{2}, \quad i = 1, \dots, n+1 \quad (3.207)$$

Nelder e Mead sugerem valores para os coeficientes: $\mu_{NM} = 1$, $\omega_{NM} = 2$ e $\psi_{NM} = 0,5$.

Dada uma estimativa inicial do valor mínimo $\mathbf{x}^1 = (x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$, uma região é formada usando dois auxiliares:

$$A_n = \frac{\sqrt{n+1}-1+n}{n\sqrt{2}}.SF \quad \text{e} \quad B_n = \frac{\sqrt{n+1}-1}{n\sqrt{2}}.SF \quad (3.208)$$

em que SF é um fator de escala. Assim, os $n+1$ vértices da região são dados por:

$$\begin{aligned} \mathbf{x}^1 &= (x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)^T \\ \mathbf{x}^2 &= (A_n + x_1, B_n + x_2, B_n + x_3, \dots, B_n + x_n)^T \\ \mathbf{x}^3 &= (B_n + x_1, A_n + x_2, B_n + x_3, \dots, B_n + x_n)^T \\ &\vdots \\ &\vdots \\ &\vdots \\ \mathbf{x}^{n+1} &= (B_n + x_1, B_n + x_2, B_n + x_3, \dots, A_n + x_n)^T \end{aligned} \quad (3.209)$$

O procedimento do método segue os seguintes passos, também descritos no fluxograma da Figura 3.18:

1- os vértices x^H , x^S , x^L e o centróide x^0 são determinados, e um teste de convergência é aplicado.

2- x^H sofre o processo de reflexão e o valor de $M(x^R)$ é calculado.

3- se $M(x^L) \leq M(x^R) \leq M(x^S)$, então x^H é substituído por x^R e o processo volta ao passo 1.

4- se $M(x^R) < M(x^L)$, expandimos a região na direção $x^R - x^0$. A expansão é bem sucedida se $M(x^E) < M(x^L)$ e, neste caso, x^H é substituído por x^E . No caso de falha na expansão, x^H é substituído por x^R . Volta-se ao passo 1.

5- se a reflexão (passo 2) produz x^R tal que $M(x^S) < M(x^R) < M(x^H)$, substitui-se x^H por x^R e o processo de contração é aplicado. A contração é também aplicada se $M(x^R) \geq M(x^H)$.

6- se $M(x^H) > M(x^C)$, então x^H é substituído por x^C e o processo retorna ao passo 1. Se $M(x^H) \leq M(x^C)$, substitui-se os valores de x^i pela aplicação do operador de encurtamento e retorna-se ao passo 1.

Para critério de convergência, será feita a comparação do desvio padrão da função nos $n+1$ vértices com uma tolerância. Assim:

$$\left\{ \sum_{i=1}^{n+1} \frac{[M(x^i) - M(x^0)]^2}{n} \right\}^{\frac{1}{2}} \leq \text{tolerância} \quad (3.210)$$

FIGURA 3.18 – Fluxograma do Método Simplex (NELDER; MEAD, 1965)

3.7.8 – Método Levenberg-Marquardt

O método Levenberg-Marquardt (LM) é uma técnica iterativa para busca de mínimos de uma função, que é expressa como a soma dos quadrados de diversas outras funções não lineares. O método LM pode ser considerado como uma combinação dos métodos *Steepest Descent* e Gauss-Newton. Quando o vetor solução se encontra longe do ponto de mínimo, o algoritmo se comporta como um método *Steepest Descent*: lento, mas encontrando bons valores iniciais. Estando o vetor solução na região do ponto ótimo, o método se comporta como um método Gauss-Newton e exibe rápida convergência.

Na realidade, o algoritmo LM é um método de pseudo-segunda ordem, o que significa que ele avalia a função e o gradiente desta (por meio da matriz Jacobiana) durante a busca, e a matriz Hessiana é estimada pela soma dos produtos dos gradientes. Uma desvantagem do método é a necessidade de inversão de matrizes durante o processo de busca. Neste trabalho, o método de Decomposição LU foi utilizado para a inversão das matrizes.

A solução obtida pelo método LM é dada por:

$$x^{(i+1)} = x^{(i)} - [\nabla^2 F(x^{(i)}) + \lambda I]^{-1} \nabla F(x^{(i)}) \quad (3.211)$$

sendo $\nabla^2 F(x)$ a matriz Hessiana $\mathbf{H}$, $\nabla F(x)$ o vetor Gradiente $\mathbf{G}$, $\mathbf{I}$ a matriz identidade ($\mathbf{I}_{ii} = 1$; $\mathbf{I}_{ij} = 0$ para $i \neq j$), e λ um coeficiente de relaxação ajustado durante o processo de busca.

Expressando as matrizes $\mathbf{H}$ e $\mathbf{G}$ em termos da matriz Jacobiana $\mathbf{J}$, a equação (3.211) pode ser reescrita como:

$$x^{(i+1)} = x^{(i)} + [J^T J + \lambda I]^{-1} J^T [P^* - P] \quad (3.212)$$

em que P^* é o valor medido da variável de estado (pressão), P o valor calculado da variável de estado, $\mathbf{G} = -2/DT \mathbf{J}^T [P^* - P]$, $\mathbf{H} = 2/DT \mathbf{J}^T \mathbf{J}$, DT a duração do evento transitório observado. A matriz Jacobiana é definida pelos termos derivativos das variáveis calculadas P em termos dos parâmetros desconhecidos x :

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial P_1}{\partial x_1} & \frac{\partial P_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial P_1}{\partial x_N} \\ \frac{\partial P_2}{\partial x_1} & \frac{\partial P_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial P_2}{\partial x_N} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial P_{DT}}{\partial x_1} & \dots & \dots & \frac{\partial P_{DT}}{\partial x_N} \end{bmatrix} \quad (3.213)$$

sendo N o número de variáveis de decisão.

Neste trabalho, os termos derivativos são calculados por um esquema de diferenças finitas proposto por Covas (2003):

$$\frac{\partial P_i}{\partial x_k} = \frac{P_i(x + \Delta x_k) - P_i(x)}{\Delta x_k} \quad (3.214)$$

sendo Δx_k o valor da perturbação na variável x_k .

Assim, o procedimento de busca do método LM segue os seguintes passos:

- 1- avaliação da função objetivo $F(x^{(0)})$.
- 2- estimativa do valor de λ (por exemplo $\lambda = 0,001$).
- 3- cálculo do novo vetor $x^{(i+1)}$ e avaliação da função objetivo $F(x^{(i+1)})$.
- 4- se $F(x^{(i+1)}) \geq F(x^{(i)})$, multiplica o valor de λ por um fator $s \approx 10$, e retorna ao passo 3.
- 5- se $F(x^{(i+1)}) < F(x^{(i)})$, divide o valor de λ por um fator $r \approx 100$, e retorna ao passo 3.

Próximo da solução, o valor do parâmetro λ é desprezível e o procedimento de busca é finalizado.

3.8 – Integração entre os Modelos de Simulação Hidráulica e de Otimização

Para os estudos de calibração em termos das rugosidades absolutas e detecção de vazamentos, uma rotina computacional foi implementada em linguagem C++, utilizando o simulador hidráulico para análise no escoamento transitório descrito no fluxograma da Figura 3.13, além do *software* EPANET 2 como módulo auxiliar no processo de inicialização das simulações, e a biblioteca *GAlib* C++ para desenvolvimento dos Algoritmos Genéticos. Foi implementado, também, o método Simplex (NELDER; MEAD, 1965) para uso em conjunto com os AGs (método híbrido).

Assim, o fluxograma da Figura 3.19 mostra o processo de calibração com a utilização dos AGs como método de busca. Já a integração do modelo de otimização ao processo de calibração, empregando o método híbrido (AGs e Método Simplex) é apresentada na Figura 3.20.

FIGURA 3.19 – Fluxograma do processo de calibração com os AGs

Para a determinação do melhor conjunto de variáveis de decisão composto pelos parâmetros do modelo viscoelástico (grupos τ_k e J_k), um procedimento de dois passos foi aplicado. Primeiro, os algoritmos genéticos (AGs - método de busca global) são utilizados

para determinar o melhor conjunto de variáveis de decisão. A seguir, e dado que os valores de τ_k foram estabelecidos, é empregado o método Levenberg-Marquardt (LM – método de busca local) para a verificação da solução em termos dos valores dos coeficientes J_k . Assim, problemas associados à convergência do método de otimização a pontos locais puderam ser reduzidos.

FIGURA 3.20 – Fluxograma do processo de calibração com o método híbrido

3.9 – Detecção de Vazamentos em Sistemas Hidráulicos

Considerando que a quebra de tubulações cause elevadas perdas de água nos sistemas de distribuição, o levantamento do volume total perdido, bem como o caráter local e a influência destas no sistema, tem sido alvo de investigações por meio da inclusão de modelos pressão x vazamento nas análises hidráulicas. Além disso, é desejo das companhias que a localização de tais vazamentos de elevada magnitude seja rápida o suficiente para que interrupções no abastecimento de água à população e danos ao sistema sejam os menores possíveis. Assim, a utilização de simulações hidráulicas no escoamento transitório tem se revelado útil a tais propósitos.

Procedimentos para a detecção de vazamentos através da calibração de modelos de sistemas de distribuição de água no regime não permanente vêm sendo propostas por diversos

autores, como Liggett e Chen (1994), Vítkovský, Simpson e Lambert (2000, 2002), Kapelan et al. (2000, 2001, 2002, 2003a, 2003b), Covas et al. (2001, 2002, 2003, 2004c).

Além de técnicas inversas resolvidas com métodos de busca direta, o problema de detecção e localização de vazamentos tem sido investigado por diversos autores através de diferentes metodologias, pois os vazamentos ocorrem em praticamente qualquer sistema de distribuição de água por diferentes razões, tais como a ocorrência de elevados níveis de pressão durante eventos transitórios, e são usualmente indicadores da deterioração física do sistema. Exemplos são os métodos baseados no balanço de massa do sistema (GRIEBENOW; MEARS, 1989; LIOU, 1994), na sequência de sinais pseudo-aleatórios binários (LIOU, 1998), no decremento ou distúrbio das pressões e vazões no sistema (GRIEBENOW; MEARS, 1989; LIOU; TIAN, 1995), na onda refletida de pressão (BRUNONE, 1999; COVAS; RAMOS, 1999), na análise de frequência (MPESHA; GASSMAN; CHAUDHRY, 2001; LEE et al., 2002; WANG et al., 2002), ondaletas (STOIANOV et al., 2001, 2002; FERRANTE; BRUNONE, 2003b) e outros, todos aplicados ao escoamento em regime transitório.

A grande dificuldade encontrada na detecção de vazamentos diz respeito à generalização das diferentes técnicas propostas. A grande maioria dos trabalhos avalia os vazamentos em tubulações em série e não em redes de distribuição de água, caracterizadas por complexas topologias. No caso das redes, os métodos de busca direta, notadamente os Algoritmos Genéticos, revelam-se muito eficazes, pois são técnicas mais gerais, úteis a sistemas com topologias mais complexas.

3.9.1 – Detecção de Vazamentos Utilizando a Reflexão da Onda de Pressão

Quando uma onda de pressão provocada por uma mudança nas condições de escoamento se propaga em um tubo, forças de atrito causam um progressivo amortecimento dos picos de pressão. Além disso, dispositivos de proteção, mudanças nas características do tubo, sedimentos ou ar acumulado, e vazamentos também afetam as características da onda de pressão. Brunone, Ferrante e Ubertini (2000) comentam que os vazamentos influenciam em três aspectos a forma da onda de pressão. O primeiro deles acontece quando a onda de pressão atinge o ponto do vazamento. A reflexão produzida pode ser analisada através da observação da variação da pressão em determinada seção do tubo. O tempo decorrido entre o instante em

que a onda de pressão foi produzida e o instante em que a onda é refletida pode ser observado, e a localização do vazamento determinada pela seguinte expressão:

$$x_L = \frac{\Delta t_L}{2} a \quad (3.215)$$

em que x_L é a distância do ponto do vazamento até a seção onde a onda de pressão é produzida, Δt_L o tempo entre a onda de pressão inicial e a onda refletida e a a velocidade de propagação da onda.

O segundo efeito é a distorção nos picos de pressão depois do pico inicial e o terceiro efeito, e último, é a redução na amplitude da variação de pressão depois que o pico de pressão inicial tenha ocorrido.

Portanto, a presença de um vazamento pode ser detectada através da análise do primeiro sinal de pressão em determinado ponto do sistema, comparando-se as variações de pressão do conduto intacto e do mesmo conduto na presença de vazamento. Assim, quanto maior e mais rápida a mudança no estado do escoamento do sistema, mais abruptos serão os efeitos da onda de pressão e melhor será a detecção do vazamento.

Vítkovský (2001) descreve as características do primeiro pico de pressão utilizando um modelo teórico. A detecção de vazamentos em um sistema em série pode ser realizada por meio da observação da variação da pressão em uma válvula, após o fechamento rápido desta, o mesmo método proposto por Brunone, Ferrante e Ubertini (2000). O autor considera um sistema análogo ao da Figura 3.21.

O exemplo consiste de uma tubulação de comprimento L e vazão inicial Q_0 , com um reservatório de nível constante a montante e uma válvula a jusante. Um vazamento ocorre a uma distância x_L da válvula que, por sua vez, estabelece as condições transitórias no sistema através de seu fechamento instantâneo. Considera-se que o escoamento ocorra sem atrito, o que pode ser justificado, segundo Vítkovský (2001), pelo fato de que os efeitos de atrito variável e do atrito em escoamento permanente não são significantes na análise do primeiro pico de pressão.

FIGURA 3.21 – Sistema exemplo reservatório-tubo-válvula

Fonte: Adaptado de Vítkovský (2001)

O esquema teórico do primeiro pico de pressão observado na válvula (com vazamento) é mostrado na Figura 3.22.

A sobrepressão no tempo t_0 é igual ao pulso de Joukowsky. No instante $t_L = t_0 + 1/2(t_1 - t_0)$, a onda de pressão devido à manobra da válvula atinge o ponto do vazamento no tubo, o qual provoca um amortecimento da pressão. Assim, o distúrbio deste amortecimento de pressão se propaga em ambas as direções, a montante do vazamento em direção ao reservatório, e a jusante em direção à válvula, sendo esta última informação a de maior interesse. Quando a onda de pressão referente ao vazamento atinge a válvula, a distância entre o ponto do vazamento no tubo e a válvula pode ser definida pela expressão:

$$x_L = \frac{1}{2}a(t_1 - t_0) \quad (3.216)$$

Para um maior entendimento do problema, as linhas características são mostradas na Figura 3.23, em que se pode observar a propagação das ondas de pressão devido ao vazamento e ao fechamento instantâneo da válvula.

FIGURA 3.22 – Primeiro pico de pressão observado na válvula

Fonte: Adaptado de Vítkovský (2001)

O evento transitório é iniciado no instante t_0 com o fechamento instantâneo da válvula, correspondente ao ponto B da malha característica mostrada na Figura 3.23. Nos pontos A e C prevalecem condições iniciais de escoamento permanente. O ponto D é definido quando a onda de pressão devido ao fechamento da válvula atinge o ponto de ocorrência do

vazamento. Já o ponto E é definido quando a onda de pressão devido o vazamento retorna à válvula. A montante do ponto D, uma onda de pressão, resultante da combinação dos distúrbios referentes ao fechamento da válvula e do vazamento, se propaga em direção ao reservatório.

FIGURA 3.23 – Linhas características da malha de cálculo do sistema exemplo

Fonte: Adaptado de Vítkovský (2001)

A magnitude do amortecimento de pressão observada na válvula é utilizada para determinar a magnitude do vazamento ($C_d A_0$). Vítkovský (2001) desenvolve a formulação para o cálculo da constante $C_d A_0$, aqui reportada.

As condições (pressão e vazão) no ponto A são estabelecidas pelo escoamento permanente, ou seja:

$$H_A = H_0 \quad (3.217)$$

$$Q_A = Q_0 \quad (3.218)$$

A vazão no ponto B é igual a zero devido ao fechamento instantâneo da válvula. A pressão no ponto B é determinada pela equação característica positiva:

$$H_B = H_0 + BQ_0 \quad (3.219)$$

$$Q_B = 0 \quad (3.220)$$

sendo B a impedância característica, dada por:

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.221)$$

O cálculo da pressão e da vazão no ponto D requer o conhecimento das condições nos pontos B, já determinadas, e C (escoamento permanente). A vazão no ponto C é determinada satisfazendo-se a equação da continuidade. Logo:

$$H_C = H_0 \quad (3.222)$$

$$Q_C = Q_0 + C_d A_0 \sqrt{2gH_0} \quad (3.223)$$

As incógnitas a serem determinadas para o ponto D são a pressão H_D e as vazões a montante e jusante do vazamento, respectivamente, Q_D^+ e Q_D^- , correspondentes às linhas características C^+ e C^- . Assim, as condições em D são determinadas considerando a equação da continuidade e as equações características positiva (ponto C) e negativa (ponto B):

$$H_D = H_B - \frac{1}{2} B C_d A_0 \sqrt{2g} (\sqrt{H_D} - \sqrt{H_0}) \quad (3.224)$$

$$Q_D^+ = \frac{1}{2} C_d A_0 \sqrt{2g} (\sqrt{H_D} + \sqrt{H_0}) \quad (3.225)$$

$$Q_D^- = -\frac{1}{2} C_d A_0 \sqrt{2g} (\sqrt{H_D} - \sqrt{H_0}) \quad (3.226)$$

Finalmente, as condições no ponto E são determinadas e, como a válvula está fechada, a vazão é igual a zero. Assim, a equação característica positiva é utilizada para o cálculo da pressão H_E utilizando Q_E e as condições no ponto D. Logo:

$$H_E = H_D - \frac{1}{2} B C_d A_0 \sqrt{2g} (\sqrt{H_D} - \sqrt{H_0}) \quad (3.227)$$

$$Q_E = 0 \quad (3.228)$$

Para que a expressão final de cálculo da constante $C_d A_0$ seja escrita em função apenas de pressões observadas na válvula (H_B e H_E , além de H_0), combinações lineares das expressões para as pressões devem ser realizadas, uma vez que a pressão no ponto D (H_D) e a vazão inicial Q_0 estão presentes nas expressões para cálculo de H_E e H_B (equações 3.227 e 3.219, respectivamente).

A primeira combinação pode ser feita através da subtração das equações (3.224) e (3.227), resultando em uma expressão para o cálculo da pressão no ponto do vazamento (H_D) em função apenas das pressões na válvula (H_B e H_E), dada por:

$$H_D = \frac{1}{2} (H_B + H_E) \quad (3.229)$$

A segunda combinação é realizada pela adição da eq. (3.224) à eq. (3.227), resultando em:

$$H_E = H_B - BC_d A_0 \sqrt{2g} (\sqrt{H_D} - \sqrt{H_0}) \quad (3.230)$$

Substituindo a eq. (3.229) na eq. (3.230), o termo H_D é eliminado, resultando em:

$$H_E = H_B - BC_d A_0 \sqrt{2g} \left(\sqrt{\frac{1}{2}(H_B + H_E)} - \sqrt{H_0} \right) \quad (3.231)$$

Rearranjando-se a eq. (3.231) e o termo da impedância característica, obtém-se uma expressão para o cálculo da constante $C_d A_0$ em função apenas das pressões observadas na válvula.

$$C_d A_0 = \frac{A}{a} \sqrt{\frac{g}{2}} \frac{(H_B - H_E)}{\left(\sqrt{\frac{1}{2}(H_B + H_E)} - \sqrt{H_0} \right)} \quad (3.232)$$

Tal expressão é utilizada para a avaliação da magnitude do vazamento.

3.9.2 – Consideração de Vazamentos em Pontos Não-Coincidentes com as Seções de Cálculo da Malha Característica

A consideração de vazamentos em sistemas hidráulicos é facilmente implementada com a utilização do método das características generalizado através do emprego dos chamados ENOs não-tubos (KOELLE, 1983; LUVIZOTTO JR, 1995; KOELLE; LUVIZOTTO JR; ANDRADE, 1996). A sistemática é baseada na discretização da rede de condutos em seções internas de cálculo para que estas seções sejam possíveis pontos de ocorrência de vazamentos. No entanto, o ponto de ocorrência do vazamento pode não coincidir com os nós ou seções internas de cálculo. Um artifício para sanar este problema é aumentar o nível de discretização do sistema, aumentando o número de trechos (Δx) e, por consequência, diminuindo o passo de tempo (Δt) e aumentando o esforço computacional das simulações. Outra maneira seria aumentar a discretização apenas nos trechos onde ocorre o vazamento e utilizar interpolações na malha de cálculo. Tais sistemáticas podem solucionar o problema das simulações hidráulicas, mas não são satisfatórias no problema inverso de detecção de vazamentos, no qual cada ponto da malha, seja nó ou seção interna, é candidato a ter vazamento. Assim, uma maior discretização do sistema aumentaria o espaço de busca do problema dificultando a localização do vazamento, além do maior esforço computacional nas simulações (SOARES; REIS, 2005).

Vítkovský (2001) desenvolve uma metodologia para a consideração de vazamentos em pontos não-coincidentes com as seções de cálculo da malha característica, com o uso de pontos intermediários às linhas características. Tal método, chamado *Non-Nodal Leak Formulation*, é também empregado nas simulações hidráulicas deste trabalho.

A formulação explícita proposta por Vítkovský (2001) prevê o desenvolvimento de equações específicas para o ponto de ocorrência do vazamento na malha característica, além do uso de interpolação temporal no caso do vazamento acontecer nas proximidades dos contornos.

É válido ressaltar que, nas seções de cálculo internas, deve-se utilizar tanto o equacionamento desenvolvido para a característica positiva quanto para a característica negativa, para a ocorrência do mesmo vazamento, como demonstrado na Figura 3.24.

FIGURA 3.24 – Malha característica com o ponto do vazamento

De acordo com o esquema da Figura 3.24, para o cálculo das condições no ponto P_1 , deve-se utilizar as informações dos pontos $(x; t)$ e $(x+2\Delta x; t)$, considerando-se o equacionamento desenvolvido para a característica negativa, pois o ponto do vazamento coincide com a linha C^- . Já para o cálculo das condições em P_2 , deve-se utilizar as informações dos pontos $(x+\Delta x; t)$ e $(x+3\Delta x; t)$, com o equacionamento para característica positiva.

A Figura 3.25 mostra a malha de cálculo para o caso do ponto do vazamento, distante x_L do ponto A , coincidir com a linha característica positiva.

O primeiro passo é determinar as condições (pressão e vazão) no ponto auxiliar B' . Neste caso, uma interpolação linear é realizada entre os pontos A e B . Logo:

$$H_{B'} = H_A + \frac{x_L}{\Delta x} (H_B - H_A) \quad (3.233)$$

$$Q_{B'} = Q_A + \frac{x_L}{\Delta x} (Q_B - Q_A) \quad (3.234)$$

De posse do valor de Q_L , as incógnitas H_L , Q_{LA} e Q_{LB} são facilmente calculadas através das equações (3.235) a (3.238).

O próximo passo é determinar as condições no ponto P . A equação característica positiva é, então, utilizada.

$$\int_A^P dH + \frac{a}{gA} \int_A^P dQ + \frac{f}{2gDA^2} \int_A^P Q|Q|dx = 0 \quad (3.246)$$

Para a consideração do vazamento, os termos de integração da eq. (3.246) são separados em duas partes. A primeira entre os pontos A e L , e a segunda entre os pontos L e P . Assim, a integral em termos das pressões torna-se:

$$\int_A^P dH = \int_A^L dH + \int_L^P dH = (H_L - H_A) + (H_P - H_L) = H_P - H_A \quad (3.247)$$

O mesmo pode ser realizado com a integral em termos das vazões:

$$\int_A^P dQ = \int_A^L dQ + \int_L^P dQ = (Q_{LA} - Q_A) + (Q_P - Q_{LB}) \quad (3.248)$$

Substituindo a eq. (3.237) em (3.248):

$$\int_A^P dQ = Q_P + Q_L - Q_A \quad (3.249)$$

O termo de atrito da eq. (3.246) também é avaliado em duas partes:

$$\int_A^P Q|Q|dx = \int_A^L Q|Q|dx + \int_L^P Q|Q|dx \quad (3.250)$$

Uma aproximação mista de primeira ordem é, então, utilizada:

$$\int_A^P Q|Q|dx = Q_{LA}|Q_A|x_L + Q_P|Q_{LB}|(\Delta x - x_L) \quad (3.251)$$

As equações (3.247), (3.249) e (3.251) são substituídas em (3.246), fornecendo a equação característica positiva incorporando vazamento:

$$(H_P - H_A) + \frac{a}{gA}(Q_P + Q_L - Q_A) + \frac{f}{2gDA^2}[Q_{LA}|Q_A|x_L + Q_P|Q_{LB}|(\Delta x - x_L)] = 0 \quad (3.252)$$

A equação característica negativa é obtida através da integração entre os pontos B e P , na forma:

$$-(H_P - H_B) + \frac{a}{gA}(Q_P - Q_B) + \frac{f}{2gDA^2}Q_P|Q_B|\Delta x = 0 \quad (3.253)$$

As incógnitas H_P e Q_P são obtidas por meio das equações (3.252) e (3.253):

$$Q_{A'} = Q_B + \frac{2\Delta x - x_L}{\Delta x} (Q_A - Q_B) \quad (3.264)$$

Assim, as condições em L (ponto do vazamento) são determinadas a partir das informações dos pontos A' e B :

$$(H_L - H_{A'}) + \frac{a}{gA} (Q_{LA} - Q_{A'}) + \frac{f \cdot Q_{LA} |Q_{A'}| (2\Delta x - x_L)}{2gDA^2} = 0 \quad (3.265)$$

$$(H_L - H_B) - \frac{a}{gA} (Q_{LB} - Q_B) - \frac{f \cdot Q_{LB} |Q_B| (2\Delta x - x_L)}{2gDA^2} = 0 \quad (3.266)$$

$$Q_{LA} - Q_{LB} - Q_L = 0 \quad (3.267)$$

$$Q_L = C_d A_0 \sqrt{2gH_L} \quad (3.268)$$

Após algumas operações, o valor de Q_L é dado pela equação de segundo grau:

$$Q_L^2 + \frac{(C_d A_0)^2 \cdot 2g \cdot B_{A'} \cdot B_B}{B_{A'} + B_B} Q_L + (C_d A_0)^2 \cdot 2g \cdot \left(\frac{B_{A'} \cdot C_{A'} - B_{A'} \cdot C_B}{B_{A'} + B_B} - C_{A'} \right) = 0 \quad (3.269)$$

na qual:

$$C_{A'} = H_{A'} + B \cdot Q_{A'} \quad (3.270)$$

$$C_B = H_B - B \cdot Q_B \quad (3.271)$$

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.272)$$

$$B_{A'} = B + R_2 \cdot |Q_{A'}| \quad (3.273)$$

$$B_B = B + R_2 \cdot |Q_B| \quad (3.274)$$

$$R_2 = \frac{f(2\Delta x - x_L)}{2gDA^2} \quad (3.275)$$

De posse do valor de Q_L , as incógnitas H_L , Q_{LA} e Q_{LB} são facilmente calculadas através das equações (3.265) a (3.268).

De maneira análoga ao que foi realizado para a equação característica positiva com vazamento, a equação característica negativa com vazamento também é obtida por meio de integrais separadas, fornecendo a seguinte expressão:

$$-(H_P - H_B) + \frac{a}{gA} (Q_P - Q_L - Q_B) + \frac{f}{2gDA^2} [Q_{LB} |Q_B| (2\Delta x - x_L) + Q_P |Q_{LA}| (x_L - \Delta x)] = 0 \quad (3.276)$$

A equação característica positiva é obtida através da integração entre os pontos A e P , na forma:

$$(H_P - H_A) + \frac{a}{gA} (Q_P - Q_A) + \frac{f}{2gDA^2} Q_P |Q_A| \Delta x = 0 \quad (3.277)$$

As incógnitas H_P e Q_P são obtidas por meio das equações (3.276) e (3.277):

$$Q_P = \frac{C_A - C_{BL}}{B_A + B_{BL}} \quad (3.278)$$

na qual:

$$C_A = H_A + B \cdot Q_A \quad (3.279)$$

$$C_{BL} = H_B - B \cdot (Q_B + Q_L) + R_1 \cdot Q_{LB} |Q_B| (2\Delta x - x_L) \quad (3.280)$$

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.281)$$

$$B_A = B + R \cdot |Q_A| \quad (3.282)$$

$$B_{BL} = B + R_1 \cdot |Q_{LA}| (x_L - \Delta x) \quad (3.283)$$

$$R_1 = \frac{f}{2gDA^2} \quad (3.284)$$

$$R = \frac{f \cdot \Delta x}{2gDA^2} \quad (3.285)$$

e

$$H_P = C_A - B_A \cdot Q_P = C_{BL} + B_{BL} \cdot Q_P \quad (3.286)$$

A formulação desenvolvida para as seções internas não pode ser utilizada quando o ponto do vazamento ocorre próximo a um contorno, visto que interpolações espaciais não são permitidas. A Figura 3.27 mostra um vazamento próximo (distante x_L) de um contorno de montante. Mais uma vez, deve-se ter o conhecimento das condições no ponto do vazamento para que a integração da linha característica negativa seja correta.

Diferentemente da formulação anterior, o cálculo das condições em L é realizado a partir de linhas características com comprimentos (no espaço) distintos. Na Figura 3.27, o comprimento da característica positiva (entre os pontos A' e L) é x_L , enquanto que o comprimento da característica negativa é $(\Delta x - x_L)$.

As condições em A' são determinadas via interpolação temporal entre os pontos P_0 e P_1 , em virtude da impossibilidade de interpolação espacial. Assim:

$$H_{A'} = H_{P1} + \left(2 - \frac{x_L}{\Delta x}\right)(H_{P0} - H_{P1}) \quad (3.287)$$

$$Q_{A'} = Q_{P1} + \left(2 - \frac{x_L}{\Delta x}\right)(Q_{P0} - Q_{P1}) \quad (3.288)$$

FIGURA 3.27 – Vazamento próximo a um contorno de montante

Fonte: Vítkovský (2001)

As equações para o cálculo das condições em L são apresentadas a seguir. Os comprimentos diferentes das linhas características afetam apenas o termo de atrito em cada equação.

$$(H_L - H_{A'}) + \frac{a}{gA}(Q_{LA} - Q_{A'}) + \frac{f \cdot Q_{LA} |Q_{A'}| x_L}{2gDA^2} = 0 \quad (3.289)$$

$$(H_L - H_B) - \frac{a}{gA}(Q_{LB} - Q_B) - \frac{f \cdot Q_{LB} |Q_B| (\Delta x - x_L)}{2gDA^2} = 0 \quad (3.290)$$

$$Q_{LA} - Q_{LB} - Q_L = 0 \quad (3.291)$$

$$Q_L = C_d A_0 \sqrt{2gH_L} \quad (3.292)$$

A resolução das equações (3.289) a (3.292) é realizada pelas equações (3.269) a (3.275), mas com modificações nos seguintes termos:

$$B_{A'} = B + R_{LA} |Q_{A'}| \quad (3.293)$$

$$B_B = B + R_{LB} |Q_B| \quad (3.294)$$

$$R_{LA} = \frac{f \cdot x_L}{2gDA^2} \quad (3.295)$$

$$R_{LB} = \frac{f(\Delta x - x_L)}{2gDA^2} \quad (3.296)$$

Para o cálculo da pressão e da vazão em P , a equação característica negativa é similar à eq. (3.276), sendo dada por:

$$(H_P - H_B) - \frac{a}{gA}(Q_P - Q_L - Q_B) - \frac{f}{2gDA^2}[Q_{LB}|Q_B|(\Delta x - x_L) + Q_P|Q_{LA}|x_L] = 0 \quad (3.297)$$

que desenvolvida, torna-se:

$$H_P = C_{BL} + B_{BL} \cdot Q_P \quad (3.298)$$

na qual:

$$C_{BL} = H_B - B \cdot (Q_B + Q_L) + R_1 \cdot Q_{LB}|Q_B|(\Delta x - x_L) \quad (3.299)$$

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.300)$$

$$B_{BL} = B + R_1 \cdot |Q_{LA}|x_L \quad (3.301)$$

$$R_1 = \frac{f}{2gDA^2} \quad (3.302)$$

Para a resolução da eq. (3.298), deve-se ter o conhecimento da condição de contorno a montante do ponto de vazamento. Supondo-se um reservatório de nível constante, ou seja, $H_P = H_R$, sendo H_R o nível do reservatório, a vazão pode ser determinada, então, pela seguinte expressão:

$$Q_P = \frac{H_R - C_{BL}}{B_{BL}} \quad (3.303)$$

A Figura 3.28 mostra um vazamento próximo (distante x_L) de um contorno de jusante.

As condições em B' são determinadas via interpolação temporal entre os pontos P_0 e P_1 :

$$H_{B'} = H_{P1} + \left(2 - \frac{x_L}{\Delta x}\right)(H_{P0} - H_{P1}) \quad (3.304)$$

$$Q_{B'} = Q_{P1} + \left(2 - \frac{x_L}{\Delta x}\right)(Q_{P0} - Q_{P1}) \quad (3.305)$$

As equações para o cálculo das condições em L são similares às equações (3.289) a (3.292):

$$(H_L - H_A) + \frac{a}{gA}(Q_{LA} - Q_A) + \frac{f \cdot Q_{LA}|Q_A|(\Delta x - x_L)}{2gDA^2} = 0 \quad (3.306)$$

$$(H_L - H_{B'}) - \frac{a}{gA}(Q_{LB} - Q_{B'}) - \frac{f \cdot Q_{LB}|Q_{B'}|x_L}{2gDA^2} = 0 \quad (3.307)$$

$$C_{AL} = H_A + B.(Q_A - Q_L) - R_1.Q_{LA}|Q_A|(\Delta x - x_L) \quad (3.316)$$

$$B = \frac{a}{gA} \quad (3.317)$$

$$B_{AL} = B + R_1.Q_{LB}|x_L| \quad (3.318)$$

$$R_1 = \frac{f}{2gDA^2} \quad (3.319)$$

Para a resolução da eq. (3.315), deve-se ter o conhecimento da condição de contorno a jusante do ponto de vazamento. Supondo-se uma válvula de descarga livre, a vazão pode ser determinada pela seguinte expressão:

$$Q_P = \frac{-C_v.B_{AL} \pm \sqrt{(C_v.B_{AL})^2 + 4.C_v.C_{AL}}}{2} \quad (3.320)$$

na qual:

$$C_v = \frac{(Q_0.\tau)^2}{H_0} \quad (3.321)$$

em que τ corresponde à abertura relativa da válvula, variando de 0 (totalmente fechada) a 1 (totalmente aberta).

3.10 – Resumo e Conclusões

Um algoritmo para a calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas hidráulicos é apresentado. O modelo inverso produzido utiliza tanto métodos de busca global (algoritmos genéticos) quanto local (métodos Levenberg-Marquardt e Nelder-Mead), além de hibridizações global-local. Tal modelo se baseia na minimização de uma função objetivo, através da comparação entre os valores de pressões observados experimentalmente e os valores simulados pelo modelo hidráulico. Diferentes parâmetros podem ser estimados pelo modelo inverso proposto, como rugosidade absoluta dos tubos, parâmetros do modelo de vazamentos, coeficiente de amortecimento do modelo de atrito variável e parâmetros do modelo viscoelástico linear.

No modelo de simulação hidráulica, uma generalização do modelo elástico proposta por Koelle (1983) e desenvolvida por Luvizotto Jr (1995) é empregada. Tal metodologia se baseia na utilização de uma notação em que a instalação hidráulica é constituída de “NÓs” e de “Elementos de conexão entre NÓs”, chamados de “ENOs”. NÓ é a denominação dada ao

ponto de encontro de vários ENOs, e os vários condutos e dispositivos hidromecânicos. Diferentes condições de fronteira foram implementadas: válvula a jusante com descarga livre, válvula em linha, vazamentos e demandas dependentes da pressão (formulações de orifício e geral), bomba com velocidade constante à montante, bomba com velocidade constante e válvula de retenção, bomba com velocidade variável e longa linha de sucção, reservatório de nível constante, reservatório de nível constante a montante de válvula ou bomba, reservatório de nível constante a jusante de válvula ou bomba, ponta de rede sem consumo, tanque hidropneumático, e bolsa de ar.

Com relação à dissipação de energia, o modelo hidráulico proposto incorpora dois fenômenos usualmente não considerados na análise clássica do golpe de aríete: (i) o cálculo do fator de atrito para condições de escoamento transitório e (ii) o comportamento reológico viscoelástico linear das paredes dos tubos plásticos. O primeiro fenômeno é considerado por meio da inclusão de um termo na equação da quantidade de movimento. As formulações de Brunone et al. (1991a) e Vítkovský et al. (2000), ambas para regime turbulento, são empregadas. Para a avaliação do comportamento mecânico viscoelástico linear, um termo adicional na equação da conservação de massa é utilizado. O novo conjunto de equações diferenciais parciais é resolvido pelo método das características e uma generalização proposta por Covas (2003) é utilizada. O resultado é um novo método, chamado aqui de Método das Características Híbrido (HMOC).

Além do uso dos algoritmos genéticos para a detecção de vazamentos em redes hidráulicas, é proposta uma metodologia baseada na reflexão da onda de pressão para detecção de vazamentos em sistemas em série. Para a consideração de vazamentos em pontos não-coincidentes com as seções de cálculo da malha característica, é apresentada uma metodologia proposta por Vítkovský (2001), que permite uma maior flexibilidade na discretização do sistema.

IV – TESTES DOS MODELOS DE SIMULAÇÃO, CALIBRAÇÃO E DETECÇÃO DE VAZAMENTOS

4.1 – Introdução

Os procedimentos apresentados no Capítulo 3 são empregados aqui para testes dos modelos de simulação hidráulica e calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas de distribuição de água. O modelo elástico linear é utilizado para os testes do simulador hidráulico, do algoritmo de calibração e da rotina para detecção de vazamentos sobre rede hipotética da literatura. O método de detecção de vazamentos via análise da reflexão da onda de pressão é aplicado para um sistema em série hipotético. Já o modelo viscoelástico linear é testado utilizando dados coletados por Covas (2003) para um sistema experimental composto por tubulações de polietileno de alta densidade.

4.2 – Testes do Modelo de Simulação Hidráulica sobre Rede Hipotética

O simulador desenvolvido para análise hidráulica em regime transitório de escoamento foi codificado em linguagem C++, e implementado através do compilador C++ *Builder 5*. Possui rotinas que permitem a avaliação de diversas condições de contorno: reservatórios de nível variável ou constante; bombas; válvulas em linha; válvulas de descarga livre; demandas variáveis no tempo; vazamentos e demandas variáveis com a pressão utilizando a formulação de orifícios ou uma formulação geral. Há também a alternativa de avaliação hidráulica considerando fator de atrito variável conforme modelo da literatura. A rotina computacional implementada utiliza o simulador hidráulico de domínio público EPANET 2 (ROSSMAN, 2000) – versão *Toolkit* – desenvolvido pela “U.S. Environmental Protection Agency”-EPA. O EPANET 2 atua no sentido de proporcionar economia de esforço computacional e praticidade, relativa à forma do arquivo de dados da rede hidráulica, de maneira a possibilitar, inclusive, que ela seja “desenhada e exportada” pela versão visual do *software*. Além disso, o EPANET 2 fornece para a estimativa inicial os valores de vazões nos tubos e cargas piezométricas nos nós e seções internas. Um diagrama da rotina é apresentado no APÊNDICE B.

Com vistas às análises iniciais do algoritmo implementado, é empregada a rede hipotética estudada por Liggett e Chen (1994) e Araújo (2003), mostrada na Figura 4.1, cujos dados das tubulações constam da Tabela 4.1. Trata-se de uma rede avaliada por diversos autores, mas com diferentes dados relativos à topologia e condições de contorno em cada estudo.

FIGURA 4.1 – Rede exemplo utilizada para a verificação dos algoritmos

TABELA 4.1 – Dados das tubulações da rede exemplo

Tubulação	Comprimento (m)	Diâmetro (mm)	Rugosidade Absoluta (mm)
1	1300	250	0,3
2	650	250	0,3
3	650	200	0,3
4	1300	200	0,3
5	650	250	0,3
6	650	250	0,3
7	650	200	0,3
8	1250	150	0,3
9	1250	250	0,3
10	650	150	0,3
11	650	250	0,3
12	1	1000	0,3

Admitindo: todos os nós da rede assentados na cota zero e o reservatório de nível constante igual a 30,00 m; o nó 7 possui vazão injetora conhecida igual a 12,00 L/s; o nó 4 é o

único que possui demanda igual a 58,00 L/s; e existem vazamentos nos nós 2 e 6 com áreas ($C_d A$) iguais a 0,000445 m² e 0,000675 m², respectivamente.

O nó 4 possui uma válvula de descarga livre que, controlada, estabelece as condições transitórias no sistema. A variação do coeficiente de abertura ou fechamento relativo da válvula é apresentado na Figura 4.2.

FIGURA 4.2 – Coeficiente de abertura e fechamento relativo da válvula

O passo de tempo utilizado nas avaliações foi de 0,2 segundos, calculado de acordo com a equação (3.116), o que resultou na discretização do sistema mostrada na Figura 4.3, cujos dados constam da Tabela 4.2.

TABELA 4.2 – Dados da discretização da rede exemplo

Tubulação	Comprimento (m)	Nº de trechos	Δx (m)	Celeridade (m/s)
1	1300	6	216,67	1083,33
2	650	3	216,67	1083,33
3	650	3	216,67	1083,33
4	1300	6	216,67	1083,33
5	650	3	216,67	1083,33
6	650	3	216,67	1083,33
7	650	3	216,67	1083,33
8	1250	6	208,33	1041,67
9	1250	6	208,33	1041,67
10	650	3	216,67	1083,33
11	650	3	216,67	1083,33

As comparações realizadas entre o EPANET 2 e o simulador hidráulico implementado permitem concluir que praticamente não existem diferenças entre os valores de pressão, vazão, vazamento e vazão abastecida total para o escoamento permanente, sendo o erro relativo de no máximo 1,01%.

TABELA 4.4 – Vazão nas tubulações em escoamento permanente

Tubulação	EPANET 2		MoC	Erro Absoluto (L/s)	Erro Relativo (%)
	Vazão (L/s)	Velocidade (m/s)			
1	31,98	0,65	31,79	0,19	-0,58
2	39,89	0,81	39,65	0,24	-0,59
3	11,87	0,38	11,80	0,07	-0,56
4	3,59	0,11	3,55	0,04	-1,01
5	29,90	0,61	29,70	0,20	-0,66
6	28,10	0,57	27,92	0,18	-0,64
7	-10,80	0,34	-10,79	0,01	-0,14
8	4,71	0,27	4,70	0,01	-0,16
9	11,57	0,24	11,54	0,03	-0,25
10	4,28	0,24	4,24	0,04	-0,86
11	23,74	0,48	23,62	0,12	-0,52

TABELA 4.5 – Vazamento e vazão abastecida total em escoamento permanente

	EPANET 2	MoC	Erro Absoluto (L/s)	Erro Relativo (%)
Vazamento (L/s) - Nó 2	10,36	10,34	0,02	-0,19
Vazamento (L/s) - Nó 6	15,51	15,49	0,02	-0,14
Vazão Abastecida Total (L/s)	71,87	71,45	0,42	-0,59

Vale lembrar que o MoC implementado utiliza o EPANET 2 para geração dos valores iniciais de pressão nos nós e vazão nos tubos, os quais são utilizados na estimativa inicial realizada pelo MoC. O motivo para a estimativa inicial não ser realizada totalmente pelo EPANET 2 é que não há conhecimento dos valores dos vazamentos, dependentes da pressão, que ocorrem no sistema. Uma opção seria a utilização da formulação de orifícios do EPANET 2 com coeficientes adaptados. No entanto, isto seria um fator limitador, caso haja necessidade de avaliação de vazamentos e demandas separadamente no mesmo nó, ou seja, se a condição de contorno for uma demanda constante (ou mesmo variável com a pressão) e, ainda assim, uma parcela de vazamento (dependente da pressão) tenha que ser calculada. Assim, o EPANET 2 avalia conjuntamente as parcelas de vazamento e demanda variável com a pressão. Os resultados das avaliações conjunta e separada devem ser os mesmos, mas uma

adaptação nos coeficientes de entrada da formulação de orifícios do EPANET 2 teria que ser realizada.

Além da simplificação nas avaliações da estimativa inicial, o MoC é extremamente rápido e preciso na determinação do escoamento permanente no sistema. Adiciona-se, ainda, a capacidade de uma convergência física e não matemática como no caso do EPANET 2. Isto pode ser verificado nas análises realizadas a seguir, nas quais houve a consideração de vazamentos nos nós 2 e 6 da rede exemplo da Figura 4.1 simulados por dois equacionamentos distintos: formulação de orifícios (equação 3.39) e formulação geral (equação 3.51). Os parâmetros dos dois modelos de vazamento são apresentados na Tabela 4.6. Esses parâmetros foram adotados para a consideração dos mesmos valores de vazamento tanto na formulação de orifícios quanto na formulação geral.

TABELA 4.6 – Parâmetros dos dois modelos de vazamento

Nó	Orifício $C_d A$ (m ²)	Geral	
		θ	β
2	0,000445	257488,7	2,0
6	0,000674	112242,8	2,0

Nas avaliações, considerou-se também a hipótese de que a rede exemplo não possua vazamentos nos nós 2 e 6, para verificação dos efeitos dos vazamentos no sistema. Assim, as Figuras 4.4 e 4.5 apresentam o histórico de pressões nos nós 2 e 6 para os casos sem vazamento, vazamento com a formulação geral e vazamento com a formulação de orifícios, considerando que em cada iteração o passo de tempo é igual a 0,2 segundos. Os vazamentos calculados para os nós 2 e 6 são mostrados nas Figuras 4.6 e 4.7 e a Figura 4.8 apresenta a variação da vazão na seção 36 (ver Figura 4.3). A variação das pressões nos outros nós da rede e das vazões em outras seções são apresentadas no APÊNDICE D.

Pode-se observar nas Figuras 4.4 e 4.5 que o valor inicial da pressão fornecido pelo EPANET 2 é diferente do valor final de escoamento permanente real dos nós no caso dos vazamentos, como comentado anteriormente. O valor da pressão nos nós em escoamento permanente é determinado com precisão pelo MoC.

Ainda quanto à estimativa inicial, as variações da pressão no nó fornecidas pelos dois modelos de vazamento são distintas. Isto se deve ao fato de que a formulação geral não é explícita e necessita de uma estimativa inicial do vazamento, pois o equacionamento depende das condições de escoamento nas tubulações vizinhas. Foi verificado durante as simulações que tais vazamentos provocavam a inversão do escoamento no tubo ou mesmo mudanças

bruscas nos valores das vazões neste. Por sua vez, essas variações provocavam divergência nos métodos de busca Newton-Raphson e Iterativo Linear, confirmando a necessidade de uma estimativa inicial do vazamento, visto que as simulações tinham início com vazamento nulo.

FIGURA 4.4 – Variação da pressão no nó 2

FIGURA 4.5 – Variação da pressão no nó 6

Portanto, a variação de pressão devido à utilização da formulação geral é irreal, no caso da estimativa inicial. No entanto, a variação de pressão quando utilizada a formulação de orifícios pode ser considerada real dependendo das condições de análise do sistema. O vazamento inicial, neste caso, pode ser nulo em vista do equacionamento explícito

empregado. Sendo assim, dois cenários podem ser considerados: (1) o sistema não possui vazamento e subitamente ocorre uma quebra de tubulação durante a análise hidráulica; ou (2) as simulações hidráulicas são realizadas com o sistema já apresentando vazamentos.

No cenário (1), a variação da pressão é real e representa um transitório hidráulico no sistema pois há mudança de estado de escoamento. O sistema, inicialmente sem vazamentos, é perturbado pela ocorrência súbita de um vazamento. Sendo assim, analisando as Figuras 4.4 e 4.5, as pressões nos nós 2 e 6 chegam a cair cerca de 10 m e 20 m, respectivamente, devido à ocorrência dos vazamentos. Isto reforça a importância de uma análise hidráulica no escoamento transitório pois, se o sistema estivesse sendo analisado por um simulador hidráulico em escoamento permanente, a ocorrência dos vazamentos nos nós 2 e 6 provocaria uma queda de apenas 2 a 3 metros nos níveis de pressão, desprezando efeitos que chegam a ser dez vezes maiores. Além disso, é importante também notar na Figura 4.4 que, mesmo depois de uma queda de cerca de 10 metros devido o vazamento, a pressão no nó 2 apresenta, em poucos instantes, valores maiores que o da pressão em regime permanente.

Já no cenário (2), o histórico de pressões não é verdadeiro pois o *status* do sistema é distinto ao da simulação hidráulica. O sistema já está sob efeito do vazamento e a análise hidráulica deve ser iniciada com o conhecimento do comportamento deste. Sendo assim, apenas o escoamento permanente da estimativa inicial é real.

Neste trabalho, as avaliações hidráulicas realizadas a seguir consideram as hipóteses do cenário (2).

Analisando o escoamento transitório provocado pela manobra da válvula, a atenuação dos pulsos de pressão é muito maior no caso da ocorrência de vazamentos quando comparada com o sistema sem vazamentos. Os picos de pressão são menores e a estabilização do escoamento é mais rápida com o sistema apresentando vazamentos.

Os vazamentos que ocorrem nos nós 2 e 6 (Figuras 4.6 e 4.7, respectivamente) apresentam a mesma variação para as duas formulações empregadas, geral e de orifícios, após a manobra da válvula no nó 4. Na estimativa inicial, é adotado um valor inicial de vazamento quando utilizada a formulação geral em vista do equacionamento implícito, conforme discutido anteriormente.

Se a variação e os valores de vazamento são similares, uma pequena diferença nos valores da vazão nos tubos foi verificada para as duas formulações. Observando-se a variação na seção 36 do tubo 4 apresentada na Figura 4.8, é possível notar que existe uma pequena diferença nos valores finais da vazão, resultado do uso de diferentes condições de contorno. Estando o sistema sem vazamentos, ocorre inversão de escoamento no tubo, o qual possui

baixos valores de vazão. Além disso, o MoC consegue determinar valores de regime permanente muito próximos do real, mesmo sob distintos comportamentos do sistema, conforme a mudança da situação “sem vazamento” para “com vazamento” na estimativa inicial.

FIGURA 4.6 – Vazamento no nó 2

FIGURA 4.7 – Vazamento no nó 6

A ocorrência de vazamentos no sistema contribui para uma estabilização mais rápida da vazão quando comparada com o cenário de ausência de vazamentos, o qual apresenta inversões de fluxo em um transitório hidráulico que dura pouco mais de 2 minutos após a manobra da válvula. O baixo valor da vazão no tubo associada aos elevados valores de

pressão nos nós 2 e 5, vizinhos do nó 4, onde ocorre a manobra da válvula, também contribuem para a instabilidade do escoamento no tubo.

FIGURA 4.8 – Variação da vazão na seção 36

4.2.1 – Avaliação de Fator de Atrito Variável

As análises realizadas no item anterior fazem uso de fator de atrito calculado para escoamento permanente, embora houvesse variação do mesmo em função do número de Reynolds. No entanto, é cada vez maior o número de trabalhos na literatura que comentam sobre a inclusão dos efeitos do escoamento transitório sobre o valor do fator de atrito.

Embora muitos estudos tenham sido já realizados, uma formulação geral ainda não foi estabelecida. Além disso, ainda restam muitas dúvidas quanto ao cômputo dos coeficientes que compõem essas formulações, quais os fatores que os influenciam e o significado físico de tais avaliações.

Neste trabalho, é apresentada uma formulação teórica para a inclusão dos efeitos de transitórios hidráulicos sobre o fator de atrito. Tal metodologia segue a proposta de Brunone, Golia e Greco (1991a,b), na qual o termo de atrito incorpora os efeitos da aceleração local e convectiva do fluido.

Assim, com vistas às análises iniciais do algoritmo que considera a variação do fator de atrito, a rede exemplo da Figura 4.1 é utilizada. Uma das dificuldades das avaliações é a adoção de um valor para o coeficiente de amortecimento K_3 . Deste modo, apenas uma comparação de diferentes valores de K_3 é realizada nas avaliações a seguir. Os estudos

reportam a utilização de valores para o coeficiente de amortecimento variando de 0,0 a 0,5, nos casos de ocorrência ou não de vazamentos nos nós 2 e 6, para os quais foi empregada a formulação de orifícios com os coeficientes mostrados na Tabela 4.6.

É válido ressaltar que os coeficientes de amortecimento poderão ser alvos de estudos sobre o Painel Hidráulico Experimental, confrontando os valores obtidos via formulações teóricas apresentadas na literatura aos valores obtidos via observações da atenuação das pressões durante transitórios hidráulicos na rede em laboratório.

Assim, as Figuras 4.9 a 4.12 apresentam as variações de pressão nos nós 2 e 6 no caso do sistema com e sem vazamentos considerando diferentes valores para o coeficiente de amortecimento durante os primeiros 30 segundos de simulação e utilizando a manobra da válvula no nó 4 conforme Figura 4.2. As Figuras 4.13 e 4.14 mostram a variação dos valores dos vazamentos nos nós 2 e 6, respectivamente, e as Figuras 4.15 a 4.18 os valores de vazão nas seções 11 (tubo 1) e 39 (tubo 5), também para os casos com e sem vazamentos. As pressões nos demais nós e vazões em outras seções são mostrados no APÊNDICE E.

Pode-se observar nas Figuras 4.9 a 4.12 que as variações de pressão nos nós 2 e 6 apresentam atenuações maiores à medida que os coeficientes de amortecimento K_3 aumentam, como esperado. No entanto, os picos iniciais de pressão são praticamente os mesmos no nó 2 para todos os valores de K_3 nos dois casos, com e sem vazamentos, o que não acontece com o nó 6. O mesmo pode ser dito em relação aos vazamentos (Figuras 4.13 e 4.14).

Uma avaliação da topologia da rede exemplo pode explicar tal fato. O nó 2 é situado entre os nós 4 e 8, respectivamente, válvula de controle e reservatório de nível constante. Duas condições de contorno com comportamento físico pré-estabelecido no modelo de simulação hidráulica, cada qual impondo uma inércia diferente ao sistema. O reservatório de nível constante é o contorno com maior inércia na rede exemplo avaliada e a válvula de controle, mesmo sendo um dispositivo de alívio (descarga livre para a atmosfera), vem logo a seguir pois impõe ao sistema uma interrupção de fluxo que provoca o escoamento transitório. Além disso, o fluxo do escoamento percorre um caminho direto entre o reservatório e a válvula passando pelo nó 2, analogamente a um conduto em série reservatório-tubo-válvula. Sendo assim, a onda de pressão devido ao fechamento da válvula propaga-se pelo sistema de jusante para montante e os efeitos da primeira passagem da onda são atenuados pela rede mas não no caso do “conduto em série”.

FIGURA 4.9 – Pressão no nó 2 (sem vazamento)

FIGURA 4.10 – Pressão no nó 2 (com vazamento)

FIGURA 4.11 – Pressão no nó 6 (sem vazamento)

FIGURA 4.12 – Pressão no nó 6 (com vazamento)

FIGURA 4.13 – Vazamento no nó 2

FIGURA 4.14 – Vazamento no nó 6

No entanto, tais fatos incitam ainda mais investigações sobre redes reais ou de laboratório, como no caso deste trabalho.

As variações das vazões nas seções 11 (tubo 1) e 39 (tubo 5) são mostradas nas Figuras 4.15 a 4.18. Os dois tubos compõem o que foi chamado de “conduto em série”.

FIGURA 4.15 – Vazão na seção 11 (sem vazamento)

FIGURA 4.16 – Vazão na seção 11 (com vazamento)

FIGURA 4.17 – Vazão na seção 39 (sem vazamento)

FIGURA 4.18 – Vazão na seção 39 (com vazamento)

4.3 – Testes do Procedimento de Calibração sobre Rede Hipotética

Para os estudos de calibração em termos das rugosidades absolutas, parâmetros do modelo de vazamentos, coeficiente de amortecimento e detecção de vazamentos, uma rotina computacional foi implementada em linguagem C++, utilizando o simulador hidráulico para análise no regime de escoamento transitório, conforme descrito no Capítulo 3, além do *software* EPANET 2 como módulo auxiliar no processo de inicialização das simulações, e a biblioteca *GAlib* C++ (WALL, 1996) para desenvolvimento dos Algoritmos Genéticos. Foi implementado, também, o método Simplex (NELDER; MEAD, 1965) para uso em conjunto com os AGs (método híbrido). Um diagrama da rotina é apresentado no APÊNDICE C.

Com vistas às análises do algoritmo implementado, é empregada a rede hipotética mostrada na Figura 4.1.

O escoamento transitório é estabelecido pela manobra da válvula de descarga livre no nó 4. A variação do coeficiente de abertura ou fechamento relativo da válvula utilizado nas simulações é apresentado na Figura 4.2.

O passo de tempo utilizado nas avaliações foi de 0,2 segundos e a discretização do sistema é a mesma da Figura 4.3, cujos dados constam da Tabela 4.2.

Um registro de 30 segundos durante o escoamento transitório foi utilizado nas diversas simulações para o cálculo da função objetivo. Os nós 2, 4 e 5 foram adotados para as observações de pressão, e o nó 4 para as observações de vazão na válvula de descarga para a atmosfera. Os dados sintéticos foram obtidos via simulação hidráulica da rede utilizando o modelo para análise hidráulica em escoamento transitório apresentado no Capítulo 3. É importante ressaltar que a rede de amostragem adotada não é otimizada e que diversos autores propõem metodologias para a otimização da rede de amostragem ótima em termos dos locais de observação de pressão e vazão bem como o número de nós e trechos para tal monitoramento. No entanto, o período de registro das pressões e vazões mostra-se decisivo em tal otimização. Vítkovský et al. (2003) propõem uma metodologia para a determinação dos pontos de observação no sistema e o período de registro dos dados, mas trata os diversos objetivos separadamente. Uma alternativa para uma melhor análise seria a utilização de um procedimento multiobjetivo para a consideração simultânea dos diferentes objetivos.

Assim, os parâmetros dos AGs aplicados nas simulações para o processo de calibração são os descritos na Tabela 4.7.

TABELA 4.7 – Parâmetros a serem utilizados nas simulações

Tipos de AG	Geracional elitista, <i>Steady-State*</i> , Híbrido geracional e método Simplex (HIB-GER), Híbrido <i>Steady-State*</i> e método Simplex (HIB-SS)
Representação das soluções	Real
População de soluções	Dependente do número de variáveis de decisão
Recombinação	Aritmética
Probabilidade de recombinação	0,70 (Geracional elitista), 0,95 (<i>Steady-State</i>)
Forma de seleção	<i>Stochastic Remainder Sampling</i> (SRS)
Mutação	gaussiana
Probabilidade de mutação	0,01
Taxa de elitismo	0,30
Número de gerações	Dependente do número de variáveis de decisão
Escalonamento	Linear

* substituição de 4 soluções a cada geração

4.3.1 – Determinação das Rugosidades Absolutas e Parâmetros do Modelo de Vazamento

A calibração de um modelo de rede de distribuição de água deve ser sempre realizada antes de qualquer análise de planejamento operacional ou reabilitação de redes. Historicamente, um dos mais difíceis passos do processo tem sido o ajuste final dos valores das rugosidades absolutas dos tubos. Estimativas dos valores das rugosidades dos tubos podem ser obtidas usando valores médios da literatura ou de medidas de campo diretamente. Pesquisadores e fabricantes têm desenvolvido tabelas que fornecem estimativas da rugosidade do tubo em função das características do material, diâmetro e idade. Embora tais tabelas possam ser úteis para tubos novos, suas aplicações para tubos velhos diminuem significativamente com a idade destes, devido à possibilidade de incrustação, resultado das propriedades químicas da água. Tendo em vista o custo envolvido nas determinações de campo, as estimativas da rugosidade para tubos em uso devem resultar da calibração do modelo do sistema. Mesmo quando tubos novos são usados, é importante verificar os valores das rugosidades. Para a obtenção das estimativas das rugosidades das tubulações através da calibração, é conveniente dividir o sistema de distribuição de água em zonas de características homogêneas em termos do material e da idade dos tubos (SOARES, 2003).

Além disso, considerando que a quebra de tubulações cause elevadas perdas de água nestes sistemas, o levantamento do volume total perdido, bem como o caráter local e a influência destas no sistema, tem sido alvo de investigações por meio da inclusão de modelos pressão x vazamento nas análises em regime transitório das redes de distribuição de água. No entanto, o conhecimento dos parâmetros do modelo pressão x vazamento passa pela calibração do modelo de tais sistemas. Portanto, a consideração simultânea das rugosidades absolutas e dos parâmetros do modelo de vazamentos no processo de calibração implicará ou resultará em maior precisão dos valores ajustados (SOARES, 2003).

Neste item, são apresentados os resultados obtidos para as simulações visando a calibração em termos das rugosidades absolutas e parâmetros do modelo pressão x vazamento para a rede da Figura 4.1. Considerou-se que os valores das rugosidades são os mesmos para todas as tubulações da rede e iguais a 0,3 mm (Tabela 4.1). Os vazamentos ocorrem nos nós 2 e 6, e são avaliados pelas formulações geral e de orifícios, sendo os coeficientes mostrados na Tabela 4.6. Foram considerados quatro procedimentos de otimização: AGs geracional elitista e *Steady-State*, híbridos geracional – Simplex (HIB-GER) e *Steady-State* – Simplex (HIB-SS).

Foram realizadas cinco simulações para cada tipo de AG, a partir de diferentes sementes aleatórias: 1, 100, 200, 300 e 400. O número de soluções da população em cada avaliação foi de 50 vetores, e o critério de convergência adotado foi o número de gerações:

200 para o AG geracional elitista, 50 para o AG *Steady-State*, 50 para o HIB-GER e 20 para o HIB-SS.

Os resultados obtidos são apresentados a seguir, para os diferentes métodos de otimização, considerando como critério de análise a comparação entre valores simulados e observados de pressões e vazões, e os valores ajustados das variáveis de decisão. As Figuras 4.19 a 4.22 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4 (válvula de controle), considerando a formulação de orifícios no cálculo dos vazamentos.

FIGURA 4.19 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

FIGURA 4.20 – Pressões simuladas e observadas no nó 4

FIGURA 4.21 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

FIGURA 4.22 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)

O ajuste tanto das pressões quanto das vazões durante o transitório hidráulico foi praticamente o mesmo para todos os métodos de otimização, com reduzidos erros entre os valores observados e simulados.

Os valores das variáveis de decisão ajustados, os valores máximos e mínimos adotados durante as simulações, os erros absolutos e relativos médios, e o tempo de processamento para cada método de otimização e sementes aleatórias são apresentados nas Tabelas 4.8 a 4.11. Os valores das sementes aleatórias são: simulação 1 – semente 1; simulação 2 – semente 100; simulação 3 – semente 200; simulação 4 – semente 300; e

simulação 5 – semente 400. As variáveis de decisão C_dA_1 e C_dA_2 correspondem, respectivamente, aos coeficientes de vazamento nos nós 2 e 6, e ε corresponde à rugosidade absoluta das tubulações.

O erro absoluto médio é dado pela diferença entre os valores reais e os valores médios das variáveis de decisão nas cinco simulações. Já o erro relativo é dado por:

$$\text{Erro}(\%) = \frac{VDM - VDR}{VDR} \quad (4.1)$$

sendo VDM o valor médio da variável de decisão nas cinco simulações e VDR o valor real da respectiva variável de decisão.

TABELA 4.8 – Valores ajustados e reais (AG geracional elitista)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,420	0,274	0,347	0,408	0,245	0,339	0,300	0,039	12,9
C_dA_1 (x10e-4)	1,00	10,00	4,027	4,912	4,843	4,094	5,125	4,600	4,450	0,150	3,4
C_dA_2 (x10e-4)	1,00	10,00	5,845	6,313	6,017	5,873	6,508	6,111	6,740	-0,629	-9,3
Tempo (min)			31,22	30,97	31,09	31,06	30,95	31,06			

TABELA 4.9 – Valores ajustados e reais (AG *Steady-State*)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,312	0,274	0,265	0,190	0,289	0,266	0,300	-0,034	-11,3
C_dA_1 (x10e-4)	1,00	10,00	4,391	4,291	3,862	5,265	4,960	4,554	4,450	0,104	2,3
C_dA_2 (x10e-4)	1,00	10,00	6,230	7,001	7,430	7,003	6,053	6,743	6,740	0,003	0,1
Tempo (min)			5,54	5,53	5,44	5,58	5,43	5,50			

TABELA 4.10 – Valores ajustados e reais (HIB-GER)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,288	0,305	0,3	0,311	0,298	0,299	0,300	-0,001	-0,5
C_dA_1 (x10e-4)	1,00	10,00	4,683	4,561	4,376	4,315	4,191	4,425	4,450	-0,025	-0,6
C_dA_2 (x10e-4)	1,00	10,00	6,619	6,639	6,951	6,775	7,048	6,806	6,740	0,066	1,0
Tempo (min)			8,81	8,74	9,77	9,77	9,74	9,36			

TABELA 4.11 – Valores ajustados e reais (HIB-SS)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,287	0,323	0,325	0,307	0,317	0,312	0,300	0,012	3,9
C_dA_1 (x10e-4)	1,00	10,00	4,482	4,590	4,086	4,412	4,313	4,377	4,450	-0,073	-1,6
C_dA_2 (x10e-4)	1,00	10,00	6,862	6,396	6,962	6,619	6,641	6,696	6,740	-0,044	-0,7
Tempo (min)			3,77	3,77	3,72	3,79	3,72	3,75			

Os melhores resultados quanto ao vetor solução final foram alcançados pelo método híbrido HIB-GER, que utiliza o AG geracional elitista e o método de busca local Simplex de

Nelder-Mead. O erro relativo máximo foi de 1,0% e o tempo de processamento de 9,36 minutos em média. As combinações AG *Steady-State* e método Simplex também apresentaram bons resultados quanto à solução final, com erro relativo máximo de 3,9%. Além disso, consumiu menor esforço computacional com uma média de 3,75 minutos de processamento. No entanto, o uso isolado dos AGs geracional elitista e *Steady-State* não apresentou bons resultados em relação ao ajuste das rugosidades absolutas, com erros superiores a 10%, embora o ajuste das variáveis de estado tenha sido muito satisfatório para todos os métodos de otimização.

As soluções finais determinadas pelos métodos de busca foram utilizadas para a verificação dos vazamentos nos nós 2 e 6, conforme Figuras 4.23 e 4.24.

FIGURA 4.23 – Vazamentos simulados e observados no nó 2

FIGURA 4.24 – Vazamentos simulados e observados no nó 6

Embora os valores ajustados das rugosidades absolutas apresentassem erros superiores a 10%, o cômputo dos vazamentos foi eficaz, com exceção do AG geracional elitista no caso do vazamento no nó 6, com diferenças da ordem de quase 2 L/s. A rigor, o método HIB-GER foi o que melhor resultados obteve.

Para verificação da formulação geral para representação de vazamentos e demandas variáveis com a pressão, simulações foram realizadas para ajuste das rugosidades absolutas em conjunto com os parâmetros θ e β .

As Figuras 4.25 a 4.28 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4, considerando a formulação geral no cálculo dos vazamentos.

Houve um ajuste satisfatório em relação aos valores de vazão, mas os valores de pressão apresentaram um erro de quase 1 metro para os três nós de observação. Uma explicação para esse fato seria a maior sensibilidade dos parâmetros de vazamento da formulação.

Os valores das variáveis de decisão ajustados para cada método de otimização e sementes aleatórias são apresentados nas Tabelas 4.12 a 4.15. Os valores das sementes

aleatórias são os mesmos do caso da formulação de orifícios. As variáveis de decisão θ_1 e β_1 correspondem aos coeficientes de vazamento do nó 2 e as variáveis aos coeficientes do nó 6, e ε à rugosidade absoluta das tubulações.

O expoente do modelo de vazamentos foi o parâmetro melhor ajustado em todos os casos mas os coeficientes θ apresentaram erros muito elevados em praticamente todas as simulações. As rugosidades foram melhor determinadas pelos procedimentos híbridos. A sensibilidade dos parâmetros de vazamento pode ser notada nas comparações dos valores simulados e observados dos vazamentos nos nós 2 e 6 das Figuras 4.29 e 4.30, respectivamente.

FIGURA 4.25 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

FIGURA 4.26 – Pressões simuladas e observadas no nó 4

FIGURA 4.27 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

FIGURA 4.28 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)

TABELA 4.12 – Valores ajustados e reais (AG geracional elitista)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,473	0,614	0,408	0,232	0,266	0,399	0,300	0,099	32,9
θ_1 ($\times 10^5$)	1,00	5,00	1,000	1,000	3,020	1,541	2,111	1,734	2,575	-0,841	-32,6
θ_2 ($\times 10^5$)	1,00	5,00	3,507	2,578	2,144	1,000	1,000	2,046	1,122	0,924	82,3
β_1	0,5	2,5	1,717	1,548	1,861	1,782	2,095	1,801	2,000	-0,199	-10,0
β_2	0,5	2,5	2,177	2,137	2,184	2,103	1,873	2,095	2,000	0,095	4,7
Tempo (min)			31,53	31,69	31,92	31,73	31,73	31,72			

TABELA 4.13 – Valores ajustados e reais (AG *Steady-State*)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,295	0,483	0,344	0,400	0,479	0,400	0,300	0,100	33,4
θ_1 (x10e5)	1,00	5,00	1,000	1,000	1,233	3,708	2,282	1,845	2,575	-0,730	-28,4
θ_2 (x10e5)	1,00	5,00	2,583	1,571	1,842	2,024	2,354	2,075	1,122	0,953	84,9
β_1	0,5	2,5	1,927	1,613	1,798	1,978	1,962	1,856	2,000	-0,144	-7,2
β_2	0,5	2,5	2,070	2,080	2,114	2,158	2,007	2,086	2,000	0,086	4,3
Tempo (min)			5,79	5,87	5,91	5,88	5,82	5,85			

TABELA 4.14 – Valores ajustados e reais (HIB-GER)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,284	0,286	0,285	0,310	0,278	0,289	0,300	-0,011	-3,8
θ_1 (x10e5)	1,00	5,00	1,757	2,881	3,014	1,391	3,958	2,600	2,575	0,025	1,0
θ_2 (x10e5)	1,00	5,00	2,292	2,084	2,274	1,148	1,163	1,792	1,122	0,670	59,7
β_1	0,5	2,5	1,943	2,026	2,028	1,846	2,130	1,995	2,000	-0,005	-0,3
β_2	0,5	2,5	2,175	2,157	2,184	2,019	2,012	2,109	2,000	0,109	5,5
Tempo (min)			9,88	9,92	8,98	8,93	9,93	9,53			

TABELA 4.15 – Valores ajustados e reais (HIB-SS)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,280	0,279	0,321	0,278	0,295	0,291	0,300	-0,009	-3,1
θ_1 (x10e5)	1,00	5,00	1,460	1,942	1,403	3,499	2,428	2,146	2,575	-0,429	-16,6
θ_2 (x10e5)	1,00	5,00	2,043	1,200	1,753	2,017	1,689	1,740	1,122	0,618	55,1
β_1	0,5	2,5	1,843	1,932	1,822	2,064	1,956	1,923	2,000	-0,077	-3,8
β_2	0,5	2,5	2,186	2,042	2,113	2,177	2,130	2,130	2,000	0,130	6,5
Tempo (min)			3,90	3,94	3,96	3,94	4,91	4,13

FIGURA 4.29 – Vazamentos simulados e observados no nó 2

FIGURA 4.30 – Vazamentos simulados e observados no nó 6

No caso do vazamento no nó 2, o melhor ajuste foi obtido pelo método HIB-GER, que determinou os valores finais do coeficiente e do expoente com erros de 1,0% e -0,3%, respectivamente. O pior ajuste foi apresentado pelo AG geracional elitista, com erros de -32,6% e -10,0% para o coeficiente e expoente, respectivamente. Já em relação ao vazamento do nó 6, o melhor ajuste foi apresentado pela aplicação do método HIB-GER novamente, com

erros de 59,7% (θ_2) e 5,5% (β_2). Mesmo apresentando erro na determinação de θ_2 superior a -32,6% para θ_1 no caso descrito anteriormente, o ajuste final do método foi muito satisfatório. Isto indica que a sensibilidade do parâmetro θ_2 é menor do que a sensibilidade de θ_1 . E, ainda, que a sensibilidade do parâmetro θ é menor do que a de β .

Os estudos também reportaram que a formulação geral é mais crítica numericamente do que a formulação de orifícios, principalmente pela avaliação do expoente de vazamento. Além disso, elevados valores do expoente podem comprometer a convergência das simulações pois, como comentado no capítulo anterior, o equacionamento implícito do contorno requer informações mais precisas e alterações mais graduais do escoamento.

4.3.2 – Determinação das Rugosidades Absolutas e Coeficiente de Amortecimento do Modelo de Atrito Variável

No escoamento não-permanente, as vazões nos tubos não são constantes ao longo do tempo e do espaço. Assim, o fator de atrito tende a sofrer alterações devido à variação da vazão que, tradicionalmente, nas análises do escoamento transitório é calculado para condições de escoamento permanente. Assim, apenas as variações no número de Reynolds são consideradas. No entanto, formulações para a consideração do escoamento transitório no cálculo do fator de atrito são apresentadas na literatura. Neste trabalho, a metodologia proposta por Brunone, Golia e Greco (1991a) é utilizada na qual o termo de atrito é resultado da soma entre as parcelas referentes ao fator de atrito obtido em escoamento permanente e às acelerações local e convectiva do fluido.

O fator de atrito para o escoamento permanente é avaliado por uma formulação que contempla a variação do fator de atrito em relação ao número de Reynolds e das propriedades do tubo, como rugosidade absoluta e diâmetro (SWAMEE, 1993), e é válida para os escoamentos laminar, de transição e turbulento.

Levando-se em consideração que o material e a idade das tubulações e as propriedades químicas da água são fatores influentes nos valores das rugosidades absolutas e coeficientes de atrito, e que tais parâmetros são de difícil avaliação em campo pelo alto custo envolvido, é comum a determinação de tais propriedades físicas dos tubos via calibração do modelo da rede de distribuição de água. Além disso, com o advento das análises hidráulicas no escoamento transitório utilizando fatores de atrito variáveis, outro parâmetro adotado mostra-se decisivo: o coeficiente de amortecimento (K_3).

Sendo assim, neste item, são apresentados os resultados obtidos para as simulações visando a calibração em termos das rugosidades absolutas e coeficiente de amortecimento para a rede da Figura 4.1. Considerou-se que os valores das rugosidades e dos coeficientes de amortecimento são os mesmos para todas as tubulações da rede e iguais a 0,3 mm e 0,20, respectivamente. Não há ocorrência de vazamentos na rede e foram considerados quatro procedimentos de otimização: AGs geracional elitista e *Steady-State*, híbridos geracional – Simplex (HIB-GER) e *Steady-State* – Simplex (HIB-SS).

As Figuras 4.31 a 4.34 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4 (válvula de controle), considerados os pontos de observação na rede exemplo durante 30 segundos de registro do transitório hidráulico.

FIGURA 4.31 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

FIGURA 4.32 – Pressões simuladas e observadas no nó 4

FIGURA 4.33 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

FIGURA 4.34 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)

O ajuste tanto das pressões quanto das vazões durante o transitório hidráulico foi praticamente o mesmo para todos os métodos de otimização, com reduzidos erros entre os valores observados e simulados. O nó 5 foi o que apresentou maiores diferenças entre os valores simulados e observados, principalmente nos picos de pressão.

Os valores das variáveis de decisão ajustados, os erros absolutos e relativos médios, e tempo de processamento para cada método de otimização e simulação são apresentados nas Tabelas 4.16 a 4.19.

TABELA 4.16 – Valores ajustados e reais (AG geracional elitista)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,316	0,306	0,307	0,318	0,352	0,320	0,300	0,020	6,6
K_3	0,00	0,50	0,207	0,206	0,205	0,190	0,185	0,199	0,200	-0,001	-0,7
Tempo (min)			31,93	31,91	40,77	31,86	40,92	35,48			

TABELA 4.17 – Valores ajustados e reais (AG *Steady-State*)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,297	0,304	0,301	0,277	0,314	0,299	0,300	-0,001	-0,5
K_3	0,00	0,50	0,202	0,224	0,206	0,209	0,206	0,209	0,200	0,009	4,7
Tempo (min)			5,58	5,60	5,54	5,52	5,48	5,54			

TABELA 4.18 – Valores ajustados e reais (HIB-GER)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,293	0,295	0,301	0,316	0,306	0,302	0,300	0,002	0,7
K_3	0,00	0,50	0,202	0,201	0,202	0,200	0,201	0,201	0,200	0,001	0,6
Tempo (min)			9,98	8,98	12,19	9,97	12,23	10,67			

TABELA 4.19 – Valores ajustados e reais (HIB-SS)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média			
ε (mm)	0,10	1,00	0,317	0,324	0,319	0,307	0,308	0,315	0,300	0,015	5,0
K_3	0,00	0,50	0,198	0,198	0,197	0,199	0,199	0,198	0,200	-0,002	-0,9
Tempo (min)			3,79	3,80	3,77	3,76	3,74	3,77			

O ajuste do coeficiente de amortecimento K_3 para a rede foi satisfatório através de todos os métodos de otimização; mesmo o AG *Steady-State* apresentou um erro relativo de 4,7%. Mas a combinação das rugosidades absolutas com o coeficiente de amortecimento foi mais bem determinada pelo método HIB-GER, com erros relativos inferiores a 1% nos dois casos.

As avaliações demonstraram a capacidade do algoritmo em realizar determinações dos parâmetros de atrito para os regimes permanente e não-permanente. Testes quanto à influência da topologia do sistema na atenuação das pressões e vazões durante o transitório hidráulico em conjunto com o ajuste dos coeficientes de amortecimento e rugosidades absolutas para cada tubo via calibração poderão ser realizados nos estudos de laboratório.

4.4 – Detecção de Vazamentos Utilizando Algoritmos Genéticos

Diversos procedimentos para a detecção de vazamentos têm sido propostos na literatura. No entanto, pode-se notar que a maioria das metodologias considera a detecção apenas em sistemas simples em série, por se tratarem de formulações com maiores refinamentos e de difícil aplicação em sistemas complexos. Neste sentido, os Algoritmos Genéticos têm sido especialmente úteis aos propósitos de detecção de vazamentos, por serem técnicas mais gerais e independentes da complexidade topológica dos sistemas.

Neste item, são apresentados os resultados obtidos para as simulações visando a detecção de vazamentos em pontos específicos da rede da Figura 4.1. Foram considerados dois procedimentos de otimização: AGs geracional elitista e *Steady-State*. Os procedimentos híbridos não foram passíveis de utilização devido à incapacidade do método Nelder-Mead de avaliar variáveis de decisão de números reais inteiros, o que é necessário pois a localização dos pontos de vazamento é realizada pela variação dos números dos nós e seções interiores dos tubos. Sendo assim, a rotina computacional para detecção de vazamentos difere da de calibração em termos das rugosidades absolutas, parâmetros do modelo de vazamentos ou demandas variáveis com a pressão, e coeficientes de amortecimento. A estratégia de implementação é a mesma da rotina de calibração segundo o diagrama apresentado no APÊNDICE C.

Foram consideradas três possibilidades para a detecção de vazamentos: (1) o vazamento ocorre no nó e o método de otimização avalia apenas os nós da rede na busca; (2) o vazamento ocorre no nó e o método de otimização avalia os nós da rede bem como as seções interiores dos tubos; e (3) o vazamento ocorre na tubulação e o método de otimização avalia tanto os nós da rede quanto as seções interiores dos tubos. Neste último caso, a malha de cálculo do sistema deve ser a mais refinada possível, no intuito de se avaliar uma maior quantidade de pontos na mesma tubulação. No entanto, o espaço de busca terá maior dimensão.

4.4.1 – Vazamento no Nó e Avaliação Apenas dos Nós na Busca

Neste caso, foi avaliada a detecção de vazamento em um nó da rede com o método de otimização considerando como espaço de busca apenas a possibilidade de ocorrência de vazamentos nos nós da mesma. Assim, foi utilizada a rede exemplo da Figura 4.1, cujos dados constam das Tabelas 4.1 e 4.2. As simulações avaliaram a detecção de um vazamento ocorrendo no nó 2, com coeficiente de descarga C_dA igual a $0,000445 \text{ m}^2$, conforme a formulação de orifícios.

Foram realizadas cinco simulações para cada tipo de AG, a partir de diferentes sementes aleatórias: 1, 100, 200, 300 e 400. O número de soluções da população em cada avaliação foi de 50 vetores, e o critério de convergência adotado foi o número de gerações: 150 para o AG geracional elitista e 50 para o AG *Steady-State*.

Os resultados obtidos são apresentados a seguir, para os dois tipos de AG, considerando como critério de análise a comparação entre valores simulados e observados de pressões e vazões, e os valores ajustados das variáveis de decisão. As Tabelas 4.20 e 4.21 mostram os valores ajustados das variáveis de decisão, os valores máximos e mínimos adotados durante as simulações, os erros absolutos e relativos médios, e tempo de processamento para cada método de otimização e sementes aleatórias.

Pode-se observar nas Tabelas 4.20 e 4.21 que em todas as simulações os vazamentos foram localizados com precisão, tanto no caso do AG geracional elitista quanto no AG *Steady-State*. No entanto, os valores dos coeficientes C_dA da formulação de orifícios não foram satisfatórios, demonstrando que, mesmo com baixos valores dos coeficientes, o vazamento é detectado.

TABELA 4.20 – Valores ajustados e reais (Geracional elitista)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média*			
Nó	2	6	2	2	2	2	2	5	2	-	-
CdA (x10e-4)	1,00	10,00	1,280	1,000	1,014	1,435	1,000	1,146	4,450	-3,304	-74,3
Tempo (min)			14,33	18,24	14,09	18,23	14,22	15,82			

* acertos para o caso dos nós

TABELA 4.21 – Valores ajustados e reais (*Steady-State*)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média*			
Nó	2	6	2	2	2	2	2	5	2	-	-
CdA (x10e-4)	1,00	10,00	1,318	1,359	1,000	1,290	1,361	1,266	4,450	-3,184	-71,6
Tempo (min)			3,88	5,11	3,84	4,90	3,87	4,32			

* acertos para o caso dos nós

As Figuras 4.35 a 4.38 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4 (válvula de controle), considerados os pontos de observação

na rede exemplo durante 20 segundos de registro do transitório hidráulico, sendo o vazamento localizado corretamente no nó 2.

FIGURA 4.35 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

FIGURA 4.36 – Pressões simuladas e observadas no nó 4

FIGURA 4.37 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

FIGURA 4.38 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)

Em virtude da determinação do vazamento no nó 2 em todas as simulações e, além disso, de baixos valores do coeficiente de vazamento nos dois métodos de otimização, o histórico de pressões e vazões foi praticamente o mesmo tanto para o AG geracional elitista quanto para o AG *Steady-State*. O ajuste das pressões e vazões simuladas apresentou erros maiores justamente no caso do ponto 2, onde há observação de pressão e vazamento. Os valores do coeficiente de vazamento, estimados de forma incorreta, acarretaram as diferenças.

Mesmo com os erros apresentados no valor do coeficiente de vazamento, o vazamento foi detectado com sucesso em todas as simulações.

4.4.2 – Vazamento no Nó e Avaliação dos Nós e Seções Interiores dos Tubos na Busca

Com o intuito de avaliar a detecção de vazamentos não apenas nos nós da rede mas também nas tubulações, o espaço de busca do procedimento de calibração foi ampliado para

considerar os pontos das seções internas localizadas nas tubulações como possíveis locais de vazamento. Assim, as simulações avaliaram a detecção de um vazamento ocorrendo no nó 2, com coeficiente de descarga C_dA igual a $0,000445 \text{ m}^2$, conforme formulação de orifícios para a rede exemplo da Figura 4.1, cujos dados constam das Tabelas 4.1 e 4.2, e a discretização é mostrada na Figura 4.3. O número de soluções da população em cada avaliação foi de 100 vetores, e o critério de convergência adotado foi o número de gerações: 150 para o AG geracional elitista e 50 para o AG *Steady-State*.

As Tabelas 4.22 e 4.23 mostram os valores ajustados das variáveis de decisão, os erros absolutos e relativos médios para cada método de otimização e simulação. Nota-se nas tabelas a ampliação do espaço de busca no caso dos pontos de vazamento, aumentado de 2 a 6 para 2 a 40.

TABELA 4.22 – Valores ajustados e reais (Geracional elitista)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média*			
Nó	2	40	17	39	17	17	39	0	2	-	-
C_dA ($\times 10^{-4}$)	1,00	10,00	6,347	4,552	6,280	6,814	4,899	5,778	4,450	1,328	29,9
Tempo (min)			28,86	28,42	42,72	42,63	54,29	39,38			

* acertos para o caso dos nós

TABELA 4.23 – Valores ajustados e reais (*Steady-State*)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média*			
Nó	2	40	17	17	17	17	17	0	2	-	-
C_dA ($\times 10^{-4}$)	1,00	10,00	6,347	6,675	6,522	6,168	6,374	6,417	4,450	1,967	44,2
Tempo (min)			9,87	9,87	9,96	9,78	9,85	9,87			

* acertos para o caso dos nós

Pode-se observar nas Tabelas 4.22 e 4.23 que em todas as simulações os vazamentos foram localizados nas vizinhanças do nó 2, tanto no caso do AG geracional elitista quanto no AG *Steady-State*. Os pontos determinados foram 17 na tubulação 3 e 39 na tubulação 5. A diferença no balanço de massa no nó 2 em regime permanente pode ser vista nas Figuras 4.39 a 4.42, considerando o vazamento no nó 2 com $C_dA = 0,000445 \text{ m}^2$ (Figura 4.39), no ponto 17 com $C_dA = 0,0005778 \text{ m}^2$ (Figura 4.40) e $0,0006417 \text{ m}^2$ (Figura 4.42), e no ponto 39 com $C_dA = 0,0005778 \text{ m}^2$ (Figura 4.41).

Em todos os casos apresentados houve inversão de fluxo na tubulação 4, mesmo que ela tenha baixas vazões. Também houve inversão na tubulação 3 quando o vazamento fora localizado no ponto 17. No entanto, essa inversão acontecia apenas no primeiro trecho da tubulação até a seção do ponto 17. As maiores discrepâncias nos valores absolutos das vazões

aconteceram na tubulação 1, cuja vazão real, de 31,79 L/s, passa para valores entre 26,77 e 27,46 L/s.

FIGURA 4.39 – Vazamento no nó 2 com $C_dA = 0,000445 \text{ m}^2$ (real)

FIGURA 4.40 – Vazamento no ponto 17 com $C_dA = 0,0005778 \text{ m}^2$

FIGURA 4.41 – Vazamento no ponto 39 com $C_dA = 0,0005778 \text{ m}^2$

FIGURA 4.42 – Vazamento no ponto 17 com $C_dA = 0,0006417 \text{ m}^2$

Mesmo com todas as diferenças apresentadas no balanço de massa do nó 2, os valores das variáveis de estado simuladas e observadas foram ajustadas. As Figuras 4.43 a 4.46 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4 (válvula de controle), considerados os pontos de observação na rede exemplo durante 20 segundos de registro do transitório hidráulico, sendo o vazamento localizado no ponto 17 com C_dA igual a $0,0005778 \text{ m}^2$ (AG geracional elitista) e C_dA igual a $0,0006417 \text{ m}^2$ (AG *Steady-State*). As Figuras 4.47 a 4.50 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4 (válvula de controle), sendo o vazamento localizado no ponto 39 com C_dA igual a $0,0005778 \text{ m}^2$ (AG geracional elitista).

Como comentado anteriormente, os erros apresentados entre os valores das pressões e vazões simuladas e observadas foram quase nulos, mesmo o vazamento não sendo

localizado corretamente no nó 2, o que demonstra o nível de indeterminação do problema de calibração.

FIGURA 4.43 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

observadas no nó 4

FIGURA 4.45 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

observadas no nó 4 (válvula)

FIGURA 4.47 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

observadas no nó 4

FIGURA 4.49 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

FIGURA 4.50 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)

4.4.3 – Vazamento no Tubo e Avaliação dos Nós e Seções Interiores dos Tubos na Busca

A fim de avaliar a detecção de vazamentos nas tubulações foram realizadas simulações considerando um vazamento ocorrendo na tubulação 4, mais precisamente no ponto 36 da rede da Figura 4.3. O espaço de busca do procedimento de calibração foi ampliado para considerar os pontos das seções internas localizadas nas tubulações como possíveis locais de vazamento. Vale lembrar que, neste caso, a discretização do sistema deve ser a melhor possível para que o maior número de pontos possa ser avaliado pois, *a priori*, não se conhece a seção onde ocorre o vazamento. O único problema é a amplitude do espaço de busca, com reflexos negativos na busca.

Assim, foi avaliada nas simulações a detecção de um vazamento ocorrendo na tubulação 4, ponto 36, com coeficiente de descarga C_dA igual a $0,000674 \text{ m}^2$, conforme formulação de orifícios para o modelo de vazamentos.

Novamente, o número de soluções da população em cada avaliação foi de 100 vetores, e o critério de convergência adotado foi o número de gerações: 150 para o AG geracional elitista e 50 para o AG *Steady-State*.

As Tabelas 4.24 e 4.25 mostram os valores ajustados das variáveis de decisão, os valores máximos e mínimos adotados durante as simulações, os erros absolutos e relativos médios, e tempo de processamento para os dois tipos de AG. Em todas as simulações os vazamentos foram localizados com precisão, tanto no caso do AG geracional elitista quanto no AG *Steady-State*. No entanto, os valores dos coeficientes C_dA da formulação de orifícios não foram satisfatórios, demonstrando que, mesmo com elevados valores dos coeficientes, o vazamento é detectado.

TABELA 4.24 – Valores ajustados e reais (Geracional elitista)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média*			
Nó	2	40	36	36	36	36	36	5	36	-	-
CdA (x10e-4)	1,00	10,00	8,846	9,834	9,184	9,216	9,452	9,306	6,740	2,566	38,1
Tempo (min)			36,55	28,31	28,32	36,21	28,44	31,57			

* acertos para o caso dos nós

TABELA 4.25 – Valores ajustados e reais (*Steady-State*)

Variável de Decisão	Variação		Simulações						Real	Erro Absoluto Médio	Erro Relativo (%)
	Mínima	Máxima	1	2	3	4	5	Média*			
Nó	2	40	36	36	36	36	36	5	36	-	-
CdA (x10e-4)	1,00	10,00	8,971	9,233	9,083	8,833	9,162	9,056	6,740	2,316	34,4
Tempo (min)			9,86	9,78	7,74	9,99	7,66	9,01			

* acertos para o caso dos nós

As Figuras 4.51 a 4.54 mostram os valores simulados e observados de pressão nos nós 2, 4 e 5, e de vazão no nó 4 (válvula de controle), durante 20 segundos de registro do transitório hidráulico, sendo o vazamento localizado corretamente no ponto 36, mas com valores do coeficiente C_dA igual a $0,0009306 \text{ m}^2$ no caso do AG geracional elitista e $0,0009056 \text{ m}^2$ no caso do AG *Steady-State*.

FIGURA 4.51 – Pressões simuladas e observadas no nó 2

FIGURA 4.52 – Pressões simuladas e observadas no nó 4

FIGURA 4.53 – Pressões simuladas e observadas no nó 5

FIGURA 4.54 – Vazões simuladas e observadas no nó 4 (válvula)

Embora o algoritmo tenha detectado o vazamento no ponto 36, os ajustes de pressão não foram tão satisfatórios como nos dois casos anteriores (vazamento no nó e avaliação apenas dos nós; e vazamento no nó e avaliação dos nós e seções interiores dos tubos). Isso demonstra, mais uma vez, o nível de indeterminação no processo inverso e a necessidade de solicitação dos sistemas durante as campanhas de coleta de dados por meio de descargas em pontas de rede e redução de patamares de pressão nas manobras de registros na entrada do sistema.

A ocorrência do vazamento no ponto 36 da tubulação 4 provavelmente solicitou o sistema, de forma que as variáveis de estado simuladas com o vazamento neste ponto mostraram-se mais ajustadas aos valores observados do que vazamentos ocorrendo em outros pontos e tubulações. No caso do vazamento no nó 2 e avaliação dos nós e seções interiores dos tubos, os valores das variáveis de estado foram ajustados aos valores simulados sem que, no entanto, o algoritmo tenha detectado o vazamento corretamente. Diferentes pontos do sistema proporcionaram os mesmos resultados em termos das variáveis de estado pressão e vazão.

4.5 – Detecção de Vazamentos Utilizando a Reflexão da Onda de Pressão: Emprego em Sistema em Série Hipotético

A detecção de vazamentos através da análise do primeiro pico de pressão em um conduto em série é avaliada considerando o sistema reservatório-tubo-válvula da Figura 4.55.

FIGURA 4.55 – Sistema exemplo

O sistema da Figura 4.55 possui um reservatório de nível constante igual a 100 m, uma tubulação de 1000 m de comprimento, diâmetro de 200 mm, fator de atrito de Hazen-Williams 100, vazão de 20 L/s em escoamento permanente e celeridade igual a 1000 m/s. A válvula a jusante do sistema está inicialmente totalmente aberta. O fechamento ocorre de acordo com a variação da abertura relativa mostrada na Figura 4.56. O valor $\tau = 1$ refere-se à

válvula totalmente aberta e $\tau = 0$, totalmente fechada em 0,5 segundos, tempo menor que $2L/a$. O vazamento ocorre a 550 m da válvula e possui coeficiente $C_d A_o$ igual $0,0002 \text{ m}^2$.

A discretização espacial adotada foi de seções de cálculo a cada 50 metros de tubulação, o que resultou em um passo de tempo igual a 0,05 segundos. O modelo topológico é mostrado na Figura 4.57.

A sistemática de detecção do vazamento baseia-se na comparação da variação de pressão devido ao fechamento da válvula para os casos sem vazamento e com vazamento. A Figura 4.58 mostra a variação de pressão observada na válvula para cada caso, em que H_0 é a pressão em escoamento permanente e H em escoamento transitório. Em vermelho, o detalhe da depleção no primeiro pico de pressão causada pelo vazamento. A variação do vazamento é mostrada na Figura 4.59.

FIGURA 4.56 – Coeficiente de abertura e fechamento relativo da válvula

FIGURA 4.57 – Modelo topológico do sistema exemplo

FIGURA 4.58 – Variação de pressão na válvula

FIGURA 4.59 – Variação do vazamento na tubulação

A Figura 4.60 mostra o detalhe da influência do vazamento sobre o primeiro pico de pressão destacada em vermelho na Figura 4.58.

FIGURA 4.60 – Detalhe do primeiro pico de pressão observado na válvula

Analisando o primeiro pico de pressão na válvula apresentado na Figura 4.60 para os casos sem e com vazamento, pode-se identificar o instante em que a onda de pressão é provocada pelo fechamento da válvula ($t_0 = 1,1$ segundos) e o instante em que a reflexão devido ao vazamento atinge a válvula ($t_1 = 2,2$ segundos).

De posse dos dois valores, a distância do ponto de ocorrência do vazamento à válvula pode ser determinado pela eq. (3.215):

$$x_L = \frac{\Delta t_L}{2} a = \frac{(t_1 - t_0)}{2} a = \frac{(2,2 - 1,1)}{2} 1000 = 550 \text{ m}$$

Assim, o ponto de ocorrência do vazamento é determinado com precisão, embora tal precisão dependa dos efeitos do transitório hidráulico. A magnitude do vazamento pode ser determinada por meio da eq. (3.232).

A mesma análise é realizada para o caso de um fechamento instantâneo da válvula.

A Figura 4.61 mostra a variação de pressão observada na válvula com e sem vazamento. Em vermelho, o detalhe da depleção no primeiro pico de pressão causada pelo vazamento, mostrado na Figura 4.62.

FIGURA 4.61 – Variação de pressão na válvula para o caso de fechamento instantâneo

FIGURA 4.62 – Detalhe do primeiro pico de pressão observado na válvula para o caso de fechamento instantâneo

Analisando o primeiro pico de pressão na válvula apresentado na Figura 4.62 para os casos sem e com vazamento, pode-se identificar os valores para $t_0 = 1,0$ s e $t_1 = 2,1$ s. Assim, mais uma vez a distância do ponto de ocorrência do vazamento à válvula pode ser determinado pela eq. (3.215):

$$x_L = \frac{\Delta t_L}{2} a = \frac{(t_1 - t_0)}{2} a = \frac{(2,1 - 1,0)}{2} 1000 = 550 \text{ m}$$

Algumas críticas podem ser feitas acerca do emprego da análise do primeiro pico de pressão. O embasamento teórico utilizado considera que o sistema não sofra perdas por atrito variável ou atrito devido ao escoamento permanente. Isto pode ser justificado, como comentado antes, pelo fato de que o primeiro pico de pressão não depende de tais mecanismos de dissipação de energia. Sendo assim, o sistema é considerado conservativo, pelo menos durante o primeiro pico de pressão. No entanto, análises realizadas por Covas et al. (2005a) em tubos de polietileno de alta densidade demonstram que o primeiro pico de pressão resultante de um fechamento rápido de uma válvula a jusante de um conduto em série sofre um amortecimento devido às propriedades viscoelásticas do sistema. Os tubos de PEAD apresentam uma expansão de suas paredes durante a passagem da onda de pressão devido ao fechamento da válvula, ocasionando um alívio de pressão. Tal dissipação não é considerada na formulação empregada nas análises apresentadas. Sendo assim, o vazamento não seria localizado com igual êxito.

Além da viscoelasticidade, qualquer outro mecanismo de dissipação de energia, como dispositivos de segurança, ou mesmo ocorrência de ar na tubulação, impediria o uso desta metodologia a contento.

Além dos tubos de polietileno, outros tubos plásticos, como o PVC, também apresentam dissipação de energia devido à expansão das paredes. Este fenômeno também ocasiona a variação do valor da celeridade ao longo do conduto, sendo esta função da frequência do evento transitório.

Sendo assim, o emprego da análise do primeiro pico de pressão apenas seria viável sob condições específicas e de laboratório. No entanto, tal método teria uma utilidade maior em conjunto com técnicas que utilizam a operação em tempo real no escoamento transitório (*RTTM – Real-Time Transient Method*), principalmente em oleodutos.

4.6 – Consideração de Vazamentos em Pontos Não-Coincidentes com as Seções de Cálculo da Malha Característica: Emprego em Sistema em Série Hipotético

A formulação desenvolvida no item 3.8.2 é testada no mesmo sistema reservatório-tubo-válvula da Figura 4.55, com o mesmo fechamento da válvula apresentado na Figura 4.56.

No entanto, o vazamento não mais ocorre a 450 m do reservatório, mas sim a 470 m e possui coeficiente $C_d A_0$ igual a $0,0002 \text{ m}^2$.

A discretização espacial adotada no item 4.4 foi de seções de cálculo a cada 50 m de tubulação, o que resultou em um passo de tempo igual a 0,05 segundos, de acordo com o modelo topológico mostrado na Figura 4.57. Se essa mesma discretização fosse adotada, o vazamento, localizado a 470 m do reservatório, não coincidiria com uma seção interior de cálculo. Assim, a solução seria aumentar o nível de discretização do sistema, o que aumentaria, também, o esforço computacional e o espaço de busca em um procedimento de localização do vazamento.

Assim, a formulação desenvolvida para a consideração de vazamentos em pontos não-coincidentes (*NonNodal*) com as seções de cálculo da malha característica é empregada utilizando-se o mesmo modelo topológico da Figura 4.57. Desta maneira, o ponto de ocorrência do vazamento dista 20 metros da seção de cálculo número 10 e 30 metros da seção número 11.

A Figura 4.63 mostra a comparação da variação da pressão na válvula entre as situações com e sem vazamento. No caso da ocorrência do vazamento, é mostrada, no mesmo gráfico da Figura 4.63, uma comparação entre as formulações para consideração de vazamentos. A primeira, utilizando a consideração de vazamentos não-coincidentes com a malha de cálculo e, a segunda, empregando a tradicional formulação do vazamento localizado no nó. Nesta última, a discretização adotada para o sistema da Figura 4.55 foi de seções de cálculo a cada 10 metros, o que resultou em um passo de tempo de 0,01 segundos.

É possível notar a adequação da formulação *NonNodal* para a simulação do sistema com vazamento, com um comportamento praticamente idêntico ao da formulação tradicional.

Para análises inversas, a formulação proposta pode ser uma alternativa para a redução do nível de parametrização e do esforço computacional do problema.

FIGURA 4.63 – Variação de pressão na válvula com e sem vazamento, utilizando as formulações tradicional (*Nodal*) e *NonNodal*

4.7 – Testes do Modelo Viscoelástico para o Sistema Experimental do Imperial College de Londres

Para verificação do modelo matemático viscoelástico desenvolvido e implementado, dados apresentados por Covas (2003) foram utilizados. A autora executou ensaios em escoamento transitório em experimento de laboratório no Imperial College de Londres, Reino Unido (Figura 4.64). O sistema em série utilizado é composto por tubos de polietileno de alta densidade (PEAD), com 50,6 mm de diâmetro interno e 6,25 mm de espessura. Há um tanque hidropneumático com 750 L de volume a montante do sistema e uma válvula de globo a jusante, destinada a controlar a vazão e gerar eventos transitórios. O comprimento total é de 271,50 m (comprimento entre o tanque pressurizado e a válvula de globo).

Diversos testes foram realizados para a coleta de dados de pressão e deformação circunferencial com uma frequência de aquisição de 600 Hz. Tais dados foram coletados nos Pontos 1, 5 e 8, correspondendo às seguintes distâncias em relação ao ponto extremo de montante: 271 m, 197 m e 116,50 m, respectivamente. A pressão também foi monitorada no Ponto 3 (tanque hidropneumático) e os transitórios hidráulicos eram promovidos por meio da manobra rápida da válvula de globo.

FIGURA 4.64 – Sistema de laboratório do Imperial College de Londres

Fonte: Covas *et al.* (2004a)

Duas hipóteses foram consideradas no teste do modelo hidráulico desenvolvido. Primeiro, foi considerado que as atenuações de pressão eram devidas ao atrito em escoamento permanente e escoamento transitório. Por último, o mesmo teste foi efetuado considerando a viscoelasticidade da parede do tubo, mas negligenciando fator de atrito variável.

No primeiro teste, o escoamento transitório foi simulado para condições de regime turbulento ($Q_0 = 1,008$ L/s e $Re = 25000$), utilizando as formulações de Brunone *et al.* (1991) e Vítkovský *et al.* (2000). A velocidade da onda de pressão e o coeficiente de amortecimento foram estimados por Covas (2003) ($a = 385$ m/s, $\Delta t = 0,001038960$ s, $\Delta x = 0,40$ m e $K_3 = k' = 0,14$). O valor do coeficiente de amortecimento foi também considerado variável, de acordo com a formulação de Vardy e Brown (1996): $K_3 = k' = 2\sqrt{7.41/(Re^{C^*})}$, na qual $C^* = \log(14,3/Re^{0,05})$.

No segundo teste, o modelo viscoelástico linear foi avaliado. A velocidade da onda elástica foi estimada em 395 m/s ($\Delta t = 0,001012660$ s, $\Delta x = 0,40$ m e $J_0 = 0,70$ GPa⁻¹). A função de fluência $J(t)$ foi representada por uma combinação de três elementos Kelvin-Voigt com tempos de relaxação $\tau_1 = 0,05$ s, $\tau_2 = 0,50$ s e $\tau_3 = 10,0$ s, e coeficientes de fluência $J_1 = 1,04E-10$ Pa⁻¹, $J_2 = 1,24E-10$ Pa⁻¹ e $J_3 = 4,10E-10$ Pa⁻¹.

Os resultados para um evento transitório de 20 s são apresentados nas Figuras 4.65, 4.66 e 4.67, para os pontos 1, 5 e 8, respectivamente, considerando os seguintes casos: (i) modelo elástico linear (modelo clássico de golpe de aríete); (ii) modelo elástico linear considerando fator de atrito variável de Brunone com coeficiente de amortecimento K_3 constante; (iii) modelo elástico linear considerando fator de atrito variável com K_3 variável segundo a formulação de Vardy e Brown (1996); (iv) modelo elástico linear considerando

fator de atrito variável de Vítkovský com coeficiente de amortecimento k' constante; e (v) modelo elástico linear considerando k' variável.

FIGURA 4.65 – Pressão no Ponto 1: dados experimentais e resultados numéricos considerando somente fator de atrito variável para regime turbulento

FIGURA 4.66 – Pressão no Ponto 5: dados experimentais e resultados numéricos considerando somente fator de atrito variável para regime turbulento

FIGURA 4.67 – Pressão no Ponto 8: dados experimentais e resultados numéricos considerando somente fator de atrito variável para regime turbulento

Se somente fator de atrito variável é considerado nas simulações, uma elevada discordância entre os dados coletados e os resultados numéricos é observada. As variações de pressão não podem ser descritas nem pelo uso do coeficiente de amortecimento constante tão pouco pelo uso deste coeficiente dependente do número de Reynolds. Os picos de pressão e a forma das ondas de pressão resultantes das simulações numéricas não são ajustados aos dados coletados. No entanto, valores fixos para o coeficiente de amortecimento apresentaram melhores resultados quando comparados aos resultados obtidos pelo uso do coeficiente variável.

Comparando-se os esquemas numéricos empregando coeficiente K_3 de Brunone (com interpolações) e k' de Vítkovský, praticamente os mesmos resultados são obtidos. Pequenas discrepâncias quanto ao efeito de empacotamento são observadas.

Resultados numéricos obtidos pelo uso do modelo viscoelástico, negligenciando fator de atrito variável, são comparados com os dados de pressão coletados nas Figuras 4.68, 4.69 e 4.70, e com as medidas de deformação circunferencial (lenta e total) nas Figuras 4.71, 4.72 e 4.73, para os Pontos 1, 5 e 8, respectivamente. Variações de pressão para o caso do uso do modelo elástico linear clássico são também mostrados.

FIGURA 4.68 – Pressão no Ponto 1: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável

FIGURA 4.69 – Pressão no Ponto 5: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável

FIGURA 4.70 – Pressão no Ponto 8: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável

FIGURA 4.71 – Deformação circunferencial no Ponto 1: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável

FIGURA 4.72 – Deformação circunferencial no Ponto 5: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável

FIGURA 4.73 – Deformação circunferencial no Ponto 8: dados experimentais e resultados numéricos considerando viscoelasticidade, negligenciando fator de atrito variável

A resolução pelo modelo viscoelástico linear prevê corretamente a atenuação e dispersão das pressões e das deformações circunferenciais, ajustando-se aos dados experimentais. Assim, as mesmas hipóteses consideradas nos testes do modelo hidráulico desenvolvido para tubos de polietileno são utilizadas para calibrar e validar um modelo para o experimento da EESC/USP com tubos de PVC. Para esta finalidade, um modelo inverso

baseado nos algoritmos genéticos (método de busca global) e no método de busca local Levenberg-Marquardt é resolvido para estimar os tempos de relaxação dos amortecedores (τ_k) e a fluência das molas (J_k) dos elementos Kelvin-Voigt.

4.8 – *Resumo e Conclusões*

O simulador hidráulico desenvolvido foi objeto de testes sobre redes hipotéticas e de laboratório. No primeiro caso, um estudo sobre as propriedades de convergência e estimativa inicial é realizado, considerando comportamento reológico elástico linear das paredes dos tubos. O simulador hidráulico EPANET 2, versão *Toolkit*, é empregado para a inicialização das variáveis de estado (pressão e vazão) na estimativa inicial, realizada pelo método das características. Uma análise de duas formulações para a consideração de vazamentos é realizada sobre rede hipotética, indicando uma melhor estabilidade computacional para a fórmula de orifícios, embora os resultados finais sejam satisfatórios para os dois equacionamentos. Uma avaliação do uso de fator de atrito variável na modelagem de redes hidráulicas é realizada sobre rede hipotética para testes do algoritmo. O modelo de Brunone, Golia e Greco (1991a,b) é alvo de análises quanto ao coeficiente de amortecimento, evidenciando a atenuação das pressões durante o fenômeno transitório. Por fim, são utilizados dados coletados por Covas (2003) em um sistema em série do Imperial College de Londres, Reino Unido, composto por tubos de polietileno de alta densidade (PEAD), para testes do modelo viscoelástico linear.

Dois tipos de AGs (algoritmos genéticos) foram testados na calibração em termos das rugosidades absolutas, parâmetros do modelo de vazamentos e coeficiente de amortecimento do modelo de fator de atrito variável, além da detecção de vazamentos em uma rede hipotética da literatura. Em vista das dificuldades quanto à precisão dos valores das variáveis de decisão em termos da solução final, uma hibridização do modelo de otimização, combinando um método de busca global (algoritmos genéticos) com um método de busca local (Nelder-Mead), foi utilizada, sendo os algoritmos genéticos empregados nas primeiras iterações do problema e depois, para poupar esforço computacional e refinar a solução final, aplicado o método Nelder-Mead no término do processo de otimização.

Quanto à detecção de vazamentos, é utilizada uma metodologia baseada na reflexão da onda de pressão para um sistema em série hipotético. O seu emprego a sistemas reais pode ser considerado difícil, devido à consideração de um sistema conservativo (portanto, aplicado

a condições específicas) e à dificuldade de generalização. Neste sentido, os métodos de busca direta, como os AGs, revelaram-se mais úteis aos propósitos de detecção de vazamentos, por serem técnicas mais gerais e independerem da topologia do sistema. Os AGs revelaram dificuldades na determinação das magnitudes dos vazamentos, mas foi obtido sucesso na localização dos pontos dos vazamentos, independentemente de sua ocorrência se dar nos nós ou nas tubulações da rede.

V – CALIBRAÇÃO DO MODELO HIDRÁULICO: APLICAÇÃO AO PHE

5.1 – Introdução

Neste capítulo, são descritos os ensaios realizados para coleta de dados em escoamento transitório sobre o Painel Hidráulico Experimental (PHE) do Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos (SHS/EESC/USP). Diversos problemas foram encontrados durante a fase de experimentação, os quais acabaram por limitar os ensaios a um sistema simplificado. Uma análise detalhada dos sinais de pressão observados foi realizada para o estabelecimento das condições de contorno.

Os modelos elástico e viscoelástico são empregados na tentativa de calibração e validação do modelo proposto para o sistema experimental. A função de fluência do PVC é determinada via modelo inverso, baseado em métodos de busca direta e dados de pressão coletados, para dois casos: (i) sem vazamento e (ii) com vazamento. Para a verificação da função de fluência obtida pelo modelo inverso, ensaios mecânicos são realizados com amostras do PVC no Departamento de Engenharia de Materiais do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal. Para o caso com vazamento, simulações para detecção de vazamento são realizadas com o uso dos algoritmos genéticos.

5.2 – Descrição do Sistema

O Painel Hidráulico Experimental (PHE), mostrado na Figura 5.1, possui três sistemas básicos: o sistema de alimentação, o sistema hidráulico de ensaios propriamente dito e o sistema de aquisição de dados. É composto por tubulações de policloreto de vinila (PVC PN 750 kPa), com comprimento total de 203,20 m. Este material foi adotado por proporcionar baixos valores de celeridade e peso.

A alimentação do sistema hidráulico é feita através de uma estação de bombeamento, equipada com duas bombas centrífugas de 1 cv e 5 cv de potência ligadas em paralelo e com uma válvula de retenção imediatamente a jusante. A estação de bombeamento possui, ainda, três tanques hidropneumáticos de 135 L cada, com capacidade máxima de 56 m

de pressão e um reservatório a ser mantido com nível constante de 5 m durante os experimentos (circuito fechado).

FIGURA 5.1 – Pannel Hidráulico Experimental (PHE)

O sistema de aquisição de dados é constituído de três medidores de vazão eletromagnéticos de 100 mm de diâmetro (escala: 0 a 50 m³/h) destinados a leitura de vazões no escoamento permanente, nove medidores de vazão tipo roda d'água (hidrômetro) nos pontos de vazamento, 16 transdutores de pressão (escalas 0 a 100 psi, 0 a 200 psi e 0 a 300 psi) com precisão de $\pm 0,25\%$ do fundo de escala e saída em corrente (faixa 4-20 mA), placa de aquisição de dados modelo AQB11/12 com 16 entradas analógicas, 24 linhas digitais de I/O e barramento ISA, microcomputador, com sistema operacional instalado, *software* para registro de pressões e vazões, geração de gráficos, armazenamento de dados e controle da válvula automática (tempo de fechamento através do torque do motor). A frequência de coleta dos dados pode ser estabelecida, variando-se de 1 a 1000 Hz. Além disso, pode-se ajustar o tempo total de aquisição dos dados. As Figuras 5.2 e 5.3 mostram o ambiente visual do *software* empregado nas coletas dos dados.

O Sistema Hidráulico de Ensaio é formado, basicamente, por um conjunto de tubulações de 53, 75 e 101 mm de diâmetro interno, e 3,6 mm, 5,2 mm e 6,5 mm de espessura das paredes, respectivamente. Além de componentes hidráulicos diversos, como têes, cotovelos e reduções, o sistema hidráulico possui um conjunto de 16 válvulas esfera e 16 válvulas de gaveta, destinadas à seleção de topologias e ao controle de vazões, e uma válvula automática para o estabelecimento de condições transitórias no sistema. O sistema dispõe ainda de 12 nós com vazamentos, destinados à simulação e testes de diferentes técnicas de detecção de vazamentos.

FIGURA 5.2 – Ambiente visual do *software* do sistema de aquisição de dados FIGURA 5.3 – Ambiente visual do *software* do sistema de aquisição de dados – gráficos

5.3 – Ensaios sobre o Painel Hidráulico Experimental

Durante este trabalho, o sistema de controle e aquisição de dados foi finalizado. Foi instalada uma válvula automática para a realização das manobras necessárias para provocar o fenômeno transitório. Trata-se de uma válvula de esfera de 75 mm de diâmetro instalada na tubulação de jusante do sistema e cujo controle é realizado pelo *software* no computador. Assim, o programa instalado inicialmente sofreu uma atualização para permitir o controle do tempo de fechamento e abertura da válvula em conjunto com a aquisição de dados de pressão e vazão. Além disso, um melhoramento no *software* de coleta de dados propiciou o aumento da frequência de aquisição dos dados de pressão de 100 para 1000 Hz, frequência mais apropriada para os ensaios em escoamento transitório.

Um reforço da estrutura do circuito hidráulico foi realizado para ensaios envolvendo golpe de aríete. Trata-se de uma maior proteção aos cotovelos da rede e um melhor travamento longitudinal e transversal das tubulações para minimizar os efeitos de possíveis deslocamentos e erros nas avaliações da celeridade.

Após a instalação da bomba centrífuga com potência 15 cv, verificou-se, através de ensaios preliminares, a necessidade de uma maior flexibilidade da estação de bombeamento. Nos ensaios em escoamento permanente, a bomba de 15 cv de potência fornecia ao sistema uma vazão de cerca de 15 L/s e pressão de 40 m.

A vantagem da utilização de uma bomba com uma vazão elevada é o preenchimento de todas as tubulações do PHE, sendo, assim, mais fácil o procedimento de retirada do ar aprisionado. Por outro lado, a vazão elevada causaria sobrepressões que facilmente colocariam em risco a integridade do sistema.

A solução foi instalar duas bombas centrífugas em paralelo. Uma com maior potência (6 cv) para ensaios em escoamentos permanente e transitório lento. E outra de menor potência (1 cv) para os ensaios de golpe de aríete. Porém, o emprego da bomba de 1 cv restringiu os ensaios ao anel externo do PHE, visto que a vazão fornecida ao sistema (no máximo de 3 L/s) não é suficiente para o preenchimento de todas as tubulações do circuito, fazendo com que o trabalho de retirada de ar na rede inviabilizasse os ensaios.

Assim, neste trabalho, são apresentados os resultados baseados em investigações sobre o circuito em série (simplificado) do PHE, conforme Figura 5.4. Com isto, reduziram-se as incertezas e complexidades envolvidas no isolamento dos diferentes fenômenos e reflexões durante os transitórios hidráulicos.

FIGURA 5.4 – Circuito simplificado do PHE

Considerando a configuração do sistema apresentado na Figura 5.4, todas as tubulações em série possuem diâmetro interno igual a 75 mm, exceto os tubos a montante e jusante do medidor eletromagnético de vazão, com 101 mm, e ramais verticais, com 53 mm. Além disso, há uma redução para 15 mm entre a bomba centrífuga e a válvula de retenção. O sistema, com a topologia escolhida, possui comprimento total de 97,20 m, sendo 18,10 m do reservatório à bomba, 67,30 m da bomba à válvula de esfera e 11,80 m ao longo de ramais.

A mudança da topologia da rede também provocou alterações no posicionamento dos transdutores de pressão. Além disso, a utilização de ensaios com elevadas frequências de aquisição de dados fez com que o número de sensores de pressão diminuísse, por causa da capacidade de coleta de dados da placa de aquisição. Outra modificação no sistema de aquisição de dados foi a retirada da aquisição rápida de vazão dos medidores eletromagnéticos. Embora os medidores respondam a elevadas frequências de aquisição de dados, constatou-se que os valores coletados não correspondiam à realidade do fenômeno. Portanto, e ainda que os medidores eletromagnéticos forneçam dados em alta frequência, o monitoramento de vazão em transitórios rápidos ainda é uma tarefa muito difícil.

Assim, a aquisição dos dados dos medidores eletromagnéticos e dos hidrômetros ficou limitada ao escoamento permanente. Nos ensaios de golpe de aríete, os dados de vazão são coletados apenas no escoamento permanente e, a seguir, os dados de pressão são adquiridos na frequência estabelecida (1 a 1000 Hz) por cinco transdutores instalados em cinco pontos (Figura 5.4) com as seguintes distâncias em relação à bomba centrífuga: P05 – imediatamente a montante da bomba; P06 – 7,20 m a jusante da bomba; P02 – 32,40 m a jusante da bomba; P01 – 46,10 m a jusante da bomba; e P07 – 67,00 m a jusante da bomba e imediatamente a montante da válvula de esfera, a qual é utilizada para promover os eventos transitórios.

Ensaio preliminares demonstraram que os tanques hidropneumáticos do sistema de alimentação não funcionavam a contento, ou seja, não mantinham a pressão constante na entrada do sistema. A grande vantagem da utilização de tanques hidropneumáticos nos ensaios de golpe de aríete em circuitos de laboratório é a manutenção dos níveis de pressão na entrada do sistema. Assim, pode-se empregar nas simulações numéricas uma condição de contorno de montante com pressão constante, ou seja, um reservatório de nível constante. Outra vantagem é o amortecimento da onda de pressão, sem a necessidade de reservatórios elevados. Além disso, a falta de sensores de nível d'água nos três tanques hidropneumáticos impossibilitou a modelagem deste dispositivo nas simulações numéricas.

Outro problema constatado nos experimentos preliminares foi a dificuldade de operação da válvula de controle automático. O elevado diâmetro (75 mm) e a qualidade da água empregada nos ensaios fizeram com que em diversos ensaios houvesse travamento da válvula. Além disso, o tempo mínimo de fechamento obtido foi de cerca de 1,6 segundos, o que, em experimentos de transitórios hidráulicos rápidos sobre um circuito de laboratório, caracterizado por tubulações de pequeno comprimento, pode ser considerado um tempo elevado. A solução foi instalar uma válvula esfera de diâmetro 1 ½ polegadas a jusante da válvula automática, para que fechamentos manuais fossem realizados. No entanto, o tempo de fechamento deve ser determinado a partir dos dados de pressão coletados logo a montante da válvula. Constatou-se uma redução substancial no tempo de fechamento da válvula.

No APÊNDICE F são apresentadas algumas fotos do Painel Hidráulico Experimental com as modificações realizadas.

5.3.1 – Determinação da Rugosidade Absoluta dos Tubos

Considerando que os tubos utilizados no circuito hidráulico são do mesmo material, o ensaio de levantamento da rugosidade absoluta foi realizado em apenas um trecho de tubulação, sendo este trecho livre de perdas singulares.

A perda de carga distribuída foi medida utilizando um piezômetro de mercúrio, conforme Figura 5.5.

O equilíbrio de pressões é dado por:

$$P_1 + z_1 + 13,6x - z_2 = P_2 \quad (5.1)$$

Mas $z_2 = z_1 + x$. Logo:

$$P_2 - P_1 = h_p = 12,6x \quad (5.2)$$

em que x é a leitura efetuada no ensaio.

FIGURA 5.5 – Disposição do ensaio para determinação da rugosidade absoluta

A Tabela 5.1 apresenta os resultados obtidos para o ensaio de determinação da rugosidade absoluta. Em tal ensaio, variou-se a vazão na tubulação por meio de um registro a jusante do sistema, e os valores da perda de carga foram calculados a partir da leitura dos valores de x , conforme Figura 5.8. O fator de atrito f é calculado pela equação de Darcy-Weisbach:

$$f = h_f \frac{D}{L} \frac{2g}{V^2} \quad (5.3)$$

A rugosidade absoluta ε_0 é calculada pela equação de Swamee-Jain, válida para $10^{-6} \leq \varepsilon_0/D \leq 10^{-2}$ e $5 \cdot 10^3 \leq Re \leq 10^8$:

$$f = \frac{0,25}{\left[\log \left(\frac{\varepsilon_0}{3,7D} + \frac{5,74}{Re^{0,9}} \right) \right]^2} \quad (5.4)$$

O valor médio da rugosidade absoluta determinado durante os ensaios foi de 0,0195 mm, com um desvio padrão de 0,0045 mm. Tal valor é utilizado nas simulações computacionais.

Vale ressaltar que a variação encontrada nos valores da rugosidade absoluta é devida o emprego de uma formulação inválida para a análise do fator de atrito em tubos de PVC, ou seja, tubos lisos. Neste caso, a fórmula de Blasius ($f = 0,316/Re^{0,25}$) deve ser utilizada para o

cálculo correto do fator de atrito, cujo valor se encontra na curva dos tubos hidraulicamente lisos e só depende do número de Reynolds.

TABELA 5.1 – Resultados do ensaio para determinação da rugosidade

Q (m³/h)	Q (L/s)	V (m/s)	Rey	h _f (mmHg)	h _f (mca)	f	ε ₀ (mm)
16,50	4,58	1,04	77809,1	10	0,126	0,0169	0,0238
17,87	4,96	1,12	84269,6	11	0,139	0,0158	0,0293
20,08	5,58	1,26	94691,3	14	0,176	0,0160	0,0223
21,20	5,89	1,33	99972,9	15	0,189	0,0153	0,0249
22,70	6,31	1,43	107046,4	17	0,214	0,0152	0,0232
24,10	6,69	1,52	113648,4	18	0,227	0,0142	0,0270
26,05	7,24	1,64	122844,0	22	0,277	0,0149	0,0196
27,55	7,65	1,73	129917,6	24	0,302	0,0145	0,0200
29,10	8,08	1,83	137226,9	26	0,328	0,0141	0,0207
29,96	8,32	1,88	141282,4	28	0,353	0,0143	0,0184
31,10	8,64	1,96	146658,3	30	0,378	0,0143	0,0177
32,30	8,97	2,03	152317,2	32	0,403	0,0141	0,0174
33,10	9,19	2,08	156089,7	34	0,428	0,0143	0,0157
34,00	9,44	2,14	160333,9	35	0,441	0,0139	0,0169
35,20	9,78	2,21	165992,7	38	0,479	0,0141	0,0149
36,15	10,04	2,27	170472,6	40	0,504	0,0141	0,0143
37,10	10,31	2,33	174952,5	42	0,529	0,0140	0,0138
38,00	10,56	2,39	179196,7	44	0,554	0,0140	0,0133
39,25	10,90	2,47	185091,3	45	0,567	0,0134	0,0155
44,20	12,28	2,78	208434,0	47	0,592	0,0111	0,0211
						Média:	0,0195
						DP:	0,0045

5.3.2 – Levantamento das Curvas das Bombas do Sistema de Alimentação

Foi realizado o levantamento da curva tanto da bomba de 6 cv quanto da bomba de 1 cv. Embora as curvas sejam fornecidas pelos fabricantes, possíveis discrepâncias poderiam ocorrer. Os ensaios foram realizados separadamente para cada bomba, e consistiam da leitura da vazão recalçada e das pressões de sucção e de recalque da bomba. A variação da vazão foi efetuada pela manobra de um registro de gaveta a jusante do circuito hidráulico.

Os valores medidos nos ensaios são apresentados nas Tabelas 5.2 (bomba de 1 cv) e 5.3 (bomba de 6 cv).

TABELA 5.2 – Resultados do ensaio para levantamento da curva característica da bomba de 1 cv

Q (m³/h)	Q (L/s)	P_{Recalque} (mca)	P_{Sucção} (mca)	Hm (mca)
13,00	3,61	8,00	4,24	3,76
12,40	3,44	10,10	4,29	5,81
11,90	3,31	12,20	4,36	7,84
11,25	3,13	14,30	4,42	9,88
10,80	3,00	15,80	4,45	11,35
10,30	2,86	17,50	4,50	13,00
9,90	2,75	18,70	4,53	14,17
9,45	2,63	20,10	4,58	15,52
9,10	2,53	21,20	4,61	16,59
8,65	2,40	22,20	4,63	17,57
8,33	2,31	23,00	4,66	18,34
7,85	2,18	24,20	4,71	19,49
7,50	2,08	25,00	4,73	20,27
7,10	1,97	26,10	4,76	21,34
6,68	1,86	27,20	4,79	22,41
6,38	1,77	27,80	4,80	23,00
5,98	1,66	28,70	4,82	23,88
5,55	1,54	29,50	4,84	24,66
5,12	1,42	30,50	4,87	25,63
4,65	1,29	31,30	4,90	26,41
4,10	1,14	32,10	4,92	27,18
3,60	1,00	32,80	4,93	27,87
3,15	0,88	33,50	4,95	28,55
2,77	0,77	33,70	4,96	28,74
2,40	0,67	34,00	4,97	29,03
2,03	0,56	34,40	4,97	29,43
1,57	0,44	34,80	4,99	29,81
1,28	0,36	35,20	4,99	30,21
0,82	0,23	35,40	4,99	30,41
0,48	0,13	35,60	4,99	30,61
0,00	0,00	36,00	5,00	31,00

TABELA 5.3 – Resultados do ensaio para levantamento da curva característica da bomba de 6 cv

Q (m³/h)	Q (L/s)	P_{Recalque} (mca)	P_{Sucção} (mca)	Hm (mca)
44,20	12,28	16,80	1,54	15,26
42,90	11,92	18,00	1,76	16,24
41,50	11,53	19,10	1,96	17,14
40,50	11,25	20,10	2,09	18,01
39,40	10,94	21,10	2,24	18,86
38,20	10,61	21,90	2,40	19,50
36,90	10,25	22,80	2,54	20,26
35,80	9,94	23,70	2,67	21,03
35,00	9,72	24,40	2,79	21,61
34,20	9,50	24,90	2,88	22,02

Tabela 5.3 (cont.)

Q (m³/h)	Q (L/s)	P _{Recalque} (mca)	P _{Sucção} (mca)	H _m (mca)
33,20	9,22	25,30	3,00	22,30
32,10	8,92	26,30	3,10	23,20
31,10	8,64	26,80	3,22	23,58
30,20	8,39	27,20	3,31	23,89
29,00	8,06	28,00	3,42	24,58
27,60	7,67	28,80	3,58	25,22
26,60	7,39	29,50	3,68	25,82
25,20	7,00	30,30	3,80	26,50
23,80	6,61	30,90	3,92	26,98
22,60	6,28	31,60	4,02	27,58
20,75	5,76	32,20	4,17	28,03
19,50	5,42	32,80	4,24	28,56
18,40	5,11	33,20	4,32	28,88
17,10	4,75	33,70	4,40	29,30
15,65	4,35	34,00	4,51	29,49
14,40	4,00	34,70	4,56	30,14
11,90	3,31	34,90	4,69	30,21
10,00	2,78	35,00	4,77	30,23
6,90	1,92	35,40	4,89	30,51
3,75	1,04	35,60	4,98	30,62
0,00	0,00	35,80	5,00	30,80

As curvas características foram obtidas através do ajuste de uma linha de tendência para os pontos determinados nos ensaios. As Figuras 5.6 e 5.7 apresentam as curvas das bombas, bem como a equação resultante do ajuste, das bombas de 1 cv e de 6 cv, respectivamente.

FIGURA 5.6 – Curva característica da bomba de 1 cv

FIGURA 5.7 – Curva característica da bomba de 6 cv

5.3.3 – Ruído nos Dados Coletados pelo Sistema de Aquisição

O PHE possui 16 transdutores de pressão, sendo 5 com fundo de escala de 100 psi, 4 de 200 psi e 7 de 300 psi, com precisão de leitura de 0,25%. A saída dos transdutores é em corrente variando de 4 a 20 mA.

Além do erro associado à precisão do transdutor de pressão, geralmente, há também a presença de ruído nas leituras efetuadas pelo sistema de aquisição de dados, em vista da não utilização de cabos blindados e de uma rede elétrica exclusiva para o sistema de aquisição, além da vibração causada pela bomba e da ocorrência de cavitação no registro de gaveta a jusante do circuito hidráulico.

Em ensaios promovidos, verificou-se que o ruído causado pela bomba de 1 cv era mínimo e a cavitação no registro de gaveta também não influenciou nas leituras. Nos testes, não foi verificada a presença de ruído nas leituras durante o escoamento transitório, mas sim durante o escoamento permanente, conforme a Figura 5.8. Neste ensaio, os dados foram coletados com uma frequência de 1000 Hz e um transdutor de pressão com fundo de escala de 100 psi posicionado logo a montante da válvula manobrada. Como a frequência de aquisição dos dados foi elevada de 100 para 1000 Hz, o número de transdutores de pressão foi diminuído de 16 para 8, sendo utilizados 5 com fundo de escala de 100 psi e 3 de 200 psi. Tal redução no número de transdutores deve-se à necessidade da aquisição simultânea em todos os transdutores dos valores de pressão.

FIGURA 5.8 – Ruído durante o escoamento transitório

As Figuras 5.10 a 5.15 mostram os dados coletados para cada transdutor de pressão, com os respectivos erros padrão.

$\text{Erro padrão} = \pm 0,11 \text{ m}$

FIGURA 5.10 – Ruído no transdutor de pressão P01

$\text{Erro padrão} = \pm 0,11 \text{ m}$

FIGURA 5.11 – Ruído no transdutor de pressão P02

$\text{Erro padrão} = \pm 0,27 \text{ m}$

FIGURA 5.12 – Ruído no transdutor de pressão P05 (sucção da bomba)

$\text{Erro padrão} = \pm 0,12 \text{ m}$

FIGURA 5.13 – Ruído no transdutor de pressão P06 (recalque da bomba)

Erro padrão = $\pm 0,15$ m

FIGURA 5.14 – Ruído no transdutor de pressão P07 (válvula)

Erro padrão = $\pm 0,12$ m

FIGURA 5.15 – Ruído no transdutor de pressão P15

Uma média móvel com período 3000 foi traçada para uma melhor visualização dos valores das pressões em escoamento permanente. O erro absoluto apresentado pelos transdutores de pressão com fundo de escala 100 psi foi da ordem de $\pm 0,30$ a $\pm 0,40$ metros. Já o transdutor P05, que possui fundo de escala 200 psi, apresentou um erro absoluto de $\pm 0,80$ m. Em geral, a maior parcela do ruído se deve ao erro associado ao fundo de escala dos transdutores de pressão.

O ruído apresentado nas leituras pode ser eliminado com a utilização de filtros no *software* de aquisição ou mesmo em análises a posteriori. Tal filtro não foi aplicado ao *software* por que não havia um conhecimento prévio da frequência do fenômeno transitório no sistema, o que poderia “mascarar” o real comportamento do sistema.

5.3.4 – Ensaios sobre o Circuito Simplificado do PHE

Utilizando a topologia mais simples do PHE, foram realizados ensaios em escoamento transitório, considerando o esquema da Figura 5.4.

O nível do reservatório a montante do sistema foi mantido constante em 5 metros. Foram efetuados testes com diferentes valores de vazão, controlada pela manobra de um registro de gaveta a jusante do sistema. As condições transitórias no sistema foram provocadas pela manobra manual de uma válvula de esfera de 1 ½ polegadas, cujo fechamento é total, devendo-se, no entanto, determinar o tempo de fechamento da válvula em cada ensaio para utilização nas simulações hidráulicas.

Dois casos foram avaliados: sem e com vazamento. Tais ensaios são mostrados nos APÊNDICES G e H.

Algumas dificuldades acerca dos ensaios envolvendo apenas uma tubulação em série do PHE podem ser relatadas, como a retirada de ar nos tubos. Embora sejam instalados alguns dispositivos, a completa eliminação do ar presente internamente aos tubos não pode ser garantida.

O fechamento das válvulas para a seleção da topologia deve ser feito após a eliminação do ar de todo o circuito, e não apenas das tubulações em linha. A presença de ar nas tubulações internas do circuito, as quais não são consideradas nos ensaios, influenciava nos registros de pressão observados, pois não há um fechamento completo dos registros de gaveta e válvulas de esfera. A solução foi, após a retirada do ar, manter a parte interna do circuito sempre pressurizada, fechar as válvulas e efetuar os ensaios. Para a eliminação do ar no sistema, purgadores foram instalados nas tubulações e, durante a preparação do circuito para os ensaios, todos os hidrômetros são abertos para que haja uma maior circulação da água no sistema. Tal procedimento leva, em média, cerca de quatro horas.

Os tanques hidropneumáticos não foram utilizados, uma vez que seus volumes não são suficientes para os ensaios em escoamento transitório realizados neste trabalho, ou seja, não conseguem manter constante a pressão a montante do sistema. Além disso, a falta de sensores para medição dos níveis d'água internamente aos tanques também é um fator limitante para a modelagem computacional, na qual a condição de contorno deve ser estabelecida utilizando também esta informação.

Mas a maior preocupação em realizar os ensaios sem os tanques hidropneumáticos foi quanto à proteção do sistema aos golpes de aríete causados pelo fechamento rápido da válvula a jusante do circuito. O amortecimento da onda de pressão seria, assim, realizado pelo conjunto moto-bomba e pelo reservatório de nível constante, além da dissipação pelo atrito de escoamento permanente e não permanente, e viscoelasticidade do tubo. Portanto, os ensaios foram realizados com vazões baixas, de até 1,75 L/s, para que a sobrepressão não fosse elevada o suficiente para a ocorrência de acidentes. Mesmo assim, um teste promoveu a quebra das tubulações do sistema de alimentação.

5.4 – Modelagem do Sistema – Condições de Contorno

Para o estabelecimento de apropriadas condições de contorno na modelagem do sistema PHE em série, uma análise detalhada dos dados adquiridos foi realizada simultaneamente às simulações numéricas. Foram constatadas reflexões da onda de pressão

relacionadas aos seguintes dispositivos: (i) existência de ramais ao longo do sistema; (ii) mudanças de diâmetro nas proximidades do medidor eletromagnético de vazão e no tubo entre a bomba centrífuga e a válvula de retenção; (iii) variação da velocidade de rotação da bomba durante os transitórios hidráulicos; e (iv) fechamento da válvula de retenção devido à reversão de vazão. Estes efeitos podem ser observados na Figura 5.16, na qual é mostrada a variação de pressão no Ponto P07, imediatamente a montante da válvula de esfera.

FIGURA 5.16 – Variação de pressão no Ponto P07 – reflexões da onda de pressão devido aos dispositivos presentes no sistema

Como pode ser visto na Figura 5.16, após o fechamento da válvula de esfera, uma sobrepressão é causada e a onda de pressão viaja ao longo do sistema em direção à bomba centrífuga. Primeiro, um decréscimo na pressão pode ser notado devido à presença de cinco ramais localizados ao longo do sistema (1). A água que preenche internamente os tubos é comprimida e provoca um alívio nas pressões. Segundo, outro decréscimo na pressão é causado pelo aumento da área da seção transversal da tubulação antes do medidor eletromagnético de vazão (2). O diâmetro interno é alterado para 101 mm e depois do medidor de vazão é reduzido para 75 mm novamente. Outra redução de seção transversal provoca um aumento de pressão (3). Neste caso, o diâmetro interno da tubulação entre a bomba e a válvula de retenção é reduzido de 75 mm para 15 mm. Após a mudança de diâmetro, a onda de pressão atinge a bomba centrífuga e, depois de um breve aumento de pressão (o qual está incluso em (3)), um elevado decréscimo de pressão é observado (4).

Inicialmente, uma velocidade de rotação constante foi adotada para a representação matemática da bomba centrífuga. Para esta finalidade, a curva da bomba foi levantada em condições de escoamento permanente. No entanto, as simulações numéricas realizadas demonstraram que a operação da bomba não estava modelada satisfatoriamente. Isto foi solucionado pela consideração da dependência da pressão e vazão recalcada sobre a velocidade de rotação da bomba.

Dado que a inércia da bomba é pequena comparada com a inércia do líquido presente na tubulação de recalque, a velocidade de rotação e a vazão da bomba são reduzidas após o fechamento da válvula de esfera. Assim, ondas de pressão positivas se propagam a montante na linha entre a bomba e o reservatório de nível constante, enquanto que ondas de pressão negativas são refletidas a jusante na linha de descarga.

Para a completa representação matemática da bomba centrífuga do PHE, foi considerado que a linha de sucção não era curta, comparada com a linha de descarga. Por causa de sua longa extensão, a propagação das ondas de pressão na linha de sucção durante o golpe de aríete não poderia ser desprezada. Portanto, a bomba centrífuga do PHE foi modelada como sendo uma bomba com uma longa linha de sucção, e foi incluída outra equação característica para a linha de sucção nas simulações numéricas.

Devido ao fechamento da válvula de esfera, a vazão na linha de recalque é reduzida rapidamente a zero e, então, é revertida na bomba enquanto sua rotação permanece na direção normal. Para prevenir reversão da vazão através da bomba, uma válvula de retenção foi instalada a jusante da bomba centrífuga. Na realidade, dado que a posição da válvula é controlada pelo sentido da vazão e pela inércia dos componentes da mesma, o fechamento completo apenas ocorre após certo nível de vazão revertida estabelecido. Isto provoca uma interrupção instantânea da vazão inversa e a correspondente sobrepressão, como mostrado na Figura 5.16 (detalhe 5).

Experimentos sobre o sistema real são necessários para determinar os coeficientes relacionados aos efeitos inerciais de aceleração e desaceleração do escoamento durante o fechamento da válvula. No entanto, neste trabalho, a válvula de retenção foi modelada como sendo uma válvula em linha, e os valores de fechamento relativo $\tau(t)$, tempo de fechamento (t_{min} , t_0 e t_I) e vazão revertida (Q_{min} e Q_r) foram estimados para cada simulação numérica (Figura 5.17).

FIGURA 5.17 – Variações da vazão e fechamento relativo da válvula de retenção (WYLIE; STREETER, 1993; IGLESIAS, 2001)

Assim que a válvula de retenção era fechada, uma onda de pressão positiva propagava-se na direção de jusante da linha de recalque. Uma reflexão é causada pela alteração de diâmetro na tubulação a montante e jusante do medidor de vazão na entrada do sistema (Figura 5.16 – detalhe 6). Desta maneira, o fechamento da válvula de retenção associado ao fechamento da válvula de esfera estabelece uma oscilação de massa nas tubulações entre as duas válvulas. A Figura 5.18 apresenta as variações adimensionais das pressões $(H-H_o)/\Delta H_J$ no Ponto P06, localizado a jusante da válvula de retenção, e no Ponto P07, localizado a montante da válvula de esfera, em que H_o = pressão em escoamento permanente e ΔH_J = pulso de Joukowsky ($\Delta H_J = aQ/gA$). Pode ser visto que quando a pressão no ponto P06 atinge o seu valor máximo, a pressão no Ponto P07 atinge seu valor mínimo, e vice-versa.

FIGURA 5.18 – Variação adimensional das pressões nos Pontos P06 (jusante da válvula de retenção) e P07 (montante da válvula de esfera)

5.5 – Resultados das Simulações Numéricas Considerando Fator de Atrito Variável e Viscoelasticidade

Estabelecidas as condições de contorno a serem utilizadas nas simulações numéricas para a modelagem do sistema, partiu-se para a calibração e validação do modelo hidráulico desenvolvido. O primeiro parâmetro a ser determinado é a celeridade (velocidade da onda de pressão), a qual pode ser estimada *a priori* por fórmulas teóricas (CHAUDHRY, 1987; WYLIE; STREETER, 1993) com valor tabelado do módulo de elasticidade do material do tubo. Além disso, a celeridade pode ser estimada baseada no tempo de propagação da primeira onda de pressão entre dois transdutores de pressão (t^*): $a = L/t^*$, sendo L a distância entre os dois transdutores de pressão.

Considerando valores fornecidos por fabricantes, o módulo de elasticidade do PVC varia de 2,40 a 2,75 GPa, o que equivale a celeridades de 411 a 438 m/s. Já através da avaliação dos tempos de propagação da onda de pressão entre os transdutores, a velocidade da onda de pressão foi estimada em torno de 440 m/s, o que equivale a um módulo de elasticidade igual a 2,78 GPa.

No entanto, foi constatado nas simulações numéricas que tais valores das celeridades não resultavam em bons ajustes entre os valores simulados e observados durante os experimentos. A onda de pressão resultante das simulações computacionais estava sempre

atrasada em relação à variação de pressão levantada nos ensaios, e as sobrepressões eram inferiores às observadas. Isto se deve à utilização do módulo de elasticidade estático para o material dos tubos e à dispersão da onda de pressão devido ao fator de atrito variável, efeitos inerciais do fluido e à deformação lenta das paredes do tubo. Segundo Covas et al. (2004a), a análise de frequência simplesmente fornece uma estimativa grosseira do valor da velocidade da onda de pressão, e para materiais plásticos, a celeridade é um parâmetro variável ao longo do tempo, ao contrário dos materiais de comportamento elástico, para os quais a celeridade pode ser considerada constante.

Sendo assim, diversas simulações hidráulicas foram realizadas utilizando valores para a celeridade variando de 450 a 520 m/s. Valores entre 450 e 460 m/s mostraram-se satisfatórios na reprodução das sobrepressões, mas não em relação à atenuação e dispersão dos picos de pressão. Tais valores conduzem a módulos de elasticidade dinâmicos, E_0 , correspondentes a 2,92 e 3,069 GPa, respectivamente.

Para a reprodução das variações de pressão, duas hipóteses foram consideradas na análise dos efeitos dinâmicos, fator de atrito variável e viscoelasticidade, para os casos “sem vazamento” e “com vazamento”. Na primeira hipótese, os efeitos de atenuação e dispersão da onda de pressão eram devidos somente aos efeitos de atrito durante os escoamentos permanente e transitório. Na última, tais efeitos eram devidos o comportamento viscoelástico das paredes do tubo.

A seguir, são apresentados os resultados para os dois casos: “sem vazamento” e “com vazamento”.

5.5.1 – Calibração Considerando Fator de Atrito Variável e Viscoelasticidade – Caso “sem vazamento”

Na primeira tentativa de calibração do modelo hidráulico desenvolvido, foi assumido que os efeitos de dispersão e atenuação da onda de pressão eram devidos ao atrito em escoamento permanente e, também, ao fator de atrito em escoamento transitório, o qual é variável. O evento transitório foi simulado para condições turbulentas de escoamento ($Q_0 = 1,77$ L/s; $Re \approx 30000$) utilizando as formulações de Brunone et al. (1991) e Vítkovský et al. (2000). A velocidade da onda de pressão foi estimada em 450 m/s ($\Delta t = 0,001$ s e $\Delta x = 0,45$ m) e o coeficiente de amortecimento $K_3 = 0,038$ e $k' = 0,004$. As Figuras 5.19 e 5.20 mostram os resultados obtidos para as simulações numéricas utilizando fator de atrito

variável e os valores observados de pressão no ponto P07 (imediatamente a montante da válvula de esfera). Resultados obtidos pelo uso da formulação clássica, também são mostrados, possibilitando que análises comparativas sejam realizadas.

FIGURA 5.19 – Variação de pressão no Ponto P07 – modelo de fator de atrito variável de Brunone et al. (1991a,b)

FIGURA 5.20 – Variação de pressão no Ponto P07 – modelo de fator de atrito variável de Vítkovský et al. (2000)

Os picos iniciais são reproduzidos pelos dois modelos elásticos, mas de maneira alguma a atenuação e dispersão da onda de pressão são ajustadas pelo uso de fator de atrito variável ou não durante as simulações numéricas. Comparando o modelo clássico com o

modelo elástico admitindo fator de atrito variável, uma maior atenuação dos picos de pressão pode ser observada com o uso do fator de atrito variável. Além disso, ocorre um atraso na onda de pressão, mas a forma desta não é ajustada.

Os seguintes comentários podem ser feitos a partir das comparações entre os modelos de fator de atrito variável de Brunone et al. (1991) e Vítkovský et al. (2000): os resultados obtidos pelos dois modelos não foram os mesmos. Tal comportamento era esperado dado que os valores dos coeficientes K_3 e k' eram diferentes. A formulação de Brunone apenas atrasa a onda de pressão e não há atenuação dos picos de pressão. O valor do coeficiente de amortecimento $K_3 = 0,038$ é condizente com o que vem sendo proposto na literatura; por outro lado, o mesmo não pode ser afirmado sobre o valor de $k' = 0,004$. O modelo de Vítkovský causa não apenas um atraso na onda de pressão mas também um amortecimento artificial resultante de erros numéricos. Isto ocorre por que a dissipação de energia nos modelos de atrito variável com avaliação das acelerações convectiva e local do escoamento depende das condições de contorno do sistema. Ghidaoui et al. (2001) comentam que o amortecimento provocado por esse tipo de modelo somente ocorre pela interação entre o contorno e a crescente inércia do escoamento. Vítkovský et al. (2006b) realizaram diversos testes com o modelo k' para diferentes tipos de eventos transitórios e este modelo apresentou falha para os testes de abertura de válvula. A ausência de modificação na forma das ondas de pressão resultantes das simulações numéricas demonstrou que o amortecimento, o qual não ocorria ao longo do tubo, independe da frequência.

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

Além disso, o uso de fator de atrito variável nas simulações hidráulicas não reproduz os efeitos de atenuação e dispersão durante transitórios hidráulicos em condutos de PVC.

Sendo assim, uma segunda tentativa de calibração do modelo hidráulico partiu da hipótese da consideração do comportamento viscoelástico do PVC durante os transitórios hidráulicos.

O uso do modelo hidráulico viscoelástico requer como dado de entrada a descrição da função de fluência ao longo do tempo $J(t)$, representada modelo generalizado Kelvin-Voigt. O modelo é descrito pelo termo elástico de fluência J_0 (em função de E_0 e, portanto, de

a) e pelo termo de retardamento, representado pelos coeficientes J_k e τ_k para cada elemento Kelvin-Voigt. Tal função de fluência não é conhecida *a priori* e deve ser estimada, seja por um procedimento inverso (calibração) ou por ensaios mecânicos em laboratório com o uso de corpos de prova do material.

Neste caso, o modelo inverso descrito no Capítulo 3 foi utilizado para a determinação da função de fluência $J(t)$. O valor da celeridade foi estimado em 460 m/s ($E_0 = 3,069$ GPa; $J_0 = 0,3258$ GPa⁻¹; $\Delta t = 0,000978260$ s; e $\Delta x = 0,45$ m). Os coeficientes J_k e τ_k foram avaliados primeiro pelo uso de algoritmos genéticos como método de busca no procedimento de calibração, considerando apenas a leitura de pressões no Ponto P07. O uso de mais pontos de observação não conduzia a resultados promissores devido à elevação do nível de indeterminação do problema. Fixados os valores de τ_k , os coeficientes J_k foram reavaliados pelo uso do método de busca local Levenberg-Marquardt.

Nas simulações numéricas iniciais, foram testadas combinações de 1, 2 e 3 elementos Kelvin-Voigt para a representação da função de fluência. A melhor combinação para o ajuste das pressões coletadas durante os experimentos foi de apenas um elemento Kelvin-Voigt.

A Tabela 5.4 apresenta os valores dos coeficientes τ_k e J_k determinados pelo uso dos algoritmos genéticos para dez valores diferentes de semente aleatória. De acordo com os valores da função objetivo, a melhor solução foi encontrada pelo uso da semente aleatória 6000, com $\tau_k = 0,058$ s e $J_k = 0,0252$ GPa⁻¹.

TABELA 5.4 – Resultados das simulações empregando algoritmos genéticos

Semente aleatória	τ_k (s)	J_k (GPa ⁻¹)	FO (m ²)
1	0,098	0,0429	4,5203
1000	0,043	0,0192	2,6927
2000	0,132	0,0603	7,2449
3000	0,137	0,0540	6,8255
4000	0,074	0,0310	2,9522
5000	0,100	0,0433	4,6186
6000	0,058	0,0252	2,3994
7000	0,125	0,0678	8,5102
8000	0,032	0,0169	4,0178
9000	0,084	0,0336	3,4955

Assim, com valores de τ_k pré-estabelecidos, os coeficientes J_k foram novamente avaliados com o uso do método Levenberg-Marquardt (Tabela 5.5). As variações dos valores

dos coeficientes J_k e da função objetivo ao longo das iterações para cada valor de τ_k são mostradas nas Figuras 5.21 e 5.22.

TABELA 5.5 – Resultados das simulações empregando o método Levenberg-Marquardt

τ_k (s)	J_k (GPa ⁻¹)	FO (m ²)
0,03	0,0173	1,6781
0,04	0,0198	1,0271
0,05	0,0225	0,8712
0,06	0,0251	0,9304

FIGURA 5.21 – Variação ao longo das iterações dos valores dos coeficientes J_k

FIGURA 5.22 – Variação ao longo das iterações da função objetivo

Portanto, com os valores ajustados de $\tau_l = 0,05$ s e $J_l = 0,0225$ GPa⁻¹, são mostrados nas Figuras 5.23 a 5.26 os resultados numéricos do modelo viscoelástico linear e dos dados de pressão coletados em escoamento transitório para os Pontos P06, P02, P01 e P07, considerando o mesmo ensaio anterior ($Q_0 = 1,77$ L/s; $Re \approx 30000$). Os valores dos parâmetros estimados da válvula de esfera, válvula de retenção e bomba, para cada vazão inicial, são apresentados no APÊNDICE I.

O modelo viscoelástico linear apresenta bons ajustes aos dados de pressão coletados nos ensaios de laboratório. O modelo reproduz os efeitos de atenuação e dispersão observados nos experimentos, bem como o período da onda de pressão. As maiores discrepâncias são observadas no Ponto P02, onde o transdutor de pressão está instalado sobre uma junção em tê, tratando-se, portanto, de ponto com maiores efeitos de turbulência.

FIGURA 5.23 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.24 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.25 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.26 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear

Embora não haja extensômetros instalados no PHE para a medição de deformações durante os ensaios, são mostradas nas Figuras 5.27 a 5.30 as taxas de deformação circunferencial total e lenta obtidas nas simulações numéricas para os pontos P06, P02, P01 e P07.

FIGURA 5.27 – Deformação circunferencial no Ponto P06

FIGURA 5.28 – Deformação circunferencial no Ponto P02

FIGURA 5.29 – Deformação circunferencial no Ponto P01

FIGURA 5.30 – Deformação circunferencial no Ponto P07

Os resultados obtidos para o PVC demonstraram que a parcela de deformação lenta representa, em média, 6% da deformação total. A deformação lenta para os tubos de PEAD representou 25% da deformação total.

Para a verificação da função de fluência obtida para $Q_0 = 1,77$ L/s, testes foram realizados para outro valor de vazão, também em condições de regime turbulento ($Q_0 = 1,00$ L/s e $Re \approx 17000$). Sendo assim, o modelo viscoelástico linear foi utilizado com a mesma função de fluência determinada para o caso de $Q_0 = 1,77$ L/s. As Figuras 5.31 a 5.34 mostram os valores obtidos nas simulações numéricas comparados aos dados experimentais de pressão nos Pontos P06, P02, P01 e P07.

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

As Figuras 5.35 a 5.38 mostram os valores de deformação circunferencial total e lenta obtidos nas simulações hidráulicas para o caso de $Q_0 = 1,00$ L/s.

Os valores de deformação lenta representaram, em média, 7% do valor de deformação total, número muito próximo do qual foi obtido para o caso anterior (6%).

A função de fluência determinada no processo de calibração é mostrada na Figura 5.39. Uma comparação entre a função estimada para os tubos de PVC e os valores apresentados por Covas (2003) para os tubos de PEAD é também apresentada.

FIGURA 5.31 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.32 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.33 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.34 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.35 – Deformação circunferencial no Ponto P06

FIGURA 5.36 – Deformação circunferencial no Ponto P02

FIGURA 5.37 – Deformação circunferencial no Ponto P01

FIGURA 5.38 – Deformação circunferencial no Ponto P07

FIGURA 5.39 – Função de fluência determinada pelo modelo inverso – comparação dos tubos de PEAD (Covas, 2003) e PVC

De acordo com a Figura 5.39, o valor de $J(t)$ para o PVC é estabilizado logo a cerca de 0,25 segundos. Isto se deve ao fato da utilização de apenas um elemento Kelvin-Voigt nas simulações numéricas e, também, do baixo valor para o tempo de relaxação τ_k .

A mesma função de fluência calibrada para o PVC é mostrada na Figura 5.40 juntamente com a variação da celeridade em função do tempo. O aumento da função de fluência é acompanhado pelo decaimento da celeridade ao longo do tempo. Do valor inicial de 460 m/s ($J = J_0 = 0,3258 \text{ GPa}^{-1}$; $E_0 = 3,069 \text{ GPa}$), a velocidade de propagação da onda diminui até atingir o valor de cerca de 446 m/s ($J = 0,3483 \text{ GPa}^{-1}$; $E_0 = 2,871 \text{ GPa}$), que corresponde ao valor estático da celeridade. Assim, se a celeridade dos tubos de PVC do PHE fosse estimada via análise dos picos de pressão (análise de frequência), o valor encontrado seria muito próximo de 446 m/s. Conforme Covas et al. (2004d) comentam, é por esta razão que a celeridade em tubos plásticos pode ser descrita por uma função dependente da frequência e incluída no equacionamento do escoamento transitório no domínio da frequência.

FIGURA 5.40 – Função de fluência e celeridade determinadas pelo modelo inverso para os tubos de PVC

5.5.2 – Calibração Considerando Viscoelasticidade – Caso “com vazamento”

Para a análise “com vazamento”, houve a necessidade de levantamento do coeficiente da fórmula de orifícios ($C_d A_0$), visto que tal condição de contorno é simulada

computacionalmente como um orifício. Assim, um registro de gaveta de 20 mm foi parcialmente aberto no ponto P02, simulando a ocorrência de um vazamento.

Para a calibração do ponto de vazamento, diversos ensaios em escoamento permanente foram realizados. Coletou-se a pressão e a vazão no ponto P02 para diversas condições de vazão na entrada do sistema. A Figura 5.41 mostra os resultados obtidos para o vazamento no ponto P02.

FIGURA 5.41 – Coeficientes da equação de orifício para o ponto P02

Uma linha de tendência tipo potência foi ajustada aos pontos coletados e o coeficiente $C_d A_o (2g)^{0,5}$ obtido foi de 0,1689 ($C_d A_o = 0,03814 \text{ m}^2$). Já o valor determinado para o expoente foi de 0,5021, muito próximo da equação de orifícios $Q = C_d A_o (2g \Delta H)^{0,5}$.

Para as simulações numéricas, o modelo viscoelástico linear foi aplicado, inicialmente, com os mesmos coeficientes τ_k e J_k calibrados para o caso “sem vazamento”. A velocidade de propagação da onda de pressão foi mantida em 460 m/s para um ensaio com vazão de entrada 1,86 L/s, e vazamento em escoamento permanente igual a 0,86 L/s.

No entanto, discrepâncias entre valores simulados e observados resultaram em mais investigações sobre o comportamento dos dispositivos presentes no sistema. Quando a válvula de esfera a jusante do circuito era fechada, a vazão na linha de recalque era reduzida rapidamente, mas não o suficiente para influenciar no *status* da válvula de retenção imediatamente a jusante da bomba centrífuga, pois esta continuava a bombear água para o ponto de vazamento. Sendo assim, não havia a reflexão da onda de pressão devido ao fechamento da válvula de retenção, como no caso sem a presença de vazamento.

Mesmo com a exclusão da válvula de retenção nas simulações computacionais, os resultados obtidos com os mesmos coeficientes τ_k e J_k determinados para o caso “sem vazamento” não foram satisfatórios. Após algumas simulações com o algoritmo de calibração, constatou-se que os parâmetros do modelo viscoelástico não eram os mesmos para as linhas de recalque e de sucção. Isto ocorreu por que a amarração das tubulações na linha de sucção não era rígida o suficiente para evitar o deslocamento dos tubos durante os transitórios hidráulicos, ao contrário da amarração realizada na linha de recalque. A onda de pressão devida ao fechamento da válvula de esfera percorria toda a linha de recalque e, após passar pela bomba, viajava pela linha de sucção em direção ao reservatório. Desta maneira, as tubulações da linha de sucção apresentavam deslocamentos, principalmente nas curvas de raio longo.

Por falta de um modelo hidráulico que considere os efeitos de interação fluido-estrutura (*FSI*), o modelo viscoelástico desenvolvido foi aplicado. Nas simulações para a calibração dos novos coeficientes foi considerado um conjunto de coeficientes τ_k e J_k para cada parte do sistema, um conjunto para a linha de recalque e outro para a linha de sucção. Constatou-se que os valores dos tempos de relaxação eram menores do que o tempo de relaxação do caso “sem vazamento”, e que o coeficiente de fluência para a linha de sucção era 16,7 vezes maior do que o mesmo coeficiente para a linha de recalque. Os valores determinados pelo modelo inverso foram: $\tau_{recalque} = 0,02$ s; $J_{recalque} = 0,015$ GPa⁻¹; $\tau_{sucção} = 0,02$ s; $J_{sucção} = 0,250$ GPa⁻¹.

O elevado valor para o coeficiente de fluência da linha de sucção pode ser justificado pelos deslocamentos dos tubos em decorrência da falta de uma amarração adequada. Tais efeitos são incluídos nos parâmetros do modelo viscoelástico linear, que interpreta tais deslocamentos como sendo uma viscoelasticidade maior da tubulação. Tal alívio das pressões na linha de sucção influencia os mesmos parâmetros da linha de recalque, os quais são ligeiramente inferiores aos coeficientes do caso “sem vazamento”. Estes coeficientes determinados pelo modelo inverso não correspondem ao comportamento reológico do material PVC, mas sim do sistema hidráulico como um todo, levando em consideração os efeitos dos deslocamentos dos tubos, além de possíveis outros efeitos não diagnosticados e isolados durante os ensaios.

Portanto, a aplicação do modelo viscoelástico para o caso “com vazamento” com os coeficientes determinados para as linhas de recalque e sucção resultou nos seguintes valores de pressão, mostrados nas Figuras 5.42 a 5.46, comparados com os valores de pressão

coletados nos pontos P06 (jusante da bomba), P02 (ponto do vazamento), P01, P07 (montante da válvula de esfera) e P05 (montante da bomba). A variação do vazamento no ponto P02 calculado pelo simulador hidráulico é apresentada na Figura 5.47.

FIGURA 5.42 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.43 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.44 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.45 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.46 – Variação de pressão no Ponto P05 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.47 – Variação do vazamento no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear

As variações de pressão foram ajustadas às pressões observadas nos experimentos de laboratório, inclusive para o Ponto P05, localizado imediatamente a montante da bomba centrífuga, o que evidencia a inclusão de propriedades inerciais para o correto funcionamento da bomba.

Constatou-se a rápida atenuação dos picos de pressão e estabilização do escoamento. O Ponto P02 foi o que apresentou as maiores discrepâncias entre os valores simulados e observados de pressão. A localização do transdutor de pressão em uma junção em tê (zona de elevada turbulência) resultou em ruído nas leituras e maiores reflexões da onda de pressão.

Para a verificação dos coeficientes obtidos para as linhas de recalque e sucção, testes foram realizados para outros valores de vazão de entrada (2,47 L/s) e vazamento (0,73 L/s). As Figuras 5.48 a 5.52 mostram os valores obtidos nas simulações numéricas comparados aos dados experimentais de pressão nos Pontos P06, P02, P01, P07 e P05. A variação do vazamento no ponto P02 calculado pelo simulador hidráulico é apresentada na Figura 5.53.

O modelo hidráulico que leva em consideração o comportamento viscoelástico das paredes dos tubos de PVC reproduz a atenuação e dispersão das variações de pressão nos pontos observados durante o evento transitório para o caso com vazamento. Os mesmos coeficientes do modelo viscoelástico determinados para o caso anterior (vazão de entrada 1,86 L/s) foram utilizados com sucesso.

FIGURA 5.48 – Variação de pressão no Ponto P06 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.49 – Variação de pressão no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.50 – Variação de pressão no Ponto P01 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.51 – Variação de pressão no Ponto P07 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.52 – Variação de pressão no Ponto P05 – utilização de modelo viscoelástico linear

FIGURA 5.53 – Variação do vazamento no Ponto P02 – utilização de modelo viscoelástico linear

A calibração realizada neste item para a determinação dos parâmetros do modelo viscoelástico é utilizada nas simulações para detecção de vazamentos, apresentadas no item 5.6.

5.6 – Determinação dos Parâmetros de Viscoelasticidade do PVC via Ensaios Mecânicos

Polímeros, como o PVC, possuem comportamento viscoelástico, ou seja, quando submetidos a uma tensão constante, são caracterizados por uma taxa de deformação elástica instantânea e por uma deformação lenta gradual, variável ao longo do tempo. Tal variação da deformação lenta ao longo do tempo, $\varepsilon(t)$, para uma tensão constante σ_0 , estabelece a função de fluência do material, $J(t) = \varepsilon(t)/\sigma_0$, a qual é dependente da estrutura molecular, temperatura e carregamento aplicado. Esta função, que descreve o comportamento viscoelástico do material, pode ser determinada a partir de ensaios mecânicos utilizando amostras do polímero.

No item 5.5, a função de fluência do PVC, material dos tubos utilizados no Painel Hidráulico Experimental, foi determinada a partir de um modelo inverso com o suporte de métodos de otimização por busca direta. Tal procedimento de calibração foi utilizado para a determinação dos parâmetros do modelo viscoelástico, baseado em um modelo mecânico generalizado de um sólido viscoelástico (Kelvin-Voigt), tipicamente utilizado para descrever

a função de fluência de um material. No entanto, tais coeficientes podem ser considerados como uma aproximação do comportamento real do PVC, uma vez que variáveis de outra natureza podem influenciar no comportamento final dos tubos de PVC durante a ocorrência de transitórios hidráulicos, tais como as condições de amarração das tubulações (travamentos axial e transversal), tipo de solo (no caso de tubos enterrados) e efeitos inerciais ligados ao fluido. Assim, pode-se concluir que nem sempre os parâmetros determinados para o sistema hidráulico caracterizam o comportamento do PVC como material, mas sim do PVC em relação ao sistema como um todo.

Com a finalidade de determinação dos parâmetros viscoelásticos do PVC, testes em laboratório para a caracterização da função de fluência do material foram realizados no Departamento de Engenharia de Materiais do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal. Estes valores são comparados com os coeficientes determinados pelo modelo inverso implementado.

Testes mecânicos de tração foram realizados em uma máquina universal de coluna dupla INSTRON 3369 (Figura 5.54) para diferentes taxas de deformação. Amostras do material foram cortadas longitudinalmente ao tubo de PVC, tendo, cada uma, largura de 12 mm, espessura de 3,5 mm e comprimento de 20 cm. Inicialmente, a temperatura nos ensaios foi estabelecida em 25 °C, típica da localização geográfica do laboratório da EESC/USP e dos períodos em que eram realizados os ensaios (período vespertino). No entanto, uma pequena variação na temperatura foi considerada para verificação de tal efeito na função de fluência. Os dados de fluência obtidos nos ensaios são apresentados na Figura 5.55 para diferentes valores de temperatura. A função de fluência determinada pelo uso do modelo inverso também é mostrada, para fins de comparação.

Analisando a Figura 5.55, pode-se constatar: (i) a influência da temperatura nos testes, ou seja, quanto maior a temperatura, maiores os valores da função de fluência; (ii) que o coeficiente de fluência J_0 relativo à deformação elástica é, ainda assim, de difícil determinação via ensaios mecânicos, uma vez que a ordem de grandeza dos intervalos de tempo para a caracterização da fase curvilínea da função de fluência é muito pequena; (iii) que a adoção de apenas um elemento Kelvin-Voigt nas simulações numéricas foi correta, pois a parcela de deformação lenta é muito menor do que a parcela de deformação elástica instantânea (a deformação lenta corresponde de 6 a 7% da taxa de deformação total, conforme simulações numéricas realizadas), e, além disso, os valores de $J(t)$ tornam-se praticamente constantes em um curto espaço de tempo; (iv) que a função de fluência calibrada com o uso do modelo inverso apresenta um ajuste entre as funções de 25 e 27 °C, com módulo de

elasticidade dinâmico próximo do que foi determinado para a temperatura de 27 °C; e (v) que os coeficientes determinados pelo procedimento de calibração para o sistema (caso “sem vazamento”) se aproximam muito do comportamento mecânico do PVC “enquanto material”, isto é, influências quanto à amarração e disposição dos tubos no circuito foram mínimos e o comportamento viscoelástico dos tubos foi caracterizado satisfatoriamente.

FIGURA 5.54 – Máquina INSTRON 3369 utilizada para os ensaios mecânicos de tração

FIGURA 5.55 – Funções de fluência do PVC para diferentes valores de temperatura – comparação com a função determinada pelo uso do modelo inverso

5.7 – Detecção de Vazamentos: Aplicação ao PHE

Neste item, são apresentados os resultados obtidos para as simulações visando a detecção de vazamentos sobre o Painel Hidráulico Experimental (PHE). Os parâmetros do modelo viscoelástico, determinados no item 5.4 para o caso “com vazamento”, são empregados nas simulações numéricas. Considerou-se o vazamento no ponto P02 (32,40 m a jusante da bomba centrífuga), conforme Figura 5.56.

FIGURA 5.56 – Ponto do vazamento no circuito simplificado do PHE

A sistemática de detecção do vazamento baseia-se na utilização dos algoritmos genéticos para a determinação do ponto de vazamento. A linha de recalque (comprimento de 67,0 metros) é “dividida” em trechos de iguais espaçamentos, e os pontos extremos de cada trecho são os candidatos ao nó com vazamento. Assim, as variáveis de decisão do procedimento de busca são representadas pelos coeficientes de vazamento $C_d A$ de cada nó candidato. Realizadas as simulações considerando toda a linha de recalque, novos testes são feitos de acordo com os resultados anteriores. O ponto ou os pontos indicados pelo AG nas primeiras simulações são reavaliados por meio de novos candidatos ao vazamento na região (ou regiões) determinada na primeira busca. A distância entre os pontos candidatos também é diminuída.

Sendo assim, as primeiras simulações para a detecção do vazamento no ponto P02 foram realizadas impondo-se seis nós candidatos igualmente espaçados em 10 metros (7 trechos), conforme Figura 5.57. Na busca, foram empregados apenas os dados de pressão coletados no ponto P07. Para este caso, a vazão de entrada era de 1,84 L/s e o vazamento no

ponto P02 (a ser determinado pelo modelo inverso) de 0,84 L/s para condições de escoamento permanente.

FIGURA 5.57 – Pontos candidatos a vazamento igualmente espaçados em 10 metros (28; 50; 72; 94; 116; 138)

Os valores de vazamento nos nós candidatos e os coeficientes de vazamento C_dA obtidos pelo AG para dez sementes aleatórias são mostrados nas Tabelas 5.6 e 5.7, respectivamente.

Além dos valores de vazamento nos nós, a Tabela 5.6 mostra a frequência de localização do vazamento para cada nó, considerando que, para ser detectado, o valor determinado do vazamento deve ser maior que 0,1 L/s. Considerando-se este critério, o ponto do vazamento (nó 72) foi corretamente localizado em nove das dez simulações.

TABELA 5.6 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)

Semente Aleatória	Vazamentos nos nós (L/s)						FO (m ²)
	28	50	72	94	116	138	
1000	0,3775	0,0000	0,5148	0,0000	0,0000	0,0000	0,5366
2000	0,0000	0,0000	0,9665	0,0000	0,0000	0,0000	0,3163
3000	0,0000	0,0000	0,7847	0,0853	0,0000	0,0000	0,4741
4000	0,0176	0,0000	0,2892	0,5989	0,0024	0,0000	0,4064
5000	0,0000	0,4434	0,5177	0,0000	0,0000	0,0000	0,3779
6000	0,3095	0,0000	0,6346	0,0000	0,0000	0,0000	0,3876
7000	0,0000	0,2148	0,0000	0,7348	0,0000	0,0000	0,4819
8000	0,4134	0,0000	0,4091	0,0000	0,0000	0,0398	0,5921
9000	0,0055	0,1679	0,7736	0,0000	0,0000	0,0000	0,3017
10000	0,0000	0,0000	0,8199	0,1603	0,0000	0,0000	0,3798
Frequência	3	3	9	3	0	0	

TABELA 5.7 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} = 1,84 \text{ L/s}$; $Vazamento = 0,84 \text{ L/s}$)

Semente Aleatória	$C_dA \text{ (m}^2\text{)}$						FO (m ²)
	28	50	72	94	116	138	
1000	1,6588E-05	1,0000E-10	2,2639E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,5366
2000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,2796E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3163
3000	1,0000E-10	1,0000E-10	3,4616E-05	3,7630E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	0,4741
4000	7,7515E-07	2,2800E-10	1,2750E-05	2,6412E-05	1,0702E-07	1,3024E-10	0,4064
5000	1,0000E-10	1,9607E-05	2,2900E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3779
6000	1,3657E-05	1,0000E-10	2,8025E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3876
7000	1,0000E-10	9,5371E-06	1,0000E-10	3,2650E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,4819
8000	1,8131E-05	1,0000E-10	1,7954E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,7488E-06	0,5921
9000	2,4272E-07	7,4252E-06	3,4234E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3017
10000	1,0000E-10	1,0000E-10	3,6345E-05	7,1063E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3798

Em termos dos valores da função objetivo FO, o melhor resultado foi obtido com a semente aleatória 9000 ($FO = 0,3017 \text{ m}^2$). O coeficiente de vazamento determinado foi de $3,4234 \times 10^{-5} \text{ m}^2$, muito próximo do valor determinado nos ensaios ($C_dA = 3,8140 \times 10^{-5} \text{ m}^2$).

A seguir, foram impostos cinco nós candidatos igualmente espaçados em 5 metros em torno da região do nó 72 (ponto P02), conforme Figura 5.58. Assim, uma região de 20 metros (dez metros para cada lado do nó 72) foi reavaliada pelo modelo inverso.

FIGURA 5.58 – Pontos candidatos a vazamento igualmente espaçados em 5 metros (50; 61; 72; 83; 94)

Os valores de vazamento nos nós candidatos e os coeficientes de vazamento C_dA obtidos pelo AG para o caso de espaçamento de 5 m são mostrados nas Tabelas 5.8 e 5.9, respectivamente.

Considerando o mesmo critério anterior, o ponto do vazamento (nó 72) foi corretamente localizado em oito das dez simulações. Em termos dos valores da função objetivo FO, o melhor resultado foi obtido com a semente aleatória 3000 ($FO = 0,2963 \text{ m}^2$). O

coeficiente de vazamento determinado foi de $4,2392 \times 10^{-5} \text{ m}^2$, acima do valor determinado nos ensaios.

TABELA 5.8 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{\text{Entrada}} = 1,84 \text{ L/s}$; $Vazamento = 0,84 \text{ L/s}$)

Semente Aleatória	Vazamento nos nós (L/s)					FO (m ²)
	50	61	72	83	94	
1000	0,0000	0,0000	0,6862	0,0000	0,1939	0,3710
2000	0,0000	0,0000	0,6823	0,0000	0,2083	0,3386
3000	0,0000	0,0000	0,9583	0,0000	0,0000	0,2963
4000	0,0000	0,0000	0,9702	0,0000	0,0000	0,3961
5000	0,0000	0,4432	0,0000	0,4207	0,0000	0,4587
6000	0,0000	0,0000	0,9644	0,0000	0,0000	0,3057
7000	0,0000	0,7395	0,1285	0,0000	0,0000	0,4609
8000	0,0000	0,9613	0,0000	0,0000	0,0000	0,4643
9000	0,0000	0,0000	0,9589	0,0000	0,0000	0,3234
10000	0,0000	0,0821	0,8179	0,0000	0,0000	0,3764
Frequência	0	3	8	1	2	

TABELA 5.9 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{\text{Entrada}} = 1,84 \text{ L/s}$; $Vazamento = 0,84 \text{ L/s}$)

Semente Aleatória	$C_dA \text{ (m}^2\text{)}$					FO (m ²)
	50	61	72	83	94	
1000	1,0000E-10	1,0000E-10	3,0174E-05	1,0000E-10	8,5285E-06	0,3710
2000	1,0000E-10	1,0000E-10	3,0059E-05	1,0000E-10	9,1801E-06	0,3386
3000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,2392E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,2963
4000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,3034E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3961
5000	1,0000E-10	1,9517E-05	1,0000E-10	1,8531E-05	1,0000E-10	0,4587
6000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,2663E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3057
7000	1,0000E-10	3,2492E-05	5,6445E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	0,4609
8000	1,0000E-10	4,2418E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,4643
9000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,2462E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3234
10000	1,0000E-10	3,6104E-06	3,5963E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3764

Por fim, foram impostos sete nós candidatos igualmente espaçados em 2,70 metros em torno da região do nó 72 (ponto P02), conforme Figura 5.59. Assim, uma região de 16,20 m (cerca de oito metros para cada lado do nó 72) foi reavaliada pelo modelo inverso.

Os valores de vazamento nos nós candidatos e os coeficientes de vazamento C_dA obtidos pelo AG para o caso de nós candidatos a cada 2,70 m são mostrados nas Tabelas 5.10 e 5.11, respectivamente.

FIGURA 5.59 – Pontos candidatos a vazamento igualmente espaçados em 2,70 metros (54; 60; 66; 72; 78; 84; 90)

TABELA 5.10 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)

Semente Aleatória	Vazamento nos nós (L/s)							FO (m ²)
	54	60	66	72	78	84	90	
1000	0,0000	0,1645	0,0000	0,0000	0,0000	0,7356	0,0000	0,3419
2000	0,0000	0,3962	0,5245	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,3245
3000	0,0000	0,0000	0,0000	0,9263	0,0000	0,0000	0,0000	0,2763
4000	0,0000	0,1520	0,0000	0,7838	0,0301	0,0000	0,0000	0,3492
5000	0,0000	0,0000	0,2709	0,0000	0,0000	0,6599	0,0000	0,3261
6000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,9614	0,0000	0,0000	0,3348
7000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,9219	0,0000	0,0000	0,3012
8000	0,0000	0,0000	0,0000	0,6037	0,2541	0,0945	0,0000	0,3394
9000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0215	0,8999	0,0000	0,0000	0,3123
10000	0,0000	0,0000	0,5293	0,2357	0,0000	0,1553	0,0000	0,3230
Frequência	0	3	3	4	4	3	0	

O ponto do vazamento (nó 72) foi corretamente localizado em quatro das dez simulações. No entanto, houve indeterminação na localização do vazamento em termos da frequência de detecção. Os nós 60, 66 e 78 também foram apontados pelo AG como pontos de vazamento. Portanto, espaçamentos entre os nós menores que 2,70 metros não proporcionaram bons resultados para as simulações.

Em termos dos valores da função objetivo FO, o melhor resultado foi obtido com a semente aleatória 3000 ($FO = 0,2763$ m²), que corretamente apontou o nó 72 como único ponto de vazamento. O coeficiente de vazamento determinado foi de $4,0909 \times 10^{-5}$ m², pouco acima do valor determinado nos ensaios ($C_d A = 3,8140 \times 10^{-5}$ m²).

A mesma sistemática de detecção de vazamentos foi adotada para investigar outro conjunto de dados coletados. Neste caso, a vazão monitorada na entrada do sistema era de 2,47 L/s e o vazamento no ponto P02 (a ser determinado pelo modelo inverso) de 0,73 L/s

para condições de escoamento permanente. Sendo assim, as primeiras simulações para a detecção do vazamento no ponto P02 foram realizadas novamente impondo-se seis nós candidatos igualmente espaçados em 10 metros (7 trechos), conforme a Figura 5.57.

TABELA 5.11 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} = 1,84$ L/s; $Vazamento = 0,84$ L/s)

Semente Aleatória	C_dA (m ²)							FO (m ²)
	54	60	66	72	78	84	90	
1000	7,3031E-10	7,2452E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	3,2424E-05	7,3841E-10	0,3419
2000	1,0000E-10	1,7489E-05	2,3158E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3245
3000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	4,0909E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,2763
4000	1,0000E-10	6,7355E-06	1,0000E-10	3,4736E-05	1,3322E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3492
5000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,1971E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	2,9171E-05	1,0000E-10	0,3261
6000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	4,2572E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3348
7000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	4,0713E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3012
8000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	2,6736E-05	1,1254E-05	4,1842E-06	1,0000E-10	0,3394
9000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	9,4770E-07	3,9760E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3123
10000	1,0000E-10	1,0000E-10	2,3391E-05	1,0418E-05	1,0000E-10	6,8622E-06	1,0000E-10	0,3230

Os valores de vazamento nos nós candidatos e os coeficientes de vazamento C_dA obtidos pelo AG para dez sementes aleatórias são mostrados nas Tabelas 5.12 e 5.13, respectivamente, considerando nós candidatos a cada 10 metros e vazão de entrada de 2,47 L/s.

Considerando o critério de detecção em que o valor determinado do vazamento deve ser maior que 0,1 L/s, o ponto do vazamento (nó 72) foi corretamente localizado em todas as dez simulações, conforme Tabela 5.12.

TABELA 5.12 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{Entrada} = 2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)

Semente Aleatória	Vazamentos nos nós (L/s)						FO (m ²)
	28	50	72	94	116	138	
1000	0,0000	0,4156	0,4505	0,0000	0,0000	0,0000	0,3662
2000	0,0000	0,0000	0,8393	0,0000	0,0000	0,0000	0,3692
3000	0,0000	0,0000	0,8460	0,0000	0,0000	0,0000	0,3621
4000	0,0000	0,2717	0,4837	0,0000	0,1000	0,0000	0,3834
5000	0,0000	0,1520	0,6486	0,1013	0,0000	0,0000	0,3714
6000	0,0000	0,0000	0,8904	0,0000	0,0000	0,0000	0,3557
7000	0,0000	0,0000	0,7396	0,0000	0,0841	0,0000	0,4039
8000	0,0000	0,0000	0,4187	0,4644	0,0000	0,0000	0,3998
9000	0,0000	0,1025	0,2337	0,5362	0,0000	0,0000	0,4066
10000	0,0000	0,3795	0,4893	0,0000	0,0000	0,0000	0,3624
Frequência	0	5	10	3	1	0	

Em termos dos valores da função objetivo FO, o melhor resultado foi obtido com a semente aleatória 6000 ($FO = 0,3557 \text{ m}^2$). O coeficiente de vazamento determinado foi de $4,4270 \times 10^{-5} \text{ m}^2$, acima do valor determinado nos ensaios ($C_dA = 3,8140 \times 10^{-5} \text{ m}^2$).

TABELA 5.13 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 10 metros ($Q_{\text{Entrada}} = 2,47 \text{ L/s}$; $Vazamento = 0,73 \text{ L/s}$)

Semente Aleatória	$C_dA \text{ (m}^2\text{)}$						FO (m^2)
	28	50	72	94	116	138	
1000	1,0000E-10	2,0553E-05	2,2295E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3662
2000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,1359E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3692
3000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,1736E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3621
4000	1,0000E-10	1,3413E-05	2,3896E-05	1,0000E-10	4,9456E-06	1,0000E-10	0,3834
5000	1,0000E-10	7,5626E-06	3,2304E-05	5,0479E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3714
6000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,4270E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3557
7000	1,0000E-10	1,0000E-10	3,6345E-05	1,0000E-10	4,1384E-06	1,0000E-10	0,4039
8000	1,0000E-10	1,0000E-10	2,0789E-05	2,3077E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3998
9000	1,0000E-10	5,0753E-06	1,1582E-05	2,6592E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,4066
10000	1,0000E-10	1,8777E-05	2,4229E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3624

Mais uma vez o espaçamento entre os nós para a busca foi reduzido para 5 metros em torno da região do nó 72 (ponto P02), conforme Figura 5.58.

Os valores de vazamento nos nós candidatos e os coeficientes de vazamento C_dA obtidos pelo AG para dez sementes aleatórias são mostrados nas Tabelas 5.14 e 5.15, respectivamente, considerando nós candidatos a cada 5 metros.

TABELA 5.14 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{\text{Entrada}} = 2,47 \text{ L/s}$; $Vazamento = 0,73 \text{ L/s}$)

Semente Aleatória	Vazamento nos nós (L/s)					FO (m^2)
	50	61	72	83	94	
1000	0,0000	0,5094	0,3779	0,0000	0,0000	0,3484
2000	0,0000	0,3415	0,5492	0,0000	0,0000	0,3501
3000	0,0488	0,5703	0,2484	0,0000	0,0000	0,3502
4000	0,0000	0,0000	0,3352	0,5089	0,0000	0,3833
5000	0,0000	0,3790	0,4799	0,0000	0,0000	0,3497
6000	0,1400	0,0000	0,5665	0,0000	0,1680	0,3642
7000	0,0392	0,0856	0,7048	0,0433	0,0024	0,3489
8000	0,0000	0,6055	0,2395	0,0000	0,0000	0,3636
9000	0,0000	0,3703	0,4748	0,0000	0,0028	0,3583
10000	0,0000	0,0000	0,8728	0,0000	0,0000	0,3496
Frequência	1	6	10	1	1	

TABELA 5.15 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 5 metros ($Q_{Entrada} = 2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)

Semente Aleatória	C_dA (m ²)					FO (m ²)
	50	61	72	83	94	
1000	1,0000E-10	2,5298E-05	1,8772E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3484
2000	1,0000E-10	1,6971E-05	2,7305E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3501
3000	2,4156E-06	2,8222E-05	1,2299E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3502
4000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,6529E-05	2,5105E-05	1,0000E-10	0,3833
5000	1,0000E-10	1,8729E-05	2,3721E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3497
6000	6,9308E-06	1,0000E-10	2,8082E-05	1,0000E-10	8,3332E-06	0,3642
7000	1,9396E-06	4,2437E-06	3,4942E-05	2,1486E-06	1,2065E-07	0,3489
8000	1,0000E-10	2,9850E-05	1,1808E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3636
9000	1,0000E-10	1,8262E-05	2,3429E-05	1,0000E-10	1,3896E-07	0,3583
10000	1,0000E-10	1,0000E-10	4,3263E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3496

O ponto do vazamento (nó 72) foi corretamente localizado em todas as dez simulações, com tendência do modelo indicar o nó 61, localizado a 5 metros do ponto de vazamento correto. Em termos dos valores da função objetivo FO, o melhor resultado foi obtido com a semente aleatória 1000 ($FO = 0,3484$ m²). No entanto, em tal simulação, o vazamento foi “distribuído” entre os nós 61 e 72, o que evidencia o nível de indeterminação do problema.

Por fim, foram impostos sete nós candidatos igualmente espaçados em 2,70 metros em torno da região do nó 72 (ponto P02), conforme Figura 5.59.

Os valores de vazamento nos nós candidatos e os coeficientes de vazamento C_dA obtidos pelo AG para o caso de nós candidatos a cada 2,70 m são mostrados nas Tabelas 5.16 e 5.17, respectivamente.

TABELA 5.16 – Localização do ponto de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros ($Q_{Entrada} = 2,47$ L/s; $Vazamento = 0,73$ L/s)

Semente Aleatória	Vazamento nos nós (L/s)							FO (m ²)
	54	60	66	72	78	84	90	
1000	0,0000	0,0000	0,0000	0,8723	0,0000	0,0000	0,0000	0,3496
2000	0,0000	0,0000	0,3842	0,2406	0,2757	0,0000	0,0000	0,3588
3000	0,0000	0,0000	0,3979	0,4768	0,0000	0,0000	0,0000	0,3442
4000	0,0000	0,0000	0,2785	0,3751	0,2082	0,0000	0,0000	0,3507
5000	0,0000	0,0000	0,0000	0,8876	0,0000	0,0000	0,0000	0,3532
6000	0,0000	0,0687	0,3619	0,4583	0,0000	0,0000	0,0000	0,3475
7000	0,0000	0,0000	0,2900	0,5935	0,0000	0,0000	0,0000	0,3468
8000	0,0000	0,0000	0,0000	0,7672	0,0926	0,0000	0,0000	0,3539
9000	0,0000	0,0000	0,0285	0,8331	0,0000	0,0000	0,0000	0,3515
10000	0,0000	0,3568	0,0000	0,4601	0,0000	0,0536	0,0000	0,3475
Frequência	0	1	5	10	2	0	0	

TABELA 5.17 – Coeficiente de vazamento para nós candidatos a cada 2,70 metros
 ($Q_{Entrada} = 2,47 \text{ L/s}$; $Vazamento = 0,73 \text{ L/s}$)

Semente	$C_dA \text{ (m}^2\text{)}$							FO (m ²)
Aleatória	54	60	66	72	78	84	90	
1000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	4,3234E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3496
2000	5,5463E-10	1,0000E-10	1,9129E-05	1,1979E-05	1,3732E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3588
3000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,9720E-05	2,3637E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3442
4000	5,6842E-10	1,0000E-10	1,3772E-05	1,8552E-05	1,0297E-05	1,0000E-10	1,6869E-10	0,3507
5000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	4,4108E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3532
6000	1,0000E-10	3,4121E-06	1,7979E-05	2,2776E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3475
7000	1,0000E-10	1,0000E-10	1,4394E-05	2,9466E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3468
8000	3,6791E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	3,7939E-05	4,5794E-06	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3539
9000	9,3342E-10	1,0000E-10	1,4070E-06	4,1214E-05	1,0000E-10	1,0000E-10	1,0000E-10	0,3515
10000	1,0000E-10	1,7666E-05	1,0000E-10	2,2788E-05	1,0000E-10	2,6537E-06	1,0000E-10	0,3475

Novamente, o ponto do vazamento (nó 72) foi corretamente localizado em todas as dez simulações, com tendência do AG em apontar o vazamento para o nó 66 em cinco simulações. Mesmo assim, em todas as simulações realizadas para este conjunto de dados, o ponto 72 foi determinado pelo modelo inverso como nó com vazamento.

Em termos dos valores da função objetivo FO, o melhor resultado foi obtido com a semente aleatória 3000 ($FO = 0,3442 \text{ m}^2$), que apontou os nós 66 e 72 como pontos de vazamento.

Considerando as diversas incertezas envolvidas no procedimento inverso, como fontes de erro nas leituras de pressão e vazão, erros associados ao modelo hidráulico e seus parâmetros calibrados, e capacidade do método de otimização em buscar e encontrar as melhores soluções, os resultados obtidos podem ser considerados satisfatórios. Acrescenta-se também o difícil trabalho de identificação das diversas reflexões durante os transitórios hidráulicos em decorrência da complexidade do sistema avaliado.

5.8 – Resumo e Conclusões

Uma intensiva campanha de testes experimentais para coleta de dados em escoamento transitório sobre o Pannel Hidráulico Experimental (PHE) do Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos (SHS/EESC/USP) é realizada. A análise detalhada dos sinais de pressão observados nos testes definitivos revelou a necessidade do estabelecimento de condições de contorno apropriadas, em decorrência do

fechamento da válvula de retenção (caso sem vazamento), das diversas mudanças de seção transversal dos tubos, do movimento de tubos na linha de sucção (caso com vazamento), presença de ramais ao longo da linha principal e velocidade de rotação variável da bomba centrífuga.

O modelo elástico é empregado na tentativa de calibração do modelo proposto para o sistema experimental. Os modelos para a consideração de fator de atrito variável em escoamento transitório turbulento apresentados por Brunone, Golia e Greco (1991a,b) e Vítkovský et al. (2000) são adotados para as simulações. No entanto, tais modelos não foram ajustados aos dados experimentais, pois o circuito hidráulico é constituído de condutos plásticos (PVC), material que apresenta comportamento mecânico viscoelástico. Assim, o modelo elástico linear não foi capaz de reproduzir os efeitos de atenuação e dispersão observados nos dados coletados, sendo necessária a utilização do modelo viscoelástico linear. Para a determinação da função de fluência do PVC, um modelo inverso baseado nos dados coletados sobre o PHE e em métodos de busca (algoritmos genéticos e método Levenberg-Marquardt) foi utilizado, e os valores de pressão obtidos via simulação hidráulica foram ajustados aos dados experimentais, ratificando o comportamento mecânico viscoelástico dos tubos de PVC. A parcela de deformação lenta representou de 6 a 7% da deformação total simulada, enquanto que nos tubos de polietileno de alta densidade, ensaiados por Covas (2003), este valor foi de 25%.

Os parâmetros determinados via modelo inverso foram confrontados com resultados obtidos de ensaios mecânicos de tração realizados com amostras dos tubos de PVC. A função de fluência determinada pelo modelo inverso mostrou-se muito próxima das mesmas funções para temperaturas entre 25 e 27°C, demonstrando que influências quanto à amarração e disposição dos tubos no circuito foram mínimas e o comportamento viscoelástico dos tubos de PVC foi caracterizado satisfatoriamente. Além disso, foi validado o uso de apenas um elemento Kelvin-Voigt nas simulações. No entanto, a aplicação somente do modelo viscoelástico linear não significa que o fator de atrito para condições de escoamento transitório não seja variável. A falta de um modelo confiável para regime turbulento de escoamento (parametrizado) e diferentes condições de contorno impossibilitaram maiores conclusões. Neste sentido, a realização de ensaios em regime laminar poderia eliminar tais incertezas. Os ensaios em regime laminar não foram viáveis devido à presença de ruído elevado nas leituras de pressão.

Nas simulações computacionais com a presença de um ponto com vazamento, os parâmetros do modelo viscoelástico determinados para o caso “sem vazamento” não foram

validados, uma vez que os tubos na linha de sucção não estavam com amarração adequada. Sendo assim, um novo conjunto de parâmetros foi determinado e empregado nas simulações hidráulicas visando à detecção de vazamentos com o auxílio dos algoritmos genéticos em um procedimento de múltiplos passos. Os erros apresentados na localização do ponto de vazamento se devem às diversas incertezas envolvidas, como erros nas leituras dos dados de pressão e vazão, erros associados ao modelo hidráulico e aos parâmetros calibrados, e a própria capacidade do método de otimização. Neste sentido, o uso de um método de busca direta local (como o método Levenberg-Marquardt) poderia melhorar a solução final do modelo de otimização.

VI – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Um estudo da calibração e detecção de vazamentos em modelos de sistemas hidráulicos é realizado no presente trabalho. O modelo inverso produzido utiliza tanto métodos de busca global (algoritmos genéticos) quanto local (métodos Levenberg-Marquardt e Nelder-Mead). As investigações realizadas possibilitaram diversas conclusões, aqui apresentadas de forma sintética.

No algoritmo de avaliação hidráulica, as equações diferenciais parciais hiperbólicas não-lineares representativas do escoamento transitório em condutos forçados – quantidade de movimento e conservação de massa – são resolvidas com o emprego do método das características. Tal método possui a vantagem de fornecer equações explícitas para análise hidráulica, sem a necessidade da resolução de sistemas de equações. Uma generalização do modelo elástico proposta por Koelle (1983) e desenvolvida por Luvizotto Jr (1995) é empregada no presente trabalho. Tal metodologia se baseia na utilização de uma notação em que a instalação hidráulica é constituída de “NÓs” e de “Elementos de conexão entre NÓs”, chamados de “ENOs”. NÓ é a denominação dada ao ponto de encontro de vários ENOs, e os vários condutos e dispositivos hidromecânicos. O simulador hidráulico desenvolvido foi objeto de testes sobre redes hipotéticas e de laboratório. No primeiro caso, um estudo sobre as propriedades de convergência e estimativa inicial é realizado. No segundo, são utilizados dados coletados por Covas (2003) em um sistema em série do Imperial College de Londres, Reino Unido, composto por tubos de polietileno de alta densidade (PEAD), e dados coletados em ensaios realizados sobre o Painel Hidráulico Experimental (PHE) do Departamento de Hidráulica e Saneamento da EESC/USP, com tubos de policloreto de vinila (PVC).

Uma avaliação do uso de fator de atrito variável na modelagem de redes hidráulicas é realizada, primeiro sobre rede hipotética para testes do algoritmo e, finalmente, para sistemas hidráulicos de laboratório. Os modelos apresentados por Brunone, Golia e Greco (1991a,b) e Vítkovský et al. (2000) são adotados para as simulações e uma análise do coeficiente de amortecimento é realizada, evidenciando a atenuação das pressões durante o fenômeno transitório. No entanto, tais modelos não forneceram resultados satisfatórios quando aplicados aos sistemas de laboratório. Tais circuitos hidráulicos são constituídos de condutos plásticos (polietileno e PVC), materiais que apresentam comportamento mecânico viscoelástico. Assim, o modelo elástico linear não foi capaz de reproduzir os efeitos de atenuação e dispersão observados nos dados coletados, sendo necessária a implementação de

um modelo viscoelástico linear, cuja generalização proposta por Covas (2003) foi empregada. Para a determinação da função de fluência do PVC, um modelo inverso baseado nos dados coletados sobre o PHE e em métodos de busca foi utilizado, e os valores de pressão obtidos via simulação hidráulica foram ajustados aos dados experimentais, ratificando o comportamento mecânico viscoelástico dos tubos de PVC. Os parâmetros calibrados do modelo viscoelástico foram confrontados com resultados obtidos de ensaios mecânicos realizados no Departamento de Engenharia de Materiais do Instituto Superior Técnico de Lisboa, Portugal. A função de fluência determinada pelo modelo inverso mostrou-se muito próxima das mesmas funções para temperaturas entre 25 e 27°C, demonstrando que influências quanto à amarração e disposição dos tubos no circuito foram mínimas e o comportamento viscoelástico dos tubos foi caracterizado satisfatoriamente. Assim, uma das principais contribuições deste trabalho foi a validação de um modelo hidráulico para análise de transitórios hidráulicos em condutos de PVC, cujo comportamento reológico foi caracterizado tanto pelo auxílio de ferramentas computacionais (métodos de busca) quanto por ensaios mecânicos com amostras do material. Ressalta-se, também, o intensivo estudo para caracterização dos efeitos dinâmicos durante os transitórios hidráulicos.

Quanto aos vazamentos, estes são modelados a partir de duas formulações: a tradicional fórmula de orifícios e uma formulação geral, proposta para permitir a consideração de expoentes fracionários diferentes de 0,5. Uma análise das duas formulações é realizada sobre rede hipotética, indicando uma melhor estabilidade computacional para a fórmula de orifícios, embora os resultados finais sejam satisfatórios para os dois equacionamentos.

Dois tipos de AGs (algoritmos genéticos) foram testados na calibração em termos das rugosidades absolutas, parâmetros do modelo de vazamentos e coeficiente de amortecimento do modelo de fator de atrito variável, além da detecção de vazamentos. O AG geracional elitista consumiu maior tempo de processamento computacional. O mesmo comportamento não foi verificado em relação ao AG *Steady-State*, que requereu poucas gerações para que a convergência fosse atingida. Os AGs revelaram dificuldades quanto à precisão dos valores das variáveis de decisão em termos da solução final, principalmente à medida que o número de variáveis de decisão era ampliado. Neste caso, a solução foi a hibridização do modelo de otimização, combinando um método de busca global (algoritmos genéticos) com um método de busca local (Simplex – Nelder e Mead, 1965). Os algoritmos genéticos foram utilizados nas primeiras iterações do problema e depois, para poupar esforço computacional e refinar a solução final, era aplicado o método Simplex no término do processo de otimização.

A utilização do modelo híbrido mostrou-se vantajosa, por poupar esforço computacional e refinar a solução final em termos da função objetivo e das variáveis de decisão em relação à solução final obtida pelos AGs somente.

Para a determinação dos coeficientes do modelo viscoelástico linear, um procedimento de dois passos foi utilizado. No primeiro, os algoritmos genéticos foram empregados para a determinação do tempo de relaxação e do coeficiente de fluência. Fixado o valor do tempo de relaxação, o segundo passo se caracterizou pela utilização do método Levenberg-Marquardt para a determinação do coeficiente de fluência. Este procedimento diminuiu a possibilidade de convergência para pontos de ótimo local.

Nas simulações computacionais com a presença de um ponto com vazamento, os parâmetros do modelo viscoelástico determinados para o caso “sem vazamento” não foram validados, uma vez que os tubos na linha de sucção não estavam com amarração adequada. Sendo assim, um novo conjunto de parâmetros foi determinado e empregado nas simulações hidráulicas visando a detecção de vazamentos com o auxílio dos algoritmos genéticos. Considerando as diversas incertezas presentes na modelagem e o ruído apresentado nas leituras, os resultados foram muito satisfatórios, embora um estudo com maior número de pontos com vazamento seja necessário.

Além do uso dos algoritmos genéticos na detecção de vazamentos em redes hidráulicas, foi utilizada uma metodologia baseada na reflexão da onda de pressão para detecção de vazamentos em sistemas em série. Embora seja uma ferramenta relativamente simples, o seu emprego a sistemas reais pode ser considerado difícil, pelo fato da consideração de um sistema conservativo, com dissipação de energia apenas pelo atrito em escoamento permanente. Outros mecanismos de dissipação, como a viscoelasticidade, não são levados em conta.

Para a consideração de vazamentos em pontos não-coincidentes com as seções de cálculo da malha característica, é utilizada uma metodologia proposta por Vítkovský (2001), que permite uma maior flexibilidade na discretização do sistema.

De maneira geral, o algoritmo de calibração apresentou bons resultados, e o modelo viscoelástico linear foi validado para o Painel Hidráulico Experimental, composto por tubulações de PVC. A presença de diversos dispositivos e singularidades (válvula de retenção, tanques hidropneumáticos, bomba com velocidade variável durante os transitórios hidráulicos, aumento e diminuição do diâmetro dos tubos), bem como de diversos ramais e malhas, torna o PHE um sistema extremamente complexo para a modelagem de transitórios hidráulicos. Além dos efeitos mecânicos relativos à viscoelasticidade dos tubos de PVC, houve a necessidade de

estimar os comportamentos da bomba de velocidade variável e da válvula de retenção, aumentando, assim, o nível de parametrização do problema. A complexidade do sistema e das simulações numéricas para a calibração e validação dos modelos hidráulicos desenvolvidos também constitui contribuição deste trabalho.

Os estudos reportados neste trabalho foram realizados sobre um circuito simplificado do PHE, pelo fato de que ensaios com transitórios hidráulicos de alta frequência não foram possíveis no circuito completo. Assim, recomenda-se como estudo futuro uma intensiva análise do circuito completo, tomando como ponto de partida o escoamento permanente, com o intuito de caracterização das perdas localizadas e distribuição de vazões em têes e cruzetas, localização e quantificação de vazamentos distribuídos ao longo das malhas. Para a análise de transitórios rápidos, uma simplificação ou adaptação do sistema deve ser realizada para estudos de outros fenômenos, como cavitação, e uma avaliação detalhada do fator de atrito variável. Esta última dependerá também de ensaios em regime laminar de escoamento, ou seja, o ruído apresentado nas leituras de pressão e vazão deve ser eliminado. Um controle efetivo da temperatura da água e do ambiente também deve ser realizado durante os ensaios, visto que a função de fluência do material dos tubos é dependente da temperatura.

Quanto aos modelos computacionais, recomendam-se estudos sobre o desenvolvimento e aplicação de novos métodos numéricos em substituição ao método das características, investigando, inclusive, a utilização dos termos convectivos das equações da quantidade de movimento e conservação de massa, que, neste trabalho, foram desprezados. Além disso, um modelo bifásico para análises de fenômenos como cavitação e ar aprisionado deve constituir alvo de investigações futuras.

Para a correta avaliação do fator de atrito durante os transitórios hidráulicos, um modelo mais acurado deve ser utilizado. Os modelos *quasi-2D* propostos na literatura são uma alternativa para o cálculo do fator de atrito utilizando o perfil de velocidades ao longo da seção transversal do tubo. Tais perfis de velocidade poderão ser confrontados com medições realizadas com o uso de instrumentos que utilizem, por exemplo, técnica PIV (*Particle Image Velocimetry*).

Com relação às condições de contorno utilizadas neste trabalho, uma análise detalhada do funcionamento e modelagem da válvula de retenção deve ser realizada. Tal acessório ainda é fonte de diversas incertezas que dificultam a modelagem dos transitórios hidráulicos em sistemas mais complexos, como o circuito experimental avaliado neste trabalho.

As simulações computacionais visando à detecção de vazamentos com o auxílio dos algoritmos genéticos em um procedimento de múltiplos passos apresentaram erros devido às diversas incertezas envolvidas, dentre elas a capacidade do método de otimização. Assim, recomenda-se o emprego de outras técnicas de busca, como o método de busca direta local Levenberg-Marquardt, além de hibridizações para o refinamento da solução final do modelo de otimização.

Por fim, recomenda-se que os modelos desenvolvidos neste trabalho sejam aplicados a sistemas de abastecimento reais, iniciando-se pelas linhas adutoras dos sistemas de macro distribuição.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABREU, J. M.; ALMEIDA, A. B. (2000). Pressure Transient Dissipative Effects: A Contribution for Their Computational Prediction. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 499-517.
- ABREU, J.; CABRERA, E.; IZQUIERDO, J.; GARCÍA-SERRA, J. (1999). Flow Modeling in Pressurized Systems Revisited. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 125, n. 11, p. 1154-1169, Nov.
- ACKLEY, J. R. L.; TANYIMBOH, T. T.; TAHAR, B.; TEMPLEMAN, A. B. (2001). Head-Driven Analysis of Water Distribution Systems. In: ULANICKI, B. (ed.); COULBECK, B. (ed.); RANCE, J. P.: *Water Software Systems: Theory and Applications*, vol. 1, Research Studies Press, Baldock, Hertfordshire, England, p. 183-192.
- AKLONIS, J. J.; MACKNIGHT, W. J. (1983). *Introduction to Polymer Viscoelasticity*. John Wiley & Sons, 2nd Ed., New York.
- ALMEIDA, A. B.; KOELLE, E. (1992). *Fluid Transients in Pipe Networks*. Computational Mechanics Publications, Glasgow.
- ANJO, L. F. R. S. (2003). *Análise do Comportamento Teórico e Experimental de um Sistema Piloto de Abastecimento de Água*. Campinas. Dissertação (Mestrado). Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Campinas, Brasil.
- ARAÚJO, J. K. (2003). *Calibração de Redes de Distribuição de Água pelo Método Inverso Aplicado a Escoamento Transiente*. São Carlos, 2003. 166 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- ARFAIE, M.; SUWAN, K.; ANDERSON, A. (1993). Stability and Accuracy of Pipe Friction Approximations in Method of Characteristics Solutions for Waterhammer. *Mathematical Engineering in Industry*, v. 4, n. 1, p. 265-281.
- AXWORTHY, D. H.; GHIDAOUI, M. S.; McINNIS, D. A. (2000). Extended Thermodynamics Derivation of Energy Dissipation in Unsteady Pipe Flow. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 126, n. 4, p. 276-287, Apr.
- BALIÑO, J. L.; LARRETEGUY, A. E.; LORENZO, A. C.; PADILLA, A. G.; LIMA, F. R. A. (2001). The Differential Perturbative Method Applied to the Sensitivity Analysis for

- Waterhammer Problems in Hydraulic Networks. *Applied Mathematical Modelling*, v. 25, n. 12, p. 1117-1138, Dec.
- BECK, S. B. M.; CURREN, M. D.; SIMS, N. D.; STANWAY, R. (2005). Pipeline Network Features and Leak Detection by Cross-Correlation Analysis of Reflected Waves. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 131, n. 8, p. 715-723, Aug.
- BERGANT, A.; SIMPSON, A. R.; VÍTKOVSKÝ, J. P. (2001). Developments in Unsteady Pipe Flow Friction Modelling. *Journal of Hydraulic Research*, v. 39, n. 3, p. 249-257, Nov.
- BERGANT, A.; TIJSSELING, A. (2001). Parameters Affecting Water Hammer Wave Attenuation, Shape and Timing. *Proceedings of the 10th International Meeting of the Work Group on the Behaviour of Hydraulic Machinery under Steady Oscillatory Conditions*, Trondheim, Norway.
- BERGANT, A.; TIJSSELING, A.; VÍTKOVSKÝ, J.; COVAS, D.; SIMPSON, A.; LAMBERT, M. (2003a). Further Investigation of Parameters Affecting Water Hammer Wave Attenuation, Shape and Timing. Part 1: Mathematical Tools. In: RUPRECHT, A. (ed.): *Proceedings of the 11th International Meeting of the IAHR Work Group on the Behaviour of Hydraulic Machinery under Steady Oscillatory Conditions*, Stuttgart, Germany.
- BERGANT, A.; TIJSSELING, A.; VÍTKOVSKÝ, J.; COVAS, D.; SIMPSON, A.; LAMBERT, M. (2003b). Further Investigation of Parameters Affecting Water Hammer Wave Attenuation, Shape and Timing. Part 2: Case Studies. In: RUPRECHT, A. (ed.): *Proceedings of the 11th International Meeting of the IAHR Work Group on the Behaviour of Hydraulic Machinery under Steady Oscillatory Conditions*, Stuttgart, Germany.
- BERGANT, A.; VÍTKOVSKÝ, J.; SIMPSON, A. R.; LAMBERT, M. (2001). Valve Induced Transients Influenced by Unsteady Pipe Flow Friction. *Proceedings of the 10th International Meeting of the Work Group on the Behaviour of Hydraulic Machinery under Steady Oscillatory Conditions*, Trondheim, Norway.
- BHAVE, P. R. (1988). Calibrating Water Distribution Network Models. *Journal of Environmental Engineering*, v. 114, n. 1, p. 120-136, Feb.
- BOUAZZA, Z.; BRUNELLE, P. E. (2004). A New Friction Model for Transient Pipe Flows. In: MURRAY, S. J. (ed.): *9th International Conference on Pressure Surges*, Chester, UK. BHR Group, v. 1, p. 391-404.

- BOULOS, P. F.; ORMSBEE, L. E. (1991). Explicit Network Calibration for Multiple Loading Conditions. *Civil Engineering Systems*, v. 8, p. 153-160.
- BOULOS, P. F.; WOOD, D. J. (1990). Explicit Calculation of Pipe-Network Parameters. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 116, n. 11, p. 1329-1344, Nov.
- BRATLAND, O. (1986). Frequency-Dependent Friction and Radial Kinetic Energy Variation in Transient Pipe Flows. In: *Proceedings of 5th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHR Group Ltd., Hanover, Germany, p. 95-101.
- BRÉMOND, B.; PILLER, O.; EISENBEIS, P. (2001). Water Supply Network Modelling Including Head-Dependent Demand and Elevated Nodes. *IWA Specialised Conference: System Approach to Leakage Control And Water Distribution Systems Management*, v. 1/1, p. 72-80, Brno, Czech Republic.
- BRUNONE, B. (1999). Transient Test-Based Technique for Leak Detection in Outfall Pipes. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 125, n. 5, p. 302-306, Sept/Oct.
- BRUNONE, B.; FERRANTE, M. (2001). Detecting Leaks in Pressurised Pipes by Means of Transients. *Journal of Hydraulic Research*, v. 39, n. 4, p. 55-62.
- BRUNONE, B.; FERRANTE, M. (2004). Pressure Waves as a Tool for Leak Detection in Closed Conduits. *Urban Water Journal*, v. 1, n. 2, p. 145-155, June.
- BRUNONE, B.; FERRANTE, M.; CACCIAMANI, M. (2004). Decay of Pressure and Energy Dissipation in Laminar Transient Flow. *Journal of Fluids Engineering*, v. 126, n. 6, p. 928-934, Nov.
- BRUNONE, B.; FERRANTE, M.; UBERTINI, L. (2000). Leak Analysis in Pipes Using Transients. *Proceedings of the Second Annual Seminar on Comparative Urban Projects*, Roma, Italy.
- BRUNONE, B.; GOLIA, U. M.; GRECO, M. (1991a). Modelling of Fast Transients by Numerical Methods. In: CABRERA, E.; FANELLI, M. (eds.): *Proceedings of the International Meeting on Hydraulic Transients and Water Column Separation*, Valencia, Spain, p. 273-280.
- BRUNONE, B.; GOLIA, U. M.; GRECO, M. (1991b). Some Remarks on the Momentum Equation for Fast Transients. In: CABRERA, E.; FANELLI, M. (eds.): *Proceedings of the International Meeting on Hydraulic Transients and Water Column Separation*, Valencia, Spain, p. 201-209.
- BRUNONE, B.; GOLIA, U. M.; GRECO, M. (1995). Effects of Two-Dimensionality on Pipe Transients Modeling. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 121, n. 12, p. 906-912, Dec.

- BRUNONE, B.; KARNEY, B. W.; MECARELLI, M.; FERRANTE, M. (2000). Velocity Profiles and Unsteady Pipe Friction in Transient Flow. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 126, n. 4, p. 236-244, July/Aug.
- BRUNONE, B.; MORELLI, L. (1999). Automatic Control Valve-Induced Transients in Operative Pipe System. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 125, n. 5, p. 534-542, May.
- BUGHAZEM, M. B.; ANDERSON, A. (1996). Problems with Simple Models for Damping in Unsteady Flow. In: BOLDY, A. (ed.): *VII International Conference on Pressure Surges and Fluid Transients*, BHR Group, Mechanical Engineering Publications, London, p. 537-548.
- BUGHAZEM, M. B.; ANDERSON, A. (2000). Investigation of an Unsteady Friction Model for Waterhammer and Column Separation. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 483-498.
- CARSTENS, M. R.; ROLLER, J. E. (1959). Boundary-Shear Stress in Unsteady Turbulent Pipe Flow. *Journal of the Hydraulics Division*, v. 85, n. HY2, p. 67-81, Feb.
- CHANDAPILLAI, J. (1991). Realistic Simulation of Water Distribution System. *Journal of Transportation Engineering*, v. 117, n. 2, p. 258-263, Mar/Apr.
- CHAUDHRY, M. H. (1979). *Applied Hydraulic Transients*. Van Nostrand Reinhold Company, New York.
- CHAUDHRY, M. H. (1987). *Applied Hydraulic Transients*. Van Nostrand Reinhold Company, 2nd Ed., New York.
- CHEUNG, P. B. (2004). *Análise de Reabilitação de Redes de Distribuição de Água para Abastecimento Através de Algoritmos Genéticos Multiobjetivo*. São Carlos, 2004. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- COVAS, D. I. C. (2003). *Inverse Transient Analysis for Leak Detection and Calibration of Water Pipe Systems Modelling Special Dynamic Effects*. PhD Thesis – Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College of Science, Technology and Medicine, London, UK.
- COVAS, D.; GRAHAM, I. N.; MAKSIMOVIC, C.; RAMOS, H.; KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (2003). An Assessment of the Application of Inverse Transient Analysis for Leak Detection: Part II – Collection and Application of Experimental Data. In: MAKSIMOVIC, C.; BUTLER, D.; MEMON, F. A. (eds.):

- Advances in Water Supply Management*, Swets & Zeitlinger, Lisse, The Netherlands, p. 79-88.
- COVAS, D.; RAMOS, H. (1999). Leakage Detection in Single Pipelines Using Pressure Wave Behaviour. In: SAVIC, D. A. (ed.); WALTERS, G. A. (ed.): *Water Industry Systems: Modelling and Optimization Applications*, vol. 1, p. 287-299.
- COVAS, D.; RAMOS, H. (2001). Hydraulic Transients Used for Leakage Detection in Water Distribution Systems. In: *4th International Conference on Water Pipeline Systems: Managing Pipeline Assets in an Evolving Market*, York, UK. BHR Group, p. 227-241.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; ALMEIDA, A. B. (1999). Leakage Monitoring Control and Management of Water Distribution Systems: A Challenge for the XXI Century. *Proceedings of XXVIII IAHR Congress*, Graz, Austria.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; ALMEIDA, A. B. (2000). Leak Location in Pipe Systems Using Pressure Surges. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 169-179.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; ALMEIDA, A. B. (2005a). Standing Wave Difference Method for Leak Detection in Pipeline Systems. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 131, n. 12, p. 1106-1116, Dec.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; ALMEIDA, A. B. (2005b). Impulse Response Method for Solving Hydraulic Transients in Viscoelastic Pipes. In: *XXXI IAHR Congress*, Seoull, Korea, 12-18 Sept. 2005.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; BRUNONE, B.; YOUNG, A. (2004c). Leak Detection in Water Trunk Mains using Transient Pressure Signals: Field Tests in Scottish Water. In: *9th International Conference on Pressure Surges*, Chester, UK, Vol. 1, Ed. Murray, S. J., Pub. BHR Group Ltd., Bedfordshire, UK, p. 185-198.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; GRAHAM, N.; MAKSIMOVIC, C. (2004b). The Interaction between the Viscoelastic Behaviour of the Pipe-Wall, Unsteady Friction and Transient Pressures. In: *Proceedings of the 9th International Conference on Pressure Surges: The Practical Application of Surge Analysis for Design and Operation*, Chester, UK.
- COVAS, D.; RAMOS, H.; YOUNG, A.; GRAHAM, I. N.; MAKSIMOVIC, C. (2005b). Uncertainties of Leak Detection by Means of Hydraulic Transients: From the Lab to the Field. In: *Proceedings of the Eighth International Conference on Computing and Control for the Water Industry (CCWI 2005)*, University of Exeter, UK.

- COVAS, D.; STOIANOV, I.; BUTLER, D.; MAKSIMOVIC, C.; GRAHAM, N.; RAMOS, H. (2001). Leakage Detection in Pipeline Systems by Inverse Transient Analysis – from Theory to Practice. In: ULANICKI, B. (ed.); COULBECK, B. (ed.); RANCE, J. P.: *Water Software Systems: Theory and Applications*, vol. 2, Research Studies Press, Baldock, Hertfordshire, England, p. 3-16.
- COVAS, D.; STOIANOV, I.; GRAHAM, N.; MAKSIMOVIC, C.; RAMOS, H.; BUTLER, D. (2002). Inverse Transient Analysis for Leak Detection and Calibration – A Case Study in a Polyethylene Pipe. In: *Proceedings of the Fifth International Conference on HydroInformatics*, Cardiff, UK.
- COVAS, D.; STOIANOV, I.; MANO, J. F.; RAMOS, H.; GRAHAM, N.; MAKSIMOVIC, C. (2004a). The Dynamic Effect of Pipe-Wall Viscoelasticity in Hydraulic Transients. Part I – Experimental Analysis and Creep Characterization. *Journal of Hydraulic Research*, v. 42, n. 5, p. 516-530.
- COVAS, D.; STOIANOV, I.; MANO, J. F.; RAMOS, H.; GRAHAM, N.; MAKSIMOVIC, C. (2005a). The Dynamic Effect of Pipe-Wall Viscoelasticity in Hydraulic Transients. Part II – Model Development, Calibration and Verification. *Journal of Hydraulic Research*, v. 43, n. 1, p. 56-70.
- COVAS, D.; STOIANOV, I.; RAMOS, H.; GRAHAM, N.; MAKSIMOVIC, C.; BUTLER, D. (2004d). Water Hammer in Pressurized Polyethylene Pipes: Conceptual Model and Experimental Analysis. *Urban Water Journal*, v. 1, n. 2, p. 177-197.
- DAILY, J. W.; HANKEY, Jr. W. L.; OLIVE, R. W.; JORDAN, Jr. J. M. (1956). Resistance Coefficients for Accelerated and Decelerated Flows through Smooth Tubes and Orifices. *Journal of Basic Engineering*, Trans. ASME, Series D, v. 78, n. 7, p. 1071-1077.
- EICHINGER, P.; LEIN, G. (1992). The Influence of Friction on Unsteady Pipe Flow. In: BETTESS, R.; WATTS, J. (eds.): *Proceedings of the International Conference on Unsteady Flow and Fluid Transients*, p. 41-50, Durham, United Kingdom.
- ELANSARY, A. S.; SILVA-ARAYA, W. F.; CHAUDHRY, M. H. (1994). Numerical and Experimental Investigation of Transient Pipe Flow. *Journal of the Hydraulic Research*, v. 32, n. 5, p. 689-706, May.
- FERRANTE, M.; BRUNONE, B. (2003a). Pipe System Diagnosis and Leak Detection by Unsteady-State Tests. 1. Harmonic Analysis. *Advances in Water Resources*, v. 26, n. 1, p. 95-105.

- FERRANTE, M.; BRUNONE, B. (2003b). Pipe System Diagnosis and Leak Detection by Unsteady-State Tests. 2. Wavelet Analysis. *Advances in Water Resources*, v. 26, n. 1, p. 107-116.
- FERRY, J. D. (1970). *Viscoelastic Properties of Polymers* (Second Edition), Wiley-Interscience - John Wiley & Sons.
- FILION, Y. R.; KARNEY, B. W. (2002a). A Numerical Exploration of Transient Decay Mechanisms in Water Distribution Systems. *Proceedings of the 2002 Conference on Water Resources Planning and Management*, Roanoke, Virginia, USA.
- FILION, Y. R.; KARNEY, B. W. (2002b). Extended-Period Analysis with a Transient Model. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 128, n. 6, p. 616-624, June.
- FRANKE, G.; SEYLER, F. (1983). Computation of Unsteady Pipe Flow with Respect to Viscoelastic Material Properties. *Journal of Hydraulic Research*, IAHR, v. 21, n. 5, p. 345-353.
- FUJIWARA, O.; LI, J. (1998). Reliability Analysis of Water Distribution Networks in Consideration of Equity, Redistribution, and Pressure-Dependent Demand. *Water Resources Research*, v. 34, n. 7, p. 1843-1850, July.
- GALLY, M.; GUNAY, M.; RIEUTORD, E. (1979). An Investigation of Pressure Transients in Viscoelastic Pipes. *Journal of Fluids Engineering*, Trans. ASME, v. 101, p. 495-499.
- GHIDAOUI, M. S.; AXWORTHY, D. H.; ZHAO, M.; McINNIS, D. A. (2001). Closure to "Extended thermodynamics derivation of energy dissipation in unsteady pipe flow". *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, v. 127, n. 10, p. 888-890.
- GHIDAOUI, M. S.; KARNEY, B. W. (1994). Equivalent Differential Equations in Fixed-Grid Characteristics Method. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 120, n. 10, p. 1159-1175, Oct.
- GHIDAOUI, M. S.; KARNEY, B. W.; McINNIS, D. A. (1998). Energy Estimates for Discretization Errors in Water Hammer Problems. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 124, n. 4, p. 384-393, Apr.
- GHIDAOUI, M. S.; MANSOUR, S. (2002). Efficient Treatment of the Vardy-Brown Unsteady Shear in Pipe Transients. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 128, n. 1, p. 102-112, Jan.
- GHIDAOUI, M. S.; ZHAO, M.; McINNIS, D. A.; AXWORTHY, D. H. (2005). A Review of Water Hammer Theory and Practice. *Applied Mechanics Reviews*, v. 58, p. 49-76, Jan.

- GHILARDI, P.; PAOLETTI, A. (1986). Additional Viscoelastic Pipes as Pressure Surge Suppressors. In: *Proceedings of 5th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHR Group Ltd., Hannover, F. R. Germany, p. 113-121.
- GOLDBERG, D. E.; WYLIE, E. B. (1983). Characteristics Method Using Time-Line Interpolations. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 109, n. 5, p. 670-683, May.
- GOLDBERG, D. E. (1989). *Genetic Algorithms in Search, Optimization, and Machine Learning*. Addison-Wesley Publishing Co., Reading, Mass.
- GRIEBENOW, G.; MEARS, M. (1989). Leak Detection Implementation: Modeling and Tuning Methods. *Journal of Energy Resources Technology*, v. 111, n. 2, p. 66-71, June.
- GUNEY, M. (1983). Waterhammer in Viscoelastic Pipes Where Cross-section Parameters are Time-Dependent. In: *Proceedings of the 4th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHRGroup, Bath, England, p. 189-204.
- HALLIWELL, A. R. (1963). Velocity of a Water-Hammer Wave in an Elastic Pipe. *Journal of the Hydraulics Division*, v. 89, n. HY4, p. 1-21, July.
- HINO, M.; SAWAMOTO, M.; TAKASU, S. (1977). Study on the Transition to Turbulence and Frictional Coefficient in an Oscillatory Pipe Flow. *Transactions of JSCE*, v. 9, p. 282-285.
- HIROSE, K.; OKA, T. (1969). The Frictions Factors of Unsteady Pipe Flows. *Memoirs of the School of Eng. Okayama University*, v. 4, n. 1, p. 9-12, Sept.
- HOLMBOE, E. L.; ROULEAU, W. T. (1967). The Effect of Viscous Shear on Transients in Liquid Lines. *Journal of Basic Engineering*, v. 89, n. 1, p. 174-180, Mar.
- IGLESIAS, P. L. (2001). *Modelo General de Análisis de Redes Hidráulicas a Presión em Régimen Transitorio*. Valencia. Tese (Doutorado) - Universidad Politecnica de Valencia, Espanha.
- IVETIC, M. V.; SAVIC, D. (2003). Practical Implications of Using Induced Transients for Leak Detection. *The 3rd World Water Forum, The Virtual Water Forum*, Session "Integrated River Basin Environment Assessment", Kyoto, Japan.
- IZQUIERDO, J.; IGLESIAS, P. L. (2002). Mathematical Modelling of Hydraulic Transients in Simple Systems. *Mathematical and Computer Modelling*, v. 35, n. 7-8, p. 801-812, Apr.
- IZQUIERDO, J.; IGLESIAS, P. L. (2004). Mathematical Modelling of Hydraulic Transients in Complex Systems. *Mathematical and Computer Modelling*, v. 39, n. 4-5, p. 529-540.
- JELEV, I. (1989). The Damping of Flow and Pressure Oscillations in Water Hammer Analysis. *Journal of Hydraulic Research*, v. 27, n. 1, p. 91-114.

- JOVIC, V. (1995). Finite Elements and the Method of Characteristics Applied to Water Hammer Modelling. *International Journal for Engineering Modelling*, v. 8, n. 3-4, p. 51-58.
- JOWITT, P. W. (1995). Effects of Pipe Failures on Water Distribution Networks. In: CABRERA, E. (ed.); VELA, A. F. (ed.): *Improving Efficiency and Reliability in Water Distribution Systems*, p. 283-302.
- KAPELAN, Z. (2002). *Calibration of Water Distribution System Hydraulic Models*. PhD Thesis. School of Engineering and Computer Science, University of Exeter, UK.
- KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (2000). Inverse Transient Analysis in Pipe Networks for Leakage Detection and Roughness Calibration. In: SAVIC, D. A. (ed.); WALTERS, G. A. (ed.): *Water Network Modelling for Optimal Design and Management*, p. 143-159, Sept.
- KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (2001). Use of Prior Information on Parameters in Inverse Transient Analysis for Leak Detection and Roughness Calibration. *Proceedings of the World Water and Environmental Resources Congress*, Orlando, Florida, USA.
- KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (2002). Hybrid GA for Calibration of Water Distribution Hydraulic Models. *Proceedings of the 2002 Conference on Water Resources Planning and Management*, Roanoke, Virginia, USA.
- KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (2003a). A Hybrid Inverse Transient Model for Leakage Detection and Roughness Calibration in Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Research*, v. 41, n. 5, p. 481-492, Nov/Dec.
- KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A.; COVAS, D.; GRAHAM, I. N.; MAKSIMOVIC, C. (2003b). An Assessment of the Application of Inverse Transient Analysis for Leak Detection: Part I – Theoretical Considerations. In: MAKSIMOVIC, C.; BUTLER, D.; MEMON, F. A. (eds.): *Advances in Water Supply Management*, Swets & Zeitlinger, Lisse, The Netherlands, p. 71-78.
- KAPELAN, Z. S.; SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (2004). Incorporation of Prior Information on Parameters in Inverse Transient Analysis for Leak Detection and Roughness Calibration. *Urban Water Journal*, v. 1, n. 2, p. 129-143, June.
- KARNEY, B. W. (1990). Energy Relations in Transient Closed-Conduit Flow. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 116, n. 10, p. 1180-1196, Oct.

- KARNEY, B. W. (1999). Water Hammer in Distribution Network. In: SAVIC, D. A. (ed.); WALTERS, G. A. (ed.): *Water Industry Systems: Modelling and Optimization Applications*, vol. 1, p. 33-38.
- KARNEY, B. W. (2000). Hydraulics of Pressurized Flow. In: MAYS, L. W. (ed.): *Water Distribution Systems Handbook*, McGraw-Hill, USA, p. 2.1-2.43.
- KARNEY, B. W.; BRUNONE, B. (1999). Water Hammer in Pipe Network: Two Case Studies. In: SAVIC, D. A. (ed.); WALTERS, G. A. (ed.): *Water Industry Systems: Modelling and Optimization Applications*, vol. 1, p. 363-376.
- KARNEY, B. W.; GHIDAOU, M. S. (1997). Flexible Discretization Algorithm for Fixed-Grid MOC in Pipelines. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 123, n. 11, p. 1004-1011, Nov.
- KARNEY, B. W.; McINNIS, D. (1990). Transient Analysis of Water Distribution Systems. *Journal of the American Water Works Association*, v. 82, n. 7, p. 62-70, July.
- KARNEY, B. W.; McINNIS, D. (1992). Efficient Calculation of Transient Flow in Simple Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 118, n. 7, p. 1014-1030, July.
- KIM, S. H. (2005). Extensive Development of Leak Detection Algorithm by Impulse Response Method. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 131, n. 3, p. 201-208, Mar.
- KOELLE, E. (1983). *Transientes Hidráulicos em Instalações de Conduitos Forçados*. São Paulo. Tese (Livre Docência) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- KOELLE, E.; LUVIZOTTO JR, E.; ANDRADE, J. G. P. (1996). Personality Investigation of Hydraulic Networks Using the MoC – Method of Characteristics. In: *Proceedings of the 7th International Conference on Pressure Surges and Fluid Transients*, Harrogate, Durham, UK.
- KUROKAWA, J.; MORIKAWA, M. (1986). Accelerated and Decelerated Flows in a Circular Pipe. *Bulletin of JSME*, v. 29, n. 249, p. 758-765, Mar.
- LARSON, M.; JONSSON, L. (1991). Elastic Properties of Pipe Materials during Hydraulic Transients. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, v. 117, n. 10, p. 1317-1331.
- LEE, P. J.; VÍTKOVSKÝ, J. P.; LAMBERT, M. F.; SIMPSON, A. R.; LIGGETT, J. A. (2002). Leak Detection in Pipelines Using an Inverse Resonance Method. *Proceedings of the 2002 Conference on Water Resources Planning and Management*, Roanoke, Virginia.
- LEE, P. J.; VÍTKOVSKÝ, J. P.; LAMBERT, M. F.; SIMPSON, A. R.; LIGGETT, J. A. (2005a). Frequency Domain Analysis for Detecting Pipeline Leaks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 131, n. 7, p. 596-604, July.

- LEE, P. J.; VÍTKOVSKÝ, J. P.; LAMBERT, M. F.; SIMPSON, A. R.; LIGGETT, J. A. (2005b). Leak Location Using the Pattern of the Frequency Response Diagram in Pipelines: a Numerical Study. *Journal of Sound and Vibration*, v. 284, n. 3-5, p. 1051-1073.
- LESLIE, D. J.; TIJSSELING, A. S. (2000). Travelling Discontinuities in Waterhammer Theory – Attenuation Due to Friction. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 323-335.
- LESSA, R. C. (1984). *Transientes Hidráulicos em Sistemas Complexos de Adução de Água*. São Carlos, 1984. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- LESSA, R. C. (1990). *Análise do Funcionamento de Acessórios durante a Ocorrência de Transitórios Hidráulicos*. São Carlos, 1990. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- LIGGETT, J. A.; CHEN, L. (1994). Inverse Transient Analysis in Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 120, n. 8, p. 934-955, Aug.
- LIU, J. C. P. (1994). Mass Imbalance Error of Water Hammer Equations and Leak Detection. *Journal of Fluids Engineering*, v. 116, n. 1, p. 103-109, Mar.
- LIU, J. C. P. (1998). Pipeline Leak Detection by Impulse Response Extraction. *Journal of Fluids Engineering*, v. 120, n. 4, p. 833-838, Dec.
- LIU, J. C. P.; TIAN, J. (1995). Leak Detection – Transient Flow Simulation Approaches. *Journal of Energy Resources Technology*, v. 117, n. 3, p. 243-248, Sept.
- LUVIZOTTO JR, E. (1995). *Controle Operacional de Redes de Abastecimento de Água Auxiliado por Computador*. São Paulo. Tese (Doutorado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- LUVIZOTTO JR, E. (1998). Relatório Final do Programa de Pós-Doutoramento no Exterior apresentado à FAPESP - Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo.
- LUVIZOTTO JR, E. (2000). Material para Cálculo do Transitório Usando Técnica de Brunone. Manuscrito não publicado / Comunicação direta com o autor.
- LUVIZOTTO JR, E.; KOELLE, E. (1992). The Analytic Representation of the Characteristics of Hydraulic Machines. In: *Proceedings of the International Conference on Unsteady Flow and Fluid Transients*, Pub. Bettess & Watts (eds), Balkema, Rotterdam, The Netherlands, p. 181-190.

- MALISKA, C. R. (1995). *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*. Editora Livros Técnicos e Científicos, Rio de Janeiro.
- MARTÍNEZ, F.; CONEJOS, P.; VERCHER, J. (1999). Developing an Integrated Model for Water Distribution Systems Considering both Distributed Leakage and Pressure-Dependent Demands. *Proceedings of the 26th ASCE Water Resources Planning and Management Division Conference*, Tempe, Arizona.
- McINNIS, D. A.; KARNEY, B. W. (1995). Transients in Distribution Networks: Field Tests and Demand Models. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 121, n. 3, p. 218-231, Mar.
- McINNIS, D. A.; KARNEY, B. W.; AXWORTHY, D. H. (1998). *TransAM Reference Manual*, HydraTek Associates, Ontario, Canada.
- MEIßNER, E.; FRANKE, G. (1977). Influence of Pipe Material on the Dampening of Waterhammer. In: *Proceedings of the 17th Congress of the International Association for Hydraulic Research*, Pub. IAHR, Baden-Baden, F.R. Germany.
- MICHALEWICZ, Z. (1994). *Genetic Algorithms + Data Structures = Evolution Programs*. 2^a ed., Springer-Verlag, USA.
- MISIUNAS, D.; VÍTKOVSKÝ, J. P.; OLSSON, G.; SIMPSON, A. R.; LAMBERT, M. F. (2005). Pipeline Break Detection using Pressure Transient Monitoring. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 131, n. 4, p. 316-325, July/Aug.
- MONTEIRO, T. C. N. (1990). *A Determinação do Coeficiente de Perda de Carga em um Escoamento Acelerado*. São Carlos, 1990. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- MPESHA, W.; CHAUDHRY, M. H.; GASSMAN, S. L. (2002). Leak Detection in Pipes by Frequency Response Method Using a Step Excitation. *Journal of Hydraulic Research*, v. 40, n. 1, p. 55-62.
- MPESHA, W.; GASSMAN, S. L.; CHAUDHRY, M. H. (2001). Leak Detection in Pipes by Frequency Response Method. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 127, n. 2, p. 134-147, Feb.
- NASH, G. A.; KARNEY, B. W. (1999). Efficient Inverse Transient Analysis in Series Pipe Systems. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 125, n. 7, p. 761-764, July.
- NELDER, J. A.; MEAD, R. (1965). A Simplex Method for Function Minimization. *The Computer Journal*, v. 7, n. 4, p. 308-313.
- NIXON, W.; GHIDAOU, M. S.; KOLYSHKIN, A. A. (2006). Range of Validity of the Transient Damping Leakage Detection Method. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 132, n. 9, p. 944-957, Sept.

- OBRADOVIC, D. (2000). Modelling of Demand and Losses in Real-Life Water Distribution Systems. *Urban Water*, v. 2, n. 2, p. 131-139, June.
- OHMI, M.; KYOMEN, S.; USUI, T. (1985). Numerical Analysis of Transient Turbulent Flow in a Liquid Line. *Bulletin of JSME*, v. 28, n. 239, p. 799-806, May.
- ONIZUKA, K. (1986). System Dynamics Approach to Pipe Network Analysis. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 112, n. 8, p. 728-749, Aug.
- ORMSBEE, L. E. (1989). Implicit Network Calibration. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 115, n. 2, p. 243-257, Mar.
- ORMSBEE, L. E.; WOOD, D. J. (1986). Explicit Pipe Network Calibration. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 112, n. 2, p. 166-182, Apr.
- OSTFELD, A.; KOGAN, D.; SHAMIR, U. (2002). Reliability Simulation of Water Distribution Systems – Single and Multiquality. *Urban Water*, v. 4, n. 1, p. 53-61, Mar.
- PALHARES, J. B. (2005). *Detecções de Fugas em Tubulações através do Método de Resposta em Frequência e Reflexões de Pulsos de Alta Frequência*. Campinas. Dissertação (Mestrado). Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Campinas, Brasil.
- PEZZINGA, G. (1999). Quasi-2D Models for Unsteady Flow in Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 125, n. 7, p. 676-685, July.
- PEZZINGA, G. (2000). Evaluation of Unsteady Flow Resistances by Quasi-2D or 1D Models. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 126, n. 10, p. 778-785, Oct.
- PEZZINGA, G. (2002). Unsteady Flow in Hydraulic Networks with Polymeric Additional Pipe. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, v. 128, n. 2, p. 238-244.
- PILLER, O.; BRÉMOND, B.; POULTON, M. (2003). Least Action Principles Appropriate to Pressure Driven Models of Pipe Networks. *Proceedings of World Water & Environmental Resources Congress*, Philadelphia, PA, USA.
- PORTO, R. M. (1998). *Hidráulica Básica*. 1ª ed., Edusp, São Carlos.
- PRADO, R. A.; LARRETEGUY, A. E. (2002). A Transient Shear Stress Model for the Analysis of Laminar Water-Hammer Problems. *Journal of Hydraulic Research*, v. 40, n. 1, p. 45-53.
- PUDAR, R. S.; LIGGETT, J. A. (1992). Leaks in Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 118, n. 7, p. 1031-1046, July.
- RACHID, F. B. F.; STUCKENBRUCK, S. (1990). Transients in Liquid and Structure in Viscoelastic Pipes. In: *Proceedings of the 6th International Conference on Pressure Surges*, Pub. BHR Group Ltd, Cranfield, UK, p. 69-84.

- RACHID, F. B. F.; MATTOS, H. C.; STUCKENBRUCK, S. (1992). Waterhammer in Inelastic Pipes: an approach via Internal Variable Constitutive Theory. In: *Proceedings of the International Conference on Unsteady Flow and Fluid Transients*, Pub. Bettess & Watts (eds), Balkema, Rotterdam, The Netherlands, p. 63-70.
- RAHAL, C. M.; STERLING, M. J. H.; COULBECK, B. (1980). Parameter Tuning for Simulation Models of Water Distribution Networks. *Proc. Instn Civ. Engrs*, Part 2, v. 69, p. 751-762, Sept.
- RAMOS, H.; ALMEIDA, A. B.; BORGA, A.; ANDERSON, A. (2005). Simulation of Severe Transient Conditions in Hydro and Pump Systems. *Revista Recursos Hídricos*, APRH, v. 26, n. 2, p. 7-16.
- RAMOS, H.; COVAS, D.; BORGA, A.; LOUREIRO, D. (2004). Surge Damping Analysis in Pipe Systems: Modelling and Experiments. *Journal of Hydraulic Research*, v. 42, n. 4, p. 413-425.
- REDDY, L. S.; ELANGO, K. (1989). Analysis of Water Distribution Networks with Head-Dependent Outlets. *Civil Engineering Systems*, v. 6, n. 3, p. 102-110.
- RIEUTORD, E.; BLANCHARD, A. (1979). Ecoulement Non-permanent en Conduite Viscoelastique - Coup de Bélier. *Journal of Hydraulic Research*, IAHR, v. 17, n. 1, p. 217-229.
- RIEUTORD, E. (1982). Transients Response of Fluid Viscoelastic Lines. *Journal of Fluids Engineering*, ASME, v. 104, p. 335-341.
- RIGHETTO, A. M. (1994). *Cálculo Hidráulico de Rede de Distribuição de Água a partir de Condições Transitórias: Adequação e Estudo de Casos*. São Carlos. 118p. Tese (Livro Docência) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- RIGHETTO, A. M.; PORTO, R. M. (1997). Analysis of a Large Urban Water Distribution Network by the Method of Characteristics. In: *Water Pipeline Systems*, BHR Group, vol. 1, p. 231-244.
- ROCHA, M. S.; ANDRADE, J. G. P.; LUVIZOTTO JR., E. (1999). El Factor de Fricción en el Transitorio. *5ª. Reunión del Grupo de Trabajo Sobre Hidromecánica*, Montevideo, Uruguay.
- ROSSMAN, L. A. (2000). *EPANET 2 users manual*. U.S. Environmental Protection Agency, Cincinnati, Ohio.
- SAFWAT, H. H.; POLDER, J. V. D. (1973). Friction-Frequency Dependence for Oscillatory Flows in Circular Pipe. *Journal of the Hydraulics Division*, v. 99, n. HY11, p. 1933-1945, Nov.

- SALGADO, R.; ROJO, J.; ZEPEDA, S. (1993). Extended Gradient Method for Fully Non-linear Head and Flow Analysis in Pipe Networks. In: COULBECK, B. (ed.): *Integrated Computer Applications in Water Supply. Methods and Procedures for Systems Simulation and Control*, vol. 1, p. 49-60.
- SAMANI, H. M.; KHAYATZADEH, A. (2002). Transient Flow in Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Research*, v. 40, n. 5, p. 637-644.
- SAVIC, D. A.; WALTERS, G. A. (1997). Evolving Sustainable Water Networks. *Hydrological Sciences Journal*, v. 42, n. 4, p. 549-564, Aug.
- SHARP, B. B.; THENG, K. C. (1987). Water Hammer attenuation in UPVC Pipe. In: *Conference on Hydraulics in Civil Engineering*, Melbourne, 12-14 October 1987, p. 132-136.
- SHIMADA, M. (1989). Graph-Theoretical Model for Slow Transient Analysis of Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 114, n. 11, p. 1301-1320, Nov.
- SHIMADA, M. (1992). State-Space Analysis and Control of Slow Transients in Pipes. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 118, n. 9, p. 1287-1304, Sept.
- SHIMADA, M.; OKUSHIMA, S. (1984). New Numerical Model and Technique for Waterhammer. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 110, n. 6, p. 736-748, June.
- SHIMADA, M.; VARDY, A. (2000). Towards Automatic Error Limitation in MOC Analyses. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 183-204.
- SHIMADA, M.; BROWN, J.; LESLIE, D.; VARDY, A. (2006). Time-Line Interpolation Errors in Pipe Networks. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 132, n. 3, p. 294-306, Mar.
- SHU, J. J. (2003). A Finite Element Model and Electronic Analogue of Pipeline Pressure Transients With Frequency-Dependent Friction. *Journal of Fluids Engineering*, v. 125, p. 194-199, Jan.
- SHUY, E. B. (1996). Wall Shear Stress in Accelerating and Decelerating. *Journal of Hydraulic Research*, v. 34, n. 2, p. 173-183.
- SIBETHEROS, I. A.; HOLLEY, E. R.; BRANSKI, J. M. (1991). Spline Interpolations for Water Hammer Analysis. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 117, n. 10, p. 1332-1351, Oct.
- SILVA-ARAYA, W. F.; CHAUDHRY, M. H. (1997). Computation of Energy Dissipation in Transient Flow. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 123, n. 2, p. 108-115, Feb.

- SILVA-ARAYA, W. F.; CHAUDHRY, M. H. (2001). Unsteady Friction in Rough Pipes. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 127, n. 7, p. 607-618, July.
- SILVA, F. G. B. (2003). *Estudos de Calibração de Redes de Distribuição de Água Através de Algoritmos Genéticos*. São Carlos, 2003. 234 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- SIMPSON, A. R.; VÍTKOVSKY, J. P.; LAMBERT, M. F. (2000). Transients for Calibration of Pipe Roughnesses Using Genetic Algorithms. In: *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, p. 587-597.
- SOARES, A. K. (2003). *Calibração de Modelos de Redes de Distribuição de Água para Abastecimento Considerando Vazamentos e Demandas Dirigidas pela Pressão*. São Carlos, 2003. 153 p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- SOARES, A. K.; REIS, L. F. R.; FORMIGA, K. T. M.; SILVA, F. G. B.; CARRIJO, I. B. (2003). Aplicação de Modelo Dirigido pela Pressão na Estimativa de Parâmetros de Redes de Distribuição de Água. *Anais do XV Simpósio Nacional de Recursos Hídricos*, Curitiba, PR.
- SOARES, A. K.; REIS, L. F. R. (2005). Transitórios Hidráulicos para Detecção de Vazamentos em Sistemas de Conduitos Forçados. In: *XVI Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos*, João Pessoa/PB.
- SOUZA, R. S. (1998). *Controle Operacional Otimizado de Redes de Distribuição de Água Usando a Teoria do Regulador Quadrático Linear*. São Carlos, 1998. 248 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- STEPHENS, M.; LAMBERT, M. F.; SIMPSON, A. R.; VÍTKOVSKÝ, J.; NIXON, J. (2005). Using Field Measured Transient Responses in a Water Distribution System to Assess Valve Status and Network Topology. *Proceedings of the World Water and Environmental Resources Congress*, Salt Lake City, Utah.
- STOIANOV, I.; KARNEY, B. W.; COVAS, D.; MAKSIMOVIC, C.; GRAHAM, N. (2001). Wavelet Processing of Transient Signals for Pipeline Leak Location and Quantification. In: ULANICKI, B. (ed.); COULBECK, B. (ed.); RANCE, J. P.: *Water Software Systems: Theory and Applications*, vol. 2, Research Studies Press, Baldock, Hertfordshire, England, p. 65-76.
- STOIANOV, I.; KARNEY, B. W.; COVAS, D.; MAKSIMOVIC, C.; GRAHAM, N. (2002). Wavelet Processing of Transient Signals for Pipeline Leak Location and Quantification.

- Proceedings of the 2002 Conference on Water Resources Planning and Management*, Roanoke, Virginia.
- SUO, L.; WYLIE, E. B. (1989). Impulse Response Method for Frequency-Dependent Pipeline Transients. *Journal of Fluids Engineering*, v. 111, n. 4, p. 478-483, Dec.
- SUO, L.; WYLIE, E. B. (1990). Complex Wave Speed and Hydraulic Transients in Viscoelastic Pipes. *Journal of Fluid Engineering*, Trans. ASME, v. 112, p. 496-500.
- SUZUKI, K.; TAKETOMI, T.; SATO, S. (1991). Improving Zielke's Method of Simulating Frequency-Dependent Friction in Laminar Liquid Pipe Flow. *Journal of Fluids Engineering*, v. 113, n. 4, p. 569-573, Dec.
- SVINGEN, B. (1997). Rayleigh Damping as an Approximate Model for Transient Hydraulic Pipe Friction. In: *Proceedings of the 8th International Meeting on the Behaviour of Hydraulic Machinery under Steady Oscillatory Conditions*, IAHR, Paper F-2, Chatou, France.
- SWAMEE, P. K. (1993). Design of a Submarine Pipeline. *Journal of Transportation Engineering*, v. 119, n. 1, p. 159-170.
- TABESH, M.; KARIMZADEH, A. (2000). Optimum Design of Reliable Distribution Systems Considering Pressure Dependency of Outflows. In: SAVIC, D. A. (ed.); WALTERS, G. A. (ed.): *Water Network Modeling for Optimal Design and Management*, p. 211-220, Sept.
- TANG, K. W.; BRUNONE, B.; KARNEY, B. W.; ROSSETTI, A. (2000). Role and Characterization of Leaks under Transient Conditions. *Proceedings of the Joint Conference on Water Resources Engineering and Water Resources Planning and Management*, Minneapolis, MN, USA.
- TANG, K. W.; KARNEY, B. W.; BRUNONE, B. (2001). Leak Detection Using Inverse Transient Calibration and GA – Some Early Successes and Future Challenges. In: ULANICKI, B. (ed.); COULBECK, B. (ed.); RANCE, J. P.: *Water Software Systems: Theory and Applications*, vol. 2, Research Studies Press, Baldock, Hertfordshire, England, p. 55-64.
- TANG, K.; KARNEY, B. W.; PENDLEBURY, M.; ZHANG, F. (1999). Inverse Transient Calibration of Water Distribution Systems Using Genetic Algorithms. In: SAVIC, D. A. (ed.); WALTERS, G. A. (ed.): *Water Industry Systems: Modelling and Optimization Applications*, vol. 1, p. 317-326.

- TANYIMBOH, T. T.; TABESH, M.; BURROWS, R. (2001). Appraisal of Source Head Methods for Calculating Reliability of Water Distribution Networks. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 127, n. 4, p. 206-213, July/Aug.
- TANYIMBOH, T. T.; TEMPLEMAN, A. B. (1998). Calculating the Reliability of Single-Source Networks by the Source Head Method. *Advances in Engineering Software*, v. 29, n. 7-9, p. 499-505.
- THORLEY, A. R. D.; FAITHFULL, E. M. (1992). Inertias of Pumps and Their Driving Motors. In: *Proceedings of the International Conference on Unsteady Flow and Fluid Transients*, Pub. Bettess & Watts (eds), Balkema, Rotterdam, The Netherlands, p. 285-289.
- TODINI, E. (2003). A More Realistic Approach to the "Extended Period Simulation" of Water Distribution Networks. In: MAKSIMOVIC, C.; BUTLER, D.; MEMON, F. A. (eds.): *Advances in Water Supply Management*, Swets & Zeitlinger, Lisse, The Netherlands, p. 173-184.
- TRIKHA, A. K. (1975). An Efficient Method for Simulating Frequency-Dependent Friction in Transient Liquid Flow. *Journal of Fluids Engineering*, v. 97, n. 1, p. 97-105, Mar.
- TUCCIARELLI, T.; CRIMINISI, A.; TERMINI, D. (1999). Leak Analysis in Pipeline Systems by Means of Optimal Valve Regulation. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 125, n. 3, p. 277-285, Mar.
- UDO, A.; OZAWA, T. (2001). Steady-State Flow Analysis of Pipe Networks Considering Reduction of Outflow in the Case of Low Water Pressures. In: ULANICKI, B. (ed.); COULBECK, B. (ed.); RANCE, J. P.: *Water Software Systems: Theory and Applications*, vol. 1, Research Studies Press, Baldock, Hertfordshire, England, p. 173-182.
- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. B. (1995). Transient, Turbulent, Smooth Pipe Friction. *Journal of Hydraulic Research*, v. 33, n. 4, p. 435-456.
- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. (1996). On Turbulent, Unsteady, Smooth-Pipe Friction. In: *Proceedings of the 7th International Conference on Pressure Surges and Fluid Transients in Pipelines and Open Channels*, Harrogate, BHR Group, p. 289-311.
- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. B. (2000). Friction-Dependent Wavefront Evolution. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 337-349.

- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. B. (2003). Transient Turbulent Friction in Smooth Pipe Flows. *Journal of Sound and Vibration*, v. 259, n. 5, p. 1011-1036.
- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. B. (2004a). Transient Turbulent Friction in Fully Rough Pipe Flows. *Journal of Sound and Vibration*, v. 270, n. 1-2, p. 233-257.
- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. B. (2004b). Efficient Approximation of Unsteady Friction Weighting Functions. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 130, n. 11, p. 1097-1107, Nov.
- VARDY, A. E.; BROWN, J. M. B.; HE, S. (2004). Signs of Unsteady Skin Friction. In: MURRAY, S. J. (ed.): *9th International Conference on Pressure Surges*, Chester, UK. BHR Group, v. 1, p. 493-507.
- VARDY, A. E.; HWANG, K. L. (1991). A Characteristic Model of Transient Friction in Pipes. *Journal of Hydraulic Research*, v. 29, n. 5, p. 669-684.
- VARDY, A. E.; HWANG, K. L.; BROWN, J. M. B. (1993). A Weighting Function Model of Transient Turbulent Pipe Friction. *Journal of Hydraulic Research*, v. 31, n. 4, p. 533-548.
- VENNATRO, B. (1996). Unsteady Friction in Pipelines. In: *Proceedings of the XVIII IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Cavitation*, Valencia, Spain, p. 819-826.
- VIARO, V. L. (2001). *Influência do Fator de Atrito Variável na Avaliação de Escoamentos Transitórios em Sistemas Hidráulicos*. Campinas. Dissertação (Mestrado). Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Campinas, Brasil.
- VIARO, V. L.; LUVIZOTTO JR, E. (2004). Análise Comparativa entre Modelações Transitórias. In: *XXI Congresso Latino Americano de Hidráulica*, IAHR/AIPH, São Pedro, SP.
- VÍTKOVSKÝ (2001). *Inverse Analysis and Modelling of Unsteady Pipe Flow: Theory, Applications and Experimental Verification*. PhD Thesis – Department of Civil & Environmental Engineering, Adelaide University, Australia.
- VÍTKOVSKÝ, J. P.; BERGANT, A.; SIMPSON, A.; LAMBERT, M. F. (2006b). Systematic Evaluation of One-Dimensional Unsteady Friction Models in Simple Pipelines. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 132, n. 7, p. 696-708, July.
- VÍTKOVSKÝ, J. P.; LAMBERT, M. F.; SIMPSON, A. R.; BERGANT, A. (2000). Advances in Unsteady Friction Modelling in Transient Pipe Flow. In: ANDERSON, A. (ed.): *VIII International Conference on Pressure Surges: Safe Design and Operation of Industrial Pipe Systems*, The Hague, The Netherlands. BHR Group 2000 Pressure Surges, Publications n. 39, v. 1, p. 471-482.

- VÍTKOVSKÝ, J. P.; LIGGETT, J. A.; SIMPSON, A. R.; LAMBERT, M. F. (2003). Optimal Measurement Site Locations for Inverse Transient Analysis in Pipe Network. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 129, n. 6, p. 480-492, Nov/Dec.
- VÍTKOVSKÝ, J. P.; SIMPSON, A. R.; LAMBERT, M. F. (2000). Leak Detection and Calibration Using Transients and Genetic Algorithms. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 126, n. 4, p. 262-265, July/Aug.
- VÍTKOVSKÝ, J. P.; SIMPSON, A. R.; LAMBERT, M. F. (2002). Minimization Algorithms and Experimental Inverse Transient Leak Detection. *Proceedings of the 2002 Conference on Water Resources Planning and Management*, Roanoke, Virginia.
- VÍTKOVSKÝ, J. P.; STEPHENS, M.; BERGANT, A.; SIMPSON, A.; LAMBERT, M. F. (2006a). Numerical Error in Weighting Function-Based Unsteady Friction Models for Pipe Transients. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 132, n. 7, p. 709-721, July.
- WAGNER, J. M.; SHAMIR, U.; MARKS, D. H. (1988). Water Distribution Reliability: Simulation Methods. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 114, n. 3, p. 276-294, May.
- WALL, M. (1996). *Galib: A C++ Library of Genetic Algorithm Components*. Mechanical Engineering Department, Massachusetts Institute of Technology.
- WALSKI, T. M. (1983). Technique for Calibrating Network Models. *Journal of Water Resources Planning and Management*, v. 109, n. 4, p. 360-372, Oct.
- WANG, X. J.; LAMBERT, M. F.; SIMPSON, A. R.; LIGGETT, J. A.; VÍTKOVSKÝ, J. P. (2002). Leak Detection in Pipelines Using the Damping of Fluid Transients. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 128, n. 7, p. 697-711, July.
- WARD, I. M.; HADLEY, D. W. (1993). *An Introduction to the Mechanical Properties of Solid Polymers*. John Wiley & Sons, England.
- WIGGERT, D. C.; SUNDQUIST, M. J. (1977). Fixed-Grid Characteristics for Pipeline Transients. *Journal of the Hydraulics Division*, v. 103, n. HY12, p. 1403-1416, Dec.
- WILLIAMS, D. J. (1977). Waterhammer in Non-rigid Pipes: Precursor Waves and Mechanical Dampening. *Journal of Mechanical Engineering, ASME*, v. 19, n. 6, p. 237-242.
- WOOD, D. J. (2005). Waterhammer Analysis – Essential and Easy (and Efficient). *Journal of Environmental Engineering*, v. 131, n. 8, p. 1123-1131, Aug.
- WOOD, D. J.; DORSCH, R. G.; LIGHTNER, C. (1966). Wave-Plan Analysis of Unsteady Flow in Closed Conduits. *Journal of the Hydraulics Division*, v. 92, n. HY2, p. 83-110, Mar.

- WOOD, D. J.; FUNK, J. E. (1970). A Boundary-Layer Theory for Transient Viscous Losses in Turbulent Flow. *Journal of Basic Engineering*, v. 92, n. 4, p. 865-873, Dec.
- WOOD, D. J.; LINGIREDDY, S.; BOULOS, P. F.; KARNEY, B. W.; MCPHERSON, D. L. (2005). Numerical Methods for Modeling Transient Flow in Distribution Systems. *Journal of the American Water Works Association*, v. 97, n. 7, p. 104-115, July.
- WYLIE, E. B. (1996). Unsteady Internal Flows – Dimensionless Numbers & Time Constants. In: *Proc. VII International Conference on Pressure Surges and Fluid Transients in Pipelines and Open Channels*, Harrogate, UK. BHR Group 1996 Pressure Surges Publications, p. 283-288.
- WYLIE, E. B.; STREETER, V. L. (1993). *Fluid transients in Systems*. Prentice-Hall, New Jersey.
- ZARZYCKI, Z.; KUDZMA, S. (2004). Simulations of Transient Turbulent Flow in Liquid Lines using Time-Dependent Frictional Losses. In: MURRAY, S. J. (ed.): *9th International Conference on Pressure Surges*, Chester, UK. BHR Group, v. 1, p. 439-455.
- ZHAO, M.; GUIDAOUI, M. S. (2003). Efficient Quasi-Two-Dimensional Model for Water Hammer Problems. *Journal of Hydraulic Engineering*, v. 129, n. 12, p. 1007-1013, Dec.
- ZIELKE, W. (1968). Frequency-Dependent Friction in Transient Pipe Flow. *Journal of Basic Engineering*, v. 90, n. 1, p. 109-115, Mar.

ANEXO A – Equações Diferenciais Para o Cálculo do Golpe de Ariete – Modelo da Coluna Elástica (WYLIE; STREETER, 1993)

A análise de fenômenos hidráulicos transitórios trata das pressões e vazões que resultam de uma mudança de um estado permanente para outro estado permanente, como, por exemplo, o ajuste de uma válvula num sistema de condutos, ou a partida ou parada de uma bomba.

Os casos de escoamento em regime transitório em condutos forçados são tratados como problemas unidimensionais de parâmetros distribuídos. Usa-se a equação da quantidade de movimento em regime transiente, e a equação da continuidade assume formas especiais. Com termos não lineares para a resistência devida ao atrito e outros efeitos, as equações diferenciais são freqüentemente resolvidas por métodos numéricos, pois não há uma solução analítica tão simples para o problema.

Duas equações básicas da mecânica são aplicadas a um curto trecho de fluido num conduto para a obtenção das equações diferenciais do movimento transitório: a segunda lei do movimento de Newton e a equação da continuidade. As variáveis dependentes são a pressão p e a velocidade média V numa seção transversal. As variáveis independentes são a distância x medida ao longo do conduto desde a extremidade de montante e o tempo t ; portanto, $p = p(x, t)$ e $V = V(x, t)$. Além disso, o atrito é considerado como proporcional ao quadrado da velocidade. São admitidas as seguintes hipóteses em tais equações (COVAS, 2003): (i) o fluido é monofásico, homogêneo e compressível (a compressibilidade do fluido é incorporada na velocidade de propagação da onda elástica); (ii) variações na massa específica do fluido e temperatura durante o escoamento transitório são desprezíveis comparadas às variações de pressão e vazão; (iii) o escoamento é unidimensional (1-D) com um pseudo-uniforme perfil de velocidades em cada seção transversal do tubo; (iv) as perdas de carga durante os transitórios hidráulicos são calculadas a partir de formulações para o escoamento permanente; (v) o material do tubo possui comportamento reológico elástico linear; (vi) não há movimento axial, ou seja, a interação fluido-estrutura é negligenciada; e (vii) o tubo é retilíneo e uniforme, com uma área da seção transversal constante e sem escoamento lateral (embora variações na área da seção transversal e escoamento lateral possam ser incluídos como condições de contorno).

Equação da Quantidade de Movimento

Para a aplicação da segunda lei do movimento de Newton, adota-se como sistema isolado o elemento fluido situado entre dois planos paralelos afastados entre si de δx e normais ao eixo do conduto (Figura A.1). Equacionando, temos:

$$pA - \left[pA + \frac{\partial}{\partial x} (pA) \delta x \right] + p \frac{\partial A}{\partial x} \delta x - \gamma A \delta x \sin \theta - \tau_0 \pi D \delta x = \rho A \delta x \frac{dV}{dt} \quad (\text{A.1})$$

Dividindo-se ambos os membros pela massa do elemento $\rho A \delta x$ e simplificando:

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} - g \sin \theta - \frac{4\tau_0}{\rho D} = \frac{dV}{dt} \quad (\text{A.2})$$

Nos escoamentos turbulentos em regime permanente, $\tau_0 = \rho f V^2 / 8$. Faz-se a hipótese de que o atrito, no escoamento em regime não permanente, seja idêntico ao do escoamento em regime permanente. Daí, a equação da quantidade do movimento transforma-se em:

$$\frac{dV}{dt} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + g \sin \theta + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (\text{A.3})$$

FIGURA A.1 – Diagrama do sistema para a dedução da equação da quantidade de movimento

Como o atrito se opõe ao movimento, V^2 é expresso por $V|V|$ para introduzir o sinal adequado. Com a expansão do termo da aceleração, dado por:

$$\frac{dV}{dt} = V \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial t} \quad (\text{A.4})$$

Nas aplicações do golpe de aríete, o termo convectivo $V\partial V/\partial x$ geralmente é muito menor do que $\partial V/\partial t$, pois a velocidade de propagação da onda é muito maior que a velocidade de escoamento; por isso ele é omitido, ficando:

$$\frac{\partial V}{\partial t} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + g \sin \theta + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (\text{A.5})$$

A pressão p pode ser substituída pela carga hidráulica H , cuja relação é dada por:

$$p = \rho g(H - z) \quad (\text{A.6})$$

logo

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \rho g \left(\frac{\partial H}{\partial x} - \frac{\partial z}{\partial x} \right) = \rho g \left(\frac{\partial H}{\partial x} - \sin \theta \right) \quad (\text{A.7})$$

Na equação diferencial parcial (A.7), a massa específica é considerada substancialmente constante quando comparada com a variação de H ou z . Substituindo a equação (A.7) em (A.5), temos:

$$\frac{\partial V}{\partial t} + g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (\text{A.8})$$

que é a equação da quantidade de movimento para a análise do golpe de aríete.

Equação da Continuidade

FIGURA A.2 – Volume de controle para a dedução da equação da continuidade

A equação da continuidade para regime não permanente é dada por:

$$0 = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \rho dVol + \int_{SC} \rho v \cdot dA \quad (\text{A.9})$$

Quando aplicada ao volume de controle da Figura A.2, temos:

$$-\frac{\partial}{\partial x}(\rho A V)\delta x = \frac{\partial}{\partial t}(\rho A \delta x) \quad (\text{A.10})$$

em que δx não é função de t . Após o desenvolvimento da equação e a divisão de todos os termos pela massa $\rho A \delta x$, obtemos:

$$\frac{V}{A} \frac{\partial A}{\partial x} + \frac{1}{A} \frac{\partial A}{\partial t} + \frac{V}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (\text{A.11})$$

Os dois primeiros termos são a derivada total $(1/A)dA/dt$ e os dois seguintes são a derivada total $(1/\rho)d\rho/dt$, resultando em:

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} + \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (\text{A.12})$$

O primeiro termo refere-se à elasticidade da parede do tubo e à sua taxa de deformação com a pressão; o segundo termo leva em consideração a compressibilidade do líquido. Quanto à elasticidade da parede do tubo, a velocidade de alteração da força de tração por unidade de comprimento (Figura A.3) é $(D/2)dp/dt$; quando dividida pela espessura da parede e , obtém-se a velocidade de alteração da tensão $(D/2e)dp/dt$; quando esta agora é dividida pelo módulo de elasticidade E_0 , ou de Young, do material da parede, obtém-se a velocidade de aumento da elongação $(D/2eE_0)dp/dt$. A multiplicação pelo raio $D/2$ fornece a velocidade da deformação radial; finalmente, multiplicando-se pelo perímetro πD , a velocidade de aumento da área é obtida:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{D}{2eE_0} \frac{dp}{dt} \frac{D}{2} \pi D \quad (\text{A.13})$$

e, conseqüentemente, $\frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{D}{eE_0} \frac{dp}{dt}$ (A.14)

FIGURA A.3 – Força de tração na parede do tubo (F_T)

Pela definição do módulo de elasticidade volumétrica do fluido, dada por:

$$K_2 = -\frac{dp}{dVol/Vol} = \frac{dp}{d\rho/\rho} \quad (\text{A.15})$$

e a divisão da velocidade de alteração da massa específica, pela massa específica, dada por:

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} = \frac{1}{K_2} \frac{dp}{dt} \quad (\text{A.16})$$

Considerando as eqs. (A.14) e (A.16), a eq. (A.12) fica:

$$\frac{1}{K_2} \frac{dp}{dt} \left(1 + \frac{K_2}{E_0} \frac{D}{e} \right) + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (\text{A.17})$$

É conveniente que as constantes dessa equação sejam expressas sob a seguinte forma:

$$a^2 = \frac{K_2 / \rho}{1 + (K_2 / E_0)(D / e)\alpha_0} \quad (\text{A.18})$$

A eq. (A.17) torna-se agora:

$$\frac{1}{\rho} \frac{dp}{dt} + a^2 \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (\text{A.19})$$

$$\text{Desenvolvendo } dp/dt, \text{ temos: } \frac{dp}{dt} = V \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial t} \quad (\text{A.20})$$

Novamente, para as aplicações do golpe de aríete, o termo $V\partial p/\partial x$ é muito menor do que $\partial p/\partial t$ e é desprezado, resultando em:

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

Mais uma vez a pressão p pode ser substituída pela carga hidráulica H , cuja relação é dada por:

$$\frac{\partial p}{\partial t} = \rho g \frac{\partial H}{\partial t} \quad (\text{A.22})$$

Substituindo a equação (A.22) em (A.21), temos:

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \quad (\text{A.23})$$

que é a equação da continuidade para um líquido compressível no interior de um conduto elástico.

APÊNDICE A – Resolução da Equação (3.129)

Analisando as equações (3.126), (3.127) e (3.128), podemos notar que:

$$\frac{dx}{dt} = \lambda g = \frac{1}{\lambda(1+K_3)} \left(\frac{a^2}{g} - \lambda K_3 a \right) \quad (\text{A.24})$$

cujo desenvolvimento segue abaixo:

$$\begin{aligned} \lambda^2 g(1+K_3) &= \frac{a^2}{g} - \lambda K_3 a \quad \left(x \quad \frac{1}{g(1+K_3)} \right) \\ \lambda^2 + \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \lambda - \frac{a^2}{g^2(1+K_3)} &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A.25})$$

que é uma equação de segundo grau e possui duas raízes reais determinadas pela Fórmula de Bascar:

$$\begin{aligned} \Delta &= \left[\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \right]^2 - 4.1. \left[-\frac{a^2}{g^2(1+K_3)} \right] = \left[\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \right]^2 + \frac{4a^2}{g^2(1+K_3)} \\ 2\lambda &= -\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \pm \sqrt{\left[\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \right]^2 + \frac{4a^2}{g^2(1+K_3)}} \\ 2\lambda &= -\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \pm \sqrt{\left[\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \right]^2 \left\{ 1 + \frac{\frac{4a^2}{g^2(1+K_3)}}{\left[\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \right]^2} \right\}} \\ 2\lambda &= -\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \pm \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \sqrt{1 + \frac{4(1+K_3)}{K_3^2}} \\ 2\lambda &= -\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \pm \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \sqrt{\frac{K_3^2 + 4K_3 + 4}{K_3^2}} \\ 2\lambda &= -\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \pm \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \sqrt{\frac{(2+K_3)^2}{K_3^2}} \\ 2\lambda &= -\frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \pm \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \frac{(2+K_3)}{K_3} = \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \left[-1 \pm \frac{(2+K_3)}{K_3} \right] \end{aligned} \quad (\text{A.26})$$

A equação (A.26) possui as seguintes raízes:

1ª solução (positiva):

$$2\lambda = \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \left[-1 + \frac{(2+K_3)}{K_3} \right] = \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \frac{(-K_3 + 2 + K_3)}{K_3}$$

Logo:

$$\lambda = \frac{a}{g(1+K_3)} \quad (\text{A.27})$$

2ª solução (negativa):

$$2\lambda = \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \left[-1 - \frac{(2+K_3)}{K_3} \right] = \frac{K_3 a}{g(1+K_3)} \frac{(-K_3 - 2 - K_3)}{K_3} = \frac{a}{g(1+K_3)} (-2)(1+K_3)$$

Logo:

$$\lambda = -\frac{a}{g} \quad (\text{A.28})$$

APÊNDICE B – Diagrama da Rotina de Simulação Hidráulica

Um diagrama da rotina implementada para análise hidráulica em escoamento transitório é apresentado na Figura B.1. A unidade principal (*Simulador.cpp*) foi implementada em linguagem C++ e possui dois arquivos de entrada: *Rede.inp* e *Contornos.txt*. O primeiro deles concentra os dados da rede como nós, demandas, cotas topográficas, tubulações, conectividade, diâmetros, comprimentos, rugosidade, reservatórios, níveis dos reservatórios, sistema de unidades, e outros. O arquivo *Rede.inp* pode ser reproduzido na versão visual do EPANET 2. O arquivo *Contornos.txt* concentra, como o próprio nome indica, as condições de contorno da rede e demais parâmetros necessários para a avaliação hidráulica em regime transitório como passo de tempo, número de iterações, tipo de cada ENO, valor do coeficiente de amortecimento, tipo de cada nó do sistema, número de válvulas em linha, válvulas de descarga livre, reservatórios de nível constante ou variável, bombas, orifícios, vazamentos ou demandas dependentes da pressão, variação temporal da demanda, todos com os respectivos números dos ENOs e parâmetros.

FIGURA B.1 – Diagrama da rotina de simulação hidráulica

Em virtude da utilização do simulador EPANET 2 versão *Toolkit*, alguns procedimentos devem ser realizados tais como a inclusão do arquivo *epanet2.h* na unidade *Simulador.cpp* com o respectivo endereço da pasta ou diretório; adicionar ao projeto criado no compilador C++ *Builder 5* a biblioteca *epanet2bc.lib*; e mover ou copiar a biblioteca de vínculo dinâmico *epanet2.dll* para a pasta (diretório) de origem do projeto criado.

Por fim, a rotina possui dois arquivos de saída: *Rede.rpt* e *Saida.txt*. O primeiro deles é o arquivo de saída do EPANET 2, com os valores calculados de pressão nos nós, vazão e velocidade nas tubulações, perda de carga unitária, um resumo da rede avaliada, bem

como o número de iterações para a convergência em regime permanente dos valores fornecidos à estimativa inicial. O arquivo *Saida.txt* reúne os valores calculados no escoamento transitório como pressão nos nós, vazão nas tubulações, vazamentos, em cada passo de tempo. É um arquivo que possui maior flexibilidade pois pode reunir qualquer dado requerido pelo usuário desde que implementadas as linhas de código na rotina.

APÊNDICE C – Diagrama da Rotina de Calibração e Detecção de Vazamentos

Um diagrama da rotina implementada para calibração de modelos de redes hidráulicas em escoamento transitório é apresentado na Figura C.1.

FIGURA C.1 – Diagrama da rotina de calibração

A unidade principal (*Calibracao.cpp*) foi implementada em linguagem C++ e possui quatro arquivos de entrada: *Rede.inp*, *Contornos.txt*, *Dados_Obs.in* e *Dados_AG.in*. Os dois primeiros são os mesmos arquivos de entrada da rotina de simulação hidráulica descrita no APÊNDICE B. Os valores observados de pressão em determinados nós e de vazão em certos trechos da rede bem como os número de medidas realizadas são contidos no arquivo *Dados_Obs.in*. Já os diversos parâmetros do modelo de otimização tais como tipo do AG, tipo de operadores genéticos seleção, recombinação e mutação, com respectivas probabilidades, dimensão da população, número de gerações, semente aleatória, dimensão do espaço de busca, bem como a setorização da rede em termos das rugosidades absolutas, parâmetros do modelo de vazamento e coeficientes de amortecimento, são apresentados no arquivo *Dados_AG.in*.

Da mesma forma que no simulador hidráulico, os procedimentos incluem a listagem do arquivo *epanet2.h* na unidade *Calibracao.cpp* com o respectivo endereço da pasta ou diretório; adição ao projeto criado no compilador C++ *Builder 5* da biblioteca *epanet2bc.lib*; e cópia da biblioteca de vínculo dinâmico *epanet2.dll* para a pasta (diretório) de origem do projeto criado.

Em virtude da utilização da biblioteca *GAlib C++* para desenvolvimento dos Algoritmos Genéticos, mais alguns procedimentos devem ser realizados como: inclusão dos arquivos *GAREALGENOME.cpp*, *GAREALGENOME.h* e *ga.h* na unidade *Calibracao.cpp* com os respectivos endereços de pasta ou diretório; inclusão do arquivo *GAREALGENOME.h* no arquivo cabeçalho *Calibracao.h*, o qual, por sua vez, deve ser incluído na unidade *Calibracao.cpp*; e adição ao projeto criado no compilador C++ *Builder 5* das unidades *GABaseGA.cpp*, *gaerror.cpp*, *GAGenome.cpp*, *GAParameter.cpp*, *GAPopulation.cpp*, *garandom.cpp*, *GAScaling.cpp*, *GASelector.cpp*, *GASimpleGA.cpp*, *GASStateGA.cpp* e *GAStatistics.cpp*.

Por fim, a rotina possui três arquivos de saída: *Rede.rpt*, *FObj.txt* e *Saida.txt*. O primeiro deles é o arquivo de saída do EPANET 2 e o segundo reúne os valores máximo, médio e mínimo da função objetivo em cada geração, bem como o coeficiente de variação da população. O arquivo *Saida.txt* reúne os valores determinados das variáveis de decisão tanto para os AGs quanto para o método AG combinado com a busca Simplex, o valor da função objetivo final e o número de iterações no método Simplex. É um arquivo que possui maior flexibilidade pois pode reunir qualquer dado requerido pelo usuário desde que implementadas as linhas de código na rotina.

APÊNDICE D – Variação das Pressões nos Nós e Vazões nas Tubulações para os Casos sem Vazamento, Vazamento com a Formulação Geral e Vazamento com a Formulação de Orifícios – Rede Hipotética

FIGURA D.1 – Variação da pressão no nó 3

FIGURA D.2 – Variação da pressão no nó 4 (válvula)

FIGURA D.3 – Variação da pressão no nó 5

FIGURA D.4 – Variação da pressão no nó 7

FIGURA D.5 – Variação da vazão na seção 11

FIGURA D.6 – Variação da vazão na seção 15

FIGURA D.7 – Variação da vazão na seção 17

FIGURA D.8 – Variação da vazão na seção 19

FIGURA D.9 – Variação da vazão na seção 21

FIGURA D.10 – Variação da vazão na seção 25

FIGURA D.11 – Variação da vazão na seção 29

FIGURA D.12 – Variação da vazão na seção 32

FIGURA D.13 – Variação da vazão na seção 39

FIGURA D.14 – Variação da vazão na seção 41

APÊNDICE E – Variação das Pressões nos Nós e Vazões nas Tubulações das Avaliações de Fator de Atrito Variável nos Casos sem e com Vazamentos – Rede Hipotética

FIGURA E.1 – Pressão no nó 3 (sem vazamento) FIGURA E.2 – Pressão no nó 3 (com vazamento)

FIGURA E.3 – Pressão no nó 4 (sem vazamento) FIGURA E.4 – Pressão no nó 4 (com vazamento)

FIGURA E.5 – Pressão no nó 5 (sem vazamento) FIGURA E.6 – Pressão no nó 5 (com vazamento)

FIGURA E.7 – Pressão no nó 7 (sem vazamento) FIGURA E.8 – Pressão no nó 7 (com vazamento)

FIGURA E.9 – Vazão na seção 15 (sem vazamento) FIGURA E.10 – Vazão na seção 15 (com vazamento)

FIGURA E.11 – Vazão na seção 17 (sem vazamento) FIGURA E.12 – Vazão na seção 17 (com vazamento)

FIGURA E.13 – Vazão na seção 19 (sem vazamento) FIGURA E.14 – Vazão na seção 19 (com vazamento)

FIGURA E.15 – Vazão na seção 21 (sem vazamento) FIGURA E.16 – Vazão na seção 21 (com vazamento)

FIGURA E.17 – Vazão na seção 25 (sem vazamento) FIGURA E.18 – Vazão na seção 25 (com vazamento)

FIGURA E.19 – Vazão na seção 29 (sem vazamento)

FIGURA E.20 – Vazão na seção 29 (com vazamento)

FIGURA E.21 – Vazão na seção 32 (sem vazamento)

FIGURA E.22 – Vazão na seção 32 (com vazamento)

FIGURA E.23 – Vazão na seção 36 (sem vazamento)

FIGURA E.24 – Vazão na seção 36 (com vazamento)

FIGURA E.25 – Vazão na seção 41 (sem vazamento)

FIGURA E.26 – Vazão na seção 41 (com vazamento)

APÊNDICE F – Fotos do Painel Hidráulico Experimental

FIGURA F.1 – Bombas centrífugas de 1 e 6 cv em paralelo

FIGURA F.2 – Bomba centrífuga de 6 cv

FIGURA F.3 – Sistema de alimentação do PHE

FIGURA F.4 – Transdutor de pressão

FIGURA F.5 – Vista I do PHE

FIGURA F.6 – Vista II do PHE

FIGURA F.7 – Medidores eletromagnéticos de vazão na entrada e saída do PHE

FIGURA F.8 – Vista do *nó de vazamento* com transdutor de pressão (à esquerda) e registro e hidrômetro (à direita)

FIGURA F.9 – Vista dos *nós de vazamento*

FIGURA F.10 – Transdutor de pressão no *nó de vazamento*

FIGURA F.11 – Microcomputador e placas do sistema de aquisição de dados

FIGURA F.12 – Válvula automática tipo esfera instalada no PHE

APÊNDICE G – Ensaios sobre o Circuito em Série (Simplificado) do PHE

A variação da pressão, para o caso “sem vazamento”, nos pontos de coleta de dados é mostrada nas Figuras G.1 a G.20, para diferentes valores de vazão (escoamento permanente).

$$Q = 0,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.1 – Pressão no ponto P07 (válvula)

$$Q = 0,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.2 – Pressão no ponto P01

$$Q = 0,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.3 – Pressão no ponto P02

$$Q = 0,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.4 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)

$$Q = 1,00 \text{ L/s}$$

FIGURA G.5 – Pressão no ponto P07 (válvula)

$$Q = 1,00 \text{ L/s}$$

FIGURA G.6 – Pressão no ponto P01

$$Q = 1,00 \text{ L/s}$$

FIGURA G.7 – Pressão no ponto P02

$$Q = 1,00 \text{ L/s}$$

FIGURA G.8 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)

$$Q = 1,28 \text{ L/s}$$

FIGURA G.9 – Pressão no ponto P07 (válvula)

$$Q = 1,28 \text{ L/s}$$

FIGURA G.10 – Pressão no ponto P01

$$Q = 1,28 \text{ L/s}$$

FIGURA G.11 – Pressão no ponto P02

$$Q = 1,28 \text{ L/s}$$

FIGURA G.12 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)

$$Q = 1,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.13 – Pressão no ponto P07 (válvula)

$$Q = 1,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.14 – Pressão no ponto P01

$$Q = 1,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.15 – Pressão no ponto P02

$$Q = 1,50 \text{ L/s}$$

FIGURA G.16 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)

$$Q = 1,75 \text{ L/s}$$

FIGURA G.17 – Pressão no ponto P07 (válvula)

$$Q = 1,75 \text{ L/s}$$

FIGURA G.18 – Pressão no ponto P01

$$Q = 1,75 \text{ L/s}$$

FIGURA G.19 – Pressão no ponto P02

$$Q = 1,75 \text{ L/s}$$

FIGURA G.20 – Pressão no ponto P06 (recalque da bomba)

A variação da pressão, para o caso “com vazamento”, nos pontos de coleta de dados é mostrada nas Figuras G.21 a G.26, para diferentes valores de vazão (escoamento permanente) na entrada e na saída do sistema.

FIGURA G.21 – Pressão para o caso: $Q_{\text{entrada}} = 1,43 \text{ L/s}$, $Q_{\text{saída}} = 0,53 \text{ L/s}$,
 Vazamento = 0,90 L/s

FIGURA G.22 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 1,62 \text{ L/s}$, $Q_{saida} = 0,76 \text{ L/s}$, $Vazamento = 0,86 \text{ L/s}$

FIGURA G.23 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 1,81 \text{ L/s}$, $Q_{saida} = 0,97 \text{ L/s}$, $Vazamento = 0,84 \text{ L/s}$

FIGURA G.24 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 2,08 \text{ L/s}$, $Q_{saída} = 1,26 \text{ L/s}$, $Vazamento = 0,82 \text{ L/s}$

FIGURA G.25 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 2,25 \text{ L/s}$, $Q_{saída} = 1,47 \text{ L/s}$, $Vazamento = 0,78 \text{ L/s}$

FIGURA G.26 – Pressão para o caso: $Q_{entrada} = 2,47$ L/s, $Q_{saída} = 1,74$ L/s, $Vazamento = 0,73$ L/s

APÊNDICE H – Ensaios sobre o Circuito Externo do PHE

Utilizando o conjunto de tubulações do anel externo do PHE, foram realizados ensaios em escoamento transitório. As tubulações do circuito externo possuem todas 75 mm de diâmetro interno, excetuando-se os trechos dos medidores de vazão eletromagnéticos, onde há expansão (para 101 mm) e contração (novamente para 75 mm), e o trecho da válvula de esfera. Foi avaliado apenas o caso com vazamento, seguindo o mesmo esquema do circuito em série, com vazamento no ponto P02 e coeficientes da fórmula de orifícios da Figura 5.40.

A variação da pressão nos pontos de coleta de dados é mostrada nas Figuras H.1 a H.6, para três condições de vazão (escoamento permanente) na entrada e na saída do sistema.

$$\begin{aligned} Q_{\text{entrada}} &= 1,87 \text{ L/s} \\ Q_{\text{saída}} &= 1,03 \text{ L/s} \\ \text{Vazamento} &= 0,84 \text{ L/s} \end{aligned}$$

FIGURA H.1 – Pressão nos pontos P01, P02 e P15

$$\begin{aligned} Q_{\text{entrada}} &= 1,87 \text{ L/s} \\ Q_{\text{saída}} &= 1,03 \text{ L/s} \\ \text{Vazamento} &= 0,84 \text{ L/s} \end{aligned}$$

FIGURA H.2 – Pressão nos pontos P06 e P07

$$\begin{aligned} Q_{\text{entrada}} &= 2,26 \text{ L/s} \\ Q_{\text{saída}} &= 1,51 \text{ L/s} \\ \text{Vazamento} &= 0,75 \text{ L/s} \end{aligned}$$

FIGURA H.3 – Pressão nos pontos P01, P02 e P15

$$\begin{aligned} Q_{\text{entrada}} &= 2,26 \text{ L/s} \\ Q_{\text{saída}} &= 1,51 \text{ L/s} \\ \text{Vazamento} &= 0,75 \text{ L/s} \end{aligned}$$

FIGURA H.4 – Pressão nos pontos P06 e P07

$$Q_{\text{entrada}} = 2,59 \text{ L/s}$$

$$Q_{\text{saída}} = 1,90 \text{ L/s}$$

$$\text{Vazamento} = 0,69 \text{ L/s}$$

FIGURA H.5 – Pressão nos pontos P01, P02 e P15

$$Q_{\text{entrada}} = 2,59 \text{ L/s}$$

$$Q_{\text{saída}} = 1,90 \text{ L/s}$$

$$\text{Vazamento} = 0,69 \text{ L/s}$$

FIGURA H.6 – Pressão nos pontos P06 e P07

APÊNDICE I – Parâmetros estimados da válvula de esfera, válvula de retenção e bomba para diferentes valores de vazão inicial

Neste item são apresentados os valores estimados dos parâmetros da válvula de esfera, válvula de retenção e bomba. Tais valores foram utilizados nas simulações hidráulicas reportadas no Capítulo 5.

Válvula de esfera

As curvas de fechamento relativo da válvula de esfera, $\tau(t)$, são apresentadas na Figura I.1 para os diferentes valores de vazão inicial. O tempo de fechamento, t_f , também é mostrado para cada caso. Todos os valores para t_f foram menores que $2L/a = 0,29$ s, em que $L = 67$ m e $a = 460$ m/s.

FIGURA I.1 – Curvas de fechamento relativo da válvula de esfera: (a) $Q_0 = 1,77$ L/s (sem vazamento); (b) $Q_0 = 1,00$ L/s (sem vazamento); (c) $Q_0 = 1,86$ L/s (com vazamento); (d) $Q_0 = 2,47$ L/s (com vazamento)

Bomba

Os dados da bomba utilizados nas simulações foram:

Potência nominal do motor: $P_W = 0,7355 \text{ kW}$

Velocidade de rotação: $N_R = 3500 \text{ rpm}$

Vazão nominal: $Q_R = 8,75 \text{ m}^3/\text{h}$

Altura manométrica nominal: $H_R = 21,80 \text{ m}$

Eficiência da bomba: $\eta_R = 0,64$

Torque: $T_R = \frac{60\gamma H_R Q_R}{2\pi N_R \eta_R} = 2,2154 \text{ kg.m}$

Momento polar de inércia ($Q_0 = 1,00 \text{ L/s}$): $I = 6,5446 \times 10^{-4} \text{ kg.m}^2$

Momento polar de inércia ($Q_0 = 1,77 \text{ L/s}$ e $Q_0 = 1,86 \text{ L/s}$): $I = 1,1918 \times 10^{-3} \text{ kg.m}^2$

Momento polar de inércia ($Q_0 = 2,47 \text{ L/s}$): $I = 1,2349 \times 10^{-3} \text{ kg.m}^2$

Válvula de retenção

Os valores de vazão na válvula de retenção são apresentados nas Figuras I.2 a I.5, para diferentes valores de vazão inicial. A variação da pressão coletada no Ponto P06 (a jusante da válvula de retenção) também é mostrada para cada vazão inicial. É possível notar que, sem vazamento, a vazão na válvula de retenção torna-se negativa por um curto período até que a válvula se fecha completamente. Com vazamento, não há fechamento da válvula de retenção.

FIGURA I.2 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 1,77 \text{ L/s}$; sem vazamento)

FIGURA I.3 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 1,00$ L/s; sem vazamento)

FIGURA I.4 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 1,86$ L/s; com vazamento)

FIGURA I.5 – Vazão na válvula de retenção e pressão no Ponto P06 ($Q_0 = 2,47$ L/s; com vazamento)