

621
A862,
TES/MEM

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO TEÓRICO E EXPERIMENTAL DE UM MÉTODO DE
MEDIÇÃO DE VAZÃO BASEADO EM TRANSIENTES HIDRÁULICOS



Tese apresentada à

Universidade Federal de Uberlândia por:

Idalberto Ferreira de Ataídes

como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em
Engenharia Mecânica

Aprovada por:

- Prof. Dr. Carlos Roberto Ribeiro - (UFU) - Orientador
- Prof. Dr. Aristeu da Silveira Neto - (UFU) - Co - Orientador
- Prof. Dr. Gilmar Guimarães (UFU)
- Prof. Dr. Aldo João de Souza (UnB)
- Prof. Dr. Marcelo Giulian Marques (IPH - UFRS)

Uberlândia, 19 de Novembro de 1999.

00009/00
1302.00-V 1/39

0005-00360

FU-00010324-5

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
Biblioteca

À minha esposa Mariza e às
minhas filhas Isadora e Camila.



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
COORDENAÇÃO DO CURSO DE PÓS GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA
Av. João Naves de Ávila 2160 Campus Santa Mônica Uberlândia - MG 38408-100
Fone: 0342394149- FAX: 034 2394282

ALUNO: IDALBERTO FERREIRA DE ATAIDES

NÚMERO DE MATRÍCULA: 6942605-X

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos

PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL DOUTORADO

TÍTULO DA TESE:

Estudo Teórico e Experimental de um Método de Medição de Vazão
Baseado em Transientes Hidráulicos

ORIENTADOR: Carlos Roberto Ribeiro, Prof. Dr.

CO-ORIENTADOR: Aristeu da Silveira Neto, Prof. Dr.

A Tese foi **APROVADA** em reunião pública, realizada no Anfiteatro do Bloco 1X do Campus Santa Mônica, em 19 de novembro de 1999, as 9 horas , com a seguinte Banca Examinadora:

NOME		ASSINATURA
Aldo João de Souza, Prof. Dr.	UnB	
Aristeu da Silveira Neto, Prof. Dr.	UFU	
Carlos Roberto Ribeiro, Prof. Dr.	UFU	
Gilmar Guimarães, Prof. Dr.	UFU	
Marcelo Giulian Marques, Prof. Dr.	UFRS	

Uberlândia, 19 de novembro de 1999.

Agradecimentos

À Deus.

Ao Professor Carlos Roberto Ribeiro pelo trabalho de orientação, pela confiança e pela compreensão durante a realização deste estudo.

Ao Professor Aristeu da Silveira Neto pelo trabalho de co-orientação, pela confiança e pela compreensão durante a realização deste estudo.

À minha família (Mariza, Isadora e Camila) pela compreensão e pelo apoio.

Aos meus Pais pelo apoio e o incentivo.

Ao Laboratório de Termociências e Metrologia Dinâmica do Departamento de Engenharia Mecânica da UnB, pela colaboração na calibração dos sensores de pressão.

Aos amigos André Beloni, Clever Zárate, Júlio César Campos e Kátia Lopes pelo companheirismo, amizade e colaboração no trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Civil por ter cedido o espaço físico para montagem da bancada experimental.

Às amigas Janete A. Fernandes e Marta F. de Queiroz, da secretaria da Pós-graduação, pelo excelente atendimento aos alunos.

Ao técnico Marco Antônio Lana pela colaboração na construção da bancada experimental.

À CAPES pelo apoio financeiro.

Sumário

Descrição	Página
Capítulo I – Introdução ao Estudo do Método de Gibson.....	1
1.1. Considerações Gerais.....	1
1.2. O Método de Gibson.....	2
1.3. Breve Histórico do Método.....	3
1.4. Objetivos Principais deste Trabalho.....	5
Capítulo II – Equações Fundamentais na Análise de Transientes Hidráulicos.....	8
2.1. Conservação da Massa.....	8
2.2. Conservação da Quantidade de Movimento.....	11
Capítulo III – O Método das Características.....	15
3.1. Equações Características.....	15
3.2. Equações de Diferenças Finitas.....	18
3.2.1. Cálculo nos Pontos Interiores.....	20
3.2.2. Condições de Contorno Básicas.....	20
Capítulo IV – O Método de Gibson.....	23
4.1. Introdução.....	23
4.2. Manobra Lenta.....	23
4.3. Considerações Numéricas do Método de Gibson.....	27
4.3.1. Curva Típica para a Avaliação do Método de Gibson.....	28
4.4. Aplicação do Método de Gibson em Registros de Pressão-Tempo Gerados Numericamente Através do MOC.....	31
Capítulo V – Aplicação do Método de Gibson para Registros Experimentais de Pressão-Tempo	36
5.1. Funcionamento da Bancada Experimental.....	38
5.2. Sistema de Aquisição de Dados.....	38
5.3. Considerações a Respeito do Sinal Adquirido Experimentalmente.....	39
5.3.1. Filtros Analógicos e Filtros Digitais.....	40
5.3.2. Frequência de Corte do Filtro Digital	41
5.3.3. Ordem do Filtro Digital.....	42

5.4. Calibração Dinâmica do Sistema de Aquisição de Dados.....	43
5.5. Obtenção da Vazão Através do Método Direto.....	47
5.6. Resposta do Método de Gibson a Diferentes Formas de Fechamento da Válvula..	49
5.7. Resposta do Método de Gibson a Diferentes Aberturas da Válvula.....	52
Capítulo VI – Análise Estatística.....	54
6.1. Análises de Incerteza.....	54
6.1.1. Análise da Incerteza do Método de Volume-Tempo.....	55
6.1.2. Análise da Incerteza do Método de Gibson.....	58
6.2. Análise Estatística dos Dados Experimentais.....	64
6.2.1. Método de Volume-Tempo.....	64
6.2.2. Método de Gibson.....	66
6.2.3. Inferência Estatística Sobre as Duas Vazões Médias Obtidas via Método Direto e de Gibson.....	67
6.3. Análise da Correlação entre a Vazão e o Tempo de Manobra da Válvula.....	70
Capítulo VII – Conclusões.....	73
7.1. Conclusões Gerais.....	73
7.2. Sugestões para Trabalhos Futuros.....	74
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	75
ANEXO I – CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE PRESSÃO.....	79
1. Dados da Calibração do Transdutor Posicionado à Montante.....	79
2. Dados da Calibração do Transdutor Posicionado à Jusante.....	80
3. Sistema de Medição Padrão.....	81
ANEXO II – VALORES CRÍTICOS DOS COEFICIENTES DE CORRELAÇÃO POR POSTOS DE SPEARMAN.....	82

Simbologia

Símbolo	Descrição
a	Celeridade da onda de pressão
a	Coeficiente angular de uma reta
A	Área de seção transversal
A	Ponto na malha característica
A_G	Área da seção transversal da válvula
\dot{A}	Derivada substantiva de área de seção transversal
b	Coeficiente linear de reta
B	Constante
B	Ponto na malha característica
B_M	Constante usada no Método das Características (MOC)
C_d	Coeficiente de descarga
C_M	Constante usada no MOC
C_P	Constante usada no MOC
C_V	Constante usada no MOC
d	Posição na tubulação
D	Diâmetro da tubulação
D	Posição na malha característica
e	Espessura da parede do tubo
E	Posição na malha característica
E	Módulo de elasticidade
f	Coeficiente de atrito
f	Função a ser minimizada para obtenção dos coeficientes de calibração dinâmica
F	Força resultante
F	Fator de tubo
F_P	Força peso
F_s	Força de atrito
g	Aceleração da gravidade
h	Hora
hz	Hertz
H	Altura piezométrica
H	Altitude
\bar{H}	Altura piezométrica para condições dinâmicas

H_e	Altura Piezométrica
H_1	Hipótese alternativa
H_0	Hipótese nula
H_0	Perda de carga através da válvula totalmente aberta
H_R	Elevação da linha hidráulica
\dot{H}	Derivada substantiva de H
K	Módulo de elasticidade
L	Distância entre dois anéis piezométricos
L	Comprimento do tubo
m	Massa
m	Metro
<i>m.c.a.</i>	Metros de coluna de água
\dot{m}	Fluxo de massa
<i>MOC</i>	Método das Características
n	Número de divisões na malha característica
n	Número de elementos da amostra
\bar{n}	Vetor normal
N	Número de pontos adquiridos
P	Pressão total
P	Probabilidade
P_d	Pressão dinâmica
P_s	Pressão estática
\dot{P}_d	Derivada substantiva de P_d
P_1, P_2	Posições na malha característica
Q	Vazão
\bar{Q}	Vazão média
R	Coefficiente de correlação linear
R	Constante
R	Resultado genérico usado na análise estatística
\bar{R}	Constante
S	Desvio padrão amostral
<i>SC</i>	Superfície de controle
S_d	Média da voltagem adquirida na posição d no estado permanente final
S_u	Média da voltagem adquirida na posição u no estado permanente final
t	Tempo

t_c	Tempo de manobra da válvula
t_f	Tempo final de integração da curva de pressão – tempo
t_i	Tempo inicial de integração da curva de pressão – tempo
t_0	Tempo inicial
u	Posição na tubulação
V	Velocidade do fluido
V	Voltagem
\vec{V}	Vetor velocidade
VC	Volume de controle
\forall	Volume
w_x	Incerteza nas variáveis independentes
W_Q	Incerteza na vazão
x	Coordenada de direção
x	Variável independente
XL	Comprimento da tubulação
z	Cota do VC com relação ao “datum”
Z	Estatística da amostra

Símbolos**Descrição****Gregos**

α	Ângulo da tubulação com relação ao eixo horizontal
α	Coefficiente angular da reta de calibração estática do transdutor de pressão
α	Nível de significância
$\bar{\alpha}$	Coefficiente angular da reta de calibração dinâmica do transdutor de pressão
β	Coefficiente linear da reta de calibração estática do transdutor de pressão
$\bar{\beta}$	Coefficiente linear da reta de calibração dinâmica do transdutor de pressão
Δh	Diferença de altura piezométrica $H_d - H_u$
Δx	Incremento na direção x
Δt	Incremento no tempo
δx	Comprimento do V.C.
ϕ	Latitude
λ	Parâmetro arbitrário do MOC
μ	Coefficiente de Poisson
μ	Média aritmética da vazão populacional

ρ	Densidade do fluido
$\dot{\rho}$	Derivada substantiva de ρ
τ	Coefficiente adimensional de abertura da válvula

Subscritos	Descrição
<i>al</i>	Aleatório
<i>d</i>	Dinâmica
<i>d</i>	Posição à jusante na tubulação
<i>f</i>	Estado final
<i>i</i>	Estado inicial
<i>n</i>	Índice de posição
<i>o</i>	Estado inicial
<i>R</i>	Resultado
<i>s</i>	Estática
<i>sist</i>	Sistemático
<i>t</i>	Tempo
<i>x</i>	Derivada parcial com relação a <i>x</i>
<i>u</i>	Posição à montante na tubulação
<i>1, 2</i>	Numeração de amostras
<i>1, 2, ..., n</i>	Numeração de variáveis genéricas

Ataídes, I. F., 1999, "Estudo Teórico e Experimental de um Método de Medição de Vazão Baseado em Transientes Hidráulicos", Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil.

Resumo

Medições de vazão em condutos forçados constitui-se num grande desafio para os engenheiros que trabalham em usinas hidrelétricas ou em redes de distribuição de água. Os métodos prescritos nas normas técnicas, além de exigirem instalações complexas e de alto custo, são de validade discutíveis em termos de precisão. O método de Gibson digital, para medição de taxa de escoamento baseado no histórico de pressão-tempo obtido durante um transiente hidráulico, oferece alta precisão e é relativamente barato. Neste trabalho, realizou-se, inicialmente, o estudo teórico do método de Gibson, obtendo-se o conjunto de equações que governa o fenômeno do transiente hidráulico em que se baseia o método. A partir deste conjunto de equações, desenvolveu-se um código numérico para a obtenção de vazão em regime permanente. Paralelamente, implementou-se outro código computacional para simular a evolução temporal da pressão durante o transiente hidráulico, gerado pelo fechamento de uma válvula posicionada na extremidade à jusante de uma tubulação que possui um reservatório na sua extremidade à montante. Este código é baseado no Método das Características (MOC) e é adotado como método básico subjacente ao método de Gibson, servindo para a comparação de resultados e ainda para a verificação da influência das simplificações feitas no seu desenvolvimento teórico. Outra utilização do MOC é no dimensionamento de componentes da bancada experimental construída para a realização de testes de validação do método de Gibson. A fim de verificar a validade dos procedimentos adotados no trabalho, realizou-se análises estatísticas dos resultados obtidos, tanto nas medições diretas como no método de Gibson, verificando-se que o método é bastante preciso, robusto e competitivo.

Palavras Chave: Vazão. Método de Gibson. Método de Pressão-Tempo. Análise Estatística.
Método das Características.

Atáides, I. F., 1999, "Theoretical and Experimental Study of a Method of Measuring of Flow Rate Based on Hydraulic Transients", Thesis of Doctorate, Federal University of Uberlândia, Uberlândia, MG, Brazil.

Abstract

The measurement of fluid flow in forced conduits is a great challenge for engineers in charge with hydroelectric plants and pumping units. The Gibson method provides the steady-state flow rate based on the analysis of the transients generated by closing a downstream valve. During the transient, a pressure difference is developed between any two positions in the conduit, upstream from the valve. The integration of the curve representing the variation of the pressure, will yield the initial flow rate prevailing when the valve was fully open. The flow rate calculated through this method can be very accurate, depending mainly on the precision of pressures measurements. In our study, pressure transducers installed in the conduit and connected to a data acquisition system are used to acquire the pressure variation. We present in this work the main characteristics of the transducers and the calibration procedure. In the first stage, the governing equations for the hydraulic transient has been obtained. From these equations, an algorithm was implemented to obtain the steady-state flow rate. Another algorithm was implemented to obtain the pressure-time record during the hydraulic transient. This algorithm is based on the Method of Characteristics (MOC) and it is adopted to compare the results of the Gibson Method. The MOC algorithm has also been used to design the experimental setup components, which has been used to validate the Gibson Method. The experimental results obtained through the Gibson method were also compared with the flow rate measured with a direct method. In order to verify the validity of the procedures adopted in this work, statistical analysis were applied to the results obtained through direct measurements and by Gibson method. It was verified that the Gibson method is quite precise, versatile and competitive.

Words Key: Flow Rate. Method of Gibson. Method of Pressure-Time. Statistical Analysis. Method of the Characteristics.

CAPITULO I

INTRODUÇÃO AO ESTUDO DO MÉTODO DE GIBSON

1.1. Considerações Gerais

Inicialmente serão apresentadas algumas definições (Koelle, 1982) consideradas importantes para o desenvolvimento deste estudo.

Denomina-se instalação hidráulica o conjunto de dispositivos hidromecânicos e condutos destinados ao transporte de um fluido incompressível. Os dispositivos hidromecânicos têm função de controlar o escoamento e (ou) transformar energia mecânica em energia hidráulica, ou vice-versa. Com a primeira função, incluem-se as válvulas, as comportas e os dispositivos gerais tais como chaminés de equilíbrio, reservatórios hidropneumáticos e outros cuja função de controle é manifestada na possibilidade de alteração das grandezas vazão e pressão. Os dispositivos que promovem a conversão de energia mecânica em energia hidráulica, ou vice-versa, são denominadas máquinas hidráulicas, que podem ser um motor hidráulico, quando se extrai energia mecânica da instalação, ou um gerador hidráulico, quando se adiciona energia mecânica.

As instalações hidráulicas são ditas reversíveis se possuem máquinas hidráulicas que promovam o duplo sentido de transformação de energia. Se a transformação ocorre em uma única máquina hidráulica esta é chamada de máquina hidráulica reversível. São especificamente projetadas para tal função as máquinas designadas por "bomba-turbina".

O escoamento numa instalação hidráulica pode se efetuar através de condutos forçados ou através de condutos livres, com pressão atmosférica. O escoamento é permanente se, ao longo do tempo, em cada posição da instalação, permanecerem invariáveis as grandezas associadas ao escoamento.

Se as condições de escoamento são alteradas por ações denominadas manobras, sobre os componentes da instalação (por exemplo, partida ou parada de máquina hidráulica, movimentos de abertura ou fechamento de válvulas ou comportas, expulsão de ar acumulado nos condutos forçados através de "ventosas", ruptura de um conduto), origina-se uma situação na qual as pressões e vazões, em cada posição, irão variar com o tempo. Tal situação existente entre duas condições extremas (inicial e final) de regime permanente é designada por transiente hidráulico.

Deve-se notar que a ação contínua de um componente poderá provocar um escoamento pulsante e, não sendo atingido o regime permanente final, tal escoamento não será classificado como transiente hidráulico.

Quando, no equacionamento do transiente em uma instalação hidráulica com condutos forçados, são consideradas as elasticidades do fluido e do conduto - modelo elástico - é comum ser usado o termo "golpe de aríete" como sinônimo do transiente. Se tais fatores são desprezados diz-se que o fenômeno corresponde a uma "oscilação de massa" - modelo rígido.

Como resultado do equacionamento, obtém-se um sistema de equações diferenciais as quais deverão ser integradas para se conhecer as respostas $p(x,t)$, $Q(x,t)$: pressão (ou nível) e vazão, em cada instante, nas várias posições da instalação. Tal integração só é realizável com o conhecimento das condições de fronteira (ou de contorno) nas extremidades dos condutos. Estas são as expressões matemáticas que interpretam os resultados das manobras executadas nos extremos, durante a ocorrência do transiente hidráulico.

Ao se estudar uma dada instalação hidráulica, submetida a uma manobra especificada (causa), determina-se o transiente hidráulico (efeito) através de um processo de análise. Se, ao contrário, é imposta a resposta transiente (efeito), isto é, pressões ou níveis e vazões em função do tempo para cada posição da instalação, deve-se investigar a manobra compatível (causa) satisfazendo as equações básicas. Designa-se por "otimização de manobra" o processo através do qual as manobras na instalação são deduzidas a partir das condições impostas e prefixadas para a resposta transiente.

O processo assim descrito é, portanto, um processo de síntese cujo resultado proporcionará a obtenção da "solução ótima" de projeto, pois a fixação da resposta transiente é, em geral, baseada na concepção técnica e economicamente otimizada da instalação hidráulica em estudo.

1.2. O Método de Gibson

Medições precisas de eficiência de hidroturbinas são essenciais para o monitoramento das condições das unidades e para avaliações econômicas referentes a substituições destas unidades. O conhecimento da curva real de rendimento, obtida após a determinação da vazão em diversos pontos de operação das turbinas, permite uma análise mais detalhada de possíveis melhorias no rendimento global das instalações, seja pela otimização das faixas

operativas ou até pela substituição dos rotores das turbinas após uma avaliação de custo - benefício.

A medição de vazão em condutos forçados de grandes diâmetros constitui um desafio para os engenheiros que atuam nas áreas de usinas hidrelétricas ou em instalações de bombeamento de água. Os métodos prescritos nas normas técnicas além de exigirem instalações complexas e de alto custo, são de validade discutíveis, em termos de precisão.

Embora taxas de escoamentos absolutas devessem ser conhecidas precisamente, poucos medidores de escoamentos de hidroturbinas, em serviço, têm sido calibrados em campo. O método pressão - tempo, no qual a taxa de escoamento é deduzida através do histórico da diferença pressão gerado durante o fechamento de uma válvula, localizada na extremidade à jusante de uma tubulação, fornece um método relativamente barato para medir taxas de escoamentos em condutos forçados.

O método de medição de vazão, ora proposto, chamado de método de pressão - tempo, ou método de Gibson, já é utilizado nos Estados Unidos desde a década de 80, onde o uso de transdutores de pressão e equipamentos digitais altamente precisos tem demonstrado o sucesso na implementação do método.

No Brasil foi utilizado por consultores externos para aferir os valores de rendimento garantidos pelos fabricantes das turbinas na Hidrelétrica de Itaipu.

Com este trabalho, pretende-se realizar, em laboratório, um estudo sistematizado do método de Gibson, trazendo sua aplicação do domínio privado para o público, analisando os seguintes aspectos:

- Custos de implementação;
- Dificuldades operacionais;
- Requisitos numéricos e computacionais;
- Precisão;
- Análise estatística dos resultados;
- Sensibilidade dos cálculos de vazão aos parâmetros da rede.

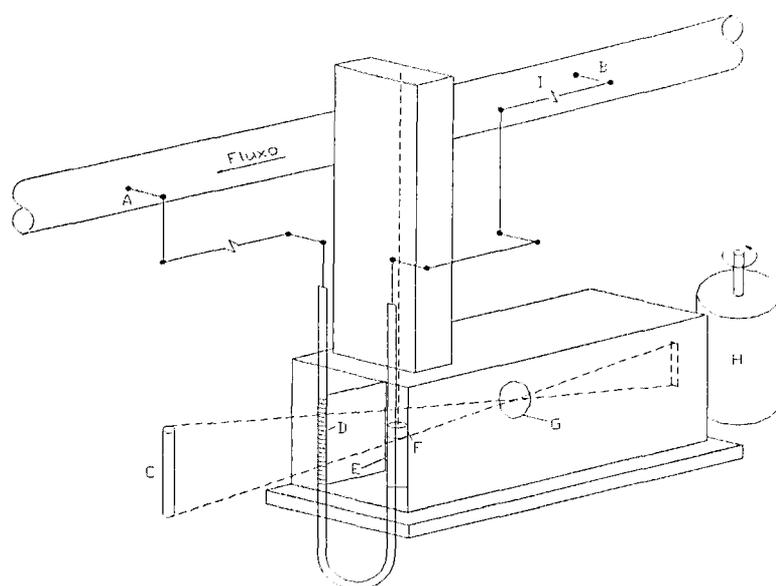
1.3. Breve Histórico do Método (Almquist et al., 1989)

Norman Gibson, um Engenheiro Hidráulico da Niagara Falls Power Company, desenvolveu o método de pressão - tempo como uma extensão do seu trabalho, onde sempre

verificava aumentos de pressão nas instalações, durante operações transientes. Em 1920, Gibson projetou, construiu e testou um aparato simples para medir vazão de água.

Nesta época, Gibson publicou um artigo descrevendo os aumentos de pressão observados em uma tubulação, causados pelo gradual fechamento de um registro posicionado na extremidade à jusante desta tubulação (Gibson, 1920). Esta foi a primeira semente lançada antes da apresentação do método batizado com o seu nome, cuja publicação foi feita em 1923, ocasião em que publicou um artigo (Gibson, 1923) com o propósito de explicar um novo método de determinação da taxa de descarga ou quantidade de água escoando em um conduto forçado. Descreveu um aparato (Fig. 1.1) usado para a aplicação prática deste método em testes de eficiência de hidroturbinas, utilizadas em usinas hidrelétricas. Os princípios teóricos fundamentais foram também brevemente discutidos. Apresentou alguns resultados numéricos, demonstrando o grande potencial do método ora descoberto.

Na implementação original do método de Gibson, as curvas de pressão - tempo eram registradas fotograficamente, usando o aparato da Fig. 1.1, cuja operação não era direta e nem fácil. Além disso, a obtenção dos dados era demorada.



- A) Seção de medição de pressão a jusante;
- B) Seção de medição de pressão a montante;
- C) Fonte de luz;
- D) Perna do tubo de vidro do manômetro;
- E) Perna de aço inoxidável do manômetro;
- F) Pêndulo de segundos;
- G) Lentes Fotográficas;
- H) Material sensível à luz sobre um tambor giratório;
- I) Conduto.

Figura 1.1. Aparato experimental projetado por Norman Gibson para medir vazão.

Thoma (1935) discute as limitações dos vários métodos de medição de vazão de água. A maior parte deste artigo foi dedicada à discussão do método de Gibson, incluindo a dedução das fórmulas envolvidas, sua precisão e os erros que podem surgir no seu uso. Os principais erros levantados na implementação do método foram devidos à falsa avaliação do atrito entre a água e a tubulação, ao atrito e inércia da coluna de mercúrio.

Gibson (1958) apresenta algumas experiências na utilização do método, porém, não mostrou nenhuma novidade que possa alterar significativamente este método que, nesta versão original, tem como principal fator negativo a grande quantidade de pessoas envolvidas no sistema que, além de onerar o procedimento, é ainda uma importante fonte de erro do processo. Outro ponto fraco percebido é a grande demanda de tempo necessária para se obter os resultados finais dos testes. Nesta época, não havia ainda equipamentos eletrônicos que pudessem proporcionar agilidade à implementação do método.

Mollicone (1983) apresenta um pequeno avanço no método quando substitui o cilindro giratório com as lentes fotográficas do aparato original de Gibson (Fig. 1.1) por uma câmera de 35 mm, capaz de tirar 5 fotos por segundo, para monitorar o manômetro de mercúrio. Neste artigo, o autor discute a respeito do ponto final de integração da curva de pressão-tempo recomendada pela ASME (1978) e IEC (1982).

Com o advento da computação digital, o método de Gibson tomou um novo rumo, ganhando maior versatilidade. Nesta nova versão, o manômetro de mercúrio do aparato tradicional (Fig. 1.1) é substituído por sensores eletrônicos de pressão de alta precisão. Os dados obtidos via experimentação, utilizando-se o aparato tradicional, que eram tratados via um procedimento planimétrico iterativo para a obtenção da taxa de escoamento, são processados em computador. Na década de 80, pesquisadores de várias organizações procuraram implementar o método de pressão-tempo (Gibson) modificado, utilizando os recursos eletrônicos já disponíveis. Dentre as principais publicações destacam-se: Alden Research Laboratory (Nystrom and Siola, 1989), Hydro Quebec (Neron, J, 1986; Lamy, P., 1989), The Tennessee Valley Authority (Almquist & Kirkpatrick, 1986; Almquist et al, 1990; Schohl et al., 1991) e a U. S. Army Corps of Engineers (McGee and Sachs, 1986; Lewey, 1989).

Dos trabalhos citados, alguns apresentam detalhes importantes que merecem ser citados. Lewey (1989) destaca os principais benefícios e desvantagens na utilização de um sistema digital de aquisição de dados no método de Gibson. As principais vantagens apontadas foram:

- Maior versatilidade na realização dos testes;

- Maior precisão dos resultados;
- Redução dos custos de implementação;
- Maior rapidez dos resultados.

A principais desvantagens consideradas foram:

- Os equipamentos eletrônicos são mais complicados do que a instrumentação tradicional;
- A substituição de equipamentos do aparato tradicional é mais barata do que no sistema digital de aquisição.

Allen B. Lewey (Lewey, 1989) salienta ainda que na sua organização (U.S. Army Corps of Engineers) o método de Gibson é normalmente usado quando uma nova usina hidrelétrica, ou mesmo uma nova unidade de uma usina já existente, entra em funcionamento, para verificação do cumprimento das condições de projeto por parte dos fornecedores das unidades.

Quando da inauguração da Itaipu Binacional, o Brasil contratou consultorias norte americanas para conferir o cumprimento das exigências de projeto por parte dos fornecedores de equipamentos. O custo, a título de consultoria estrangeira para este fim, sem dúvida, é alto.

1.4. Objetivos Principais deste Trabalho

Neste trabalho, propõe-se realizar as seguintes metas:

- Estudar, teórica e experimentalmente, o método de medição de vazão, baseado no transiente hidráulico gerado após o fechamento de uma válvula localizada na extremidade de uma tubulação (método de Gibson). Nesta fase obter-se-á o sistema de equações que governa o fenômeno em foco.
- Desenvolver um programa computacional para calcular, utilizando o Método das Características (MOC), a evolução temporal da pressão durante o transiente hidráulico e, a partir desta, obter-se, iterativamente, a vazão pré - existente em regime permanente inicial,

via método de Gibson. O MOC será adotado como o método básico subjacente porque, atualmente, segundo publicações especializadas, é o que tem fornecido os melhores resultados computacionais para este tipo de problema. Além disso, tanto o MOC quanto o método de Gibson partem originalmente dos mesmos princípios básicos: o princípio da conservação da massa e o princípio da conservação da quantidade de movimento. Deverá haver, então, uma sintonia entre a saída do método de Gibson e os dados de entrada do MOC. Simplificando, a vazão obtida pelo método de Gibson deverá ser igual àquela introduzida no MOC para cálculo do histórico de pressão - tempo. Esta sintonia será utilizada a fim de avaliar a potencialidade do método de Gibson.

- Construir uma bancada experimental para obtenção das curvas transientes de pressão, que servirão para a validação dos resultados do cálculo indireto da vazão, em regime permanente, através do método de Gibson.
- Medir, em laboratório, vazões em regime permanente de forma indireta, pela integração das curvas de pressão – tempo (método de Gibson), comparando-as com as obtidas através do método direto (volume - tempo).
- Realizar análises de sensibilidade dos cálculos de vazão aos parâmetros envolvidos no sistema de medição do método de Gibson.
- Realizar análises de incertezas nas determinações da vazão, tanto para o método direto quanto para o método de Gibson.
- Realizar algumas análises estatísticas dos resultados de ambos os métodos (direto e Gibson) a fim de justificar as comparações estabelecidas.

CAPÍTULO II

EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS NA ANÁLISE DE TRANSIENTES HIDRÁULICOS

O escoamento isotérmico de água em um tubo é governado por duas equações básicas: a da continuidade e a da quantidade de movimento. Elas serão aqui apresentadas, adotando as seguintes hipóteses simplificadoras:

- As pressões e velocidades são consideradas constantes ao longo da seção transversal do tubo, caracterizando-se um escoamento unidimensional;
- As deformações do conduto e do líquido ocorrem dentro do regime elástico;
- Não há ocorrência de vaporização do líquido (cavitação);
- A energia cinética específica ($V^2/2g$) é desprezível.

2.1. Conservação da Massa

Considere o volume de controle apresentado na Fig. 2.1:

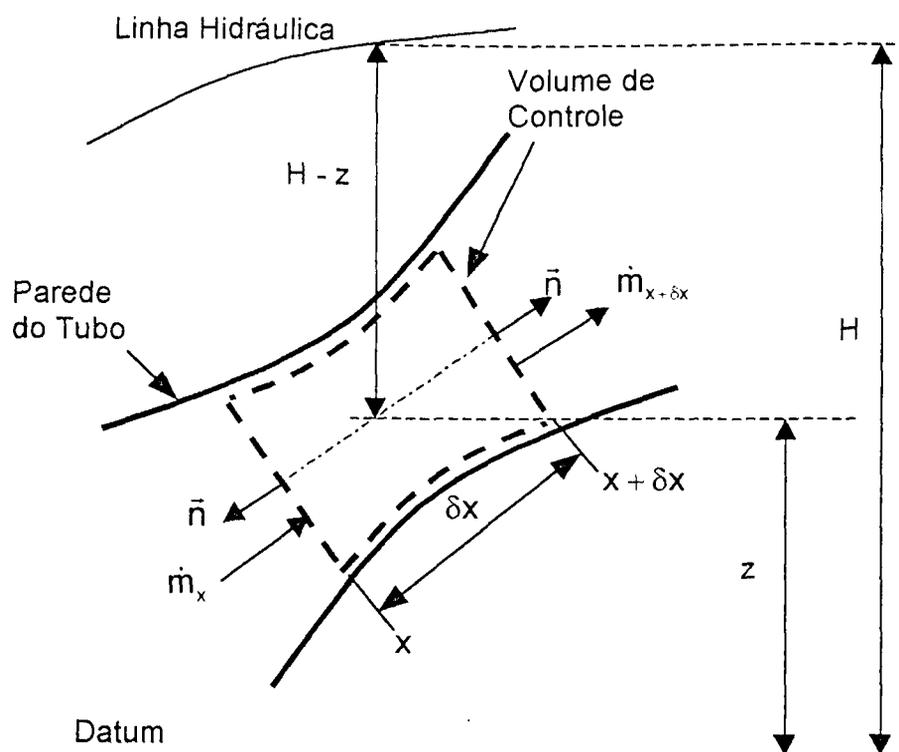


Figura 2.1 – Volume de controle utilizado na dedução da equação da continuidade

Em um determinado instante t , o fluxo de massa na seção x é dado por:

$$\dot{m}_x = \rho AV \quad (2.1)$$

onde ρ é a massa específica do fluido, A a área da seção transversal e V a velocidade do fluido.

No mesmo instante, o fluxo de massa na seção $x+\delta x$ vale:

$$\dot{m}_{x+\delta x} = \left(\rho + \frac{\partial \rho}{\partial x} \delta x \right) \left(A + \frac{\partial A}{\partial x} \delta x \right) \left(V + \frac{\partial V}{\partial x} \delta x \right). \quad (2.2)$$

Aplicando a condição de conservação de massa,

$$\dot{m}_x = \dot{m}_{x+\delta x} + \frac{\partial}{\partial t} (\rho A \delta x), \quad (2.3)$$

desprezando termos de ordem superior e dividindo os termos por $\rho A \delta x$, obtém-se:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{V}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x} + \frac{1}{A} \frac{\partial A}{\partial t} + \frac{V}{A} \frac{\partial A}{\partial x} + \frac{1}{\delta x} \frac{\partial \delta x}{\partial t} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0. \quad (2.4)$$

Adotando a definição de derivada substantiva:

$$\frac{d}{dt} = V \frac{\partial}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial t} \quad (2.5)$$

e, admitindo que o volume de controle permanece estacionário, isto é,

$$\frac{\partial \delta x}{\partial t} = 0, \quad (2.6)$$

obtém-se:

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dt} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0. \quad (2.7)$$

Adotando-se a notação:

$$\frac{dA}{dt} = \dot{A}, \quad (2.8)$$

$$\frac{d\rho}{dt} = \dot{\rho}, \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial V}{\partial x} = V_x, \quad (2.10)$$

a Eq. (2.7) pode ser escrita como

$$\frac{\dot{A}}{A} + \frac{\dot{\rho}}{\rho} + V_x = 0. \quad (2.11)$$

Para líquidos, o módulo de elasticidade volumétrico K , que relaciona as variações de pressões e densidade, é definido, segundo Wylie (1983), por

$$K = \frac{\dot{P}_d}{\dot{\rho} \rho}. \quad (2.12)$$

Nesta equação $P_d = P - P_s$, onde P_d é a pressão dinâmica, P é a pressão total e P_s é a pressão estática.

Koelle (1982), Koelle (1983) e Wylie & Streeter (1978) definem o módulo de elasticidade K em termos da pressão total, ao invés da pressão dinâmica, isto é,

$$K = \frac{\dot{P}_d + \dot{P}_s}{\dot{\rho} \rho}. \quad (2.13)$$

Esta definição implica na variação da densidade com a pressão estática num tubo inclinado. Embora isto seja de fato verdadeiro, implicaria na variação de velocidade numa tubulação de diâmetro constante, quando operando sob condições de regime permanente. Já que a velocidade é admitida constante em escoamentos permanentes de líquidos através de tubos prismáticos, a densidade, para haver coerência, também deve ser admitida constante. Assim, a Eq. (2.13) é inadequada neste contexto, que conduziria a um conjunto de equações incompatíveis para a solução de problemas de transientes em líquidos.

As Eqs. (2.11) e (2.12) podem ser expressas, em termos da altura piezométrica H (ou elevação da linha hidráulica em relação a um plano horizontal arbitrário de referência – “datum”) – Fig. 2.1, através da seguinte relação (Wylie & Streeter, 1978):

$$P = \rho g(H - z). \quad (2.14)$$

Decompondo-se a pressão total em parcelas dinâmica e estática obtém-se:

$$P_d = \rho gH - (\rho g z + P_s) \quad (2.15)$$

e

$$\dot{P}_d = \rho g \dot{H}, \quad (2.16)$$

já que a quantidade entre parênteses é constante, representando a soma da elevação com a pressão hidrostática na tubulação. Introduzindo-se a velocidade de propagação de onda (a), também em termos de variações da pressão dinâmica, tem-se:

$$a^2 = \frac{K/\rho}{1 + KA/(A\dot{P}_d)}. \quad (2.17)$$

A equação da continuidade (2.11) é reescrita como

$$\dot{P}_d + \rho a^2 V_x = 0 \quad (2.18)$$

ou, em termos da carga piezométrica H ,

$$\dot{H} + \frac{a^2}{g} V_x = 0. \quad (2.19)$$

2.2. Conservação da Quantidade de Movimento

Na dedução da equação de conservação da quantidade de movimento, considere a projeção, na direção x , das forças que atuam no volume de controle da Fig. 2.2.

As forças são de três categorias:

- peso: $F_p = \rho g A \delta x \sin \alpha$;
- atrito na superfície lateral devido ao escoamento: F_s ;
- forças devidas à pressão:
 - na seção transversal x : PA ;
 - na seção transversal $x + \delta x$: $PA + \frac{\partial}{\partial x}(PA)\delta x$;
 - na superfície lateral: $\left(P + \frac{\partial P}{\partial x} \frac{\delta x}{2}\right) \frac{\partial A}{\partial x} \delta x$.

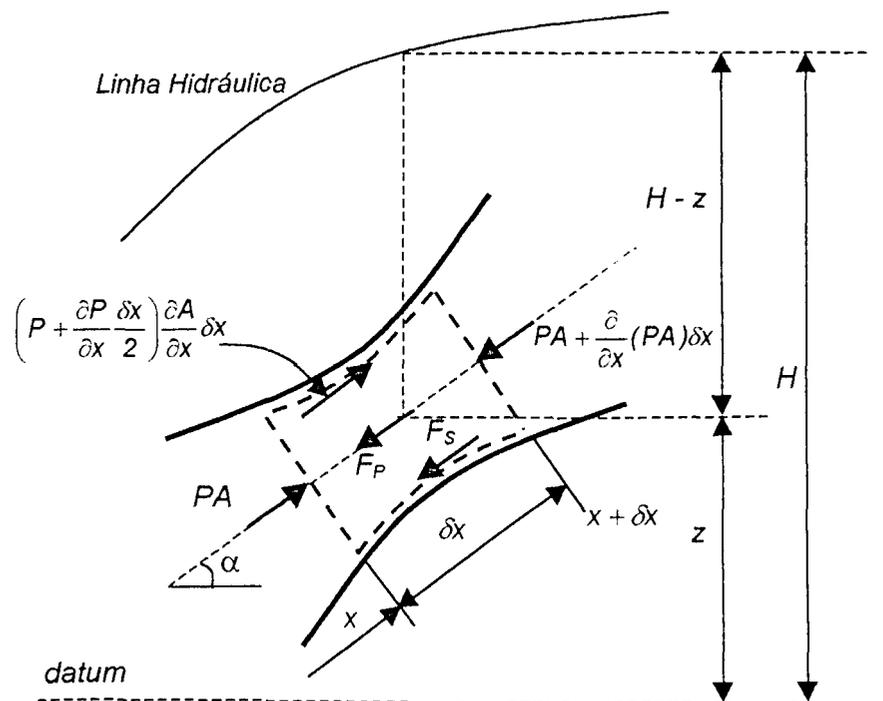


Figura 2.2 – Volume de controle utilizado na dedução da equação da quantidade de movimento

A resultante dessas forças na direção do escoamento é dada por:

$$\sum F_x = PA - \left[PA + \frac{\partial}{\partial x}(PA)\delta x \right] + \left(P + \frac{\partial P}{\partial x} \frac{\delta x}{2} \right) \frac{\partial A}{\partial x} \delta x - F_s - \rho g A \delta x \sin \alpha. \quad (2.20)$$

Desenvolvendo-se a Eq. (2.20) e desprezando-se o termo acompanhado por $(\delta x)^2$, obtém-se:

$$\sum F_x = -\left(\frac{\partial P}{\partial x} A + \rho g A \sin \alpha\right) \delta x - F_s. \quad (2.21)$$

O fluxo de quantidade de movimento através da superfície de controle, desprezando-se os termos de ordem superior, é dado por:

$$\begin{aligned} \int_{sc} \rho \vec{V} (\vec{V} \times \vec{n}) dA &= -\rho A V^2 + \left(\rho + \frac{\partial \rho}{\partial x} \delta x\right) \left(A + \frac{\partial A}{\partial x} \delta x\right) \left(V + \frac{\partial V}{\partial x} \delta x\right)^2 = \\ &= \left(2\rho A V \frac{\partial V}{\partial x} + \rho V^2 \frac{\partial A}{\partial x} + \frac{\partial \rho}{\partial x} A V^2\right) \delta x. \end{aligned} \quad (2.22)$$

A variação da quantidade de movimento no volume de controle é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho V dV = \frac{\partial}{\partial t} (\rho V A \delta x) = \left(\rho A \frac{\partial V}{\partial t} + \rho V \frac{\partial A}{\partial t} + V A \frac{\partial \rho}{\partial t}\right) \delta x. \quad (2.23)$$

Igualando a força resultante na direção x - Eq. (2.21) - à variação total da quantidade de movimento, Eqs. (2.22) e (2.23), obtém-se:

$$\begin{aligned} -\left(\frac{\partial P}{\partial x} A + \rho g A \sin \alpha\right) \delta x - F_s &= \left(2\rho A V \frac{\partial V}{\partial x} + \rho V^2 \frac{\partial A}{\partial x} + \frac{\partial \rho}{\partial x} A V^2\right) \delta x + \\ &+ \left(\rho A \frac{\partial V}{\partial t} + \rho V \frac{\partial A}{\partial t} + V A \frac{\partial \rho}{\partial t}\right) \delta x. \end{aligned} \quad (2.24)$$

Dividindo a Eq. (2.24) por $\rho A \delta x$ e utilizando a definição de derivada substantiva - Eq. (2.5) - obtém-se:

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} - g \sin \alpha - \frac{F_s}{\rho A \delta x} = 2V \frac{\partial V}{\partial x} + V \left(\frac{\dot{A}}{A} + \frac{\dot{\rho}}{\rho}\right) + \frac{\partial V}{\partial t}. \quad (2.25)$$

Substituindo a Eq. (2.11) na Eq. (2.25), resulta:

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} - g \sin \alpha - \frac{F_s}{\rho A \delta x} = V \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial t} = \dot{V}. \quad (2.26)$$

Definindo o coeficiente de atrito (f) como

$$\frac{fV|V|}{2D} = \frac{F_S}{\rho A \delta x}, \quad (2.27)$$

onde D é o diâmetro do tubo, a Eq. (2.26) pode ser escrita como:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + g \operatorname{sen} \alpha + \frac{fV|V|}{2D} + \dot{V} = 0. \quad (2.28)$$

Esta é a equação da quantidade de movimento.

Substituindo-se a Eq. (2.14) na Eq. (2.28), a equação da quantidade de movimento pode ser expressa, em termos de altura piezométrica H , da seguinte forma:

$$g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{fV|V|}{2D} + \dot{V} = 0. \quad (2.29)$$

A Eq. (2.29) deve ser válida para qualquer situação de escoamento, inclusive em regime permanente. Neste caso, $\frac{\partial V}{\partial t} = 0$ e como $\frac{\partial V}{\partial x} = 0$ para conduto de seção constante, obtém-se:

$$g \frac{\partial H}{\partial x} = -\frac{fV|V|}{2D}. \quad (2.30)$$

Integrando-se a Eq. (2.30), para o tubo de comprimento L , obtém-se a expressão clássica de perda de carga de Darcy Weisbach:

$$\Delta H = f \frac{L}{D} \frac{V|V|}{2g}. \quad (2.31)$$

No próximo capítulo, o sistema de equações que rege o escoamento isotérmico de água em um tubo, composto pelas equações da continuidade (Eq. 2.19) e da quantidade de movimento (Eq. 2.29), será transformado, através do método das características, para que se possa obter a solução relativa à análise de transientes hidráulicos.

CAPÍTULO III

O MÉTODO DAS CARACTERÍSTICAS

Neste capítulo é desenvolvida uma solução numérica para as equações fundamentais da análise de transientes hidráulicos em condutos forçados. Estas equações são transformadas, pelo Método das Características (MOC), em equações diferenciais totais que podem ser integradas, numericamente, através do método de diferenças finitas.

3.1. Equações Características

Considere as equações da quantidade de movimento e da continuidade, respectivamente Eqs. (2.29) e (2.19), desenvolvidas no Capítulo II:

$$\dot{V} + gH_x + \frac{fV|V|}{2D} = 0 \quad (3.1)$$

$$\dot{H} + \frac{a^2}{g}V_x = 0 \quad (3.2)$$

onde $H_x = \frac{\partial H}{\partial x}$.

Multiplicando a Eq. (3.1) por um fator λ arbitrário e somando à Eq. (3.2) obtém-se:

$$\lambda \left(\dot{V} + gH_x + \frac{fV|V|}{2D} \right) + \left(\dot{H} + \frac{a^2}{g}V_x \right) = 0. \quad (3.3)$$

Substituindo as definições de \dot{V} e \dot{H} , a saber:

$$\dot{V} = V_t + VV_x \quad (3.4)$$

$$\dot{H} = H_t + VH_x \quad (3.5)$$

na Eq. (3.3), obtém-se:

$$\lambda \left[V_t + \left(V + \frac{a^2}{g\lambda} \right) V_x + \frac{f|V|V}{2D} \right] + [H_t + (V + \lambda g)H_x] = 0. \quad (3.6)$$

Baseando-se na definição de diferencial total,

$$\frac{dV}{dt} = V_t + \frac{dx}{dt} V_x \quad (3.7)$$

e

$$\frac{dH}{dt} = H_t + \frac{dx}{dt} H_x, \quad (3.8)$$

nota-se, observando-se a Eq. (3.6), que uma escolha natural para o parâmetro arbitrário λ é de tal forma que

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

e

$$V + \lambda g = \frac{dx}{dt}. \quad (3.10)$$

O sistema composto pelas Eqs. (3.9) e (3.10) possui duas soluções independentes:

$$\left(\lambda, \frac{dx}{dt} \right) = \begin{cases} \left(\frac{a}{g}, V + a \right) \\ \left(-\frac{a}{g}, V - a \right) \end{cases} \quad (3.11)$$

que, substituídas na Eq. (3.6), resulta nos seguintes sistemas de equações:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dH}{dt} + \frac{a}{g} \left[\frac{dV}{dt} + \frac{f|V|V}{2D} \right] = 0 \\ \frac{dx}{dt} = V + a \end{array} \right. \quad (3.12a)$$

$$\frac{dx}{dt} = V + a \quad (3.12b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dH}{dt} - \frac{a}{g} \left[\frac{dV}{dt} + \frac{f|V|V}{2D} \right] = 0 \\ \frac{dx}{dt} = V - a \end{array} \right. \quad (3.13a)$$

$$\frac{dx}{dt} = V - a \quad (3.13b)$$

Assim, as equações diferenciais parciais (3.1) e (3.2) foram transformadas nas equações diferenciais totais (3.12) e (3.13). Nestas transformações, não realizou-se qualquer aproximação e as Eqs. (3.12) e (3.13), portanto, são tão válidas quanto as Eqs. (3.1) e (3.2). A única diferença é que as Eqs. (3.1) e (3.2) são válidas no plano $x-t$, enquanto as Eqs. (3.12a) e (3.13a) são válidas ao longo das linhas definidas pelas Eqs. (3.12b) e (3.13b), respectivamente. Estas linhas são denominadas linhas características. Matematicamente, elas dividem o plano $x-t$ em regiões, de forma que cada região pode ter soluções diferentes da região adjacente, isto é, a solução pode ser descontínua ao longo dessas linhas. Fisicamente, elas marcam o curso de uma perturbação no plano $x-t$.

Nos casos usuais, tem-se tubulações rígidas transportando líquidos, onde $V \ll a$ (da ordem de $1/1000$), implicando em linhas características retas com inclinações $+a$ e $-a$. Neste caso, as Eqs. (3.12) e (3.13) podem ser expressas em termos de vazão ($Q = VA$) como:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dH}{dt} + B \frac{dQ}{dt} + \bar{R}Q|Q| = 0 \\ \frac{dx}{dt} = a \end{array} \right. \quad (3.14a)$$

$$\frac{dx}{dt} = a \quad (3.14b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dH}{dt} - B \frac{dQ}{dt} - \bar{R}Q|Q| = 0 \\ \frac{dx}{dt} = -a \end{array} \right. \quad (3.15a)$$

$$\frac{dx}{dt} = -a \quad (3.15b)$$

onde: $B = \frac{a}{gA}$ e $\bar{R} = \frac{af}{2gDA^2}$.

3.2. Equações de Diferenças Finitas

Integrando-se as Eqs. (3.14) e (3.15), ao longo das retas características (Fig. 3.1) resulta:

$$\left\{ \int_A^P \left(\frac{dH}{dt} + B \frac{dQ}{dt} + \bar{R} Q |Q| \right) dt = 0 \right. \quad (3.16a)$$

$$\left\{ \int_A^P \left(\frac{dx}{dt} - a \right) dt = 0 \right. \quad (3.16b)$$

$$\left\{ \int_B^P \left(\frac{dH}{dt} - B \frac{dQ}{dt} - \bar{R} Q |Q| \right) dt = 0 \right. \quad (3.17a)$$

$$\left\{ \int_B^P \left(\frac{dx}{dt} + a \right) dt = 0. \right. \quad (3.17b)$$

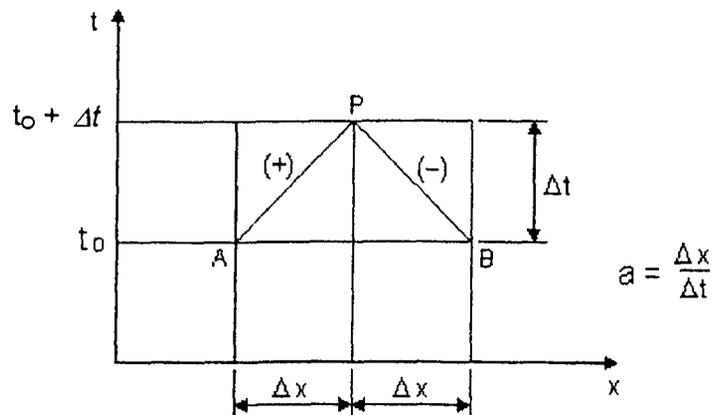


Figura 3.1 – Direções características

Wylie (1983) discute algumas aproximações para a integral envolvendo $\bar{R} Q |Q|$. Uma que apresenta bons resultados e é simples de usar é a seguinte:

$$\int_A^P \bar{R} |Q| Q dt \cong \bar{R} |Q_A| Q_P (t_P - t_A). \quad (3.18)$$

Substituindo-se a Eq. (3.18) nas Eqs. (3.16) e (3.17) resulta

$$\left\{ \begin{aligned} H_P - H_A + B(Q_P - Q_A) + \bar{R} |Q_A| Q_P (t_P - t_A) &= 0 & (3.19a) \\ x_P - x_A - a(t_P - t_A) &= 0 & (3.19b) \end{aligned} \right.$$

$$\begin{cases} H_P - H_B - B(Q_P - Q_B) - \bar{R}|Q_B|Q_P(t_P - t_B) = 0 & (3.20a) \\ x_P - x_B + a(t_P - t_B) = 0. & (3.20b) \end{cases}$$

Substituindo a Eq. (3.19b) na Eq. (3.19a) e a Eq. (3.20b) na Eq. (3.20a) resulta:

$$H_P - H_A + B(Q_P - Q_A) + R|Q_A|Q_P = 0 \quad (3.21)$$

e

$$H_P - H_B - B(Q_P - Q_B) - R|Q_B|Q_P = 0 \quad (3.22)$$

onde

$$R = \bar{R}\Delta x / a = f\Delta x / 2gDA^2.$$

As Eqs. (3.21) e (3.22) podem ser escritas, respectivamente, como

$$H_P = C_P - B_P Q_P \quad (+) \quad (3.23)$$

e

$$H_P = C_M + B_M Q_P \quad (-) \quad (3.24)$$

onde

$$C_P = H_A + BQ_A; \quad B_P = B + R|Q_A|; \quad (3.25)$$

e

$$C_M = H_B - BQ_B \quad e \quad B_M = B + R|Q_B|. \quad (3.26)$$

A Eq. (3.23), assinalada com sinal (+), já que está associada à reta com inclinação positiva (reta AP da Fig. 3.1) e a Eq. (3.24), assinalada com sinal (-), associada à reta BP da Fig. 3.1, constituem as equações características do escoamento num tubo.

3.2.1. Cálculo nos Pontos Interiores

As Eqs. (3.23) e (3.24) permitem o cálculo de vazões e cargas (Q_P e H_P) num instante posterior, a partir dos valores destas grandezas no instante presente (Q e H). Considere, a título de exemplo, o tubo da Fig. 3.2 que foi dividido em quatro seções ($\Delta x = L/4$).

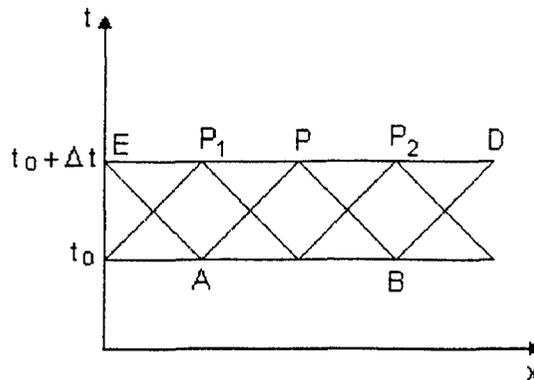


Figura 3.2 – Malha característica (N=4)

Com os valores conhecidos de H_A , H_B , Q_A e Q_B calcula-se os coeficientes C_P , B_P , C_M e B_M apresentados nas Eqs. (3.25) e (3.26). Resolvendo as Eqs. (3.23) e (3.24), obtêm-se H_P e Q_P . O mesmo procedimento permite calcular H_{P_1} , Q_{P_1} , H_{P_2} e Q_{P_2} , correspondentes aos outros pontos interiores. Aos pontos extremos E e D será associada apenas uma equação característica para cada um. A equação (+) será associada ao nó D e a equação (-) ao nó E. Os valores de H_P e Q_P nestes pontos, só podem ser calculados adicionando as suas respectivas condições de contorno.

3.2.2. Condições de Contorno Básicas

Em cada extremo de um tubo simples uma única equação característica é disponível em duas variáveis. Para a extremidade E tem-se a Eq. (3.24) e para a extremidade D, a Eq. (3.23). Estas são equações lineares em H_P e Q_P e conduzem, para os respectivos contornos,

00009/99

informações sobre o comportamento e as respostas do fluido durante o transiente. Para cada extremo D e E é necessária uma equação auxiliar, especificando H_P , Q_P ou alguma relação entre eles. A equação auxiliar conduz informações, relativas ao comportamento do contorno, para a tubulação. Cada condição de contorno para um extremo é resolvida independentemente do outro extremo e também dos cálculos dos pontos interiores.

São consideradas duas condições de contorno importantes, no contexto deste trabalho:

- Extremidade E: Reservatório

Em um grande reservatório na extremidade à montante, a elevação da linha hidráulica, em relação a um plano horizontal de referência, normalmente, pode ser assumida constante, durante o transiente. Esta condição de contorno é descrita por:

$$H_{PE} = H_R \quad (3.27)$$

onde H_{PE} representa a carga na extremidade à montante e H_R representa a elevação da superfície da água, acima do plano horizontal de referência – “datum”. Para obter-se a correspondente vazão Q_{PE} utiliza-se a Eq. (3.24).

- Extremidade D: Válvula

Se o “datum”, para elevação da linha hidráulica, for considerado na válvula, a equação do orifício para o escoamento, em regime permanente, através da válvula será:

$$Q_0 = (C_d A_G)_0 \sqrt{2gH_0} \quad (3.28)$$

onde Q_0 representa a vazão em regime permanente, H_0 representa a perda de carga através da válvula em regime permanente e $(C_d A_G)_0$ é o produto da área de abertura da válvula e o coeficiente de descarga. Para outra abertura da válvula, em geral:

$$Q_P = C_d A_G \sqrt{2g\Delta H} \quad (3.29)$$

onde ΔH é a queda instantânea da altura da linha hidráulica através da válvula. Definindo o coeficiente adimensional de abertura da válvula como

$$\tau = \frac{C_d A_G}{(C_d A_G)_0} \quad (3.30)$$

e dividindo-se a Eq. (3.29) pela Eq. (3.28), obtém-se:

$$Q_P = \frac{Q_0}{\sqrt{H_0}} \tau \sqrt{\Delta H}. \quad (3.31)$$

Para o regime permanente inicial, $\tau = 1$ e quando não houver escoamento de água através da válvula, isto é, quando esta encontrar-se fechada, $\tau = 0$.

Adicionando-se o subscrito D às variáveis Q_P e H_P , indicando a seção à jusante da tubulação, e resolvendo-se simultaneamente as Eqs. (3.23) e (3.31), resulta:

$$Q_{PD} = -B_P C_V + \sqrt{(B_P C_V)^2 + 2C_V C_P} \quad (3.32)$$

onde

$$C_V = (Q_0 \tau)^2 / 2H_0. \quad (3.33)$$

O correspondente valor de H_{PD} pode ser determinado utilizando-se a Eq. (3.23).

A partir da formulação matemática apresentada, serão realizadas, no próximo capítulo, as simulações numéricas do transiente hidráulico gerado pelo fechamento de uma válvula posicionada na extremidade de uma tubulação. Serão obtidos os históricos temporais de pressão e vazão para a tubulação, os quais servirão como suporte para o desenvolvimento e validação do método de Gibson.

CAPÍTULO IV

O MÉTODO DE GIBSON

4.1. Introdução

O método de Gibson para medição de vazão é aplicável a escoamentos de água em condutos forçados de seção transversal uniforme ou convergente. É baseado nas relações entre as variações de pressão e de velocidade de um volume de água, expresso em termos da onda de pressão que se propaga durante um transiente hidráulico. A variação da diferença de pressão entre duas seções da tubulação é afetada somente pela perda por atrito e pela variação da quantidade de movimento entre as seções.

Neste capítulo será abordado o método de Gibson, apresentando seus fundamentos teóricos, a discretização utilizada para sua implementação, considerando os dados obtidos através de simulação numérica do transiente hidráulico via MOC. As vazões utilizadas no MOC, para a obtenção dos registros de pressão-tempo, serão comparadas com as resgatadas pelo método de Gibson.

4.2. Manobra Lenta

Considere as Eqs. (2.19) e (2.29) do Capítulo II, respectivamente, da continuidade e da quantidade de movimento, apresentadas novamente a seguir:

$$\dot{H} + \frac{a^2}{g} V_x = 0 \quad (4.1)$$

$$gH_x + \frac{fV|V|}{2D} + \dot{V} = 0. \quad (4.2)$$

A Eq. (4.1), da continuidade, pode ser escrita como

$$V_x = -\frac{g}{a^2} \dot{H}. \quad (4.3)$$

No caso de \dot{H} pequeno e de $g \ll a$, a Eq. (4.3) mostra que:

$$V_x \cong 0. \quad (4.4)$$

É o que usualmente ocorre em tubulações de aço submetidas a manobras lentas, pois, neste caso, g/a^2 é da ordem de 10^{-5} . Nesta condição, denominada manobra lenta, $V = V(t)$, indicando que o fluido se deslocará na tubulação como um bloco rígido.

Considerando a Eq. (4.2), da quantidade de movimento, e a Eq. (4.4), obtém-se:

$$gH_x + \frac{fV|V|}{2D} + V_t = 0 \quad (4.5)$$

e, como $V = V(t)$, isto é

$$V_t = \frac{dV}{dt}, \quad (4.6)$$

tem-se

$$\frac{dV}{dt} + \frac{fV|V|}{2D} + gH_x = 0. \quad (4.7)$$

Em termos de vazão a Eq. (4.7) é expressa como:

$$\frac{1}{A} \frac{dQ}{dt} + \frac{fQ|Q|}{2A^2D} + gH_x = 0 \quad (4.8)$$

ou

$$\frac{1}{A} \frac{dQ}{dt} + \frac{fQ|Q|}{2A^2D} + g \frac{\partial H}{\partial x} = 0. \quad (4.9)$$

Esta é a equação fundamental do escoamento de líquidos em tubos rígidos, quando estiver caracterizada uma manobra lenta.

Integrando-se duplamente a Eq. (4.9), no tempo, desde um tempo inicial t_i até um tempo final t_f e no espaço, de uma posição x_u , a montante na tubulação, até x_d , à jusante (Fig. 4.1), obtém-se:

$$\int_{t_i}^{t_f} \int_{x_u}^{x_d} \left(\frac{1}{A} \frac{dQ}{dt} + \frac{fQ|Q|}{2A^2D} + g \frac{\partial H}{\partial x} \right) dx dt = 0. \quad (4.10)$$

Admitindo-se que a vazão no volume de controle seja invariante com x , o que implica em considerar o fluido incompressível, de densidade uniforme e as paredes do tubo rígidas, a integração da primeira parcela da Eq. (4.10) resulta em

$$\int_{t_i}^{t_f} \int_{x_u}^{x_d} \frac{1}{A} \frac{dQ}{dt} dx dt = \int_{x_u}^{x_d} \frac{1}{A} (Q_f - Q_i) dx = (Q_f - Q_i) \int_{x_u}^{x_d} \frac{dx}{A} = (Q_f - Q_i) F \quad (4.11)$$

onde:

$$F = \int_{x_u}^{x_d} \frac{dx}{A} \equiv \text{fator de tubo}. \quad (4.12)$$

A integração das demais parcelas da Eq. (4.10) resulta em:

$$\int_{t_i}^{t_f} \int_{x_u}^{x_d} \left(f \frac{Q|Q|}{2A^2D} + g \frac{\partial H}{\partial x} \right) dx dt = \int_{t_i}^{t_f} \frac{Q|Q|}{2} \int_{x_u}^{x_d} \frac{f}{A^2D} dx dt + g \int_{t_i}^{t_f} (H_d - H_u) dt. \quad (4.13)$$

Substituindo-se as Eqs. (4.11) e (4.13) na Eq. (4.10), obtém-se:

$$(Q_i - Q_f) F = \int_{t_i}^{t_f} \left[\frac{Q|Q|}{2} \int_{x_u}^{x_d} \frac{f}{A^2D} dx + g(H_d - H_u) \right] dt. \quad (4.14)$$

Em regime permanente, as grandezas:

$$\begin{aligned} Q &= Q_i = Q_f \\ H_d &= H_{di} \\ H_u &= H_{ui} \\ f &= f_i \end{aligned}$$

não variam com o tempo e a Eq. (5.14) reduz-se a:

$$0 = \left[\frac{Q_i |Q_i|}{2} \int_{x_u}^{x_d} \frac{f_i}{A^2 D} dx + g(H_{di} - H_{ui}) \right] (t_r - t_i).$$

Multiplicando por $\frac{Q|Q|}{Q_i|Q_i|}$, obtém-se:

$$g \frac{Q|Q|}{Q_i|Q_i|} (H_{di} - H_{ui}) + \frac{Q|Q|}{2} \int_{x_u}^{x_d} \frac{f_i}{A^2 D} dx = 0. \quad (4.15)$$

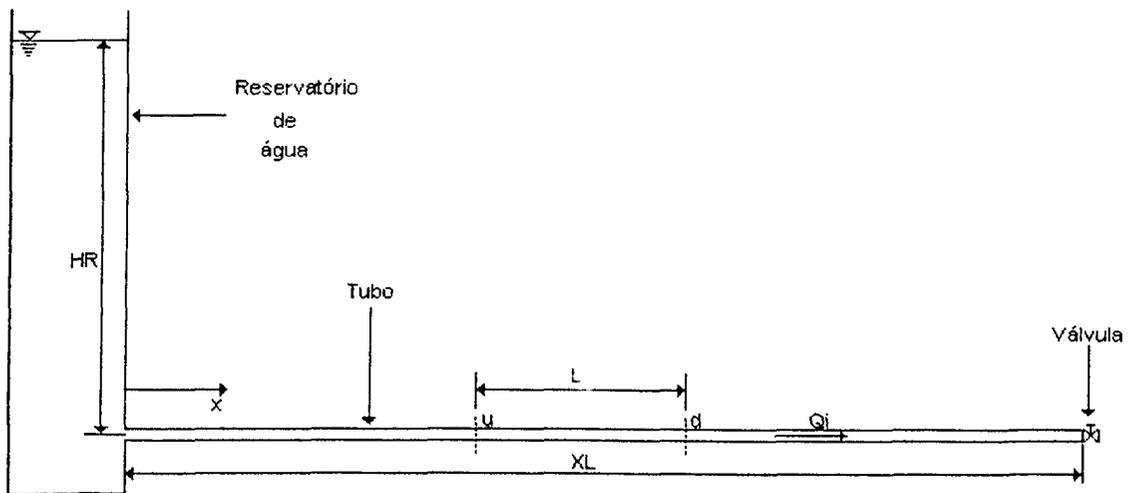


Figura 4.1 - Sistema composto por um reservatório, uma tubulação, uma válvula e duas tomadas de pressão u e d .

Subtraindo-se a Eq. (4.15) da Eq. (4.14), obtém-se:

$$Q_i - Q_f = \frac{g}{F} \int_{t_i}^{t_f} \left[(H_d - H_u) - \frac{Q|Q|}{Q_i|Q_i|} (H_{di} - H_{ui}) - \frac{Q|Q|}{2g} \int_{x_u}^{x_d} \frac{1}{A^2 D} (f - f_i) dx \right] dt. \quad (4.16)$$

Admitindo-se a hipótese de que o coeficiente de atrito no regime transiente seja constante e igual ao do regime permanente ($f = f_i$), a terceira parcela da integral apresentada na Eq. (4.16) desaparece, obtendo-se:

$$Q_i - Q_f = \frac{g}{F} \int_{t_i}^{t_f} \left[(H_d - H_u) - \frac{Q|Q|}{Q_i|Q_i|} (H_{di} - H_{ui}) \right] dt. \quad (4.17)$$

O fator de tubo, apresentado na Eq. (4.12), para o caso de tubo cilíndrico, cuja área de seção transversal é invariante com o comprimento do volume de controle, é dado por:

$$F = \int_{x_u}^{x_d} \frac{dx}{A} = \frac{1}{A} \int_{x_u}^{x_d} dx = \frac{x_d - x_u}{A} = \frac{L}{A} \quad (4.18)$$

onde

$$A = \frac{\pi D^2}{4}.$$

Definindo-se:

$$\Delta h = H_d - H_u \quad \text{e} \quad \Delta h_i = H_{di} - H_{ui}, \quad (4.19)$$

a Eq. (4.17) toma a forma seguinte:

$$Q_i - Q_f = \frac{gA}{L} \int_{t_i}^{t_f} \left(\Delta h - \frac{Q|Q|}{Q_i|Q_i|} \Delta h_i \right) dt. \quad (4.20)$$

A Eq. (4.20) é a expressão usada na aplicação do método de Gibson para determinação da vazão de um fluido incompressível em condutos forçados inelásticos.

4.3. Considerações Numéricas do Método de Gibson

Para se resolver numericamente a Eq. (4.20), isto é, obter-se a evolução da vazão Q , ao longo do tempo, a partir do registro temporal de Δh , é necessário adotar-se uma condição inicial Q_i , que é o objetivo principal do método de Gibson. Isto exige um procedimento iterativo em que valores sucessivos de Q_i são admitidos, até que se obtenha uma curva de vazão que se anula após o fechamento da válvula, isto é, $Q_f = 0$.

As integrais que aparecem na Eq. (4.20) podem ser calculadas numericamente e com grande precisão, por regras simples de trapézio, pois as freqüências usuais de aquisição são muito maiores do que as freqüências características de oscilação das pressões.

Integrando-se a Eq. (4.20), entre dois instantes sucessivos separados de Δt (usualmente o intervalo de aquisição dos dados), isto é:

$$\begin{aligned} t_i &= t_n; & t_f &= t_n + \Delta t \\ Q_i &= Q_n; & Q_f &= Q_{n+1} \end{aligned} \quad (4.21)$$

obtém-se:

$$Q_n - Q_{n+1} = \frac{gA}{L} \frac{\Delta h_n + \Delta h_{n+1}}{2} \Delta t - \frac{gA}{L} \frac{\Delta h_i}{Q_i |Q_i|} \Delta t |Q_n| Q_{n+1}. \quad (4.22)$$

A Eq. (4.22) mostra que a vazão num instante posterior é obtida a partir da vazão no instante atual e do registro temporal da diferença de pressão. Este procedimento permite obter-se a curva da Fig. 4.2, ajustando-se, iterativamente, o valor inicial Q_i até a curva tornar-se nula, após o completo fechamento da válvula.

O tempo inicial de integração t_i ($n=0$) deve ser tomado numa posição arbitrária antes do início da manobra da válvula, quando o sistema encontra-se no regime permanente inicial. Nesta situação, a diferença de pressão estática $\Delta h_n = \Delta h_{n+1}$ é negativa e $Q_n = Q_{n+1}$. Portanto, t_i não precisa necessariamente ser o instante de início da manobra, quando a onda de pressão começa a interferir no registro de pressão - tempo. Por outro lado, o tempo final de integração t_f deverá ser determinado em um instante após o final da manobra da válvula, quando a vazão final Q_f se anula.

4.3.1. Curva Típica para a Aplicação do Método de Gibson

Na Fig. 4.3, apresenta-se uma curva de pressão – tempo, típica para aplicação do método de Gibson, obtida utilizando-se uma bancada experimental construída especificamente para este estudo e que será apresentada, com detalhes, no Capítulo V. No eixo horizontal está representado o tempo e no eixo vertical, a diferença de altura piezométrica entre as seções u e d , mostradas esquematicamente na Fig. 4.1. Na Fig. 4.3 são apresentadas importantes anotações que poderão ajudar a esclarecer um pouco mais a respeito do método de Gibson. A linha de operação define a média da diferença de altura piezométrica durante o regime

permanente inicial, quando a válvula encontra-se totalmente aberta. A linha estática define a média da diferença de altura piezométrica, através do volume de controle, no regime permanente final, após o fechamento da válvula. Como a vazão através da válvula é nula, a linha estática deverá posicionar-se sobre o zero. A calibração do sistema de aquisição de dados irá determinar tal posicionamento, sendo fundamental a utilização de transdutores de pressão de alta qualidade. Este aspecto será abordado, com mais detalhes, no próximo capítulo.

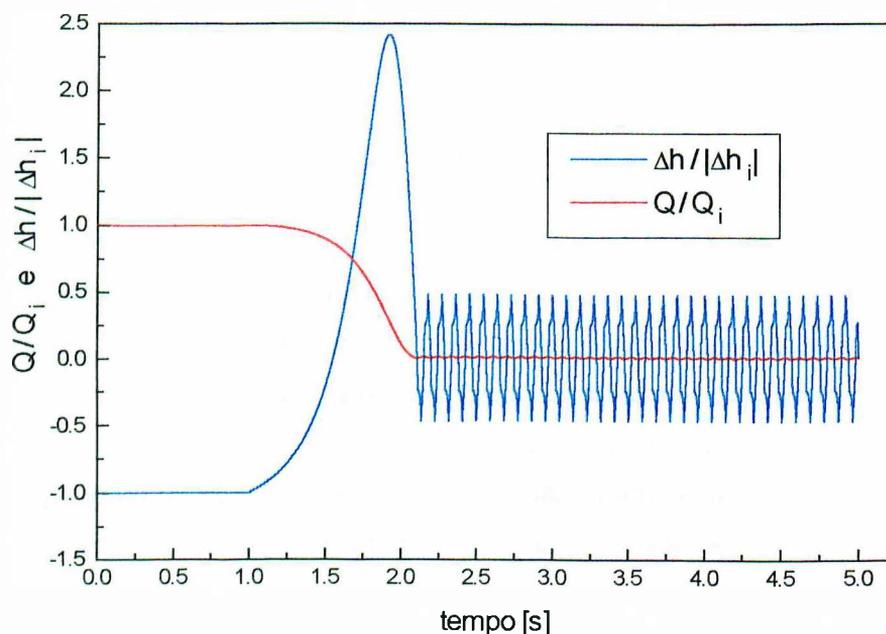


Figura 4.2 – Distribuições temporais da diferença de altura piezométrica e da vazão obtidas via MOC.

O intervalo de integração desta curva de pressão-tempo inicia-se em um determinado instante no regime permanente inicial e vai até um outro instante após o completo fechamento da válvula. A ASME PTC 18 (1992) recomenda que o ponto de início de integração seja aquele quando a onda de pressão, pela primeira vez, interfere no sinal de pressão-tempo. Como a integral de Gibson (Eq. 4.20) durante o regime permanente é nula, este ponto pode ser escolhido em qualquer instante do regime permanente inicial e não precisa, necessariamente, ser aquele recomendado pela norma. Segundo a ASME PTC 18 (1992), o ponto final de integração deverá ser posicionado no instante referente ao primeiro pico do sinal harmônico formado após o fechamento da válvula. Schohl e March (1991) recomenda que este ponto final

poderá ser considerado em alguma posição após o completo amortecimento do sinal harmônico. Lembrando que após o fechamento da válvula não haverá vazão (caso não haja fuga) através da válvula, escolhe-se, neste estudo, o ponto final de integração no instante em que a vazão tornar-se nula e a válvula encontrar-se totalmente fechada.

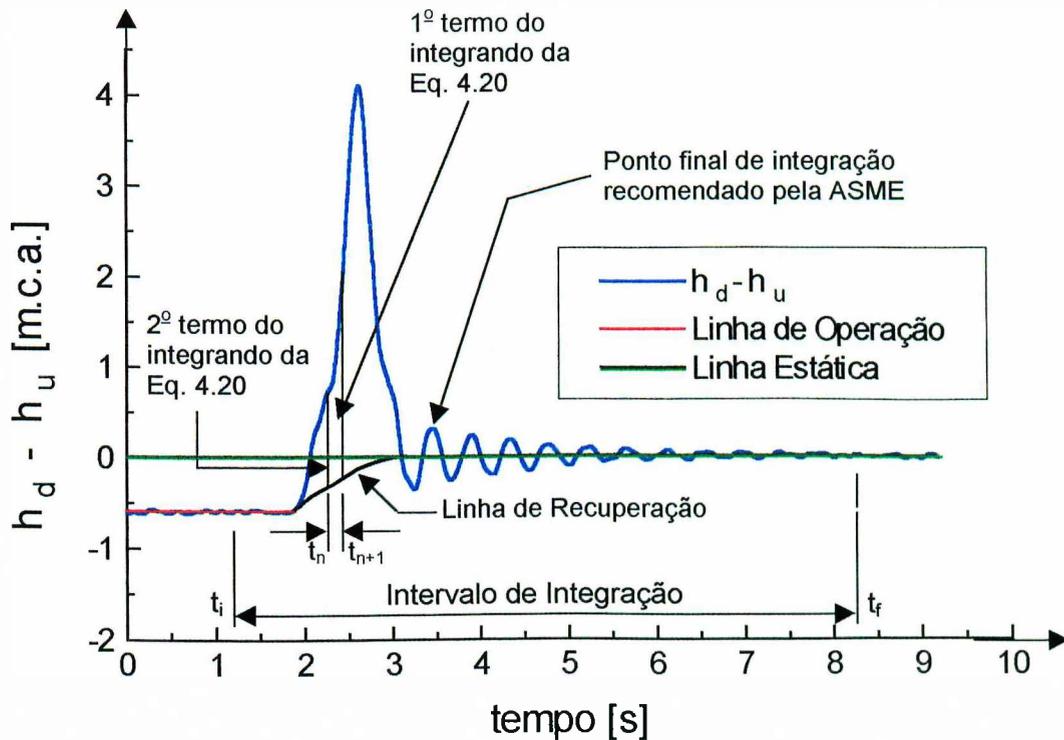


Figura 4.3 – Curva de pressão – tempo característica para aplicação do método de Gibson

Duas outras anotações importantes estão apresentadas na Fig. 4.3. São aquelas relativas às contribuições dos termos do integrando da Eq. (4.20). O primeiro termo do integrando corresponde à faixa entre a curva do sinal adquirido e a linha estática, enquanto o segundo termo corresponde à faixa entre a linha estática e a de recuperação. Pode-se notar que a parcela do primeiro termo é bem mais significativa do que aquela do segundo termo, que vai decrescendo à medida em que a válvula vai sendo fechada. A primeira parcela é proporcional ao aumento da pressão diferencial que ocorre com o fechamento da válvula, enquanto que a segunda parcela é proporcional ao quadrado da vazão, que durante o fechamento da válvula vai decaindo até tornar-se nula (Fig. 4.3).

4.4. Aplicação do Método de Gibson em Registros de Pressão–Tempo Gerados Numericamente através do MOC

Neste item, o MOC será utilizado para simular a variação temporal de pressão na tubulação, durante um transiente hidráulico provocado pelo fechamento de uma válvula localizada na extremidade à jusante do tubo. Este registro de pressão-tempo quando associado ao método de Gibson, fornece a vazão no regime permanente inicial, anterior ao início da manobra da válvula.

Na Fig. 4.1, representa-se, esquematicamente, parte de uma bancada experimental, com os seguintes componentes: um reservatório de água, uma tubulação e uma válvula. O parâmetro XL representa o comprimento da tubulação, HR a elevação da linha hidráulica em relação a um plano horizontal de referência e Q_i é a vazão no estado permanente inicial, quando a válvula encontra-se totalmente aberta. Estão representadas também as seções u e d , separadas por uma distância L .

Para a simulação do transiente hidráulico obtido a partir do fechamento da válvula, é necessário fornecer os seguintes dados ao código numérico do MOC:

- O coeficiente adimensional de abertura da válvula em função do tempo:

$\tau = \left(1 - \frac{t}{t_c}\right)^{1,5}$. Como o método de Gibson independe da curva de manobra da válvula, adotou-se esta curva teórica que representa razoavelmente um fechamento lento da válvula que, nos ensaios realizados, levava em média 2,1 segundos para se completar;

- O tempo de manobra de fechamento da válvula: $t_c = 2,1$ [s];
- O comprimento da tubulação: $XL = 10,5$ [m];
- A celeridade da onda de pressão: $a = 460$ [m/s]. Segundo Wylie & Streeter (1978), a celeridade da onda de pressão (a) para um conduto cilíndrico, ancorado de forma a inibir a sua movimentação longitudinal, é dada por:

$$a = \sqrt{\frac{K/\rho}{1 + \frac{K D}{E e} (1 - \mu^2)}} \quad (4.23)$$

Considerando uma tubulação de PVC, obtém-se o valor de $460 [m/s]$. Nesta expressão, K é o módulo de elasticidade volumétrico da água, ρ é a massa específica da água, E é o módulo de elasticidade do tubo de PVC, D é o diâmetro interno do tubo, e é a espessura da parede do tubo de PVC e μ é o coeficiente de Poisson.

- O diâmetro da tubulação: $D = 0,0443 [m]$;
- A elevação da linha hidráulica: $HR = 4,35 [m]$;
- A aceleração da gravidade: $g = 9,78 [m/s^2]$. A partir das coordenadas de altitude (H) e latitude (ϕ) da posição onde foi construída a bancada experimental, a seguinte expressão fornece este valor para g (ASME, 1992):

$$g = 9,80616(1 - 0,0026373 \cos 2\phi + 0,00000 \cos^2 2\phi) - 0,000003086H; \quad (4.24)$$

- A vazão no estado permanente inicial: $Q_i = 0,005375 [m^3/s] = 19,35 [m^3/h]$. Esta vazão foi obtida através do método direto em que conhecendo-se um determinado volume, mede-se o tempo gasto para o preenchimento deste;
- O coeficiente de atrito no estado permanente: $f = 0,0235$. Este valor foi obtido a partir da fórmula ajustada de Wood para tubulação de PVC, considerando um escoamento de água a uma temperatura média de $25^\circ C$;
- O número de divisões da tubulação: $N = 100$.

Na Fig. 4.4, apresenta-se o diagrama de blocos referente ao programa numérico, para a simulação do transiente hidráulico, cuja fundamentação teórica foi apresentada no Capítulo III.

Na Fig. 4.2, apresenta-se as curvas de diferencial de pressão e vazão versus tempo, obtidas via MOC. A tubulação foi dividida em 100 partes iguais, delimitadas por 101 seções igualmente espaçadas. Considerando-se a Fig. 4.1, suponha u como sendo a 48ª seção e d sendo a 52ª. Para escalonar os gráficos, a diferença Δh foi dividida por $|\Delta h_i|$ e Q por Q_i , que são, respectivamente, a diferença de altura piezométrica entre u e d e vazão, no regime permanente inicial, quando a válvula encontra-se totalmente aberta. Deseja-se, utilizando o registro temporal de altura piezométrica Δh , resgatar a vazão Q_i através método de Gibson.

Considerando o intervalo de integração da curva de pressão-tempo, desde o início da manobra (t_i) até o final da mesma (t_f) quando a vazão torna-se nula, obtém-se, através do algoritmo de Gibson, o resgate da vazão com um erro, relativo à vazão utilizada pelo MOC, aproximadamente igual a 0,002%.

Há alguns contrastes entre o método de Gibson e o método das características. Primeiramente, o método de Gibson considera o líquido como um corpo rígido (manobra lenta), enquanto o MOC leva em conta sua compressibilidade. Segundo, o MOC considera a elasticidade do tubo, enquanto o método de Gibson não o faz. Terceiro, o método de Gibson considera a hipótese de que o fator de atrito, no regime transiente, é igual àquele do regime permanente, enquanto no MOC o fator de atrito é sempre recalculado para cada valor instantâneo do número de Reynolds. Entretanto, nota-se que, mesmo com estas diferenças, o erro na vazão resgatada através do método de Gibson é muito baixo.

Posicionando-se as seções de tomadas de pressão u e d (Fig. 4.1), respectivamente, sobre os "nós" 48 e 52, na região central da tubulação, obtém-se as curvas da Fig. 4.2, como já foi antes mencionado. Realizando-se um estudo quanto à influência da posição do volume de controle delimitado pelas seções u e d , ao longo da tubulação, mantendo-se sempre a distância L constante, verifica-se que não há praticamente nenhuma variação na vazão calculada através do método de Gibson. Porém, considera-se que a região central da tubulação é a mais adequada para o posicionamento do volume de controle porque as influências das perturbações, introduzidas pelas condições de fronteira necessárias ao MOC, são menores, pois são amortecidas ao longo do tempo.

Considerando-se que a melhor posição do volume de controle, delimitado pelas seções u e d , é a região central da tubulação, realizou-se outro estudo, variando-se a distância L entre elas. Houve uma pequena variação na vazão Q_i calculada via Gibson: à medida que L aumenta, o erro no cálculo da vazão também aumenta. Como já foi mencionado, o MOC considera a celeridade da onda de pressão, a elasticidade do tubo e a compressibilidade da água, enquanto Gibson considera o líquido como um corpo rígido. Estas diferenças justificam tal aumento do erro. Mas, além disso, à medida que L aumenta, a influência das perturbações provenientes das condições de contorno são maiores.

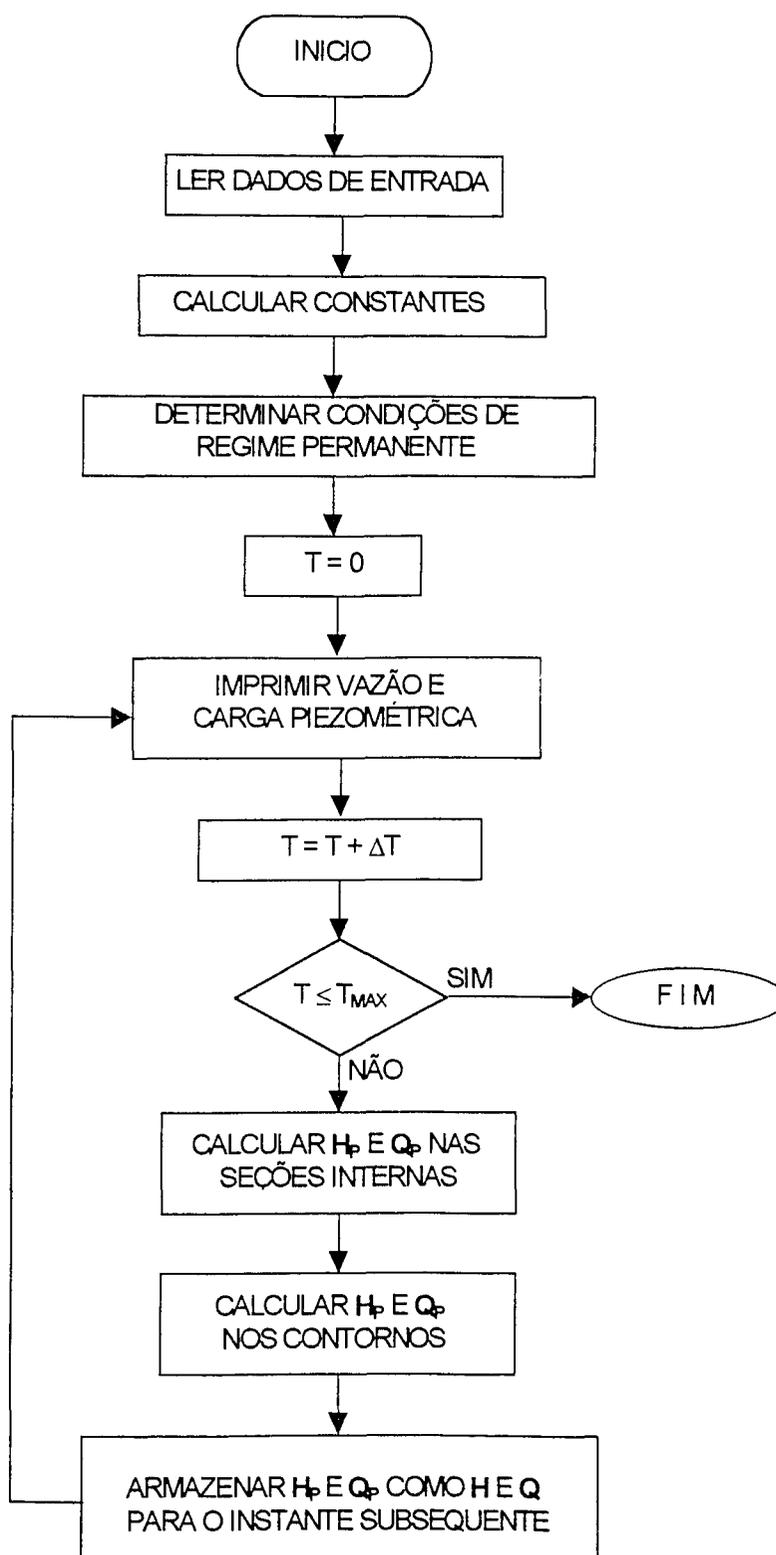


Figura 4.4 – Diagrama de blocos relativo ao MOC

Na implementação prática do método de Gibson, maiores preocupações com a posição do volume de controle e com o seu comprimento não são justificáveis. Outros fatores como a contaminação, por ruído, do sistema de aquisição de dados, a qualidade dos transdutores de

pressão, assim como a sua calibração, são muito mais importantes. Isto será objeto de estudo do próximo capítulo.

CAPÍTULO V

APLICAÇÃO DO MÉTODO DE GIBSON PARA REGISTROS EXPERIMENTAIS DE PRESSÃO – TEMPO

No desenvolvimento do método de Gibson, primeiramente foi realizada sua validação, considerando os registros temporais de pressão, obtidos numericamente pelo método das Características (Capítulo IV). Nesta etapa do estudo, os registros de pressão - tempo são obtidos via experimentação, quando novos obstáculos tais como ruídos, problemas de calibração de sensores de pressão, etc., deverão ser vencidos para habilitar o método de Gibson a ser aplicado em sistemas reais em funcionamento, tais como usinas hidrelétricas e redes de distribuição de água.

Foi construída uma bancada experimental (Fig. 5.1), cujos componentes básicos estão relacionados abaixo:

- Um reservatório subterrâneo com capacidade aproximada de 6000 litros de água;
- Uma bomba d'água marca *MARK* de 1,5 CV, 3500 rpm;
- Um reservatório cilíndrico cujo diâmetro é igual a 0,32 metros e 5 metros de altura;
- Um reservatório de amianto com capacidade para 1000 litros;
- Uma tubulação principal de diâmetro nominal igual a 50 mm e comprimento igual a 10,5 metros, ligando o reservatório cilíndrico ao de amianto;
- Uma válvula de esfera, manobrada manual ou pneumáticamente, na extremidade à jusante da tubulação principal;
- Um conjunto de cinco anéis piezométricos distribuídos na tubulação principal;
- Uma tubulação que interliga o reservatório de amianto ao reservatório subterrâneo;
- Uma tubulação que capta o excesso de água do reservatório cilíndrico e descarrega no reservatório subterrâneo;
- Um microcomputador Pentium, 166 Mhz, equipado com placa e programa de aquisição de dados;
- Transdutores de pressão distribuídos nos anéis piezométricos e interligados à placa de aquisição de dados.

O projeto desta bancada foi executado a partir da simulação numérica que possibilitou conhecer, previamente, os níveis de pressão que surgiriam durante os regimes permanente e transiente, possibilitando dimensionar os equipamentos componentes do sistema experimental.

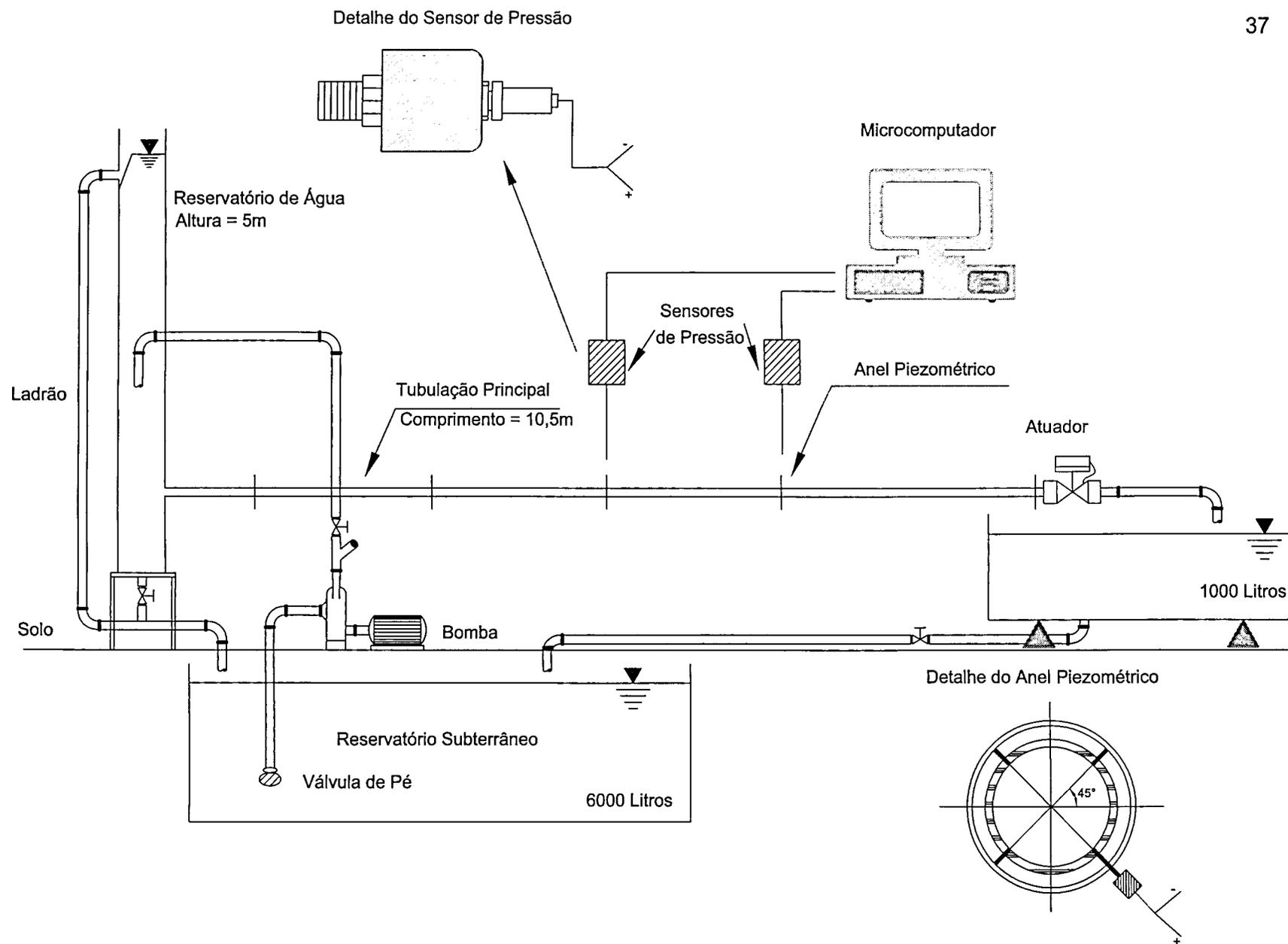


Figura 5.1 - Representação esquemática da bancada experimental construída para este estudo

5.1. Funcionamento da Bancada Experimental

Considere a Fig. 5.1. Ao ligar a bomba, a água é levada do reservatório subterrâneo até o reservatório cilíndrico. Quando este estiver cheio, abre-se, totalmente, a válvula instalada na tubulação principal, provocando o escoamento para o reservatório de amianto. O escoamento da bomba deverá ser superior àquele da tubulação principal, permitindo que se mantenha constante o nível do reservatório cilíndrico. A diferença de vazão, ou vazão excedente, sai pela tubulação lateral ("ladrão") do reservatório cilíndrico e deságua de volta no reservatório subterrâneo.

Esta bancada é projetada para funcionar em circuito fechado, onde a água sai do reservatório subterrâneo e no final é devolvida a ele. Dois são os caminhos de volta: um pela tubulação lateral do reservatório cilíndrico ("ladrão") e o segundo pela tubulação proveniente do reservatório de amianto.

Na tubulação principal estão distribuídos cinco anéis piezométricos que possibilitam a aquisição da pressão estática em cinco posições ao longo desta tubulação. Para a implementação do método de Gibson é necessário realizar esta aquisição durante o transiente hidráulico provocado pelo fechamento da válvula localizada na extremidade à jusante da tubulação.

5.2. Sistema de Aquisição de Dados

A aquisição das pressões estáticas ao longo da tubulação é feita utilizando-se um sistema composto, basicamente, pelos seguintes equipamentos:

- Dois transdutores de pressão;
- Uma placa de aquisição de dados instalada em um microcomputador;
- Um programa de aquisição de dados.

Instala-se os sensores de pressão nos anéis piezométricos. Estes emitem sinais elétricos proporcionais às pressões estáticas que são desenvolvidas nas posições específicas da tubulação, determinadas pela localização dos anéis. Através da placa de aquisição, o programa registra este sinal, que é transformado em pressão, utilizando-se as curvas de calibração estática dos transdutores (Anexo I).

5.3. Considerações a Respeito do Sinal Adquirido Experimentalmente

Considere a Fig. 5.2, onde temos um registro temporal típico de diferença de altura piezométrica entre duas seções (u e d) da tubulação (Fig. 4.1). Como era de se esperar, este sinal, adquirido experimentalmente, encontra-se contaminado por ruídos, cujas fontes principais são as seguintes:

- Rede elétrica com 60 hz;
- Vibrações estruturais da bancada;
- Instabilidade de várias frequências do escoamento turbulento;
- Oscilação do nível da água do reservatório.

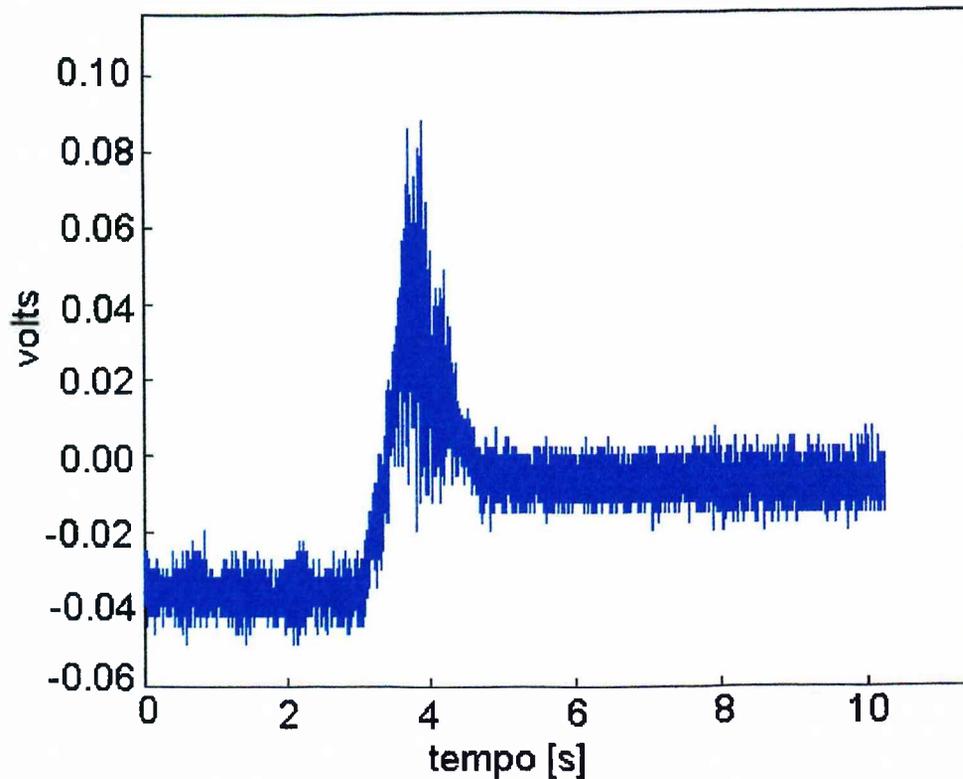


Figura 5.2 – Sinal contaminado por ruído

Torna-se necessária, portanto, a filtragem do sinal, que para ser executada exige o prévio estabelecimento de alguns parâmetros, que são:

- Conhecimento das frequências características do sistema, usando a transformada rápida de Fourier (*FFT*);
- Tipo de filtragem: digital ou analógica;

- Tipo de filtro a ser utilizado;
- A frequência de corte;
- A ordem do filtro.

5.3.1. Filtros Analógicos e Filtros Digitais

A filtragem dos sinais pode ser realizada tanto numericamente como eletronicamente. Nos ensaios realizados em laboratório, verificou-se que bons resultados são obtidos adotando-se filtros digitais, que em relação aos filtros analógicos, apresentam algumas vantagens (Ifeachor & Jervis, 1993):

- Filtros digitais podem ter características que não são possíveis obter com filtros analógicos, tais como resposta em fase completamente linear;
- Diferente dos filtros analógicos, a performance dos filtros digitais não varia com mudanças ambientais, como por exemplo variações térmicas. Isto elimina a necessidade de calibração periódica;
- Se for implementado usando-se um processador programável, a resposta em frequência de um filtro digital pode ser automaticamente ajustada;
- Vários canais ou sinais de entrada podem ser filtrados por um filtro digital sem a necessidade de reproduzir o "hardware" ;
- Os dados filtrados e não filtrados podem ser salvos para uso posterior;
- A precisão obtida com filtros digitais é limitada somente pelo comprimento de palavra usado;
- A performance dos filtros digitais pode ser repetida de unidade a unidade;
- Os filtros digitais podem ser usados em níveis de frequências muito baixos, onde o uso de filtros analógicos é impraticável. Além disso, os filtros digitais podem ser construídos sobre uma larga faixa de frequências simplesmente variando a frequência de amostragem.

As principais desvantagens dos filtros digitais comparados aos filtros analógicos são (Ifeachor & Jervis, 1993):

- *Limitação de velocidade:* A máxima banda de sinal que os filtros digitais podem manipular, em tempo real, é muito menor do que para filtros analógicos. A velocidade de operação de um filtro digital depende da velocidade do processador digital usado e do número de operações aritméticas a serem executadas pelo algoritmo de filtragem;
- *Efeitos do comprimento finito da palavra:* Filtros digitais são sujeitos a ruído ADC resultante da quantização de um sinal contínuo e ruídos de arredondamento causados durante a computação. Com filtros recursivos de mais altas ordens, a acumulação de ruídos de arredondamento pode provocar instabilidade;
- *Longo tempo de projeto de desenvolvimento:* O tempo de projeto e desenvolvimento de filtros digitais, especialmente “hardware” , pode ser muito mais longo do que para filtros analógicos. Entretanto, uma vez desenvolvidos o “hardware” e/ou “software” podem ser usados para outras filtrações com pequenas ou nenhuma modificações.

Com base no que foi exposto, escolheu-se o filtro digital clássico passa-baixa, tipo Butterworth, cuja ordem será discutida posteriormente.

5.3.2. Frequência de Corte do Filtro Digital

Um dos parâmetros fundamentais no projeto do filtro digital é a frequência de corte. Para estimá-la corretamente realizou-se a transformada de Fourier do sinal adquirido, obtendo-se espectros de frequência tais como os da Fig. 5.3, que foi dividida em duas partes por uma questão de escala. Nota-se que a maior parcela da energia do sinal está concentrada em frequências abaixo de 15 hertz (Fig. 5.3a). Ocorrem picos em 60 hz e em seus múltiplos, indicando a presença de ruídos oriundos da rede elétrica que alimenta o sistema de aquisição de dados (Fig. 5.3b).

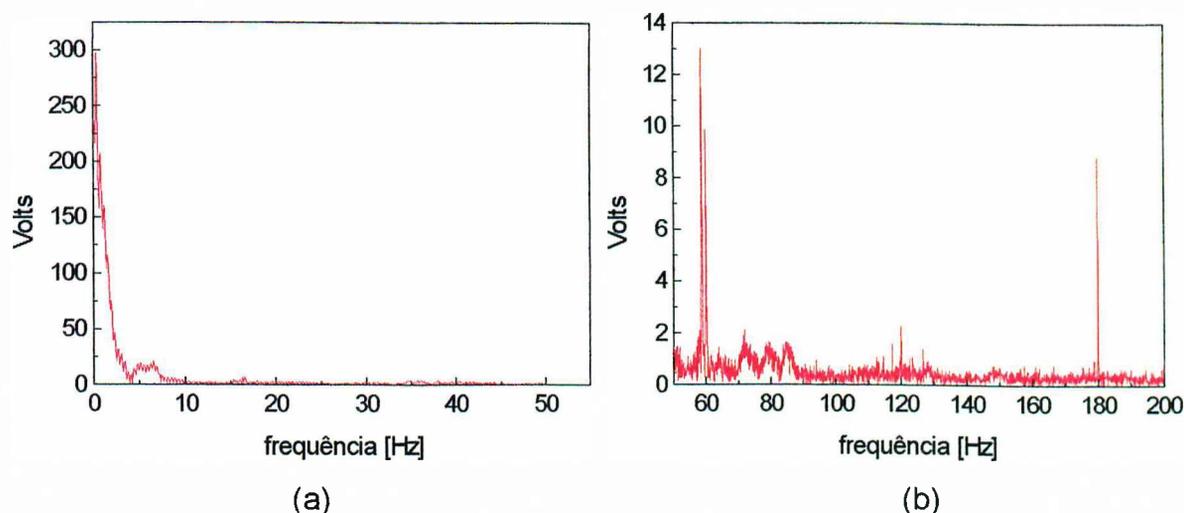


Figura 5.3 – Transformada de Fourier do sinal adquirido

Utilizando-se, então, um filtro Butterworth, tipo passa-baixa, de segunda ordem, com frequência de corte igual a 15 hertz, obtém-se a Fig. 5.4. Nesta figura o sinal filtrado foi superposto ao sinal original de diferença de pressão, permitindo melhor compreensão do resultado da filtragem. A principal justificativa para a filtragem é o aspecto qualitativo da análise do sinal, pois permite um melhor entendimento do fenômeno, principalmente na identificação do início e do fim da manobra, que são parâmetros fundamentais no cálculo da vazão. Quantitativamente, a filtragem altera muito pouco o cálculo da vazão pelo método de Gibson. Considerando, especificamente, o registro de pressão-tempo da Fig. 5.4, a vazão calculada a partir do sinal filtrado com frequência de corte igual a 15 hz é 19,35 [m³/h] e o valor para o sinal sem filtragem é de 19,36 [m³/h]. Uma diferença de 0,052%. Isto foi verificado para todos os arquivos adquiridos e a diferença entre a vazão do sinal filtrado e a do sinal bruto sempre encontra-se nesta ordem.

5.3.3. Ordem do Filtro Digital

Outro parâmetro estudado foi a ordem do filtro. Na Fig. 5.5(a), apresenta-se a superposição de um sinal bruto e um sinal filtrado, utilizando-se um filtro Butterworth, passa-baixa, de segunda ordem, com frequência de corte igual a 15 hz. Na Fig. 5.5(b), apresenta-se o mesmo sinal, porém o filtro utilizado é de quarta ordem.

Nota-se que utilizando-se o filtro de quarta ordem, a amplitude do pico torna-se menor do que quando utiliza-se o de segunda ordem. Para este registro da Fig. 5.5, variando-se apenas a ordem do filtro, a vazão no regime permanente inicial, calculada através do método

de Gibson, é igual a $19,459 [m^3/h]$ para o filtro de segunda ordem e $19,463 [m^3/h]$ para o de quarta ordem. Praticamente o mesmo valor. Esta comparação foi feita para todos os registros adquiridos e os resultados sempre foram semelhante a este, ou seja, a vazão praticamente não se alterou quando foram utilizados filtros de segunda e quarta ordens.

Como mostrado anteriormente, sem a presença de filtro, a vazão calculada quase não se modifica. Aumentando-se mais a ordem do filtro, poderá haver um comprometimento do cálculo da vazão, dentre outras, devido à diminuição do pico da curva transiente. Mas, como já mencionado anteriormente, o objetivo do filtro é somente tornar o sinal mais “limpo”, para que possa haver um melhor entendimento do fenômeno. Como um filtro de segunda ordem supre todas as necessidades da filtragem do sinal, esta foi a ordem do filtro adotada neste trabalho.

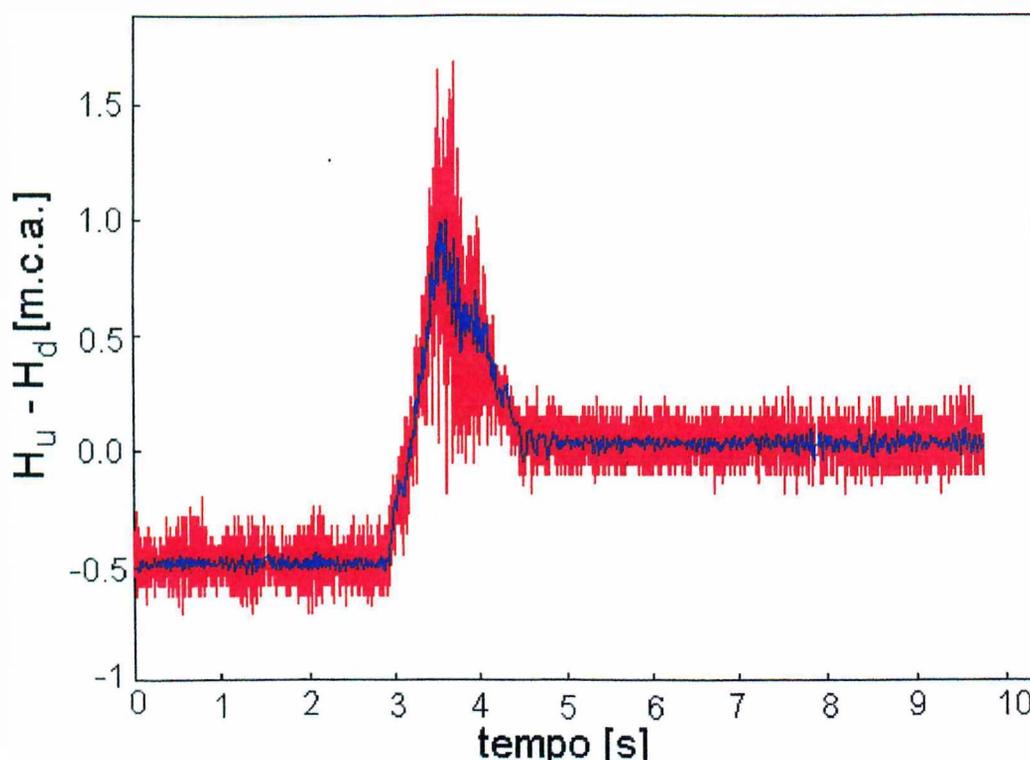


Figura 5.4 – Sinal de pressão - tempo original (vermelho) superposto pelo sinal filtrado (azul)

5.4. Calibração Dinâmica do Sistema de Aquisição de Dados

Considere um transdutor de pressão, calibrado estaticamente, isto é:

$$H_e = \alpha V + \beta ,$$

onde: $V \equiv$ voltagem;

$H_e \equiv$ altura piezométrica obtida em condições estáticas;

α, β = coeficientes de calibração estática.

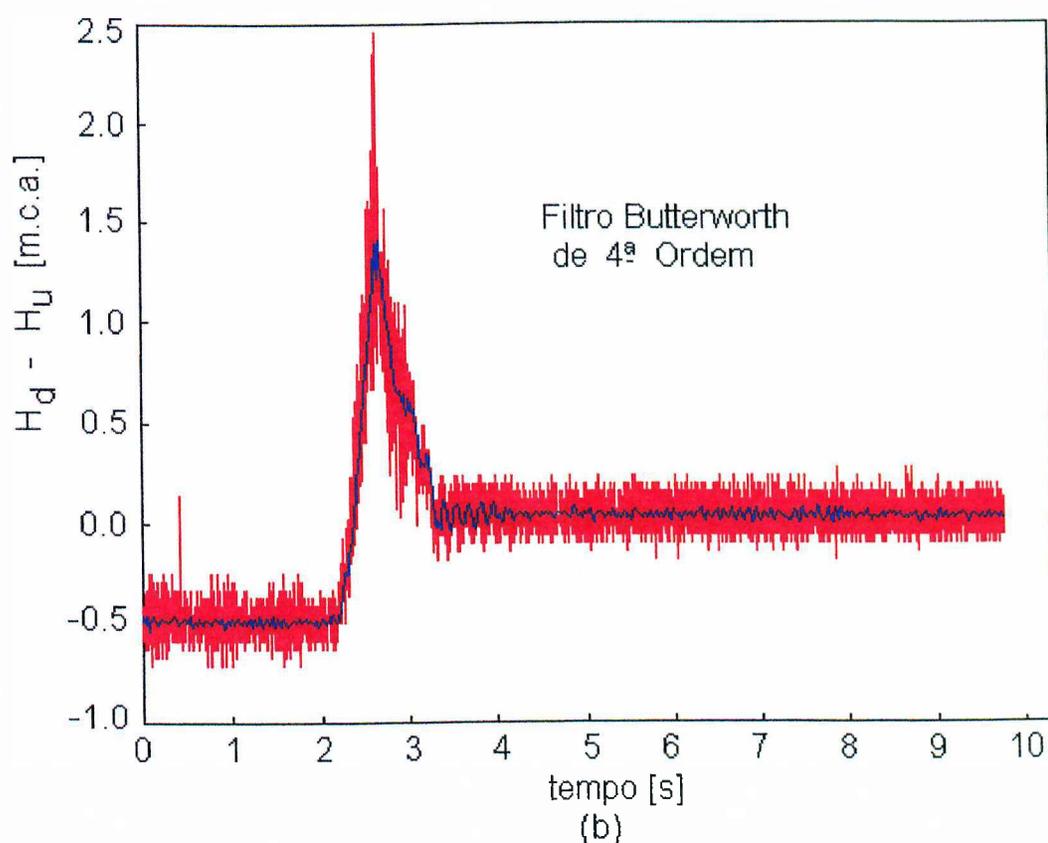
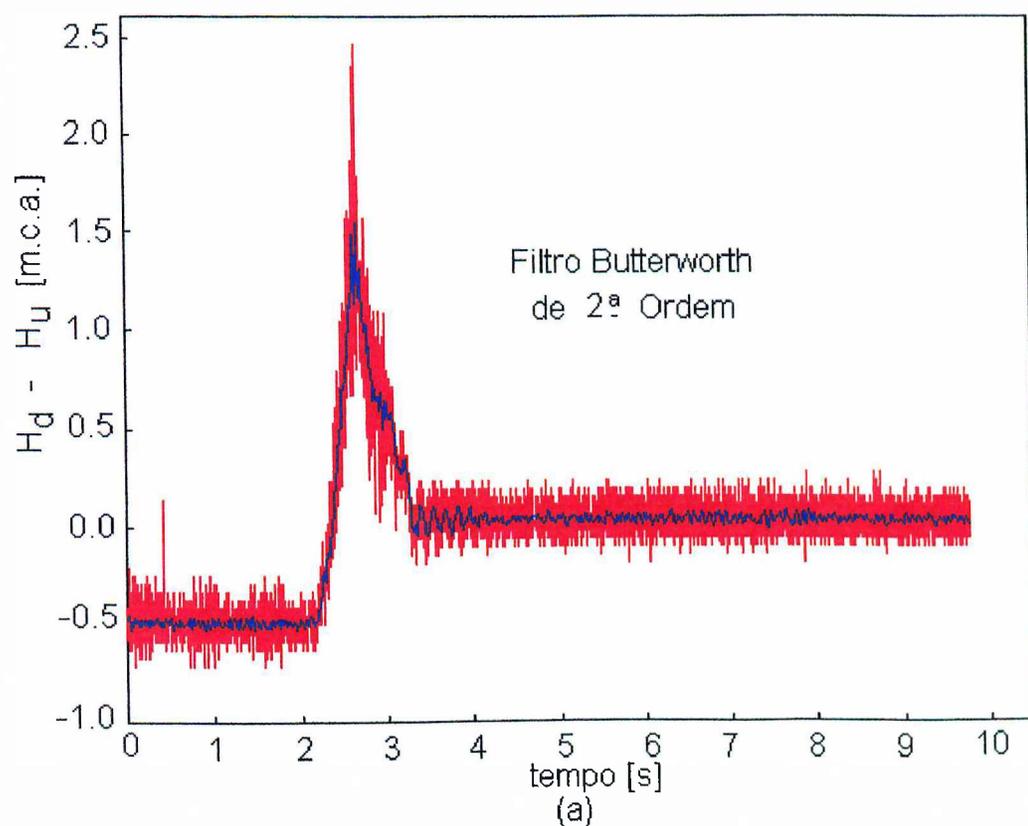


Figura 5.5 – (a) Sinal filtrado com filtro de 2ª ordem; (b) Sinal filtrado com filtro de 4ª ordem

Quando este transdutor for operado em condições dinâmicas, os coeficientes α e β podem não responder adequadamente, devido a efeitos de histerese. Evidentemente, caso se dispusesse de leituras dinâmicas de \bar{H} , poder-se-ia calcular novos coeficientes de calibração $\bar{\alpha}$ e $\bar{\beta}$ que respondessem às leituras dinâmicas. Então:

$$\bar{H} = \bar{\alpha} V + \bar{\beta}.$$

Como, em geral, é impraticável conhecer, a priori, valores corretos de \bar{H} , obtidos em condições dinâmicas, utilizou-se de um artifício, chamado de calibração dinâmica, para atender ao método de Gibson. Para isto, optou-se, não pela calibração individual de cada transdutor, mas sim pela calibração da diferença fornecida pelos dois transdutores: o de montante (u) e o de jusante (d). Desta forma:

$$\Delta h = \bar{H}_d - \bar{H}_u.$$

Então:

$$\Delta h = (\bar{\alpha}_d V_d + \bar{\beta}_d) - (\bar{\alpha}_u V_u + \bar{\beta}_u). \quad (5.1)$$

Procura-se ajustar os $\bar{\alpha}$ e $\bar{\beta}$ da Eq. (5.1) em torno dos valores estáticos correspondentes α e β , de forma que a média da curva apresentada na Fig. 5.6, após o fechamento da válvula (neste caso em torno de 5 segundos), se anule, ou seja:

$$(\Delta h)_{\text{médio}} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Delta h_i = 0, \quad (5.2)$$

onde N é o número de pontos adquiridos após o fechamento e Δh_i os valores procurados da altura piezométrica. Substituindo-se a Eq. (5.1) na Eq. (5.2), resulta:

$$\sum_{i=1}^N [(\bar{\alpha}_d V_{di} + \bar{\beta}_d) - (\bar{\alpha}_u V_{ui} + \bar{\beta}_u)] = 0 \quad (5.3)$$

ou

$$\bar{\alpha}_d S_d - \bar{\alpha}_u S_u + \bar{\beta}_d - \bar{\beta}_u = 0, \quad (5.4)$$

onde:

$$S_d = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N V_{di} \quad \text{e} \quad S_u = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N V_{ui} .$$

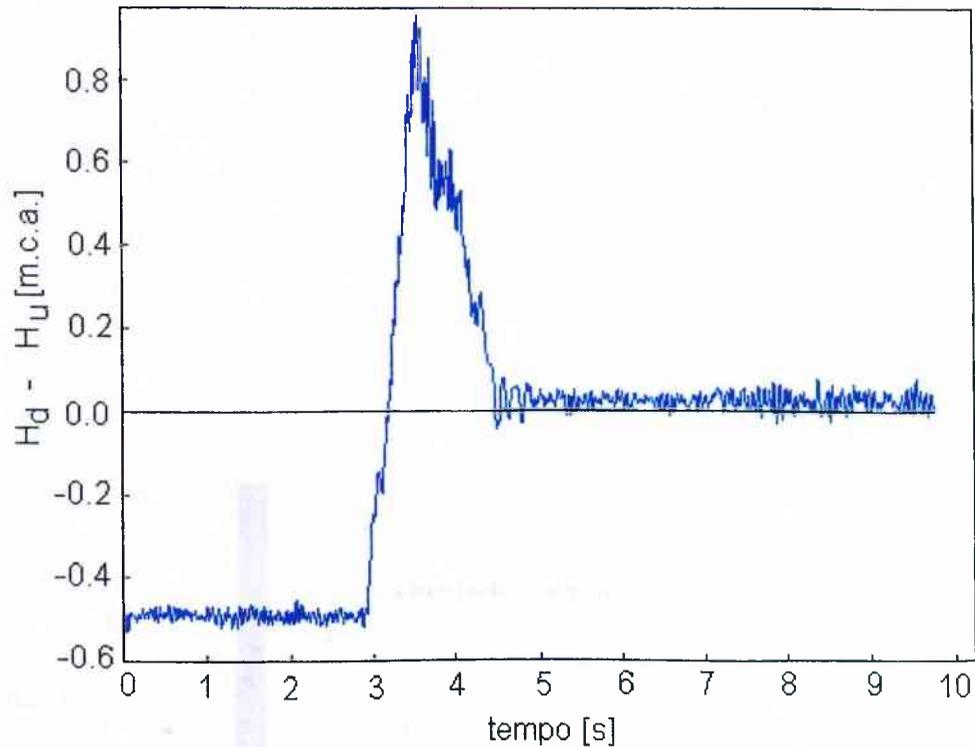


Figura 5.6 – Curva filtrada da diferença de altura piezométrica versus tempo

Buscando-se os valores de $\bar{\alpha}$ e $\bar{\beta}$ que satisfaçam a Eq. (5.4) e que estejam próximos dos valores estáticos de calibração α e β , minimizaremos a seguinte função:

$$f = (\bar{\alpha}_d - \alpha_d)^2 + (\bar{\beta}_d - \beta_d)^2 + (\bar{\alpha}_u - \alpha_u)^2 + (\bar{\beta}_u - \beta_u)^2, \quad (5.5)$$

sujeita à restrição apresentada na Eq. (5.4). Para isto, substitui-se $\bar{\beta}_u$ da Eq. (5.4) na Eq. (5.5), resultando em:

$$f = (\bar{\alpha}_d - \alpha_d)^2 + (\bar{\beta}_d - \beta_d)^2 + (\bar{\alpha}_u - \alpha_u)^2 + (\bar{\alpha}_d S_d - \bar{\alpha}_u S_u + \bar{\beta}_d - \beta_u)^2. \quad (5.6)$$

Esta função possui como variáveis independentes $\bar{\alpha}_u, \bar{\beta}_u, \bar{\alpha}_d$ e $\bar{\beta}_d$. Para obter seu ponto mínimo, basta anular suas quatro derivadas parciais, resultando num sistema linear de quatro equações, que, juntamente com a Eq. (5.4), fornece a solução procurada.

5.5. Obtenção da Vazão Através do Método Direto

Para validação do método de Gibson, torna-se necessário conhecer, a priori, a taxa de escoamento do sistema. Optou-se por calibrar o sistema através de um método direto, ou seja, mede-se o tempo gasto para preencher um volume conhecido.

Considere a Fig. 5.7, que representa o reservatório de amianto da bancada experimental (Fig. 5.1) equipado com alguns dispositivos necessários para a medição de volume. Primeiramente, instalou-se uma régua graduada na posição vertical, colada na parede lateral do reservatório. Um tubo transparente flexível, que sai do fundo do reservatório, é posicionado paralelamente à régua graduada, sendo também colado sobre a parede do reservatório. Foram destacadas duas posições A e B na régua. Estes equipamentos são utilizados na medição do nível da água dentro do reservatório.

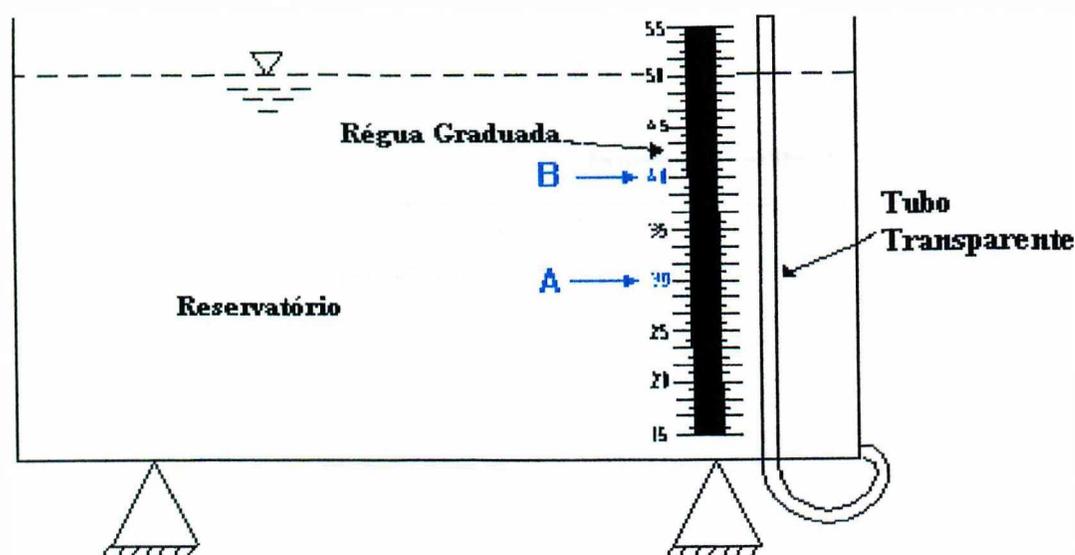


Figura 5.7 - Dispositivo para medição do volume de água no reservatório de amianto

Na Fig. 5.8. tem-se a representação de outro equipamento necessário para a realização da calibração do sistema, no que tange à vazão em regime permanente. Trata-se de um dispositivo que possibilita posicionar a válvula em posições angulares de aberturas entre 0° (fechada) e 90° (aberta), variando-se de 5 em 5 graus.

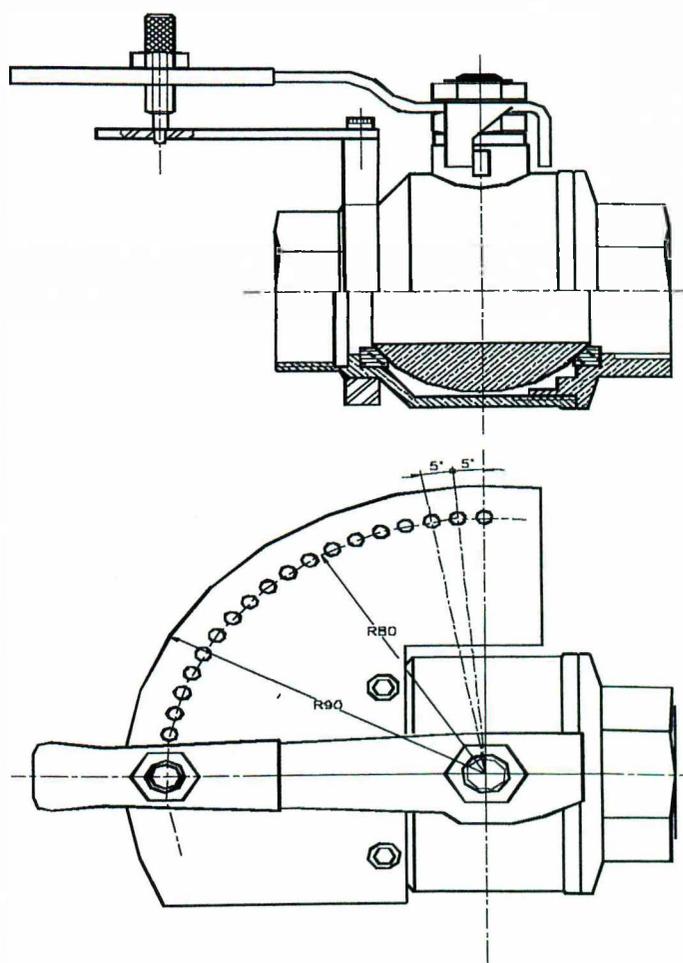


Figura 5.8 - Esquema do dispositivo que permite variar o ângulo de abertura da válvula de 0 a 90 graus

O primeiro passo para a calibração do sistema é determinar o volume de água contido entre os níveis A e B do reservatório de amianto. Para isso, posiciona-se o nível de água exatamente em A e, com o auxílio de um recipiente volumetricamente calibrado, adiciona-se água até que o nível atinja a posição B. Determina-se, portanto, por medição direta, o volume de água entre A e B. Repetiu-se este procedimento 20 vezes, obtendo-se um volume médio de 144 litros de água.

O próximo passo é a determinação da vazão para cada ângulo de abertura da válvula. Iniciando-se por 90° , que é o ângulo de abertura total da válvula, cronometra-se o tempo necessário para que o volume entre os níveis A e B seja preenchido. Realizando-se este experimento 100 vezes, obtém-se a vazão média de $19,35 \text{ [m}^3/\text{h]}$. Este procedimento foi executado para os demais ângulos de abertura da válvula, obtendo-se a curva da Fig. 5.9.

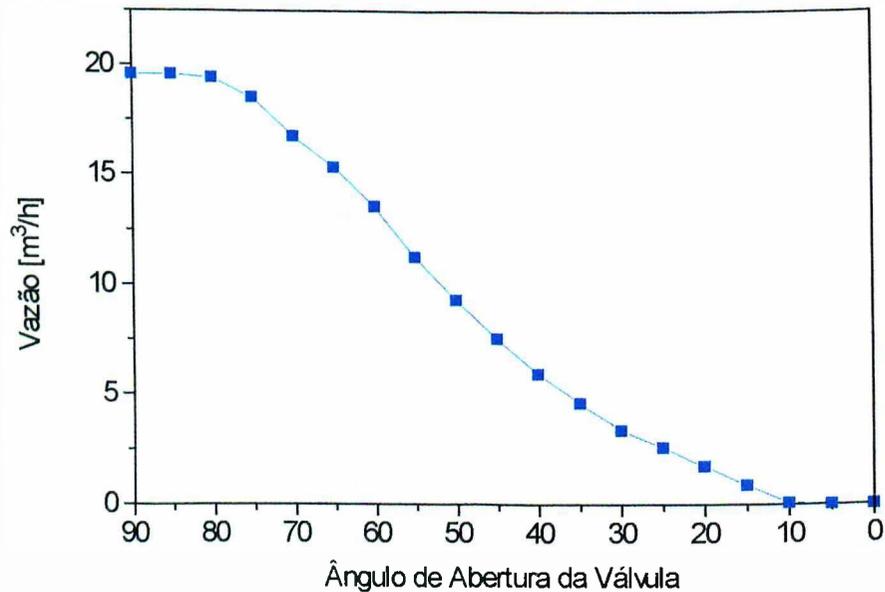


Figura 5.9 – Vazão versus Ângulo de Abertura da Válvula para a bancada experimental

É importante salientar que a escolha da posição do nível A é função dos baixos níveis de turbulência da água nesta posição, quando a válvula está totalmente aberta. A válvula utilizada neste trabalho é do tipo esférica, escolhida por proporcionar uma excelente vedação, mesmo quando sujeita a altas pressões.

5.6. Resposta do Método de Gibson a Diferentes Formas de Fechamento da Válvula

Os valores da curva de pressão – tempo, adquirida durante o transiente hidráulico, e que servem como dados de entrada para o método de Gibson, estão intimamente relacionados com a forma de fechamento da válvula, durante a manobra que provoca o transiente. Nesta etapa, será analisada a influência da forma desta curva e do tempo de fechamento da válvula no cálculo da vazão, utilizando-se o método de Gibson. Serão consideradas manobras lentas, manobras rápidas e algumas cujos perfis são considerados atípicos, geradas somente com o intuito de verificação acadêmica.

Considere a Fig. 5.10, onde encontra-se representado um registro de pressão – tempo típico para um fechamento da válvula relativamente lento. A vazão calculada, considerando-se este registro como parâmetro de entrada para o código numérico referente ao método de

Gibson, é igual a $19,37 [m^3/h]$. Lembrando-se que a vazão utilizada para comparação, obtida via método direto, é igual a $19,35 [m^3/h]$, o erro cometido foi de $0,1 \%$, aproximadamente.

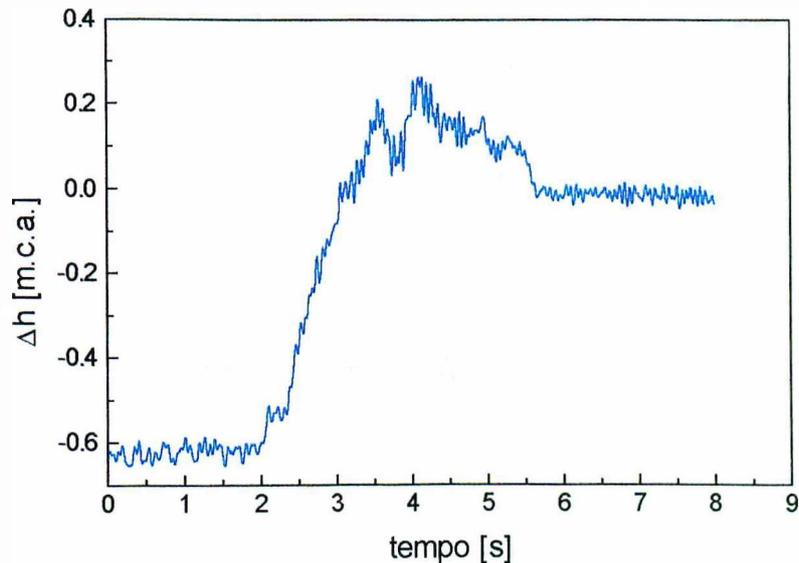


Figura 5.10 – Registro de pressão – tempo típico de uma manobra lenta

Nota-se, na curva da Fig. 5.10, que o pico máximo é da ordem de $0,3 [m.c.a.]$. Este valor é função do tempo de fechamento da válvula que neste caso é de, aproximadamente, $3,7$ segundos. Sabe-se que quanto mais lenta for a manobra da válvula, menor será o pico da curva.

Na Fig. 5.11, para uma manobra de aproximadamente $0,8$ segundo, a curva de pressão-tempo alcança o pico de, aproximadamente, $2 [m.c.a.]$, que é bastante superior àquele da Fig. 5.10. O valor da vazão, calculada via método de Gibson, para este registro temporal de pressão é de $19,36 [m^3/h]$, o que corresponde a um erro, relativo à vazão média do método direto, da ordem de $0,5 \%$. Um erro que pode ser considerado bastante baixo, mesmo porque ele é inferior à incerteza do método direto utilizado, cujo cálculo será apresentado no próximo capítulo.

Observa-se que, tanto para a manobra mais lenta quanto para a manobra mais rápida, obtém-se vazões bastante próximas daquela considerada a base de comparação, calculada via método direto. No conjunto de todas as vazões calculadas via método de Gibson, cuja média foi de $19,34 [m^3/h]$, encontram-se registros de pressão - tempo, resultantes de manobras lentas, alguns proporcionando vazões abaixo e outros acima desta média. Pode-se afirmar o mesmo quanto aos registros que resultam de manobras mais rápidas. Considerando a Fig. 5.12, pode-se afirmar que não existe correlação entre a vazão, obtida via método de Gibson, e o tempo de manobra da válvula. No próximo capítulo, este fato será comprovado

estatisticamente, através do cálculo do coeficiente de correlação por postos de Spearman (Triola, 1999).

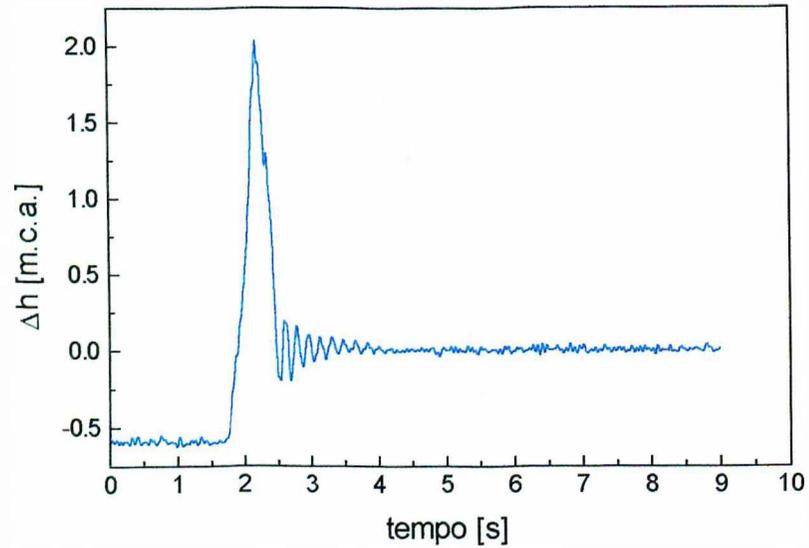


Figura 5.11 – Registro de pressão – tempo típico de uma manobra considerada rápida

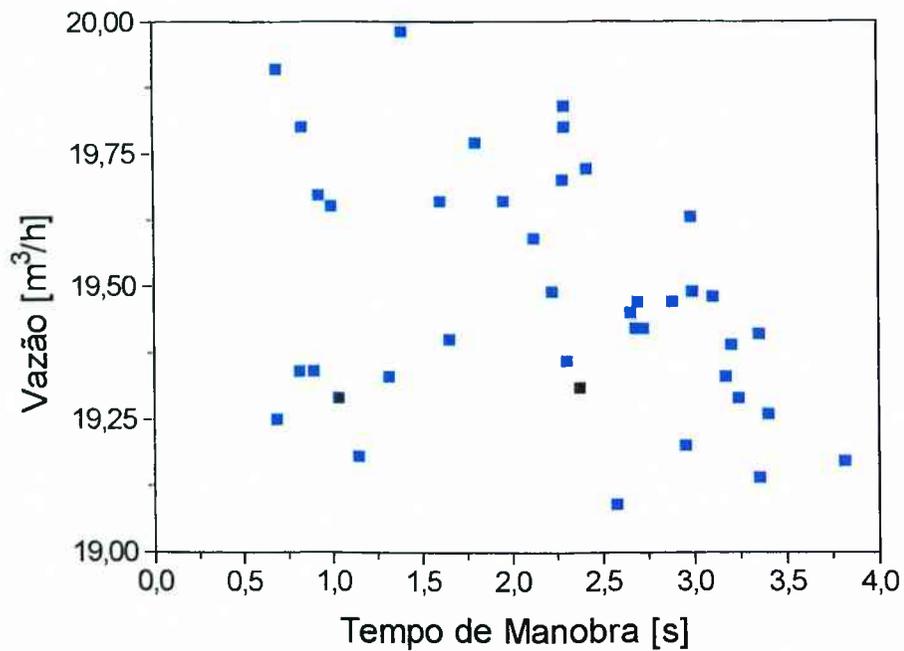


Fig. 5.12 – Nuvem de pontos representando vazão em função do tempo de manobra da válvula

Um outro aspecto que merece ser registrado e que contribui no sentido de confirmar a robustez do método quando aplicado em situações práticas, é aquele ilustrado por testes

realizados, considerando-se condições extremas e/ou anormais de fechamento da válvula. Na Fig. 5.13, apresenta-se um registro de pressão – tempo obtido a partir de um fechamento da válvula realizado por meio de “pulsos”. A vazão obtida para este caso, via método de Gibson, é de $18,90 [m^3/h]$, cujo erro, com relação à referência, é de 2,3 %. Este erro pode ser considerado baixo frente à condição atípica a que foi submetido o método de Gibson. Isto demonstra a sua alta robustez e transportabilidade para aplicações, cujas condições de fechamento podem ser diferentes daquelas do laboratório.

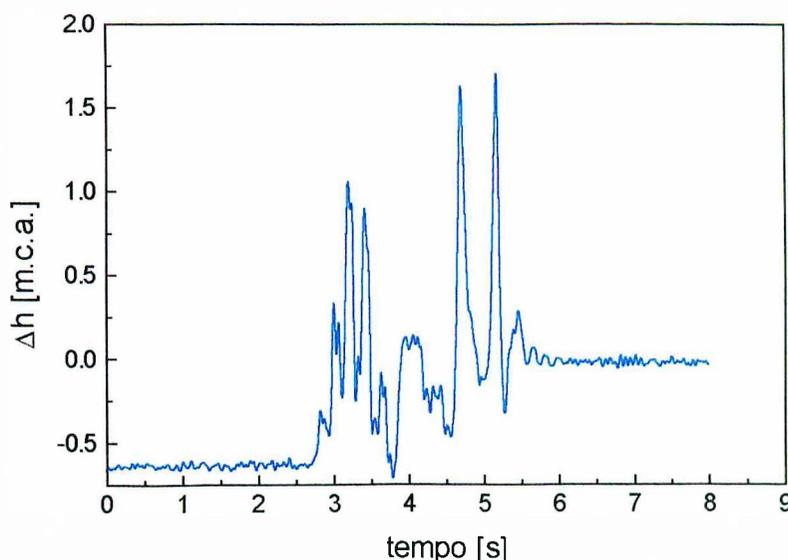


Figura 5.13 – Registro de pressão – tempo típico de uma manobra “pulsante”

5.7. Resposta do Método de Gibson a Diferentes Aberturas da Válvula

Um outro estudo realizado foi o cálculo da vazão para uma válvula semi-aberta. Escolheu-se um ângulo de abertura de 55° , cuja vazão média de comparação, calculada via método direto, é de $11,27 [m^3/h]$. Este ângulo pode ser posicionado utilizando-se o dispositivo ilustrado na Fig. 5.8. Com uma amostra de 20 experimentos obtém-se, via método de Gibson, uma vazão média de $11,49 [m^3/h]$. Comparando-se as duas vazões, obtém-se um erro de, aproximadamente, 1,9 %, relativa à vazão calculada via método direto. Este erro é considerado baixo e encontra-se no intervalo de incerteza do método de referência, cujos cálculos serão apresentados no próximo capítulo.

Pode-se concluir que o método é válido não somente para válvulas totalmente abertas, com vazão máxima. O método de Gibson, pode ser utilizado para o cálculo de diferentes

vazões na mesma tubulação. Esta confirmação é bastante importante para mostrar a grande versatilidade e robustez deste método.

Neste capítulo foram apresentadas as várias faces na aplicação do método de Gibson, destacando-se problemas de ruídos, filtragem de dados, calibração estática dos sensores de pressão e calibração dinâmica do sistema de aquisição de dados. Vencidas as dificuldades, o método mostrou-se bastante competitivo. No próximo capítulo, serão realizadas análises estatísticas para a comprovação da validade dos procedimentos adotados na implementação do método.

CAPÍTULO VI

ANÁLISE ESTATÍSTICA

Neste capítulo, serão realizadas as análises dos dados para a determinação dos erros, da precisão e da validade geral das medidas experimentais de vazão, tanto para o método direto (volume - tempo) como também para o método de Gibson (pressão - tempo).

6.1. Análises de Incerteza

Em muitos experimentos, as medições primárias serão usadas para calcular o resultado desejado. Desde que as incertezas nestas medições primárias sejam satisfatoriamente estimadas ou calculadas, a incerteza no resultado final, causada pelas incertezas individuais, pode ser calculada.

Suponha um conjunto de medições e que a incerteza de cada medição possa ser expressa com a mesma probabilidade. Suponha ainda que estas medições sejam utilizadas para calcular algum resultado desejado dos experimentos. Deseja-se estimar a incerteza no resultado (R) calculado, baseando-se nas incertezas das medições primárias. O resultado R é uma função das variáveis independentes $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$, ou seja:

$$R = R(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n). \quad (6.1)$$

Representa-se por W_R a incerteza no resultado e $w_1, w_2, w_3, \dots, w_n$ as incertezas das variáveis independentes $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$, respectivamente. Se estas têm, entre si, a mesma probabilidade, então a incerteza no resultado, também com a mesma probabilidade, é dada, segundo Holman (1977) e ASHRAE STANDARD (1975), por:

$$W_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial x_1} w_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_2} w_2 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_3} w_3 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n} w_n \right)^2 \right]^{1/2}. \quad (6.2)$$

A propagação de incerteza no resultado W_R , dada pela Eq. (6.2), depende dos quadrados das incertezas das variáveis independentes $w_1, w_2, w_3, \dots, w_n$. Isto significa que se a incerteza de uma variável for significativamente maior que as incertezas das outras variáveis,

então a maior incerteza é a que predomina sobre as outras. No projeto de um experimento, ganha-se muito pouco ao reduzir-se as pequenas incertezas, já que as grandes predominam devido à propagação quadrática. Qualquer melhoria no resultado global do experimento deverá ser alcançada, aperfeiçoando-se a instrumentação ou a técnica experimental relacionada com as incertezas relativamente grandes.

6.1.1. Análise de Incerteza do Método de Volume – Tempo

No método direto (volume-tempo), apresentado na seção 5.5, do Capítulo V, a vazão é dada pela seguinte equação:

$$Q = \frac{V}{t} \quad (6.3)$$

onde: $Q \equiv$ vazão no estado permanente;

$V \equiv$ volume conhecido;

$t \equiv$ tempo gasto para preencher o volume V .

Neste caso, as variáveis independentes são V e t . Portanto, fazendo-se um paralelo com as Eqs. (6.1) e (6.2) tem-se, respectivamente:

$$Q = Q(V, t) \quad (6.4)$$

e

$$W_Q = \left[\left(\frac{\partial Q}{\partial V} w_V \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial t} w_t \right)^2 \right]^{1/2} \quad (6.5)$$

onde: $W_Q \equiv$ propagação da incerteza na vazão;

$\frac{\partial Q}{\partial V} \equiv$ sensibilidade da vazão, com relação ao volume;

$w_V \equiv$ incerteza do volume;

$\frac{\partial Q}{\partial t} \equiv$ sensibilidade da vazão, com relação ao tempo;

$w_t \equiv$ incerteza do tempo.

Considerando a Eq. (6.3), obtém-se respectivamente as derivadas:

$$\frac{\partial Q}{\partial V} = \frac{1}{t} \quad (6.6)$$

e

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = -\frac{V}{t^2}. \quad (6.7)$$

Para o cálculo da incerteza na obtenção da vazão, pelo método direto, Eq. (6.5), necessita-se conhecer o volume (V), o tempo (t) necessário para preencher este volume e também as incertezas individuais do volume (w_V) e do tempo (w_t).

O cálculo das incertezas nas medições, tanto do volume quanto do tempo, deverão ser calculadas, lembrando-se que cada incerteza possui uma parcela relativa ao erro aleatório e outra ao erro sistemático.

A determinação do volume segue o seguinte procedimento: utilizando-se um recipiente com capacidade para 6 litros ($0,006 \text{ m}^3$), cuja menor divisão da escala de graduação é de 0,5 litro ($5 \times 10^{-4} \text{ m}^3$), obtém-se um volume médio de 144 litros ($0,144 \text{ m}^3$), entre duas seções A e B do reservatório de amianto. Estas seções estão apresentadas na Fig. 5.7 do Capítulo V. Este valor médio do volume foi obtido repetindo-se o procedimento por 20 (vinte) vezes, onde obteve-se um desvio padrão igual a $0,00075 \text{ m}^3$. Utilizando-se uma distribuição "t – student", com 95% de confiança, o valor da parcela de incerteza devido ao erro aleatório é igual a $w_{val} = 5,4 \times 10^{-4} \text{ m}^3$.

A parcela da incerteza do volume relativa ao erro sistemático é determinada considerando-se que para preencher 144 litros são necessários 24 recipientes de 6 litros. A incerteza de cada recipiente é igual à metade da menor divisão da escala do recipiente, sendo então igual a 0,25 litro ($2,5 \times 10^{-4} \text{ m}^3$). Esta incerteza somada 24 vezes resulta em $w_{sist} = 0,006 \text{ m}^3$.

Para provar que a incerteza é somada 24 vezes, considere o volume total dado por:

$$V_t = \sum_{i=1}^{24} \Delta V_i.$$

A incerteza no volume total será igual a:

$$w_{\text{vsist}}^2 = \left(\frac{\partial V_t}{\partial \Delta V_i} w_{\Delta V_i} \right)^2.$$

Mas:

$$\frac{\partial V_t}{\partial \Delta V_i} = \frac{\partial}{\partial \Delta V_i} \left(\sum_{i=1}^{24} \Delta V_i \right) = \sum_{i=1}^{24} \frac{\partial \Delta V_i}{\partial \Delta V_i} = \sum_{i=1}^{24} 1 = 24.$$

Então:

$$w_{\text{vsist}} = 24 w_{\Delta V_i},$$

provando o que foi dito anteriormente.

Portanto, a incerteza na determinação do volume é igual a:

$$w_V = w_{\text{val}} + w_{\text{vsist}} = 6,54 \times 10^{-3} \text{ m}^3.$$

A cronometragem do tempo para o preenchimento do volume de $0,144 \text{ m}^3$, pela tubulação da bancada experimental, foi realizada 100 vezes. Obteve-se um valor médio igual a $26,80$ segundos, com desvio padrão igual a $0,35$ segundo. Para uma distribuição "t – Student", com 95% de confiança, obtém-se um erro aleatório igual a $w_{\text{tal}} = 0,069$ segundo. O cronômetro utilizado tem menor divisão de escala de medição igual a $0,01$ segundo. O erro sistemático, portanto, é igual à metade da menor divisão, ou seja, $w_{\text{tsist}} = 0,005$ segundo. A incerteza na determinação do tempo é igual a:

$$W_t = w_{\text{tal}} + w_{\text{tsist}} = 0,074 \text{ segundo.}$$

Faltam agora determinar as sensibilidades da vazão com relação ao volume e ao tempo, utilizando-se as Eqs. (6.6) e (6.7), respectivamente. Serão substituídos, nestas equações, os valores médios do volume e do tempo. Obtém-se, desta maneira:

$$\frac{\partial Q}{\partial V} = \frac{1}{t} = \frac{1}{26,80} = 0,037 \text{ [s}^{-1}\text{]}$$

e

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = \frac{0,144}{(26,80)^2} = 2,00 \times 10^{-4} \text{ [m}^3\text{/s}^2\text{]}.$$

Substituindo-se os valores obtidos na Eq. (6.5), obtém-se:

$$W_Q = 2,45 \times 10^{-4} \text{ [m}^3\text{/s]} = 0,88 \text{ [m}^3\text{/h]}.$$

Em porcentagem, tem-se:

$$\frac{W_Q}{Q} 100 = \frac{0,88}{19,35} 100 \cong 4,5\%.$$

A parcela que mais contribui para esta incerteza de, aproximadamente, 4,5%, é aquela devida à medição do volume do reservatório. Especificamente, devido à parcela do erro sistemático, embutido no recipiente de medição do volume. O erro deste recipiente é somado 24 vezes. Por outro lado, a parcela do erro relativa à medição do tempo é muito baixa. Como a propagação é quadrática, a parcela maior se destaca mais.

6.1.2. Análise da Incerteza do Método de Gibson

Observando-se a Eq. (4.20), do Capítulo IV, nota-se que a vazão obtida pelo método de Gibson é dependente de uma série de variáveis, isto é:

$$Q = Q(g, \rho, L, d, H_u, H_d, \Delta t) \quad (6.8)$$

onde: $Q \equiv$ vazão na tubulação;

$g \equiv$ aceleração da gravidade;

$\rho \equiv$ densidade da água;

$L \equiv$ distância entre duas tomadas de pressão na tubulação;

$d \equiv$ diâmetro da tubulação;

$H_u \equiv P_u/\rho g \equiv$ altura piezométrica na seção u da tubulação da Fig. 4.1 do Capítulo IV;

$H_d \equiv P_d/\rho g \equiv$ altura piezométrica na seção d da tubulação da Fig. 4.1 do Capítulo IV;

$\Delta t \equiv$ intervalo de integração da curva de pressão-tempo.

De acordo com a Eq. (6.2), a incerteza na determinação da vazão, para o método de Gibson, é determinada a partir da seguinte equação:

$$W_Q = \left[\left(\frac{\partial Q}{\partial g} w_g \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \rho} w_\rho \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial L} w_L \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial d} w_d \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial H_d} w_{H_d} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial H_u} w_{H_u} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \Delta t} w_t \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (6.9)$$

As curvas de calibração dos transdutores de pressão (Anexo I), instalados nas posições u e d – Fig. 4.1 do Capítulo IV – da tubulação, têm a seguinte forma:

- Para a posição u :

$$H_u = \alpha_u V + \beta_u. \quad (6.10)$$

- Para a posição d :

$$H_d = \alpha_d V + \beta_d. \quad (6.11)$$

Tem-se, portanto, duas relações lineares entre a altura piezométrica e a saída, em volts, dos transdutores. Os símbolos α_u e β_u são, respectivamente, os coeficientes angular e linear do transdutor instalado na posição u e α_d e β_d , seus correspondentes para a posição d na tubulação. No Anexo I estão apresentados os detalhes da calibração.

Para a obtenção da incerteza da vazão calculada pelo método de Gibson, algumas hipóteses serão estabelecidas. São elas:

$$\text{Hipótese 1: } \left(\frac{\partial Q}{\partial g} w_g \right)^2 = 0$$

$$\text{Hipótese 2: } \left(\frac{\partial Q}{\partial \rho} w_\rho \right)^2 = 0$$

$$\text{Hipótese 3: } \left(\frac{\partial Q}{\partial h_d} w_{Hd} \right)^2 = \left(\frac{\partial Q}{\partial \alpha_d} w_{\alpha d} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \beta_d} w_{\beta d} \right)^2$$

$$\text{Hipótese 4: } \left(\frac{\partial Q}{\partial h_u} w_{Hu} \right)^2 = \left(\frac{\partial Q}{\partial \alpha_u} w_{\alpha u} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \beta_u} w_{\beta u} \right)^2$$

$$\text{Hipótese 5: } \left(\frac{\partial Q}{\partial \Delta t} w_t \right)^2 = 0.$$

Para justificar a hipótese 1, será mostrada a determinação do valor da aceleração da gravidade local. A bancada experimental, projetada para este estudo, foi construída no Campus Santa Mônica, da UFU, cujas coordenadas, de acordo com o Laboratório de Sensoriamento Remoto do Departamento de Geografia (UFU), são:

Altitude (H): 860 [m]

Latitude (ϕ): $18^\circ 55' 1,4''$

Longitude: $48^\circ 15' 17,1''$.

De acordo com ASME(1992), obtém-se a aceleração da gravidade a partir das fórmulas abaixo:

$$g_1 = 9,80616(1 - 0,0026373 \cos 2\phi + 0,00000 \cos^2 2\phi) \quad (6.12)$$

Correção devido à altitude: $-0,000003086H$.

O valor de g pode ser obtido por:

$$g = g_1 - 0,000003086H. \quad (6.13)$$

O valor de g neste caso é $9,7831$ [m/s²]. Uma variação de $\pm 5\%$ tanto na altitude quanto na latitude, introduz uma alteração da ordem de $1 \times 10^{-3}\%$ no valor de g . Como os erros na determinação das coordenadas de posição, altitude e latitude, não alcançariam nem este patamar de $\pm 5\%$, toma-se bastante coerente considerar g um parâmetro populacional.

A hipótese 2 é também bastante coerente. Um erro de $0,15\%$ na densidade da água, representa uma variação de, aproximadamente, 6°C na temperatura. O tempo de aquisição de uma curva de pressão-tempo é de 10 segundos, aproximadamente. Não seria possível a

temperatura ambiente variar 6°C em 10 segundos. Desta forma, é bastante normal a consideração da densidade da água como uma variável populacional.

Nas hipóteses 3 e 4, considera-se que a parcela de incerteza, proveniente das pressões adquiridas na seções u e d , é atribuída somente aos erros envolvidos nos coeficientes α e β das retas de calibração dos transdutores. Isto é razoável já que parte dos erros sistemáticos são eliminados nas calibrações, restando, então, os erros aleatórios que estarão atribuídos aos coeficientes. Porém a parcela do erro sistemático proveniente da medição da altura piezométrica, quando da calibração dos transdutores, ainda permanece. Mas o método de Gibson trabalha com a diferença das alturas piezométricas entre os transdutores posicionados nas referidas posições u e d da tubulação. Então, subtrai-se também os erros sistemáticos que são iguais. O resultado final fica livre desta parcela do erro.

Finalmente a hipótese 5. Torna-se sem sentido a avaliação do erro devido ao intervalo de tempo de integração, já que este parâmetro é introduzido no cálculo da vazão a partir da observação da curva de pressão-tempo. Define-se os tempos de início e final de integração. Estes serão introduzidos no código computacional do método de Gibson. Tem-se que Δt é, portanto, um parâmetro fixo.

Desta maneira, a Eq (6.9) transforma-se em:

$$W_Q = \left[\left(\frac{\partial Q}{\partial L} w_L \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial d} w_d \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \alpha_d} w_{\alpha d} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \beta_d} w_{\beta d} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \alpha_u} w_{\alpha u} \right)^2 + \left(\frac{\partial Q}{\partial \beta_u} w_{\beta u} \right)^2 \right]^{1/2}. \quad (6.14)$$

Os termos: $\frac{\partial Q}{\partial L}$, $\frac{\partial Q}{\partial d}$, $\frac{\partial Q}{\partial \alpha_d}$, $\frac{\partial Q}{\partial \beta_d}$, $\frac{\partial Q}{\partial \alpha_u}$ e $\frac{\partial Q}{\partial \beta_u}$ serão avaliados numericamente. Para

isto, será escolhida uma curva de pressão-tempo característica. Esta curva foi obtida experimentalmente, posicionando-se os transdutores de pressão em dois anéis piezométricos separados por uma distância de 2,094 metros. Considera-se que os parâmetros L , d , α e β têm variações aleatórias que obedecem a uma distribuição normal.

Considere, inicialmente, a avaliação da sensibilidade da vazão Q com relação ao comprimento L , $\frac{\partial Q}{\partial L}$. Todos os demais parâmetros deverão ficar fixos, variando-se apenas o valor de L . Para cada valor de L , obtém-se um determinado Q . Ajusta-se uma curva de regressão para $Q = f(L)$, obtendo-se uma reta:

$$Q = aL + b. \quad (6.15)$$

Assim:

$$\frac{\partial Q}{\partial L} = a. \quad (6.16)$$

Na Eq. (6.15), a e b são, respectivamente, os coeficientes angular e linear da reta de regressão.

Este será o procedimento adotado também na avaliação da sensibilidade de Q com relação às demais variáveis independentes.

$$1^{\text{a}}) \text{ Avaliação de } \frac{\partial Q}{\partial L} w_L.$$

De acordo com o procedimento exposto anteriormente, a sensibilidade de Q com relação à variação de L será:

$$\frac{\partial Q}{\partial L} = -9,28 \text{ [m}^2/\text{h]}.$$

A incerteza atribuída a L é igual à $0,0005 \text{ [m]}$, cuja parcela predominante é proveniente do erro sistemático. Este é resultado da utilização de uma "trena" para medir o comprimento das tomadas de pressão. Dessa forma:

$$\frac{\partial Q}{\partial L} w_L = -4,64 \times 10^{-3} \text{ [m}^3/\text{h]}.$$

$$2^{\text{a}}) \text{ Avaliação de } \frac{\partial Q}{\partial d} w_d$$

O procedimento adotado no item anterior também será realizado aqui. Fixa-se todas as variáveis independentes, com exceção do diâmetro da tubulação. Obtém-se :

$$\frac{\partial Q}{\partial d} = 878,41 \text{ [m}^2/\text{h]}.$$

O erro aleatório, neste caso, com 95% de confiança, é de $4,90 \times 10^{-5}$ [m] e o sistemático é de $2,05 \times 10^{-5}$ [m]. Com isto:

$$w_d = 7,40 \times 10^{-5} \text{ [m]} .$$

Então, tem-se que:

$$\frac{\partial Q}{\partial d} w_d = 0,065 \text{ [m}^3/\text{h]} .$$

$$3^{\circ}) \text{ Avaliação de } \frac{\partial Q}{\partial \alpha_d} w_{\alpha_d}$$

Sempre mantendo o mesmo procedimento, variando-se agora o α_d , obtém-se:

$$\frac{\partial Q}{\partial \alpha_d} w_{\alpha_d} = 0,153 \text{ [m}^3/\text{h]} .$$

O valor de w_{α_d} é resultado do erro aleatório, obtido por meio da calibração estática do transdutor, considerando 95% de confiança.

$$4^{\circ}) \text{ Avaliação de } \frac{\partial Q}{\partial \beta_d} w_{\beta_d}$$

Variando-se o valor de β_d , obtém-se:

$$\frac{\partial Q}{\partial \beta_d} w_{\beta_d} = -0,136 \text{ [m}^3/\text{h]} .$$

Lembrando-se também que este erro é resultado do erro aleatório, considerando 95% de confiança.

5º) Avaliações de $\frac{\partial Q}{\partial \alpha_u} w_{\alpha_u}$ e $\frac{\partial Q}{\partial \beta_u} w_{\beta_u}$

Os valores obtidos destas parcelas são:

$$\frac{\partial Q}{\partial \alpha_u} w_{\alpha_u} = -0,077 [m^3/h]$$

e

$$\frac{\partial Q}{\partial \beta_u} w_{\beta_u} = 0,157 [m^3/h].$$

Aqui também considera-se os erros aleatórios com 95% de confiança.

Substituindo, na Eq (6.14), todas estas parcelas de erro avaliadas, a incerteza da vazão, obtida pelo método de Gibson, é:

$$W_Q = 0,277 [m^3/h].$$

Dividindo este valor pelo valor da vazão obtida, resulta:

$$\frac{W_Q}{Q} = \frac{0,277}{19,34} = 0,014 \text{ ou } 1,4\%.$$

Esta é a estimativa do erro cometido na determinação da vazão através do método de Gibson. Comparando este valor com aquele equivalente do método direto (volume-tempo), observa-se que este método possui uma incerteza no resultado menor do que o primeiro.

6.2. Análise Estatística dos Dados Experimentais

6.2.1. Método de Volume – Tempo

Com um volume previamente conhecido, mede-se o tempo necessário para se preencher este volume. Este método direto para a determinação da vazão foi desenvolvido

para servir como base de comparação dos resultados obtidos via método de Gibson. O tradicional método direto é bastante simples para a medição da vazão, podendo servir mesmo como um parâmetro de comparação. Porém como também vale-se de experimentação, torna-se necessário estabelecer critérios avaliativos do seu desempenho. Por isso já foi calculada sua incerteza e, agora, receberá um tratamento estatístico necessário para a comparação mencionada.

Após a aplicação do critério de Chauvenet (Holman, 1977 e ASHRAE STANDARD, 1975) obtém-se:

$$\bar{Q} = 19,35 [m^3/h];$$

$$S = 0,253 [m^3/h];$$

$$n = 99 ;$$

onde: \bar{Q} = média aritmética das vazões;

S = desvio padrão amostral;

n = número de elementos da amostra.

Baseado nestes valores, considerando-se que a população tenha um comportamento normal, o intervalo $[19,30; 19,40]$, com 95% de confiança, poderá incluir a média aritmética. Simbolicamente, tem-se que:

$$P(19,35 \pm 0,26\%) = 95\%.$$

Na Fig. 6.1, apresenta-se o histograma juntamente com a curva normal desta distribuição.

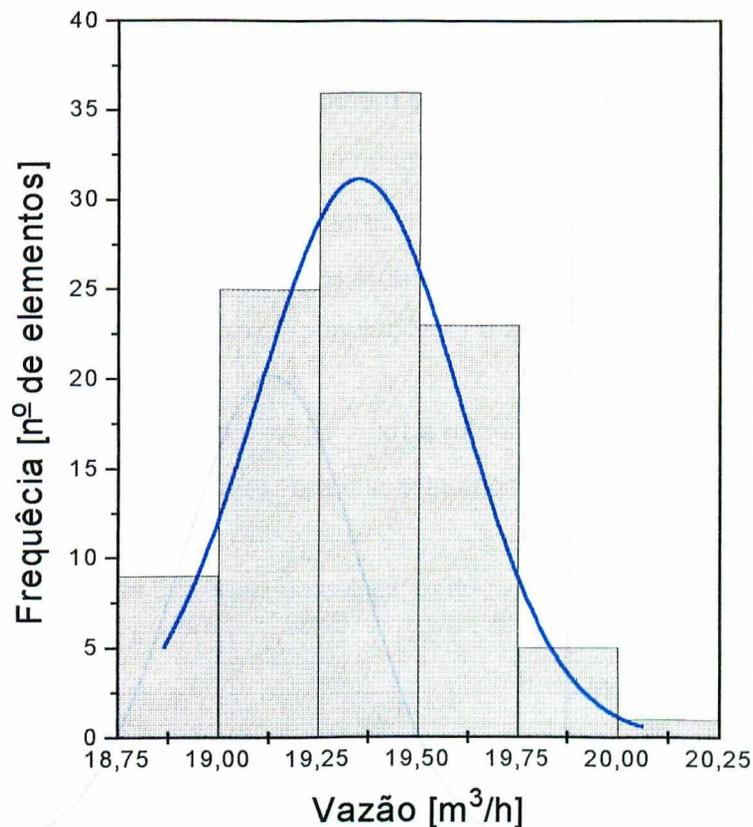


Figura 6.1 - Histograma e curva normal da distribuição de freqüências das vazões obtidas pelo método direto

6.2.2. Método de Gibson

Após a aplicação do critério de Chauvenet, nos dados amostrais, obtêm-se os seguintes parâmetros descritivos:

Vazão média: $\bar{Q} = 19,34 [m^3/h]$;

Desvio padrão: $S = 0,383 [m^3/h]$;

Tamanho da amostra: $n = 100$ elementos.

Considerando uma distribuição normal, o intervalo $[19,26; 19,42]$ possui a verdadeira média populacional, com 95% de confiança. Simbolicamente, tem-se que:

$$P(19,34 \pm 0,39\%) = 95\%.$$

Na Fig. 6.2, apresenta-se o histograma representativo da distribuição, além da curva normal de vazões, obtidas através deste método de Gibson.

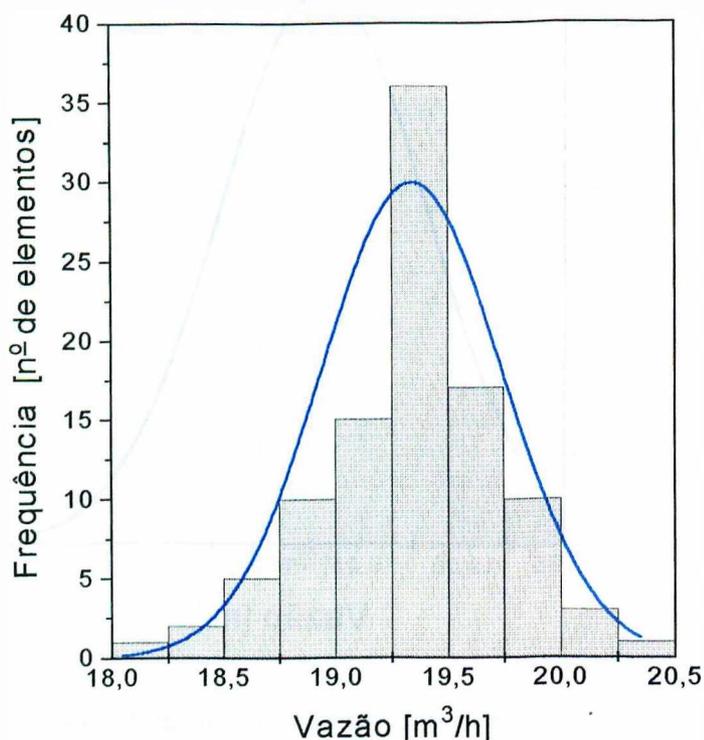


Figura 6.2 – Histograma e curva normal da distribuição de frequências das vazões obtidas pelo método de Gibson

6.2.3 – Inferência Estatística sobre as Duas Vazões Médias obtidas via Método Direto e via Método de Gibson.

Será realizado um teste de hipótese para as médias, com o objetivo de verificar se os parâmetros calculados pelos dois métodos são referentes à mesma população. Será possível concluir se foram mantidas as mesmas condições de teste nas determinações experimentais da vazão pelos dois métodos. Isto implica em poder ou não realizar comparações entre os valores obtidos pelos métodos.

A estatística de teste para as duas médias, tendo-se amostras grandes e independentes, é dada por:

$$Z = \frac{(\bar{x}_1 - \bar{x}_2) - (\mu_1 - \mu_2)}{\sqrt{\frac{s_1^2}{n_1} + \frac{s_2^2}{n_2}}} \quad (6.17)$$

onde: \bar{x}_1 e \bar{x}_2 = médias aritméticas das amostras 1 e 2, respectivamente;

S_1 e S_2 = desvios padrões das amostras 1 e 2, respectivamente;

n_1 e n_2 = números de elementos das amostras 1 e 2, respectivamente;

μ_1 e μ_2 = médias aritméticas das populações 1 e 2, respectivamente.

Como as amostras são grandes ($n > 30$) e não são conhecidos os valores dos desvios padrões populacionais (σ_1 e σ_2), estes foram substituídos, respectivamente, por S_1 e S_2 .

Tabela 6.1 – Características das duas amostras: método direto e método de Gibson

AMOSTRA 1 Método Direto	AMOSTRA 2 Método de Gibson
$\bar{x}_1 = 19,35 \text{ [m}^3/\text{h]}$	$\bar{x}_2 = 19,34 \text{ [m}^3/\text{h]}$
$s_1 = 0,253 \text{ [m}^3/\text{h]}$	$s_2 = 0,383 \text{ [m}^3/\text{h]}$
$n_1 = 99$	$n_2 = 100$

No teste de hipótese, serão seguidos os seguintes passos:

Passo 1:

$H_0: \mu_1 = \mu_2$ (hipótese nula)

$H_1: \mu_1 \neq \mu_2$ (hipótese adicional)

Passo 2:

Nível de significância: $\alpha = 0,05$

Passo 3:

Como trata-se de duas amostras grandes e independentes e testa-se a afirmação sobre duas médias populacionais, será então utilizada a distribuição normal.

Segundo Triola (1999), uma conclusão do Teorema do Limite Central é que as médias amostrais tendem a distribuir-se normalmente. E mais, as diferenças entre as médias amostrais ($\bar{x}_1 - \bar{x}_2$) também tendem a distribuir-se normalmente.

Na Fig (6.3), apresenta-se a distribuição de diferenças entre duas médias de vazões para os métodos direto e de Gibson, considerando-se $\alpha = 0,05$.

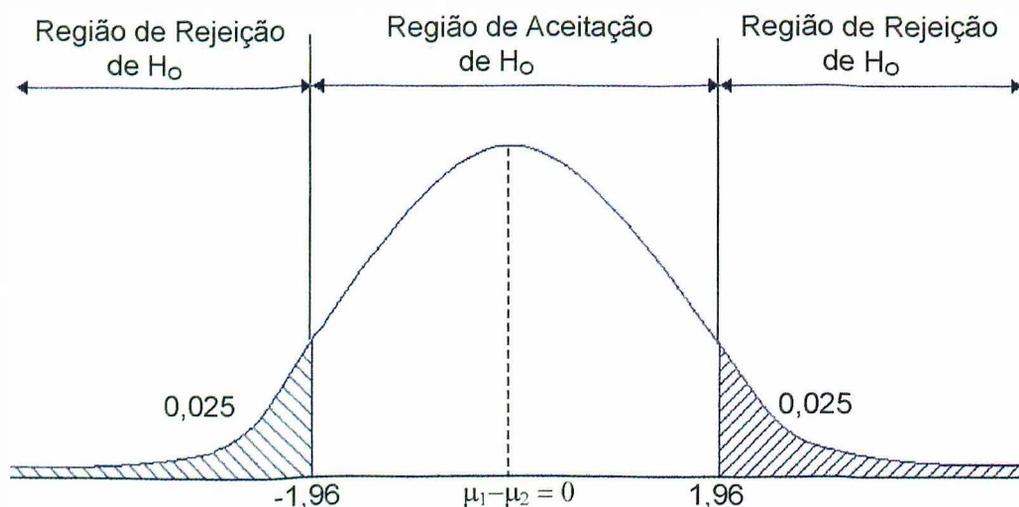


Figura 6.3 - Distribuição de diferenças de vazão

Deve-se notar que para a aceitação da hipótese nula, o valor de Z , dado pela Eq. (6.17), deverá pertencer ao intervalo $[-1,96; 1,96]$. Fora deste intervalo a hipótese nula deverá ser rejeitada.

Passo 4:

Calculando-se a estatística de teste, utilizando-se a Eq (6.17), obtém-se:

$$Z = 0,22.$$

Passo 5:

Como a estatística do teste $Z < |1,96|$, **aceita-se H_0** .

Passo 6:

Há evidência suficiente para apoiar a afirmação de que as médias \bar{x}_1 e \bar{x}_2 pertencem à mesma população, com 95% de confiança.

O resultado do Passo 6 permite concluir que a utilização do método direto para a aferição do método de Gibson é perfeitamente coerente, visto que foi possível manter os mesmos parâmetros e condições para ambos os métodos. E isto ficou evidente quando, na realização do teste de hipótese, aceitou-se a hipótese nula que afirma serem iguais as duas médias populacionais μ_1 e μ_2 , indicando tratar-se da mesma população para os dois métodos.

De acordo com o teorema do limite central, a diferença entre as médias aritméticas das vazões dos dois métodos tem também uma distribuição normal e o intervalo $[-0,08; 0,10]$ possui a verdadeira diferença entre as médias, com 95% de confiança.

Um detalhe chama a atenção. O método de Gibson possui incerteza menor do que o método de volume-tempo. Mas isto já era esperado, pois como foi mencionado no primeiro capítulo deste trabalho, além de ser relativamente barato, o método de Gibson tem a vantagem de possuir um erro bastante baixo. Aliás, são estas vantagens que tornam este método tão atrativo.

6.3. Análise da Correlação entre a Vazão e o Tempo de Manobra da Válvula

Considere a Fig. 6.4, onde representa-se uma nuvem de pontos relativa à vazão em função do tempo de manobra da válvula (Fig. 5.12 – Capítulo V). Através de observação visual, nota-se não haver correlação entre estas variáveis, porém, faz-se necessário realizar uma verificação quantitativa desta impressão.

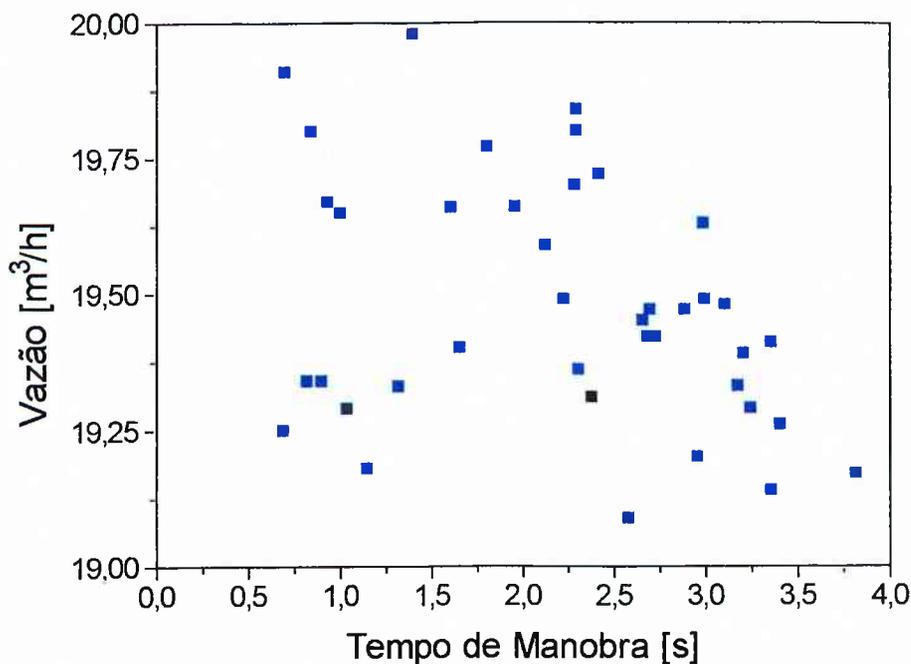


Fig. 6.4 – Nuvem de pontos representando vazão em função do tempo de manobra da válvula

A força de associação entre duas variáveis será medida através do Coeficiente de Correlação por Postos de Spearman (Triola, 1999), que é uma versão não paramétrica do coeficiente de correlação linear (teste paramétrico). Porém, o Coeficiente de Correlação por Postos pode ser usado, inclusive, para detectar a existência de correlações não lineares.

Para o cálculo do coeficiente de correlação por postos, os dados são ordenados segundo algum critério, como do menor para o maior. Um *posto* é um número atribuído a um item da amostra individual, segundo sua ordem na lista de ordenação. Ao primeiro item é atribuído o posto 1, ao segundo item, o posto 2 e assim por diante. No caso de ocorrer um empate nos postos, o processo usual consiste em achar a média dos postos envolvidos e atribuir esse posto médio a cada um dos itens empatados (Triola, 1999). Na Fig. 6.5, apresenta-se um diagrama de blocos dos passos que devem ser seguidos para verificação da correlação por postos.

Considerando-se os 40 pares de dados, cuja representação gráfica é mostrada na Fig. 6.4, e seguindo os passos do diagrama da Fig. 6.5, com nível de confiança de 95%, obtém-se:

$$r_s = -0,306 \quad \text{e} \quad r_c = \pm 0,314.$$

Como a estatística amostral r_s encontra-se entre os valores críticos positivo e negativo r_c , não há evidência suficiente para apoiar a afirmação de que existe correlação entre a vazão e o tempo de manobra da válvula, com 95% de confiança.

No próximo capítulo serão apresentadas as principais conclusões referentes a este estudo e também algumas sugestões para trabalhos futuros.

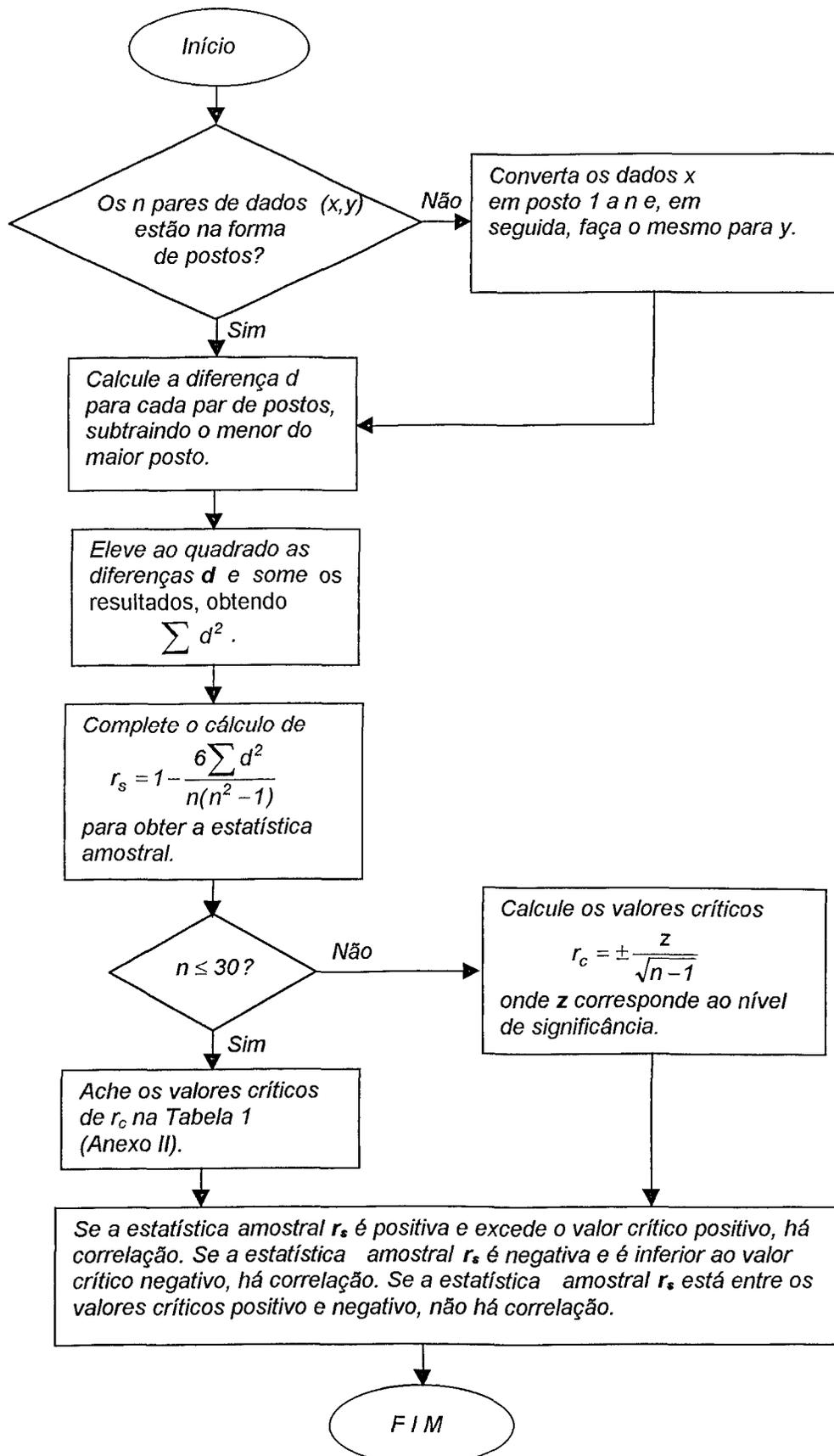


Figura 6.5 – Correlação por Postos

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES

7.1. Conclusões Gerais

Neste trabalho, implementou-se o método de Gibson, para medição de vazão, que se baseia no histórico temporal da diferença de pressão, entre duas seções de um conduto, quando se fecha uma válvula localizada em uma de suas extremidades.

Para o desenvolvimento do método de Gibson, implementou-se uma estrutura abrangente para a verificação das suas potencialidades. Numa primeira etapa, foram desenvolvidos os aspectos teóricos em que se baseia o método. Numa segunda etapa, desenvolveu-se um programa computacional para a simulação de transientes hidráulicos em uma tubulação. Este código numérico teve duas finalidades: servir como método subjacente para a avaliação dos resultados obtidos com o método de Gibson e dimensionar alguns componentes da bancada experimental, que complementa a estrutura necessária para o desenvolvimento deste trabalho.

O código computacional para a simulação do transiente hidráulico, gerado pelo fechamento de uma válvula, localizada na extremidade à jusante da tubulação, é baseado no método das características (MOC). Foram gerados, numericamente, registros de pressão-tempo que foram utilizados como dados de entrada para o método de Gibson. Através deste, foram resgatadas as vazões utilizadas no MOC, com erros da ordem de 0,002 %. Isto leva a concluir que o método de Gibson é altamente coerente com o MOC, que é um modelo com hipóteses menos restritivas.

Na etapa de aquisição e processamento dos dados foi vencida uma série de novos obstáculos tais como: calibração estática dos sensores de pressão, contaminação do sinal por ruídos, filtragem do sinal e também a calibração dinâmica do sistema.

As vazões obtidas, utilizando-se o método de Gibson, a partir dos históricos de pressão-tempo, adquiridos na bancada experimental, foram comparadas com as vazões calculadas pelo método direto, em que, conhecido um determinado volume, mede-se o tempo gasto para o preenchimento deste.

A vazão média obtida via método de Gibson foi de 19,34 [m³/h] e, utilizando-se o método direto, obteve-se 19,35 [m³/h]. Para verificar se, nas medições de vazão através dos dois métodos, foram mantidos os mesmos parâmetros, fez-se necessário realizar análises estatísticas para ambos os métodos experimentais. A partir destas análises, concluiu-se que

nos cálculos das vazões pelos dois métodos, foram mantidas as mesmas condições ou os mesmos parâmetros, com o método de Gibson mostrando-se bastante competitivo no cálculo da vazão.

Como parte da análise estatística, referente ao método de Gibson, calculou-se a incerteza relativa na obtenção da vazão, chegando-se ao resultado de 1,4 %. Pode-se concluir que o valor estimado para o erro no cálculo da vazão é bastante baixo, considerando-se a pouca experiência na implementação do método.

Outro aspecto explorado foi com relação à interferência do tipo de fechamento da válvula sobre a vazão calculada via método de Gibson. Foram realizados testes executando-se manobras lentas, médias e rápidas. Não se constatou qualquer correlação entre o tempo de manobra da válvula e a vazão calculada. Esta afirmativa baseia-se em análises estatísticas, utilizando-se o Coeficiente de Correlação por Postos de Spearman.

Foram realizadas manobras consideradas atípicas, cuja finalidade é essencialmente acadêmica. O método de Gibson mostrou-se bastante robusto, obtendo-se vazões com erros satisfatoriamente baixos, comparadas à vazão média obtida via método direto.

7.2. Sugestões para Trabalhos Futuros

Com o propósito de obter um maior domínio do método de Gibson, faz-se necessário o desenvolvimento de novas etapas, que poderão ser assuntos de novos trabalhos de pesquisa. São elas:

- i. Desenvolver um novo método de medição de vazão para substituir o método direto utilizado neste trabalho. Este novo método poderá ser baseado em pesagem do líquido ou na calibração de um determinado recipiente.
- ii. Estudar a influência de parâmetros como ancoramento da tubulação de onde são adquiridos os sinais de pressão-tempo.
- iii. Estudar a influência de diferentes tipos de materiais da tubulação.
- iv. Desenvolver um sistema de atuação na válvula de modo a se obter registros de pressão-tempo a partir de manobras padronizadas.
- v. Estabelecer parcerias com empresas interessadas no trabalho para que seja possível aplicar o método de Gibson em condições reais, tais como em hidrelétricas e redes de distribuição de água.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALMQUIST, C. W. e KIRKPATRICK, J. F., 1986, "*Flow Measurements Using the Pressure-Time Method at the Great Falls Hydro Plant*", Report WR28-1-13-104, Tennessee Valley Authority, Engineering Laboratory, Norris, Tennessee, USA.
- ALMQUIST, C. W. e KIRKPATRICK, J. F., 1988, "*Flow Measurements Using a Digital Pressure-Time Method*", Hydraulic Engineering; Proceedings of the 1988 National Conference, ASCE, Colorado Springs, pp. 66-71, USA.
- ALMQUIST, C. W. MARCH, P. A. e KIRKPATRICK, J. F., 1990, "*Modernizing the Gibson Method of Flow Measurement*", Hydro Review, June, pp. 86-91, USA.
- ASHRAE STANDARD (Standard Measurement Guide), 1976, "*Engineering Analysis of Experimental Data*", Atlanta, NE, USA.
- ASME (American Society of Mechanical Engineers), 1978, "*Pumping Mode of Pump/Turbines, Test Code 18.1*", pp. 41-49, New York, N.Y., USA..
- ASME (American Society of Mechanical Engineers), 1992, "*Hydraulic Turbines - Performance Test Code 18*", pp. 47-52, New York, N.Y., USA..
- CHAUDRY, M. H., 1979, "*Applied Hydraulic Transients*", Van Nostrand Reinhold Company, New York, N. Y., USA.
- CHAUDRY, M. H., 1982, "*Métodos Numéricos para Resolução das Equações de Escoamento Transitório em Conduitos Forçados*", Intercâmbio Internacional sobre Transientes Hidráulicos e Cavitação, São Paulo, Brasil.
- GIBSON, N. R., 1920, "*Pressures in Penstocks Caused by the Gradual Closing of Turbine Gates*", Transactions of the ASCE, Vol. 83, pp. 707-775, USA.
- GIBSON, N.R., 1923; "*The Gibson Method and Apparatus for Measuring the Flow of Water in Closed Conduits*", Paper No.1903, Transactions of the ASME, Vol. 45, pp. 343-392, USA.

- GIBSON, N.R., 1958, "Experience in the Use of the Gibson Method of Water Measurement for Efficiency Tests of Hydraulic Turbines", Paper N° 58-A-78, ASME Journal of Basic Engineering, pp. 455-487, USA.
- HOLMAN, J.P., 1984, "Experimental Methods for Engineers", 4ª Ed. Ed., Editora McGraw-Hill Book Co., New York, N.Y., USA..
- IEC (International Electrotechnical Commission), 1982, "International Code for the Field Acceptance of Hydraulic Turbines", IEC Standard, Pub. 41, 2a. Ed, Geneva; Switzerland.
- IFEACHOR, C. E. & JERVIS, B.W., 1993, "Digital Signal Processing: A Practical Approach", Ed. Wokingham, New York, USA
- KOELLE, E., 1982, "Transientes Hidráulicos em Conduitos Forçados – Equações Básicas", Intercâmbio Internacional sobre Transientes Hidráulicos e Cavitação, São Paulo, S.P., Brasil.
- KOELLE, E., 1983, "Transientes Hidráulicos em Conduitos Forçados – Aplicações em Engenharia", Tese (Livre Docência), USP, São Paulo, S. P., Brasil.
- LAMY, P. A., 1989, "Turbine Efficiency Measurements by the Pressure-Time and Current-Meter Method at Paugan", Waterpower'89, Vol. 3, pp. 1525 – 1533, Proceedings of the International Conference on Hydropower, American Society of Civil Engineers, New York, N. Y., USA..
- LEWEY, A. B., 1989, "Digital Data Acquisition and Performance Testing of Hydroelectric Equipment", Waterpower'89, Vol. 3, pp. 1837-1844, Proceedings of the International Conference on Hydropower, American Society of Civil Engineers, New York, N.Y., USA.
- McGEE, R.G. e SACHS, D.L., 1986, "Determination of Hydraulic Turbine Efficiency by a Pressure-Momentum Method of Discharge Measurement Using an Automated Data Acquisition and Control System", Proceedings (1986) Symposium, IAHR Section on Hydraulic Machinery Equipment and Cavitation, Montreal, Canada.

- NERON, J., 1986, "*Evaluation sur Place du Rendement de la Turbine au Moyen de la Methode Pression-Temps Informatisee*", Proceedings (1986) Symposium, IAHR Section on Hydraulic Machinery Equipment and Cavitation, Montreal, Canada.
- NYSTROM, J. e SIOLA, R., 1989, "*Field Efficiency Tests of a Large Pump-Turbine*", Waterpower/89, Vol 3, pp. 1457-1466, Proceedings of the International Conference on Hydropower, ASCE, N. Y., USA.
- MOLLICONE, S., 1983, "*Latest Developments of the Pressure-Time Method*", Presentation at the American Power Conference, Chicago, Illinois, USA.
- RIBEIRO, C. R., 1985, "*Controle de Escoamentos em Redes de Conduitos Forçados*", Tese de Doutorado, USP, São Paulo, S.P., Brasil.
- SCHOHL, G. A. e MARCH, P. A., 1991, "*Theoretical and Numerical Analysis of Pressure-Time Flow Measurement Method*", Report WR28-1-900-244, Tennessee Valley Authority, Engineering Laboratory, Norris, Tennessee, USA.
- THOMA, D.; 1935, "*Concerning the Degree of Accuracy of the Gibson Method of Measuring the Flow of Water*", Transactions of the ASME, Vol. 57, pp. 203-211, München, Germany.
- TRIOLA, M.F., 1999, "*Introdução à Estatística*", 7ª Edição, Livros Técnicos e Científicos Editora Ltda., RJ, Brasil.
- VETTERLING, W. T. et al., 1988, "*Numerical Recipes – Exemple Book*", Cambridge University Press, Cambridge, England.
- WATT, C. S., HOBBS, J. M., e BOLDY, A. P., 1980, "*Hydraulic Transients Following Valve Closure*", ASME Journal of the Hydraulics Division, Vol. 102, No. HY10, pp. 1627-1640, USA.
- WHITE, F. M., 1974, "*Viscous Fluid Flow*", McGraw-Hill, New York, N.Y., USA.
- WYLIE, E. B. e STREETER, V. L., 1978, "*Fluid Transients*", Mcgraw - Hill Book Co. Inc., New York, N. Y, USA.

WYLIE, E.B., 1983, "*Advances in the Use of MOC in Unsteady Pipeline Flow*", International Conference on Pressure Surges, 4, England.

ANEXO I

CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE PRESSÃO

1. Dados da Calibração do Transdutor Posicionado à Montante:

Material: Manômetro fabricado pela Setra do tipo Strain Gage

Identificação: 905249 Fundo de Escala: 6 [bar] Incerteza: $\pm 0,13\%$ F.E.

Dados Coletados:

Saída do Transdutor [V]	Altura Piezométrica [m.c.a.]
1.1514	4.813
1.1379	4.571
1.1176	4.221
1.0676	3.401
1.0359	2.801
1.0107	2.361
0.977	1.796
0.9462	1.226

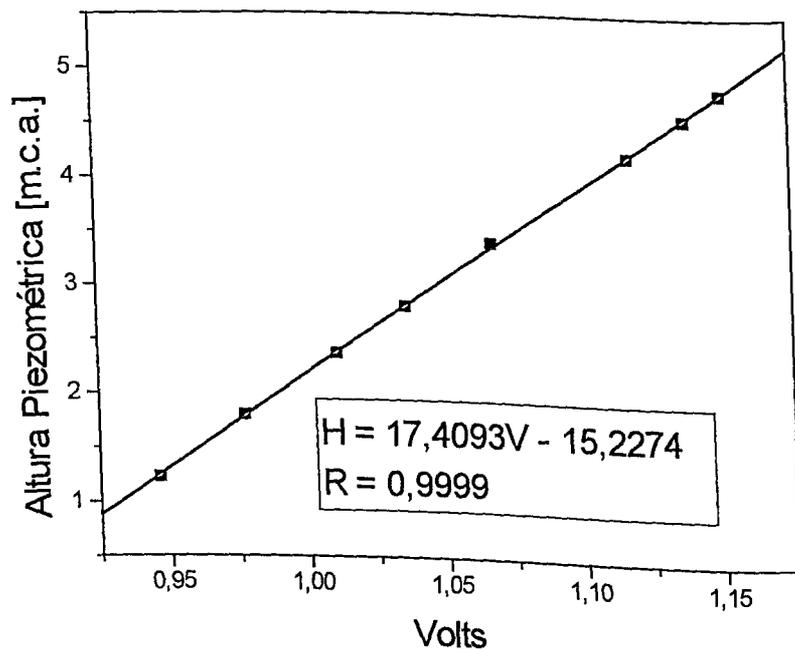


Fig. 1 – Nuvem de Pontos da Calibração e a Reta de Regressão

2. Dados da Calibração do Transdutor Posicionado à Jusante:

Material: Manômetro fabricado pela Setra do tipo Strain Gage

Identificação: 905255 **Fundo de Escala:** 6 [bar] **Incerteza:** $\pm 0,13\%$ F.E.

Dados Coletados:

Saída do Transdutor [V]	Altura Piezométrica [m.c.a.]
1.1419	4.796
1.1278	4.554
1.1086	4.204
1.0591	3.384
1.0275	2.784
1.0026	2.344
0.9684	1.779
0.9365	1.209

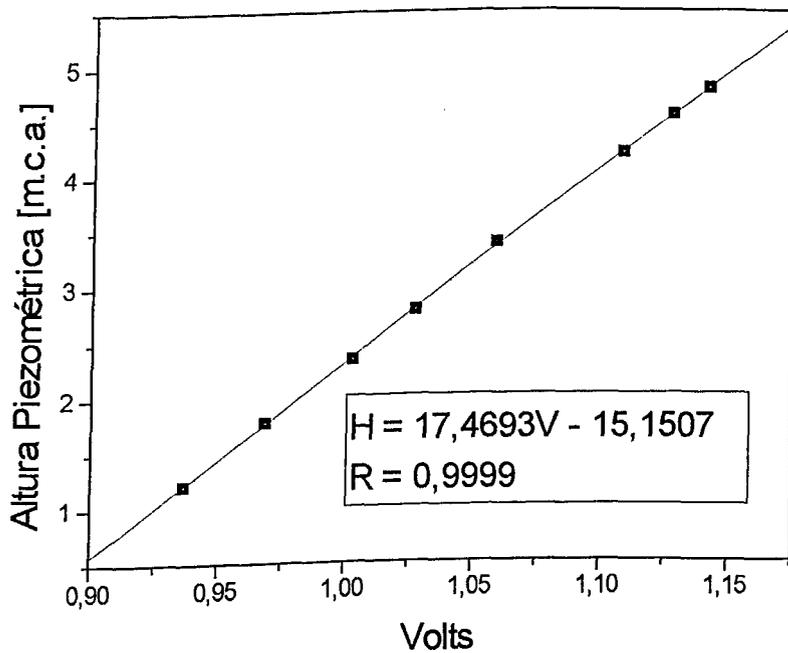


Fig. 2 – Nuvem de Pontos da Calibração e a Reta de Regressão

3. Sistema de Medição Padrão:

Balança de Peso Morto

Fabricante: Pressurements Limited]

Tipo: T1900-1

Número Serial: 2388-80

Faixa de Operação: 0.1 – 300 bar

Incerteza: $\pm 0,0033$ bar (até 5 bar)

$\pm 0,028$ bar (até 300 bar)

Resolução: 0,05 (até 5 bar) e 0,5 (até 300 bar)

Certificado INMETRO Nº M5-024 / 96

ANEXO II

VALORES CRÍTICOS DOS COEFICIENTES DE CORRELAÇÃO
POR POSTOS DE SPEARMAN

Tabela 1 – Valores Críticos dos Coeficientes de Correlação por Postos a partir do número de elementos da amostra (n) e do nível de significância do teste (α)

n	$\alpha = 0,10$	$\alpha = 0,05$	$\alpha = 0,02$	$\alpha = 0,01$
5	0,900	—	—	—
6	0,829	0,886	0,943	—
7	0,714	0,786	0,893	—
8	0,643	0,738	0,833	0,881
9	0,600	0,683	0,783	0,883
10	0,564	0,648	0,745	0,794
11	0,523	0,623	0,736	0,818
12	0,497	0,591	0,703	0,780
13	0,475	0,566	0,673	0,745
14	0,457	0,545	0,646	0,716
15	0,441	0,525	0,623	0,689
16	0,425	0,507	0,601	0,666
17	0,412	0,490	0,582	0,645
18	0,399	0,476	0,564	0,625
19	0,388	0,462	0,549	0,608
20	0,377	0,450	0,534	0,591
21	0,368	0,438	0,521	0,576
22	0,359	0,428	0,508	0,562
23	0,351	0,418	0,496	0,549
24	0,343	0,409	0,485	0,537
25	0,336	0,400	0,475	0,526
26	0,329	0,392	0,465	0,515
27	0,323	0,385	0,456	0,505
28	0,317	0,377	0,448	0,496
29	0,311	0,370	0,440	0,487
30	0,305	0,364	0,432	0,478