

JAQUELINE COSTA MARTINS

Metodologia de caracterização da propagação acústica em tubulações de transporte de fluidos bifásicos gás-líquido

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutora em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Térmica e Fluidos

Orientador:

Prof. Titular Dr. Paulo Seleglim Júnior

São Carlos

2011

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato(a): Engenheira Química JAQUELINE COSTA MARTINS.

Tese defendida e julgada em 04/02/2011 perante a Comissão Julgadora:



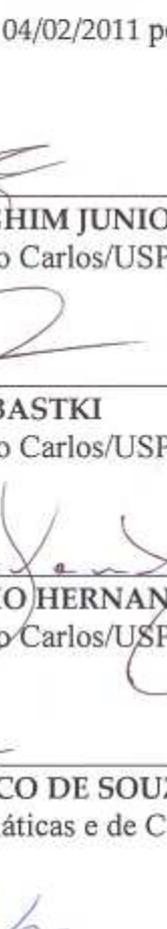
Prof. Titular **PAULO SELEGHIM JUNIOR - (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovada



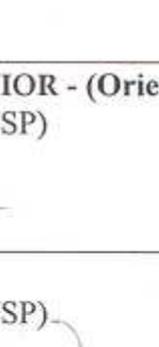
Prof. Dr. **GHERHARDT RIBASTKI**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADA



Prof. Dr. **OSCAR MAURICIO HERNANDEZ RODRIGUEZ**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

A PROVA DA



Prof. Dr. **LEANDRO FRANCO DE SOUZA**
(Instituto de Ciências Matemáticas e de Computação/USP)

Aprovada

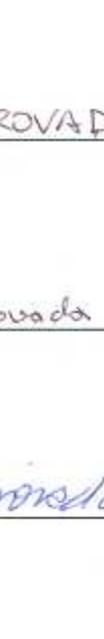


Prof. Associado **JOSE ROBERTO SIMÕES MOREIRA**
(Escola Politécnica/USP)

Aprovada



Prof. Associado **JONAS DE CARVALHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica



Prof. Associado **PAULO CÉSAR LIMA SEGANTINE**
Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

Dedico este trabalho à minha mãe, com muita gratidão e amor, pela dedicação e apoio ao longo de toda minha vida.

AGRADECIMENTOS

A Deus.

À minha mãe.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Paulo Seleglim Júnior, pelo incentivo, apoio e paciência.

Ao Fernando Nogueira por seu apoio incondicional.

A todos os professores, técnicos, mestrandos e doutorandos do laboratório NETeF, especialmente ao engenheiro Jorge Nicolau dos Santos e aos técnicos Roberto, Luchesi e Zé.

Ao Fernando Guimarães, pela ajuda para realização dos testes experimentais.

A todos que colaboraram para a realização deste trabalho.

RESUMO

MARTINS, J. C. **Metodologia de caracterização da propagação acústica em tubulações de transporte de fluidos bifásicos gás-líquido**. *Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.*

Este trabalho tem como objetivo global contribuir para o desenvolvimento do estudo da propagação de ondas em dutos de transporte de fluidos, especialmente oleodutos e gasodutos, através da análise da atenuação acústica e da velocidade de propagação da onda. Para isso, foram feitos ensaios experimentais, tanto em escoamento mono quanto bifásico, variando-se a vazão do escoamento em uma linha de testes de 1500 metros e 50 mm de diâmetro, para aquisição de sinais gerados a partir do fechamento de válvulas de simulação de vazamentos em pontos ao longo da tubulação. Para análise da atenuação acústica foi proposta uma metodologia baseada na medição do coeficiente de amortecimento temporal das ondas de pressão como subsídio para o cálculo do coeficiente de atenuação, através da utilização de um único sensor de pressão. Esta metodologia foi validada pela medição direta do coeficiente de atenuação e os resultados mostram uma excelente concordância em escoamentos monofásicos. Para os testes em escoamento bifásico não foi possível aplicar esta metodologia devido ao forte amortecimento das ondas de pressão, sendo feitas apenas medições diretas da atenuação com resultados fenomenologicamente coerentes. A velocidade de propagação acústica para escoamento monofásico foi influenciada pela presença de gás dissolvido e bolhas de cavitação, apresentando valores próximos aos da literatura para baixas vazões de escoamento. Para altas vazões, as velocidades foram compatíveis com o escoamento bifásico a bolhas finamente dispersas. Para o escoamento bifásico o regime de escoamento variou de bolhas a pistonado. As velocidades de propagação obtidas são compatíveis com aquelas obtidas por modelos teóricos.

Palavras-chave: Escoamento bifásico. Propagação acústica. Atenuação acústica. Detecção de vazamento. Tubulações de transporte de fluidos.

ABSTRACT

MARTINS, J. C. **Methodology of characterization of acoustic propagation in pipelines for transporting two-phase gas-liquid fluids.** Thesis in Mechanical Engineering, Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

This work aims to contribute to the development of the study of wave propagation in fluid transport pipelines, through the analysis of acoustic attenuation and propagation speed. For this reason, experimental tests were made in single and two-phase flow, varying the flow rate in a test line of 1500 meters and 50 mm in diameter, for the acquisition of signals generated from the closing of leak simulation valves at known points along the pipeline. To analyze the acoustic attenuation it was proposed a methodology based on measurement of temporal damping coefficient of pressure waves as input for calculating the attenuation coefficient, by using a single pressure sensor. This methodology was validated by direct measurement of attenuation coefficient and the results show an excellent agreement in single-phase flow. For the tests in two-phase flow it was not possible to apply this methodology due to the strong damping of pressure waves, which only made direct measurements of attenuation results phenomenologically consistent. Acoustic propagation velocity for single phase flow was influenced by the presence of dissolved gas and cavitation bubbles, having values close to the literature for low flow rates. For high flows rates, the velocities were consistent with a two-phase flow at finely dispersed bubbles. For the two-phase flow the regime varied from slug to bubbles. The propagation velocities obtained are consistent with those obtained by theoretical models.

Keywords: Two-phase flow. Acoustic propagation. Attenuation. Leak detection. Pipes transporting fluids.

LISTA DE FIGURAS

Figura 01:	Modelos para cálculo da velocidade de propagação acústica em regime a bolhas e intermitente (Equações 1.68 e 1.70).....	35
Figura 02:	Esquema da propagação do sinal para pressões constantes nas extremidades da linha.....	37
Figura 03:	Esquema da estrutura temporal do sinal de pressão.....	37
Figura 04:	Fotografia da linha de testes do NETeF/EESC/USP, utilizada para realização dos testes, com aproximadamente 1500m.....	39
Figura 05:	Esquema da linha experimental com as posições das válvulas e sensores.....	41
Figura 06	Tela do <i>driver</i> para execução cíclica programática dos testes e aquisição de sinais.....	43
Figura 07	Visualizador dos sinais para medição das amplitudes.....	46
Figura 08	Ampliação dos sinais de uma abertura de válvula para medição de suas amplitudes.....	47
Figura 09	Ampliação dos sinais de um fechamento de válvula para medição de suas amplitudes.....	47
Figura 10	Ampliação dos sinais para obtenção das coordenadas temporais.....	48
Figura 11	Ampliação dos sinais, em escoamento bifásico, para obtenção das amplitudes de abertura e fechamento e das coordenadas temporais. Imagem em detalhe da interferência das bolhas de ar no sinal. Ensaio realizado com vazão de água de 98,2 l/min e vazão de ar de 1,1 l/min.....	50
Figura 12	Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) obtido para as três vazões testadas na primeira batelada de testes.....	53

Figura 13	Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) obtido para as oito vazões testadas na segunda batelada de testes.....	54
Figura 14	Coeficiente de atenuação (α_{ref}) em relação às vazões testadas nos ensaios monofásicos.....	56
Figura 15	Dois resultados dos amortecimentos temporais obtidos para o teste com vazão de 94,6 l/min para vazamento na válvula 10.....	57
Figura 16	Comparação entre α_{ref} e α_d	63
Figura 17	Histograma do erro entre α_{ref} e α_d	64
Figura 18	Comparação entre os resultados dos coeficientes de atenuação experimentais (α_{ref} e α_d) e o teórico (α_{teo}).....	66
Figura 19	Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) obtido para as quatro vazões de água e ar testadas.....	68
Figura 20	Histograma de velocidades de propagação para os testes bifásicos.	70

LISTA DE TABELAS

Tabela 01:	Distâncias relativas entre as válvulas e os sensores na linha, em metros.....	42
Tabela 02:	Condições experimentais dos ensaios bifásicos.....	45
Tabela 03:	Valores de coeficiente de atenuação α_{ref} para diferentes vazões.....	55
Tabela 04:	Valores de amortecimento temporal, d (s^{-1}), para todas as vazões testadas nos ensaios monofásicos da segunda batelada.....	58
Tabela 05:	Valores do coeficiente de atenuação α_d (m^{-1}) para diferentes vazões dos ensaios monofásicos da segunda batelada.....	61
Tabela 06:	Valores de coeficientes de atenuação experimentais e teórico para diferentes vazões dos ensaios monofásicos.....	65
Tabela 07:	Coeficientes de atenuação (α_{ref}) para as diferentes vazões testadas nos ensaios bifásicos.....	69

SUMÁRIO

Capítulo 1.	INTRODUÇÃO.....	13
1.1.	OBJETIVOS.....	16
Capítulo 2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	18
2.1.	Métodos indiretos de detecção de vazamentos.....	19
2.2.	Métodos diretos de detecção de vazamentos.....	19
Capítulo 3.	METODOLOGIA.....	23
3.1.	Equações da propagação acústica.....	23
3.2.	Parâmetros de caracterização.....	33
3.2.1.	Velocidade de propagação acústica.....	33
3.2.2.	Atenuação acústica.....	35
3.3.	Descrição do circuito de testes.....	38
3.4.	Procedimento e condições de ensaios experimentais.....	42
3.4.1.	Primeira batelada de ensaios monofásicos.....	44
3.4.2.	Segunda batelada de ensaios monofásicos.....	45
3.4.3.	Ensaio bifásicos.....	45
3.5.	Forma de análise dos dados.....	45
Capítulo 4.	RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	51
4.1.	Resultados da análise dos testes em escoamento monofásico.....	51
4.1.1.	Medição direta do coeficiente de atenuação (α_{ref}).....	51
4.1.2.	Medição indireta do coeficiente de atenuação (α_d).....	56
4.1.3.	Comparação entre os coeficientes de atenuação.....	63
4.1.4.	Velocidade de propagação acústica.....	66
4.2.	Resultados da análise dos testes em escoamento bifásico.....	67

4.2.1. Medição direta do coeficiente de atenuação (α_{ref}).....	68
4.2.2. Comparação entre os coeficientes de atenuação.....	69
4.2.3. Velocidade de propagação acústica.....	69
Capítulo 5. CONCLUSÕES.....	71
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	73

Capítulo 1 - INTRODUÇÃO

A opção pelo transporte de fluidos e produtos petroquímicos através de malhas dutoviárias é extremamente difundida, tanto em aplicações industriais envolvendo longas distâncias quanto em sistemas de distribuição nos quais um determinado fluido deve ser entregue a um grande número de usuários ou processos. Em ambos os casos, para uma operação eficiente e segura da malha, é necessário conhecer profundamente as características dinâmicas do escoamento em situações de transientes operacionais como o alinhamento de válvulas, paradas e partidas de bombas, etc. Esta necessidade fica absolutamente clara face ao número expressivo de acidentes que têm ocorrido repetidamente, via de regra com conseqüências econômicas e ambientais importantes. Segundo Papadakis et al. (1999) as principais causas de acidentes em oleodutos e gasodutos estão ligadas a falhas operacionais, corrosão, movimentação do solo, fenômenos naturais e ações externas não intencionais ou não autorizadas (ligações clandestinas, por exemplo). Estes problemas são particularmente graves no Brasil devido a duas causas básicas: 1) envelhecimento do sistema de dutos associado à implantação da indústria petrolífera brasileira a partir da década de 60 e 2) forte expansão do setor ocorrendo em função de investimentos internos e externos, flexibilização de monopólios e privatizações.

Fenômenos intrínsecos também podem ser extremamente prejudiciais à integridade estrutural da tubulação, sejam eles causados por uma operação inadequada ou naturalmente devido a uma característica específica do sistema. Por exemplo, o surgimento de golfadas de líquido em gasodutos pode ocorrer em função de sua operação a pressões e temperaturas indevidas por falha operacional. Ou, ainda, devido a uma característica geométrica da linha que favoreça a acumulação de condensado até o bloqueio da tubulação com conseqüente ejeção do pistão de líquido, muitas vezes a velocidades superiores a 30 ou 40 m/s. Em ambos os casos é possível detectar a formação do pistão e o surgimento de uma golfada através das ondas de pressão associadas ao transiente fluidodinâmico. Estas ondas se propagam na velocidade do som e, portanto, chegam com bastante antecedência às extremidades da tubulação e podem ser usadas para desencadear ações

preventivas ou paliativas. A condição para isso é a capacidade de diagnosticar o surgimento da golfada o que, por sua vez, implica em compreender profundamente os mecanismos de geração e propagação acústica associados a ela. De uma maneira geral, a medição de propriedades acústicas está na base de muitas técnicas avançadas de inspeção e monitoração de oleodutos e gasodutos, dentre as quais a detecção de vazamentos é um bom exemplo.

De um ponto de vista científico, uma melhor compreensão destes fenômenos dinâmicos, permitindo a proposição de modelos mecanicistas mais precisos e abrangentes entre outras contribuições importantes, deve partir do estudo e caracterização da propagação das ondas acústicas causados por esse tipo de transiente operacional. Apesar da importância evidente, poucos estudos foram publicados nesta área sendo que, salvo melhor conhecimento, todos se restringem a condições operacionais muito distantes daquelas normalmente encontradas em aplicações reais. As principais limitações referem-se à pressão de trabalho (normalmente em torno da pressão atmosférica) e a extensão total da linha de testes (usualmente inferior a algumas dezenas de metros). Duas referências importantes podem ser citadas dentro deste escopo: 1) Huang *et al.* (2005) em que foi estudada a propagação de ondas harmônicas de pressão em um tubo vertical com 40 mm de diâmetro e 2,5 m de comprimento e 2) Wang *et al.* (2000) em que são publicados resultados sobre a velocidade e atenuação de ondas acústicas em escoamentos a bolhas num tubo de 100 mm de diâmetro e 2 m de comprimento. Em ambos os casos os autores publicaram resultados importantes, mas observam a forte dependência em relação à pressão de trabalho e às menores frequências de onda testadas, limitação imposta pelo comprimento total da linha de teste.

Segundo Barabanov e Glikman (2009) a investigação da atenuação acústica em oleodutos e gasodutos apresenta dificuldades experimentais específicas. Dentre elas podemos citar a necessidade de serem realizadas medidas sobre uma mesma base temporal (sincronizadas), o que, em uma tubulação longa, superior a dezenas ou centenas de quilômetros, pode se tornar um problema de difícil solução. Além disso, uma onda ao viajar por longas distâncias é influenciada por uma série de fatores externos de difícil controle ou modelamento, podendo então apresentar distorções, ecos múltiplos, atenuação seletiva frequencialmente, etc.

A explicação para este comportamento complexo reside na mecânica da propagação da onda acústica, sobretudo em escoamentos multifásicos, fortemente

influenciada pelas trocas de quantidade de movimento e energia entre as fases, além da energia consumida e/ou armazenada na deformação das interfaces. Tomando-se a título de ilustração um escoamento ar-água disperso (bolhas) à pressão atmosférica, em que as velocidades de propagação monofásica de ar e água são, respectivamente, de 347 m/s e 1500 m/s, medições mostram que a velocidade do som pode descer a 50 m/s (Xiaoxuan, 2007). Outros fenômenos podem influenciar a propagação acústica, dentre os quais os mais importantes são (Atkinson e Kytömaa 1992, Chung et al., 1992, Martin e Padmanabhan 1979, Nigmatulin 1991): atrito parietal, dissipação viscosa devido ao escorregamento interfacial, efeitos de inércia (massa virtual adicionada), camada limite em torno de bolhas ou gotas, troca interfacial de calor, compressibilidade de cada fase, mudança de fase, deformação, coalescência e fragmentação de bolhas e gotas, além da frequência da onda acústica.

De uma maneira genérica pode-se dizer que ondas de maior frequência são mais sensíveis à natureza multifásica do escoamento porque possuem comprimentos de onda de mesma ordem de grandeza que as estruturas multifásicas individuais. Neste caso, efeitos de reflexão e deformação interfacial são importantes. Já a propagação de ondas de menor frequência, devido ao fato de terem um comprimento de onda podendo ultrapassar 1000 m, pode ser caracterizada com auxílio de um fluido monofásico equivalente. Nesta situação os respectivos parâmetros descritivos são influenciados por grandezas macroscópicas (relevo da tubulação, por exemplo), além de grandezas microscópicas ou locais (tensão superficial, viscosidade, etc.).

Conforme mencionado anteriormente, são raros os estudos focados na propagação de ondas acústicas similares às aquelas encontradas em aplicações de campo, em gasodutos e oleodutos reais. O Núcleo de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF) da Universidade de São Paulo (USP) de São Carlos possui uma linha para testes¹ capaz de reproduzir de forma satisfatória algumas destas condições em escoamentos bifásicos gás-líquido. Mais especificamente, seu diâmetro e extensão são respectivamente de 50 mm e 1500 m, o que, dependendo da fração de vazão, permite observar ondas de frequências abaixo de 1 Hz. Além disso, as potências da bomba e compressor são suficientes para gerar pressões ou velocidades associadas

¹ Este circuito experimental é descrito em mais detalhes na seção sobre metodologia.

a uma porção representativa dos regimes de escoamento encontrados em oleodutos. Em números, a pressão pode ser elevada a 11 bar e a velocidade superficial de mistura pode atingir 2 m/s aproximadamente, garantindo um nível de turbulência e uma compressão da fase gasosa representativas de condições reais de aplicação.

1.1 Objetivos

O objetivo global desta tese de doutorado é contribuir para uma melhor compreensão dos mecanismos que influem na propagação de ondas de pressão em condições comparáveis àquelas encontradas em oleodutos e gasodutos. O objetivo específico é contribuir para o desenvolvimento de uma metodologia experimental de caracterização e análise da propagação acústica, com ênfase para o coeficiente de atenuação e velocidade de propagação da onda. Não há relatos na literatura aberta sobre o desenvolvimento de tal metodologia, bem como a análise acústica em condições experimentais representativas de dutos de transporte de petróleo, constituindo, portanto, o caráter inédito deste trabalho.

Para alcançar os objetivos propostos as seguintes etapas intermediárias foram definidas:

- Prolongamento da linha de testes, de 750m para 1500m, e instalação de sensores de pressão acústica permitindo acompanhar a propagação e a dissipação de ondas acústicas.
- Estudo das equações de propagação acústica (unidimensionais) e dedução de um coeficiente teórico de atenuação com base em um modelo específico.
- Definição de uma estratégia de ensaios experimentais permitindo obter dados sobre a propagação acústica em condições operacionais variadas.
- Implementação de um *driver* para o circuito experimental (*software* de controle), permitindo a realização automatizada de testes bem como a aquisição dos sinais fornecidos pelos sensores de pressão.

- Realização de testes experimentais extensivos com diferentes tipos de transiente operacional e diferentes condições de escoamento (níveis de pressão, velocidade de mistura, fração de vazio, etc.)
- Compilação e análise dos resultados e comparação com dados de literatura e da teoria desenvolvida.

Capítulo 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma breve revisão bibliográfica sobre os tópicos envolvidos neste trabalho, que concernem, basicamente, com a detecção de vazamentos em dutos e a propagação de ondas nos diferentes tipos de escoamentos e fluidos.

A rápida detecção e localização de vazamentos, originados por qualquer uma das causas citadas anteriormente, é essencial para se evitar danos ao meio ambiente e perdas econômicas. As consequências são variáveis de acordo com a quantidade de produto vazado quando da ruptura ou mesmo da ocorrência de um pequeno furo em uma tubulação, já que este último pode ser de mais difícil detecção pela maioria dos métodos hoje existentes. Além do tamanho do vazamento deve-se ter em conta o tipo de produto vazado.

Existem vários métodos de detecção e localização de vazamentos, os quais podem ser divididos basicamente em três categorias, segundo Zhang, 1996: observacionais, diretos e indiretos.

Os métodos observacionais são os mais simples e não requerem instrumentos precisos ou sofisticados, consistindo fundamentalmente na inspeção visual regular da tubulação por uma pessoa ou inspeção aéreas usando aviões com equipamentos acoplados baseados em infravermelho (Giot, 1993). Os métodos diretos são baseados em *hardware* e consistem na instalação de transmissores de pressão na tubulação, uso de detectores de gás, etc. Finalmente, os métodos indiretos são aqueles baseados em *software*. Os alarmes de vazamentos podem ser gerados utilizando-se análise estatística, modelagens matemáticas, etc.

De uma maneira geral, os métodos diretos e os indiretos são os mais utilizados atualmente, já que os métodos observacionais são inviáveis para tubulações com grandes extensões ou submarinas, além de muito dependentes do fator humano.

2.1 Métodos indiretos de detecção de vazamentos (Wike,1996):

Balanço de volume: este método emprega essencialmente a equação de balanço de massa no duto em questão, porém com os valores referenciados em volume. O alarme de vazamento é gerado quando um limite de variação pré-estabelecido entre a vazão de entrada e a de saída é ultrapassado (tipicamente 2% da vazão nominal do duto). Além da conservação da massa, neste método um termo muito importante a ser considerado é a mudança de inventário do duto (*line packing*), conforme apresentado em Giot, 1993. A detecção de vazamentos utilizando o referido método é aplicada para dutos que transportam líquidos e apresenta como principal vantagem a quantificação do volume vazado. Por outro lado, as principais desvantagens são a imprecisão na localização do vazamento e a necessidade de transmissores de pressão, temperatura e vazão muito bem calibrados.

Método estatístico: este método calcula a probabilidade da ocorrência de um vazamento baseado em medidas de vazão mássica e pressão, comparando-as com mudanças na relação entre as duas variáveis.

Modelagem matemática: basicamente é feita através da solução das equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia, associadas à equação de estado e de formulação específica para o fator de atrito. Uma revisão bibliográfica sobre os diferentes modelos para o fator de atrito, incluindo contribuições dinâmicas, pode ser encontrada em Santos, 2010.

2.2 Métodos diretos de detecção de vazamentos:

Ondas de pressão negativa: utiliza a queda de pressão abrupta causada pela ocorrência de um vazamento, gerando uma frente de onda que se propaga à montante e à jusante do vazamento até atingir instrumentos próprios para leitura e aquisição desta (sensores). Este método requer a aplicação de filtros correlativos para diferenciar este sinal gerado de outros sinais que se propagam pela tubulação e fazem parte de manobras inerentes à operação normal do duto, como abertura de

válvulas, bombas, etc. Este método apresenta vantagens como a rápida detecção e boa precisão na localização dos vazamentos, e desvantagens como a deficiência na quantificação do volume vazado e na detecção de vazamentos pré-existentes ou surgidos de forma gradativa.

Sensores ultra-sônicos: utilizam dispositivos que detectam a mudança de ruídos emitidos por instrumentos como bombas, separadores, etc. Podem ser utilizados para detectar vazamentos em dutos submarinos (Black, 1992)

Uma avaliação dos parâmetros de performance dos métodos de balanço de massa e ondas de pressão negativa, dois dos métodos citados anteriormente, pode ser vista em Martins e Seleglim Jr. (2010). Os parâmetros de performance comparados foram: tempo de emissão do alarme de vazamento e os erros de localização do vazamento e quantificação vazão do vazamento. A principal conclusão obtida através dos resultados experimentais mostra que os dois métodos são complementares, ou seja, a limitação de um corresponde exatamente à limitação do outro.

Outros métodos são conhecidos apesar de não serem utilizados regularmente. Algumas abordagens citam a detecção de vazamentos utilizando a atenuação das frentes de ondas geradas nos transientes fluidodinâmicos (Babbitt, 1920) e a geração de perturbações controladas na tubulação com posterior análise do comportamento durante sua propagação para inferir a perda da integridade do duto. Wang *et al.* (2002) apresentaram uma técnica simples para detectar e localizar vazamentos numa tubulação através da análise do decaimento do sinal de pressão com e sem vazamentos na linha. O trabalho mostra que os transientes ocorridos na tubulação são atenuados tanto pelo atrito quanto pelos vazamentos, que a atenuação de transientes devido a pequenos vazamentos é significativa e ocorre de forma exponencial para cada componente harmônico do sinal. Os resultados permitem detectar o vazamento, fornecer seu tamanho e sua localização, porém a técnica não pode ser usada em redes complexas de tubulações devido às formas de ondas complexas criadas em ramais e *loops*, que são de difícil separação daquelas geradas pelos vazamentos.

Também são conhecidos métodos de detecção de vazamentos usando redes neurais artificiais (RNA), Belsito *et al.* (1998), que permitem localizar e inferir o tamanho do vazamento através de processamento dos dados de campo usados

para treinar uma rede neural para reconhecer variações operacionais e prevenir alarmes espúrios. De maneira geral, a implementação das redes neurais é feita *off-line*, mas pode ser facilmente implementada em eletrônica embarcada, em tempo real (*on-line*), devido ao baixo custo computacional e apresentam respostas muito adequadas na distinção de sinais de vazamento e de não vazamento, como em Aguiar (2010).

Os métodos para detecção de vazamentos e estudos de parâmetros do escoamento em dutos são tanto mais simplificados quanto menor for o número de variáveis envolvidas, sendo que o conhecimento e controle das variáveis do escoamento são a base para o aprimoramento dos métodos existentes e desenvolvimento de outros novos.

Os processos relacionados à produção e transporte de petróleo e gás levam à necessidade de direcionar especial atenção para os escoamentos multifásicos. Na produção de petróleo, por exemplo, o óleo forma uma mistura imiscível com água e gás.

Citando especificamente escoamentos bifásicos, os primeiros estudos foram conduzidos pela indústria nuclear, onde era mandatória a predição do comportamento transiente, quando de um acidente com perda de fluido refrigerante, por exemplo, para conseguir licenciar um reator. Neste contexto, foram desenvolvidos e amplamente usados vários códigos numéricos baseados em soluções simultâneas das equações de continuidade, quantidade de movimento e energia para fase líquida e gasosa.

Nas tubulações que transportam petróleo e seus derivados, os fenômenos envolvendo transientes fluidodinâmicos em escoamentos bifásicos são mais lentos que na indústria nuclear. Exemplos destes transientes lentos são mudanças nas vazões de entrada, mudanças na pressão de saída ou abertura e fechamento de válvulas. Já a ruptura de um duto ou a passagem de um PIG são exemplos de transientes rápidos que podem ocorrer nestas linhas (Minami e Shoham, 1994).

Um dos primeiros modelos para transientes em escoamentos bifásicos em tubulações foi desenvolvido por Scoggins (1977) e sua formulação baseou-se em condições de escorregamento homogênea, utilizando uma correlação empírica para a determinação da fração volumétrica do líquido. Um dos mais conhecidos e

disponíveis códigos para simulação computacional de transientes em escoamentos bifásicos é o OLGA (Bendiksen *et al.*, 1986).

Minami e Shoham (1994) realizaram um estudo experimental com aquisição de dados para validação de um modelo modificado com base no modelo simplificado de Taitel *et al.* (1976), com desenvolvimento de um novo método para predição do padrão de escoamento para condições transientes. O estudo foi conduzido em uma linha de 420m de extensão e 77,9 mm de diâmetro, utilizando misturas querosene-ar e aquisição dos sinais de pressão, fração volumétrica do líquido *in situ*, velocidade e padrão de escoamento ao longo da linha, em quatro pontos diferentes. Os resultados simulados usando o modelo modificado se mostraram coerentes com os dados experimentais para a maioria das condições ensaiadas.

Vários estudos experimentais e teóricos envolvendo tubulações curtas são descritos na literatura. A propagação de ondas de pressão em escoamentos bifásicos foi estudada por Xu (2008), com desenvolvimento de um modelo para predição da velocidade da onda para diferentes padrões de escoamento, como estratificado, bolhas dispersas e pistonado. Neste caso, importantes fatores como a fração de vazio foram considerados no modelo. A predição da velocidade da onda em escoamentos bifásicos em tubulações longas é muito complicada devido a diversos fatores, entre os quais se destacam a compressibilidade da fase gasosa, as mudanças na interface entre gás e líquido, a transferência de quantidade de movimento e energia entre as duas fases. Huang *et al.* (2005) também realizaram um estudo de propagação de ondas de pressão em escoamentos bifásicos. O trabalho feito para escoamento a bolhas e pistonado em uma tubulação vertical, com várias condições experimentais para frações de vazio e velocidade superficial do líquido mostra resultados para a velocidade de propagação da onda e o coeficiente de atenuação da onda, porém para um duto pequeno, vertical e com frequência de onda de 10 a 50 Hz.

Por outro lado, estudos experimentais para propagação de ondas de pressão em tubulações longas são raros. Barabanov e Glikman (2009) obtiveram resultados experimentais para o coeficiente de atenuação para ondas acústicas propagando-se em longas tubulações de óleo e derivados de petróleo, com comprimentos entre 23 e 290 km. Estes resultados foram comparados com um modelo para a atenuação, que relaciona o coeficiente de atenuação com parâmetros do escoamento.

Capítulo 3 - METODOLOGIA

3.1 Equações da propagação acústica

Quando uma onda acústica passa através de um fluido, sua densidade, pressão e temperatura locais variam periodicamente em relação ao tempo. Numa primeira aproximação é possível assumir que estas variações ocorrem de forma adiabática e reversível devido à rapidez da oscilação. Assim sendo, pode-se supor que uma onda harmônica plana pode viajar sem ser significativamente atenuada, e com uma velocidade definida pela compressibilidade e equação de estado do fluido. Uma descrição matemática para este movimento pode ser construída a partir das leis de conservação de massa, quantidade de movimento e energia, especificada para um fluido ideal não viscoso e não absorvivo, relativamente a variações de primeira ordem nas variáveis de estado e fluidodinâmicas. Seja então um elemento diferencial de lados dx_1 , dx_2 e dx_3 , volume $d^3\mathbf{x} = dx_1dx_2dx_3$ e centrado num ponto do espaço indicado por $\mathbf{x} = (x_1, x_2, x_3)$, no interior do qual a velocidade do fluido é definida por $\mathbf{u} = (\mathbf{x}, t)$ e possui as componentes $u_1(\mathbf{x}, t)$, $u_2(\mathbf{x}, t)$ e $u_3(\mathbf{x}, t)$. Além da velocidade local, a descrição completa do processo requer a definição do estado termodinâmico nesse ponto, o que pode ser feito especificando-se duas propriedades termodinâmicas como a pressão $P(\mathbf{x}, t)$ e a densidade $\rho(\mathbf{x}, t)$, por exemplo. As componentes da força resultante nas direções cartesianas podem então ser calculadas e igualadas às respectivas acelerações. Em específico, para a direção x_1 tem-se

$$-\{P(x_1 + \frac{1}{2}dx_1, x_2, x_3, t) - P(x_1 - \frac{1}{2}dx_1, x_2, x_3, t)\}dx_2 dx_3 = -\frac{\partial P}{\partial x_1}d^3x \quad (1.1)$$

o que se iguala à variação da velocidade na mesma direção

$$\rho \frac{Du_1}{Dt} = -\frac{\partial P}{\partial x_1} \quad (1.2)$$

Similarmente, para as outras direções é possível obter

$$\rho \frac{Du_2}{Dt} = -\frac{\partial P}{\partial x_2} \quad (1.3)$$

$$\rho \frac{Du_3}{Dt} = -\frac{\partial P}{\partial x_3} \quad (1.4)$$

Nestas, considerando-se a descrição implicitamente euleriana, a taxa de variação da velocidade deve ser considerada como sendo composta pela variação temporal do respectivo campo e pelos termos de transporte, i.e.

$$\frac{D}{Dt} u_i = \frac{\partial u_i}{\partial t} + \sum_k u_k \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \quad i, k = 1, 2 \text{ e } 3 \quad (1.5)$$

Substituindo-se (1.5) nas equações (1.2), (1.3) e (1.4) obtém-se

$$\rho \left(\frac{\partial u_i}{\partial t} + \sum_k u_k \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} \quad i, k = 1, 2 \text{ e } 3 \quad (1.6)$$

ou, empregando uma notação não particular ao sistema de coordenadas

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \bar{\nabla} \mathbf{u} \right) = -\bar{\nabla} P \quad (1.7)$$

Em adição à equação (1.7), o processo deve igualmente satisfazer o princípio de conservação de massa. Isso pode ser feito considerando que a variação da quantidade de fluido envolvida por $d^3\mathbf{x}$ num intervalo de tempo dt deve corresponder à quantidade total de fluido que escoar para o interior do elemento diferencial no mesmo intervalo de tempo. Obtém-se então

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \sum_k \frac{\partial(\rho u_k)}{\partial x_k} = 0 \quad (1.8)$$

ou ainda

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \bar{\nabla} \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (1.9)$$

As equações (1.9) e (1.7) relacionam as variáveis canônicas P , ρ e \mathbf{u} . O problema se completa com uma equação adicional definindo a relação entre P e ρ , considerando-se que suas oscilações devido à propagação da onda acústica são supostas adiabáticas e reversíveis e de primeira ordem, conforme mencionado no início da

seção. Mais especificamente, as oscilações de P e ρ correspondem a pequenas variações relativamente aos valores de equilíbrio P_0 e ρ_0 , isto é:

$$\rho = \rho_0 + \delta\rho \quad (1.10)$$

$$P = P_0 + \delta P \quad (1.11)$$

Ao substituir estas expressões em (1.6) e (1.8) é possível constatar a formação de produtos das componentes da velocidade com as variações $\delta\rho$ e δP que podem ser simplificados no contexto da acústica linear. Em termos mais exatos, esta aproximação consiste em assumir que as ondas acústicas são de intensidade tal que é razoável admitir $\delta\rho \ll \rho_0$ e $\delta P \ll P_0$, de forma a poder desprezar todo termo que envolva produtos de ordem dupla ou superior entre $\delta\rho$, δP e u_i . No caso da equação de conservação de massa esse procedimento resulta no seguinte

$$\begin{aligned} \frac{\partial\rho}{\partial t} + \sum_k \frac{\partial[(\rho_0 + \delta\rho)u_k]}{\partial x_k} &= \dots \\ \dots &= \frac{\partial\rho}{\partial t} + \sum_k \left\{ \frac{\partial\rho_0}{\partial x_k} u_k + \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \rho_0 + \frac{\partial\delta\rho}{\partial x_k} u_k + \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta\rho \right\} = \frac{\partial\rho}{\partial t} + \sum_k \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \rho_0 = 0 \end{aligned} \quad (1.12)$$

Para a equação de conservação da quantidade de movimento é possível chegar a seguinte forma simplificada

$$\rho_0 \frac{\partial u_i}{\partial t} = - \left(\frac{\delta P}{\delta\rho} \right) \frac{\partial\rho}{\partial x_i} \quad i = 1, 2 \text{ e } 3 \quad (1.13)$$

O termo $\delta P/\delta\rho$ no S.I. tem dimensão de $(\text{m/s})^2$ e, conforme será visto mais adiante, corresponde ao quadrado da velocidade de propagação isentrópica da onda acústica. Por ora é suficiente definir

$$\left(\frac{\delta P}{\delta\rho} \right) = a^2 \quad (1.14)$$

A equação de onda propriamente dita pode ser obtida a partir de (1.12) e (1.13), pela diferenciação da primeira em relação a x_i e da segunda em relação a t , e pela eliminação do termo comum $\partial^2\rho/\partial x_i\partial t$ obtendo-se (já incluída a definição (1.14))

$$\frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = a^2 \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_k \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \quad i, k = 1, 2 \text{ e } 3 \quad (1.15)$$

A condição de irrotacionalidade do escoamento permite definir a velocidade \mathbf{u} em termos do gradiente de um campo escalar $\phi = \phi(x_1, x_2, x_3, t)$ de forma que

$$\mathbf{u} = \vec{\nabla}\phi \quad (1.16)$$

cuja substituição na equação (1.15) resulta na forma tradicionalmente conhecida como a equação de onda:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} = a^2 \nabla^2 \phi \quad (1.17)$$

A equação de onda pode igualmente ser escrita em termos de outras variáveis do problema. Por exemplo, derivando-se (1.13) em relação à coordenada x_k , (1.12) em relação ao tempo, e eliminando o termo comum $\partial^2 u_k / \partial x_k \partial t$, resulta

$$\frac{\partial^2 \rho}{\partial t^2} = a^2 \nabla^2 \rho \quad (1.18)$$

De forma similar, pode-se mostrar que a pressão também satisfaz a equação de onda, i.e.

$$\frac{\partial^2 P}{\partial t^2} = a^2 \nabla^2 P \quad (1.19)$$

com a relação implícita entre estas variáveis dada por

$$\vec{\nabla}P = \rho_0 \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} = \rho_0 \vec{\nabla} \frac{\partial \phi}{\partial t} \quad (1.20)$$

As equações (1.15), (1.18) e (1.19) mostram que as variáveis canônicas oscilam harmonicamente com defasagem de $\pi/2$, c.f. equação (1.20) e hipóteses da acústica linear. Este fato é de grande valia para a construção de soluções analíticas aproximadas, quando são considerados os efeitos viscosos, por exemplo, a partir da busca por perfis estáticos de pressão e velocidade modulados por funções do tipo $e^{i\omega t}$. Porém, antes disso é conveniente especificar as equações da propagação acústica para o escoamento de líquidos por uma tubulação prismática unidimensional. Considerando então o fluido como praticamente incompressível e que $x_1 = x$ representa a direção longitudinal da tubulação, as seguintes hipóteses simplificadoras podem ser formuladas:

$$\frac{\partial u_2}{\partial x_2} = \frac{\partial u_3}{\partial x_3} = 0 \quad (1.21)$$

$$\frac{\partial P}{\partial x_2} = \frac{\partial P}{\partial x_3} = 0 \quad (1.22)$$

$$\vec{\nabla} \mathbf{u} = 0 \quad (1.23)$$

Nestas condições podemos reescrever as equações de balanço de quantidade de movimento e de massa da seguinte forma

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \right) = - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (1.24)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (1.25)$$

Ou, ainda, considerando que a densidade de um líquido pode ser escrita em termos da pressão como

$$\rho = \rho_0 \left(1 + \frac{P - P_0}{B} \right) \quad (1.26)$$

em que ρ_0 e P_0 são valores de referência, e B corresponde ao módulo de compressibilidade, ou seja (c.f. eq. (1.14))

$$B = \rho_0 a^2 \quad (1.27)$$

Pode-se inferir da equação acima que, para líquidos como a água, por exemplo, o valor de B é da ordem de 10^9 Pa o que sustenta a hipótese de incompressibilidade. Substituindo (1.26) em (1.25), e considerando $\rho = \rho_0$, a equação de balanço de massa pode ser escrita somente nas variáveis u e P :

$$\frac{\partial P}{\partial t} + \rho a^2 \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (1.28)$$

A ação de forças gravitacionais e viscosas pode ser introduzida diretamente em (1.24), esta última utilizando a equação de Darcy com um modelo implícito para o cálculo do fator de atrito. Fazendo isso obtemos

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial u}{\partial x} + g \sin(\theta) + \frac{f}{2D} u |u| = 0 \quad (1.29)$$

onde θ representa a inclinação local da tubulação de diâmetro D e f denota o fator de atrito podendo, por exemplo, ser calculado em função do número de Reynolds e rugosidade relativa locais.

Por fim, uma adimensionalização conveniente permite mostrar que a aceleração convectiva em (1.29) é da ordem de grandeza do número de Mach local (u_0/a) e pode, na maioria das situações práticas, ser desprezada. Sejam então as seguintes variáveis adimensionais (asterisco):

$$x^* = \frac{x}{L}, \quad t^* = \frac{t}{L/a}, \quad u^* = \frac{u}{u_0}, \quad P^* = \frac{P}{P_0} \quad (1.30)$$

que, substituídas em (1.28) e (1.29), geram as seguintes novas equações:

$$\frac{\partial P^*}{\partial t^*} + \frac{\rho a u_0}{P_0} \frac{\partial u^*}{\partial x^*} = 0 \quad (1.31)$$

$$\frac{P_0}{\rho a u_0} \frac{\partial P^*}{\partial x^*} + \frac{\partial u^*}{\partial t^*} + \frac{u_0}{a} u^* \cdot \frac{\partial u^*}{\partial x^*} + \frac{gL}{u_0 a} \sin(\theta) + f \frac{L u_0}{2aD} u^* |u^*| = 0 \quad (1.32)$$

que podem ser simplificadas como

$$\frac{\partial P^*}{\partial t^*} + \frac{1}{Q} \frac{\partial u^*}{\partial x^*} = 0 \quad (1.33)$$

$$Q \frac{\partial P^*}{\partial x^*} + \frac{\partial u^*}{\partial t^*} + R \sin(\theta) + f \frac{S}{2} u^* |u^*| = 0 \quad (1.34)$$

onde os parâmetros Q , R e S são definidos por

$$Q = \frac{P_0}{\rho a u_0} \quad (1.35)$$

$$R = \frac{gL}{u_0 a} = \frac{L/a}{u_0/g} \quad (1.36)$$

$$S = \frac{L u_0}{aD} = \frac{L/a}{D/u_0} \quad (1.37)$$

O primeiro parâmetro Q corresponde à razão entre as pressões características do escoamento e de Joukowski, i.e. o pico de pressão devido a um golpe de aríete. Os parâmetros R e S correspondem a razões entre o tempo de trânsito de uma onda

acústica através extensão do duto e, respectivamente, o tempo para a aceleração gravitacional produzir uma variação de velocidade igual à velocidade característica do escoamento e o tempo para o escoamento transitar por uma extensão igual ao diâmetro do duto.

Estas equações adimensionais podem ser usadas para estimar a atenuação acústica, uma vez que as forças de dissipação viscosas foram introduzidas no balanço de quantidade de movimento. Neste caso, é possível desconsiderar a ação da gravidade ($R=0$) e buscar por soluções oscilatórias em torno de valores de referência, a exemplo do que foi feito em (1.10) e (1.11). Sejam então

$$P^* = 1 + p^* \quad (1.38)$$

$$u^* = 1 + v^* \quad (1.39)$$

cuja substituição em (1.33) e (1.34) e retenção apenas dos termos de primeira ordem resulta (os asteriscos foram omitidos por simplicidade)

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{1}{Q} \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \quad (1.40)$$

$$Q \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial t} + f \frac{S}{2} (1 + 2v) = 0 \quad (1.41)$$

A pressão oscilatória p pode ser eliminada destas equações através da seguinte operação:

$$\frac{\partial}{\partial t} [\text{eq.(1.40)}] - \frac{1}{Q} \frac{\partial}{\partial x} [\text{eq.(1.41)}] \quad (1.42)$$

do que resulta após expressar u em termos de p através de (1.40)

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} + (\gamma = f S) \frac{\partial p}{\partial t} \quad (1.43)$$

Esta equação pode ser resolvida procurando por soluções do tipo

$$p(x,t) = \sum_n f_n(x) g_n(t) \quad (1.44)$$

(uma somatória de perfis estáticos modulados por funções temporais) cuja substituição em (1.43) implica que

$$f_n'' + r_n^2 f_n = 0 \quad (1.45)$$

$$g_n'' + \gamma g_n' + r_n^2 g_n = 0 \quad (1.46.0)$$

A solução de (1.45) pode ser construída a partir da série de Fourier de $p(x,0)$:

$$p(x,0) = p_0(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} [a_n \cos(2n\pi x) + b_n \sin(2n\pi x)] \quad (1.46.1)$$

$$a_n = 2 \int_0^1 p_0(x) \cos(2n\pi x) dx \quad (1.46.2)$$

$$b_n = 2 \int_0^1 p_0(x) \sin(2n\pi x) dx \quad (1.46.3)$$

Assim, (1.45) e (1.46.1) em conjunto implicam que

$$f_n(x) = a_n \cos(r_n x) + b_n \sin(r_n x) \quad (1.46.4)$$

$$r_n = 2n\pi \quad (1.46.5)$$

com a restrição adicional decorrente de (1.44)

$$g_n(0) = 1 \quad (1.46.6)$$

Por sua vez, a solução de (1.46.0) pode ser obtida aplicando-se a transformada de Laplace, ou seja

$$(s^2 \tilde{g}_n(s) - s g_n(0) - g_n'(0)) + \gamma (s \tilde{g}_n(s) - g_n(0)) + r_n^2 \tilde{g}_n(s) = 0 \quad (1.47)$$

cuja solução, considerando (1.46.0) e a hipótese adicional de escoamento permanente para $t < 0$, i.e. $g_n'(0) = 0$ pode ser escrita como

$$\tilde{g}_n(s) = \frac{s + \gamma}{s^2 + \gamma s + r_n^2} \quad (1.48)$$

ou seja

$$g_n(t) = \mathcal{S}^{-1} \left[\frac{s + \gamma}{s^2 + \gamma s + r_n^2} \right] \quad (1.49)$$

As raízes (λ) do denominador do termo a direita de (1.49) determinam a natureza da solução:

$$\lambda_1 = -\frac{\gamma}{2} \left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{2r_n}{\gamma} \right)^2} \right), \quad \lambda_2 = -\frac{\gamma}{2} \left(1 + \sqrt{1 - \left(\frac{2r_n}{\gamma} \right)^2} \right) \quad (1.50)$$

A solução para $r_n = 0$ é trivial e corresponde à componente constante da pressão dada por (1.46.2) para $n = 0$. Nestas condições, (1.49) se simplifica para

$$g_n(t) = \mathfrak{S}^{-1}[1/s] = \begin{cases} 0 & p/ \quad s < 0 \\ 1 & p/ \quad s \geq 0 \end{cases} \quad (1.50.bis)$$

Quando $n \neq 0$, os três casos possíveis são os seguintes:

1) raízes reais e distintas

$$\gamma > 2r_n \Rightarrow \begin{cases} n < \gamma/(4\pi) \\ \lambda_1 < 0 \\ \lambda_2 < 0 \end{cases} \quad (1.51)$$

e $g_n(t)$ tem a forma

$$g_n(t) = h_1 e^{\lambda_1 t} + h_2 e^{\lambda_2 t} \quad (1.52)$$

com os parâmetros h_1 e h_2 dados por

$$h_1 = + \frac{\lambda_1 + 1}{\sqrt{\gamma^2 - 4r_n^2}} \quad (1.53)$$

$$h_2 = - \frac{\lambda_2 + 1}{\sqrt{\gamma^2 - 4r_n^2}} \quad (1.54)$$

2) raízes reais e iguais ($\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$)

$$\gamma = 2r_n \Rightarrow \begin{cases} n = \gamma/(4\pi) \\ \lambda < 0 \\ \lambda < -\gamma/2 \end{cases} \quad (1.55)$$

e $g_n(t)$ tem a forma

$$g_n(t) = h_1 e^{\lambda t} + h_2 t e^{\lambda t} \quad (1.56)$$

com os parâmetros h_1 e h_2 dados por

$$h_1 = 1 \quad (1.57)$$

$$h_2 = \lambda + 1 \quad (1.58)$$

Tanto o primeiro quanto o segundo casos correspondem a uma solução não oscilatória com decaimento exponencial proporcional a $-\gamma/2$ muito pouco provável de acontecer. A título de ilustração, considere uma tubulação de 1m de diâmetro transportando água a 1m/s com velocidade de propagação acústica de 1500m/s. Nestas condições, para que ao menos uma das componentes incorresse neste caso, a tubulação deveria se estender por mais de 1700 km.

3) raízes complexas (e conjugadas)

$$\gamma < 2r_n \Rightarrow \begin{cases} n > \gamma/(4\pi) \\ \lambda_1 = \lambda = \sigma + i\omega \\ \lambda_2 = \bar{\lambda} = \sigma - i\omega \end{cases} \quad (1.59)$$

e $g_n(t)$ tem a forma

$$g_n(t) = A_n e^{-\sigma t} \cos(\omega_n t + \phi_n) \quad (1.60)$$

com os parâmetros A , σ , ω e ϕ dados por

$$A_n = \sqrt{1 + \left(\frac{\gamma}{4\omega_n}\right)^2} \quad (1.61)$$

$$\sigma = \frac{\gamma}{2} \quad (1.62)$$

$$\omega_n = \frac{1}{2} \sqrt{4r_n^2 - \gamma^2} \quad (1.63)$$

$$\phi_n = \tan^{-1}\left(\frac{-\gamma}{\sqrt{4r_n^2 - \gamma^2}}\right) \quad (1.64)$$

Estas equações mostram que o decaimento de uma perturbação na pressão do escoamento, imposto pelo fator $\exp(-\gamma/2 t)$ na modulação de suas componentes, é proporcional ao fator de atrito e à razão entre os tempos de propagação acústica e de trânsito. Assim, podemos estabelecer que

$$\sigma = \frac{\gamma}{2} = \frac{f}{2} \frac{L/a}{D/u_0} = L \frac{f u_0}{2 a D} \quad (1.65)$$

corresponde a um coeficiente adimensional de amortecimento da onda acústica. O correspondente coeficiente dimensional, denotado por d , pode ser definido como

$$d = \frac{\sigma}{L/a} = \frac{f u_0}{2D} \quad (1.66)$$

resultado coincidente com Wang *et al* (2002) e Barabanov e Glikman (2009).

3.2 Parâmetros de caracterização

3.2.1 Velocidade de propagação acústica

Do ponto de vista prático, os principais parâmetros de caracterização da propagação de ondas acústicas são a velocidade (a) e o coeficiente de atenuação (α). A velocidade de propagação em meios monofásicos sob condições isentrópicas é dada por

$$a = \left(\frac{\partial P}{\partial \rho} \Big|_s \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1.67)$$

Em ar, à pressão atmosférica, esta velocidade assume valores de aproximadamente 340 m/s e em água pura $a \cong 1400$ m/s; sendo esta fortemente influenciada por gás dissolvido, flexibilidade da tubulação, etc.

Diversos modelos foram propostos para adaptar esta equação para escoamentos bifásicos gás-líquido. Nguyen *et al.* (1981) propuseram a relação abaixo para escoamentos a bolhas

$$a = \left[(1 - \kappa) \sqrt{\frac{1 - \kappa}{a_L^2} + \frac{\kappa \rho_L}{\rho_G a_G^2}} + \kappa \sqrt{\frac{\kappa}{a_G^2} + \frac{1 - \kappa \rho_G}{\rho_L a_L^2}} \right]^{-1} \quad (1.68)$$

onde κ denota a fração de vazio e a_L e a_G representam as velocidades de propagação no líquido e no gás respectivamente. Korolev (1989) desenvolveram

uma expressão para o cálculo da velocidade a em regime intermitente a partir de uma analogia com um sistema dinâmico massa-mola:

$$a = \sqrt{\frac{P}{\kappa (1 - \kappa) \rho}} \frac{1}{1 + \frac{1}{N}} \quad (1.69)$$

em que P representa a pressão local, ρ denota a densidade aparente do fluido e N indica o número de pistões de gás na tubulação. Obviamente para uma tubulação virtualmente infinita ($N \rightarrow \infty$) a expressão de Korolev se transforma na expressão proposta por Henry (1969), i.e.

$$a = \sqrt{\frac{P}{\kappa (1 - \kappa)}} \frac{1}{\sqrt{(1 - \kappa) \rho_L + \kappa \rho_G}} \quad (1.70)$$

O gráfico da Figura 01 mostra a velocidade de propagação acústica para uma mistura ar-água escoando a uma pressão de 5 MPa. Deve ser ressaltado que esta pressão está muito acima da faixa de pressões dos experimentos de Nguyen *et al.* (1981) e Korolev (1969), embora não comprometa uma análise qualitativa. O modelo de Nguyen *et al.* (1981) prevê que a velocidade de propagação acústica da mistura para frações de vazio próximas da unidade tende ao valor da velocidade de propagação acústica para a fase gasosa. Já para valores de frações de vazio próximas de zero, a velocidade de propagação da mistura tende ao valor da velocidade de propagação acústica para a fase líquida. Outro aspecto de extrema importância refere-se à velocidade de propagação acústica poder assumir valores inferiores à menor velocidade em escoamento monofásico, geralmente o gás. Embora este comportamento tenha sido observado experimentalmente para pequenos comprimentos de onda em torno da pressão atmosférica (Huang *et al.* 2005), não foram encontrados relatos na literatura aberta sobre esse fenômeno para comprimentos superiores a 10^2 metros, característicos de transientes fluidodinâmicos em oleodutos e gasodutos.

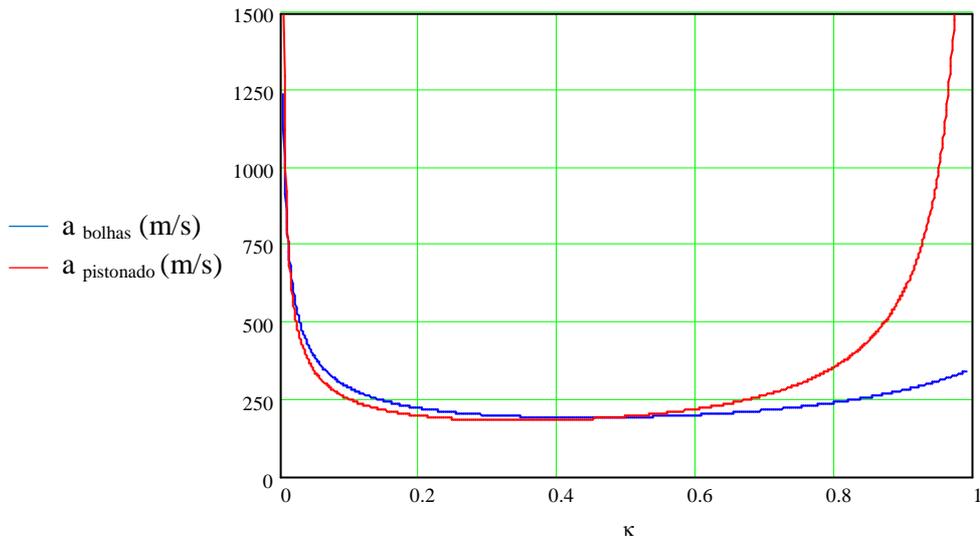


Figura 01: Modelos para cálculo da velocidade de propagação acústica em regime a bolhas (equação 1.68) e pistonado (equação 1.70).

3.2.2 Atenuação acústica

Nas condições da hipótese acústica a intensidade de uma onda de pressão unidimensional (A) deve decrescer exponencialmente com a distância x da seguinte forma

$$A(x) = A_0 e^{-\alpha(x-x_0)} \quad (1.71)$$

em que A_0 denota a amplitude na posição inicial x_0 e α representa o coeficiente de atenuação acústica. Assim, conhecendo a amplitude em diversas posições x_i , é possível calcular α através de um ajuste linear com intercepto nulo da seguinte forma:

$$\alpha = -\frac{1}{\sum_i (x_i - x_0)^2} \sum_i (x_i - x_0) \ln\left(\frac{A_i}{A_0}\right) \quad (1.72)$$

Da mesma forma que a velocidade de propagação acústica, o comportamento do coeficiente de atenuação em escoamentos gás-líquido é conhecido apenas para

pequenos comprimentos de onda (altas frequências) e a pressões em torno da atmosférica. Huang et al. (2005) mostrou que α pode assumir valores na faixa de 1~2 db/m para frequências entre 50 e 300 Hz em escoamentos a bolhas. De fato, a propagação de som nesse tipo de escoamento é enormemente dificultada devido à excitação dos modos de vibração das bolhas pela onda de pressão (ressonância). Nestas condições, uma onda sonora se propagaria por apenas algumas dezenas de metros até se “dissolver” no ruído acústico de fundo. Em oposição a isso, há fortes evidências experimentais da propagação de ondas de pressão por dezenas de quilômetros em oleodutos e gasodutos (gás natural e condensado, por exemplo) mostrando que a atenuação deve decrescer significativamente para grandes comprimentos de onda (Falk, 1999). Isto ocorre muito provavelmente devido ao desacoplamento entre a propagação e os principais mecanismos de absorção de energia acústica conforme mencionado anteriormente.

A equação 1.71 expressa a propagação em termos espaciais. Entretanto, dificilmente pode ser verificada na prática, a menos que seja instalado um número suficiente de sensores de pressão ao longo da linha de propagação. A situação mais comum é a instalação de um único sensor cujos sinais temporais expressam a passagem de um único pulso acústico, por exemplo, e suas múltiplas reflexões originadas nas extremidades ou pontos singulares da linha.

Seja então um duto prismático de comprimento L com pressões constantes nas extremidades, e um sensor de pressão instalado na posição l , conforme indicado na Figura 02.

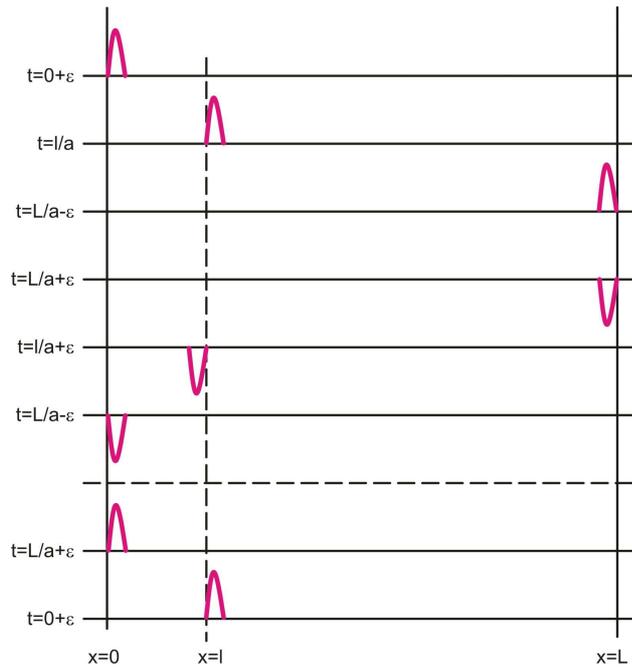


Figura 02: Esquema da propagação do sinal para pressões constantes nas extremidades da linha.

No instante $t=0$ um pulso é gerado na posição $x=0$ e, após um tempo dado por $T = \frac{l}{a}$, esse pulso é capturado pelo sensor com uma amplitude atenuada devido à propagação pela distância l . Os demais picos e vales são capturados pelo sensor em intervalos de tempo proporcionais a $\frac{2(L-l)}{a}$ e $\frac{2l}{a}$, conforme Figura 03.

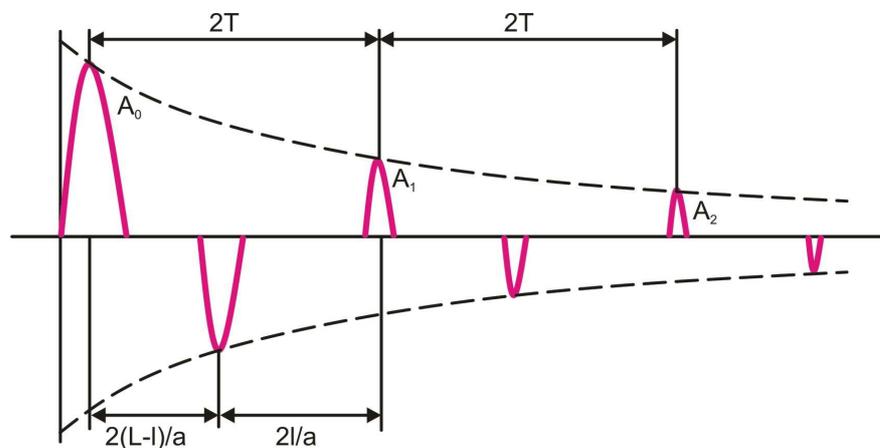


Figura 03: Esquema da estrutura temporal do sinal de pressão.

Assim sendo, denotando por A_n os picos (ou vales) sucessivos capturados pelo sensor de pressão, uma expressão análoga à equação 1.71 pode ser definida como

$$A_n = A_{n-1} e^{-d2T} \quad (1.73)$$

onde d é o coeficiente de amortecimento temporal e T é dado por

$$T = \frac{L}{a} \quad (1.74)$$

Comparando-se as equações 1.71 e 1.73 e considerando 1.74, pode-se determinar uma relação entre o coeficiente de amortecimento e o coeficiente de atenuação através da velocidade de propagação, como segue (Selegim, 2009)

$$d = \alpha \cdot a \quad (1.75)$$

O mesmo tipo de análise poderia ser feita para outras condições de reflexão nas extremidades do duto, o que resultaria em outras estruturas temporais no sinal fornecido pelo sensor de pressão.

3.3 Descrição do circuito de testes

A linha utilizada para a realização dos testes possui diâmetro externo de 50mm e, inicialmente, possuía uma extensão útil de aproximadamente 750m, com 10 válvulas solenóide instaladas. Foi realizada uma ampliação da linha de testes para uma extensão útil de aproximadamente 1500m, bem como a instalação de novos sensores de pressão e válvulas solenóide para a geração de pulsos acústicos. A fotografia da Figura 04 mostra a tubulação adicional montada sobre os mesmos suportes da tubulação original.



Figura 04: Fotografia da linha de testes do NETeF/EESC/USP, utilizada para realização dos testes, com aproximadamente 1500m.

A linha conta atualmente com 22 válvulas solenóide e 14 sensores de pressão, para realizar simulações de vazamentos e adquirir os sinais acústicos emitidos pelos mesmos. As válvulas e sensores estão instalados nas posições mostradas na Figura 05, de acordo com as distâncias relativas entre sensores e válvulas, conforme mostrado na Tabela 01.

Conforme pode ser visto na Figura 05, existem bombas centrífugas controladas por inversores de frequência de 15kW (YASKAWA CIMR-P5U2011) para recirculação das fases líquidas. O fornecimento de ar é feito através de um compressor de parafuso de 50kW, cujo controle é feito através de 3 posicionadores pneumáticos de válvulas (SMAR FY301) acoplados a válvulas de controle (VALTEK P-15) instaladas em paralelo. Esta arquitetura foi adotada para permitir maiores variações de escala nas estratégias de controle de vazão.

A medição de vazão na entrada e saída do oleoduto é feita através de sensores e transmissores de vazão, do tipo eletromagnético (ROSEMOUNT EMERSON 570TM) com fundo de escala de 23,76 m³/h (396 l/min). A instrumentação também inclui transdutores de pressão de resposta rápida (WIKA A10), com fundo de escala de 16 bar, para medição da perda de carga e aquisição do sinal acústico do escoamento,.

Os inversores de frequência e posicionadores pneumáticos de válvula são acionados a partir de estações de transferência automático manual (SMAR AM01P), que permitem o acionamento em modo manual, através de seu painel frontal, ou em modo automático, no qual o equipamento retransmite proporcionalmente em escala

de 4 a 20 mA o sinal de entrada, podendo ser em escala de 0 a 5V ou de 4 a 20 mA, proveniente do módulo Transdutor Atuador CAN (ESEL TCAN002) com saída de 4-20 mA.

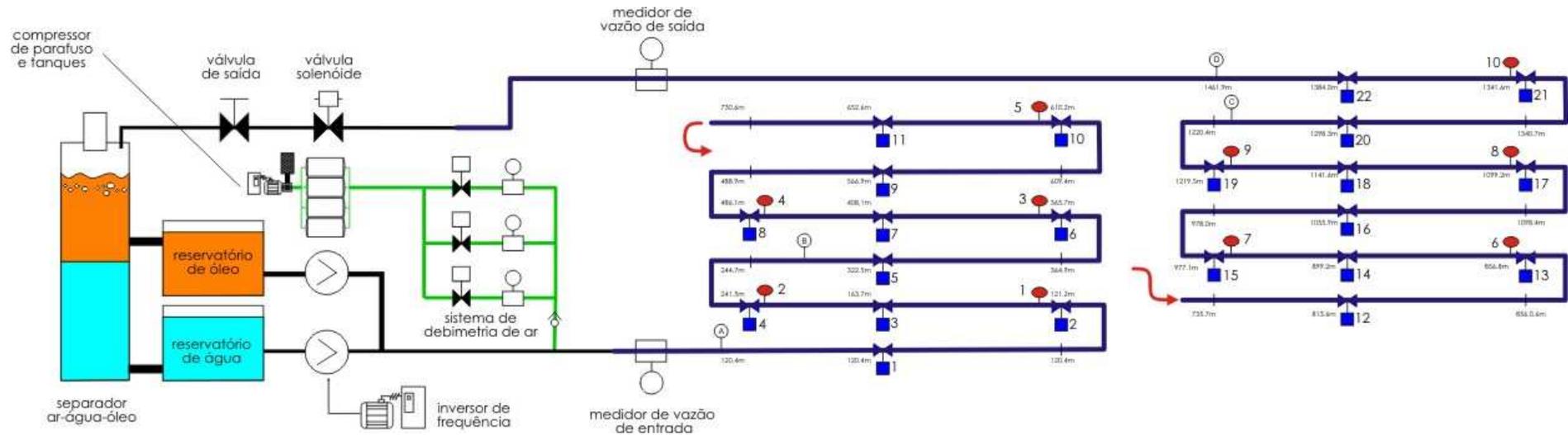


Figura 05: Esquema da linha experimental com as posições das válvulas e sensores.

Legenda:

 -válvula para geração de vazamentos

 - sensor de pressão

 - sensor de pressão

Tabela 01: Distâncias relativas entre as válvulas e os sensores na linha, em metros.

Válvula	Sensor													
	A	1	B	2	3	4	5	6	7	8	9	C	10	D
1	77,99	43,25	163,66	166,49	287,73	408,14	532,21	778,83	899,16	1023,2	1143,53	1146,41	1266,74	1387,9
2	121,24	0	120,41	123,24	244,48	364,89	488,96	735,58	855,91	979,95	1100,28	1103,16	1223,49	1344,65
3	163,66	42,42	77,99	80,82	202,06	322,47	446,54	693,16	813,49	937,53	1057,86	1060,74	1181,07	1302,23
4	244,48	123,24	2,83	0	121,24	241,65	365,72	612,34	732,67	856,71	977,04	979,92	1100,25	1221,41
5	322,47	201,23	80,82	77,99	43,25	163,66	287,73	534,35	654,68	778,72	899,05	901,93	1022,26	1143,42
6	365,72	244,48	124,07	121,24	0	120,41	244,48	491,1	611,43	735,47	855,8	858,68	979,01	1100,17
7	408,14	286,9	166,49	163,66	42,42	77,99	202,06	448,68	569,01	693,05	813,38	816,26	936,59	1057,75
8	486,13	364,89	244,48	241,65	120,41	0	124,07	370,69	491,02	615,06	735,39	738,27	858,6	979,76
9	566,95	445,71	325,3	322,47	201,23	80,82	43,25	289,87	410,2	534,24	654,57	657,45	777,78	898,94
10	610,2	488,96	368,55	365,72	244,48	124,07	0	246,62	366,95	490,99	611,32	614,2	734,53	855,69
11	652,62	531,38	410,97	408,14	286,9	166,49	42,42	204,2	324,53	448,57	568,9	571,78	692,11	813,27
12	813,56	692,32	571,91	569,08	447,84	327,43	203,36	43,26	163,59	287,63	407,96	410,84	531,17	652,33
13	856,82	735,58	615,17	612,34	491,1	370,69	246,62	0	120,33	244,37	364,7	367,58	487,91	609,07
14	899,25	778,01	657,6	654,77	533,53	413,12	289,05	42,43	77,9	201,94	322,27	325,15	445,48	566,64
15	977,15	855,91	735,5	732,67	611,43	491,02	366,95	120,33	0	124,04	244,37	247,25	367,58	488,74
16	1057,93	936,69	816,28	813,45	692,21	571,8	447,73	201,11	80,78	43,26	163,59	166,47	286,8	407,96
17	1101,19	979,95	859,54	856,71	735,47	615,06	490,99	244,37	124,04	0	120,33	123,21	243,54	364,7
18	1143,62	1022,38	901,97	899,14	777,9	657,49	533,42	286,8	166,47	42,43	77,9	80,78	201,11	322,27
19	1221,52	1100,28	979,87	977,04	855,8	735,39	611,32	364,7	244,37	120,33	0	2,88	123,21	244,37
20	1302,3	1181,06	1060,65	1057,82	936,58	816,17	692,1	445,48	325,15	201,11	80,78	77,9	42,43	163,59
21	1344,73	1223,49	1103,08	1100,25	979,01	858,6	734,53	487,91	367,58	243,54	123,21	120,33	0	121,16
22	1387,99	1266,75	1146,34	1143,51	1022,27	901,86	777,79	531,17	410,84	286,8	166,47	163,59	43,26	77,9

Devido à forma de construção da linha, os pontos onde estão instalados sensores e válvulas apresentam diferenças de cotas, o que leva a uma diferença na pressão estática em cada sensor instalado no oleoduto piloto. Estas cotas não foram consideradas porque as componentes permanentes do sinal de pressão foram removidas por um procedimento de truncamento de Fourier, de acordo com procedimento de pré-processamento descrito no trabalho de Aguiar (2010). Neste procedimento são extraídas as componentes DC do sinal, que expressam o valor em regime permanente, centralizando todos os sinais para posterior análise na componente AC, que expressa o sinal transiente.

3.4 Procedimento e condições de ensaios experimentais

Inicialmente foram realizados ensaios experimentais monofásicos para aquisição dos sinais acústicos com abertura e fechamento de todas as 22 válvulas instaladas na linha e a análise realizada em sinais de diferentes sensores instalados na linha, para valores de vazões diferentes.

Para realização dos ensaios foi necessário desenvolver um programa (*driver*) em linguagem Labview para a execução de testes cíclicos, enviando sinais de

comando para as válvulas solenóide e inversores de freqüência, e aquisição dos sinais de pressão e vazão. A Figura 06 a seguir mostra uma das telas deste *driver*.

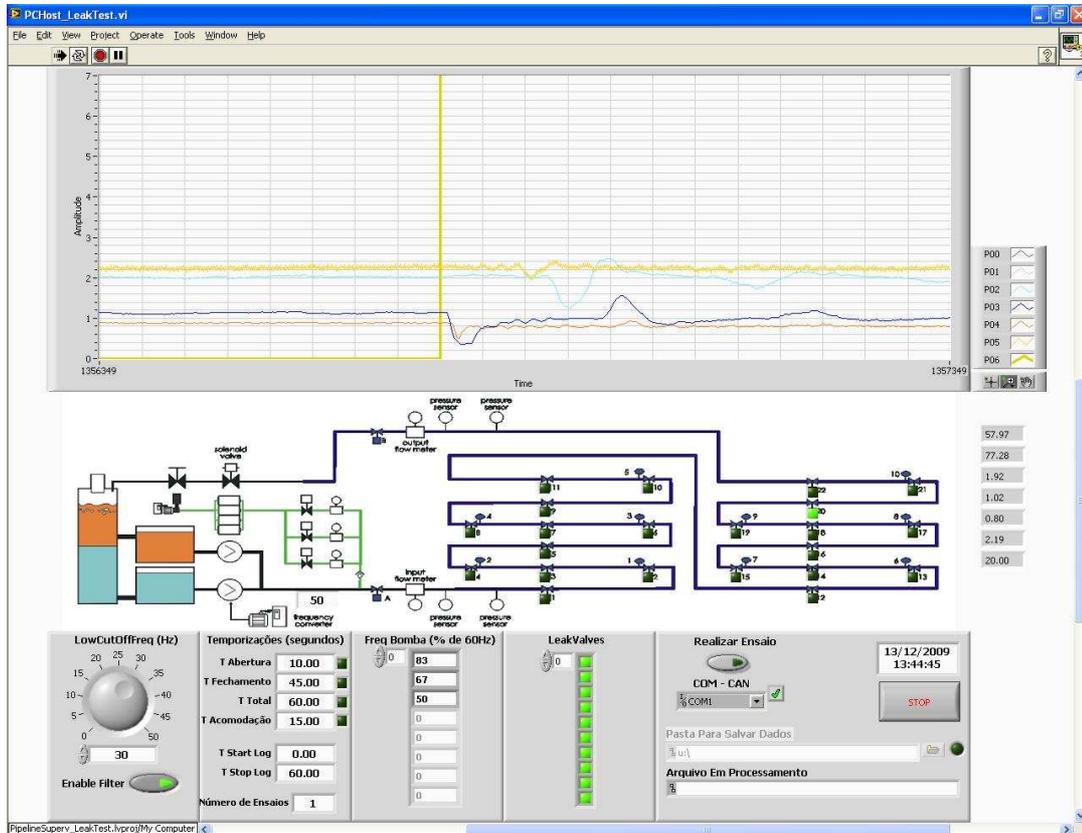


Figura 06: Tela do *driver* para execução cíclica programática dos testes e aquisição de sinais.

O programa para execução automatizada dos testes executa ciclicamente as seguintes operações: 1) define e controla as vazões de água e ar, 2) define, abre e fecha a válvula solenóide que simula o vazamento, 3) exibe gráficos com os sinais de pressão, 4) controla tempos e durações dos eventos programados (abertura e fechamento de válvula, tempo de estabilização do sistema, início e duração da aquisição) e 5) armazena os sinais em arquivos ASCII.

O sistema de controle e aquisição de dados utilizado nos ensaios experimentais é gerenciado por um Controlador de Automação Programável, que é um hardware eletrônico da National Instruments (NI), denominado CompactRIO. Para aquisição e armazenamento dos dados experimentais foram implementados programas em software LabVIEW, que permitiram configurar os parâmetros dos

ensaios, armazenar os dados em dispositivos de alta capacidade do tipo *PenDrive* e realizar a aquisição e controle dos dados a uma taxa de 100 Hz.

Os ensaios foram realizados em três baterias diferentes. Inicialmente, utilizando apenas água na tubulação, ou seja, em escoamento monofásico líquido, para validar a metodologia proposta foram realizadas duas baterias de ensaios e posteriormente uma bateria de ensaios em escoamento bifásico ar-água. As condições experimentais dos ensaios para cada bateria de testes realizada serão descritas a seguir.

Cada teste correspondeu à abertura e o fechamento de uma válvula em um valor de frequência da bomba escolhido. A válvula de número 0 é fictícia e serve apenas para produzir um teste em condição normal, isto é, sem orifício de abertura na tubulação. Foram realizados 168 ensaios monofásicos e 40 ensaios bifásicos.

As operações executadas em um teste típico são as seguintes:

1. Definir a frequência da bomba de água
2. Ajustar vazão de ar para cada ensaio bifásico ar-água
3. Definir a válvula solenóide que simula o vazamento
4. Esperar tempo de estabilização do sistema
5. Iniciar a aquisição dos sinais de pressão e vazão
6. Abrir uma válvula solenóide
7. Esperar por 45 segundos
8. Fechar a válvula solenóide
9. Esperar 15 segundos
10. Parar a aquisição dos sinais
11. Armazenar os dados em um arquivo ASCII

3.4.1 Primeira batelada de ensaios monofásicos

A primeira batelada de ensaios foi realizada com três valores baixos de vazões: 0,75; 1,03 e 1,29 l/min. Estes valores correspondem a frequências da bomba aproximadas de 30Hz, 40Hz e 50Hz porém com a válvula de saída da linha parcialmente aberta. É importante destacar que o fechamento parcial da válvula de saída gera condições de reflexão muito diferentes daquelas da segunda batelada de testes (pressão constante na saída).

Para esta batelada de testes o sensor 1 estava sendo trocado e portanto, não houve aquisição dos sinais deste instrumento.

3.4.2 Segunda batelada de ensaios monofásicos

A segunda batelada de ensaios compreendeu um faixa maior de valores de vazão, além de valores mais altos que a batelada anterior. As válvulas de entrada e saída da linha foram totalmente abertas o que permitiu vazões de água de 14,8; 33,7; 77,5; 94,6; 111,4; 127,6; 143,9 e 154,5 l/min. Esta situação corresponde a manter a pressão de saída constante (pressão atmosférica) gerando condições de reflexão muito diferentes daquelas da primeira batelada de ensaios.

3.4.3 Ensaios bifásicos

Os ensaios bifásicos foram realizados para quatro vazões diferentes de água e ar, conforme mostrado na Tabela 02.

Tabela 02: Condições experimentais dos ensaios bifásicos.

Frequência da bomba água, Hz	Vazão de água, l/min	Vazão de ar, l/min (kg/s)
38,4	98,2	1,1 (0,29)
42,3	109,4	1,1 (0,33)
50,4	134,4	1,3 (0,39)
59,5	151,6	1,5 (0,69)

3.5 Forma de análise dos dados

Inicialmente foi desenvolvido um algoritmo genético para extração automática dos parâmetros de propagação acústica, baseado no ajuste de um modelo de onda (soma de componentes harmônicas de diferentes frequências com amortecimento exponencial). Apesar dos excelentes resultados obtidos em ensaios preliminares realizados na linha de 750m, o algoritmo genético revelou-se pouco eficiente para os sinais de pressão da linha com 1500m, uma vez que a estrutura do sinal previsto no algoritmo genético não foi adaptada ao sinal obtido em 1500m. Devido a este

problema os sinais obtidos através dos ensaios realizados foram analisados de forma manual utilizando um visualizador de sinais, feito em Labview, para medir as amplitudes de cada sinal em cada ensaio. A seguir, a Figura 07 mostra este visualizador.

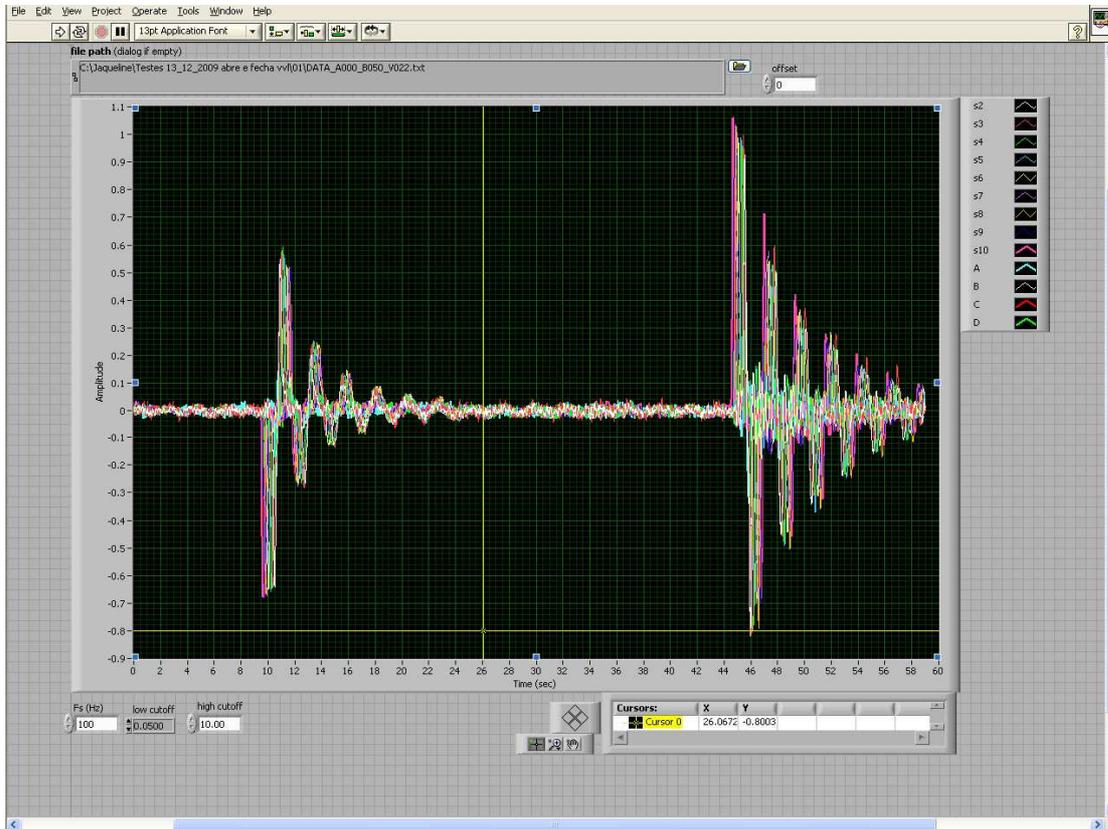


Figura 07: Visualizador dos sinais para medição das amplitudes.

Este visualizador permite a ampliação dos sinais para melhor visualização de qualquer um dos sinais adquiridos na abertura ou fechamento de uma válvula para medição das amplitudes e das coordenadas temporais dos referidos sinais. A visualização pode ser vista nas Figuras 08, 09 e 10, respectivamente para sinais de uma abertura da válvula, de um fechamento e para as duas operações ao mesmo tempo, com defasagem nos sinais para facilitar as medições dos picos e vales em cada um deles.

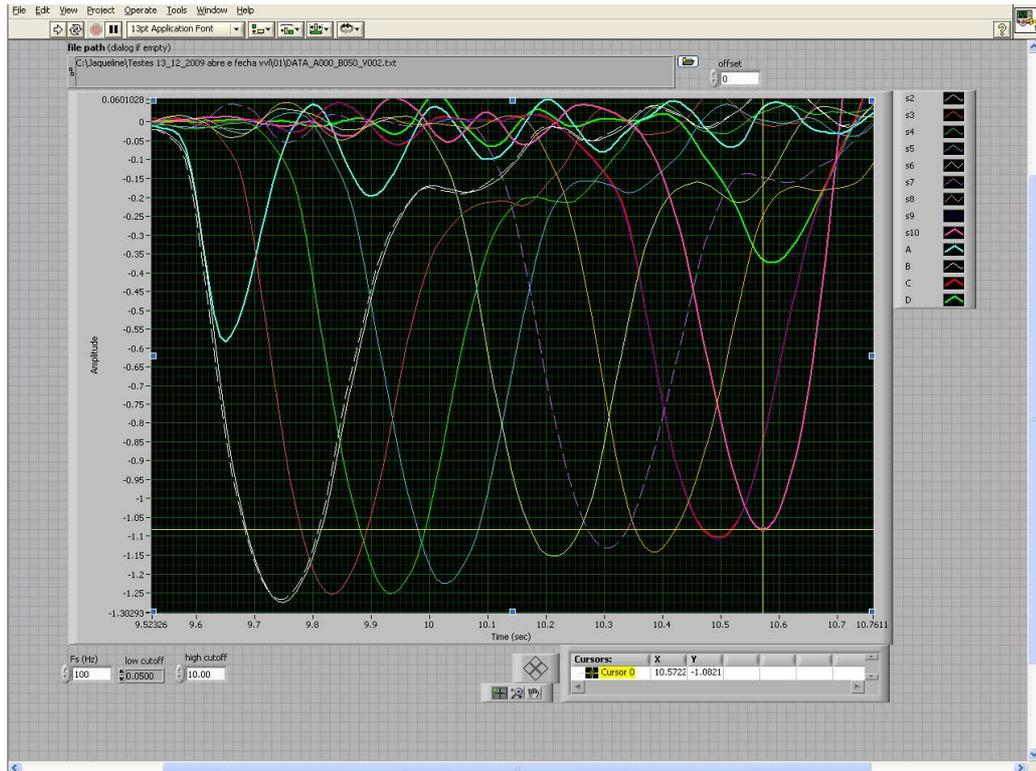


Figura 08: Ampliação dos sinais de uma abertura de válvula para medição de suas amplitudes.

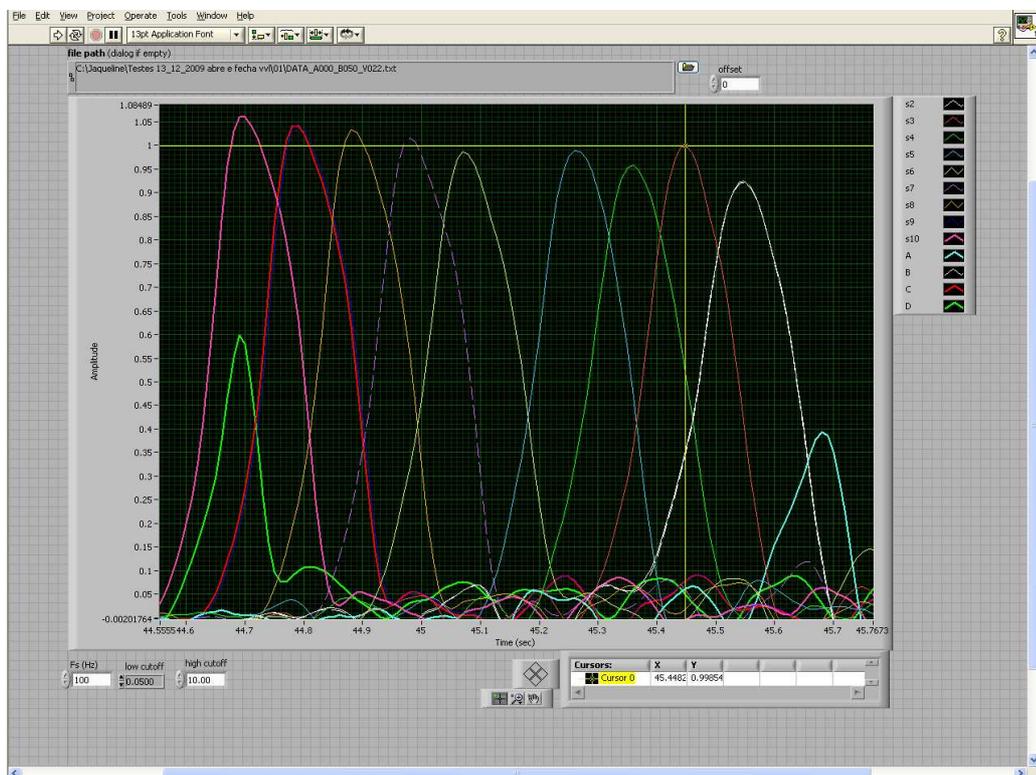


Figura 09: Ampliação dos sinais de um fechamento de válvula para medição de suas amplitudes.

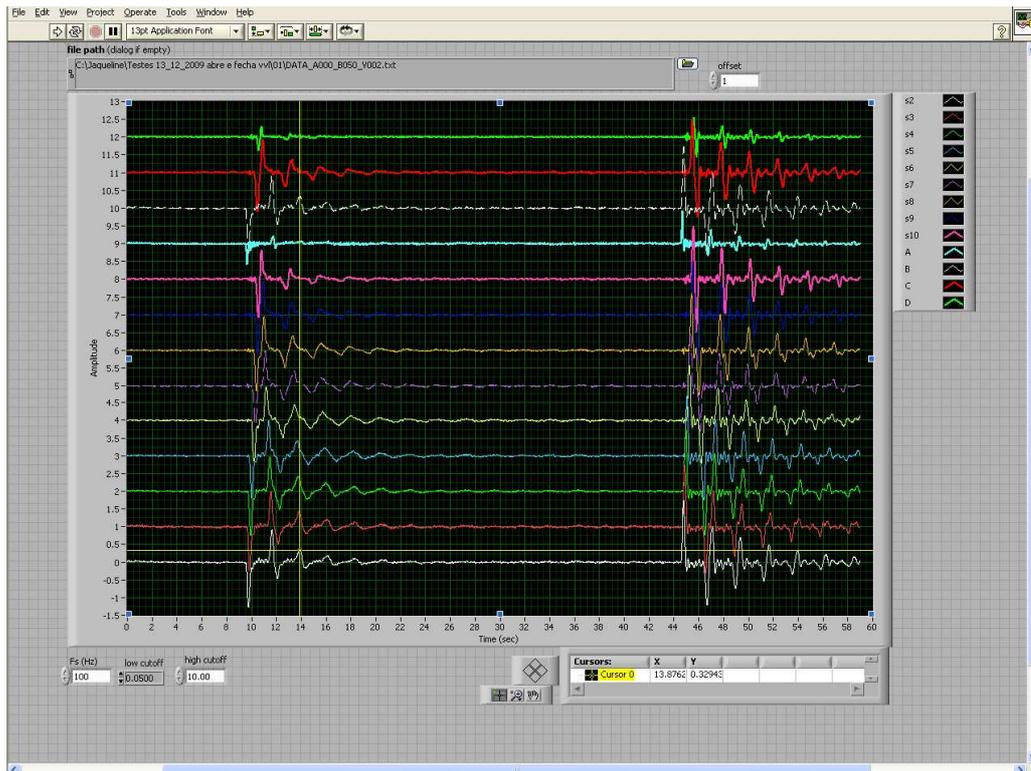


Figura 10: Ampliação dos sinais para obtenção das coordenadas temporais.

Com a imagem dos sinais ampliada e a ajuda de um cursor foram extraídos os valores de amplitude do sinal de cada sensor tanto na abertura quanto no fechamento da válvula. Esta medição foi feita em todos os sinais de todas as válvulas do duto, para o primeiro mínimo do sinal, no caso da abertura, e para o primeiro máximo, no caso do fechamento. Estas medições permitiram calcular o coeficiente de atenuação para as diferentes vazões ensaiadas, tanto no escoamento monofásico quanto no bifásico.

Além disso, outra medição das amplitudes foi realizada nos sinais de abertura e fechamento de duas válvulas, para todos os picos e vales do sinal, até que a relação sinal/ruído se degenerasse de forma que os picos e vales não podiam ser identificados visualmente. Estas medições permitiram calcular o coeficiente de amortecimento temporal (d) para cada um dos sinais dos sensores e através dele calcular o coeficiente de atenuação (α_d), utilizando a equação 1.75, para o escoamento monofásico. Nesta medição também foram obtidas as coordenadas temporais referentes a cada um destes picos e vales, além da coordenada temporal das bordas do sinal de descida e subida, ou seja, abertura e fechamento.

A coordenada temporal também foi útil na determinação da velocidade de propagação, obtida através desta medida e da distância entre os sensores.

Para o escoamento bifásico, não foi possível medir as amplitudes dos picos e vales dos sinais, devido à grande degeneração da relação de sinal/ruído. Os sinais permitiam apenas a medida de um pico e um vale, sendo isto insuficiente para a obtenção do amortecimento temporal, como pode ser visto na Figura 11. Além disso, também pode ser observada a interferência dos pistões de ar na aquisição dos sinais, no detalhe ampliado na figura. Estes pistões provavelmente se formaram em razão da baixa velocidade superficial do líquido ou devido à geometria característica da tubulação propiciar a formação do fenômeno de pistramento severo (*severe slugging*).

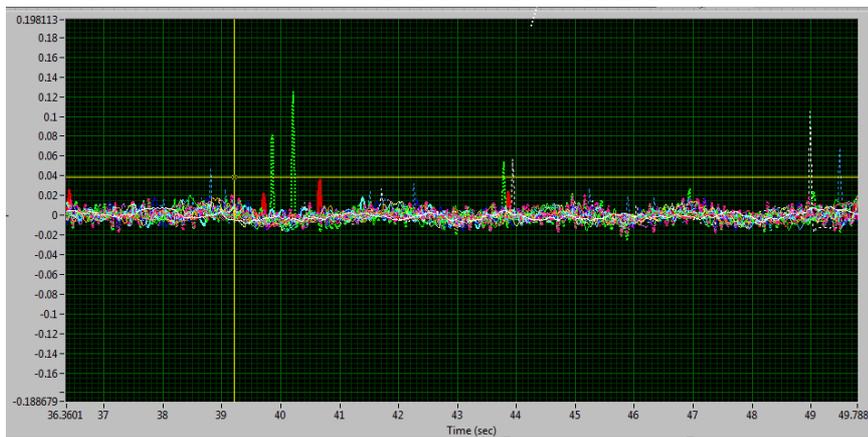
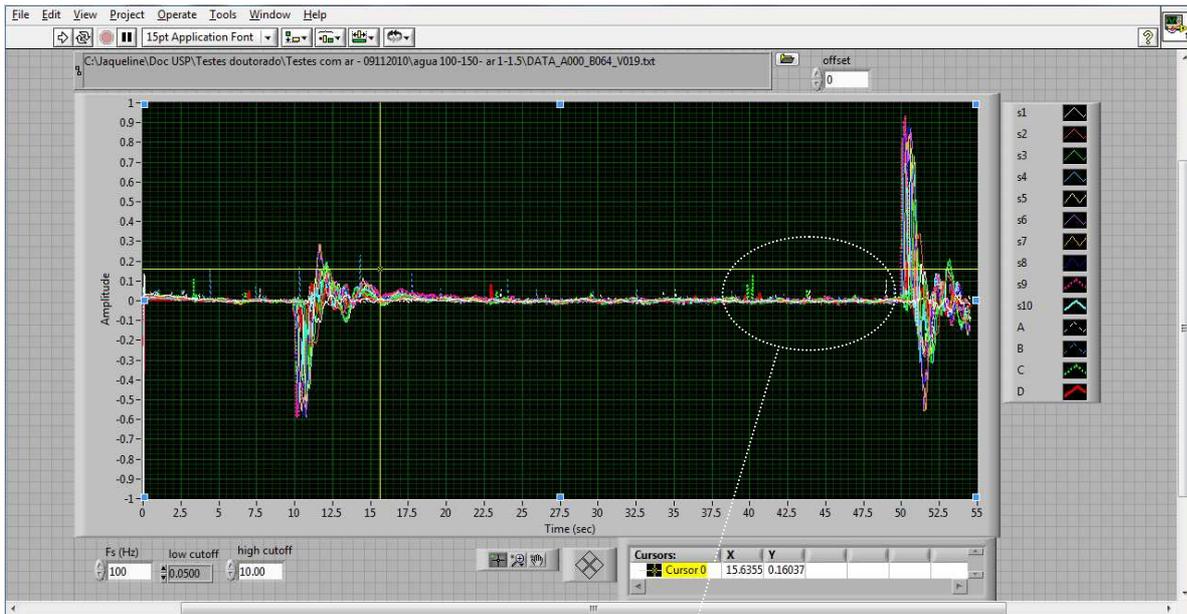


Figura 11: Ampliação dos sinais, em escoamento bifásico, para obtenção das amplitudes de abertura e fechamento e das coordenadas temporais. Imagem em detalhe da interferência das bolhas de ar no sinal. Ensaio realizado com vazão de água de 98,2 l/min e vazão de ar de 1,1 l/min.

Capítulo 4 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS

4.1 Resultados da análise dos testes em escoamento monofásico

Conforme mencionado anteriormente, testes experimentais foram realizados com o objetivo de validar a metodologia de cálculo do coeficiente de atenuação a partir de medidas do amortecimento temporal dos sinais de pressão. Isto foi feito comparando-se:

- 1) Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) – medido diretamente a partir dos sinais de pressão coletados em posições conhecidas ao longo da tubulação.
- 2) Coeficiente de atenuação calculado (α_d) – a partir do coeficiente de amortecimento temporal
- 3) Coeficiente de atenuação teórico (α_{teo}) – calculado a partir do equacionamento apresentado no capítulo 4.

Na sequência são fornecidos detalhes sobre a determinação de α_{ref} e α_d e da velocidade de propagação para o escoamento monofásico e, posteriormente, os resultados são confrontados e discutidos.

4.1.1 Medição direta do coeficiente de atenuação (α_{ref})

Conhecidas as posições relativas das válvulas e dos sensores, para cada distúrbio provocado (vazamento) foi possível obter sinais de pressão à diferentes distâncias de propagação, conforme procedimento detalhado anteriormente.

Os coeficientes de atenuação assim obtidos (α_{ref}) estão representados nas Figuras 12 e 13 para as duas baterias de ensaios. Estes coeficientes foram obtidos ajustando-se uma curva exponencial aos dados através da equação 1.72.

A Figura 12 mostra os resultados para os três valores de vazão testados na primeira batelada de testes. Cada ponto representa um pulso provocado em uma válvula e registrado em um sensor de pressão, cuja distância relativa é dada na Tabela 01.

Conforme dito anteriormente, as condições de reflexão impostas pelo fechamento parcial da válvula de saída se assemelham à condição de velocidade constante (não há inversão do sinal da onda). Além disso, a presença da válvula causa uma atenuação local na amplitude da onda, adicionando-se, portanto, à atenuação distribuída devido à propagação ao longo da linha.

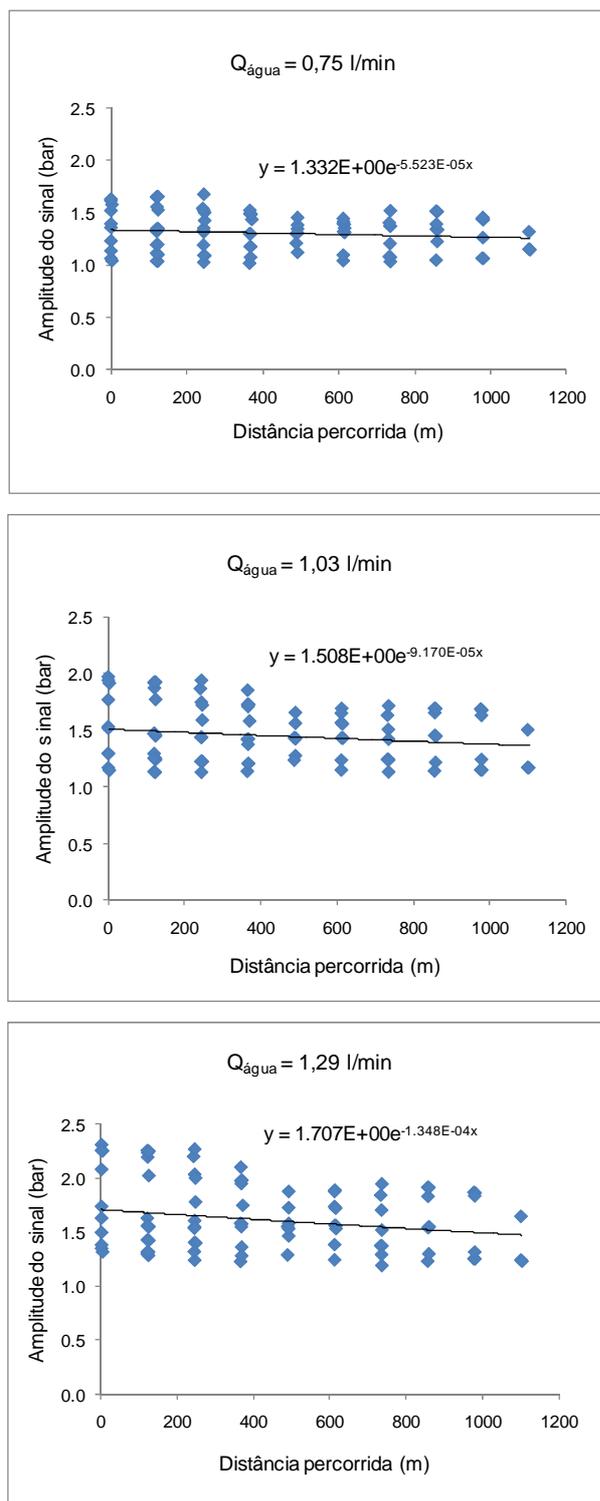


Figura 12: Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) obtido para as três vazões testadas na primeira batelada de testes.

Os resultados dos coeficientes de atenuação para a segunda bateria de testes estão apresentados nos gráficos da Figura 13.

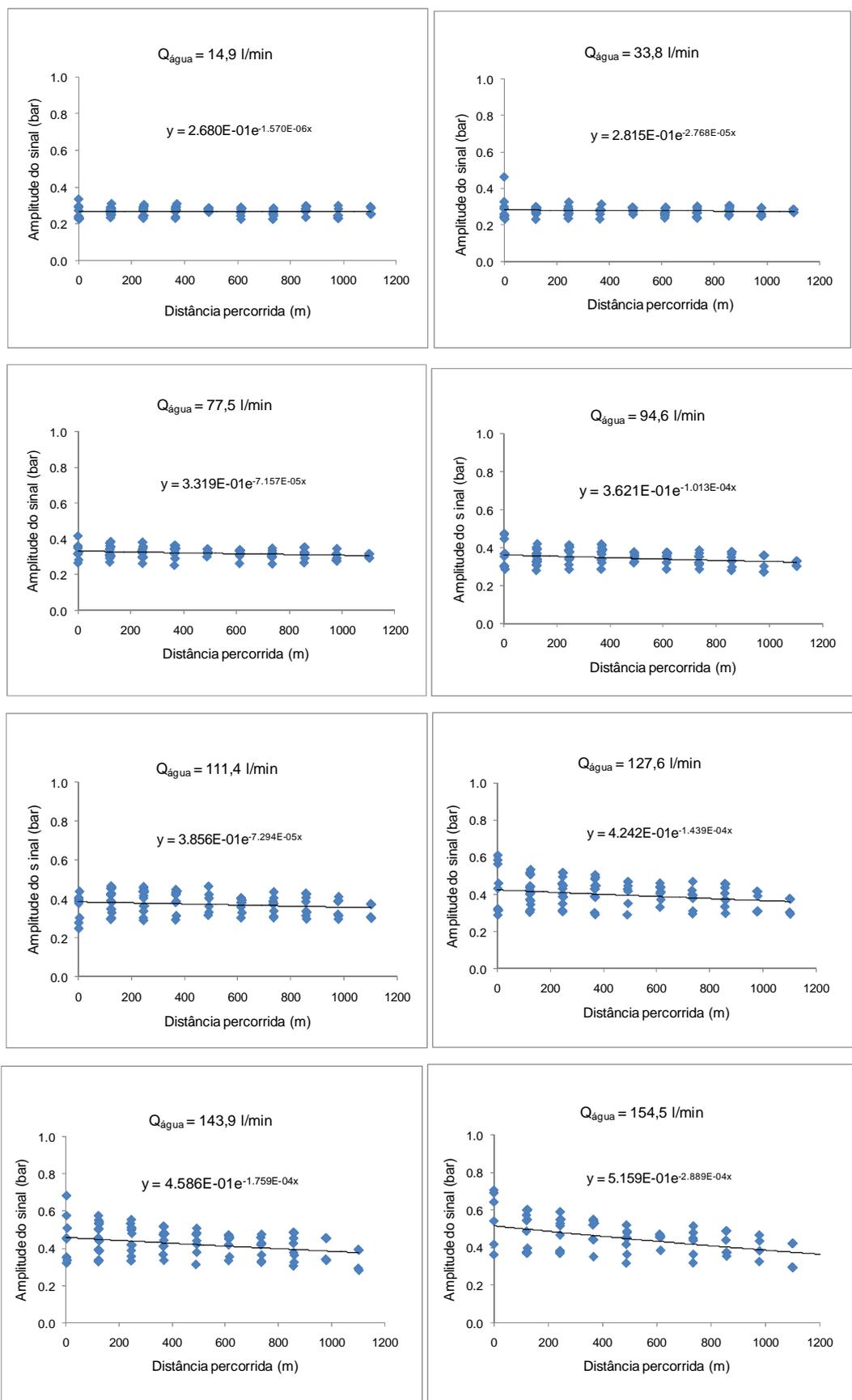


Figura 13: Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) obtido para as oito vazões testadas na segunda batelada de testes.

É importante destacar que a determinação direta do coeficiente de atenuação é bastante dificultada pela pequena extensão da linha relativamente às atenuações características para este tipo de escoamento. Pode-se observar das Figuras 12 e 13 que a atenuação do sinal de pressão ao longo da totalidade da linha de propagação (1103 m) é menor do que a dispersão dos pontos experimentais em torno da curva exponencial de regressão. Isto se deve ao fato de que as vazões de vazamento, apesar de terem sido calibradas para uma situação específica, não foram mantidas constantes para todas as vazões de ensaio. Uma vez que é extremamente laborioso manter constantes estas vazões de vazamento para todas as condições de ensaio, especialmente em regime bifásico, uma solução seria estender ainda mais a tubulação de testes.

Os valores obtidos para α_{ref} para as diferentes vazões das duas bateladas de testes podem ser melhor visualizados na Tabela 03, e seu comportamento com relação à vazão pode ser observado na Figura 14.

Tabela 03: Valores de coeficiente de atenuação α_{ref} para diferentes vazões.

	Vazão (l/min)	Coeficiente de atenuação, α_{ref} (m^{-1})
1ª. batelada de ensaios	0,7	$5,52 \cdot 10^{-5}$
	1,0	$9,17 \cdot 10^{-5}$
	1,3	$1,35 \cdot 10^{-4}$
2ª. batelada de ensaios	14,9	$1,57 \cdot 10^{-6}$
	33,8	$2,77 \cdot 10^{-5}$
	77,5	$7,16 \cdot 10^{-5}$
	94,6	$1,01 \cdot 10^{-4}$
	111,4	$7,29 \cdot 10^{-5}$
	127,6	$1,44 \cdot 10^{-4}$
	143,9	$1,76 \cdot 10^{-4}$
	154,5	$2,89 \cdot 10^{-4}$

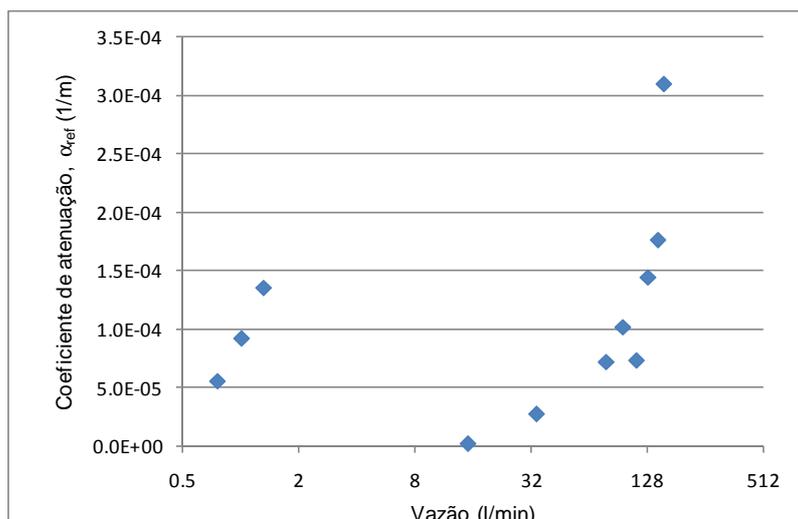


Figura 14: Coeficiente de atenuação (α_{ref}) em relação às vazões testadas nos ensaios monofásicos.

Conforme esperado o coeficiente de atenuação para a primeira batelada de testes é substancialmente maior que os coeficientes de atenuação da segunda batelada para pequenas vazões de escoamento. Isto se deve à atenuação local causada pelo fechamento parcial da válvula de saída da tubulação, conforme dito anteriormente. Na medida em que a vazão de escoamento aumenta, os valores dos coeficientes de atenuação da segunda batelada superam os correspondentes da primeira batelada, obtidos apenas para pequenas vazões devido à limitação de potência da bomba.

4.1.2 Medição indireta do coeficiente de atenuação (α_d)

O coeficiente de amortecimento foi obtido através do ajuste de uma curva exponencial aos valores medidos dos picos e vales para cada sinal acústico obtido de cada sensor da linha, para duas válvulas diferentes, nas vazões testadas. A Figura 15 mostra um exemplo deste ajuste para dois sensores (4 e 6) para o fechamento da válvula 10 no ensaio com vazão de 94,6 l/min, na segunda batelada de testes. Para este e os demais valores de vazão de escoamento da segunda batelada foram tomadas duas válvulas (10 e 19) e realizada a mesma medição dos sinais acústicos para todos os sensores. Para evitar repetições na apresentação dos

gráficos, os valores de amortecimento temporal obtidos em todos os gráficos para as todas as vazões da segunda batelada estão apresentados na Tabela 04.

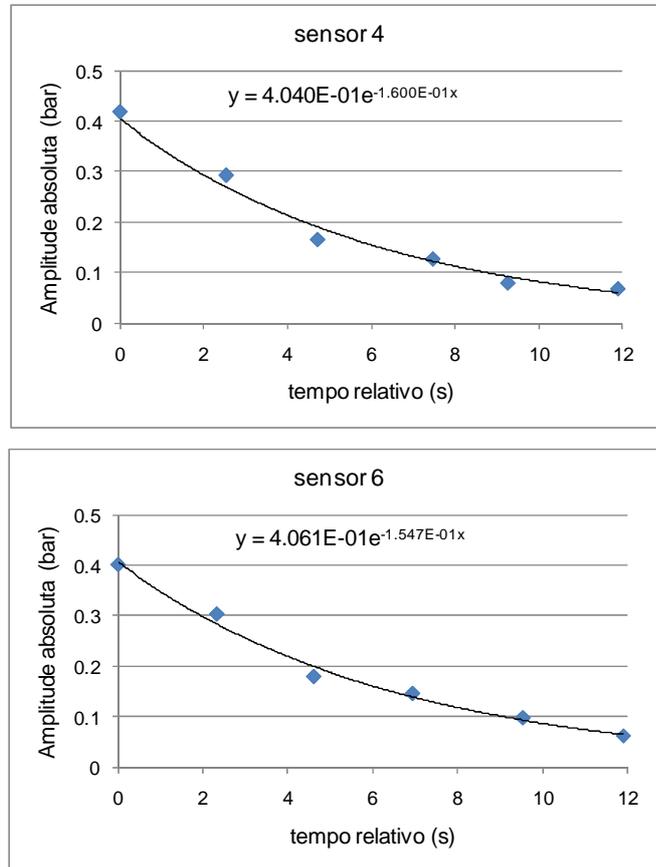


Figura 15: Dois resultados dos amortecimentos temporais obtidos para o teste com vazão de 94,6 l/min para vazamento na válvula 10.

Tabela 04: Valores de amortecimento temporal, d (s^{-1}), para todas as vazões testadas nos ensaios monofásicos da segunda batelada.

	Vazão (l/min)							
	14,9		33,8		77,5		94,6	
sensor	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19
2	5,772E-02	7,076E-02	5,351E-02	9,488E-02	1,288E-01	1,387E-01	1,649E-01	1,552E-01
3	3,705E-02	7,312E-02	4,315E-02	6,6758E-02	1,152E-01	1,038E-01	1,487E-01	1,563E-01
4	5,511E-02	6,429E-02	4,994E-02	7,312E-02	1,307E-01	1,293E-01	1,600E-01	1,598E-01
5		6,229E-02		8,439E-02		1,438E-01		1,761E-01
6	4,926E-02	5,345E-02	4,571E-02	6,281E-02	1,400E-01	1,359E-01	1,547E-01	1,683E-01
7	4,924E-02	5,330E-02	4,556E-02	6,113E-02	1,352E-01	1,527E-01	1,770E-01	1,741E-01
8	4,389E-02	6,264E-02	4,059E-02	6,329E-02	1,252E-01	1,426E-01	1,609E-01	1,645E-01
9	6,299E-02		5,707E-02		1,368E-01		2,018E-01	
10								
B	5,818E-02	7,257E-02	5,389E-02	8,999E-02	1,307E-01	1,432E-01	1,639E-01	1,628E-01
C	6,331E-02	6,035E-02	5,790E-02	6,326E-02	1,356E-01	1,402E-01	2,012E-01	1,721E-01

continua

continuação

	Vazão (l/min)							
	111,4		127,6		143,9		154,5	
sensor	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19
2	1,488E-01	1,361E-01	1,441E-01	1,260E-01	2,352E-01	1,763E-01	2,739E-01	3,424E-01
3	1,452E-01	1,312E-01	1,381E-01	1,234E-01	2,147E-01	1,551E-01	2,804E-01	3,364E-01
4	1,652E-01	1,322E-01	1,597E-01	1,413E-01	1,419E-01	2,231E-01	2,573E-01	3,204E-01
5		1,239E-01		1,624E-01		1,730E-01		3,051E-01
6	1,605E-01	1,263E-01	1,826E-01	1,304E-01	1,706E-01	1,876E-01	2,445E-01	2,962E-01
7	1,501E-01	1,344E-01	1,768E-01	1,647E-01	1,769E-01	2,011E-01	2,486E-01	3,466E-01
8	1,727E-01	1,590E-01	1,827E-01	1,526E-01	1,662E-01	2,349E-01	2,451E-01	3,881E-01
9	2,306E-01		2,110E-01		1,666E-01		2,680 E-01	
10								
B	1,767E-01	1,362E-01	1,714E-01	1,299E-01	1,589E-01	1,742E-01	2,924E-01	3,572E-01
C	2,141E-01	1,760E-01	2,103E-01	1,785E-01	1,663E-01	1,887E-01	3,050E-01	3,412E-01

Foi possível calcular os coeficientes de atenuação (α_d), através da equação 1.75, usando os valores obtidos para os coeficientes de amortecimento temporal (d), da tabela anterior. A Tabela 05 mostra os resultados de α_d obtidos, para todas as vazões testadas na segunda batelada de testes.

Tabela 05: Valores do coeficiente de atenuação α_d (m^{-1}) para diferentes vazões dos ensaios monofásicos da segunda batelada.

	Vazão (l/min)							
	14,9		33,8		77,5		94,6	
sensor	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19
2	4,440E-05	5,443E-05	4,116E-05	7,298E-05	9,907E-05	1,0675E-04	1,268E-04	1,194E-04
3	2,850E-05	5,625E-05	3,319E-05	5,135E-05	5,861E-05	7,985E-05	1,144E-04	1,202E-04
4	4,239E-05	4,945E-05	3,841E-05	5,625E-05	1,005E-04	9,946E-05	1,231E-04	1,229E-04
5		4,791E-05		6,491E-05		1,106E-04		1,355E-04
6	3,789E-05	4,111E-05	3,516E-05	4,831E-05	1,077E-04	1,045E-04	1,190E-04	1,295E-04
7	3,788E-05	4,100E-05	3,505E-05	4,702E-05	1,040E-04	1,175E-04	1,361E-04	1,339E-04
8	3,376E-05	4,818E-05	3,122E-05	4,868E-05	9,631E-05	1,097E-04	1,238E-04	1,265E-04
9	4,845E-05		4,390E-05		1,052E-04		1,552E-04	
10								
B	4,475E-05	5,582E-05	4,145E-05	6,922E-05	1,005E-04	1,01E-04	1,261E-04	1,252E-04
C	4,870E-05	4,642E-05	4,454E-05	4,866E-05	1,043E-04	1,078E-04	1,548E-04	1,324E-04
média	4,485E-05		4,730E-05		1,029E-04		1,291E-04	

continua

continuação

	Vazão (l/min)							
	111,4		127,6		143,9		154,5	
sensor	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19	válvula 10	válvula 19
2	1,145E-04	1,047E-04	1,108E-04	9,692E-05	1,809E-04	1,356E-04	2,107E-04	2,634E-04
3	1,117E-04	1,009E-04	1,062E-04	9,492E-05	1,651E-04	1,193E-04	2,157E-04	2,588E-04
4	1,271E-04	1,017E-04	1,228E-04	1,087E-04	1,091E-04	1,716E-04	1,979E-04	2,465E-04
5		9,531E-05		1,249E-04		1,331E-04		2,347E-04
6	1,235E-04	9,715E-05	1,405E-04	1,003E-04	1,312E-04	1,443E-04	1,881E-04	2,278E-04
7	1,155E-04	1,034E-04	1,360E-04	1,267E-04	1,361E-04	1,547E-04	1,912E-04	2,666E-04
8	1,328E-04	9,685E-05	1,405E-04	1,174E-04	1,278E-04	1,807E-04	1,885E-04	2,985E-04
9	1,774E-04		1,623E-04		1,281E-04		2,061E-04	
10								
B	1,359E-04	1,048E-04	1,318E-04	9,992E-05	1,222E-04	1,340E-04	2,249E-04	2,748E-04
C	1,647E-04	1,354E-04	1,618E-04	1,373E-04	1,279E-04	1,451E-04	2,346E-04	2,625E-04
média	1,191E-04		1,233E-04		1,415E-04		2,328E-04	

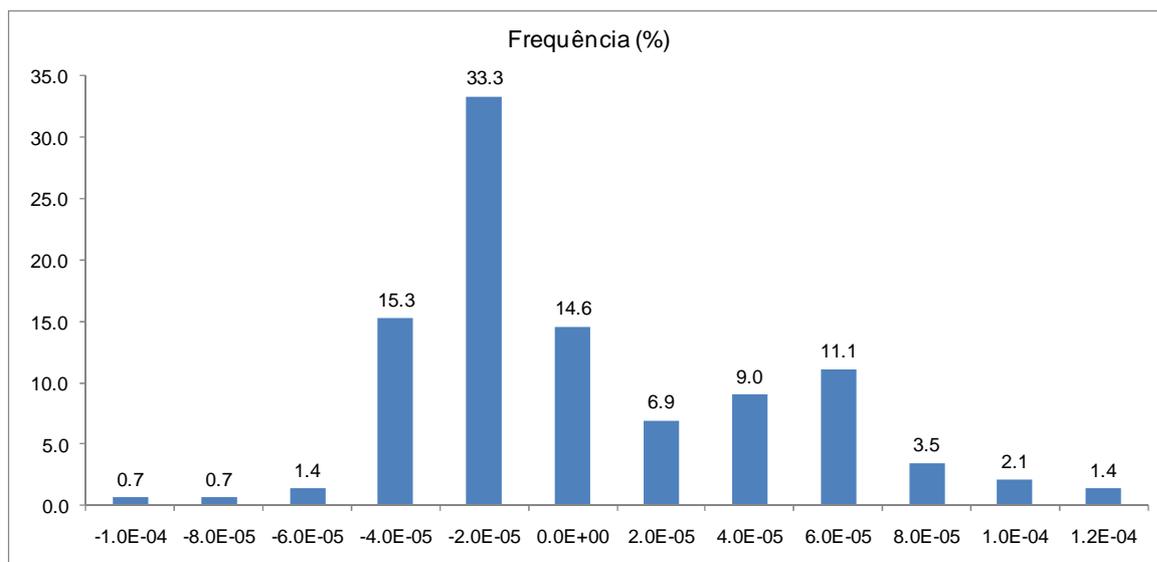


Figura 17: Histograma do erro entre α_{ref} e α_d .

A atenuação dos sinais de pressão nos testes experimentais se deve a diferentes formas de perda de energia: dissipação viscosa, vibração mecânica, cavitação, etc. Considerando unicamente a atenuação devido à dissipação viscosa, o equacionamento mostrado no capítulo 3 deve ser proporcional ao produto entre o fator de atrito e a velocidade média do escoamento, equação 1.66.

Além dos dois coeficientes descritos nos itens 4.1.1 e 4.1.2, α_{ref} e α_d , foi calculado o coeficiente de atenuação teórico a partir da equação 1.66, capítulo 3. A Tabela 06 apresenta os valores de atenuação teórico e experimentais, juntamente com a vazão de escoamento correspondente ao ensaio e respectivo número de Reynolds.

Tabela 06: Valores de coeficientes de atenuação experimentais e teórico para diferentes vazões dos ensaios monofásicos.

Vazão (l/min)	Nº. Re	$\alpha_{ref} (m^{-1})$	$\overline{\alpha}_d (m^{-1})$	$\alpha_{teo} (m^{-1})$ $\varepsilon=0$
0,75	$5,35 \cdot 10^2$	$5,52 \cdot 10^{-5}$	-	$9,91 \cdot 10^{-6}$
1,03	$5,35 \cdot 10^2$	$9,17 \cdot 10^{-5}$	-	$9,91 \cdot 10^{-6}$
1,29	$5,35 \cdot 10^2$	$1,35 \cdot 10^{-4}$	-	$9,91 \cdot 10^{-6}$
14,9	$6,17 \cdot 10^3$	$1,57 \cdot 10^{-6}$	$4,48 \cdot 10^{-5}$	$3,46 \cdot 10^{-5}$
33,8	$1,40 \cdot 10^4$	$2,77 \cdot 10^{-5}$	$4,73 \cdot 10^{-5}$	$6,25 \cdot 10^{-5}$
77,5	$3,22 \cdot 10^4$	$7,16 \cdot 10^{-5}$	$1,03 \cdot 10^{-4}$	$1,16 \cdot 10^{-4}$
94,6	$3,93 \cdot 10^4$	$1,01 \cdot 10^{-4}$	$1,29 \cdot 10^{-4}$	$1,36 \cdot 10^{-4}$
111,4	$4,62 \cdot 10^4$	$7,29 \cdot 10^{-5}$	$1,19 \cdot 10^{-4}$	$1,54 \cdot 10^{-4}$
127,6	$5,30 \cdot 10^4$	$1,44 \cdot 10^{-4}$	$1,23 \cdot 10^{-4}$	$1,71 \cdot 10^{-4}$
143,9	$5,98 \cdot 10^4$	$1,76 \cdot 10^{-4}$	$1,41 \cdot 10^{-4}$	$1,88 \cdot 10^{-4}$
154,5	$6,62 \cdot 10^4$	$2,89 \cdot 10^{-4}$	$2,33 \cdot 10^{-4}$	$1,98 \cdot 10^{-4}$

No capítulo 3 foram utilizadas equações teóricas que permitem calcular um coeficiente de atenuação teórico, ou seja, baseado na solução das equações diferenciais e condições de contorno que modelam o ensaio experimental. Esta solução previa unicamente dissipação de energia por meio dos efeitos viscosos do escoamento, portanto, sem considerar perdas devido aos termos de aceleração do escoamento, vibração mecânica dos tubos, etc. O coeficiente de atenuação obtido nestas condições pode então ser considerado como um limite inferior para a validação dos coeficientes de atenuação experimentais.

A comparação dos resultados teóricos e experimentais (Tabela 06 e Figura 18) mostra, primeiramente, que o comportamento da atenuação cresce com o número de Reynolds o que é fenomenologicamente correto. É importante destacar que o único trabalho científico semelhante, Barabanov e Glikman (2009), reportam uma tendência de saturação do coeficiente de atenuação para altos números de Reynolds, o que é incoerente do ponto de vista fenomenológico.

Entretanto, a comparação dos nossos resultados experimentais (α_{ref} e α_d) e teórico (α_{teo}) sugere que a metodologia desenvolvida neste trabalho subestima sistematicamente os valores do coeficiente de atenuação, conforme pode ser observado na Figura 18. Uma possível explicação para isso decorre do fato da bomba estar funcionando durante todo o tempo do ensaio e, conseqüentemente, interagindo dinamicamente com as oscilações de pressão no duto. Em outras palavras, uma onda de pressão se propagando no sentido contrário do escoamento ao se refletir na extremidade da bomba pode ter sua amplitude ligeiramente aumentada. Outra possibilidade, também muito plausível, decorre da grande variação da velocidade de propagação acústica para cada condição de teste.

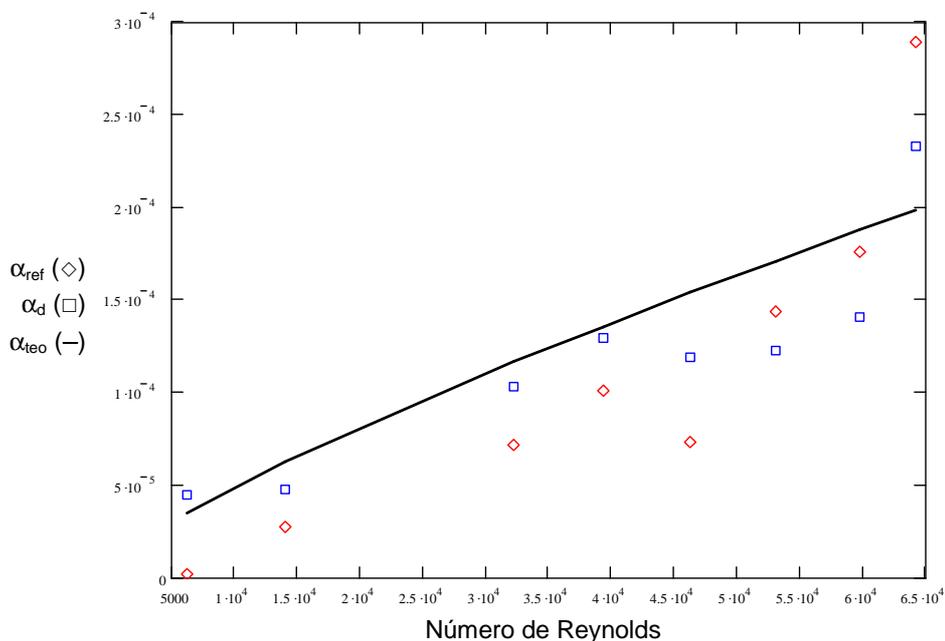


Figura 18: Comparação entre os resultados dos coeficientes de atenuação experimentais (α_{ref} e α_d) e o teórico (α_{teo}).

4.1.4 Velocidade de propagação acústica

Esta variável da propagação acústica foi determinada através das coordenadas temporais obtidas das bordas do sinal de subida, ou seja, fechamento das válvulas, juntamente com as distâncias entre os sensores calculadas a partir dos valores da Tabela 01. A velocidade de propagação foi obtida para cada uma das

vazões testadas e os resultados serão apresentados para as duas bateladas de ensaios realizados em escoamento monofásico.

Na primeira batelada de testes, para valores de vazão baixos, a velocidade de propagação média foi de 1296 m/s, com desvio padrão de 153 m/s. Para a segunda batelada de testes o valor médio encontrado para a velocidade de propagação foi de 922 m/s, com desvio padrão de 147 m/s. Esta diferença entre as velocidades de propagação entre as duas bateladas de testes se deve, muito provavelmente, à presença de gás dissolvido e pequenas bolhas de cavitação sobretudo para as vazões maiores.

4.2 Resultados da análise dos testes em escoamento bifásico

Da mesma forma como descrito no item 4.1 para os testes em escoamento monofásico, foram realizados também testes experimentais em escoamento bifásico com o objetivo determinar o coeficiente de atenuação assim como a velocidade de propagação do sinal acústico. A análise dos sinais permitiu a medição de suas amplitudes para os diferentes sensores utilizados, além das coordenadas temporais de cada um deles.

Não foi possível realizar a medição das amplitudes dos picos e vales para determinação do coeficiente de amortecimento temporal devido à rápida degradação do sinal de pressão. Mais especificamente, o sinal permitia apenas a medição do primeiro pico ou vale (abertura ou fechamento) e mais um pico ou vale, sendo insuficiente para construção de uma curva para obtenção do coeficiente de amortecimento e, conseqüentemente, o coeficiente de atenuação (α_d). Portanto, para os ensaios em escoamento bifásico ar-água, foi obtido apenas o coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}), medido diretamente a partir dos sinais de pressão coletados em posições conhecidas ao longo da tubulação.

Na sequência são fornecidos os resultados obtidos na determinação de α_{ref} e da velocidade de propagação para o escoamento bifásico, seguidos de discussão e comparações com os resultados obtidos no escoamento monofásico.

4.2.1 Medição direta do coeficiente de atenuação (α_{ref})

Os coeficientes de atenuação aqui obtidos (α_{ref}) foram obtidos seguindo a mesma metodologia detalhada anteriormente para o escoamento monofásico, item 4.1.1. Estes coeficientes foram obtidos ajustando-se uma curva exponencial aos dados, através da equação 1.71. Os resultados obtidos estão apresentados na Figuras 19 para as quatro diferentes vazões de água e ar utilizadas.

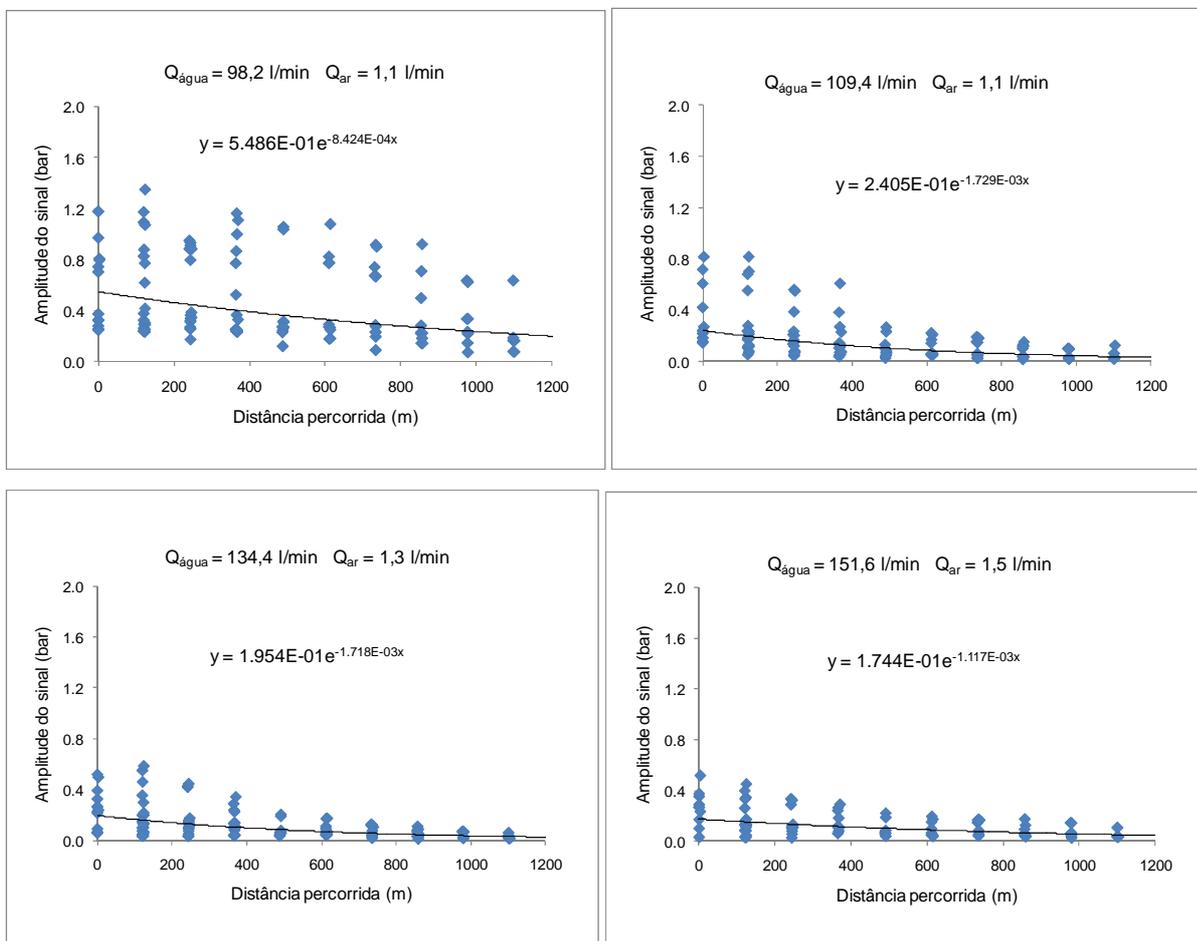


Figura 19: Coeficiente de atenuação de referência (α_{ref}) obtido para as quatro vazões de água e ar testadas.

4.2.2 Comparação entre os coeficientes de atenuação

Comparando-se os resultados obtidos para o escoamento monofásico e bifásico ar-água pode-se observar que os valores obtidos para o escoamento bifásico são significativamente maiores, o que é fenomenologicamente correto. A Tabela 07 mostra estes resultados.

Tabela 07: Coeficientes de atenuação (α_{ref}) para as diferentes vazões testadas nos ensaios bifásicos.

Vazão de água (l/min)	Vazão de ar (kg/s)	α_{ref} (m^{-1})
98,2	0,29	$8,424 \cdot 10^{-4}$
109,4	0,33	$1,729 \cdot 10^{-3}$
134,4	0,39	$1,718 \cdot 10^{-3}$
151,6	0,69	$1,117 \cdot 10^{-3}$

4.2.3 Velocidade de propagação acústica

Tal como descrito no item 4.1.4, foram realizadas medições da velocidade de propagação acústica para os dados obtidos nos ensaios com escoamento bifásico ar-água. A velocidade de propagação foi obtida para cada uma das vazões testadas e os resultados sugerem fortemente que houve mudança de regime de escoamento. Isto pode ser melhor observado no histograma das velocidades de propagação na Figura 20.

Nestas circunstâncias justifica-se calcular velocidades de propagação médias por faixas correspondentes aos diferentes regimes de escoamento. Em específico, para o teste a vazões de água e ar respectivamente de 98,2 l/min e 0,29 kg/s, calculamos a velocidade média no intervalo > 700 m/s, cujo resultado foi de 902 m/s. Este resultado está muito próximo da velocidade de propagação média obtida para

os testes monofásicos da segunda batelada que, conforme mencionado anteriormente, foi influenciada pela presença de gás dissolvido e bolhas de cavitação. Isto indica que o escoamento neste ensaio bifásico se deu no regime a bolhas finamente dispersas. Esta conclusão é também corroborada pelo gráfico da Figura 01, considerando-se o modelo de propagação acústica em escoamento a bolhas a frações de vazio inferiores a 10%.

Para as outras vazões dos ensaios bifásicos calculamos a média no intervalo < 700 m/s, cujo resultado foi de 322 m/s. Este valor é coerente com o modelo de velocidade de propagação acústica para escoamentos pistonados, mostrado na Figura 01, para frações de vazio em torno de 50%.

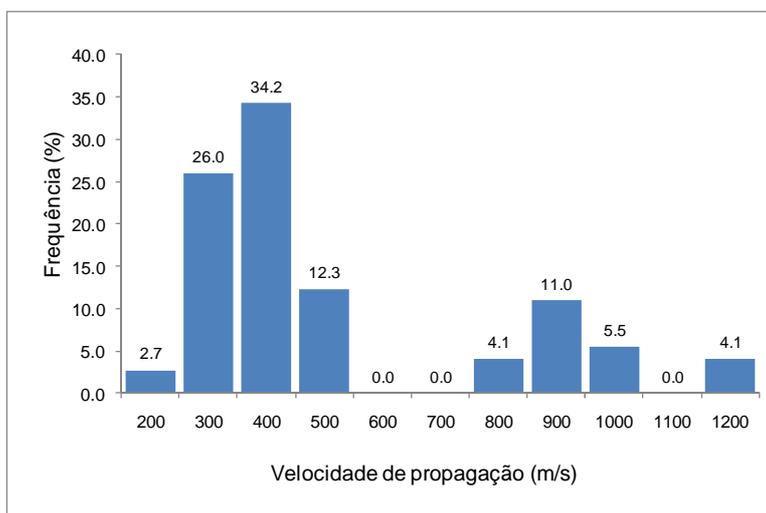


Figura 20: Histograma de velocidades de propagação para os testes bifásicos.

Capítulo 5 - CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho foi fornecer contribuições para o desenvolvimento de uma metodologia experimental de caracterização e análise da propagação acústica, especialmente relacionada ao coeficiente de atenuação e velocidade de propagação da onda. Para isso, foram feitos vários ensaios experimentais, tanto em escoamento monofásico quanto bifásico, variando-se a vazão do escoamento da linha de testes e adquirindo sinais gerados a partir do fechamento de válvulas de simulação de vazamentos.

Primeiramente com relação à atenuação propusemos neste trabalho uma metodologia baseada na medição do coeficiente de amortecimento temporal das ondas de pressão como subsídio para o cálculo do coeficiente de amortecimento (equação 1.75). É importante destacar que apenas um único sensor de pressão é necessário. Nossa metodologia foi validada pela medição direta do coeficiente de atenuação, uma vez que a linha de testes é equipada com sensores de pressão distribuídos ao longo de sua extensão. A comparação destes resultados, feita na Figura 16, mostra uma excelente concordância o que valida a metodologia proposta em escoamentos monofásicos.

Entretanto, não foi possível aplicar nossa metodologia aos testes realizados em escoamento bifásico, uma vez que o amortecimento das ondas de pressão foi extremamente forte, não permitindo a medição de números suficientes de picos ou vales para obtenção do coeficiente de amortecimento e consequente coeficiente de atenuação. Neste caso foram feitas apenas medições diretas da atenuação com resultados fenomenologicamente coerentes.

Os resultados referentes à velocidade de propagação acústica para os testes em escoamento monofásico evidenciaram a influência da presença de gás dissolvido e bolhas de cavitação. Em outras palavras, os testes realizados a vazões de escoamento baixas produziram velocidades de propagação próximas dos valores da literatura (~1320 m/s). Já os testes realizados a altas vazões produziram velocidades compatíveis com o escoamento bifásico a bolhas finamente dispersas, conforme pode ser observado na Figura 01 para frações de vazão inferiores a 10%. Deve ser ressaltada a grande dispersão dos resultados causada por influências

externas não controláveis (vibração dos dutos, gás dissolvido, etc.), bem como ao erro causado pela taxa de aquisição dos sinais (100Hz).

Os resultados obtidos para o escoamento bifásico mostraram que o regime de escoamento variou de bolhas a pistonado. As velocidades de propagação obtidas são compatíveis com aquelas obtidas dos modelos teóricos mostrados na Figura 01, respectivamente, 902 m/s para frações de vazio inferiores a 10% (bolhas) e 322 m/s para frações em torno de 50% (pistonado).

A partir do que foi realizado até o momento e com o intuito de dar continuidade a esta pesquisa, as sugestões para trabalhos futuros são:

- Desenvolvimento de um algoritmo genético para extração automática dos parâmetros da propagação acústica com base em um modelo adaptado às formas de onda geradas nas condições de ensaio deste trabalho.
- Realização de testes com pulsos de pressão de maior amplitude para que seja possível validar a metodologia proposta de determinação do coeficiente de amortecimento em escoamentos bifásicos ar-água.
- Verificação da influência dos níveis de pressão nos resultados obtidos
- Instalar instrumentação para a medição da fração de vazio e determinação direta do regime de escoamento bifásico.
- Integração das duas metodologias de determinação do coeficiente de atenuação e velocidade de propagação acústica para que seja possível considerar suas variações em cada condição de teste.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Aguiar, F. G., 2010. Utilização de redes neurais artificiais para detecção de padrões de vazamentos em oleodutos. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

Atkinson, C. M. and Kytomaa, H. K., 1992, Acoustic wave speed and attenuation in suspensions, *Int. J. Multiphase Flow* 18(4), p.577-592.

Babbitt, H.E, 1920, The detection of leaks in underground pipes. *Journal of AWWA*. vol.7,p.589-595.

Barabanov, S.A. and Glikman, B.F., 2009, The Attenuation Coefficient of an Acoustic Wave Propagating in a Turbulent Flow in a Long Pipeline, *Physical Acoustics*, vol.55, no. 2, pag. 170-177.

Belsito, S., Lombardi, P., Andreussi, P. and Banerje, S., 1998, Leak detection in liquefied gas pipelines by artificial neural networks, *AIChE Journal*, vol.44, no. 12, pag. 2675-2688.

Bendiksen, K.H., Brandt, I., Fuchs, P., Linga, H., Malnes, D. and Moe, R., 1986, Two-phase flow research at SINTEF and IFE: some experimental results and a demonstration of the dynamic two-phase flow simulator OLGA. Presented at the 1986 Offshore Northern Seas Conference, Stavanger, Norway.

Black, P., 2009, A review of pipeline leak detection technology. *Pipeline System*, v.7, Fluid Mechanics and its Applications, Dordrecht. Kluwer Academic Publishers, pag. 287-298.

Chung, N. M., Lin, W. K., Pei, B. S. and Hsu, Y. Y., 1992, Sound attenuation and its relationship with interfacial area density in an air-water two-phase bubbly flow, *Flow Meas. Instruments* 3(1), p.45-53.

Falk K., 1999, Pressure pulse propagation in gas-liquid pipe flow, modeling, experiments and field testing, Ph.D. thesis Norwegian University of Science and Technology, 232p.

Giot M., Stouffs, P., 1993, Pipeline leak detection based on mass balance: importance of the packing term, *Journal Loss Prev. Process Ind.*; vol. 06, No. 5, pp. 307-312.

Henry, R. E., 1969, Pressure Wave Propagation in Two-Phase Mixtures. *Chem. Eng. Prog. Syrup. Ser. 66*, p.1-10.

Huang F., Takahashi M. and Guo L., 2005, Pressure wave propagation in air-water bubbly and slug flow, *Progress in Nuclear Energy*; vol. 47, No. 1-4, pp. 648-655.

Korolev, A. V., 1989, Dynamics of Low-Velocity Two-Phase Flows, *Power Engineering*, vol.27, n.5, p.101-106.

Martin, C. S. and Padmanabhan, M., 1979, Pressure pulse propagation in two-component slug flow, *J. Fluids Engineering*. vol.101, p.44-52.

Martins, J. C., Seleglim Jr., P., 2010, Assessment of the performance of acoustic and mass balance methods for leak detection in pipelines for transporting liquids, *Journal of Fluids Engineering*. vol.132.

Minami, K., Shoham, O., 1994, Transient two-phase flow behavior in pipelines – experiment and modeling, *Int. Journal Multiphase Flow*, vol. 20, No. 4, pp. 739 – 752.

Nguyen, D. L., Winter, E. R. F. and Greiner, M., 1981, Sonic velocity in two-phase systems, *Int. J. Multiphase Flow*, vol. 7, p.311-320.

Nigmatulin, R. I., 1995, Some fundamentals and applications, paradoxes and myths in mechanics of multiphase flow, in 'Proceedings of the Second International Conference on Multiphase Flow', Kyoto.

Papadakis G.A., S. Porter and J. Wettig, 1999, EU initiative on the control of major accident hazards arising from pipelines, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 12, no.1, pp.85-90.

Santos F.O., 2010, Simulação de escoamentos transientes em dutos de transporte de petróleo. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

Scoggins M.W. Jr, 1977, A numerical simulation model for transient two-phase flow in a pipeline. Ph D. dissertation, University of Tulsa, Tulsa, OK.

Seleglim P. Jr., 2009, Relatório Fapesp, Auxílio regular 2007/08555-0. Não publicado.

Taitel Y. and Dukler A.E., 1976, A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near-horizontal gas-liquid flow, *AIChE JI* 22, 47-55.

Xiaoxuan Xu, Jing Gong, Shiqing Wang, Guohua Sun, 2007, A United Model for Predicting Pressure Wave Speeds in Oil and Gas Twophase Pipeflows, To appear in *Journal of Petroleum Science and Engineering*.

Xu, X.X. and Gong, J., 2008, A united model for predicting pressure wave speeds in oil and gas two-phase pipeflows, *Journal of Petroleum Science and Engineering*, vol. 60, pag. 150-160.

Wang H., Priestman G.H., Beck S.B.M., Boucher R.F., 2000, Measurement and simulation of pressure wave attenuation in upward air-water bubbly flow, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol.21, p.104-111.

Wang, X.J., Lambert, M.F., Simpson, A.R., Liggett, J.A and Vítkovsky, J.P., 2002, Leak detection in pipelines using the damping of fluid transients, *Journal of Hydraulic Engineering*, vol.128, no. 7, pag. 697-711.