HENRIQUE MARCIO PEREIRA ROSA

NOVA SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DA DISSOLUÇÃO DE AR EM
RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO

Tese apresentada à Escola politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Doutor em Engenharia.

São Paulo
2009

HENRIQUE MARCIO PEREIRA ROSA

NOVA SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DA DISSOLUÇÃO DE AR EM
RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO

Tese apresentada à Escola politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Doutor em Engenharia.

Área de concentração:

Engenharia Hidráulica.

Orientador:

Prof. Dr. Podalyro Amaral de Souza

São Paulo
2009

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, ..14. de dezembro de 2009.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

FICHA CATALOGRÁFICA

Rosa, Henrique Marcio Pereira

Nova solução para o problema da dissolução de ar em reservatório hidropneumático / H.M.P. Rosa. -- ed.rev. -- São Paulo, 2009.

116 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Hidráulica e Sanitária.

1. Engenharia hidráulica 2. Transientes hidráulicos 3. Golpe de ariete I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Hidráulica e Sanitária II. t.

DEDICATÓRIA

À minha esposa Sádía e meu filho
Davi Henrique

AGRADECIMENTOS

Ao professor Podalyro Amaral de Souza, pelos conhecimentos compartilhados, pela orientação calma e serena, incentivo e confiança durante todo o trabalho.

Aos funcionários da secretaria do PHD, e da biblioteca da civil.

À engenheira Yvone Lemos, pela fundamental ajuda na realização dos testes, sem este apoio, certamente, devido ao tempo exíguo, teria sido muito difícil a concretização deste trabalho.

À minha esposa Sádía, pelo apoio, confiança e incentivo constantes desde o início dos trabalhos. Estas manifestações foram de fundamental importância, principalmente, nos momentos críticos.

Ao meu sobrinho, o engenheiro Rafael Arantes e sua esposa Maria Rita, pelo acolhimento e hospitalidade, durante uma das semanas de teste.

Aos meus pais Geraldo e Maria, pelo grande apoio, sobretudo na fase final da elaboração da tese.

Ao professor Carlos Vieira pela compreensão e apoio na etapa final do trabalho.

A todos que colaboraram direta e indiretamente na execução deste trabalho.

Tu, Senhor, conservarás em perfeita paz
aquele cujo propósito é firme; porque ele
confia em ti.

(Isaías 26.3)

Os jovens se cansam e se fatigam, e os
moços de exaustos caem, mas os que
esperam no Senhor renovam as suas forças,
sobem com asas como águias, correm e não
se cansam, caminham e não se fatigam.

(Isaías 40. 29-30)

.....mas uma coisa faço: esquecendo-me
das coisas que para trás ficam e avançando
para as que diante de mim estão, prossigo
para o alvo.

(Apóstolo Paulo – Epístola aos Filipenses
3.13-14)

Mas o nobre projeta coisas nobres, e nos
seus atos de nobreza persevera.

(Isaías 40. 29-30)

O que adquire entendimento ama a sua
alma;...

(provérbios de Salomão 19.8)

O coração do homem traça o seu caminho,
mas o Senhor lhe dirige os passos.

(provérbios de Salomão 16.9)

RESUMO

Este trabalho se propõe a apresentar uma nova solução para o problema da dissolução de ar em reservatório hidropneumático.

No capítulo introdutório são apresentadas informações e características sobre reservatório hidropneumático, sobretudo relacionadas ao seu funcionamento. Neste capítulo comenta-se sobre as principais soluções utilizadas para superar o problema da dissolução de ar.

No segundo capítulo enumeram-se com detalhes os objetivos do trabalho.

Na revisão da literatura são apresentadas diversas referências, relativas aos estudos do regime transitório e do comportamento do reservatório hidropneumático.

No capítulo seguinte apresenta-se com detalhes a nova solução, que é o tema central desta tese.

No capítulo 5 é feito o desenvolvimento do modelo matemático de cálculo de transitório, empregando o método das características, e estabelecendo as condições de contorno associadas a um reservatório hidropneumático convencional.

No capítulo 6, estuda-se o fenômeno da dissolução de ar num reservatório hidropneumático. Através da elaboração de um equacionamento teórico e exemplos ilustrativos, a intenção é obter as equações que traduzam o mais próximo possível o que efetivamente ocorre dentro do reservatório em termos de transferência de massa de ar.

O desenvolvimento dos capítulos 5 e 6 é importante, pois estabelecem as equações referentes a um reservatório hidropneumático convencional, que servirão de base para o desenvolvimento das equações correspondentes a um reservatório empregando a nova solução proposta. Isto é feito no capítulo 7.

O capítulo 8 é referente aos testes realizados, onde são apresentados os resultados e as análises dos mesmos.

Finalmente, entre muitas conclusões obtidas, há a clara constatação de que a solução proposta é viável, mas que, porém, o assunto não se esgotou, de forma que são feitas recomendações para trabalhos futuros.

Palavras-chave: Reservatório hidropneumático, Dissolução de ar, transitório hidráulico.

ABSTRACT

This work proposes to present a new solution for the problem of the air dissolution in hydropneumatic reservoir.

In the introductory chapter are presented information and characteristics about hydropneumatic reservoir, mainly the ones related to his operation. In this chapter it is commented about the main solutions used to overcome the problem of the air dissolution.

In the second chapter the objectives of this work are presented.

In the literature review several references are presented related to the studies of transitory regime and of the behavior of the hydropneumatic reservoir.

In the following chapter it is presented with details the new solution, that is the central theme of this thesis.

In chapter 5 the development of a mathematical model for calculation of transitory was made using the method of the characteristics, establishing the boundary conditions associated to a conventional hydropneumatic reservoir.

In the chapter 6, the air dissolution phenomenon in a hydropneumatic reservoir is studied. Through the elaboration of theoretical equations and illustrative examples, the intention is to obtain the equations that translate the closest possible what occurs inside of the reservoir in terms of mass transfer of air.

The development of the chapters 5 and 6 is important, because they establish the referring equations to a conventional hydropneumatic reservoir, which will serve as base for the development of equations corresponding to a reservoir using the new proposed solution. That is done in the chapter 7.

Chapter 8 regards the tests accomplished, where the results and analyses of the same ones are presented.

Finally, among many obtained conclusions, there is the clear verification that the proposed solution is viable, but that, however, the subject didn't become exhausted, so that there are made recommendations for future works.

Keywords: Hydropneumatic reservoir, Air dissolution, Hydraulic transient

LISTA DE FIGURAS

Figura 1- Tubulação colapsada.....	5
Figura 2- Localização de dispositivos de proteção contra transitório hidráulico.	7
Figura 3- Reservatório hidropneumático.....	9
Figura 4- Envoltórias de pressão máxima e mínima para uma instalação de bombeamento	10
Figura 5- RHO com bexiga.....	12
Figura 6- Localização de RHO.....	14
Figura 7- Válvula de fechamento rápido.....	14
Figura 8- Dispositivos de perda de carga localizada na conexão RHO/tubulação principal.....	20
Figura 9- Solução proposta - RHO com fluido isolante.....	32
Figura 10- Malha discretizada.....	35
Figura 11- Esquema para equacionamento do comportamento do RHO.....	37
Figura 12- Esquema para modulação matemática de RHO próximo à bomba.....	40
Figura 13- Difusão molecular entre dois componentes.....	43
Figura 14- Lei de Henry.....	47
Figura 15- Alteração de volume de ar no RHO.....	53
Figura 16- Fluxograma de dissolução de ar.....	55
Figura 17- Simplificações para o RHO.....	56
Figura 18- RHO do exemplo.....	59
Figura 19- Bancada de teste com garrafa pet simulando um RHO.....	62
Figura 20- Movimento do fluido dentro do RHO.....	64
Figura 21- Filme onde ocorre o fluxo difusivo.....	66
Figura 22- Fluxograma da dissolução de ar com convecção.....	68

Figura 23- Ilustração do fluido isolante.....	70
Figura 24- Fluxo difusivo no isolante.....	71
Figura 25- Detalhe do fluxo difusivo no isolante.....	72
Figura 26- Esquema para equacionamento do comportamento do RHO com fluido isolante.....	77
Figura 27- Bancada de testes.....	80
Figura 28- Ensaio com corante.....	83
Figura 29- Variação da espessura do filme delgado em função do número de Euler.....	89
Figura 30- Variação da taxa de aumento de nível d'água em função do número de Euler.....	89
Figura 31- Variação da espessura do filme delgado em função do número de Reynolds.....	90
Figura 32- Variação da taxa de aumento de nível d'água em função do número de Reynolds.....	90
Figura 33- Variação da espessura do filme delgado em função do número de . Inserido ponto do exemplo 8.1.....	95
Figura 34- Variação da taxa de aumento de nível d'água em função do número de Euler. Inserido ponto do exemplo 8.1.....	95
Figura 35- Variação da espessura do filme delgado em função do número de Reynolds. Inserido ponto do exemplo 8.1.....	96
Figura 36- Variação da taxa de aumento de nível d'água em função do número de Reynolds. Inserido ponto do exemplo 8.1.....	96
Figura 37 Taxa de aumento do nível d'água em função da pressão, considerando as outras características constantes.....	99
Figura 38- Taxa de aumento de nível d'água dentro da garrafa em função da espessura da camada de silicone.....	103
Figura 39- Taxa de aumento de nível d'água dentro da garrafa em função da espessura da camada de óleo mineral.....	105
Figura 40- Comparação entre as taxas de aumento de nível para óleo e silicone.....	106
Figura 41- Gráfico da taxa de aumento de nível em função de Re para os 03 grupos.....	107

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1- Relação de ábacos para dimensionamento de RHO.....	15
Tabela 6.1- Constante de Henry para oxigênio, nitrogênio e ar atmosférico em água associada a equação $P_A = H \cdot x_A$	48
Tabela 6.2- Concentrações e solubilidade para O_2 , N_2 e ar em água a 30°C	51
Tabela 8.1- Dados coletados no ensaio.....	82
Tabela 8.2- Cálculos para dados do ensaio do grupo 1.....	86
Tabela 8.3- Cálculo para relação entre variáveis – ensaios do grupo 1.....	88
Tabela 8.4- Cálculos para dados do exemplo 8.1.....	93
Tabela 8.5- Cálculo para relação entre variáveis – exemplo 8.1.....	94
Tabela 8.6- Resultados para ensaios e exemplo 8.1.....	94
Tabela 8.7- Ensaio do grupo 2 – silicone.....	102
Tabela 8.8- Resultados dos ensaios do grupo 2 – silicone.....	103
Tabela 8.9- Ensaio do grupo 3 – óleo mineral.....	104
Tabela 8.10 Resultados dos ensaios do grupo 3 – óleo mineral.....	105

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descrição	Unidade
H	Carga piezométrica e Constante de Henry	m atm
Q	Vazão	m ³ /s
A	Área	m ²
g	Aceleração da gravidade	m/s ²
a	Celeridade	m/s
f	Fator de atrito	--
t	Tempo	s
x	Eixo cartesiano e fração molar	m --
V	Velocidade do escoamento	m
ΔH	Variação de carga	m
ΔV	Variação de velocidade	m/s
L	Comprimento	m
V_0	Velocidade inicial	m/s
D	Diâmetro	m
n	Expoente politrópico e, Número de mols	-- kmol
P_i	Pressão absoluta inicial do ar em regime permanente	Pa
P_e	Pressão absoluta estática	Pa
ΔP	Variação de pressão	Pa
K	Módulo de elasticidade volumétrica do líquido	Pa

Símbolo	Descrição	Unidade
E	Módulo de elasticidade volumétrica da tubulação	Pa
E	Espessura da parede da tubulação	m
Δx	Incremento do comprimento	m
Δt	Incremento do tempo	s
P_0^*	Pressão absoluta inicial do gás	Pa
P^*	Pressão absoluta do gás	Pa
Z	Elevação	m
K_e	Coeficiente de perda de carga na entrada	--
K_s	Coeficiente de perda de carga na saída	--
J_A	Fluxo molar	kmol/s.m ²
v	Velocidade molecular média	m/s
z	Eixo cartesiano	m
D_{AB}	Coeficiente de difusão	m ² /s
C	Concentração molar	kmol/m ³
I_A	Fluxo mássico	kg/s.m ²
m	Massa	kg
$\tilde{m}_A$	Fração mássica	--
N_A	Fluxo molar absoluto	kmol/s.m ²
$\tilde{v}$	Velocidade mássica média	m/s
$\tilde{N}$	Fluxo mássico absoluto	kg/s.m ²
S_g	Solubilidade	mg/L
$\Delta \nabla_{ar}$	Variação do volume de ar	m ³
$\Delta \dot{\nabla}_A$	Taxa de variação do volume de ar	m ³ /s
Δh_{H_2O}	Aumento do nível d'água	mm
$\Delta \dot{h}_{H_2O}$	Taxa de aumento do nível d'água	mm/h

Símbolo	Descrição	Unidade
L_i	Espessura da camada de isolante	mm
Eu	Número de Euler	--
Re	Número de Reynolds	--
ρ^*	Parâmetro característico da tubulação e Concentração mássica	-- kg/m ³
λ_R	Coeficiente de compensação energética	--
∇_0	Volume inicial de ar	m ³
∇_{ar}	Volume de ar	m ³
ρ	Massa específica	kg/m ³
∇	Volume	m ³
γ	Peso específico	N/m ³
δ	Espessura do filme delgado	m
ν	Viscosidade cinemática	m ² /s

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

RHO-	Reservatório Hidropneumático
TAU-	Tanque Alimentador Unidirecional
MOC-	Método das Características

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1 RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO	8
1.2 INTERAÇÃO DO RHO COM O SISTEMA.....	13
1.3 PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM O COMPORTAMENTO DO RHO..	18
2. OBJETIVOS.....	22
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
4. PROPOSTA DE NOVA SOLUÇÃO	29
5. FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	33
5.1 EQUACIONAMENTO DO TRANSITÓRIO E MÉTODO DAS CARACTERÍSTICAS	33
5.2 CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO	37
5.3 CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA RHO PRÓXIMO DA ESTAÇÃO DE BOMBEAMENTO	40
6. ESTUDO DA DISSOLUÇÃO DE GÁS EM LÍQUIDO.....	42
6.1 EQUAÇÃO DA DIFUSÃO	42
6.2 LEI DE HENRY	46
6.3 ANÁLISE INICIAL DO PROCESSO DE TRANSFERÊNCIA DE MASSA NO RHO.....	51
6.4 ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE MASSA CONSIDERANDO SOMENTE MECANISMO DE DIFUSÃO	54
6.5 ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA CONSIDERANDO DIFUSÃO E CONVECÇÃO.....	62
7. EQUACIONAMENTO DA SOLUÇÃO PROPOSTA.....	69
7.1 TRANSFERÊNCIA DE MASSA PARA REGIME ESTACIONÁRIO	69
7.2 TRANSFERÊNCIA DE MASSA NA TRANSIÇÃO	76
7.3 EQUACIONAMENTO TRANSITÓRIO PARA A SOLUÇÃO PROPOSTA.	76

8. ANÁLISE DOS TESTES E RESULTADOS	78
8.1 ENSAIO COM CORANTE.....	83
8.2 ANÁLISE DOS ENSAIOS DO GRUPO 1 – ÁGUA SOMENTE	84
8.3 ANÁLISE DOS ENSAIOS DO GRUPO 2 – CAMADA DE SILICONE	101
8.4 ANÁLISE DOS ENSAIOS DO GRUPO 3 – CAMADA DE ÓLEO MINERAL.....	104
8.5 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS ENTRE GRUPOS 2 E 3.....	106
8.6 COMPARAÇÃO GERAL DOS RESULTADOS	107
9. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	109
10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	112
ANEXO A – VALORES DA FUNÇÃO ERRO DE GAUSS	116

1. INTRODUÇÃO

Instalações hidráulicas são dimensionadas para operar em regime permanente, na qual as características do escoamento não sofrem alterações com o tempo. Entretanto, a maioria das instalações está sujeita à ocorrência de variações nas condições do escoamento, causadas por diversos motivos, tais como: abertura e fechamento de válvulas, partida ou paradas de bombas ou turbinas, etc.. Estas variações dão origem ao fenômeno do transitório hidráulico, que é entendido como a situação de escoamento existente entre duas condições distintas (inicial e final) de regime permanente.

Os transitórios hidráulicos podem ser provocados intencionalmente, por algum tipo de atuação ou controle pré-determinado, tal como, a partida de uma bomba ou fechamento de uma válvula, ou podem originar-se devido a alguma situação involuntária não previamente estabelecida e esperada, tal como, o corte no fornecimento de eletricidade.

Durante o fenômeno as pressões podem atingir valores superiores aos suportáveis pela instalação hidráulica e conseqüentemente causar danos à sua integridade física. Assim sendo, é imprescindível o conhecimento das pressões máximas e mínimas originadas pelo transitório. Dessa forma, ainda na fase de projeto, deve-se fazer o estudo das possíveis situações transitórias, tanto voluntárias como involuntárias, e calcular as pressões extremas resultantes, de forma a verificar se são compatíveis com o limite de dimensionamento estrutural da instalação, e caso não sejam, proceder-se-á a preconização de equipamentos e estruturas necessárias para minimizá-las.

As equações que estabelecem o transitório hidráulico são a da quantidade de movimento e da conservação da massa. A solução dessas equações permite a determinação das pressões (ou cargas piezométricas) e vazões em função do tempo e, daí, a interpretação física do fenômeno relaciona a causa (manobra) ao efeito (transitório hidráulico) fornecendo subsídio para otimização do projeto.

Quando no equacionamento do transitório não é considerada a elasticidade da tubulação e nem a compressibilidade do líquido, tem-se uma oscilação em massa.

Neste caso o transitório é causado por variações lentas nas condições do escoamento, de modo que a amplitude da variação de pressão não é grande o suficiente para alterar as características físicas originais do líquido e da tubulação, de forma que todo o líquido da tubulação se comporta como um corpo sólido, daí o nome de oscilação em massa, ou seja, toda massa se movimenta como se fosse um bloco sólido. A oscilação em massa é conhecida também como teoria do modelo rígido.

Por outro lado, quando se consideram as duas características acima mencionadas, tem-se o fenômeno chamado golpe de aríete, que é o nome dado a uma condição transitória que ocorre devido a variações muito rápidas das características do escoamento. Nesta condição são originados elevados picos de pressão, tanto positivas (sobrepessão), quanto negativas (depressão), que causam alterações na massa específica do líquido e deformações na tubulação, e que devem ser consideradas nas equações que regem o fenômeno. O golpe de aríete também é conhecido como teoria do modelo elástico e para uma tubulação de diâmetro “D”, seção “A” e comprimento “L”, as equações são mostradas a seguir:

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g.A} \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (\text{eq. da conservação da massa}) \quad (1.1)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + g.A \frac{\partial H}{\partial x} + f \cdot \frac{Q \cdot |Q|}{2.D.A} = 0 \quad (\text{eq. da quantidade de movimento}) \quad (1.2)$$

Nas equações a pressão é substituída pela carga piezométrica “H”, que é a soma da altura de carga de pressão com a cota, e a velocidade é representada pela vazão “Q”. Estas características são expressas como função da posição “x” e do tempo “t”.

Do ponto de vista do equacionamento, a oscilação em massa é um caso particular do golpe de aríete, sendo que normalmente no estudo da oscilação em massa a atenção é focada para as extremidades da tubulação que é onde se situam dispositivos como reservatórios hidropneumáticos e chaminés de equilíbrio, que se quer dimensionar e que definirão as cargas extremas na tubulação, tornando, quase sempre, de maior interesse a determinação de variáveis pertinentes a tais dispositivos.

Por outro lado, no caso do golpe de aríete, como as pressão e vazão variam com o tempo e de ponto a ponto da tubulação, a atenção é centrada em descobrir quais pontos da tubulação estarão sujeitos às piores condições de pressão (pontos críticos), de forma que seja possível, ou preconizar equipamentos adequados para serem instalados nestes pontos, que minimizem as amplitudes do pulso de pressão, como é o caso de instalação de ventosas, ou preconizar dispositivos para serem instalados próximos aos pontos do circuito hidráulico onde tem origem o transitório, como é o caso de reservatórios hidropneumáticos localizados próximo à saída de bombas, que permitem que, logo no nascedouro do transitório o mesmo seja atenuado e em muitos casos, torna o então golpe de aríete que se propagaria por toda tubulação em oscilação em massa.

Em instalações hidráulicas, ao ato que provoca a passagem de um estado de regime permanente com determinadas condições de funcionamento para outro estado de regime permanente com outras condições de funcionamento, é dado o nome de manobra. As manobras normalmente são realizadas nos equipamentos hidromecânicos que compõem a instalação, como, válvulas, bomba e turbina.

A amplitude e severidade do transitório dependem diretamente da velocidade com que é realizada a manobra, ou seja, do tempo de manobra. Joukowsky (1898) estabeleceu uma fórmula simples que permite estimar o valor da variação da carga, e possibilita uma análise quantitativa:

$$\Delta H = \pm \frac{a \cdot \Delta V}{g} \quad (\text{m}) \quad (1.3)$$

Considerando que a celeridade “a” é da ordem de 1000m/s para tubulação de ferro e aço, e a gravidade “g” aproximada para 10m/s², para uma manobra de fechamento de válvula restringindo a passagem do escoamento, então a variação de carga “ΔH” a montante da válvula, dada em metro de coluna de líquido, será $\Delta H = 100\Delta V$.

Para uma manobra rápida, ou seja, realizada num tempo menor que 2L/a, onde “L” é o comprimento da tubulação, a variação de carga máxima pode ser estimada pela fórmula de Joukowsky.

Supondo que uma manobra de fechamento parcial numa válvula, faz com que o fluxo passe do estado 1 com velocidade $V_1=4\text{m/s}$ para o estado 2 com $V_2=1\text{m/s}$, e que esta manobra ocorra num tempo menor que $2L/a$, a variação da carga será de $300\text{mH}_2\text{O}$. Esta variação se propagará em forma de onda de pressão por toda a tubulação a montante com velocidade “a”. Se a pressão nominal da tubulação for de $100\text{mH}_2\text{O}$, certamente haverá rompimento da mesma. Logo, deve-se utilizar um tempo de manobra maior, ou, caso isto não seja possível, deve-se prever a instalação, por exemplo, de um reservatório hidropneumático próximo à válvula, de forma a atenuar o pico de pressão logo na sua origem.

Para uma manobra lenta, ou seja, realizada em um tempo maior que $2L/a$, devido à reflexão das ondas de pressão e à alteração do sinal das mesmas, a variação de carga será menor que o previsto por Joukowsky, equação (1.3).

O exemplo simples acima, mostra que o fenômeno transitório pode causar sérios danos ao circuito hidráulico, e conseqüentemente, grande prejuízo financeiro, como é o caso da tubulação mostrada na figura 1, onde uma manobra indevida, num tempo suficientemente curto alterou as condições de escoamento dando origem a um golpe de aríete de grande amplitude que provocou um abaixamento da pressão até o limite de colapsar a tubulação. Provavelmente, a manobra indevida que causou este transitório não foi prevista na fase de projeto, de modo que nenhum dispositivo foi preconizado para atenuar o transitório originado.

Figura 1- Tubulação colapsada

Fonte: ROSA (2008)

Do exposto verifica-se que o transitório hidráulico é um fenômeno indesejado. Entretanto, na prática é impossível evitá-lo. Assim, no projeto de sistemas hidráulico, devem ser analisadas todas as possibilidades de regime transitório, e determinadas as envoltórias de pressão, para a correta escolha dos equipamentos e estruturas que deverão ser instalados para minimizar os picos de pressão, fazendo dessa forma a proteção do circuito contra o transitório hidráulico.

Embora o fenômeno transitório seja estudado há bastante tempo, é muito comum encontrar instalações hidráulicas, sobretudo as mais antigas, onde o fenômeno não foi corretamente considerado nos projetos, ocasionando a quebra de muitas, e a consequente necessidade de adequação das mesmas para suportar as condições transitórias.

A preconização correta dos dispositivos de proteção é obtida através de uma análise completa, compreendendo as seguintes etapas:

- cálculo sem dispositivo de proteção;

- análise das envoltórias de pressões máximas e mínimas, juntamente com o perfil da tubulação;
- verificação dos pontos críticos, onde as pressões atinjam valores perigosos à instalação;
- escolha dos dispositivos mais adequados e dimensionamento dos mesmos;
- simulação com dispositivos instalados;
- análise das novas envoltórias;
- nova verificação da existência de pontos críticos. Em caso afirmativo, redimensionam-se os dispositivos ou adota-se outro, e refaz-se a simulação, até que as envoltórias apresentem valores satisfatórios.

A escolha final será aquela que, além de atender aos requisitos técnicos, resultar em menor custo de instalação, manutenção e operação.

Para satisfazer todos os requisitos, não se pode descartar a possibilidade de utilizar mais de um dispositivo de proteção, pois em muitos casos, os arranjos econômicos envolvem a associação de dois ou mais equipamentos de proteção.

Existem muitos dispositivos concebidos especificamente para atenuar as pressões geradas pelo transitório, desde pequenos equipamentos, como uma ventosa, até grandes estruturas, como uma chaminé de equilíbrio.

Na figura 2 é apresentada, de forma esquemática, uma estação de bombeamento com a localização típica dos equipamentos de proteção mais utilizados.

Figura 2 – Localização de dispositivos de proteção contra transiente hidráulico.

Fonte: Adaptado de Boulos et Al - 2005

Dentre os dispositivos mais utilizados estão a válvula ventosa, o volante de inércia acoplado no eixo de acionamento do grupo motor-bomba, o tanque unidirecional (TAU), o reservatório hidropneumático e a chaminé de equilíbrio.

Cada dispositivo tem suas particularidades técnicas, possui vantagens e desvantagens, e variados custos, de forma que a definição de quais equipamentos utilizar, bem como suas quantidades e dimensões, e os locais do circuito a serem instalados, é obtida através do processo de análise mostrado anteriormente.

Este trabalho se propõe a estudar um destes equipamentos, o reservatório hidropneumático, que doravante será designado como RHO.

1.1 RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO

O RHO é utilizado principalmente em estações de bombeamento, acoplado ao circuito hidráulico num ponto próximo à seção de saída das bombas. É possível encontrar alguns projetos de usinas hidroelétricas que utilizam o RHO contra o transitório, porém são casos raros, principalmente devido às grandes dimensões que teriam e à consequente dificuldade em manter a quantidade de ar adequada, o que requereria um complexo sistema auxiliar de compressores. Outra aplicação muito comum do RHO é em sistema de pressurização de água em edifícios, sendo que neste caso, além do combate ao transitório, ele tem função de manter a rede pressurizada e alimentá-la com pequenas vazões, alternando ciclos de esvaziamento e enchimento, que ocorre quando as bombas são ligadas.

O RHO (figura 3) é uma câmara estanque contendo água e um gás, na maioria dos casos o ar, comprimido no seu interior, com pressão igual à de regime permanente fornecida pela bomba e tem como propósito, alimentar a tubulação no qual está conectado quando ocorre um abaixamento da pressão na mesma ou ser alimentado pela tubulação quando ocorre um aumento de pressão na linha. Seu funcionamento é descrito nos próximos parágrafos.

Figura 3- Reservatório Hidropneumático

Fonte: Catálogo Young

Durante a operação normal, o regime é permanente e o ar dentro da câmara se comprime e entra em equilíbrio dinâmico com a pressão fornecida pela bomba. Quando a bomba é desligada a pressão fornecida cai e o ar dentro da câmara expande, expulsando a água para fora, a válvula de retenção existente entre a bomba e o RHO se fecha, impedindo o fluxo para a bomba e a água oriunda da câmara alimenta a tubulação. Evidentemente, a pressão na câmara vai diminuindo, bem como a vazão, da mesma forma que seria com a bomba. Entretanto, a taxa de variação do RHO é bem mais lenta que a da bomba, de maneira que a redução de vazão ocorre de forma controlada e muito mais lenta do que ocorreria se não houvesse o RHO. Verifica-se então, que um transitório rápido é transformado em oscilação em massa.

O RHO continua a alimentar a tubulação até que a pressão não tenha mais condições para continuar o movimento, de modo que a velocidade do escoamento vai diminuindo até se anular. A partir deste instante, devido à inércia da massa fluida dentro da tubulação, a pressão atingirá valores menores que a estática ditada pelo nível do reservatório de jusante e a água retornará para dentro da câmara, comprimindo novamente o ar e continuando o processo de oscilação em massa, que será amortecido pelas perdas de carga no sistema.

Tendo em vista que o objetivo principal do RHO é proteger adequadamente a instalação quando da parada da bomba, a localização ideal do mesmo é imediatamente à jusante da estação de bombeamento, tão perto quanto possível da bomba. Salienta-se, entretanto, que entre a bomba e o RHO deve haver uma válvula de retenção, para prevenir o fluxo inverso. Neste ponto é importante que a válvula possua uma resposta dinâmica adequada, com o objetivo de minimizar o seu batimento.

A figura-4 apresenta, para uma instalação, as envoltórias de pressões máximas e mínimas, com e sem a presença do RHO.

Figura 4- Envoltórias de pressão máxima e mínima para uma instalação de bombeamento

O princípio de funcionamento do RHO faz com ele seja apto para proteger o sistema tanto contra as ondas de variação negativa da pressão (depressão), que podem causar o colapso da tubulação (figura-1) quanto, contra as ondas de variação positiva de pressão (sobrepessão), que podem causar até a explosão da tubulação. Por isso o RHO é largamente utilizado, e também porque, como menciona STEPHENSON (2002), o emprego de RHO é a forma mais eficiente de proteger a rede hidráulica contra as sobrepressões e principalmente contra as pressões negativas.

Como descrito anteriormente, dentro do RHO estão água e ar em contato direto um com o outro. Isto possibilita a dissolução de moléculas de ar na água, promovendo assim a diminuição da massa de ar, de forma que, com o tempo, para uma mesma pressão o volume de ar irá diminuindo até atingir um limite mínimo, onde a partir daí o bom desempenho do RHO fica comprometido e conseqüentemente fará uma proteção deficiente a instalação hidráulica.

A solução adotada, desde muito tempo, para contornar o problema da dissolução de ar, é o emprego de compressor de ar normalmente conectado na parte superior do RHO. O compressor injeta ar dentro do RHO, quando o volume atinge um valor mínimo previamente estabelecido. O funcionamento do compressor é automático, em função de sensores de nível d'água instalados no RHO, visto que, quando o volume de ar diminui o nível d'água sobe, e quando aumenta, o nível d'água desce. Dessa forma, o compressor é ligado quando o nível ultrapassa determinado valor alto e é desligado quando o nível atinge o valor baixo. Em algumas instalações o compressor é ligado e desligado várias vezes ao dia.

Do ponto de vista de operação, o conjunto RHO e compressor funciona a contento. Entretanto, se por um lado o compressor contorna o problema da dissolução de ar, por outro, ele possui alguns pontos negativos, tais como, consumo de energia, manutenção, e vários outros, que serão comentados no capítulo 4.

Uma alternativa ao RHO com compressor é o RHO com bexiga (figura 5), ou seja, dentro da câmara, uma bexiga de material flexível, normalmente elastômero, faz a separação entre água e ar. A bexiga possui um flange na parte inferior que é utilizado para fixá-la no flange de entrada do RHO. Assim, quando a água entra na

câmara ela está efetivamente entrando na bexiga, que sendo de material bastante flexível assume os contornos das paredes da câmara. Um ponto negativo da bexiga, é que a mesma está sujeita a rompimento, o que permite assim o contato direto entre água e ar, que causará a dissolução do ar e deixará a instalação hidráulica sem a proteção adequada.

Figura 5- RHO com bexiga

Fonte: Catálogo Charlante

Além do RHO com bexiga, outras alternativas foram desenvolvidas para impedir a dissolução do ar sem utilização do compressor, tal como o RHO com cápsulas de ar, entretanto, ainda hoje, na maioria dos projetos, é utilizado o RHO com compressor, pois esta solução é muito mais antiga que as outras, de forma que, informações a seu respeito com dados e referências são fartamente encontradas na literatura técnica, o que faz com que os engenheiros e responsáveis pelos projetos de sistemas hidráulicos acabem optando pelo que é mais conhecido.

O grande problema do compressor é que ele é um órgão externo ao RHO, e como se trata de um equipamento eletromecânico, ele possui interfaces mecânicas, elétricas e eletrônicas, ou seja, o RHO faz interface com o compressor, que por sua

vez faz diversas outras com vários dispositivos. Ora, é sabido que quanto maior a quantidade de interfaces, maior o número de possíveis problemas. Assim, uma solução alternativa eficiente, que elimine qualquer interface externa, continua sendo uma necessidade.

1.2 INTERAÇÃO DO RHO COM O SISTEMA

O dimensionamento de um RHO e a análise do comportamento do mesmo durante o regime transitório deve ser feito mediante a utilização de um modelo matemático adequado. Tal modelo será desenvolvido no capítulo 5. Contudo, antes de um aprofundamento matemático, sabendo que o RHO influencia o sistema e assim reciprocamente, é importante a apresentação de algumas considerações sobre a interação RHO/sistema e sobre o pré-dimensionamento do RHO, que é uma etapa anterior ao cálculo automático em programas.

Segundo Stephenson (2002), o pré-dimensionamento é muito útil para a escolha do volume inicial de gás, visto que diminui bastante o tempo de execução nos programas de cálculo, sobretudo porque encurta consideravelmente o processo de tentativa e erro

Estando o RHO inserido numa Instalação hidráulica e tendo influência direta no comportamento desta, sobretudo nas condições de regime variável, a análise e dimensionamento do mesmo deve compreender as seguintes etapas:

➤ Localização do RHO

A localização mais adequada do RHO (figura 6) nas proximidades da estação de bombeamento depende das características da estação, como: quantidade de grupos moto-bomba, inércia dos mesmos, disposição dos barriletes, condições topográficas, espaço disponível, e tipos de válvulas de retenção de proteção das bombas. Convém evitar que estas válvulas se fechem sob a ação do escoamento proveniente do RHO, o qual, nos primeiros instantes após a saída de operação dos grupos, pode atingir velocidades elevadas. Como regra geral, as válvulas de

fechamento rápido são as mais indicadas, pois minimizam ou anulam este efeito (figura 7).

Figura 6- Localização de RHO

Figura 7– Válvula de fechamento rápido

Fonte: Rosa (2008)

➤ Escolha do volume inicial de gás

A escolha dos valores do volume inicial do gás e das perdas de carga localizadas na tubulação de ligação entre o RHO e a tubulação principal pode ser feita no pré-dimensionamento, mediante ábacos publicados, os quais permitem a obtenção das depressões e sobrepressões máximas junto da seção de ligação e, em alguns casos, ao longo da tubulação principal.

Apresenta-se a seguir na tabela 1.1 um resumo dos ábacos mais conhecidos para dimensionamento de RHO.

Tabela 1.1- Relação de ábacos para dimensionamento de RHO

Autor	Ano	Observações
Vibert	1950	Modelo rígido simplificado transformação isotérmica ($n=1$)
Slisberg	1952	Modelo rígido simplificado transformação isotérmica ($n=1$)
Combes e Borot	1952	Modelo rígido simplificado transformação isotérmica ($n=1$)
Dubin e Gueneau	1955	Modelo elástico – método gráfico transformação isotérmica ($n=1$)
Parmakian	1963	Modelo elástico – método gráfico utilizou expoente $n=1,2$
Paoletti	1972	Modelos elásticos e rígidos – comparações
Ruus	1977	Modelo elástico – MOC utilizou expoente $n=1,2$
Meunier e Puech	1978	Modelo elástico utilizou expoente $n=1,2$
Fok	1978	Modelo elástico utilizou expoente $n=1,2$
Graze e Horlacher	1986 e 1990	Modelo elástico

Fonte: Almeida e Koelle (1992)

Salienta-se que é fundamental a correta interpretação dos símbolos e parâmetros existentes nos diversos ábacos a fim de se evitarem erros importantes.

Tanto os ábacos quanto os métodos analíticos de estudo do comportamento do RHO podem ser baseados no modelo rígido ou no modelo elástico. O modelo rígido somente considera os efeitos decorrentes da oscilação em massa.

A influência dos efeitos elásticos pode ser, contudo, importante, especialmente em casos onde ao longo da tubulação a envoltória de pressões mínimas pode deixar de ser linear e apresentar uma concavidade.

De acordo com ALMEIDA (1982) para cálculos de pré-dimensionamento do RHO considera-se admissível a utilização do modelo rígido nos casos em que se verificar a seguinte condição:

$$\rho^* \sqrt{\lambda_R} > 10 \quad (1.4)$$

O termo λ_R é o coeficiente de compensação energética referente ao RHO, e é dado pela expressão:

$$\lambda_R = \frac{2g.H_0^*.\nabla_0}{L.A.V_0^2} \quad (1.5)$$

Onde:

H_0^* = altura piezométrica em regime permanente correspondente à pressão absoluta no interior do RHO (m)

∇_0 = volume inicial do ar no RHO, em regime permanente (m³)

L = comprimento da tubulação protegida pelo RHO (m)

A = área da seção transversal da tubulação (m²)

V_0 = velocidade inicial do escoamento na tubulação (m/s)

O termo ρ^* é o parâmetro característico da tubulação, definido por RUUS (1977):

$$\rho^* = \frac{a.V_0}{g.H_0^*} \quad (1.6)$$

Sendo “a” a celeridade em m/s.

Salienta-se que H_0^* é referente ao centro de gravidade do volume gasoso no RHO.

Para o pré-dimensionamento do RHO é comum considerar unicamente a condição correspondente à saída de serviço simultânea de todos os grupos moto-bomba, de forma que esta situação é considerada como condição fundamental de operação normal. A utilização de cálculo automático permite a análise de outras situações, como o arranque dos grupos e manobras compostas de arranque e desligamento de grupos.

Outra hipótese normalmente adotada é a de que a anulação da vazão ocorre instantaneamente. Entretanto, para grupos de elevada potência a consideração da inércia das massas girantes poderá conduzir a um tempo de anulação não desprezível, o qual deverá ser tomado em conta.

➤ Determinação das envoltórias de pressão

A determinação das envoltórias das pressões máximas e mínimas ao longo da tubulação e no interior do RHO, bem como do volume útil mínimo necessário, deve ser feito por intermédio de um programa automático de cálculo. Neste programa são verificadas também as condições de partida e parada das bombas e eventuais manobras compostas.

➤ Verificação estrutural

Como etapa final deve-se fazer a verificação estrutural tanto do RHO quanto da tubulação principal e acessórios, averiguando se o projeto hidráulico satisfaz as condições de dimensionamento admitidas para a instalação.

1.3 PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM O COMPORTAMENTO DO RHO

Na análise das simulações numéricas do comportamento dinâmico do RHO é comum a alteração de diversos parâmetros. Dessa forma, é de grande importância conhecer a influência dos mesmos sobre os resultados.

➤ Expoente politrópico “n”

As expansões e compressões do gás, relativamente lentas, ocorrem em um recipiente metálico com boa condutividade térmica. De acordo com ABREU (1995), estes processos parecem ser em princípio, muito lentos para serem considerados adiabáticos, mas também muito rápidos para serem admitidos isotérmicos. Adicionalmente, o valor deste parâmetro não se mantém constante durante o regime variável, conforme indicaram ensaios realizados em protótipo por ALMEIDA e HIPOLITO (1978). Conseqüentemente a adoção de um único valor de “n” durante cada passo de cálculo não é correto. Aconselha-se, dessa forma, a execução de alguns cálculos com valores de “n” diferentes, pois de acordo com MEUNIER (1978) a depressão no RHO pode variar aproximadamente 10% quando o valor de “n” adotado varia entre 1,0 e 1,2.

➤ Perda de carga na tubulação principal

A perda de carga total na tubulação principal tende a reduzir significativamente os valores das pressões máximas ao longo da tubulação. As depressões máximas também são reduzidas por efeito da perda de carga distribuída.

A modelação da perda de carga na tubulação principal é feita admitindo a sua concentração em determinadas seções de cálculo. O maior ou menor número destas vai influenciar os valores das pressões extremas calculadas, em especial nas seções afastadas do RHO.

➤ Perda de carga na tubulação de conexão entre RHO e tubulação principal

A perda de carga na ligação entre o RHO e a tubulação principal pode permitir a diminuição do volume do RHO. Esta perda pode ser de dois tipos: distribuída e localizada. É conveniente que a perda total na conexão seja a menor possível quando ocorre depressão, e o RHO alimenta a tubulação principal, e tenha um valor elevado no fluxo inverso. Neste objetivo, a perda total será tanto mais eficiente na diminuição da depressão quanto a perda continua for pequena e a localizada for assimétrica, relativamente ao sentido do escoamento. Para se conseguir este efeito, utiliza-se um orifício ou dispositivo diferencial, como por exemplo, uma válvula de retenção com batente furado. O emprego destes dispositivos pode não se justificar em pequenas estações elevatórias, ou quando o volume do RHO é imposto pela depressão permitida numa seção intermediária da tubulação principal, pois a perda de carga localizada na conexão pode causar um considerável aumento nos valores de depressão ao longo da tubulação principal, sobretudo em instalações onde a perda de carga na tubulação principal é pequena.

De um modo geral, a referida perda de carga localizada na conexão pode atenuar consideravelmente as sobrepressões ao longo da tubulação principal, desde que o dispositivo que as provoca esteja corretamente dimensionado.

Os efeitos da perda de carga na conexão sobre as envoltórias de pressão ao longo da tubulação principal dependem da perda de carga total na tubulação principal, e da razão entre os coeficientes de perda na entrada e saída no RHO.

Dentre os dispositivos de perda de carga localizada (figura 8) destacam-se:

-a válvula de retenção com batente furado, a qual permanece aberta durante o escoamento de saída do RHO e fechada no sentido inverso, obrigando assim o fluxo a passar pelo furo no batente, com conseqüente perda de carga maior;

-a válvula de retenção normal acompanhada com um by-pass de pequeno diâmetro, a qual possibilita que o escoamento de saída tenha perda de carga reduzida, e o de entrada seja através do by-pass de pequeno diâmetro, com perda de carga elevada;

-diafragma com seção livre e diâmetro inferior ao da tubulação de conexão, o qual provoca perda carga simétrica com o sentido do escoamento.

Figura 8- Dispositivos de perda de carga localizada na conexão RHO/tubulação principal

Fonte: Almeida (1982)

Salienta-se, que na determinação do coeficiente de perda na entrada, deve-se levar em consideração que um aumento da perda de carga no escoamento de entrada faz diminuir a pressão máxima no interior do RHO, mas pode, concomitantemente, aumentar a pressão máxima em seções da tubulação principal, havendo assim, interesse em determinar o valor ótimo deste coeficiente relativamente a estes dois efeitos antagônicos.

Assim sendo, a determinação dos valores ótimos para os coeficientes de perda de carga de entrada e saída se baseia num processo de tentativa e erro com auxílio de programa de cálculo, utilizando, por exemplo, o método das características como método numérico. Todavia, uma estimativa inicial com boa aproximação pode ser obtida através de ábacos.

➤ Volume útil mínimo necessário

O volume útil mínimo necessário para o RHO é superior ao volume máximo de gás obtido a partir dos cálculos. Com efeito, deve ser prevista a existência de um volume de água no RHO no instante de máxima expansão do gás, de forma a evitar a entrada deste na tubulação principal. Adicional a este, deve-se considerar uma pequena reserva para tomar em conta eventuais erros nos cálculos numéricos e os efeitos da variação da temperatura ambiente.

2. OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é apresentar a proposta de uma nova solução para o problema da dissolução de ar em reservatórios hidropneumático. Uma solução extremamente simples, que utiliza conceitos elementares da mecânica dos fluidos e que dispensa a utilização sistêmica do compressor ou de qualquer outro agente externo, eliminando todas as interfaces e não possuindo as deficiências das outras alternativas.

Será desenvolvido o equacionamento relativo à transferência de massa de ar na água tanto para o RHO convencional, como para o RHO proposto neste trabalho.

A realização de testes em bancada para avaliação da dissolução de ar permitirá comparar os resultados dos ensaios com o equacionamento desenvolvido, e verificar a eficiência da solução proposta.

Será analisada também a influência da solução proposta sobre o comportamento dinâmico do RHO, verificando se as equações e condições de contorno referentes ao RHO devem sofrer ajustes.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo serão apresentadas paralelamente referências a alguns estudos importantes sobre o assunto transitório hidráulico e sobre a evolução dos estudos relativos a reservatório hidropneumático.

Trabalhos Históricos

O estudo de transitório hidráulico começou com a investigação da propagação de ondas de som em diversos meios.

Segundo CHAUDHRY (1987), Young em 1808 investigou a propagação de ondas de pressão em tubulações. Nesta mesma época Helmholtz aparece como o primeiro a indicar que a velocidade das ondas de pressão em água confinada numa tubulação é menor que aquela da água não confinada. Ele atribuiu esta diferença a elasticidade das paredes da tubulação. Dando continuidade a estas conclusões, Weber em 1866 estudou o escoamento de um fluido incompressível em uma tubulação elástica e conduziu experimentos para determinar a velocidade das ondas de pressão. Também desenvolveu as equações da dinâmica e da continuidade.

Segundo ALMEIDA E KOELLE (1992), Korteweg em 1878 estabeleceu uma equação que permite determinar a velocidade de onda considerando a elasticidade tanto da tubulação, quanto do fluido.

CHAUDHRY (1987) cita que Michaud em 1878 estudou o problema do golpe de aríete e provavelmente foi o primeiro a investigar o projeto e uso de reservatório hidropneumático.

ALMEIDA E KOELLE (1992) relatam também que Joukowski em 1898, baseado em resultados experimentais e estudos teóricos publicou seu relatório clássico conhecido como a teoria básica do golpe de aríete. Ele desenvolveu a fórmula para velocidade de onda levando em consideração as elasticidades da tubulação e do

fluido. Ele formulou também a relação entre redução de velocidade e aumento de pressão. Joukowsky estudou ainda os efeitos do RHO, chaminé de equilíbrio e válvula de segurança nas pressões do golpe de aríete. Ele também investigou os efeitos da razão de fechamento de uma válvula e concluiu que o aumento de pressão é máximo para tempos de fechamento menores que “ $2L/a$ ”. Com relação ao RHO, ele deduziu uma fórmula para determinação do volume de ar “ ∇_{ar} ”, para que a sobrepressão não ultrapassasse um determinado valor. Essa fórmula é função do diâmetro da tubulação principal “ D ”, da velocidade de regime permanente “ V_0 ”, do expoente politrópico “ n ”, do período das ondas “ L/a ”, da pressão absoluta inicial do ar no RHO em regime permanente “ P_i ”, da pressão absoluta estática no RHO “ P_e ” e da sobrepressão no RHO “ ΔP ”, conforme mostrada abaixo:

$$\nabla_{ar} = D^2 V_0 \frac{n \cdot \pi}{2} \left(\frac{2L}{a} \right) \left(\frac{P_i^2}{P_e \Delta P} \right) \quad (3.1)$$

ALLIEVI (1903) desenvolveu e publicou a teoria geral do golpe de aríete, onde estabeleceu as equações diferenciais levando em conta a elasticidade tanto da tubulação quanto do líquido. Um dos frutos de sua análise foi a introdução de dois parâmetros adimensionais, o primeiro “ ρ ” caracterizando a relação entre a energia cinética e energia potencial do fluido, e o segundo “ θ ” representando as características de fechamento da válvula.

CHAUDHRY (1987) registra as seguintes evoluções: Strowger e Kerr em 1926 introduziram o método gráfico para análise do golpe de aríete. Lowy em 1928 incluiu o termo de atrito nas equações diferenciais parciais básicas. Schnyder em 1929 incluiu as características de bomba em sua análise de golpe de aríete em tubulações conectadas a bombas centrifugas. E em 1931, Bergeron estendeu o método gráfico para determinar as condições em seções intermediárias da tubulação e Schnyder foi o primeiro a incluir as perdas por atrito na análise gráfica.

ALLIEVI (1937) e ANGUS (1937) estudaram o comportamento e influência de RHOs em sistemas de recalque, para situações transitórias originadas pelo corte de eletricidade. Nestes trabalhos foram estabelecidos ábacos para o dimensionamento estimado de RHO. Na elaboração dos ábacos considerou-se expansão isotérmica

do ar (expoente politrópico $n=1$) e desprezaram-se as perdas por atrito na tubulação e na entrada do RHO.

MARTINO et al (2004) cita que em 1938, Evangelisti desenvolveu ábacos que ajudaram no dimensionamento de RHO, considerando escoamento incompressível e assumindo expansão adiabática do ar (expoente politrópico $n=1,41$). Equações desenvolvidas por Evangelisti permitiram solução analítica se o atrito é negligenciado, porém ele introduziu um número adimensional para procedimento de integração numérica quando o atrito era considerado. Estes gráficos demonstraram a favorável influência do atrito no sentido de atenuar a oscilação de pressão e dissipar o transitório.

Trabalhos Clássicos

EVANS e CRAWFORD (1954) desenvolveram ábacos para o dimensionamento de RHO empregando os parâmetros de Allievi, o método gráfico para análise de transitório de Angus e o orifício diferencial na entrada do RHO (relação de perda de carga de 2,5 entre entrada e saída do escoamento). Eles introduziram outro parâmetro adimensional incorporando a perda por atrito no procedimento de cálculo e utilizaram um expoente politrópico de 1,2.

CHAUDHRY (1987) relata que Lai e Streeter foram os primeiros a propor o método das características (MOC). Este método transforma as equações diferenciais parciais da continuidade e quantidade de movimento (equações 1.1 e 1.2) em equações diferenciais ordinárias, mostradas a seguir:

$$\frac{dQ}{dt} \pm \frac{gA}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{f}{2DA} Q|Q| = 0 \quad (3.2)$$

$$\frac{dx}{dt} = \pm a \quad (3.3)$$

STREETER posteriormente publicou diversos artigos sobre o método das características. Nesta mesma época muitos autores fizeram publicações a respeito deste método, entre eles Evangelisti e Courant. Devido a sua grande aplicabilidade e confiabilidade, o método das características ainda hoje é o mais utilizado para solução de problemas de transitório hidráulico, desde sistemas simples até mais complexos.

A partir dos anos 70, soluções de problemas de transitórios hidráulicos utilizando programas de computador passaram a ser a prática comum.

Em 1978, Fok estudando o emprego de RHO, desenvolveu gráficos que mostraram pressões extremas em qualquer ponto da tubulação e também relataram que o uso de expoente politrópico de 1,2 foi mais realista (RAMALIGAN, 2007).

GRAZE e HORLACHER (1982) desconsideraram a perda de carga no orifício na entrada do RHO da análise e trataram o expoente politrópico “n” como uma variável e desenvolveram ábacos baseados no método das características. Eles utilizaram a equação racional termodinâmica desenvolvida por Graze em 1968. Esta equação considera o expoente politrópico como uma variável de tempo durante a fase transitória. Houve boa concordância entre resultados experimentais e teóricos. Entretanto, não foi utilizada por muitos pesquisadores devido à dificuldade em aplicá-la. Em 1986 os mesmos autores reintroduziram a resistência do orifício na análise, porém trataram-no separadamente da perda de carga na linha. Este estudo indicou que a relação entre as perdas sentido entrada e perdas sentido saída do escoamento poderia ser de 10 a 30 ao invés de 2,5, até então utilizado para um projeto econômico de RHO. Valores altos, similares foram obtidos por THORLEY e ENEVER (1984).

GRAZE e HORLACHER (1989) desenvolveram gráficos similares para fechamento de válvulas considerando duas situações: com e sem a resistência do orifício no RHO. Neste trabalho mostraram como a resistência pode ser usada para melhorar a eficiência de regulação da turbina.

THORLEY (1991) concluiu que os gráficos somente poderiam ser usados para fornecer uma estimativa do dimensionamento do RHO.

ALMEIDA E KOELLE (1992) apresentam em seu livro uma lista de alguns autores que desenvolveram pesquisa sobre a utilização de ábacos no dimensionamento de RHO.

Trabalhos Recentes

Para cálculo de transitórios têm sido estudados métodos e esquemas de cálculos alternativos, como é caso da dissertação de FRANÇA (2006) que estudou a utilização do esquema numérico de Mac Comark para solução de transitórios hidráulicos em condutos e RAMALIGAN (2007) que propõe utilização do método “wave plan”.

Com relação ao RHO, os trabalhos recentes ainda têm sido no sentido de encontrar quais os métodos e modelos mais realistas para o seu dimensionamento. Nos próximos parágrafos citamos alguns estudos.

STEPHENSON (2002) utilizou a teoria do escoamento incompressível para desenvolver nomográficos para o dimensionamento de RHO para situação de desligamento da bomba e comparou os resultados com aqueles obtidos através do modelo elástico. Ele enfatizou a importância da resistência do orifício para o dimensionamento econômico de RHO, e concluiu que ela é mais importante que o expoente politrópico no dimensionamento do RHO.

Trabalhos Sobre Transferência de Massa

Visto que nesta tese, o assunto transferência de massa foi bastante abordado, é conveniente enumerar alguns trabalhos referentes ao mesmo, o que é feito na sequência.

PERRY (1984) relata que Henry em 1803, propôs uma equação que relaciona a pressão parcial do gás a sua solubilidade no líquido por meio de uma constante, quando os mesmos fazem interface. Esta equação é conhecida como lei de Henry, e a constante como constante de Henry.

KUBIE (1927) estudou a solubilidade do oxigênio, do dióxido de carbono e do nitrogênio em óleo mineral utilizado na indústria farmacêutica.

SHERWOOD e PIGFORD (1952) propuseram diversos modelos teóricos para a determinação do coeficiente de transferência de massa por difusão, em função de grandezas conhecidas como, temperatura e viscosidade do líquido. Saliencia-se que muitos outros pesquisadores como Wilke-Chang, Prausnitz também estudaram este assunto e da mesma forma, também propuseram fórmulas empíricas.

PERRY (1984) relata também que Higbie em 1935 estudou a difusão em massa na presença de escoamento.

FISHCER et al (2004) por meio de experimentos, estimou a constante de Henry do gás MTBE dissolvido em água bruta para diversas temperaturas.

ATOLINI e RIBEIRO (2007) investigaram o comportamento termodinâmico de misturas gás-líquido a altas pressões e temperaturas. Neste trabalho foi feito um levantamento bibliográfico de estudos referentes à interação entre gás e líquidos orgânicos utilizados em fluidos de perfuração e a análise termodinâmica dessa mistura.

4. PROPOSTA DE NOVA SOLUÇÃO

Para que o reservatório hidropneumático cumpra o objetivo de proteger a instalação contra o transitório hidráulico, a massa de ar em seu interior deve permanecer constante. Entretanto, devido à dissolução na água isto não é possível, pois há uma perda contínua de massa de ar. De acordo com a lei dos gases perfeitos, para as mesmas pressão e temperatura, a diminuição de massa implicará na diminuição de volume. Logo, para a situação de regime permanente na linha de escoamento, o volume de ar do RHO vai diminuindo progressivamente. Assim sendo, para o RHO proteger corretamente a linha, a massa de ar deve ser continuamente reposta, o que é feito utilizando-se um compressor.

Por outro lado, de acordo com TREYBALL (1981), INCROPERA e DEWITT (1998), LYDERSEN (1983), PERRY (1984) e muitos outros, a lei de Henry diz que para uma temperatura constante, a quantidade de gás dissolvido em um solvente é diretamente proporcional a pressão parcial do gás. Logo, para um RHO, quanto maior a pressão de regime permanente, maior será a dissolução do ar na água.

Na maioria das instalações, o compressor deve ser acionado varias vezes ao dia, e por motivo de segurança, devem-se ter ao menos dois compressores implantados junto ao reservatório, um principal e um de reserva, para o caso de falha no principal.

Além de consumir energia, o compressor também tem a desvantagem de que a ele está associado um conjunto de equipamentos e dispositivos auxiliares, os quais se destacam: filtros, válvulas, instrumentos para controle e comando, tubulações, motores elétricos, painéis elétricos. É evidente que o compressor e os auxiliares estão sujeitos a panes e quebras, sobretudo porque são constantemente solicitados, e exigem sempre manutenção.

Outro fator negativo é que os compressores ocupam espaço na planta, e em muitos projetos é necessário fazer “malabarismos” no arranjo para conseguir espaço, ou então aumentar as dimensões da planta.

Além dos inconvenientes técnicos, há os custos resultantes da utilização do compressor: aquisição, implantação, operação, manutenção e consumo de energia. Salienta-se ainda, que a quebra ou pane do sistema do compressor, em muitas instalações, provoca a parada da estação de bombeamento, que por sua vez pode causar a interrupção do fornecimento de água, de forma que, além dos custos de reparo, tem-se também o prejuízo financeiro do não fornecimento de água e o desgaste da companhia de água perante os consumidores.

Como já mencionado, o emprego do compressor para reposição de ar em RHO ocorre há muito tempo e a despeito dos inconvenientes enumerados, ainda hoje é a solução mais adotada para RHO.

Alguns pesquisadores pensaram em outras soluções, como é o caso do RHO com bexiga, na qual uma membrana de material flexível (bexiga) faz a separação entre ar e água. Não se sabe com exatidão a data de sua invenção, porém pelos registros de patentes é possível verificar que nos anos de 1940 já havia a utilização de tanques metálicos com membrana flexível interna para separação entre ar e outro líquido.

De modo geral, pode-se afirmar que o risco de rompimento da membrana, faz com que esta opção seja preterida em relação ao compressor.

O RHO com bexiga é muito utilizado em sistemas industriais de aquecimento, onde são mais conhecidos como tanques de expansão térmica. Normalmente para esta aplicação a água em escoamento é limpa e muitas vezes potável, de forma que não há a presença de sólidos em suspensão, que podem causar o rompimento da bexiga.

Embora nos últimos anos alguns projetos de estações de bombeamento tenham preconizado o RHO com bexiga, no Brasil esta alternativa nunca foi muito empregada no setor de saneamento, tanto que nos livros escritos por autores brasileiros, como por exemplo, TSUTIYA (2004), MACINTYRE (1997), é raro encontrar menção ao RHO com bexiga.

Como pode ser verificado, do ponto de vista da tecnologia, ainda não se encontrou uma solução ideal para o problema da dissolução de ar.

No desenvolvimento deste trabalho de doutorado está sendo pesquisada uma nova solução para este antigo problema.

A nova solução considera, não em repor o ar que se perde, mas em evitar que ocorra esta perda, ou seja, impedir a dissolução do ar na água.

Obviamente, a bexiga, já mencionada, consegue realizar esta tarefa. Porém, o estudo de uma alternativa mais simples e sem o inconveniente já comentado, é de grande relevância.

Considerando que a água e o ar são fluidos, um líquido e outro gasoso, eles possuem densidades diferentes, obviamente o ar é mais leve, por isso ocupa a parte superior do RHO. Logo, é possível criar uma barreira entre os dois utilizando um elemento mais leve que a água e mais pesado do que o ar.

A nova solução que aqui é apresentada consiste em utilizar uma camada de fluido de densidade menor que a da água e maior que a do ar, e que, portanto ficará entre os dois, separando um do outro. A este fluido será dado o nome de fluido isolante.

Além da característica de densidade, o fluido isolante não deve ser miscível nem com a água nem com o ar, e também não deve possuir substâncias tóxicas que podem se dissolver na água e contaminá-la.

Pelo fato de ser fluido, o isolante ocupará plenamente a seção de interface ar/água, impedindo totalmente o contato entre eles, e acompanhará o movimento do nível da água. Em situações de regime transitório, caso ocorra alguma turbulência dentro do RHO, e o fluido isolante se “misture” com a água, rapidamente ele voltará a sua posição inicial, na superfície da água, pois é mais leve e não miscível com ela.

Se o fluido isolante possui características físico-químicas que faz com que não haja dissolução do ar em sua massa, então, as moléculas de ar não vão se diluir no fluido isolante e dessa forma não alcançarão a superfície da água, não havendo, portanto a dissolução do ar na massa líquida e permanecendo assim, constante a quantidade de ar dentro do RHO.

Do exposto verifica-se que o nome “fluido isolante” é bastante apropriado, pois é justamente isto que ele faz, isola a água do ar, impedindo que moléculas de ar alcancem a água e se percam.

Logo, a solução vislumbrada neste trabalho (figura 9) é notavelmente simples, elimina o uso sistemático do compressor e não possui o inconveniente da bexiga.

Figura 9- Solução proposta – RHO com fluido isolante

5. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

O dimensionamento definitivo de um RHO e a análise do seu comportamento não deve ser baseado somente em ábacos e fórmulas aproximadas, como ocorre para seu pré-dimensionamento, mas sim mediante a utilização de um modelo matemático adequado que pode ser automatizado através de uma lógica programável. Segundo ALMEIDA e KOELLE (1992), o método das características é o mais indicado.

Neste capítulo será apresentado o equacionamento do transitório, bem como o método das características e as condições de contorno, referentes a um RHO convencional, associadas a este método.

Neste ponto é importante mencionar que o foco desta tese não se refere propriamente ao equacionamento transitório, porém o desenvolvimento deste capítulo é relevante, pois, as equações elaboradas nele serão utilizadas no capítulo 7, onde será demonstrada a influência da solução proposta na condição de contorno relativa ao RHO.

5.1 EQUACIONAMENTO DO TRANSITÓRIO E MÉTODO DAS CARACTERÍSTICAS

Segundo CHAUDHRY (1979), as equações fundamentais que descrevem o transitório são as da conservação da massa e da quantidade de movimento.

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g.A} \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (\text{eq. da conservação da massa}) \quad (5.1)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + g.A \frac{\partial H}{\partial x} + f \cdot \frac{Q \cdot |Q|}{2.D.A} = 0 \quad (\text{eq. da quantidade de movimento}) \quad (5.2)$$

Onde “H” representa a carga piezométrica instantânea, “t” é o instante de tempo, “a” é a celeridade de propagação da onda de pressão, “g” é a aceleração da gravidade, “A” corresponde à área da seção transversal da tubulação, “Q” é a vazão no instante

de cálculo atual, “x” é a distância ao longo da tubulação, “f” é o fator de atrito de Darcy-Weisbach e “D” corresponde ao diâmetro da tubulação principal.

A celeridade “a” é função das características elásticas tanto do fluido quanto da tubulação e pode ser dada pela equação de Korteweg (ALMEIDA E KOELLE, 1992):

$$a = \sqrt{\frac{k}{\rho \left(1 + \frac{k \cdot D}{E \cdot e}\right)}} \quad (5.3)$$

Onde “K” representa o módulo de elasticidade volumétrica do líquido, “ρ” é a massa específica do líquido, “E” corresponde ao módulo de elasticidade do material da tubulação principal, “e” é a espessura da parede da tubulação e “D” o seu diâmetro.

As equações da conservação da massa e da quantidade de movimento formam um sistema de equações diferenciais em derivadas parciais, do tipo hiperbólico, nas quais as variáveis dependentes “Q” e “H” devem ser determinadas em função das variáveis independentes “x” e “t”.

Dentre diversos métodos para a solução deste sistema de equações, o método das características é o mais difundido e utilizado. Segundo CHAUDHRY (1979), o método simula corretamente a propagação de ondas, é eficiente e de fácil programação. Além disso, as condições de contorno podem ser as mais variadas.

Neste método, as expressões (5.1) e (5.2), são transformadas num conjunto de quatro equações diferenciais ordinárias equivalentes e válidas duas a duas:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= +a \end{aligned} \right\} \quad \mathbf{C^+} \quad (5.4)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{dH}{dt} + \frac{a}{gA} \frac{dQ}{dt} + \frac{f \cdot a \cdot Q \cdot |Q|}{2gDA^2} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad \mathbf{C^+} \quad (5.5)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= -a \end{aligned} \right\} \quad \mathbf{C^-} \quad (5.6)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{dH}{dt} - \frac{a}{gA} \frac{dQ}{dt} + \frac{f \cdot a \cdot Q \cdot |Q|}{2gDA^2} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad \mathbf{C^-} \quad (5.7)$$

As equações (5.5) e (5.7) são aplicáveis somente quando as condições (5.4) e (5.6), respectivamente forem verificadas.

As expressões (5.4) à (5.7) podem ser discretizadas no plano (x, t) , conforme mostra figura 10.

Figura 10- Malha discretizada

As retas C^+ e C^- , são chamadas características e nessas retas são válidas as equações (5.5) e (5.7) respectivamente. Assim, fazendo substituições de variáveis, manipulando, integrando, e implementando a discretização de acordo com a malha da figura 10, as equações (5.5) e (5.7), tornam-se respectivamente:

$$(C^+) \quad (H_P - H_A) + B(Q_P - Q_A) + R \cdot Q_A \cdot |Q_A| = 0 \quad (5.8)$$

$$(C^-) \quad (H_P - H_B) - B(Q_P - Q_B) - R \cdot Q_B \cdot |Q_B| = 0 \quad (5.9)$$

Onde:

$$B = \frac{a}{g \cdot A} \quad (5.10)$$

$$R = \frac{f \cdot \Delta x}{2g \cdot D \cdot A^2} \quad (5.11)$$

Os valores de “Q” e “H” dos pontos A e B, referentes ao instante anterior são conhecidos. Assim, as duas incógnitas a determinar são “H_P” e “Q_P”, referentes ao instante considerado.

Rearranjando as equações (5.8) e (5.9), tem-se:

$$(C^+) \quad H_P = C_P - B \cdot Q_P \quad (5.12)$$

$$(C^-) \quad H_P = C_M + B Q_P \quad (5.13)$$

Onde:

$$C_P = H_A + B \cdot Q_A - R \cdot Q_A |Q_A| \quad (5.14)$$

$$C_M = H_B - B \cdot Q_B + R \cdot Q_B |Q_B| \quad (5.15)$$

As incógnitas H_P e Q_P serão:

$$H_P = \frac{C_P + C_M}{2} \quad (5.16)$$

$$Q_P = \frac{H_P - C_M}{B} = \frac{C_P - H_P}{B} \quad (5.17)$$

Para que este método de cálculo possa ser utilizado, deve-se conhecer as condições iniciais, instante t=0, e as condições de contorno, pontos 1 e N+1.

As condições iniciais são as de regime permanente.

As condições de contorno dependem do equipamento ou estrutura que se encontra neste ponto, que podem ser: bombas, válvulas, reservatório, chaminés de equilíbrio, reservatório hidropneumático, etc....

Salienta-se que foi adotada aproximação de primeira ordem para o termo referente ao atrito (perda de carga), a qual considera a vazão “Q” constante ao longo do referido trecho “dx”, e com valor referente ao ponto inicial, A ou B.

A aproximação de primeira ordem satisfaz a maioria dos problemas. Porém em sistemas onde há predominância de perda de carga, deve-se considerar aproximação de segunda ordem.

Como o objetivo deste trabalho não é o aprofundamento na análise do método das características, indica-se as referências STREETER (1993) e CHAUDHRY (1987) para estudo do equacionamento resultante da utilização da aproximação de segunda ordem para o termo de atrito.

5.2 CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA RESERVATÓRIO HIDROPNEUMÁTICO

Figura 11- Esquema para equacionamento do comportamento do RHO

Considere um RHO instalado num ponto qualquer de uma tubulação (figura 11). Para estabelecer as equações que governam o comportamento do RHO e as condições de contorno associadas ao mesmo num instante “t” qualquer, denomina-se 1 e 2 respectivamente, as seções a jusante e a montante do RHO.

Desprezando a elasticidade do líquido face à do gás, o volume do gás “ ∇ ” no RHO no instante “ t ” é dado por:

$$\nabla = \nabla_{(t-\Delta t)} + \frac{Q_R + Q_{R(t-\Delta t)}}{2} \Delta t \quad (5.18)$$

Onde “ Q_R ” é a vazão entrando ou saindo do RHO e “ Δt ” o incremento de tempo.

O gás se expande de acordo com a lei:

$$P^* \nabla^n = P_0^* \nabla_0^n = \text{cte} \quad (5.19)$$

Onde “ P^* ” é a pressão absoluta do gás no instante “ t ”, enquanto que “ P_0^* ” e “ ∇_0 ” são os valores da pressão absoluta e volume do gás para o instante inicial. O coeficiente “ n ” é o expoente politrópico que indica o tipo de processo ocorrido com o gás. Seu valor pode variar de 1,0, caso o processo seja isotérmico, até 1,4, caso seja adiabático. Normalmente adota-se um valor intermediário, pois na realidade ocorre um processo de troca térmica entre as duas situações extremas.

Conseqüentemente, tem-se:

$$P^* \left(\nabla_{(t-\Delta t)} + \frac{Q_R + Q_{R(t-\Delta t)}}{2} \Delta t \right)^n = \text{cte}. \quad (5.20)$$

A equação do comportamento dinâmico do RHO tanto para fluxo de entrada quanto para fluxo de saída é dada por:

$$\frac{P^* - P_a}{\gamma} + Z = H - K_e Q_R^2 \quad (\text{fluxo de entrada}) \quad (5.21)$$

$$\frac{P^* - P_a}{\gamma} + Z = H + K_s Q_R^2 \quad (\text{fluxo de saída}) \quad (5.22)$$

Sendo “ H ” a carga piezométrica no ponto de conexão entre o RHO e a tubulação principal, P_a a pressão atmosférica local, “ Z ” a elevação do nível de água no RHO, “ K_e , K_s ” respectivamente, os coeficientes de perda de carga para escoamento de entrada e de saída do RHO e “ γ ” o peso específico do líquido.

A equação da continuidade aplicada ao ponto de conexão entre o RHO e a tubulação principal resulta em:

$$Q_2 = Q_1 + Q_R \quad (5.23)$$

As expressões das retas características finalizam o conjunto de equações:

$$(C^+) \quad H_1 = C_P - B \cdot Q_1 \quad (5.24)$$

$$(C^-) \quad H_2 = C_M + B Q_2 \quad (5.25)$$

Sendo, $H_1 = H_2 = H$

As equações (5.20) à (5.25) formam um sistema, cuja resolução permitirá obter as variáveis que traduzem o comportamento do RHO: P^* , Q_R , e H .

Adicionalmente, o volume de gás “ ∇ ” resulta da equação (5.18).

5.3 CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA RHO PRÓXIMO DA ESTAÇÃO DE BOMBEAMENTO

O modelo matemático desenvolvido no item anterior considera o RHO localizado numa posição qualquer da tubulação principal. Entretanto, na maioria das instalações ele está muito próximo da bomba, a jusante desta e da válvula de retenção, conforme figura 12.

Figura 12- Esquema para modulação matemática de RHO próximo à bomba

De modo geral, nestas instalações, a influência da bomba no transitório é desprezível, pois o RHO evita a despressurização repentina da tubulação principal, logo após o desligamento da bomba. Conseqüentemente, a carga à jusante da válvula de retenção fica maior que a carga fornecida pela bomba. Dessa forma, o RHO elimina a influência dos grupos moto-bomba, devido ao fechamento da válvula

de retenção. Esta condição permite uma simplificação no modelo matemático, que é a hipótese de fechamento instantâneo da válvula de retenção. Esta consideração resulta que a vazão entre a bomba e o ponto de conexão do RHO com a tubulação principal é nula ($Q_1=0$).

O equacionamento que modela o comportamento do RHO para esta condição é quase o mesmo desenvolvido anteriormente, equações (5.20) à (5.25), as diferenças são a equação (5.24) da reta característica C^+ , que é excluída, e a equação (5.23) que torna-se:

$$Q_2 = Q_R \quad (5.26)$$

6. ESTUDO DA DISSOLUÇÃO DE GÁS EM LÍQUIDO

Foi dito no capítulo 4 que o principal problema do RHO é a dissolução do gás na água. Assim sendo, neste capítulo será estudado o processo de transferência de massa de gás para a água.

Os gases normalmente utilizados em RHO são o ar atmosférico e azoto (nitrogênio), sendo o primeiro o mais empregado. O ar atmosférico é uma mistura de diversos gases, e os dois principais são o nitrogênio (~78%) e o oxigênio (~21%).

Embora as solubilidades destes gases em água sejam muito baixas, ainda assim ela ocorrerá.

6.1 EQUAÇÃO DA DIFUSÃO

O mecanismo de transferência de massa associada à diferença de concentração é a difusão, que tem sua origem na atividade molecular. A expressão da taxa de transferência de massa por difusão (figura 13) é conhecida como lei de Fick, e é dada pela equação (6.1).

Figura 13- Difusão molecular entre dois componentes

$$J_A = -C \cdot D_{AB} \frac{dx_A}{dz} \quad (6.1)$$

A quantidade “ J_A ” é o fluxo do constituinte A, medido em kmol/s.m^2 , relativamente a um conjunto de eixos que se movem com a velocidade molecular média “ v ” da mistura fluida, e representa a quantidade de A que é transferida por unidade de tempo e por unidade de área perpendicular a direção da transferência. A força motriz para a difusão é o gradiente “ dx_A/dz ” medido em m^{-1} , onde “ x_A ” é a fração molar do componente A e “ z ” é o eixo cartesiano referente a direção do fluxo. “ D_{AB} ” é o fator de proporcionalidade, e representa a difusividade, ou coeficiente de difusão em m^2/s , do componente A no componente B. Segundo BENNETT & MYERS (1978) “ D_{AB} ” é função da composição. E finalmente “ C ” é a concentração molar total da mistura em kmol/m^3 .

A concentração “ C ” é dada por:

$$C = \frac{n}{V} \quad (6.2)$$

Sendo “n” o número de mols total da solução em kmol, e “V” o volume da solução em m³.

A fração molar “x_A” é definida por:

$$x_A = \frac{C_A}{C} = \frac{n_A}{n} \quad (6.3)$$

Onde “C_A” é a concentração molar de A na solução em kmol/m³, dada por:

$$C_A = \frac{n_A}{V} \quad (6.4)$$

“n_A” é o número de mols de A na solução em kmol.

Outra forma para lei de Fick é expressa em fluxo mássico, equação (6.5).

$$I_A = -\rho^* \cdot D_{AB} \frac{d\tilde{m}_A}{dz} \quad (6.5)$$

O fluxo mássico da espécie A, “I_A”, é dado em kg/s.m². “ρ*” é a concentração mássica total da mistura em kg/m³, e “ $\tilde{m}_A$ ” é fração mássica de A.

“ρ*” é definido pela razão entre a massa “m” e o volume da solução.

$$\rho^* = \frac{m}{V} \quad (6.6)$$

A fração mássica de A, “ $\tilde{m}_A$ ” é dada por:

$$\tilde{m}_A = \frac{\rho_A^*}{\rho^*} \quad (6.7)$$

Sendo “ρ_A” a concentração em massa de A, definida como:

$$\rho_A^* = \frac{m_A}{V} \quad (6.8)$$

Onde “ m_A ” é a massa do componente A.

O coeficiente de difusão “ D_{AB} ” para várias combinações de gases e líquidos pode ser obtido em tabelas encontradas em diversas referências, como exemplo, LYDERSEN (1983). Outra forma de obter o coeficiente é através de fórmulas específicas resultantes de pesquisas realizadas por vários autores. Entre estes indica-se TREYBAL (1981).

Os fluxos difusivos dados pelas equações (6.1) e (6.5) são medidos em relação a coordenadas que se movem com a velocidade média da mistura. Se o fluxo mássico ou molar estiver expresso relativamente a um sistema de coordenadas fixo, as equações (6.1) e (6.5) não têm validade geral. Na engenharia, habitualmente é mais conveniente se referir a um fluxo relativo a uma superfície fixa, tal como uma interface fluida, do que a uma velocidade. Assim, os fluxos, mássico e molar devem ser definidos em função de um conjunto de eixos fixos no espaço. Estes fluxos serão denominados de fluxos absolutos e a relação entre eles e os fluxos difusivos são apresentados a seguir.

$$N_A = J_A + N x_A \quad (6.9)$$

$$N_A = J_A + C_A v \quad (6.9a)$$

$$\tilde{N}_A = I_A + \tilde{N} \tilde{m}_A \quad (6.10)$$

$$\tilde{N}_A = I_A + \rho_A^* \tilde{v} \quad (6.10a)$$

“ v ” e “ $\tilde{v}$ ” são as velocidades molar e mássica média da mistura.

“ N_A ” e “ $\tilde{N}_A$ ” são os fluxos absolutos, molar e mássico respectivamente do componente A.

“ N ” e “ $\tilde{N}$ ” são os fluxos absolutos da mistura, molar e mássico respectivamente, e também podem ser definidos como a soma dos fluxos absolutos de cada componente da mistura.

Um caso especial no qual o fluxo absoluto de uma espécie é igual ao fluxo difusivo é o do meio estacionário, que é, em termos de unidades molares, um meio no qual a

velocidade molar média da mistura é nula, e em termos de unidades mássicas, um meio no qual a velocidade mássica média da mistura é nula.

Logo, para regime estacionário:

$$N_A = J_A \quad (6.11)$$

$$\tilde{N}_A = I_A \quad (6.12)$$

De acordo com o exposto acima, dentro do RHO haverá uma transferência contínua de massa de gás através da água em função da diferença de concentração. Entretanto, este processo ocorrerá até o limite da solubilidade do gás na água, ou seja, até toda massa de água ficar saturada com gás.

A questão que surge então é: qual a solubilidade de determinado gás na água, ou, qual a concentração de saturação do gás na água? No próximo item será analisada esta questão.

6.2 LEI DE HENRY

Solubilidade é a medida da capacidade que um soluto tem de se dissolver num solvente. Pode ser expressa de diversas formas: mols por volume, massa por volume, PPM (parte por milhão), etc...

Em sistemas com interface gás-líquido, como o caso ar-água, a solubilidade do gás no líquido é função da pressão do gás. De fato, como ilustrado na figura 14, um acréscimo de pressão provoca maior agitação das moléculas de gás, que conseqüentemente irão atingir em maior número a superfície do líquido, aumentando assim a quantidade de moléculas de gás que penetram no líquido até que seja atingido o equilíbrio referente aquela pressão.

Figura 14- Lei de Henry

A relação entre a pressão e a solubilidade do gás no líquido é expressa pela lei de Henry (figura 14), que diz que *a solubilidade de um gás num líquido é proporcional a pressão parcial do gás*, equação (6.13).

$$P_A = H \cdot x_A \quad (6.13)$$

Onde:

P_A = pressão parcial do gás A em atm.

H = constante de Henry em atm.

x_A = fração molar do componente gasoso A no líquido.

A lei de Henry aplica-se somente às soluções diluídas, ou seja, àquelas nas quais o gás A é fracamente solúvel no líquido, como ocorre com ar e água.

O valor da constante “H” depende do soluto e do solvente, por exemplo, o O_2 é mais solúvel em água que o N_2 , como mostra a tabela 6.1.

A constante de Henry depende também da temperatura. Ela aumenta com o aumento de temperatura. Assim, pela equação (6.13) verifica-se que a solubilidade de um gás num líquido diminui com a elevação de temperatura.

A quantidade “H” é determinada por métodos experimentais, e seu valor é encontrado em tabelas publicadas em diversos livros e manuais como o “Perry’s Chemical Engineers’ Handbook” de PERRY (1984). Existem outras formas para a equação da lei de Henry, como exemplo a equação (6.14).

$$P_A = k_g \cdot C_A \quad (6.14)$$

Onde “ k_g ” também é chamado de constante de Henry, porém dado em (atm.kmol/m³) e C_A é a concentração molar do gás A no líquido, dada em kmol/m³.

Acima foram mostradas duas formas para a constante de Henry, porém na bibliografia há outras. Logo, ao tomar valores da constante de Henry nas muitas publicações, devem ser verificadas as dimensões e conseqüentemente a qual forma de equação ela está associada.

Na tabela 6.1, apresentam-se valores para a constante de Henry para o O₂, N₂ e ar, solubilizados em água, em função da temperatura.

Tabela 6.1- Constante de Henry (H) para absorção de oxigênio, nitrogênio e ar atmosférico em água.

Gás	Oxigênio (O ₂)	Nitrogênio (N ₂)	Ar Atmosférico (*)
T (°C)	H (atm)	H (atm)	H* (atm)
0	25500	52900	43200
5	29100	59700	48800
10	32700	66800	54900
15	36400	73800	60700
20	40100	80400	66400
25	43800	86500	72000
30	47500	92400	77100
35	50600	98100	82300
40	53500	104000	87000
45	56300	109000	91100

* O “H” é calculado pelos coeficientes de absorção de O₂ e N₂, levando-se em conta a correção necessária pela presença de argônio, com teor constante.

Fonte: Perry (1984)

Considerando uma solução diluída de um gás A num líquido B, utilizando as equações (6.3) e (6.13), a concentração molar de A na solução será dada por:

$$C_A = .x_A . C = \frac{P_A}{H} C \quad (6.15)$$

Tratando-se de uma mistura binária, tem-se que:

$$C = C_A + C_B \quad (6.16)$$

A equação (6.15) fica:

$$C_A = \frac{P_A}{H} (C_A + C_B) \quad (6.17a)$$

Resultando:

$$C_A = \frac{P_A}{H} C_B \left(\frac{1}{\left(\frac{H - P_A}{H} \right)} \right) \quad (6.17b)$$

A equação (6.17b) vale para uma solução de dois componentes. Numa situação na qual o gás é composto por mais de uma espécie, como é o caso do ar (21%O₂ + 78%N₂ + 1%outros) é fácil demonstrar que a concentração da espécie gasosa i no líquido será dada por:

$$C_i = \frac{P_i}{H_i} \left(C_{\text{Líquido}} + \sum_i C_i \right) \left(\frac{1}{\left(\frac{H_i - P_i}{H_i} \right)} \right) \quad (6.18)$$

Para soluções diluídas, que é uma condição para aplicação da lei de Henry, a concentração total dos componentes gasosos é desprezível em relação à concentração do líquido. Adicionalmente, a ordem de grandeza da constante H é muito superior à pressão parcial do correspondente gás ($H_i \gg P_i$), de forma que $\left(\frac{H_i - P_i}{H_i} \right) \cong 1$. Aplicando estas considerações a equação (6.18), resulta que a concentração molar do componente gasoso i na solução pode ser obtida por:

$$C_i = \frac{P_i}{H_i} C_{\text{Líquido}} \quad (6.19)$$

Empregando as equações (6.4) e (6.8), pode-se determinar a concentração em massa do gás i, “ ρ_i^* ”, em kg/m³.

$$\rho_i^* = \frac{P_i}{H_i} C_{\text{Líquido}} \cdot M_i \quad (6.20)$$

Onde M_i é a massa molecular do gás i em kg/kmol.

A solubilidade do gás i na solução “ S_{gi} ” em mg/L será:

$$S_{gi} = \frac{P_i}{H_i} C_{\text{Líquido}} \cdot M_i \cdot 10^3 \quad (6.21)$$

Utilizando a definição de concentração molar, equação (6.2), e sabendo que em soluções diluídas o volume dos gases pode ser considerado desprezível em relação ao volume do líquido, é possível determinar a concentração do líquido pela relação seguinte:

$$C_{\text{Líquido}} = \frac{n_{\text{Líquido}}}{V} = \frac{m_{\text{Líquido}}}{M_{\text{Líquido}} \cdot V} = \frac{\rho_{\text{Líquido}} \cdot V_{\text{Líquido}}}{M_{\text{Líquido}} \cdot V} = \frac{\rho_{\text{Líquido}}}{M_{\text{Líquido}}} \quad (6.22)$$

Onde $\rho_{\text{Líquido}}$ e $M_{\text{Líquido}}$ são respectivamente a massa específica e massa molecular do líquido, em kg/m³ e kg/kmol.

Para a água, sendo $M_{\text{H}_2\text{O}}=18\text{kg/kmol}$ e considerando $\rho_{\text{H}_2\text{O}}=1000\text{kg/m}^3$, a concentração molar será $C_{\text{H}_2\text{O}}=55,56\text{kmol/m}^3$.

Aplicando os valores de “H” da tabela 6.1 nas equações (6.19), (6.20) e (6.21), para a pressão de 1atm, obtém-se a concentração molar e solubilidade dos referidos gases na água na condição de pressão atmosférica padrão. A uma temperatura de 30°C, tem-se a tabela 6.2 na seqüência.

Tabela 6.2- Concentrações e solubilidade para O₂, N₂ e ar em água a 30°C.

Grandeza	O ₂	N ₂	Ar
Massa molecular (kg/kmol)	32,0	28,0	~29,0
Concentração molar (kmol/m ³)	$2,46 \times 10^{-4}$	$4,69 \times 10^{-4}$	$7,20 \times 10^{-4}$
Concentração mássica (kg/m ³)	$7,86 \times 10^{-3}$	$13,10 \times 10^{-3}$	$20,90 \times 10^{-3}$
Solubilidade (mg/L)	7,86	13,10	20,9

6.3 ANÁLISE INICIAL DO PROCESSO DE TRANSFERÊNCIA DE MASSA NO RHO

A transferência de massa de ar no RHO ocorre devido aos dois efeitos estudados nos itens anteriores, a diferença de concentração e a pressão. De fato, se por um lado, a força geradora do equilíbrio, em cada instante, é diretamente proporcional à diferença entre a concentração do componente nesse mesmo instante e a concentração de equilíbrio, por outro, a concentração de equilíbrio é determinada pela pressão existente, de forma que para cada pressão haverá uma condição de equilíbrio diferente.

Como já comentado, o grande problema do RHO é a diminuição constante de massa de ar, obrigando a uma reposição freqüente desta massa perdida, sendo que na quase totalidade de instalações com RHO, um sistema de pressurização de ar deve acompanhá-lo.

Neste item será analisada a dissolução de ar no RHO para a situação de regime permanente, à temperatura e pressão constantes. Estas considerações são bastante realistas, pois a transferência de massa é um processo suficientemente lento de modo a não ser influenciado por eventual regime transitório, na qual a pressão varia significativamente em curtos períodos de tempo, e suficientemente rápida para que não haja significativa variação de temperatura e pressão, caracterizando dois estados diferentes de regime permanente. Adicionalmente o RHO é projetado para estar continuamente em serviço na pressão de regime permanente, e, quando da ocorrência de um transitório, após sua dissipação, o RHO retorna à pressão de regime.

Observando os valores de solubilidade da tabela 6.2, verifica-se que a quantidade de ar requerida para atingir a concentração de equilíbrio é muito pequena, mesmo para maiores pressões, e, com certeza não diminuiria o volume de ar de tal forma a ser necessária uma reposição. Adicionalmente, caso a pressão diminuísse, moléculas de ar fariam o caminho inverso, indo da água para o ar, buscando a nova condição de equilíbrio.

Como exemplo, considere um reservatório contendo 1m^3 de água e certa quantidade de ar, à pressão de 20atm e temperatura de 30°C . Pela lei dos gases perfeitos a massa específica do ar será $\rho_{\text{ar}}=23,30\text{kg/m}^3$, e pela equação (6.20) a concentração em massa de ar na água na condição de equilíbrio será $\rho^*_{\text{ar}}=0,418\text{kg/m}^3$. A perda de volume de ar, ou o volume de ar dissolvido na água é

dado por $\Delta V_{\text{ar}} = \frac{\rho^*_{\text{ar}}}{\rho_{\text{ar}}} V_{\text{H}_2\text{O}} = 0,0179\text{m}^3$. Sabendo que o volume total num RHO, em

regime permanente, normalmente é composto de 30% de ar e 70% de água, então para $V_{\text{H}_2\text{O}}=1,0\text{m}^3$, tem-se $V_{\text{ar}}=0,43\text{m}^3$. Logo, verifica-se que o volume de ar dissolvido na água até atingir a concentração de equilíbrio é muito pequeno em relação ao volume de ar no RHO.

Embora tenham sido arbitrados valores para os volumes de ar e água, as proporções de volumes em regime permanente não serão muito diferentes das consideradas no exemplo (30% e 70%), de forma que o volume de ar dissolvido sempre será muito pequeno em relação ao volume de ar inicial no RHO, e poderia ser previsto no projeto do RHO.

De acordo com este entendimento, constata-se que decorrido o tempo para ser atingida a condição de equilíbrio (figura 15b), o volume perdido será pequeno e não mais haverá transferência de massa para a água. Assim, conclui-se que em muitas instalações seria dispensável a reposição de ar por sistemas externos ao RHO.

Figura 15- Variação de volume de ar no RHO

6.4 ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE MASSA CONSIDERANDO SOMENTE MECANISMO DE DIFUSÃO

Apesar de o raciocínio e equacionamento do exemplo estarem corretos, na prática não é o que se verifica. Isto ocorre, porque o volume de água contido no RHO está em contato com o fluxo de água na tubulação principal.

Como o RHO habitualmente é instalado à jusante da bomba, e a bomba normalmente faz a captação num tanque aberto à atmosfera, então, a concentração de ar na água bombeada é aquela referente à pressão de 1,0atm. Assim sendo, supondo que toda a água no RHO atingisse a solubilidade de equilíbrio (lei de Henry), a parte inferior desta água estará em contato com a água escoando, que possui concentração menor de ar. Esta diferença de concentração fará com que haja um fluxo mássico constante do RHO para a tubulação. Como a água na tubulação está em movimento, a concentração de ar nela será sempre a mesma, ou seja, aquela correspondente à pressão atmosférica. Conseqüentemente, o equilíbrio jamais será atingido, e haverá um fluxo difusivo contínuo de ar através do RHO, que ao atingir a tubulação escoará juntamente com a corrente líquida (figura 16).

Figura 16- Fluxograma da dissolução do ar

Analisando o exposto anteriormente, conclui-se que haverá um gradiente de concentração de ar entre a superfície da água e o ponto de conexão, onde a água do RHO está em contato com a água da tubulação, pois a concentração na superfície seria definida pela lei de Henry relativa a pressão do ar dentro do RHO e a concentração na conexão seria a da água escoando, também dada pela lei de Henry, porém referente a 1atm. Assim, a concentração de ar num ponto qualquer da massa líquida dentro do RHO seria função da distância deste ponto até a superfície da água.

Poder avaliar a quantidade de ar que se perde é importante, porém, importante também é, ter uma estimativa do intervalo de tempo em que ocorre a perda. Isto possibilita a comparação com dados reais obtidos em testes de bancadas e de RHO em instalações existentes.

No processo de transferência de massa descrito até o momento, tem-se dois intervalos distintos. O primeiro refere-se a um período de transição, que é aquele desde a pressurização do RHO, até o instante em que a transferência de massa atinge o regime estacionário, ou seja, o gradiente de concentração em toda massa líquida dentro do RHO seja estabelecido.

Após atingido o regime estacionário, o segundo intervalo de tempo é aquele referente à difusão em regime estacionário.

Para apresentar as equações que possibilitem estimar os intervalos de tempo, algumas simplificações podem ser adotadas (figura 17):

- ❖ difusão unidimensional do ar na direção z ;
- ❖ meio estacionário;
- ❖ ausência de reações químicas;
- ❖ coeficiente D_{AB} constante;
- ❖ ausência da tubulação de ligação entre o RHO e a tubulação principal

Figura 17- Simplificações para o RHO

A equação que permite estimar o tempo de transição resulta da lei da conservação das espécies num volume de controle. E de acordo com INCROPERA e DEWITT (1998), as simplificações acima, resultam em:

$$\frac{\rho_A^*(z, t) - \rho_{A, \text{sup.}}^*}{\rho_{A, i.}^* - \rho_{A, \text{sup.}}^*} = \text{erf} \left[\frac{z}{2(D_{AB} t)^{1/2}} \right] \quad (6.23)$$

Onde:

$\rho_A^*(z, t)$ é a concentração mássica de ar num ponto z qualquer no instante t

$\rho_{A, \text{sup.}}^*$ é a concentração mássica de ar na superfície da água

$\rho_{A, i.}^* = \rho_A^*(z, 0)$ é a concentração mássica inicial de ar na massa líquida

A função $\text{erf}()$ é a função erro de Gauss e seu valor pode ser obtido em tabelas, tal como a que se encontra no anexo A deste trabalho.

Após estabelecido o regime estacionário, deseja-se saber o tempo necessário para que determinada massa de ar se dissolva na água.

De acordo com INCROPERA e DEWITT (1998), para soluções líquidas diluídas, como é o caso do RHO, o fluxo de massa de ar através da água pode ser dado pela equação (6.12) combinada com as equações (6.5) e (6.7).

$$\tilde{N}_A = I_A = -\rho_A^* \cdot D_{AB} \frac{d\tilde{m}_A}{dz} = -D_{AB} \frac{d\rho_A^*}{dz}$$

Considerando distribuição linear de concentração ao longo do eixo z , então, de acordo com a figura 17, tem-se:

$$\tilde{N}_A = D_{AB} \frac{(\rho_{A, 0}^* - \rho_{A, L}^*)}{L} \quad (6.24)$$

$\rho_{A, 0}^* = \rho_{A, \text{sup.}}^*$ é a concentração mássica de ar na superfície da água

$\rho_{A, L}^*$ é a concentração mássica de ar na parte inferior do RHO

Utilizando a lei dos gases perfeitos, a taxa de variação de volume de ar “ $\Delta\dot{V}_A$ ” em m^3/h será dada por:

$$\Delta\dot{V}_A = \text{Área} \cdot \tilde{N}_A \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 = \text{Área} \cdot D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,L}^*)}{L} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \quad (6.25)$$

Para uma diminuição de volume de ar, corresponde um aumento do nível d’água dentro do RHO. Assim, para um RHO de seção transversal constante, a taxa de elevação do nível da superfície da água “ $\Delta\dot{h}_{H_2O}$ ” em m/h será:

$$\Delta\dot{h}_{H_2O} = \frac{\Delta\dot{V}_A}{\text{Área}} = \tilde{N}_A \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 = D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,L}^*)}{L} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \quad (6.26)$$

Onde:

P_A é a pressão parcial do ar em Pascal;

R é a constante do ar (287 J/kg.K)

T é a temperatura absoluta do ar em K.

Logo, o tempo “ Δt ” em horas, necessário para ocorrer determinada variação de volume “ $\Delta\dot{V}_A$ ” ou determinado elevação do nível da água “ $\Delta\dot{h}_{H_2O}$ ”, será:

$$\Delta t = \frac{\Delta\dot{V}_A}{\Delta\dot{V}_A} = \frac{\Delta\dot{h}_{H_2O}}{\Delta\dot{h}_{H_2O}} \quad (6.27)$$

As equações (6.25) e (6.26) indicam que, para RHO com seção transversal constante, a taxa de variação do volume de ar depende da seção, e que a taxa de elevação do nível d’água, não. Conseqüentemente, a elevação do nível d’água no RHO é independente das dimensões do mesmo. Assim, para as mesmas condições e características de operação da instalação hidráulica, tanto para um RHO pequeno ou grande a elevação do nível d’água será o mesmo.

Exemplo Ilustrativo 6.1

Para ter uma ordem de grandeza dos intervalos de tempo equacionados acima, considera-se o RHO do exemplo anterior, supõe-se que o mesmo tenha as dimensões mostradas na figura 18 abaixo.

Figura 18 – RHO do exemplo

Para este RHO tem-se os seguintes dados:

$$P = 20\text{atm} = 2,026 \text{ MPa}$$

$$T = 30^\circ\text{C} = 303,15\text{K}$$

$$V_A = 0,43\text{m}^3$$

$$L = 1,27\text{m}$$

$$\text{Área} = 0,7854 \text{ m}^2$$

$$D_{AB} = 0,25 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s} \text{ (Fonte: LYDERSEN, 1983)}$$

O tempo de transição é dado pela equação (6.23), sendo:

$$\rho_{A,\text{sup.}}^* = 0,418 (\text{kg}/\text{m}^3) \text{ dada pela lei de Henry para } 20\text{atm}$$

$\rho_{A,i}^* = 0,0209(\text{kg} / \text{m}^3)$ dada pela lei de Henry para 1atm

A equação fica:

$$\frac{\rho_A^*(z, t) - 0,418}{0,0209 - 0,418} = \text{erf} \left[\frac{z}{2(D_{AB}t)^{1/2}} \right]$$

Como é desejado estimar o tempo necessário para estabelecer o gradiente de concentração, então, para esta condição a concentração na parte inferior do RHO deverá ser ligeiramente maior que a da tubulação principal. Considerando uma distribuição linear de concentração ao longo do eixo z, a concentração no milímetro imediatamente anterior a parte inferior do RHO será $0,0212\text{kg}/\text{m}^3$. Para esta situação $z=L=1,27\text{m}$.

Logo:

$$\rho_A^*(1,27\text{m}; t) = 0,0212(\text{kg} / \text{m}^3)$$

A equação final será:

$$\frac{0,0212 - 0,418}{0,0209 - 0,418} = \text{erf} \left[\frac{1,27}{2(0,25 \cdot 10^{-8} t)^{1/2}} \right]$$

$$0,9992 = \text{erf} \left[\frac{12700}{(t)^{1/2}} \right]$$

Utilizando valores da tabela do anexo A para a função erro de Gauss, resulta:

$$\underline{t=28001736 \text{ s} = 7778 \text{ hs} = 324 \text{ dias.}}$$

Tendo decorrido o período de transição, considere determinar o tempo requerido para a dissolução em regime estacionário, de 10% do volume de ar inicial. Para isto utiliza-se a equação (6.25), sendo:

$$\rho_{A,0}^* = \rho_{A,\text{sup.}}^* = 0,418(\text{kg} / \text{m}^3) \text{ dada pela lei de Henry para 20atm}$$

$$\rho_{A,L}^* = 0,0209(\text{kg} / \text{m}^3) \text{ dada pela lei de Henry para 1atm}$$

A equação (6.25), fica:

$$\Delta \dot{V}_A = 0,7854 \cdot 0,25 \cdot 10^{-8} \frac{(0,418 - 0,0209)}{1,27} \cdot \frac{287.303,15}{2,026 \cdot 10^6} \cdot 3600$$

$$\Delta \dot{V}_A = 9,5 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3 / \text{h}$$

Para uma variação de 10% no volume de ar, tem-se:

$$\Delta V_A = 0,043 \text{ m}^3$$

O tempo será:

$$\Delta t = \frac{\Delta V_A}{\Delta \dot{V}_A} = \frac{0,043}{9,5 \cdot 10^{-8}}$$

$$\underline{\Delta t = 452631,6 \text{ h} = 18859,6 \text{ dias} = 51,67 \text{ anos}}$$

6.5 ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA CONSIDERANDO DIFUSÃO E CONVECÇÃO

No item anterior a interpretação do fenômeno de transferência de massa dentro do RHO contemplou somente o mecanismo da difusão molecular.

A aplicação das correspondentes equações ao exemplo ilustrativo forneceu intervalos de tempo não realistas, com valores exageradamente superiores aos verificados nas instalações existentes de RHO.

Embora tenham sido admitidas algumas simplificações para a utilização das equações, não se pode imputar a estas considerações a enorme diferença entre os resultados e a realidade, ou seja, o modelo adotado não traduz o que realmente ocorre no RHO em termos de transferência de massa de ar. Assim sendo, deve-se procurar um modelo que traduza melhor a realidade.

Uma das tarefas previstas nesta tese é a realização de testes em bancada, utilizando uma instalação hidráulica de ensaio, com uma garrafa *pet* de 600ml simulando um RHO (figura 19).

Figura 19- Bancada de teste com garrafa Pet simulando um RHO

Neste capítulo não serão fornecidos os detalhes a respeito dos testes, pois um capítulo da tese será dedicado a este fim, com uma explanação sobre a realização dos mesmos, bem como a apresentação e análise de seus resultados.

Entretanto, mencionou-se o teste, pois um fenômeno observado em um dos ensaios ajudará no entendimento do transporte de massa num RHO.

Em um dos experimentos adicionou-se pequena quantidade de corante na garrafa. Com a instalação em funcionamento, a coloração permitiu observar um movimento aproximadamente vertical do fluido (água com corante) dentro da garrafa.

A conclusão que se tira deste fato, é que, embora a água dentro de um RHO aparentemente esteja “estática”, ou seja, não escoar na tubulação principal, ela está se movendo continuamente num movimento sobe e desce (figura 20) e que este movimento é devido ao escoamento na tubulação principal.

Como mostra a figura 20, no ponto de ligação do RHO com a tubulação principal, tem-se uma seção de contato entre a água que passa na tubulação principal, com a velocidade do escoamento e a água que está dentro do RHO, que teoricamente está estática.

Figura 20 – Movimento do fluido dentro do RHO

Como se sabe, na parede interna de uma tubulação, a velocidade do escoamento é nula e a tensão de cisalhamento máxima. Esta tensão provoca uma força de arraste sobre a parede, que obviamente, não é suficiente para causar qualquer movimentação da mesma. Todavia, se a parede da tubulação é substituída por água, como ocorre na ligação RHO/tubulação principal, certamente a força tangencial nesta seção promoverá o arrasto de moléculas de água para junto do escoamento.

Do raciocínio acima, e sabendo que em condições de regime permanente a quantidade de água dentro do RHO não se altera, é intuitivo concluir que, enquanto está saindo água do RHO devido ao escoamento da tubulação principal, também está entrando, proveniente da mesma tubulação, de forma que o volume no RHO seja sempre o mesmo. Conseqüentemente, a água dentro dele está sendo constantemente trocada.

O processo de troca certamente é lento, da ordem de minutos ou horas, sendo que este intervalo de tempo provavelmente depende da velocidade do escoamento principal.

Como a água do RHO será constantemente trocada, é correto afirmar que a concentração de ar na mesma, será sempre igual à concentração da água que está escoando na tubulação, e nunca alcançará a concentração da superfície, pois embora o processo de troca da água seja lento, ainda assim é muito mais rápido que o processo de difusão molecular, de forma que, antes que haja difusão na massa líquida, toda esta massa já terá sido renovada.

Logo, as ponderações feitas no item anterior a respeito da difusão não traduzem o que efetivamente ocorre no RHO, visto que o gradiente de concentração que se considerou haver no seio da massa de água não deve existir.

Relativo ao equacionamento que descreve matematicamente o fenômeno da transferência de massa dentro do RHO, este pode então ser aproximado para um modelo no qual, o mecanismo da difusão na massa líquida é substituído pelo da convecção, que propiciará que toda a água esteja com a mesma concentração do escoamento, exceto a superfície, cuja concentração será dada pela lei de Henry, referente à pressão do ar dentro do RHO.

Ora, tanto a superfície, quanto a interface são conceitos geométricos e aparentes. Aparentes, porque entre duas fases em contato, como é o caso ar/água no RHO, não há separação nítida e brusca. Existe sim, uma região onde ocorre transição continua das propriedades de uma fase às propriedades da outra.

Logo, deverá existir sempre uma camada fina, um filme delgado adjacente à superfície, na qual haverá uma diferença de concentração, sendo a concentração na parte superior do filme, aquela referente à pressão do ar, e na parte inferior, aquela correspondente à pressão atmosférica. Esta diferença provocará um gradiente de concentração que, conseqüentemente promoverá o fluxo de massa difusivo através do filme. Este fluxo será muito maior que aquele calculado no exemplo do item anterior, pois a espessura do filme é insignificante se comparada com aquela que havia sido considerada (figura 21).

Figura 21 – Filme onde ocorre o fluxo difusivo

Assim, o fluxo mássico difusivo será calculado pela equação (6.24), apenas substituindo “L” pela espessura do filme “δ”.

$$\tilde{N}_A = D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta} \quad (6.28)$$

Da mesma forma, a taxa de variação do volume de ar e a taxa de aumento do nível d’água são obtidas respectivamente das equações (6.25) e (6.26), apenas substituindo “L” pela espessura do filme “δ”, resultando nas equações (6.29) e (6.30).

$$\Delta \dot{V}_A = \text{Área} \cdot \tilde{N}_A \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 = \text{Área} \cdot D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \quad (6.29)$$

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = \frac{\Delta \dot{V}_A}{\dot{A}_{area}} = \tilde{N}_A \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 = D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \quad (6.30)$$

Como consequência, a questão que surge, é, qual o valor de “ δ ”? A resposta a esta questão vem como resultado de testes e também do que se verifica nas instalações existentes de RHO.

Para uma idéia da ordem de grandeza de “ δ ”, reconsidera-se os testes realizados, onde uma garrafa *pet* simulou um RHO. Em um dos levantamentos feitos verificou-se que houve um aumento do nível d’água dentro da garrafa de 2cm num prazo de 18 horas. A pressão manométrica na garrafa permaneceu constante neste período e foi de 2,8bar (2,764atm), e a temperatura média de 15°C.

Aplicando a equação (6.27), tem-se:

$$18 = \frac{0,02}{\Delta \dot{h}_{H_2O}} \Rightarrow \Delta \dot{h}_{H_2O} = 0,00111 \frac{m}{h}$$

Empregando a equação (6.30), e sendo:

$\rho_{A,0}^* = \rho_{A,sup.}^* = 0,09991 (\text{kg} / \text{m}^3)$ dada pela equação (6.20) com “H” para 3,764atm e 15°C

$\rho_{A,\delta}^* = 0,02654 (\text{kg} / \text{m}^3)$ dada pela equação (6.20) com “H” para 1,0atm e 15°C

$P = 3,764\text{atm} = 0,3813 \text{ MPa}$

$T = 15^\circ\text{C} = 288,15\text{K}$

$R = 287 \text{ J/kgK}$

$D_{AB} = 0,25 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ (Fonte: LYDERSEN, 1983)

Resulta em:

$$0,00111 = 0,25 \cdot 10^{-8} \frac{(0,09991 - 0,02654)}{\delta} \cdot \frac{287 \cdot 288,15}{0,3813 \cdot 10^6} \cdot 3600$$

$$\delta = 12,9 \cdot 10^{-5} \text{ m} \cong 0,129 \text{ mm} = 129 \mu\text{m}$$

Do exposto, verifica-se que o modelo de transferência de massa de ar dentro do RHO apresentado neste item, esquematizado na figura 22, efetivamente, é muito mais realista que o anterior.

Figura 22- Fluxograma da dissolução do ar com convecção

7. EQUACIONAMENTO DA SOLUÇÃO PROPOSTA

Tendo elaborado o equacionamento transitório e estudado a dissolução de ar num RHO convencional, neste capítulo serão feitas estas análises para um RHO com fluido isolante.

7.1 TRANSFERÊNCIA DE MASSA PARA REGIME ESTACIONÁRIO

Como foi visto no capítulo anterior, a transferência de massa de ar num RHO, ocorre por difusão numa camada muito fina na superfície da água, devido ao gradiente de concentração.

Como apresentada no capítulo 4, a solução proposta neste trabalho, refere-se a utilização de uma camada de fluido isolante entre a água e o ar (figura 23), para impedir ou reduzir consideravelmente a dissolução de ar, de forma a evitar a cotidiana reposição por compressor.

Como foi definido, o fluido isolante não deve ser miscível e não reagir nem com a água nem com o ar, para não contaminar a água e também para que ele próprio não acabe sendo dissolvido na água.

Utilizando um fluido que atenda aos requisitos acima, a questão a verificar é: qual seu comportamento e influência na dinâmica da transferência de massa dentro do RHO?

Considere a figura 23, a seguir.

Figura 23 – Ilustração do fluido isolante

Sabendo que no fluido isolante também haverá uma solubilidade de ar, então, na parte superior da camada, na interface ar/isolante, haverá uma determinada concentração de ar, que será definida pela lei de Henry para a pressão do ar dentro do RHO. Por outro lado, na parte inferior da camada, na interface isolante/água, haverá duas concentrações de ar, uma do lado isolante e outra do lado água. Se as duas forem iguais então não haverá fluxo de massa.

De acordo com o descrito no capítulo 6, há uma movimentação da água dentro do RHO. Todavia, esta movimentação não ocorrerá no fluido isolante, pois ele não se mistura com a água, e a velocidade com que a mesma se move é muito pequena e conseqüentemente, incapaz de mudar o estado inercial do isolante. Logo, do ponto de vista de transporte de massa, a camada de isolante pode ser considerada um meio estacionário.

Assim, no fluido isolante, a difusão não ocorrerá num filme delgado, adjacente a interface ar/isolante, como ocorre na interface ar/água no RHO convencional, mas em toda a camada do fluido.

Adotam-se as seguintes simplificações:

- ❖ difusão unidimensional do ar na direção z ;

- ❖ meio estacionário;
- ❖ ausência de reações químicas;
- ❖ coeficiente de difusão constante;
- ❖ o fluido isolante não se solubiliza na água

De acordo com a figura 24, e para as simplificações estabelecidas, o fluxo difusivo “ $\tilde{N}_{A,1}$ ” será dado por:

$$\tilde{N}_{A,1} = D_{AF} \frac{(\rho_{A,sup}^* - \rho_{A,Li}^*)}{L_i} \quad (7.1)$$

Onde:

D_{AF} é o coeficiente de difusão da mistura ar/fluido isolante

$\rho_{A,sup}^*$ é a concentração mássica de ar na superfície superior do fluido isolante

$\rho_{A,Li}^*$ é a concentração mássica de ar na parte inferior da camada de fluido isolante

L_i é a espessura da camada de fluido isolante

Figura 24- Fluxo difusivo no isolante

Com relação ao fluxo de massa na interface isolante/água, pode-se argumentar que será do mesmo modelo do que ocorre na interface ar/água no RHO convencional,

visto que a água dentro do RHO vai continuar com mesma movimentação, sendo constantemente trocada, e estas características dependem somente do escoamento na tubulação principal, como será explicado no capítulo 8.

Assim, conforme a figura 25, o fluxo mássico na interface entre o isolante e a água será aquele através de um filme delgado, e será dado por:

$$\tilde{N}_{A,2} = D_{AB} \frac{(\rho_{A,Li}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta} \quad (7.2)$$

Figura 25 – Detalhe do fluxo difusivo no isolante

De acordo com a lei da conservação das espécies, para regime estacionário, e considerando as simplificações acima, o fluxo mássico através da camada isolante deve ser igual ao fluxo através do filme delgado.

$$\tilde{N}_{A,1} = \tilde{N}_{A,2} = \tilde{N}_A$$

Logo, rearranjando as equações (7.1) e (7.2), e isolando em cada uma, a diferença de concentração, tem-se:

$$(\rho_{A,\text{sup}}^* - \rho_{A,\text{Li}}^*) = \frac{L_i \cdot \tilde{N}_A}{D_{AF}} \quad (7.3)$$

$$(\rho_{A,\text{Li}}^* - \rho_{A,\delta}^*) = \frac{\delta \cdot \tilde{N}_A}{D_{AB}} \quad (7.4)$$

Somando membro a membro as duas equações, resulta:

$$(\rho_{A,\text{sup}}^* - \rho_{A,\delta}^*) = \tilde{N}_A \left(\frac{L_i}{D_{AF}} + \frac{\delta}{D_{AB}} \right) \quad (7.5)$$

Logo, o fluxo mássico será:

$$\tilde{N}_A = \frac{(\rho_{A,\text{sup}}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\left(\frac{L_i}{D_{AF}} + \frac{\delta}{D_{AB}} \right)} \quad (7.6)$$

Substituindo a concentração na superfície do isolante pela equação (6.20), vem:

$$\tilde{N}_A = \frac{\left(\frac{P}{H} C_{\text{isolante}} M_{\text{isolante}} - \rho_{A,\delta}^* \right)}{\left(\frac{L_i}{D_{AF}} + \frac{\delta}{D_{AB}} \right)} \quad (7.7)$$

Na equação (7.7), pode-se caracterizar o denominador como uma resistência ao transporte de massa. Conseqüentemente, cada parcela do denominador será uma parte da resistência total.

$$R_1 = \frac{L_i}{D_{AF}}$$

$$R_2 = \frac{\delta}{D_{AB}}$$

$$R_{\text{total}} = R_1 + R_2 = \frac{L_i}{D_{AF}} + \frac{\delta}{D_{AB}}$$

R_1 é a resistência oferecida pelo isolante, onde se verifica que quanto maior for a espessura da camada maior será a resistência, e quanto menor for a difusividade do ar no isolante, maior será a resistência. Logo, deve-se procurar uma difusividade menor, de forma a não ser necessário uma camada demasiadamente espessa.

R_2 é a resistência no filme delgado, e certamente será sempre muito menor que R_1 .

Analisando a equação (7.7), constata-se que não somente o coeficiente de difusão do isolante é importante para diminuir o fluxo mássico, mas também, a solubilidade do ar no mesmo, pois, se esta for grande, maior será a diferença de concentração e conseqüentemente, maior a força motriz que promove a transferência de massa.

Do exposto, verifica-se que a utilização de uma camada isolante, minimiza o efeito da convecção dentro do RHO, pois o isolante estará sempre estático, e o único mecanismo de transporte de massa no seu seio será a difusão, que é um mecanismo muito mais lento, oferecendo conseqüentemente, maior resistência ao fluxo mássico de ar.

Exemplo Ilustrativo 7.1

A seguir elabora-se um exemplo hipotético. Para isso, utilizando o resultado do teste, que foi comentado no capítulo anterior, supõe-se que foi inserido uma camada de 2mm de fluido isolante qualquer na garrafa, e que este fluido tenha a mesma difusividade e solubilidade da água. Qual será o fluxo mássico e a taxa de elevação do nível d'água?.

O fluxo será determinado pela equação (7.6), sendo:

$$D_{AF} = D_{AB} = 0,25 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$$

$$\rho_{A,\text{sup.}}^* = 0,1008 (\text{kg} / \text{m}^3) \text{ dada pela lei de Henry para } 3,8\text{atm}$$

$$\rho_{A,\delta}^* = 0,02654 (\text{kg} / \text{m}^3) \text{ dada pela lei de Henry para } 1\text{atm}$$

$$L_i = 2\text{mm} = 0,002\text{m}$$

$$\delta = 0,013\text{mm} = 13 \cdot 10^{-6}\text{m}$$

$$\tilde{N}_A = \frac{(\rho_{A,\text{sup}}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\left(\frac{L_i}{D_{AF}} + \frac{\delta}{D_{AB}}\right)} = \frac{(0,1008 - 0,02654)}{\left(\frac{0,002}{0,25 \cdot 10^{-8}} + \frac{13 \cdot 10^{-6}}{0,25 \cdot 10^{-8}}\right)} = \frac{(0,1008 - 0,02654)}{8000000 + 5200}$$

$$\tilde{N}_A = 9,28 \cdot 10^{-9} \text{ kg / s.m}^2$$

A taxa de variação do nível d'água será pela equação (6.26)

$$\Delta \dot{h}_{\text{H}_2\text{O}} = \tilde{N}_A \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 = 9,28 \cdot 10^{-9} \cdot \frac{287 \cdot 288,15}{0,3850 \cdot 10^6} \cdot 3600$$

$$\Delta \dot{h}_{\text{H}_2\text{O}} = 7,176 \cdot 10^{-5} \text{ m / h} = 0,07176 \text{ mm / h} = 1,722 \text{ mm / dia}$$

Para um aumento no nível d'água de 20mm, o tempo requerido será:

$$\Delta t = \frac{\Delta h_{\text{H}_2\text{O}}}{\Delta \dot{h}_{\text{H}_2\text{O}}} = \frac{0,02}{7,176 \cdot 10^{-5}} = 278,7 \text{ h} = 11,6 \text{ dias}$$

Logo, para aumentar os mesmos 20mm no nível d'água, seriam necessárias aproximadamente 12 dias e não 18 horas, como ocorreu no teste.

Observa-se que, como esperado a resistência do filme delgado é muito inferior a resistência da camada de fluido isolante, e poderia até ser desprezada.

Como pode ser constatado também, como resultado direto da equação, e devido a resistência do filme delgado ser desprezível, um aumento na espessura do isolante para 20mm (dez vezes maior), resultaria num tempo requerido dez vezes maior, ou seja, 120 dias.

7.2 TRANSFERÊNCIA DE MASSA NA TRANSIÇÃO

O equacionamento elaborado no item 7.1, refere-se à condição de regime estacionário de transferência de massa. No entanto, quando o RHO entra em funcionamento, haverá um tempo de transição até que seja estabelecido o gradiente de concentração na camada de fluido isolante.

O cálculo deste tempo pode ser feito utilizando a equação (6.23).

$$\frac{\rho_A^*(z, t) - \rho_{A, \text{sup}}^*}{\rho_{A, i}^* - \rho_{A, \text{sup}}^*} = \text{erf} \left[\frac{z}{2(D_{AB} t)^{1/2}} \right]$$

Neste caso, a concentração $\rho_A^*(z, t)$ será a mesma da $\rho_{A, Li}^*$, e poderá ser obtida da equação (7.4) ou (7.5). A concentração $\rho_{A, i}^*$ será aquela referente à solubilidade do ar no isolante, dada pela lei de Henry para a pressão atmosférica, e “z” será a espessura da camada isolante.

Sabendo que se deve ter $\rho_{A, i}^*$ tendendo à $\rho_{A, Li}^*$, e que “z”, será sempre pequeno, a análise da equação permite concluir que o tempo de transição será muito curto, quando comparado com aquele referente ao regime estacionário, de forma que pode ser desprezado.

7.3 EQUACIONAMENTO TRANSITÓRIO PARA A SOLUÇÃO PROPOSTA

O comportamento do RHO com fluido isolante, com relação ao transitório hidráulico, não será significativamente alterado. A única influência da camada de isolante nas características dinâmicas será no valor da elevação do nível da água “Z”, pois como o fluido isolante é de peso específico diferente do da água, isto deve ser tomado em conta. Assim, a elevação a ser considerada, será a da superfície do isolante, e de acordo com a figura 26, será dada por $(d.L_i + Z)$, onde “d” é a densidade do fluido isolante.

Dessa forma, o equacionamento transitório será o mesmo do desenvolvido no capítulo 5, exceto que nas equações (5.21) e (5.22), “Z” será substituído por $(d.L_i + Z)$. Logo, as equações (5.21) e (5.22) tornam-se:

$$\frac{P^* - P_a}{\gamma} + (d.L_i + Z) = H - K_e Q_R^2 \quad (\text{fluxo de entrada}) \quad (7.8)$$

$$\frac{P^* - P_a}{\gamma} + (d.L_i + Z) = H + K_s Q_R^2 \quad (\text{fluxo de saída}) \quad (7.9)$$

Figura 26- Esquema para equacionamento do comportamento do RHO com fluido isolante

8. ANÁLISE DOS TESTES E RESULTADOS

Considerando que a transferência de massa de ar dentro de um RHO é fenômeno bastante complexo, com grande quantidade de variáveis envolvidas, e adicionalmente não há muita informação a esse respeito na literatura publicada, a realização de testes toma um lugar importante, para poder comparar com o equacionamento desenvolvido e tentar estabelecer tendências do comportamento da transferência de massa.

Os ensaios foram realizados numa bancada de testes, montada no laboratório do CTH do convênio DAEE-USP. O esquema da instalação é apresentado na foto da figura 27.

A bancada era composta basicamente dos seguintes elementos:

- ❖ Tubulações de sucção e recalque de PVC de 50mm de diâmetro;
- ❖ Válvula de pé na sucção;
- ❖ Válvula de agulha DN50 na sucção
- ❖ Moto-bomba de 5,0CV
- ❖ Garrafa pet de 600ml, simulando um RHO, com manômetro fixado na parte superior;
- ❖ Trecho de ligação entre a garrafa e a tubulação de recalque, contendo tubo em PVC DN3/4" e tubos metálicos com registro;
- ❖ Válvula agulha DN50 para ajuste de vazão;

Para a medida da vazão foi utilizado um medidor de ultra-som instalado na tubulação de recalque, e um balde calibrado, com cronômetro, para confirmação.

O objetivo principal dos testes foi verificar a dissolução do ar para algumas condições de operação da instalação. A perda de ar era constatada através da

variação do nível do líquido dentro da garrafa, utilizando uma fita métrica solidária a garrafa.

Foram duas semanas de testes. Porém, como o processo de transferência de massa é relativamente lento, foi necessário para cada ponto de operação, manter a instalação em funcionamento contínuo, por pelo menos 18 a 24 horas. Apenas o primeiro ensaio foi realizado num único dia, com tempo de 6 horas. Conseqüentemente, não foram efetivados todos os testes desejados, uma vez que a intenção inicial era fazer o levantamento da dissolução de ar para diversas condições de vazão e pressão e para vários fluidos isolantes, com camadas de espessuras diferentes, o que conseqüentemente seria demasiadamente demorado, ultrapassando muito o tempo previsto para a realização dos testes. Isto comprometeria o restante do desenvolvimento da tese.

Entretanto, os ensaios realizados foram bastante satisfatórios e os resultados obtidos, indicam algumas tendências e funcionalidades úteis na compreensão e equacionamento da dissolução de ar no RHO, com e sem fluido isolante.

Embora a princípio se acreditasse que a pressão era a principal responsável pela solubilização do ar na água, também era cogitado que a vazão teria alguma influência, porém, muito menos significativa que a da pressão. Por este motivo, inicialmente a intenção era a realização de muitos testes.

Figura 27- Bancada de testes

A sistemática de ensaio consistiu em por em funcionamento, fixar uma vazão e uma pressão, anotar o nível do líquido dentro da garrafa, e a hora, e então deixar em operação ininterrupta de 18 a 24 horas. E após, anotar novamente a vazão, a pressão, o nível, e hora, verificando assim, qual foi a variação de nível, naquele de ensaio.

Os ensaios podem ser divididos em três grupos principais:

Grupo 1-somente água na garrafa;

Grupo 2-camada de silicone como fluido isolante;

Grupo 3-camada de óleo mineral como fluido isolante

No grupo 1, foram realizados 03 ensaios, variando a vazão e a pressão.

No grupo 2, foram feitos 03 ensaios, mantendo a vazão e a pressão e variando a espessura da camada de silicone.

No grupo 3, efetuou-se 02 ensaios, mantendo vazão e pressão, e alterando a espessura da camada de óleo mineral.

Outros ensaios, de curta duração, foram realizados, como é o caso do ensaio com corante.

A variação diária de temperatura nos dias dos ensaios foi muito pequena, visto que os dias estavam bastante frios e com chuva constante, que fez, que mesmo durante o dia não houvesse oscilação considerável de temperatura, e também, a bancada de testes estava em local abrigado, e conseqüentemente com maior inércia térmica, ficando assim menos sensível às alterações externas do ambiente.

Por outro lado, a variação de temperatura pode causar a contração ou expansão do ar. Entretanto, esta alteração do volume de ar, causada pela diferença de temperatura, não ocorreu nos ensaios, pois como já dito, a oscilação de temperatura foi muito pequena no dia, de forma que as leituras dos dados foram feitas praticamente à mesma temperatura.

O resumo dos dados coletados é mostrado na tabela 8.1.

Tabela 8.1- Dados coletados no ensaio

Grupo	Número do ensaio	Temperat Média	Data Início - Fim	Duração (horas)	Vazão (l/s)	Pressão manom. (bar)	Variação do nível Δh_{H_2O}
1	Ensaio 1	15°C	21/07/09	6,0	1,35	2,9	2,0mm
			21/07/09		1,35	2,9	
	Ensaio 2	15°C	21/07/09	18,0	1,97	2,8	20,0mm
			22/07/09		1,95	2,8	
	Ensaio 3	20°C	04/08/09	19,5	0,98	3,0	2,0mm
			05/08/09		1,0	3,0	
2	Ensaio 4 <u>Silicone</u> e=10,0mm	15°C	22/07/09	23,0	1,95	2,8	3,0mm
			23/07/09		1,94	2,8	
	Ensaio 5 <u>Silicone</u> e=2,0mm	15°C	23/07/09	19,5	1,95	2,8	5,0mm
			24/07/09		1,95	2,8	
	Ensaio 6 <u>Silicone</u> e=20,0mm	20°C	05/08/09	24,0	2,10	2,8	0,0mm
			06/08/09		2,02	2,8	
3	Ensaio 7 <u>Óleo mineral</u> e=4,0mm	20°C	06/08/09	24,0	2,04	2,8	0,0mm
			07/08/09		2,11	2,8	
	Ensaio 8 <u>Óleo mineral</u> e=1,0mm	20°C	07/08/09	66,5	2,06	2,8	5,0mm
			10/08/09		2,10	2,8	

8.1 ENSAIO COM CORANTE

De acordo com a figura 28, este ensaio consistiu em inserir pequena quantidade de corante avermelhado dentro da garrafa, de forma a tentar observar a olho nu o comportamento da água dentro da mesma.

Este ensaio, embora muito simples, foi de fundamental importância para o trabalho, pois mostrou que a água dentro de um RHO está em constante movimento, e que não poderia ser modelada como um meio estacionário, e que, variáveis associadas ao escoamento na instalação têm influência no transporte de massa.

Figura 28- Ensaio com corante

8.2 ANÁLISE DOS ENSAIOS DO GRUPO 1 – ÁGUA SOMENTE

Neste grupo foram ensaiados três pontos de operação, onde se variou a pressão e a vazão. Devido às características da bomba empregada nos ensaios, a variação de pressão foi muito pequena em comparação a da vazão.

Os testes deste grupo permitiram avaliar a dependência da dissolução de ar, com a pressão e o escoamento na tubulação principal.

Com relação à pressão, é intuitivo prever que a mesma tenha influência na dissolução de ar, o que é comprovado pela lei de Henry, que diz que a solubilidade do ar na água aumenta com a pressão. Porém, a vazão também tem influência, pois o fluxo de água passando na tubulação principal causa uma movimentação na água dentro do RHO. A questão a investigar é: qual o peso de cada uma destas variáveis na dissolução?

Utilizando a equação (6.27), calcula-se a taxa de aumento do nível d'água dentro da garrafa " $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ".

$$\Delta t = \frac{\Delta h_{H_2O}}{\Delta \dot{h}_{H_2O}} \Rightarrow \Delta \dot{h}_{H_2O} = \frac{\Delta h_{H_2O}}{\Delta t}$$

Para o ensaio 1, tem-se:

$$\Delta t = 6 \text{ h}$$

$$\Delta h_{H_2O} = 2.10^{-3} \text{ m}$$

Logo:

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = \frac{2.10^{-3}}{6}$$

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = 3,33.10^{-4} \text{ m/h} = 0,333 \text{ mm/h}$$

Com a equação (6.26), calcula-se o fluxo mássico " $\tilde{N}_A$ ".

$$\dot{\Delta h}_{H_2O} = \tilde{N}_A \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \Rightarrow \tilde{N}_A = \dot{\Delta h}_{H_2O} \frac{P_A}{R \cdot T \cdot 3600}$$

Sendo:

$$R=287 \text{ J/kgK}$$

$$1,0 \text{ atm} = 1,013 \text{ bar},$$

Para o ponto 1 tem-se:

$$\tilde{N}_A = 3,33 \cdot 10^{-4} \frac{(2,9 + 1,013) \cdot 10^5}{287 \cdot (15 + 273,15) \cdot 3600}$$

$$\tilde{N}_A = 4,38 \cdot 10^{-7} \text{ kg/s.m}^2$$

Através da equação (6.20), determinam-se as concentrações mássicas na superfície e no seio da água dentro do RHO.

$$\rho_i^* = \frac{P_i}{H_i} C_{\text{Liquido}} \cdot M_i$$

Os dados são:

$$T=15^\circ\text{C},$$

$$H=60700 \text{ atm (constante de Henry para } 15^\circ\text{C)}$$

$$M_{ar}=29 \text{ kg/kmol}$$

$$C_{H_2O}= 55,56 \text{ kmol/m}^3$$

As concentrações na superfície e no seio da água serão respectivamente:

$$\rho_{A,0}^* = \frac{\left(\frac{2,9}{1,013} + 1 \right)}{60700} \cdot 55,56 \cdot 29 = 0,1025 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_{A,\delta}^* = \frac{1,0}{60700} \cdot 55,56 \cdot 29 = 0,02654 \text{ kg/m}^3$$

Tendo o fluxo mássico, as concentrações, e sendo o coeficiente de difusão:

$$D_{AB}=0,25.10^{-8}\text{m}^2/\text{s}.$$

Pode-se calcular a espessura do filme delgado “ δ ”, empregando a equação (6.28).

$$\tilde{N}_A = D_{AB} \cdot \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta} \Rightarrow \delta = D_{AB} \cdot \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\tilde{N}_A}$$

Para o primeiro ensaio, “ δ ” será:

$$\delta = 0,25.10^{-8} \cdot \frac{(0,1025 - 0,02654)}{4,38.10^{-7}}$$

$$\delta = 4,33.10^{-4} \text{ m} = 0,433 \text{ mm} = 433 \mu\text{m}$$

Aplicando o mesmo procedimento para os ensaios 2 e 3, elabora-se a tabela 8.2.

Tabela 8.2- Cálculos para dados do ensaio do grupo 1

Ensaio	Δt (h)	Δh_{H_2O} (mm)	$\dot{\Delta h}_{H_2O}$ (mm/h)	$\tilde{N}_A$ (kg/s.m ²)	$\rho_{A,0}^*$ (kg/m ³)	$\rho_{A,\delta}^*$ (kg/m ³)	δ (mm)
1	6,0	2,0	0,333	$4,38.10^{-7}$	0,10253	0,02654	0,433
2	18,0	20,0	1,110	$1,42.10^{-6}$	0,09991	0,02654	0,129
3	19,5	2,0	0,103	$1,36.10^{-7}$	0,09613	0,02427	1,321

Com os resultados obtidos, podem ser estudadas as relações entre as variáveis. Para isto, a utilização de parâmetros adimensionais possibilita a generalização das relações.

Sabendo que a pressão e vazão têm influência na transferência de massa, é correto suspeitar que o número de Euler “Eu” seja um adimensional representativo, pois relaciona estas duas características por meio da velocidade do escoamento na tubulação principal. Por outro lado, como a variação de vazão entre os ensaios foi

muito maior que a variação de pressão, adotou-se também o número de Reynolds “Re”, visto que o mesmo apresenta uma relação entre forças de inércia e forças viscosas, ou de cisalhamento, que como já detalhado no capítulo 6, são as que promovem o arraste de água do RHO para o escoamento na tubulação principal e a conseqüente movimentação da água dentro do RHO.

$$N^{\circ} \text{ de Euler} = Eu = \frac{P}{\frac{\rho V^2}{2}}$$

$$N^{\circ} \text{ de Reynolds} = Re = \frac{V.D}{\nu}$$

Onde:

P= pressão manométrica em Pa

Q= vazão na tubulação principal em m³/s

V= velocidade média do escoamento na tubulação principal em m/s ($V=4Q/\pi D^2$)

Q= vazão na tubulação principal em m³/s

D= diâmetro da tubulação principal no ponto onde está conectada a garrafa em m (D=50mm=0,05m)

ρ = massa específica da água ($\rho=1000\text{kg/m}^3$)

ν = viscosidade cinemática da água ($\nu=1,12 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$)

Na equação do fluxo de massa (6.28), as concentrações $\rho_{A,0}^*$ e $\rho_{A,\delta}^*$, dependem respectivamente, das pressões no escoamento e atmosférica. Assim, sabendo que o coeficiente D_{AB} , pode ser considerado constante, e que a funcionalidade entre as concentrações e as correspondentes pressões é simples, e bem definida pela lei de Henry, a única variável na equação do fluxo, na qual não se conhece sua dependência funcional é a espessura do filme delgado “ δ ”.

Assim, será analisada a variação de “ δ ” em função dos adimensionais acima citados.

Por outro lado, como o interesse principal em um RHO, consiste em avaliar a diminuição de massa de ar no tempo, deve-se analisar também alguma variável que quantifique esta decréscimo. Para isso, o próprio fluxo mássico pode ser utilizado. Entretanto, ao invés deste, optou-se por estudar a taxa de aumento do nível d'água " $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ", pois esta característica é independente da seção transversal, e conseqüentemente das dimensões do RHO, conferindo assim um caráter generalista ao estudo, e, adicionalmente, do ponto de vista prático, é de muito mais simples visualização.

Logo, há quatro relações a serem analisadas, $\delta=f_1(Eu)$, $\Delta \dot{h}_{H_2O}=f_3(Eu)$, $\delta=f_2(Re)$, $\Delta \dot{h}_{H_2O}=f_4(Re)$.

Com alguns dados das tabela 8.1 e 8.2, e as expressões para cálculo de Eu e Re, monta-se a tabela 8.3.

Tabela 8.3- Cálculos para relações entre variáveis – ensaio do grupo 1

Ensaio	P (Pa)	Q (l/s)	V (m/s)	$\Delta \dot{h}_{H_2O}$ (mm/h)	δ (mm)	Eu	Re
2	280000	1,96	0,998	1,110	0,129	562,0	$4,46 \cdot 10^4$
1	290000	1,35	0,687	0,333	0,433	1226,9	$3,07 \cdot 10^4$
3	300000	0,99	0,504	0,103	1,321	2360,1	$2,25 \cdot 10^4$

Os gráficos referentes às relações seguem nas figuras 29 a 32.

Salienta-se que muitos gráficos deste capítulo possuem curvas tracejadas. Isto ocorre, porque nestes casos as curvas não representam efetivamente uma relação funcional, porém são resultados de ajustes aos pontos experimentais, com o objetivo apenas de indicar uma tendência e melhorar a visualização.

Figura 29 – Variação da espessura do filme delgado em função do número de Euler

Figura 30 – Variação da taxa de aumento do nível d'água em função do número de Euler

Figura 31 – Variação da espessura do filme delgado em função do número de Reynolds

Figura 32 – Variação da taxa de aumento do nível d'água em função do número de Reynolds

O primeiro gráfico mostra que a espessura do filme delgado aumenta com o aumento do número de Euler. Entretanto, ressalta-se que a variação do número de Euler, foi muito mais consequência da variação de velocidade que da de pressão, pois de um ensaio para outro a pressão praticamente não variou, ao passo que a velocidade sofreu mudança muito maior. Assim, conclui-se que a variação de “ δ ” foi muito mais função da velocidade que da pressão. Seriam necessários outros testes, variando a pressão significativamente e mantendo a vazão aproximadamente constante de modo a verificar se ocorreriam alterações consideráveis de “ δ ”.

O segundo gráfico indica que a taxa de aumento do nível d’água diminui com o aumento do número de Euler. Da mesma forma que para o primeiro gráfico, $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ variou muito mais devido à velocidade que à pressão.

O terceiro gráfico apresenta uma diminuição de “ δ ” com o aumento de “Re”, e o quarto mostra o aumento de “ $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ” com o aumento de “Re”. O número de Reynolds, além da velocidade, contém também o diâmetro da tubulação principal, que pode ter influência na movimentação da água dentro do RHO, pois quanto maior este diâmetro, maior deve ser as dimensões do RHO e conseqüentemente, maior a área de contato entre a água, que aparentemente está estática dentro do RHO e a água que está escoando na tubulação principal.

Com relação ao número de Euler, sua expressão indica que ele depende principalmente de características de funcionamento, e que é fracamente dependente de dimensões físicas, pois para sistemas de água, que é o foco desta tese, a velocidade que resulta do diâmetro varia dentro de um intervalo consideravelmente reduzido, ou seja, é possível ter uma instalação hidráulica 20 vezes superior a do teste, porém, com as mesmas pressão e velocidade, que são valores normalmente encontrados em instalações existentes, de forma que o número de Euler será o mesmo do teste.

Contrariamente ao adimensional de Euler, o número de Reynolds para sistemas de água é diretamente dependente das dimensões da instalação. Assim, mantendo constante a velocidade, a pressão e a viscosidade, um aumento no diâmetro da tubulação resulta num aumento do número de Reynolds, de forma que para uma

instalação 20 vezes maior que a do teste, com as mesmas pressão e velocidade, o número de Reynolds será 20 vezes superior ao do teste.

Do exposto, fica a questão: sobre qual relação é mais representativa no fenômeno da transferência de massa na interface ar-água no RHO? Se a que contempla duas grandezas operacionais (P e V) ou se a que envolve uma grandeza operacional (V), uma física (D) e uma do fluido (v).

Como pode ser verificado, através dos testes realizados não é possível responder esta questão, visto que as dimensões da instalação do teste foram sempre as mesmas.

Uma forma de averiguação é realizar novos testes, em instalações de maiores dimensões. Ou, de outra forma, utilizar dados de alguma estação existente.

Exemplo Ilustrativo 8.1

Adotando a segunda opção, considere os dados apresentados no trabalho de MARTINS (1980), na qual, em um exemplo de aplicação, uma estação de bombeamento possui um RHO de 50m^3 , com diâmetro de aproximadamente 2,65m, para uma pressão em regime permanente de aproximadamente 10atm. A diferença de cota entre o nível d'água normal dentro do RHO e o nível alto, que aciona o compressor é de 0,4m, e a vazão na tubulação é de 538 l/s.

Uma informação que não consta no trabalho de MARTINS, é a freqüência com que o compressor é acionado, e feito a recarga de ar. Entretanto, sabe-se que em muitas estações de bombeamento, o ar é repostado até mais de uma vez ao dia. Sabe-se também, da lei dos gases perfeitos, que a diminuição de temperatura ao longo do dia, causa a redução do volume de ar, e esta parcela ainda que seja pequena, é somada a perda de ar por dissolução, o que faz com que em muitas estações, os compressores acabem sendo acionados durante a noite, quando a temperatura cai. Assim, para este exemplo, para desprezar a influência da temperatura, será considerado que a freqüência de recarga seja de 48 horas, de forma que o compressor é acionado a cada dois dias sempre no mesmo horário,

podendo considerar que a temperatura será sempre a mesma no momento do acionamento. Logo, se a contração provoca a diminuição do volume de ar durante a noite, este volume será recuperado com o aumento de temperatura durante o dia.

Para os cálculos será adotada uma temperatura média de 15°C.

Os dados são:

$$P = 10 \text{ atm}$$

$$Q = 538 \text{ l/s}$$

$$D = 600 \text{ mm} = 0,6 \text{ m (diâmetro da tubulação principal)}$$

$$\Delta h_{\text{H}_2\text{O}} = 400 \text{ mm} = 0,4 \text{ m}$$

$$\Delta t = 48 \text{ horas}$$

$$T = 15^\circ\text{C},$$

$$H = 60700 \text{ atm (constante de Henry para } 15^\circ\text{C)}$$

$$M_{\text{ar}} = 29 \text{ kg/kmol}$$

$$C_{\text{H}_2\text{O}} = 55,56 \text{ kmol/m}^3$$

Utilizando a mesma sequência de cálculo empregada no início deste item, monta-se as duas tabelas 8.4 e 8.5 à seguir.

Tabela 8.4- Cálculos para dados do exemplo 8.1

Ensaio	Δt (h)	$\Delta h_{\text{H}_2\text{O}}$ (mm)	$\Delta \dot{h}_{\text{H}_2\text{O}}$ (mm/h)	$\tilde{N}_A$ (kg/s.m ²)	$\rho_{A,0}^*$ (kg/m ³)	$\rho_{A,\delta}^*$ (kg/m ³)	δ (mm)
Exemplo 8.1	48,0	400,0	8,33	$3,12 \cdot 10^{-5}$	0,2919	0,02654	0,021

Tabela 8.5- Cálculos para relações entre variáveis – exemplo 8.1

Ensaio	P (Pa)	Q (l/s)	V (m/s)	$\Delta \dot{h}_{H_2O}$ (mm/h)	δ (mm)	Eu	Re
Exemplo 8.1	1013000	538	1,903	8,33	0,021	559,6	$1,14 \cdot 10^6$

Observa-se que o número de Euler ficou praticamente igual ao do ensaio 2, e o de Reynolds resultou muito maior que os dos ensaios. Escrevendo em uma única tabela, os resultados dos ensaios e o do exemplo 8.1, tem-se a tabela 8.6.

Tabela 8.6- Resultados para ensaios e exemplo 8.1

Ensaio	P (Pa)	Q (l/s)	V (m/s)	$\Delta \dot{h}_{H_2O}$ (mm/h)	δ (mm)	Eu	Re
Exemplo 8.1	1013000	538	1,903	8,33	0,021	559,6	$1,14 \cdot 10^6$
2	280000	1,96	0,998	1,11	0,129	562,0	$4,46 \cdot 10^4$
1	290000	1,35	0,687	0,333	0,433	1226,9	$3,07 \cdot 10^4$
3	300000	0,99	0,504	0,103	1,321	2360,1	$2,25 \cdot 10^4$

Nos gráficos anteriormente apresentados insere-se o ponto referente ao exemplo 8.1, correspondendo às figuras 33 a 36.

Figura 33 – Variação da espessura do filme delgado em função do número de Euler. Inserido ponto do exemplo 8.1

Figura 34– Taxa de aumento do nível d'água em função do número de Euler. Inserido ponto do exemplo 8.1

Figura 35 – Variação da espessura do filme delgado em função do número de Reynolds. Inserido ponto do exemplo 8.1

Figura 36– Taxa de aumento do nível d'água em função do número de Reynolds. Inserido ponto do exemplo 8.1

Tendo construído os gráficos, analisar-se-á agora cada uma das quatro relações.

Relação $\Delta h_{H_2O}^* = f_3(Eu)$

Para a análise desta relação, deve-se utilizar a expressão que estabelece o fluxo mássico, equação (6.28), reescrita a seguir.

$$\tilde{N}_A = D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta}$$

Pela equação acima, e, sendo a concentração na superfície “ $\rho_{A,0}^*$ ” diretamente proporcional a pressão (lei de Henry), conclui-se que o fluxo mássico de ar também o será. E conseqüentemente, a taxa de aumento do nível d’água também.

Assim, mantendo a velocidade na tubulação constante, o aumento da pressão deve resultar no aumento do número de Euler e da taxa “ $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ”, ou seja, “ $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ” cresce junto com “Eu”. Porém, o gráfico da relação $\Delta \dot{h}_{H_2O} = f_3(Eu)$, mostra o contrário, isto é, a taxa “ $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ” diminuindo com o aumento do número de Euler. Logo, a relação $\Delta \dot{h}_{H_2O} = f_3(Eu)$, é incoerente com o equacionamento.

Dessa forma, de acordo com os resultados dos ensaios, não se pode estabelecer uma relação confiável entre a transferência de massa no RHO e o número de Euler.

Adicionalmente aos resultados dos ensaios, a manipulação da equação da taxa de aumento de nível d’água, equação (6.30), reescrita a seguir, possibilitará obter outras conclusões que corroboram com a afirmação acima.

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = D_{AB} \frac{(\rho_{A,0}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\delta} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600$$

As concentrações $\rho_{A,0}^*$ e $\rho_{A,\delta}^*$, são dadas pela equação (6.20) reescrita a seguir:

$$\rho_i^* = \frac{P_i}{H_i} C_{Liquido} \cdot M_i$$

Então, a equação da taxa de aumento de nível, fica:

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = D_{AB} \frac{\left(\frac{P_A}{H} C_{H_2O} \cdot M_{ar} - \frac{P_{atm}}{H} C_{H_2O} \cdot M_{ar} \right)}{\delta} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \quad (8.1)$$

Rearranjando, tem-se:

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = D_{AB} \frac{\frac{P_A}{H} C_{H_2O} \cdot M_{ar} \cdot \left(1 - \frac{P_{atm}}{P_A} \right)}{\delta} \cdot \frac{RT}{P_A} \cdot 3600 \quad (8.2)$$

Cancelando P_A , fica:

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = D_{AB} \frac{C_{H_2O} \cdot M_{ar} \cdot RT \cdot 3600}{H} \cdot \frac{\left(1 - \frac{P_{atm}}{P_A} \right)}{\delta} \quad (8.3)$$

Para analisar a dependência de “ $\Delta \dot{h}_{H_2O}$ ” com a pressão, considera-se todas as outras grandezas da equação (8.3) constantes. Logo:

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = Cte. \left(1 - \frac{P_{atm}}{P_A} \right) \quad (8.4)$$

Para pressão atmosférica de 1,0atm, e sendo P_A dada em atm, a equação resulta em:

$$\Delta \dot{h}_{H_2O} = Cte. \left(1 - \frac{1}{P_A} \right) \quad (8.5)$$

O gráfico da figura 37 auxilia na interpretação desta equação.

Figura 37- Taxa de aumento do nível d'água em função da pressão, considerando as outras características constantes

Como pode ser observado, o gráfico mostra que para uma pressão infinita, ter-se-á a máxima taxa de aumento do nível d'água dentro do RHO. Por outro lado, da equação (8.5), verifica-se que esta taxa máxima é igual à constante da equação.

O gráfico indica também, que uma pressão de 2,0atm (absoluta), resulta numa taxa de aumento do nível da ordem de 50% da máxima, e que uma pressão de 20atm (absoluta), implica na taxa de 95% da máxima, ou seja, uma elevação de 1000% na pressão provocou o aumento de apenas 90% na taxa de aumento do nível d'água.

Do exposto, verifica-se que a influência da pressão é limitada, pois um acréscimo significativo da pressão, mantendo todas as outras características constantes, não resultará num acréscimo considerável na taxa de aumento do nível d'água. Verifica-se adicionalmente, que a partir de 10atm, " $\Delta h^*_{H_2O}$ " variará ainda menos. De forma que, sob as mesmas condições de funcionamento, exceto a pressão, um RHO operando com 10atm ou 30atm, apresentará taxas de aumento do nível d'água muito próximas.

Logo, o estudo das equações (8.1) à (8.5), e do gráfico na figura 37, corrobora com a análise feita anteriormente sobre a relação entre a taxa de aumento do nível d'água e o número de Euler.

Relação $\delta = f_1(Eu)$

O conceito do filme delgado, de certa forma, pode ser comparado ao da camada limite, de modo que, o que provoca seu surgimento é o escoamento, e não a pressão estática, ou seja, mesmo para pressões elevadas, se não houver escoamento na instalação, não haverá filme delgado na interface ar-água dentro do RHO, e a transferência de massa ocorrerá num tempo infinitamente longo, como já visto no capítulo 6.

Assim, embora o número de Euler contenha em sua fórmula a velocidade do escoamento, a espessura do filme delgado não pode ser relacionada com ele, pois, além da velocidade, o número de Euler contém também a pressão, que como não tem influência sobre o filme delgado, pode mascarar ou distorcer a influência da velocidade.

Relação $\delta = f_2(Re)$

Como já comentado, o contato entre a água escoando na tubulação principal, com a água dentro do RHO, promove a movimentação desta, e conseqüentemente o aparecimento do filme delgado na superfície de interface com o ar. Logo, é intuitivo prever que, estas características além de fazer surgir o filme delgado, também definem a sua espessura. Os resultados dos ensaios conduzem a esta constatação, visto que para cada um dos três ensaios, obteve-se uma espessura diferente, sendo que a única característica que se alterou em cada ensaio foi a vazão, e conseqüentemente a velocidade do escoamento. Assim, conclui-se que quanto maior a turbulência na tubulação, menor será o filme delgado, e maior a perda de ar por dissolução.

Relação $\Delta h_{H_2O}^* = f_4(Re)$

Como já comentado, a pressão permaneceu aproximadamente constante nos 03 ensaios. Logo, se a pressão permaneceu constante, a concentração na superfície também permaneceu. Assim, da equação do fluxo mássico (equação 6.28), verifica-se que o que provocou a variação do fluxo foi a espessura do filme delgado.

Logo, como a influência da pressão estática é muito pequena em comparação com a do escoamento, pode-se concluir que a relação entre a taxa de aumento do nível de água dentro do RHO e o número de Reynolds pode ser representativa do fenômeno do transporte de massa no RHO.

8.3 ANÁLISE DOS ENSAIOS DO GRUPO 2 – CAMADA DE SILICONE

Os testes deste grupo referem-se à utilização do silicone como fluido isolante. Foram realizados 03 ensaios, e em todos eles a vazão e a pressão foram praticamente as mesmas (tabela 8.7). O que se alterou de um experimento para outro, foi a espessura da camada de silicone, de forma que foram testadas 03 espessuras.

Para este grupo não se estudou as relações com parâmetros adimensionais, pois a vazão e pressão não foram alteradas, e as dimensões físicas da instalação e o líquido circulante também permaneceram os mesmos.

Tabela 8.7- Ensaios do Grupo 2 - Silicone

Número do ensaio	Temperatura média	Espessura do silicone (mm)	Vazão média (l/s)	Pressão (bar)	Δt (h)	Δh_{H_2O} (mm)
4	15°C	10,0	1,95	2,8	23,0	3,0
5	15°C	2,0	1,95	2,8	19,5	5,0
6	20°C	20,0	2,06	2,8	24,0	0,5 (*)

(*) a leitura anotada no ensaio foi 0,0, e isto indica que não houve perda de ar. Entretanto, efetivamente ocorreu dissolução de ar, porém foi muito pequena, de forma a não ser percebida na leitura. Assim, como as leituras de nível eram feitas a olho nu com uma fita métrica, cuja menor divisão é 1,0 mm (figura 27), pode-se adotar uma margem de erro de 0,5mm. Logo, para efeito de cálculo, e sabendo que efetivamente ocorreu perda de ar, considerar-se-á que a variação de nível no ensaio 6, ao invés de 0,0, seja do valor da margem de erro da leitura, 0,5mm.

Com os dados coletados nos ensaios calcula-se a taxa de aumento do nível d'água, e o fluxo através das expressões a seguir.

$$\dot{\Delta h}_{H_2O} = \frac{\Delta h_{H_2O}}{\Delta t}$$

$$\tilde{N}_A = \dot{\Delta h}_{H_2O} \frac{P_A}{R.T.3600}$$

Para o ensaio 4 tem-se:

$$\dot{\Delta h}_{H_2O} = \frac{3,0.10^{-3}}{23,0}$$

$$\dot{\Delta h}_{H_2O} = 1,30.10^{-4} \text{ m/h} = 0,130 \text{ mm/h}$$

$$\tilde{N}_A = 1,30.10^{-4} \frac{(2,8 + 1,013).10^5}{287.(15 + 273,15).3600}$$

$$\tilde{N}_A = 1,666.10^{-7} \text{ kg/s.m}^2$$

Calculando para os outros ensaios, monta-se a tabela 8.8.

Tabela 8.8- Resultados dos ensaios do Grupo 2 - Silicone

Ensaio	Espessura do silicone (mm)	$\Delta \dot{h}_{H_2O}$ (mm/h)	$\tilde{N}_A$ (kg/s.m ²)
6	20,0	0,021	$2,62 \cdot 10^{-8}$
4	10,0	0,130	$1,67 \cdot 10^{-7}$
5	2,0	0,256	$3,29 \cdot 10^{-7}$

A figura 38, mostra o gráfico do taxa de aumento de nível pela espessura do silicone.

Figura 38 – Taxa do aumento do nível d'água dentro da garrafa em função da espessura da camada de silicone

8.4 ANÁLISE DOS ENSAIOS DO GRUPO 3 – CAMADA DE ÓLEO MINERAL

Os testes deste grupo referem-se à utilização de óleo mineral como fluido isolante.

Dentre os diversos tipos de óleo mineral existentes, o utilizado foi aquele comumente chamado de Nujol, que de acordo com o fornecedor é um óleo 100% mineral, possui cor clara, e é inodoro. Catálogos de alguns fornecedores indicam que se trata de uma mistura complexa de hidrocarbonetos parafínicos e naftênicos, com densidade entre 0,8 e 0,9 e viscosidade da ordem de 100cP. Adicionalmente é um óleo muito utilizado na medicina, como laxante, e para tratamento de pele ressecada e áspera.

Foram efetuados 02 ensaios, e nos dois a vazão e pressão foram praticamente as mesmas (tabela 8.9). De um ensaio para o outro, a diferença foi a espessura da camada de óleo. Logo, foram testadas 02 espessuras diferentes.

Da mesma forma que para o grupo 2, para este grupo também não se estudou as relações com parâmetros adimensionais, pelos mesmos motivos do grupo 2.

Tabela 8.9- Ensaios do Grupo 3 – Óleo mineral

Número do ensaio	Temperatura média	Espessura do óleo (mm)	Vazão média (l/s)	Pressão (bar)	Δt (h)	Δh_{H_2O} (mm)
7	20°C	4,0	2,07	2,8	24,0	0,5 (*)
8	20°C	1,0	2,08	2,8	66,5	5,0

(*) a leitura anotada no ensaio foi 0,0, e isto indica que não houve perda de ar. Entretanto, efetivamente ocorreu dissolução de ar, porém foi muito pequena, de forma a não ser percebida na leitura. Assim, como as leituras de nível eram feitas a olho nu com uma fita métrica, cuja menor divisão é 1,0 mm (figura 27), pode-se adotar uma margem de erro de 0,5mm. Logo, para efeito de cálculo, e sabendo que efetivamente ocorreu perda de ar, considerar-se-á que a variação de nível no ensaio 6, ao invés de 0,0, seja o valor da margem de erro da leitura, 0,5mm.

Com os dados coletados nos ensaios calcula-se a taxa de aumento do nível d'água, e o fluxo utilizando as mesmas equações do item 8.3, e obtém-se a tabela 8.10.

Tabela 8.10- Resultados dos ensaios do Grupo 3 –Óleo mineral

Ensaio	Espessura do óleo (mm)	$\Delta \dot{h}_{H_2O}$ (mm/h)	$\tilde{N}_A$ (kg/s.m ²)
7	4,0	0,021	$2,62 \cdot 10^{-8}$
8	1,0	0,075	$9,47 \cdot 10^{-8}$

A figura 39 mostra o gráfico da taxa de aumento de nível pela espessura de óleo.

Figura 39 – Taxa do aumento do nível d'água dentro da garrafa em função da espessura da camada de óleo mineral

8.5 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS ENTRE GRUPOS 2 E 3

O gráfico da figura 40, é útil para comparação entre os resultados dos grupos 2 e 3.

Figura 40 – Comparação entre as taxa de aumento de nível para óleo e silicone

As tabelas e o gráfico mostram que o óleo mineral é um isolante muito mais eficiente que o silicone. Eles mostram também as seguintes relações:

$$\text{TAXA}(\text{com } 20\text{mm de silicone}) = \frac{\text{TAXA}(\text{com } 2\text{mm de silicone})}{12,1}$$

$$\text{TAXA}(\text{com } 4\text{mm de óleo}) = \frac{\text{TAXA}(\text{com } 1\text{mm de óleo})}{3,6}$$

8.6 COMPARAÇÃO GERAL DOS RESULTADOS

Todos os ensaios com fluido isolante foram realizados na mesma vazão, conseqüentemente, o número de Reynolds é o mesmo para todos. Entretanto, é interessante, para comparação e análise, colocar no gráfico $\Delta \dot{h}_{H_2O} = f_4(Re)$, ao menos o ponto correspondente ao maior valor da taxa de aumento de nível para cada isolante (figura 41).

Figura 41– Gráfico da taxa de aumento de nível em função de Re para os 03 grupos

Os testes mostraram que para o mesmo Reynolds, a taxa de aumento do nível d'água dentro da garrafa seguiu as relações abaixo:

$$TAXA(\text{com 2mm de silicone}) = \frac{TAXA(\text{sem fluido isolante})}{4,7}$$

$$TAXA(\text{com 1mm de óleo}) = \frac{TAXA(\text{sem fluido isolante})}{16}$$

Observando o gráfico, é intuitivo pensar que para outros valores de Reynolds, será mantida uma diferença constante e igual a do gráfico, entre as taxas das três situações, do tipo da mostrada abaixo.

$TAXA_{(sem\ fluido\ isolante)} - TAXA_{(com\ silicone)} = constante\ para\ todos\ Reynolds.$

Isto não ocorre, pois o número de Reynolds tem influência sobre a espessura do filme delgado, e conseqüentemente, sobre a transferência de massa no seio da água, porém não tem nenhuma sobre a camada de fluido isolante e o processo de transporte de massa que ocorre na mesma. Por outro lado, o fluido isolante também não exerce nenhuma influência sobre a espessura do filme delgado.

De acordo com a equação desenvolvida para o fluxo mássico, para situação com fluido isolante, equação 7.6, mostrada abaixo, o fluxo não é linearmente dependente da espessura do filme delgado como ocorre quando não há isolante, pois se tem duas resistências à transferência de massa, uma devida à camada de isolante, e a outra, devido ao filme delgado. Assim, em função da espessura e do coeficiente de difusão do isolante, a resistência devido ao filme delgado poderá ser desprezível. Logo, por mais que se altere o Reynolds e, conseqüentemente a espessura do filme delgado, a influência no fluxo será insignificante.

$$\tilde{N}_A = \frac{(\rho_{A,sup}^* - \rho_{A,\delta}^*)}{\left(\frac{L_i}{D_{AF}} + \frac{\delta}{D_{AB}} \right)}$$

Do exposto conclui-se que em função da espessura e da difusividade do isolante, a transferência de massa em RHO com fluido isolante é independente do número de Reynolds.

9. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

- Os resultados dos testes indicaram que a transferência de massa num RHO convencional, sem fluido isolante, é muito mais dependente da vazão na tubulação principal, onde o RHO está conectado, que da pressão. Por este motivo, o número de Euler não é adequado para ser utilizado como parâmetro adimensional no estudo da transferência de massa num RHO.
- Com o teste realizado com corante, foi possível observar a olho nu, que, com a instalação em funcionamento, a água dentro do RHO também se movimenta, com direção aproximadamente vertical. Conseqüentemente, conclui-se que o escoamento na instalação provoca a movimentação da água dentro do RHO, de forma que a mesma está sendo constantemente trocada. Neste teste, observou-se também que a velocidade desta movimentação é muito pequena, porém perceptível a olho nu.
- A dependência da transferência de massa com o escoamento na instalação, é um indicativo forte de que o número de Reynolds é um bom parâmetro adimensional a ser utilizado na avaliação da dissolução de ar em RHO sem fluido isolante. Os resultados dos testes mostraram-se totalmente coerentes com esta argumentação.
- Pelos resultados dos testes e do exemplo utilizado, pode-se prever, que quanto maior a turbulência no escoamento na tubulação principal, maior, ou mais rápida será também a movimentação da água dentro do RHO, e menor será a espessura do filme delgado.
- Em resumo, o escoamento na instalação provoca o movimento na água dentro do RHO, que por sua vez faz com que esta água seja trocada e nunca atinja a concentração de equilíbrio, e também faz aparecer o filme delgado. Assim, pode-se afirmar que o efeito do escoamento na instalação sobre a dissolução de ar, efetivamente atua na troca da água de dentro do RHO, e no filme delgado, provocando o aumento ou diminuição da espessura do mesmo.

- O equacionamento mostrou, que, se a água dentro do RHO estivesse realmente estática, o processo de dissolução do ar seria infinitamente lento, inclusive a elevadas pressões. Este é mais uma comprovação, que a dissolução de ar num RHO, depende muito mais do escoamento na tubulação principal que da pressão.
- As equações mostraram que para RHO com seção transversal constante, como é o caso da maioria, exceto aqueles esféricos, e os cilíndricos horizontais, o aumento do nível da água dentro do mesmo é independente da seção transversal.
- O equacionamento indica que, para RHO com fluido isolante, a influência do número de Reynolds, na perda de ar, é muito menor, e dependendo da espessura da camada de isolante e do coeficiente de difusão do mesmo, poderá ser até desprezada. Todavia, não foi possível realizar nenhum teste, que confirme esta análise, pois todos efetuados com isolante foram sob a condição de mesmo Reynolds.
- A utilização do fluido isolante diminui a perda de ar por dissolução, pois oferece grande resistência a transferência de massa de ar.
- Como a camada de fluido isolante não é miscível com água, ela não sofre influência do movimento da água dentro do RHO, de forma, que ela não é dotada de movimentação, o que faz com que a transferência de massa através dela seja apenas por difusão, que é um processo muito mais lento. Este raciocínio explica porque o fluido isolante oferece grande resistência.
- A solubilidade do ar no fluido isolante, dada pela constante de Henry, e o coeficiente de difusão do mesmo, são duas características que determinam a capacidade de isolamento do fluido. A constante de Henry estabelece a força motriz que provoca a transferência de massa, e o coeficiente de difusão, está relacionado à resistência a esta transferência.
- Verificou-se no equacionamento e nos resultados dos testes que a transferência de massa de ar é inversamente dependente da espessura da camada de isolante.

- Os resultados dos testes mostraram que o óleo mineral foi melhor isolante que o silicone.
- A influência da camada isolante no comportamento dinâmico do RHO durante o transitório é muito pequena, e pode ser até desprezada no equacionamento da condição de contorno associada ao RHO.

Para trabalhos futuros recomenda-se:

- A realização de testes com instalações, cujo diâmetro da tubulação possa ser alterado, e assim alterar o Reynolds, não só pela variação de velocidade, mas também pela mudança no diâmetro.
- A realização de testes mais prolongados, ou seja, os intervalos de tempo serem maiores, superiores a 24 horas.
- Testar outros fluidos isolantes. Executar estes testes para diversos valores de Reynolds.
- Comparar os resultados dos testes com diversos casos reais de estações de bombeamento com RHO's instalados e em operação.
- Utilizar fluidos isolantes, cuja constante de Henry e o coeficiente de difusão sejam conhecidos, de forma a poder comparar os resultados com o equacionamento apresentado.
- Realizar testes com pressões consideravelmente mais elevadas, para estudo mais abrangente da influência da pressão, que neste trabalho, verificou-se ser pouco influente.
- A realização de testes com perda de carga diferenciada no trecho entre a superfície da água dentro do RHO e o ponto onde ocorre a conexão com tubulação principal, pois, certamente esta perda tem influência no fenômeno da dissolução de ar no RHO.

10. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABREU, J. M.; GUARGA, R.; IZQUIERDO, J. **Transitórios y Oscilaciones en Sistemas Hidraulicos a Presion**. 1ª Edición, España, 1995.

ALMEIDA, A. B. **Manual de Proteção Contra o Golpe de Aríete em Conduitas Elevatórias**. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, 1982.

ALMEIDA, A. B. ; HIPOLITO, J. **Análise do golpe de aríete em condutas munidas de reservatório de ar comprimido. Utilização do método das características**. 2º Congresso da Ordem dos Engenheiros, Porto, Portugal, 1978, Tema 2, Comunicação 4.

ALMEIDA, A.B.; KOELLE, E. **Fluid transients in pipe networks**. Computacional Mechanic Publication, Southampton, 1992.

ALLIEVI, L. **Air chambers for discharge pipes**. Transactions ASME , v. 59, p. 651-659, Nov. 1937

ALLIEVI, L. **Teoria generale Del moto perturbado dell'acqu anei tubi in pressione**. Ann. Soc. Ing. Arch. Itália, 1903.

ALSTOM. **Equipamentos para irrigação e saneamento**. Catálogo. São Paulo, 2002.

ATOLINI, T. M.; RIBEIRO, P. R. **Comportamento de misturas gás-líquido a altas temperaturas e altas pressões: uma revisão direcionada a engenharia de perfuração**. 4º PDPETRO, Campinas-SP, Outubro 2007.

BENNETT, C. O.; MYERS J. E. **Fenômenos de Transporte – Quantidade de Movimento, Calor e Massa**. McGraw-Hill, New York, 1978.

BERGERON, L. **Du coup de béliet en hydraulique au coup de foudre en électricité**. Dunod, Paris, 1950.

BOULOS ET AL. **Hydraulic transient guideline for protecting water distribution systems**. Journal AWWA, p. 111-124, Maio 2005.

CHARLATTE. **Hydrochoc anti water hammer**. Catalogo, França, 1997.

CHAUDRY, M.H. **Applied hydraulic transients**. 2nd Edition, Van Nostrand Reinhold, New York, 1987.

EVANS, W.E. and CRAWFORD, C.C. **Design charts for air chambers on pump lines**. Transactions of ASCE, 119, p.1025-1045. 1954.

FISCHER, A.; MULLER, M.; KLASMEIR, J. **Determination of Henry's law constant for methyl-tert-butyl (MTBE) at groundwater temperatures**. Transactions of Chemosphere 54 (2004), p.689-694. 2004.

GRAZE H.R. end FORREST J.A. **Air chamber design charts**. Eighth Australasian Conference on Hydraulic and Fluid Mechanics. University of New Castle. 1982.

GRAZE H.R. and HORLACHER, H.B. **Design charts for throttled (bypass) air chamber**. Proc., 5th Int. Conf. Pressure Surges, BHRA, Cranfield, Hannover. p. 309-322. 1989.

INCROPERA, F. P.; DEWITT D. P. **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**. 4ª Edição, LTC, Rio de Janeiro, 1998.

KUBIE, S. L. **The solubility of O₂, CO₂ and N₂ in mineral oil and the transfer of carbon dioxide from oil to air**. The Journal of Biological Chemistry, p.545-548. 1927.

LIMA, L.F.M. **Termo de atrito em escoamento transitório para condutos forçados**. Tese apresentada a EPUSP, para obtenção do título de Doutor em Engenharia. São Paulo, 2006. 130p.

LYDERSEN, A. L. **Mass transfer in Engineering Prattice**. Chichester-Wiley, New York, 1983.

MACINTYRE, A.B. **Bombas e instalações de bombeamento**. 2ª edição revista. LTC, Rio de Janeiro, 1997.

MARTINO et AL. **Discussion of simple guide for design of air vessels for water hammer protection of pumping lines**, by B. Stenphenson. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE. 2004.

MEUNIER, M. **Coups de bélier dans Lês reseaux d'eau sous pression**. ENGREF, França, 1978.

MEUNIER, M. ; PUECH, CH. **Étude du fonctionnement et du dimensionnement des ballons d'air anti-belier**. Bulletin Technique de Genie Rural, No 124, C.T.G.R.E.F. Paris, França, 1978.

PERRY, R. H. **Perry's Chemical Engineers' Handbook**. 6th Edition. McGraw-Hill Book Company. New York, 1984.

RAMALINGAM, D. **Design aids for air vessel for transient protection of large pipe networks**. Tese apresentada à Escola de Engenharia da Universidade de Kentucky para obtenção do titulo de Doutor em Engenharia. Kentucky, 2007. 113p.

ROSA, H. M. P. **Análise Técnico-econômica de Válvulas de Retenção**. XIII Simpósio Luso-Brasileiro de Engenharia Sanitária e Ambiental. Belém, Brasil. 2008

RUUS, E. **Charts for water hammer in pipelines with air chambers**. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 4, No 3, p. 205-215, 1977

SEDILLE, M. **Turbo-machines hydrauliques et thermiques**. Tome II. Masson & Cia, Paris, 1967.

SHERWOOD, T. K.; PIGFORD, R. L. **Absorption and extraction**. Mc-Graw-Hill, New York, 1952.

STEPHENSON D. **Simple guide for design of air vessels for water hammer protection of pumping lines**. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, p. 792-797, Ago. 2002.

TREYBAL, R. E. **Mass-Transfer Operations**. 3rd Edition, McGraw-Hill International Book Company, New York, 1981.

TSUIYA, M.T. **Abastecimento de água**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Hidráulica e Sanitária. 1ª Edição. São Paulo, 2004

WYLIE, E.B ; STREETER V.L. **Fuid transients in systems**. Prentice Hall, Englewood Clifs. N.J. USA, 1993

ANEXO A – VALORES DA FUNÇÃO ERRO DE GAUSS

w	erf w	w	erf w	w	erf w
0,00	0,00000	0,36	0,38933	1,04	0,85865
0,02	0,02256	0,38	0,40901	1,08	0,87333
0,04	0,04511	0,40	0,42839	1,12	0,88679
0,06	0,06762	0,44	0,46622	1,16	0,89910
0,08	0,09008	0,48	0,50275	1,20	0,91031
0,10	0,11246	0,52	0,53790	1,30	0,93401
0,12	0,13476	0,56	0,57162	1,40	0,95228
0,14	0,15695	0,60	0,60386	1,50	0,96611
0,16	0,17901	0,64	0,63459	1,60	0,97635
0,18	0,20094	0,68	0,66378	1,70	0,98379
0,20	0,22270	0,72	0,69143	1,80	0,98909
0,22	0,24430	0,76	0,71754	1,90	0,99279
0,24	0,26570	0,80	0,74210	2,00	0,99532
0,26	0,28690	0,84	0,76514	2,20	0,99814
0,28	0,30788	0,88	0,78669	2,40	0,99931
0,30	0,32863	0,92	0,80677	2,60	0,99976
0,32	0,34913	0,96	0,82542	2,80	0,99992
0,34	0,36936	1,00	0,84270	3,00	0,99998

²A função erro de Gauss é definida da seguinte forma

$$\operatorname{erf} w = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^w e^{-v^2} dv$$

A função erro complementar é definida pela relação

$$\operatorname{erfc} w = 1 - \operatorname{erf} w$$