LUIS FERNANDO ALZUGUIR AZEVEDO

ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE UM DESUMIDIFICADOR
DE AR USANDO TRI-ETILENO GLICOL

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Departamento de Engenharia Mecânica

Rio de Janeiro, Julho de 1981

LUIS FERNANDO ALZUGUIR AZEVEDO

ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE UM DESUMIDIFICADOR
DE AR USANDO TRI-ETILENO GLICOL

Dissertação apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da PUC/RJ como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientadores:

Prof. Alcir de Faro Orlando

Prof. Francisco E.M. Saboya

Departamento de Engenharia Mecânica

Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

Rio de Janeiro, julho de 1981

Ao Professor João Cristovam Cardoso

AGRADECIMENTOS

Aos professores Alcir de Faro Orlando e Francisco Eduardo Mourão Saboya pela dedicada orientação não só nesse trabalho como ao longo de todo o curso de mestrado.

Ao professor Antonio dos Santos Vargas pelas valiosas co laborações.

À Angela pelo apoio constante.

Ao colega José James Mendes Pessoa pela cessão das subrotinas VAPOR e CETEG.

Aos técnicos Celso e Lourenço pelo auxílio e dedicação.

Ao técnico Jandir da Cunha pelo inestimável auxílio não só na construção como na idealização dos equipamentos.

A Fernando José Alzuquair Azevedo pelo paciente trabalho fotográfico.

A Roberto Martins pela confecção das peças em fibra de vi dro.

À Celeste pelos serviços de datilografia.

À Comissão Nacional de Energia Nuclear pelo suporte financeiro.

RESUMO

Como parte de um sistema solar de condicionamento de ar por resfriamento evaporativo, foi projetado e construído um desumidificador de ar utilizando tri-etileno glicol como agente higroscópico líquido.

O modelo teórico desenvolvido, baseado no procedimento adotado para cálculo de torres de resfriamento, levou em consideração o abaixamento da pressão de vapor na superfície líquido-gás assim como o calor de mistura de tri-etileno glicol e água.

Os dados experimentais obtidos concordam satisfatoriamente com os resultados previstos pelo modelo teórico proposto, dentro das faixas de vazão pesquisadas.

Uma correlação semi-empírica foi desenvolvida para cálculo dos coeficientes de difusão de desumidificadores de ar como função das vazões das fases líquida e gasosa.

Finalmente é sugerido um procedimento para projeto de desumidificadores de ar de características semelhantes ao modelo proposto.

ABSTRACT

As part of a solar evaporative cooling air conditioning system, using tri-ethylene glycol as a liquid dehumidifier, an absorption tower was designed and built for drying air.

The theory of heat and mass transfer between liquid and gas was developed following the same procedure as usually adopted for cooling tower calculations. The lowering of vapor pressure and the heat of solution were taken into account.

Experimental data agree reasonably with theory within a wide range of flow rates. A correlation was developed relating mass transfer coefficients to liquid and gas flow rates.

A procedure is finally suggested for designing and estimating the performance of an absorption tower.

SUMÁRIO

NOMENCLATURA	
LISTA DE FIGURAS	
<u>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO</u>	1
1.1. Ciclo de Condicionamento por Resfriamento Evapora- tivo	2
1.2. Descrição do Trabalho Realizado	7
<u>CAPÍTULO 2 - ANÁLISE TEÓRICA</u>	9
2.1. Formulação Teórica	11
2.1.1. Determinação do Volume do Desumidificador.	24
2.1.2. Resolução do Sistema de Equações Diferen- ciais	25
<u>CAPÍTULO 3 - APARELHAGEM E MÉTODOS EXPERIMENTAIS</u>	28
3.1. Seção de Testes	30
3.2. Sistema de Alimentação	33
3.2.1. Sistema de Alimentação de Água	33
3.2.2. Sistema de Alimentação de Solução Aquosa de Tri-Etileno Glicol	33
3.2.3. Sistema de Alimentação de Ar	36
3.3. Sistema de Medidas	39
3.4. Procedimento Experimental	41

<u>CAPÍTULO 4 - REDUÇÃO DOS DADOS EXPERIMENTAIS</u>	44
<u>CAPÍTULO 5 - RESULTADOS E DISCUSSÃO</u>	52
5.1. Balanços Globais de Energia e Massa	52
5.2. Avaliação do Modelo Teórico	56
5.3. Determinação do Coeficiente de Troca de Massa do Equipa mento	67
5.4. Utilização dos Resultados Obtidos no Projeto de De sumidificadores de Ar	73
<u>CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES</u>	77
<u>APÊNDICE 1 - O TRI-ETILENO GLICOL</u>	80
A1.1 - Tri-etileno Glicol	80
A1.2 - Comportamento Toxicológico	82
A1.3 - Condições de Armazenagem	82
<u>APÊNDICE 2 - MEDIDA DE TEMPERATURA</u>	91
A2.1 - Soldagem e Calibração dos Termopares	92
A2.2 - Redução dos Dados	95
A2.3 - Incerteza na Medida de Temperatura	95
<u>APÊNDICE 3 - MEDIDA DE VAZÃO DA SOLUÇÃO AQUOSA DE TRI-ETILE NO GLICOL</u>	100
A3.1 - Calibração do Rotâmetro	101
<u>APÊNDICE 4 - MEDIDA DE VAZÃO DO AR</u>	
A4.1 - Procedimento de Cálculo	107
A4.2 - Detalhes Construtivos	110

APÊNDICE 5 - MEDIDA DA CONCENTRAÇÃO DA SOLUÇÃO AQUOSA DE	
TRI-ETILENO GLICOL	117
A5.1 - Levantamento da Curva de Calibração	119
APÊNDICE 6 - MEDIDA DE UMIDADE DO AR	124
A6.1 - Temperatura do Bulbo Úmido	124
A6.2 - Termopares de Bulbo Úmido e Bulbo Seco	126
A6.2.1 - Dimensões e Material da Mecha	126
A6.2.2 - Alimentação das Mechas	128
A6.2.3 - Dimensões das Soldas dos Termopares..	129
A6.2.4 - Velocidade do Ar	129
APÊNDICE 7 - EQUIPAMENTO DE SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS CICLO-	
NE	133
APÊNDICE 8 - RESOLUÇÃO NUMÉRICA DO PROBLEMA	136
A8-1 - Programa Principal	138
A8.2 - Subrotinas Principais	138
A8.3 - Subrotinas Auxiliares	139
A8.4 - Nomenclatura Utilizada no Programa	140
APÊNDICE 9 - ANÁLISE DE INCERTEZAS	141
REFERÊNCIAS	147

LISTA DE FIGURAS

Fig. 1.1	-	Representação do Ciclo por Resfriamento Evaporativo na Carta Psicrométrica	3
Fig. 1.2	-	Diagrama de Bloco do Ciclo por Resfriamento Evaporativo	7
Fig. 2.1	-	Desumidificador de Ar	9
Fig. 2.2	-	Processo de Troca de Massa	11
Fig. 2.3	-	Representação Esquemática do Desumidificador..	13
Fig. 2.4	-	Processo de Troca de Calor e Massa	14
Fig. 2.5	-	Representação Esquemática do Desumidificador-Sentido de Integração	17
Fig. 3.1	-	Sistema Experimental	29
Fig. 3.2	-	Dimensões da Seção de Testes	31
Fig. 3.3	-	Estrutura da Seção de Testes	32
Fig. 3.4a	-	Distribuidor de Líquido	34
Fig. 3.4b	-	Localização do Distribuidor de Líquido	34
Fig. 3.5	-	Bombeamento de Solução de Tri-etileno Glicol.	35
Fig. 3.6	-	Sistema de Alimentação de Ar	37
Fig. 3.7	-	Vista Geral da Experiência	43
Fig. 5.1	-	Linhas de Operação e Equilíbrio	62
Fig. 5.2	-	Perfis de Umidade	65
Fig. 5.3	-	Perfis de Temperatura	66
Fig. 5.4	-	Representação do Processo de Secagem na Carta Psicrométrica	66

Fig. 5.5 - Coeficiente de Troca de Massa do Equipamento..	72
Fig. A1.1 - Pressão de Vapor de Glicóis a Varias Temperatu <u>ra</u> ras	85
Fig. A1.2 - Índice de Refração de Glicóis em Soluções Aquosas	86
Fig. A1.3 - Pressão de Vapor de Soluções Aquosas de Tri- Etileno Glicol	87
Fig. A1.4 - Densidade das Soluções Aquosas de Tri-Etileno Glicol	88
Fig. A1.5 - Viscosidade das Soluções Aquosas de Tri-Etile- no Glicol	89
Fig. A1.6 - Calor Específico das Soluções de Tri-Etileno Glicol	90
Fig. A1.7 - Condutividade Térmica das Soluções Aquosas de Tri-Etileno Glicol	90
Fig. A2.1 - Esquema Geral da Massa de Calibração	99
Fig. A3.1 - Rotâmetro Construído	104
Fig. A3.2 - Curva de Calibração do Rotâmetro	105
Fig. A4.1 - Proporções Padronizadas do Venturi	106
Fig. A4.2 - Fator de Expansão Térmica	112
Fig. A4.3 - Fator de Expansão Adiabática	113
Fig. A4.4 - Fator de Expansão Adiabática	114
Fig. A4.5 - Coeficiente de Descarga	115
Fig. A4.6 - Venturi e Modelo	116
Fig. A5.1 - Esquema de Funcionamento do Refratômetro	118
Fig. A5.2 - Curva de Calibração dos Refratômetros	122
Fig. A6.1 - Colocação do Termopar de Bulbo Úmido	127

Fig. A6.2a - Alimentação por Capilaridade	128
Fig. A6.2b - Alimentação por Injeção	128
Fig. A6.3 - Controle da Velocidade do Ar	130
Fig. A6.4 - Fator de Correção para Leitura da Temperatura de Bulbo Úmido	132
Fig. A6.5 - Fator de Correção para Leitura da Temperatura de Bulbo Úmido	132
Fig. A7.1 - Proporções Padronizadas do Ciclone	135
Fig. A8.1 - Diagrama de Bloco do Programa	137

NOMENCLATURA

- A - área transversal do desumidificador
- A_v - área interfacial por unidade de volume
- $C_{p_{ar}}$ - calor específico à pressão constante do ar seco
- C_{p_m} - calor específico à pressão constante da solução água-tri-etileno glicol
- $C_{p_{TEG}}$ - calor específico à pressão constante do tri-etileno glicol puro
- D - coeficiente de difusão do vapor d'água no ar
- G - vazão mássica de ar seco
- h - entalpia específica do ar
- h_c - coeficiente de troca de calor
- h_D - coeficiente de troca de massa
- h_{eq} - entalpia específica de equilíbrio
- h_f - entalpia específica de líquido saturado da água
- h_{gm} - entalpia específica do vapor d'água saturado seco na temperatura da solução
- h_m - entalpia específica da solução tri-etileno glicol-água
- h_{TEG} - entalpia específica do tri-etileno glicol puro
- h^* - entalpia específica de mistura da solução água-tri-etileno glicol
- K - coeficiente de troca de massa
- L - comprimento efetivo do desumidificador
- Le - número de Lewis
- $\dot{m}_a$ - vazão mássica de ar seco
- $\dot{m}_m$ - vazão mássica de solução aquosa de tri-etileno glicol
- $\dot{m}_{TEG}$ - vazão mássica de tri-etileno glicol

$\dot{m}_W$	-	vazão mássica de água
P_{atm}	-	pressão atmosférica
P_g^*	-	pressão de saturação da água na temperatura de bulbo úmido
P_v	-	pressão de vapor de equilíbrio da solução aquosa de tri-etileno glicol
P_w	-	pressão parcial do vapor d'água no ar
Q_c	-	calor transferido entre as fases líquida e gasosa
t	-	temperatura do ar
T_{bs}	-	temperatura de bulbo seco do ar
T_{bu}	-	temperatura de bulbo úmido do ar
t_m	-	temperatura da solução aquosa de tri-etileno glicol
V	-	volume efetivo do desumidificador
W	-	umidade absoluta do ar
W_{eq}	-	umidade absoluta de equilíbrio
x	-	concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol
α	-	difusividade térmica do vapor d'água no ar
Δh^*	-	entalpia específica de mistura da solução água-tri-etileno glicol.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O controle de temperatura e umidade é fundamental em problemas de condicionamento de ar. As mais variadas combinações de temperatura e umidade são exigidas nas diversas aplicações industriais e domésticas que vão desde a secagem e conservação de alimentos até o condicionamento de ar para fins de conforto ambiental.

O uso de ciclos de refrigeração para condicionamento de ar com a utilização da energia solar, pode ser uma alternativa energética interessante principalmente em regiões de elevada insolação onde as maiores necessidades de refrigeração ambiental geralmente coencidem com os períodos de maior disponibilidade de energia solar.

Recentes estudos tem sido realizados no sentido de condicionar ar a partir do uso de substâncias higroscópicas [2;3].

Apesar dos princípios físicos e das técnicas de utilização destes processos de condicionamento serem conhecidos há algum tempo, os estudos de viabilização tomaram impulso somente após o agravamento da crise energética mundial em meados da década de 70.

Os trabalhos publicados nos últimos anos na área de condicionamento de ar com aproveitamento de energia solar, revelam uma tendência à utilização de três ciclos de condicionamento: ciclo Rankine, ciclo por absorção e ciclo por resfriamento evaporativo.

No ciclo Rankine a energia solar é utilizada na geração de vapor para movimentação de uma turbina que, por sua vez, aciona o compressor de um ciclo de refrigeração convencional. Este ciclo apresenta como maior inconveniente a necessidade de altas temperaturas no gerador de vapor para obtenção de níveis aceitáveis de eficiência, requerendo assim, uma tecnologia sofisticada para maior viabilização econômica.

O ciclo por absorção tem sido utilizado em geladeiras domésticas onde, normalmente, querosene ou gás de petróleo fornecem a energia necessária à separação do fluido refrigerante da solução absorvente. Nestes ciclos as fontes convencionais podem ser substituídas pela energia solar proveniente de coletores planos. Os níveis de temperatura necessários ao funcionamento do ciclo por absorção podem exigir coletores planos com superfícies seletivas ou mais de uma cobertura de vidro.

O ciclo por absorção usando uma solução aquosa de brometo de lítio é, até o momento, o único ciclo de refrigeração solar comercializado.

Em aplicações tais como condicionamento de ar para conforto ambiental onde não são necessárias a obtenção de baixas temperaturas, o ciclo de condicionamento de ar por resfriamento evaporativo pode apresentar vantagens com relação aos ciclos acima mencionados, principalmente levando-se em consideração a tecnologia disponível no Brasil.

1.1. Ciclo de Condicionamento por Resfriamento Evaporativo

A figura 1.1 apresenta um ciclo de condicionamento de

ar por resfriamento evaporativo representado em uma carta psicrométrica.

Fig. 1.1 Representação do Ciclo na Carta Psicrométrica

O recinto a ser condicionado está representado na figura pelo processo 6-1. Ar proveniente do ambiente no estado 2 é misturado com o ar de saída do recinto condicionado produzindo uma mistura no estado 3. O ar nesta condição passa através de um desumificador onde sua umidade absoluta é diminuída através da condensação do vapor d'água no agente higroscópico. Geralmente neste processo o ar tem sua temperatura aumentada. O ar seco e quente (ponto 4) é resfriado sensivelmente em um trocador de calor ar-água (processo 4-5). O processo 5-6 consiste na umidificação do ar através do seu contato com água em um equipamento similar a uma torre de resfriamento. O ar frio e úmido é finalmente,

introduzido no recinto condicionado numa proporção tal que permita que as condições neste recinto permaneçam dentro dos padrões de conforto requeridos.

Neste tipo de ciclo de condicionamento de ar a energia solar é utilizada na recuperação do agente higroscópico a partir da retirada da água por ele absorvida do ar (processo de regeneração).

No processo de desumidificação do ar (processo 3-4 na figura 1.1) podem ser empregados agentes higroscópicos líquidos ou sólidos.

Apesar do ciclo termodinâmico realizado pelo ar ser o mesmo para os dois tipos de agentes higroscópicos, o projeto dos equipamentos e as características de operação são substancialmente diferentes.

Os agentes higroscópicos sólidos apresentam como principal vantagem sobre os agentes líquidos um maior grau de desumidificação do ar. Esta terá sido, talvez, a razão pela qual um maior número de trabalhos é encontrado na linha de agentes higroscópicos sólidos [4].

Olsen [1] comparou as características de desumidificantes líquidos e sólidos concluindo que, apesar de um menor poder de absorção de umidade, o uso de desumidificantes líquidos pode trazer as seguintes vantagens:

1. manipulação mais conveniente.
2. menor perda de carga do ar nos processos de desumidificação e regeneração.

3. melhores coeficientes de troca de calor e massa.
4. possibilidade de utilização de trocadores de calor intermediários com o objetivo de aumentar a eficiência do sistema.
5. temperaturas de regeneração mais baixas.
6. sistema mais simples no que diz respeito à movimentação do agente higroscópico.

Na escolha de líquidos higroscópicos para operar em ciclos de condicionamento de ar devem ser observadas as seguintes características.

1. as substâncias devem ser não tóxicas
2. não corrosivas
3. não inflamáveis
4. baixa viscosidade
5. baixa volatibilidade

Além das características mencionadas acima, a substância higroscópica deve possuir, para fins de utilização de energia solar, temperaturas de regeneração compatíveis com as obtidas de coletores solares econômicos, uma vez que, os coletores são responsáveis pelos maiores custos dos sistemas de condicionamento de ar.

Apesar de existirem muitas substâncias que atendam à maioria dos requisitos acima mencionados, duas delas, particularmente, tem sido mais empregadas: as soluções aquosas de cloreto de lítio e de tri-etileno glicol.

A solução aquosa de cloreto de lítio é mais eficiente

como agente higroscópico. Por outro lado requer temperaturas de regeneração mais elevadas do que as exigidas pela solução aquosa de tri-etileno glicol.

A figura 1.2 apresenta, de forma esquemática, o ciclo de condicionamento de ar por resfriamento evaporativo analisado por Pessoa e Zylbrstjain [6;7]. Este ciclo, que utiliza a solução aquosa de tri-etileno glicol como agente higroscópico, é baseado no ciclo proposto por Löff [5].

Os processos termodinâmicos descritos na figura 1.1 tem lugar nos equipamentos apresentados na figura 1.2.

A água absorvida do ar pela solução aquosa de tri-etileno glicol no desumidificador (processo 3-4 da figura 1.1) deve ser removida de modo a permitir a re-utilização da solução. Este processo denominado regeneração pode ser realizado, segundo o ciclo proposto na figura 1.2, pela passagem de ar ambiente sobre um filme de solução aquosa de tri-etileno glicol aquecida pela energia solar captada nos coletores.

Os reservatórios R_1 e R_2 , respectivamente de solução regenerada e degenerada, devem ser dimensionados de tal forma a permitir o funcionamento do sistema de condicionamento em períodos curtos de insolação insuficiente. Para maiores períodos de insolação insuficiente, uma fonte auxiliar de energia deve ser utilizada.

É importante ressaltar que outras concepções podem ser adotadas para o processo de regeneração da solução aquosa de tri-etileno glicol. A título de exemplo, pode-se citar a substituição do aquecimento da solução aquosa através de coletores planos por

Fig. 1.2 Diagrama do Bloco de Ciclo por Resfriamento Evaporativo

equipamentos que utilizem calor de processo rejeitado em unidades industriais. Esta substituição pode tornar o ciclo de condicionamento de ar por resfriamento evaporativo acima descrito mais competitivo com os ciclos convencionais, uma vez que, as temperaturas exigidas na regeneração da solução aquosa de tri - etileno glicol são, normalmente, inferiores às temperaturas dos produtos rejeitados nos processos industriais.

1.2. Descrição do Trabalho Realizado

Em 1978 o Departamento de Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro iniciou uma linha de pesquisa visando o desenvolvimento do ciclo de condicionamento de ar por resfriamento evaporativo descrito na seção 1.1 deste Capítulo.

Um dos equipamentos mais importantes do ciclo de condicionamento proposto é o desumidificador de ar responsável pelo processo 3-4 da figura 1.1.

O presente trabalho tem como objetivo básico o desenvolvimento e avaliação experimental de um modelo teórico para cálculo destes desumidificadores de ar que utilizam a solução aquosa de tri-etileno glicol como agente higroscópico.

Com esta finalidade foi montado um sistema experimental de modo a permitir que todos os parâmetros de interesse na avaliação da teoria desenvolvida pudessem ser determinados.

A geometria do desumidificador de ar bem como as condições de escoamento das fases líquida e gasosa são definidas no

Capítulo 2. Ainda neste Capítulo é apresentado o modelo teórico desenvolvido para a simulação do equipamento em estudo.

O Capítulo 3 apresenta os detalhes construtivos da seção de testes e os procedimentos de utilização do sistema experimental montado. Uma descrição dos diversos equipamentos e instrumentos utilizados nas experiências é feita nos Apêndices 2, 3, 4, 5, 6 e 7.

Alguns dados e propriedades físicas de interesse do tri-etileno glicol são apresentados no Apêndice 1.

Os procedimentos de cálculo utilizados na redução dos dados experimentais obtidos podem ser encontrados no Capítulo 4.

No Capítulo 5 são apresentados e analisados os principais resultados do trabalho realizado.

O Capítulo 6 reúne as principais conclusões obtidas no presente trabalho, assim como sugestões para futuras pesquisas na linha de condicionamento de ar a partir do uso de energia solar.

O programa de computador desenvolvido para solução do modelo teórico proposto é apresentado no Apêndice 8.

Finalmente, no Apêndice 9, é apresentada a análise de incertezas realizada visando a obtenção de uma estimativa dos erros experimentais cometidos e sua associação com o modelo proposto.

CAPÍTULO 2

ANÁLISE TEÓRICA

Conforme mencionado no Capítulo 1, o objetivo deste trabalho é a formulação e comprovação experimental de um modelo capaz de projetar desumidificadores de ar a partir do uso de uma substância higroscópica líquida: o tri-etileno glicol.

O desumidificador tal como foi concebido, é um trocador de calor e massa vertical, onde os fluidos de trabalho, ar e tri-etileno glicol, escoam contracorrente, transversalmente a um feixe de tubos dispostos em quincôncio como mostra a figura 2.1.

Fig. 2.1 Desumidificador de Ar

O tri-etileno glicol é introduzido na parte superior do desumidificador na forma de gotas. Estas gotas caem por ação da

gravidade entrando em contato contínuo com o ar insuflado na parte inferior do equipamento.

Como pode ser visto no Capítulo 1, o ar seco proveniente do desumidificador deve ter sua temperatura reduzida a partir da troca de calor sensível com a água de refrigeração. Segundo o ciclo de condicionamento inicialmente proposto, este processo teria lugar em um trocador de calor ar-água colocado à saída do desumidificador. Tendo em vista o aumento da eficiência do proceso de secagem do ar e a diminuição dos custos de construção, optou-se por uma solução que reunisse em um só equipamento o desumidificador e o trocador de calor. De fato, como poderá ser visto posteriormente, é interessante que a temperatura média de operação da solução aquosa de tri-etileno glicol ao longo do desumidificador não ultrapasse certos limites indesejáveis, caso contrário o processo de secagem perderá em eficiência.

O feixe de tubos do desumidificador, além da finalidade de troca de calor sensível, age também como "enchimento" do equipamento. Em outras palavras, estes tubos retardam a queda das gôtas da solução aquosa de tri-etileno glicol aumentando seu tempo médio de permanência dentro do equipamento. Tais tubos são responsáveis também por um aumento da superfície de contato tri-etileno glicol-ar.

Uma vez definida a geometria básica a ser adotada no desumidificador, optou-se, para fins de estudo, pela divisão do problema em duas etapas principais: desumidificação adiabática e não adiabática do ar. Na desumidificação adiabática, o feixe de tubos age apenas como "enchimento" do equipamento, isto é, as ex

periências são realizadas sem o uso de água de refrigeração dentro dos tubos. No caso não adiabático é usada água de refrigeração.

Apesar da seção de testes construída permitir a execução dos dois tipos de experimentos, o presente trabalho se deteve apenas no estudo da desumificação adiabática do ar.

Neste capítulo é apresentada a formulação teórica desenvolvida para o problema, bem como as hipóteses feitas.

2.1. Formulação Teórica

O modelo de troca de massa adotado na formulação teórica do problema pode ser melhor compreendido com o auxílio da figura 2.2. Nesta figura está representada uma seção qualquer do desumidificador, onde uma gota de solução aquosa de tri-etileno glicol entra em contato com a corrente ascendente de ar.

Fig. 2.2 Processo de Troca de Massa

Para que ocorra a desumidificação, é necessário que o vapor d'água contido no ar seja transferido para a solução aquosa de tri-etileno glicol.

A transferência de água do ar para a solução aquosa pode ser representada por uma expressão que relacione o fluxo de massa transferido a um potencial acionador, através de uma resistência à troca. Ou seja:

$$\dot{m}_w = K (W - W_{eq}) \quad (2.1)$$

onde:

$\dot{m}_w$: fluxo de água transferida por unidade de tempo e unidade de área.

K : coeficiente de troca de massa global

W : umidade absoluta do ar, massa de água por massa de ar seco.

W_{eq} : umidade absoluta de equilíbrio.

A umidade absoluta de equilíbrio W_{eq} pode ser obtida, fazendo-se a hipótese de gás ideal para o ar, através da expressão 2.2 [8]:

$$W_{eq} = 0,622 \frac{P_v}{P_{atm} - P_v} \quad (2.2)$$

Na expressão acima P_v representa a pressão de vapor na interface líquido-gás em equilíbrio com a solução aquosa de tri-etileno glicol. A pressão de vapor P_v pode ser obtida das curvas

de equilíbrio para tri-etileno glicol e água.

A figura 2.3 representa, de forma esquemática, o desumidificador de ar em estudo.

Fig. 2.3 Representação Esquemática do Desumidificador

Neste modelo foram desprezadas as trocas de calor através das paredes do equipamento, bem como, um possível arrastamento da solução aquosa de tri-etileno glicol pela corrente de ar.

A fase gasosa foi considerada composta apenas de ar e vapor d'água, isto é, não foi levado em conta qualquer evaporação de tri-etileno glicol. Foi também desprezada a resistência à troca de massa na fase líquida, o que implica em considerar-se o problema de transferência de massa comandado pela fase gasosa. O escoamento de ar e solução aquosa de tri-etileno glicol foi con

siderado em regime permanente.

Um balanço de energia no volume elementar dv , através de uma superfície de controle que inclua o líquido e gás estabelece que:

$$\dot{m}_a h - \dot{m}_a (h + dh) + \left| \dot{m}_w + \dot{m}_a (W - W_2) + \dot{m}_{TEG} + \dot{m}_a dW \right| (h_m + dh_m) - \left| \dot{m}_w + \dot{m}_a (W - W_2) + \dot{m}_{TEG} \right| h_m = 0 \quad (2.3)$$

efetuando-se os termos:

$$- \dot{m}_a dh + \left| \dot{m}_w + \dot{m}_a (W - W_2) + \dot{m}_a dW + \dot{m}_{TEG} \right| dh_m + \dot{m}_a dW h_m = 0 \quad (2.4)$$

Definindo-se a massa da mistura no ponto j como:

$$\dot{m}_{mj} = \dot{m}_w + \dot{m}_{TEG} + \dot{m}_a (W - W_2) + \dot{m}_a dW$$

tem-se:

$$\dot{m}_a dh - \dot{m}_a dW h_m - \dot{m}_{mj} dh_m = 0 \quad (2.5)$$

Pode-se utilizar, também, um volume de controle que inclua somente o ar, conforme mostra a figura 2.4.

Fig. 2.4 Processo de Troca de Calor e Massa

Na figura acima o termo $-\dot{m}_a dW h_{gm}$ representa a entalpia do vapor d'água que atravessa a superfície de controle em direção à fase líquida. O sinal negativo deste termo é decorrente do sinal adotado para dW . O termo δQ_c representa a transferência de calor entre as fases gasosa e líquida. Associando-se a este processo um coeficiente de transferência de calor h_c , tem-se:

$$\delta Q_c = h_c A_v dV (t - t_m) \quad (2.6)$$

onde A_v é a área interfacial por unidade de volume.

Um balanço de energia no volume de controle da figura 2.4 estabelece que:

$$\dot{m}_a h - \dot{m}_a (h + dh) + \dot{m}_a dW h_{gm} - h_c A_v dV (t - t_m) = 0 \quad (2.7)$$

ou,

$$\dot{m}_a dh - \dot{m}_a dW h_{gm} + h_c A_v dV (t - t_m) = 0 \quad (2.8)$$

A massa de água transferida do ar para a solução aquosa de tri-etileno glicol pode ser expressa na seguinte forma:

$$-\dot{m}_a dw = h_D A_v dV (W - W_{eq}) \quad (2.9)$$

onde h_D é o coeficiente de troca de massa associado ao processo.

A equação que descreve a linha de condição do ar durante o processo de secagem pode ser obtida através da combinação das equações 2.8 e 2.9. Deste modo:

$$\frac{dh}{dw} = \frac{h_c}{h_D} \frac{t - t_m}{W - W_{eq}} + h_{gm} \quad (2.10)$$

A entalpia do ar úmido pode ser determinada através da seguinte expressão [8]:

$$\underline{h} = C_{p_{au}} t + 1061 W \quad (2.11)$$

onde o calor específico do ar úmido foi suposto constante e cal culado através da expressão abaixo, a partir de uma umidade absoluta do ar média entre a entrada e a saída do desumidificador,

$$C_{p_{au}} = 0.240 + 0.450 \left| \frac{W_1 + W_2}{2} \right| \quad (2.12)$$

Da mesma forma pode-se definir para a entalpia da inter
face:

$$h_{eq} = C_{p_{au}} t_m + 1061 W_{eq} \quad (2.13)$$

Tomando-se a diferença de entalpias abaixo,

$$h - h_{eq} = C_{p_{au}} (t - t_m) + 1061 (W - W_{eq}) \quad (2.14)$$

e levando-se na equação 2.10, tem-se:

$$\frac{dh}{dW} = \left| \frac{h_c}{h_D C_{p_{ar}}} \right| \left| \frac{h - h_{eq}}{W - W_{eq}} \right| - \left| \frac{h_c}{h_D C_{p_{ar}}} \right| 1061 + h_{gm} \quad (2.15)$$

au 0

o adimensional entre parênteses, é conhecido como número de Lewis Le [8].

Assim:

$$\frac{dh}{dw} = Le \left| \frac{h - h_{eq}}{W - W_{eq}} - 1061 \right| + h_{gm} \quad (2.16)$$

A linha de condição do ar só pode ser obtida através de uma integração numérica ou gráfica da equação 2.16, se forem conhecidos h_{eq} e W_{eq} ao longo do desumidificador. Para tal é necessário que sejam determinadas a temperatura e a concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol em cada ponto do processo.

Na figura 2.5 são mostradas duas seções próximas dentro do desumidificador. A seta maior, de i para j, indica o sentido de integração adotado.

Fig. 2.5 Representação do Desumidificador

As variações infinitesimais das propriedades de interesse, foram definidas da seguinte forma:

$$dh = h_j - h_i$$

$$dW = W_j - W_i$$

$$dh_m = h_{mj} - h_{mi}$$

$$dt_m = t_{mj} - t_{mi}$$

$$dx = x_j - x_i$$

A variação de concentração, dx , pode ser calculada da definição da concentração:

$$x_j = \frac{\dot{m}_{teg}}{\dot{m}_{mj}} \quad (2.17)$$

$$x_i = \frac{\dot{m}_{teg}}{\dot{m}_{mj} + \dot{m}_w} \quad (2.18)$$

onde $\dot{m}_w = -\dot{m}_a dW$, sendo o sinal negativo devido ao sentido arbitrário para dW , que o torna negativo.

As equações (2.17) e (2.18) podem ser invertidas e subtraídas, obtendo-se

$$\frac{1}{x_i} - \frac{1}{x_j} = \frac{\dot{m}_{mj} - \dot{m}_a dW - \dot{m}_{mj}}{\dot{m}_{TEG}} = - \frac{\dot{m}_a dW}{\dot{m}_{TEG}}$$

daí resulta,

$$x_j \left(\frac{1}{x_i} - \frac{1}{x_j} \right) = - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} dW \quad (2.19)$$

finalmente,

$$x_j = x_i \left(1 - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} dW \right) \quad ok \quad (2.20)$$

A equação 2.5, aplicada ao ponto i, pode ser utilizada na determinação de dt_m .

$$\dot{m}_a dh - \dot{m}_a dW h_{mi} - \dot{m}_{mj} dh_m = 0 \quad (2.5)$$

ou

$$dh_m = \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dW h_{mi}) \quad (2.21)$$

Somando e subtraindo-se o termo $dW h_{fi}$, na equação acima tem-se:

$$dh_m = \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dW h_{fi}) + \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} dW (h_{fi} - h_{mi}) \quad (2.22)$$

Substituindo-se a expressão 2.19 na expressão 2.22

$$dh_m = \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dW h_{fi}) - \frac{x_j (x_j - x_i)}{x_i x_j} (h_{fi} - h_{mi}) \quad (2.23) \quad \text{OK}$$

A solução aquosa de tri-etileno glicol não foi considerada, neste trabalho, como sendo uma solução ideal. Assim sendo, a entalpia da mistura, calculada na temperatura dos componentes, pode ser escrita da seguinte forma:

$$h_m = x h_{\text{TEG}} + (1-x) h_f + \Delta h^* (x, t_m) \quad (2.24)$$

O termo $\Delta h^*(x, t_m)$ é denominado entalpia de mistura e é função da concentração e da temperatura da solução. Esta entalpia foi definida em termos da massa de mistura. No entanto, na bibliografia pesquisada, são encontrados dados relativos à entalpia de mistura para tri-etileno glicol e água, em termos de massa de água absorvida ou perdida pela solução. A expressão abaixo pode ser usada para relacionar as duas formas de caracterizar a entalpia de mistura:

$$\Delta h^* (x, t_m) = (1-x) h^* (x, t_m) \quad (2.25)$$

onde $h^* (x, t_m)$, ou simplesmente h^* , é a entalpia de mistura por unidade de massa de água absorvida ou perdida.

Devido aos dados disponíveis não fornecerem a variação da entalpia de mistura como função da concentração e temperatura da solução aquosa, a entalpia de mistura foi tomada como um valor constante ao longo do desumidificador. Assim:

$$h^* (x_i, t_{mi}) = h^* \quad (2.26)$$

Substituindo esta expressão na expressão 2.24 tem-se:

$$h_m = x h_{TEG} + (1-x) h_f + (1-x) h^* \quad (2.27)$$

no ponto i:

$$h_{mi} = x_i h_{TEGi} + (1-x_i) h_{fi} + (1-x_i) h^* \quad (2.28)$$

subtraindo-se h_{fi} ,

$$h_{mi} - h_{fi} = x_i h_{TEGi} - x_i h_{fi} + (1-x_i) h^* \quad (2.29)$$

substituindo-se a expressão acima na equação 2.23 tem-se:

$$dh_m + (x_j - x_i) (h_{fi} - h_{TEGi}) = \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{fi}) + \frac{x_j - x_i}{x_i} (1-x_i) h^* \quad (2.30)$$

Da definição de dh_m pode-se escrever:

$$\begin{aligned} -dh_m = h_{mi} - h_{mj} &= x_i h_{TEGi} + (1-x_i) h_{fi} + (1-x_i) h^* - x_j h_{TEGj} - (1-x_j) h_{fj} - \\ &\quad - (1-x_j) h^* \end{aligned} \quad (2.31)$$

Rearrmando-se vem:

$$\begin{aligned} - \left| dh_m + (x_j - x_i) (h_{fi} - h_{TEGi}) \right| &= x_j (h_{TEGi} - h_{TEGj}) + (1-x_j) (h_{fi} - h_{fj}) + \\ &\quad (1-x_i) h^* - (1-x_j) h^* \end{aligned} \quad (2.32)$$

Levando-se na expressão 2.30,

$$\begin{aligned}
 x_j (h_{\text{TEGi}} - h_{\text{TEGj}}) + (1-x_i) (h_{\text{fi}} - h_{\text{fj}}) + (1-x_i) h^* - (1-x_j) h^* = \\
 = - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{\text{fi}}) - \frac{x_j - x_i}{x_i} (1-x_i) h^* \quad (2.33)
 \end{aligned}$$

Na equação 2.33 a diferença de entalpias do tri-etileno glicol puro pode ser substituída por:

$$h_{\text{TEGi}} - h_{\text{TEGj}} = - \int_{t_{mi}}^{t_{mj}} C_{p_{\text{TEG}}} dt_m \quad (2.34)$$

Uma expressão para o calor específico do tri-etileno glicol puro pode ser obtida através de um ajuste na curva de 100% de concentração da figura A1-1 do Apêndice 1 deste trabalho.

Da figura A1-1 tem-se:

$$C_{p_{\text{TEG}}} = 0,450 + 0,0007 t_m \quad (2.35)$$

De maneira análoga ao que foi feito para o tri-etileno glicol, a diferença de entalpias da água pode ser substituída por:

$$h_{\text{fi}} - h_{\text{fj}} = c_{pw} (t_{mi} - t_{mj}) \quad (2.36)$$

Levando-se as expressões 2.36 e 2.34 na equação 2.33 tem-se:

$$\begin{aligned}
 -x_j \left[\int_{t_{mi}}^{t_{mj}} (0,450 + 0,0007 t_m) dt_m \right] + (1-x_j) C_{pw} (t_{mi} - t_{mj}) = \\
 = - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{\text{fi}}) - \frac{x_j - x_i}{x_i} (1-x_i) h^* - (x_j - x_i) h^* \quad (2.37)
 \end{aligned}$$

Integrando-se:

$$\left| C_{p_w} - x_j \left(C_{p_w} - 0,450 - 0,0007 \frac{t_{mj} + t_{mi}}{2} \right) \right| (t_{mi} - t_{mj}) =$$

$$= - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{fi}) - \frac{x_j - x_i}{x_i} (1 - x_i) h^* - (x_j - x_i) h^* \quad (2.38)$$

As temperaturas t_{mi} e t_{mj} podem ser consideradas aproximadamente iguais, logo, usando-se $C_{p_w} = 1 \frac{BTU}{lbm^o F}$, tem-se:

$$|1 - x_j (0,550 - 0,0007 t_{mi})| (t_{mi} - t_{mj}) =$$

$$= - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{fi}) - \frac{x_j - x_i}{x_i} (1 - x_i) h^* - (x_j - x_i) h^* \quad (2.39)$$

O termo do primeiro membro da equação que aparece multiplicando a diferença de temperatura da mistura, é definido como sendo um calor específico médio.

$$C_{p_m}(x_j, t_m) = 1 - x_j (0,550 - 0,0007 t_{mi}) \quad (2.40)$$

A diferença de temperatura da mistura pode, então, ser escrita na seguinte forma:

$$-dt_m = \frac{-\dot{m}_a}{C_{p_m} \dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{fi}) - \frac{x_j - x_i}{x_i C_{p_m}} (1 - x_i) h^* - \frac{(x_j - x_i)}{C_{p_m}} h^* \quad (2.41)$$

Substituindo-se a expressão 2.19 na equação acima vem:

$$dt_m = \frac{\dot{m}_a}{C_{p_m} \dot{m}_{mj}} (dh - dWh_{fi} - dW (1 - x_i) h^* - dW x_i h^*) \quad (2.42)$$

finalmente tem-se:

$$\frac{dt_m}{dW} = \frac{\dot{m}_a}{C_{p_m} \dot{m}_{mj}} \left(\frac{dh}{dW} - h_{fi} - h^* \right) \quad (2.43)$$

A integração das equações 2.16 e 2.43 torna possível a determinação das condições do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol ao longo do desumificador. Para tal, é necessário que sejam conhecidas as condições dos fluidos de trabalho em uma seção do equipamento. É necessário também o conhecimento das vazões de ar seco e da solução aquosa de tri-etileno glicol.

No presente trabalho a seção escolhida como ponto de partida para a integração, foi a seção inferior do equipamento, ou seja, a seção correspondente à entrada do ar úmido e à saída da solução aquosa de tri-etileno glicol.

A vazão de ar seco pode ser calculada a partir da vazão de ar úmido, da seguinte forma:

$$G = \dot{m}_a + \dot{m}_a W_1 \quad (2.44)$$

onde G é a vazão de ar úmido medida na entrada do desumificador e W_1 é a umidade absoluta do ar neste mesmo ponto.

Assim:

$$\dot{m}_a = \frac{G}{1+W_1} \quad (2.45)$$

A variação da concentração da mistura água e tri-etileno glicol pode ser avaliada através da expressão 2.20.

Finalmente, é necessário que se conheça o número de Lewis que aparece na equação 2.16. No problema em estudo foi feita a hipótese de que a resistência à troca de massa na fase líquida é desprezível. Deste modo é possível adotar-se o número de Lewis correspondente à difusão de água no ar. Assim, para ar em

convecção forçada, segundo Kusuda [9]

$$Le = \left| \frac{\alpha}{D} \right|^{2/3} \quad (2.46)$$

No caso de água difundindo no ar pode-se adotar $Le=0.90$

2.1.1. Determinação do Volume do Desumificador

A expressão 2.9 pode ser utilizada na determinação do volume efetivo do desumificador. De fato, integrando-se esta expressão desde a unidade absoluta de entrada do ar até a unidade absoluta de saída tem-se:

$$\frac{h_D A_V}{\dot{m}_a} = - \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (2.47)$$

Na integração da expressão acima o coeficiente de troca de massa $h_D A_V$ foi suposto constante ao longo do desumificador.

A integral que aparece no segundo membro da equação 2.47 é conhecida como integral de Merkel. Esta integral pode ser facilmente calculada uma vez determinadas todas as condições do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol através da integração das equações diferenciais 2.16 e 2.43.

Para a determinação do volume do equipamento existe a necessidade de que o coeficiente de troca de massa do desumidificador seja conhecido. Normalmente, neste tipo de equipamento, este parâmetro é dado na forma do produto do coeficiente de troca de massa, h_D , pela área média de troca por unidade de volume A_V . Isto se dá devido às dificuldades experimentais em que se obter h_D e A_V separadamente.

Um dos objetivos principais do presente trabalho, é a obtenção de uma expressão que possibilite a determinação do produto $h_D A_v$ para o equipamento em estudo.

2.1.2. Resolução do Sistema de Equações Diferenciais

A solução do problema descrito nos parágrafos anteriores consiste na resolução numérica de um sistema de duas equações diferenciais de 1ª. ordem com condições iniciais especificadas. Este sistema é formado pelas equações 2.16 e 2.43, e na sua resolução numérica foi utilizado o método numérico de Predição e Correção com modificação de Hamming. (Apêndice 8).

Antes de iniciar-se a resolução numérica do sistema de equações diferenciais, é necessário que sejam conhecidos o intervalo de integração da variável independente W , as condições do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol na seção inferior do desumificador, bem como, as vazões das duas fases e o número de Lewis.

A exceção do número de Lewis tomado como 0.90, todos os outros parâmetros necessários, foram obtidos através de medições feitas na seção de testes, conforme descrição no Capítulo 3.

A partir das condições das duas fases na seção inferior do equipamento, a solução do sistema de equações diferenciais fornece a entalpia do ar, h , e a temperatura da mistura t_m , na seção seguinte. Através da expressão 2.20 e da variação dW da variável independente W , é possível determinar-se a variação na con-

centração da mistura tri-etileno glicol-água. Deste modo tornam-se conhecidas, em uma mesma seção do equipamento, a entalpia e a umidade absoluta, o que é suficiente para a caracterização do estado termodinâmico do ar. A temperatura do ar pode então ser determinada pela equação 2.11.

Da mesma forma, o conhecimento da temperatura e da concentração numa mesma seção, caracterizam o estado da solução aquosa de tri-etileno glicol.

Este procedimento de cálculo é repetido ao longo do desumificador, até que a variável independente W atinja o valor da umidade absoluta de saída do ar, previamente medida.

As condições das duas fases na seção superior do desumificador, previstas pela integração das equações diferenciais 2.16 e 2.43, podem ser comparadas às condições medidas na mesma seção do equipamento. Desta forma torna-se possível a avaliação do modelo teórico desenvolvido.

A integral de Merkel que aparece na equação 2.47 pode ser determinada já que todas as condições das fases líquida e gasosa ao longo do desumificador são conhecidas após a integração das equações 2.16 e 2.43.

O coeficiente de troca de massa do equipamento $h_D A_V$ pode, então, ser determinado através da equação 2.47, do valor da integral de Merkel e do volume conhecido do desumificador construído.

Toda esta rotina de cálculo foi sistematizada atra-

vés da elaboração de um programa de computador, em linguagem FORTRAN. O Apêndice 8 apresenta uma descrição do programa desenvolvido.

CAPÍTULO 3

APARELHAGEM E MÉTODOS EXPERIMENTAIS

Uma vez equacionado o problema teórico, partiu-se para a construção de um sistema experimental que possibilitasse a de terminação dos parâmetros desejados e que permitisse a comprova ção da teoria desenvolvida.

Foi construído um sistema experimental de tal forma a permitir que o mesmo equipamento fosse utilizado na comprovação de dois modelos teóricos distintos, quais sejam, secagem adiabática e não adiabática do ar.

O sistema experimental construído consiste, basicamente, em uma seção de testes, sistemas de alimentação e sistema de me didas.

A seção de testes procura reproduzir as condições geométricas e físicas que definem o problema em estudo. É nesta parte do sistema experimental que os processos de troca de calor e mas sa se desenvolvem.

Os fluidos de trabalho utilizados nas experiências foram fornecidos continuamente à seção de testes através do sistema de alimentação, sendo as propriedades de interesse monitoradas atra vés do sistema de medidas.

A figura 3.1 mostra, esquematicamente, o sistema experimen tal construído onde podem ser observados a seção de testes, o sistema de alimentação e os diversos instrumentos que compõem o sistema de medidas. Uma descrição detalhada da construção do sistema experimental é apresentada nos parágrafos que se seguem.

MEDIDAS:

- (T) TEMPERATURA
- (C) CONCENTRAÇÃO
- (U) UMIDADE

3.1. Sistema Experimental

3.1 - Seção de Testes

A seção de testes foi construída de modo a reproduzir um trocador de massa e calor onde os dois fluidos de trabalho escoam em contracorrente, transversalmente a um feixe de tubos dispostos em quicôncio, conforme o modelo proposto no Capítulo 2.

Para a definição dos parâmetros geométricos da seção de testes, partiu-se de uma condição típica de funcionamento do ciclo de refrigeração descrito no Capítulo 1. Supos-se, para efeito de cálculo, que os processos de secagem e resfriamento sensível do ar se dessem em equipamentos distintos. Deste modo, foi possível determinar-se a quantidade de calor envolvida no processo de resfriamento sensível do ar (processo 4-5 na figura 1.1 do Capítulo 1). A partir desta quantidade de calor calculada, foram determinados todos os parâmetros geométricos desejados. Para isso foi utilizada a subrotina HEATEX do programa ARCOS 01 da referência (6) que fornece o volume do trocador, bem como a área de troca necessária para as diversas disposições do feixe de tubos. Dentre os diversos casos gerados, optou-se por aquele que, além de atender às condições de troca de calor, apresentasse uma geometria mais favorável à troca de massa. Por geometria mais favorável, entende-se aquele trocador que permita um maior tempo de contato entre as fases líquida e gasosa, ou seja, um trocador que tenha sua maior dimensão na direção vertical. Deste modo garante-se uma maior variação nas propriedades a serem medidas nas duas fases em estudo, diminuindo os erros relativos em cada experiência realizada. As dimensões adotadas para a seção de testes são mostradas na figura 3.2.

Fig. 3.2 Dimensões da Seção de Testes

O trocador de calor foi construído com tubos e curvas de cobre de 1/2" disponível no mercado. O feixe de tubos foi montado em gabaritos que mantinham as dimensões de projeto durante a construção. As curvas de cobre foram, então, soldadas, utilizando-se para isso solda de estanho e chumbo 60/40, fluxo da marca GE e um maçarico a gás. Após as soldagens, o feixe de tubos completo foi testado com água a 60psi durante 24 horas não apresentando qualquer vazamento.

A estrutura básica do trocador de calor e massa foi construída com cantoneiras de ferro de 1 polegada de aba, soldadas conforme a figura 3.3.

Fig. 3.3 Estrutura da Seção de Testes

A estrutura foi fechada com chapas de alumínio e acrílico aparafusadas e vedadas com cordões de massa para calefetar da marca 3M. O trocador foi revestido com placas de isopor de 25mm de espessura de modo a reduzir a níveis desprezíveis as trocas

de calor com o ambiente.

3.2 - Sistema de Alimentação

O sistema de alimentação pode ser dividido em sistemas de alimentação de água, solução aquosa de tri-etileno glicol e de ar.

3.2.1 - Sistema de Alimentação de Água

Este sistema foi construído para ser utilizado na realização de experiências de secagem não adiabática do ar, onde água é o fluido refrigerante.

O sistema foi projetado para utilizar água de refrigeração proveniente da rede de abastecimento do laboratório não sendo, portanto, necessário nenhum sistema de bombeamento.

A água de refrigeração entra nos tubos do trocador de calor pela entrada situada na parte inferior do equipamento, saindo pela parte superior, não sendo mais reaproveitada.

A vazão de água poderia ser controlada por um rotâmetro de eixo cônico colocado na linha de entrada.

As temperaturas da água poderiam ser controladas por dois termopares cobre-constantan dispostos um na linha de saída e outro na linha de entrada da água.

3.2.2 - Sistema de Alimentação de Solução Aquosa de Tri-etileno

Por exigência do modelo teórico proposto no Capítulo 2, a solução aquosa de tri-etileno glicol foi distribuída uniformemente na seção de testes na forma de pequenas gotas. Para tal, foi utilizado um sistema distribuidor de líquido localizado na parte superior da seção de testes.

O distribuidor de líquido era composto por dois grupos de quatro tubos de PVC de 1/2" com furos de 2 mm de diâmetro espaçados de 10 mm ao longo do comprimento dos tubos. Cada grupo de tubos foi ligado a um tubo distribuidor de PVC de 2" de diâmetro sendo estes, por sua vez, conectados à linha de alimentação de solução de tri-etileno glicol.

A alimentação por dois tubos distribuidores foi concebida de modo a garantir uma maior uniformidade na distribuição da solução em toda seção de testes. As figuras 3.4a e 3.4b mostram os detalhes do distribuidor de líquido construído e sua localização na parte superior da seção de testes.

Fig. 3.4a

Fig. 3.4b

O suprimento de solução aquosa de tri-etileno glicol ao distribuidor de líquido foi feito por uma bomba centrífuga de 1/8 HP da marca Dancor, que trabalhava afogada.

A solução de tri-etileno glicol concentrada proveniente de um reservatório plástico com 50 litros de capacidade, era recalcada pela bomba até o distribuidor de líquido sendo recolhida na parte inferior da seção de testes para um reservatório de igual capacidade. Na tubulação de solução de tri-etileno glicol que liga a saída da seção de testes ao reservatório de saída, foi colocado um pequeno registro plástico, através do qual a solução de tri-etileno glicol podia ser sangrada na quantidade necessária para uma posterior determinação de sua concentração.

Na saída e na entrada da bomba foram instalados quatro registros de gaveta que, além de controlarem a vazão de solução desejada em cada experiência, permitiam que o reenchimento do reservatório de solução aquosa de tri-etileno glicol concentrada fosse feito através da própria bomba (Fig.3.5).

Fig. 3.5 Bombeamento da Solução de Tri-etileno Glicol

Na tubulação de entrada da solução aquosa de tri-etile no glicol foi interposto um rotâmetro de eixo cônico através do qual era feita a medida de vazão. Em algumas experiências houve a necessidade de se utilizar a solução aquosa de tri-etileno glicol resfriada. Com esta finalidade foi construída uma serpentina de tubos de cobre de 1/2" que foi colocada dentro de uma caixa de isopor tampada. Como refrigerante utilizou-se gelo picado ou gelo seco, de acordo com as temperaturas a serem atingidas. O conjunto de refrigeração foi colocado entre o rotâmetro de eixo cônico e a entrada da seção de testes de modo que as baixas temperaturas atingidas não afetassem a calibração do rotâmetro.

As temperaturas da solução de tri-etileno glicol foram medidas por dois termopares de cobre-constantan colocados nas linhas de entrada e saída da solução.

3.2.3 - Sistema de Alimentação de Ar:

A alimentação de ar nas experiências foi feita por um ventilador centrífugo da marca Buffalo de LHP de potência, apresentando 160 mm de coluna d'água de pressão estática e 500CFM de vazão máxima.

Este ventilador não seria o mais adequado para as experiências, uma vez que, não permitia que a tubulação de ar fosse conectada à sua boca de sucção. As experiências foram realizadas então, com o ar sendo soprado para dentro da seção de testes. Este fato causou problemas no que diz respeito ao tempo necessário para que a temperatura do ar de entrada da seção de testes estabilizasse.

O funcionamento do sistema de alimentação de ar pode ser melhor compreendido com o auxílio da figura 3.6. Os números mencionados no texto se referem à figura 3.6.

Fig. 3.6 Sistema de Alimentação de Ar

O ar proveniente do ventilador 1, era levado através de mangueiras plásticas flexíveis espiraladas de 5" de diâmetro até a seção de testes. Para o controle da vazão foi utilizada a borboleta 2, colocada à saída do ventilador.

Duas derivações de 1 1/2" (3 e 7) foram instaladas na linha principal de modo a permitir o sangramento contínuo de ar para fins de medição de umidade. Isto se fez necessário, uma vez que o processo utilizado para medição de umidade do ar (termopares de bulbo seco e úmido) implica na adição de quantidades desconhecidas de água na corrente de ar, o que acarretaria grandes erros à experiência.

Como pode ser visto no Apêndice 6, existem velocidades mínimas para medida da umidade do ar através do processo de temperatura de bulbo úmido e bulbo seco. Para que estas condições fossem

sem satisfeitas foi necessária a instalação da borboleta 8, na saída da linha principal, logo após a derivação 7. Deste modo foi possível manter-se a velocidade do ar na linha de derivação de saída acima dos limites mínimos mesmo para os mais baixos níveis de vazão utilizados. Assim o controle de vazão de ar foi feito com apenas uma borboleta ou, caso necessário, com uma combinação de duas borboletas.

Foram utilizados também dois registros de gaveta (9 e 11) nas derivações da linha principal, com o objetivo de se limitar as altas velocidades do ar dentro dos tubos de medição de umidade (10 e 12). Isto se deve ao fato de que esta condição de velocidade do ar elevada, provoca uma evaporação por demais acelerada da água contida nos pavios do termopar de bulbo úmido, dificultando a leitura desta temperatura (ver Apêndice 6). Os registros de gaveta instalados permitiam, também, o controle mais preciso das vazões dentro de cada tubo de medição de umidade de modo a garantir que as medidas de umidade de ar de entrada e de saída estariam sendo feitas com velocidades bastante próximas.

A velocidade do ar dentro dos tubos de medição de umidade foi controlada através da utilização de um tubo de Pitot colocado à saída das derivações 13.

Entre a saída da seção de testes e a derivação de saída, foi instalado um equipamento de separação de partículas por centrifugação do ar. Foi verificado que, acima de certos limites de vazão das duas fases, gotículas de solução de trietileno glicol eram carregadas pelo ar. Este efeito era indesejável pois acarretaria em uma sensível perda de líquido com o decorrer das experiências.

Além desta, uma razão mais importante, do ponto de vista experimental, determinou a utilização do separador de partículas. Foi constatado em experiências anteriores que a solução de tri-etile no glicol levada pela corrente de ar embebia o pavio que envolve o termopar de bulbo úmido levando-o a registrar uma temperatura diferente da temperatura de bulbo úmido do ar em estudo.

O separador de partículas construído foi um ciclone, o qual apresentou um desempenho satisfatório. Os detalhes construtivos deste equipamento são apresentados no Apêndice 7.

A medida de vazão do ar foi feita através de um Venturi (4) colocado após a primeira derivação, na linha principal. Os detalhes construtivos do Venturi, bem como sua calibração são apresentados no Apêndice 4.

Além dos quatro termopares para medida da umidade do ar, outros dois termopares cobre constantan foram instalados com o objetivo de monitorar as temperaturas de bulbo seco do ar junto à entrada e à saída da seção de testes.

Em dias de baixa umidade absoluta do ar, os erros relativos das experiências poderiam aumentar consideravelmente. Para contornar este problema foi instalado na boca de sucção do ventilador um borrifador de água, que mantinha a umidade do ar de entrada na seção de testes dentro dos níveis considerados satisfatórios.

3.3. Sistema de Medidas

O sistema de medidas é composto por diversos instrumentos que, basicamente, se dividem em instrumentos de medida de va

zão, temperatura e umidade.

Nas medidas de vazão de solução aquosa de tri-etileno glicol foram utilizados rotâmetros de eixo cônico projetados e construídos nas oficinas do laboratório.

Nas medidas de vazão de ar utilizou-se um Venturi do tipo Herschel, de fibra de vidro também construído nas oficinas do laboratório. O Venturi, construído a partir de normas da ASME, se utilizou de um manômetro de tubo em "U" com água.

As medidas de umidade de ar foram feitas através da utilização de três instrumentos: um psicrômetro de ventilação forçada com termômetros líquido em vidro de mercúrio, um higrômetro e termopares de bulbo úmido e seco.

A concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol foi determinada por um refratômetro da marca Zeiss tipo Paul Frish, e por outro da marca Bausch e Lomb.

Todas as temperaturas de interesse foram obtidas através da utilização de termopares cobre-constantan calibrados e de dois banhos de gelo como referências. As voltagens provenientes dos termopares foram registradas em um sistema de aquisição de dados que imprimia as leituras feitas. O aparelho utilizado foi um DATALOGGER da FLUKE modelo 2240B.

No controle da pressão atmosférica utilizou-se um barômetro de coluna de mercúrio FISCHER.

A localização dos diversos instrumentos no sistema experimental foi mostrada nos itens anteriores deste Capítulo. Os Apêndices 2, 3, 4, 5 e 6 descrevem com detalhes cada instrumento

utilizado, bem como os procedimentos de calibração e utilização.

3.4. Procedimento Experimental

Antes de ser iniciada uma experiência, duas amostras eram retiradas da solução aquosa de tri-etileno glicol a ser bombeado para a seção de testes. As amostras eram acondicionadas em tubos de ensaio fechados para evitar o contato com uma atmosfera úmida.

Após a pressão atmosférica ter sido lida no barômetro, o ventilador era ligado e a vazão de ar desejada controlada na borboleta 2. As velocidades dentro dos tubos de medida de umidade eram controladas através de um tubo de Pitot colocado à saída dos tubos. A velocidade adequada do ar era obtida por meio do controle das 4 válvulas da linha de ar (válvulas 2, 9, 8 e 11).

A temperatura do ar na entrada da seção de testes (termopar 6 na figura 3.1) era acompanhada, através do monitor do voltímetro, até que fosse verificada uma boa estabilidade. Neste ponto a bomba era acionada e a vazão da solução de tri - etileno glicol selecionada no rotâmetro através do controle do registro 3, na saída da bomba (figura 3.5).

As temperaturas de saída do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol (termopares 5 e 4) eram acompanhadas até que fosse atingida uma boa estabilidade. Neste ponto os pavios que recobriam tanto os termopares localizados nos tubos de medida de umidade quanto o bulbo do termômetro do psicrômetro eram umedecidos com água destilada. A impressora do DATALOGGER era acionada

e as temperaturas de bulbo úmido acompanhadas visualmente no vol-
tímetro, de modo a detectar-se os seus valores mínimos, o que sig-
nificava que havia sido atingida a temperatura de bulbo úmido. Es-
tes valores mínimos de temperatura permaneciam por um tempo sufi-
ciente para que fosse recolhida uma amostra da solução aquosa de
tri-etileno glicol no registro de saída da seção de testes (re-
gistro 5 na figura 3.1).

As leituras do higrômetro e do psicrômetro eram anota-
das. Os pavios dos termopares e do psicrômetro eram novamente
umedecidos e novo valor mínimo das temperaturas de bulbo úmido
era verificado. Tomava-se, então, nova amostra de solução no re-
gistor de saída número 5. Novas leituras do higrômetro e do psi-
crômetro eram realizadas.

As duas amostras de solução de tri-etileno glicol reco-
lhidas na saída da secção de testes eram acondicionadas de forma
semelhante ao que foi feito com as amostras tomadas no início da
experiência.

No Capítulo 4 são apresentados os procedimentos adota-
dos na redução dos dados, obtidos a partir do método experimen-
tal descrito neste Capítulo.

Fig. 3-4 - Vista Geral da Experiência Montada

CAPÍTULO 4

REDUÇÃO DOS DADOS EXPERIMENTAIS

Os parâmetros necessários à resolução do sistema de equações diferenciais apresentado na seção 2.1 do Capítulo 2, foram obtidos através da redução conveniente dos dados experimentais. Neste Capítulo são apresentados os procedimentos de redução utilizados.

Para maior facilidade na identificação dos parâmetros de interesse, as principais equações desenvolvidas no Capítulo 2 foram repetidas abaixo:

$$\frac{dh}{dW} = Le \frac{h-h_{eq}}{W-W_{eq}} - 1061 + h_{gm} \quad (2.16)$$

$$\frac{d_{tm}}{dW} = \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_j C_{pm}} \left| \frac{dh}{dW} - h_{f,i} - h^* \right| \quad (2.43)$$

$$x_j = x_i \left(1 - \frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_{mj}} dW \right) \quad (2.20)$$

Segundo descrição do Capítulo 3, as medidas de temperatura das experiências foram feitas a partir do uso de termopares cobre-constantan previamente calibrados. O procedimento de calibração descrito no Apêndice 2 levou à obtenção da curva de volta gem versus temperatura abaixo:

$$T = 26,186E - 1,169E^2 + 0,180E^3$$

onde a temperatura é dada em graus centígrados e a voltagem em milivolts.

A umidade absoluta do ar, W , na entrada e saída do desumidificador, foi determinada a partir das temperaturas de bulbo úmido e bulbo seco tomadas nas derivações da linha principal de ar, de acordo com descrição no Capítulo 3.

Adotando-se a hipótese de gás perfeito para a mistura ar-vapor d'água, pode-se utilizar a expressão abaixo retirada da referência [8].

$$W = 0,622 \frac{P_W}{P_{atm} - P_W} \quad (4.1)$$

onde P_W é a pressão parcial do vapor d'água no ar dada pela expressão abaixo retirada da referência [10].

$$P_W = P_g^* - \frac{(P_{atm} - P_g^*) (T_{bs} - T_{bu})}{2830 - 1.44 T_{bu}} \quad (4.2)$$

onde:

P_g^* : pressão de saturação da água na temperatura de bulbo úmido (Psi).

P_{atm} : pressão atmosférica (Psi)

T_{bs} : temperatura de bulbo seco (°F)

T_{bu} : temperatura de bulbo úmido (°F)

Apesar de sô ser necessário à resolução do sistema de equações diferenciais o conhecimento da concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol na seção inferior do desumidificador, o valor da concentração da solução foi também avaliado na seção superior do equipamento. A importância da medida desta concentração ficará clara no Capítulo 5, onde são feitos balanços de massa de água transferida da fase gasosa para a fase líquida.

As concentrações da solução aquosa de tri-etileno glicol foram avaliadas a partir do uso de dois refratômetros (Capítulo 3 e Apêndice 5).

O refratômetro da marca Zeiss fornece uma leitura do ângulo de refração da luz de sódio na amostra da solução em análise. Este ângulo foi convertido em índice de refração da luz na amostra com o uso de uma tabela elaborada pelo fabricante do instrumento. O índice de refração determinado foi, finalmente, convertido em concentração em massa da solução aquosa de tri-etileno glicol, através do uso de uma curva de calibração levantada conforme descrito no Apêndice 5. Para o refratômetro Zeiss e luz de sódio a curva de calibração tem a seguinte forma:

$$x = 921,81 (n_s) - 1239,49 \quad (4.3)$$

onde x é a concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol dada, em termos percentuais, pela relação:

$$x = \frac{m_{\text{TEG}}}{m_{\text{mistura}}}$$

n_s é o índice de refração retirado das tabelas do fabricante do

instrumento, para ângulos de refração da luz de sódio em uma amostra de solução a 20°C.

O outro refratômetro utilizado, era da marca Bausch e Lomb e usava luz branca na determinação do índice de refração. Neste aparelho o índice de refração da luz na amostra foi obtido diretamente sem necessidade de tabelas de conversão. Através de uma curva de calibração levantada da mesma forma como foi feito para o refratômetro Zeiss, os índices de refração lidos foram convertidos em concentração em massa da solução. A curva utilizada para este refratômetro é mostrada abaixo:

$$x = 947,92 (n_b) - 1280,26 \quad (4.4)$$

onde n_b é o índice de refração da solução para luz branca medido a 20°C.

A umidade absoluta de equilíbrio na seção inferior do equipamento foi determinada pela mesma expressão utilizada na determinação da umidade absoluta do ar. Neste caso, no entanto, P_W foi substituído pela pressão de vapor na interface líquido-ar, P_v . A pressão na interface P_v foi obtida com a utilização das curvas de equilíbrio para tri-etileno glicol e água [11], que exigem o conhecimento da concentração e da temperatura da solução. Assim, na seção inferior do equipamento:

$$W_{eq} = 0,622 \frac{P_v}{P_{atm} - P_v}$$

onde P_v é determinado a partir da concentração e da temperatura,

ambas medidas na saída da solução, ou seja, na seção inferior do desumidificador.

Na determinação da entalpia do ar úmido na entrada do desumidificador, foi utilizada a seguinte expressão [8].

$$h_1 = C_{p_{au}} T_{bse} + 1061 W_1 \quad (4.5)$$

onde:

h_1 : entalpia do ar úmido na entrada do desumidificador ($\frac{\text{BTU}}{\text{lbm ar seco}}$)

T_{bse} : temperatura de bulbo seco medida na entrada do desumidificador ($^{\circ}\text{F}$)

W_1 : umidade absoluta avaliada anteriormente

$C_{p_{au}}$: calor específico do ar úmido avaliado a uma u_{mi} umidade absoluta média entre a entrada e a saída do desumidificador ($\frac{\text{BTU}}{^{\circ}\text{F lbm ar seco}}$). $C_{p_{au}}$ é dado por:

$$C_{p_{au}} = 0,240 + 0,450 \left(\frac{W_1 + W_2}{2} \right) \quad (4.6)$$

A entalpia de equilíbrio na seção inferior do desumidificador foi avaliada através da temperatura da solução aquosa de tri-etileno glicol medida na saída do equipamento e através da umidade de equilíbrio já mencionada.

$$h_{eq} = C_{p_{au}} t_{m1} + 1061 W_{eq} \quad (4.7)$$

O calor específico Cp_{au} é o mesmo utilizado na determinação de h_1 .

A entalpia do vapor d'água h_{gm} , foi obtida das tabelas de vapor d'água, como entalpia do vapor saturado seco, na temperatura de bulbo seco do ar, medida na entrada do desumidificador. Da mesma forma h_f , entalpia da água, foi determinado nas tabelas de vapor d'água na temperatura da solução tri-etileno glicol-água, medida na saída da mistura, ou seja, seção inferior do equipamento.

O calor específico da mistura na seção inferior do equipamento foi avaliado com a utilização da expressão abaixo:

$$Cp_m = 1 - x_1 (0,550 - 0,0007 t_{m1}) \quad (4.8)$$

onde

$$Cp_m \text{ é calor específico da mistura } \left(\frac{\text{BTU}}{\text{lbm de solução}} \right)$$

x_1 e t_{m1} são, respectivamente, a concentração e a temperatura da solução aquosa de tri-etileno glicol, medidas na seção inferior do equipamento.

A entalpia de mistura h^* foi tomada como um valor constante ao longo do desumidificador. O valor adotado, extraído da referência [12] foi de $91 \frac{\text{BTU}}{\text{lbm água}}$.

A vazão de ar seco, $\dot{m}_a$, foi determinada a partir da vazão de ar úmido, G , medida pelo Venturi descrito no Apêndice 4. A leitura do manômetro diferencial do Venturi foi transformada em vazão de ar úmido pela expressão abaixo.

$$G = 46,452 C \sqrt{H} \quad (4.9)$$

onde

G: vazão de ar úmido ($\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$)

H: pressão diferencial no manômetro (mm de coluna d'água)

C: coeficiente de descarga obtido pelo processo iterativo descrito no Apêndice 4. Para isso foi necessário a utilização do número de Reynolds baseado no diâmetro maior do Venturi juntamente com a figura A4.5 do Apêndice 4. Na determinação do número de Reynolds foi utilizada a expressão abaixo:

$$\text{Re}_D = 80,93 G \quad (4.10)$$

A vazão de ar seco foi obtida pela expressão 2.46 do Capítulo 2:

$$\dot{m}_a = \frac{G}{1+W_1}$$

onde W_1 é a umidade absoluta do ar na entrada do desumidificador.

A vazão da solução aquosa de tri-etileno glicol foi determinada através do rotâmetro de eixo cônico descrito no Apêndice 3. Como pode ser visto no Capítulo 3 o rotâmetro foi localizado de tal forma a medir a vazão de entrada da solução aquosa de tri-etileno glicol. Ao longo do processo de secagem, no entanto, a solução aquosa absorve água, sendo sua vazão de saída superior à de entrada. Na solução da equação 2.43 é necessária a vazão de saída da solução, ou seja, a vazão na seção inferior do desumidificador.

A vazão de entrada da solução foi determinada a partir

da curva de calibração levantada para o rotâmetro. Esta curva, conforme o Apêndice 3, foi dividida em duas faixas:

a) alturas do rotâmetro de 45 a 80mm

$$\dot{m}_{m_2} = 0,4181 H - 9,2310 \quad (4.11)$$

b) alturas de 80 a 150 mm

$$\dot{m}_{m_2} = 0,6073 H - 24,3882 \quad (4.12)$$

Nas expressões acima a altura é dada em milímetros e a vazão de solução em $\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$

A expressão abaixo fornece a vazão de mistura na seção inferior do desumidificador, a partir da vazão medida pelo rotâmetro na seção superior.

$$\dot{m}_{m_1} = \dot{m}_{m_2} \frac{x_2}{x_1}$$

onde $\dot{m}_{m_1}$ é a vazão da solução na seção de saída (seção inferior). x_2 e x_1 são, respectivamente, as concentrações da solução aquosa de tri-etileno glicol medidas na entrada e saída do desumidificador.

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Com o objetivo de comprovar o modelo teórico idealizado e determinar o coeficiente de difusão, $h_D A_V$, para a geometria em estudo, foram realizadas 17 experiências segundo método descrito no Capítulo 3.

No planejamento das experiências houve a preocupação de se abranger uma ampla faixa de relações de vazões ar-solução aquosa de tri-etileno glicol. As diversas relações de vazões foram obtidas variando-se as vazões de ambas as fases. Deste modo uma possível dependência do problema, em relação à vazão de cada uma das fases separadamente, poderia ser detectada.

Este Capítulo foi dividido em quatro seções. Inicialmente são mostrados balanços de massa e energia feitos em ambas as fases. Na segunda seção são apresentados os resultados relativos a um dos objetivos básicos deste trabalho, qual seja, a comprovação experimental do modelo teórico das hipóteses propostas no Capítulo 2. Os procedimentos utilizados na determinação do coeficiente de troca de massa $h_D A_V$, são apresentados na terceira seção. Finalmente na quarta seção é feita uma análise do aproveitamento dos resultados deste trabalho no projeto de um desumidificador de ar de geometria semelhante ao equipamento estudado.

5.1. Balanços Globais de Energia e Massa

Nesta seção são apresentados balanços globais de ener

gia e massa realizados a partir de medidas feitas na entrada e saída da seção de testes.

Estes balanços são uma importante ferramenta na avaliação do desempenho de cada equipamento ou instrumento componente do sistema de medidas.

Primeiramente são apresentados balanços de massa realizados a partir da comparação da massa de água transferida, calculada nas fases líquidas e gasosa. Assim, no ar, a massa de água transferida pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$\dot{m}_{\text{War}} = \dot{m}_a (W_1 - W_2)$$

onde: $\dot{m}_{\text{War}}$: vazão mássica de água transferida, calculada pelo lado do ar.

$\dot{m}_a$: vazão mássica de ar seco

W_1 : umidade absoluta do ar na entrada do desumidificador

W_2 : umidade absoluta do ar na saída do desumidificador.

Por outro lado, a massa de água transferida na unidade de tempo pode ser calculada, na fase líquida, pela expressão:

$$\dot{m}_{\text{WTEG}} = \dot{m}_{m_2} \left(\frac{x_2}{x_1} - 1 \right)$$

onde:

$\dot{m}_{\text{WTEG}}$: vazão mássica de água transferida, calculada pelo lado do líquido.

$\dot{m}_{m_2}$: vazão mássica da solução aquosa de tri-etileno glicol medida no rotâmetro.

x_2 : concentração da solução na entrada do desumidificador.

x_1 : concentração da solução na saída do desumidificador.

Na tabela 5.1 são apresentados os balanços de massa calculados nas duas fases, para todas as experiências realizadas.

TABELA 5.1 - BALANÇOS DE MASSA

Exp	$\dot{m}_a$ lbm/hr	$\dot{m}_m$ lbm/hr	w_1	w_2	x_2 %	x_1 %	$\dot{m}_{War}$ lbm/hr	$\dot{m}_{WTEG}$ lbm/hr	Dif. %
1	478,65	232,58	0,0187	0,0086	98,39	96,39	4,83	4,83	0,12
2	478,94	286,79	0,0188	0,0075	98,72	96,82	5,41	5,63	3,87
3	478,53	392,24	0,0188	0,0068	98,72	97,22	5,74	6,05	5,11
4	476,95	486,68	0,0185	0,0088	96,21	95,28	4,63	4,75	2,61
5	483,82	628,34	0,0185	0,0089	95,28	94,64	4,64	4,25	9,31
6	480,43	259,96	0,0162	0,0083	96,40	95,09	3,81	3,58	6,35
7	482,12	337,15	0,0165	0,0076	96,21	94,98	4,29	4,37	1,74
8	479,00	439,45	0,0175	0,0072	95,36	94,31	4,93	4,89	0,82
9	478,20	549,65	0,0178	0,0076	95,45	94,60	4,88	4,94	1,19
10	589,93	286,79	0,0170	0,0101	94,53	93,23	4,07	4,00	1,79
11	588,36	392,24	0,0175	0,0093	94,72	93,43	4,82	5,42	10,92
12	588,88	486,68	0,0176	0,0091	94,47	93,51	5,01	5,00	0,18
13	588,13	549,65	0,0182	0,0092	94,19	93,33	5,29	5,06	4,51
14	378,02	286,79	0,0179	0,0098	93,42	92,40	3,06	3,17	3,28
15	378,13	392,24	0,0176	0,0096	93,23	92,50	3,03	3,10	2,28
16	377,91	486,68	0,0182	0,0086	93,15	92,44	3,63	3,74	2,95
17	377,76	628,34	0,0186	0,0081	93,30	92,70	3,97	4,07	2,47

Levando-se em consideração que o cálculo da massa de água transferida envolveu a utilização de todos os equipamentos componentes do sistema de medidas, bem como as diversas curvas de calibração levantadas, os resultados apresentados na tabela 5.1 podem ser considerados satisfatórios. De fato as discrepâncias apresentadas nesta tabela atestam a confiabilidade tanto do sistema quanto do procedimento experimentais.

A equação abaixo representa um balanço de energia realizado no desumidificador. Os índices 1 e 2 se referem ao esquema da figura 2.3 do Capítulo 2 e representam, respectivamente, as seções inferior e superior do equipamento.

$$\dot{m}_a h_1 + \dot{m}_{m_2} h_{m_2} = \dot{m}_a h_2 + \dot{m}_{m_1} h_{m_1}$$

A entalpia da mistura, h_m , pode ser calculada pela expressão 2.24:

$$h_m = x h_{\text{TEG}} + (1 - x) h_f + \Delta h^* \quad (2.24)$$

A entalpia do tri-etileno glicol puro, h_{TEG} , pode ser calculada pelas expressões 2.34 e 2.35. Substituindo-se os valores para uma experiência típica tem-se:

$$\text{Ponto 1} \left\{ \begin{array}{l} x_1 = 97,22\% \\ t_{m_1} = 109,13^\circ\text{F} \\ h_{\text{TEG}_1} = 53,28 \frac{\text{BTU}}{\text{lbm}} \\ h_{m_1} = 56,47 \frac{\text{BTU}}{\text{lbm}} \\ \dot{m}_{m_1} = 397,97 \frac{\text{lbm}}{\text{hr}} \end{array} \right.$$

$$\text{Ponto 2} \left\{ \begin{array}{l} x_2 = 98,64\% \\ t_{m_2} = 85,39^\circ\text{F} \\ h_{\text{TEG}_2} = 40,98 \frac{\text{BTU}}{\text{lbm}} \\ h_{m_2} = 42,39 \frac{\text{BTU}}{\text{lbm}} \\ \dot{m}_{m_2} = 392,24 \frac{\text{lbm}}{\text{hr}} \end{array} \right.$$

levando-se na equação de balanço, com $\dot{m}_a = 478,49 \frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$ tem-se:

$$\dot{m}_a h_1 + \dot{m}_{m_2} h_{m_2} = 3,69 \times 10^4 \frac{\text{BTU}}{\text{hr}}$$

$$\dot{m}_a h_2 + \dot{m}_{m_1} h_{m_1} = 3,69 \times 10^4 \frac{\text{BTU}}{\text{hr}}$$

Os resultados acima, para o balanço de energia, atestam o bom desempenho da seção de testes no que diz respeito ao isolamento do equipamento construído. De fato pode-se verificar que o calor trocado com o meio ambiente é desprezível, confirmando assim a hipótese feita de secagem adiabática do ar.

5.2 - Avaliação do Modelo Teórico

A avaliação do modelo teórico e das hipóteses propostas no Capítulo 2, foi feita com o auxílio das temperaturas do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol, medidas na seção superior do desumidificador. Estas temperaturas foram comparadas com temperaturas previstas pela integração das equações diferenciais 2.16 e 2.43 desenvolvidas no Capítulo 2. A comparação foi feita na seção superior do desumidificador devido ao sentido de integração adotado para a solução das equações diferenciais. A partir dos dados medidos na seção inferior do equipamento foi realizada a integração das equações diferenciais ao longo do desumidificador até que fosse atingida a umidade absoluta do ar na saída, previamente medida. Neste ponto a integração era interrompida ficando disponíveis, para comparação, as temperaturas de bulbo seco do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol na seção supe

rior do desumidificador.

Na tabela 5.2 são apresentadas as temperaturas previs-
tas e medidas, as diferenças entre estas temperaturas, bem como
a incerteza experimental associada ao cálculo da diferença de
temperaturas. Uma descrição detalhada do cálculo destas incerte-
zas experimentais é apresentada no Apêndice 9.

TABELA 5.2

Exp.	Rel. Vazão	T.TEG ent. calc.	T.TEG ent. med.	dif. °F	inc. dif. °F	T.AR saída calc.	T.AR saída med.	dif. °F	inc. dif. °F
1	2,06	73,18	85,44	-12,26	4,94	90,69	105,37	-14,68	1,91
2	1,67	81,14	84,78	-3,64	4,04	93,02	103,53	-10,51	2,29
3	1,22	85,39	84,74	0,65	2,95	93,22	100,47	- 7,25	1,50
4	0,98	83,73	86,58	-2,85	2,14	88,95	96,35	- 7,40	1,20
5	0,77	85,85	88,79	-2,94	1,71	88,93	94,96	- 6,03	1,40
6	1,85	65,89	75,96	-10,07	4,71	81,97	88,92	- 6,95	3,33
7	1,43	71,11	75,42	- 4,31	3,71	82,30	88,61	- 6,31	2,84
8	1,09	75,68	75,51	0,17	6,53	83,21	87,91	- 4,70	2,33
9	0,87	77,46	75,38	2,08	2,21	82,80	87,75	- 4,95	2,30
10	2,05	69,58	76,17	- 6,59	3,84	82,46	88,52	- 6,06	1,45
11	1,50	71,90	74,28	- 2,38	3,27	81,58	86,79	- 5,21	2,08
12	1,21	74,27	72,61	1,66	2,56	81,61	85,60	- 3,99	1,46
13	1,07	75,80	71,19	4,61	2,20	81,89	85,01	- 3,12	1,50
14	1,32	68,80	72,73	- 3,93	3,42	81,36	81,99	- 0,63	3,68
15	0,96	76,87	72,95	3,92	2,15	83,61	81,73	1,88	2,81
16	0,78	74,72	71,10	3,62	2,00	80,25	81,64	- 1,39	3,18
17	0,60	77,44	73,74	3,70	1,51	80,67	82,53	- 1,86	2,23

TABELA 5.3

Exp	Rel. Vazão	Vazão ar úmido lbm/hr	Vazão mistura lbm/hr	t_{m2} $^{\circ}\text{F}$	x_2 $^{\circ}\text{F}$	x_1 $^{\circ}\text{F}$	t_{m1} $^{\circ}\text{F}$	T_{bse} $^{\circ}\text{F}$	T_{bsex} $^{\circ}\text{F}$	T_{buex} $^{\circ}\text{F}$	T_{bss} $^{\circ}\text{F}$	T_{bssx} $^{\circ}\text{F}$	T_{busx} $^{\circ}\text{F}$
1	2,06	487,48	232,58	85,44	98,39	96,39	109,22	90,73	87,75	78,19	105,37	87,75	65,95
2	1,67	487,48	286,79	84,78	98,72	96,82	109,78	90,39	87,60	77,49	103,63	87,60	64,20
3	1,22	487,48	392,24	84,74	98,72	97,22	109,13	90,39	87,31	78,22	100,47	87,39	63,18
4	0,98	487,48	486,68	86,58	96,21	95,28	100,69	89,44	86,52	77,76	96,35	85,39	65,23
5	0,77	487,48	628,34	88,79	95,28	94,64	98,64	89,91	86,52	77,61	94,96	85,05	65,41
6	1,85	487,48	259,96	75,96	96,40	95,09	97,00	87,87	85,48	75,02	88,92	82,74	63,81
7	1,43	487,48	337,15	75,42	86,21	94,98	97,12	88,27	85,53	75,20	88,61	83,26	62,91
8	1,09	487,48	439,45	75,51	95,36	94,31	96,22	86,43	85,57	76,69	87,91	83,30	63,90
9	0,87	487,48	549,65	75,38	95,45	94,60	95,27	88,57	85,91	76,75	87,75	83,57	62,91
10	2,05	599,83	286,79	76,17	94,53	93,23	95,37	83,82	83,30	75,20	88,52	82,87	66,40
11	1,50	599,83	392,24	74,28	94,72	93,43	94,50	83,61	83,30	75,60	86,79	82,96	65,14
12	1,21	599,83	486,68	72,61	94,47	93,51	93,29	83,79	83,43	75,87	85,60	82,83	64,89
13	1,07	599,83	549,65	71,19	94,19	93,33	93,20	83,30	83,21	76,57	85,01	82,83	65,10
14	1,32	384,74	286,79	72,73	93,42	92,40	92,59	90,68	87,31	77,13	81,99	82,60	65,86
15	0,96	384,74	392,24	72,95	93,23	92,50	92,77	90,61	87,31	76,82	81,73	82,60	65,77
16	0,78	384,74	486,68	71,10	93,15	92,44	90,77	89,78	86,00	77,13	81,64	81,91	63,90
17	0,60	384,74	628,34	73,74	93,30	92,70	90,77	90,34	86,52	77,70	82,53	82,39	63,41

Uma análise dos resultados apresentados na tabela 5.2 revela que, dentro das faixas de vazões pesquisadas, o modelo teórico proposto para o desumidificador conduziu a resultados satisfatórios.

As maiores discrepâncias entre as temperaturas medidas e calculadas ocorreram nas experiências 1 e 6. Como pode visto na tabela 5.3, essas são as experiências que apresentam as mais baixas vazões de solução aquosa de tri-etileno glicol. Foi verificado que para baixas vazões o distribuidor de líquido descrito no Capítulo 3, não apresentou um desempenho satisfatório. De fato, nestas faixas de vazões, só há gotejamento nos furos situados na região oposta à entrada do líquido, o que compromete bastante a homogeneização da solução aquosa de tri-etileno glicol no desumidificador.

Pode-se notar que em algumas experiências, a faixa de incertezas associada à diferença de temperaturas não foi superior à diferença entre as temperaturas medidas e calculadas para as duas fases. Isto se deve ao fato de que uma análise de incertezas do tipo realizada no Apêndice 9, é capaz de fornecer, apenas resultados relativos à propagação de erros experimentais aleatórios. Erros inerentes ao modelo teórico proposto fogem a este tipo de análise sendo de difícil avaliação, uma vez que, suas origens não são perfeitamente conhecidas.

As aproximações feitas de calor de mistura constante, coeficiente de difusão constante e resistência à troca de massa na fase líquida desprezível, podem ser apontadas como as mais prováveis fontes de erro do modelo teórico.

A obtenção das propriedades de equilíbrio da solução

aquosa de tri-etileno glicol através da interpolação nas curvas da figura A1.4, pode conduzir, também, a grandes erros. Realmente, a pressão de vapor de equilíbrio da solução aparece nesta figura em uma escala logarítmica. Deste modo, para certos níveis de concentração e temperatura, uma pequena variação na temperatura da solução provoca uma considerável variação na pressão de vapor de equilíbrio. Sabendo-se que a cada passo do processo de integração das equações diferenciais esta pressão de vapor de equilíbrio deve ser calculada, é de se esperar que, em condições desfavoráveis de concentração e temperatura da solução aquosa de tri-etileno glicol, os erros cometidos em cada avaliação se combinem de modo a produzir um erro considerável ao final da integração.

Para contornar este problema, procurou-se evitar a execução de experiências nas quais as condições de concentração e temperatura da solução aquosa de tri-etileno glicol fossem desfavoráveis. Deste modo, foram evitados os pares de concentração e temperatura que correspondessem a pressões de vapor de equilíbrio superiores a 15mm de Hg. Isto foi conseguido a partir do uso de altas concentrações e baixas temperaturas da solução de tri-etileno glicol.

Pequenos potenciais acionadores de troca de massa, ou seja, pequenas diferenças entre a umidade absoluta do ar e a umidade absoluta de equilíbrio, podem conduzir a instabilidades numéricas quando da integração das equações diferenciais. Estas situações indesejáveis foram evitadas nas experiências realizadas a partir da adoção de três providências. Foram utilizadas soluções aquosas de tri-etileno glicol com altas concentrações e bai

xas temperaturas de entrada, o que garantiu um baixo valor para a umidade de equilíbrio. A umidade absoluta de entrada do ar foi mantida em níveis elevados a partir do uso do borrifador de água colocado à entrada do ventilador, conforme descrição no Capítulo 3.

Além das providências acima mencionadas procurou-se utilizar, na integração das equações diferenciais, um método numérico estável e de boa convergência. O método de Predição e Correção com modificação de Hamming foi utilizado apresentando resultados satisfatórios (Apêndice 8).

A seguir são apresentados perfis de temperatura e umidade absoluta para uma experiência típica. Estes perfis mostram as condições das duas fases ao longo do desumidificador e foram obtidos a partir da integração numérica das equações diferenciais desenvolvidas no Capítulo 2 (equações 2.16 e 2.43).

Uma forma de representar o processo de secagem para uma determinada experiência é apresentada na figura 5.1.

Nesta figura estão plotadas a linha de operação e a linha de equilíbrio correspondentes à experiência em questão. A posição relativa destas linhas indica o sentido da troca de massa. Na situação apresentada na figura 5.1, água está sendo transferida da fase gasosa para a fase líquida.

A linha de operação, na realidade, representa um balanço de massa realizado entre as fases líquida e gasosa.

Fig. 5.1 Linhas de Operação e Equilíbrio

Numa seção qualquer do desumidificador tem-se:

$$\dot{m}_a (W_1 - W) = \dot{m}_{\text{TEG}} (X_2 - X) \quad (5.1)$$

onde:

$\dot{m}_a$: vazão mássica de ar seco no desumidificador

W : umidade absoluta do ar numa seção qualquer

W_1 : umidade absoluta do ar na entrada do desumidificador (seção inferior)

$\dot{m}_{\text{TEG}}$: vazão mássica de tri-etileno glicol puro no desumidificador

Esta vazão pode ser relacionada à vazão da solução aquosa medi

da no rotâmetro pela expressão

$$\dot{m}_{\text{TEG}} = \dot{m}_m x_2 \quad (5.2)$$

sendo x_2 a concentração da solução na seção superior do desumidificador.

As concentrações X e X_1 que aparecem na equação 5.1 são concentrações da solução aquosa de tri-etileno glicol, respectivamente, numa seção qualquer e na saída do desumidificador (seção inferior). A concentração X foi definida como sendo a razão da massa de água pela massa de tri-etileno glicol puro. A concentração x , utilizada até agora neste trabalho, pode ser relacionada com a concentração X pela seguinte expressão:

$$X = \frac{1-x}{x} \quad (5.3)$$

A expressão 5.1 é a equação de uma reta que passa pelo ponto (X_1, W_1) , de coeficiente angular igual à relação de vazões $\frac{\dot{m}_{\text{TEG}}}{\dot{m}_a}$.

Os perfis de umidade absoluta do ar e umidade de equilíbrio podem ser vistos na figura 5.2. Apesar da variável independente ser a umidade absoluta do ar, optou-se na apresentação da figura, pela utilização da coordenada adimensional geométrica Z/L , onde L é o comprimento do desumidificador. Z/L igual a zero corresponde à seção inferior do desumidificador. Esta coordenada permite uma melhor visualização do problema, uma vez que, os processos ocorridos dentro do desumidificador podem ser associados à altura do equipamento.

A coordenada Z/L foi obtida a partir da utilização da equação 2.47 do Capítulo 2:

$$\frac{h_D A_V V}{\dot{m}_a} = - \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (2.48)$$

resolvendo-se para o volume V :

$$V = - \frac{\dot{m}_a}{h_D A_V} \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (5.4)$$

Integrando-se o segundo membro desta equação da umidade absoluta de entrada até uma umidade absoluta W , pode-se obter o volume correspondente a este abaixamento de umidade. Desta forma fazendo-se $V_Z = A_T Z$ e dividindo-se pela altura do equipamento, L , tem-se:

$$\frac{Z}{L} = - \frac{\dot{m}_a}{h_D A_V V} \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (5.5)$$

Como pode ser visto na expressão acima, na determinação da coordenada Z/L é necessário o conhecimento do coeficiente de troca de massa $h_D A_V$. Os procedimentos de determinação deste coeficiente são apresentados na seção 5.3.

Os potenciais acionadores da troca de massa também podem ser obtidos da figura 5.2 a partir da subtração das curvas de umidade absoluta do ar e umidade de equilíbrio. Observa-se que tais potenciais acionadores se mantiveram praticamente constan

tes ao longo do desumidificador.

Fig. 5.2 Perfis de Umidade

Na figura 5.3 são apresentados os perfis de temperatura do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol, também em termos da coordenada geométrica Z/L .

Pode-se observar nesta figura que o aumento de temperatura sofrido pela solução aquosa de tri-etileno glicol é superior ao aumento experimentado pelo ar.

O cruzamento verificado nos perfis de temperatura das duas fases, impossível em um trocador de calor, é justificado pela troca de massa que ocorre simultaneamente ao processo de troca de calor.

Fig. 5.3 Perfis de Temperatura

A representação do processo de secagem do ar em uma carta psicrométrica é apresentada na figura 5.4.

Fig. 5.4 Processo de Secagem na Carta Psicrométrica

Nesta figura pode ser observada a considerável redução da umidade absoluta do ar aliada a um pequeno aumento na sua temperatura de bulbo seco. Este pequeno aumento de temperatura experimentado pelo ar, pode ser vantajoso no que diz respeito à quantidade de calor sensível a ser trocada quando da utilização de água de refrigeração no interior dos tubos do desumidificador (secagem não adiabática do ar).

5.3. Determinação do Coeficiente de Troca de Massa do Equipamento

O coeficiente de troca de massa do equipamento $h_D A_V$, foi definido pela equação 2.9 do Capítulo 2:

$$- \dot{m}_a dW = h_D A_V dV (W - W_{eq}) \quad (2.9)$$

Supondo-se $h_D A_V$ constante ao longo do desumidificador e integrando-se tem-se:

$$\frac{h_D A_V V}{\dot{m}_a} = - \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (2.47)$$

A integral que aparece no segundo membro da equação 2.47 é conhecida como integral de Merkel. Esta integral foi avaliada, para todas as experiências realizadas, simultaneamente à integração das equações diferenciais 2.16 e 2.43. Na resolução numérica desta integral foi utilizado o método dos trapézios.

Uma vez conhecidas as integrais de Merkel, o coeficien-

te de troca de massa, $h_D A_V$, foi determinado para cada experiência realizada, utilizando-se para isto, o volume conhecido da seção de testes. A tabela 5.4 apresenta os valores obtidos para o coeficiente de troca de massa de cada experiência.

TABELA 5.4

Exp.	$\dot{m}_a$ lbm/hr	$\dot{m}_m$ lbm/hr	$\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_m}$	$\frac{\dot{m}_a}{A_T}$	$h_{D,v}$ exp.	$h_{D,v}$ calc.	erro %	inc. $h_{D,v}$ %
1	478,65	232,58	2,06	452,97	160,04	144,64	9,62	13,40
2	478,94	286,79	1,67	453,24	191,03	163,92	14,19	14,19
3	478,53	392,24	1,22	452,85	196,49	197,24	0,38	11,33
4	476,95	486,68	0,98	451,36	224,89	223,68	0,54	11,03
5	483,82	628,34	0,77	457,86	284,85	262,62	7,80	14,10
6	480,43	259,96	1,85	454,65	150,39	154,86	2,97	9,78
7	482,12	337,15	1,43	456,26	202,10	181,18	10,35	10,75
8	479,00	439,45	1,09	453,30	219,60	212,27	3,34	10,99
9	478,20	549,65	0,87	452,54	261,18	240,81	7,80	11,81
10	589,93	286,71	2,05	588,28	176,11	187,49	6,46	12,42
11	588,36	392,24	1,50	556,79	216,41	224,89	3,92	9,90
12	588,88	486,68	1,21	557,28	226,83	255,70	12,73	11,01
13	588,13	549,65	1,07	556,57	238,59	274,61	15,10	10,64
14	378,02	286,79	1,32	357,71	123,55	140,94	14,08	10,27
15	378,13	392,24	0,96	357,84	190,94	170,28	10,82	11,37
16	377,91	486,68	0,78	357,63	190,83	192,44	0,84	11,97
17	377,76	628,34	0,60	357,49	241,74	224,71	7,04	14,25

A generalização dos resultados obtidos com relação ao coeficiente de troca de massa para outros desumidificadores de geometria semelhante ao equipamento estudado e para condições diferentes das condições experimentais, foi feita por um ajuste dos dados experimentais a partir de uma expressão da seguinte forma:

$$h_D A_V = C \left(\frac{\dot{m}_a}{A_T} \right)^m \left(\frac{\dot{m}_m}{A_T} \right)^n \quad (5.6)$$

onde A_T é a área transversal do desumidificador.

Como pode ser visto na expressão 5.6, não foi levada em consideração a dependência do coeficiente de troca de massa $h_D A_V$, com relação ao comprimento do equipamento. Isto se deve ao fato do coeficiente de troca de massa $h_D A_V$, ter sido suposto constante ao longo do desumidificador quando da integração da equação de definição do coeficiente, equação 2.9.

O coeficiente de troca de massa $h_D A_V$, foi tomado na expressão 5.6 como sendo função das vazões por unidade de área transversal $\frac{\dot{m}_a}{A_T}$ e $\frac{\dot{m}_m}{A_T}$, a partir da análise de duas situações de funcionamento do desumidificador.

Primeiramente foi analisado o caso de um desumidificador de área transversal A_T , que estivesse operando com vazões de ar e solução aquosa de tri-etileno glicol, respectivamente, iguais a $\dot{m}_a$ e $\dot{m}_m$. Se a este desumidificador fosse justaposto um segundo desumidificador de mesma área transversal e mesmas vazões de ar e solução aquosa de tri-etileno glicol de modo a formar um novo equipamento de área transversal $2A_T$ operando agora com vazões $2\dot{m}_a$ e $2\dot{m}_m$, o coeficiente de troca de massa do novo equipamento obtido

deveria ser igual ao coeficiente de troca de massa do primeiro equipamento. A expressão 5.6 leva a conclusão semelhante, pois as relações

$$\frac{\dot{m}_a}{A_T} \text{ e } \frac{\dot{m}_m}{A_T} \text{ se mantêm constantes para ambas situações.}$$

Por outro lado, se a área transversal do desumidificador fosse aumentada mantendo-se, desta vez, constantes as vazões de ar e solução aquosa de tri-etileno glicol, o coeficiente de troca de massa do novo equipamento deveria ser menor que o coeficiente de troca de massa do equipamento de área transversal A_T e vazões $\dot{m}_a$ e $\dot{m}_m$. Esta variação no coeficiente de troca de massa do novo equipamento está relacionada com a diminuição das velocidades relativas das fases líquida e gasosa dentro do desumidificador, motivada pelo aumento da área de escoamento. Uma análise da expressão 5.6 revela que, para esta segunda situação o coeficiente troca de massa h_{D_V} deve, também diminuir com o aumento da área transversal do equipamento.

Uma vez determinada a forma da equação a ser ajustada aos dados experimentais, partiu-se para a determinação das constantes C , m e n que aparecem na equação 5.6. Para isto foi utilizado um método de mínimos quadrados aplicado aos dados da tabela 5.4. Os coeficientes obtidos são mostrados na expressão abaixo:

$$h_{D_V} A = 0,1219 \left(\frac{\dot{m}_a}{A_T} \right)^{0,6348} \left(\frac{\dot{m}_m}{A_T} \right)^{0,5927} \quad (5.7)$$

onde:

$h_{D_V} A$: coeficiente de troca de massa do equipamento (lbm de água por hora, pé cúbico, lbm de água por lbm ar seco).

$\dot{m}_a$: vazão de ar seco $\left(\frac{\text{lbm}}{\text{hr}} \right)$

$\dot{m}_m$: vazão de solução aquosa de tri-etileno glicol
 $\left(\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}\right)$

A_T : área transversal de escoamento (ft^2)

A equação 5.7 pode ser escrita em termos da relação de vazões ar-solução aquosa de tri-etileno glicol na seguinte forma:

$$h_D A_V = 0,1219 \left(\frac{\dot{m}_a}{A_T}\right)^{1,2275} \left(\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_m}\right)^{-0,5927} \quad (5.8)$$

Na figura 5.5 a equação acima é apresentada, juntamente com os valores de $h_D A_V$, obtidos através dos dados medidos nas experiências realizadas.

Fig. 5.5 Coeficiente de Troca de Massa do Equipamento

Os afastamentos máximo e médio verificados entre os pontos experimentais e a equação 5.8 são, respectivamente, de 15% e 7.5%. Este resultado pode ser considerado satisfatório se forem levados em consideração os erros experimentais previstos pela análise de incertezas realizada no Apêndice 9 e apresentada na tabela 5.4. De fato, na maioria dos casos, os erros previstos pela análise de incertezas são superiores às diferenças entre os valores provenientes das medidas realizadas e os valores previstos pela equação 5.8, para o coeficiente de troca de massa.

5.4. Utilização dos Resultados Obtidos no Projeto de Desumidificadores de ar

O modelo teórico desenvolvido pode ser utilizado no projeto de desumidificadores de ar de características semelhantes ao equipamento estudado. Por características semelhantes entende-se um desumidificador de ar que opere em contracorrente, com os fluidos de trabalho escoando transversalmente a um feixe de tubos dispostos em quincôncio, de acordo com a descrição feita no Capítulo 2. É necessário também, que o processo de secagem do ar no equipamento a ser projetado possa ser considerado como adiabático e que, as vazões, temperaturas e concentrações dos fluidos de trabalho estejam dentro das faixas investigadas nas experiências realizadas.

No projeto de um desumidificador de ar é necessário que sejam conhecidos os seguintes parâmetros:

- a) estado termodinâmico do ar na entrada ou na saída do equipamento;

- b) umidades absolutas do ar na entrada e na saída do equipamento;
- c) concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol na entrada ou na saída do equipamento;
- d) temperatura da solução aquosa de tri-etileno glicol na entrada ou na saída do equipamento;
- e) vazões das fases líquida e gasosa.

A área transversal e o comprimento do desumidificador podem ser calculadas através da integração das equações diferenciais 2.16 e 2.43, ao longo do equipamento.

Na hipótese de ser adotado o mesmo sentido de integração adotado no Capítulo 2, é necessário que sejam conhecidos os estados das fases líquida e gasosa na seção inferior do desumidificador. A umidade absoluta do ar na seção superior do equipamento representa o fim do intervalo de integração. Após a integração das equações diferenciais ficam determinados todos os estados das fases líquida e gasosa desde a entrada até a saída do desumidificador, o que torna possível o cálculo da integral de Merkel da equação 2.47.

$$\frac{h_D A_v}{\dot{m}_a} = - \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (2.47)$$

O coeficiente de troca de massa, $h_D A_v$, pode ser determinado pela expressão 5.8. Para isso é necessário que seja arbitrado um valor para a área transversal de escoamento, já que as vazões de

ambas as fases são conhecidas.

A equação 2.47 pode fornecer o comprimento necessário para o equipamento bastando para isso, que o volume seja substituído pelo produto: $V = A_T L$. Assim tem-se:

$$L = - \frac{\frac{\dot{m}_a}{A_T} \int_{W_e}^{W_s} \frac{dW}{W - W_{eq}}}{h_D A_V}$$

O valor da área transversal arbitrada pode ser variado de modo a obter-se os valores de comprimento e área transversal que melhor se adaptem às exigências de cada projeto de desumidificador de ar.

Foi verificado que, nas faixas de concentração e temperatura pesquisadas, a integral que aparece no segundo membro da equação 2.47 pode ser substituída pela diferença média logarítmica dos potenciais acionadores de troca de massa, calculados na entrada e saída do desumidificador, ou seja:

$$\frac{h_D A_V V}{\dot{m}_a} = \Delta W_{\log}$$

onde

$$\Delta W_{\log} = \frac{(W - W_{eq})_{\text{entrada}} - (W - W_{eq})_{\text{saída}}}{\log \frac{(W - W_{eq})_{\text{entrada}}}{(W - W_{eq})_{\text{saída}}}}$$

Nas experiências realizadas os erros associados a esta

substituição não ultrapassaram a 2%. Isto se deve ao fato de que, como pode ser verificado na figura 5.1, as linhas de operação e equilíbrio podem ser aproximadas por linhas retas. Esta é uma condição necessária para que a diferença média logarítmica possa ser usada como potencial acionador da troca de massa [13].

Esta substituição, no entanto, só é útil na avaliação de desempenho de equipamento já existentes onde as condições das fases na entrada e saída do desumidificador são conhecidas. No caso do projeto de desumidificadores de ar, deve ser utilizado o procedimento descrito, baseado no cálculo da integral de Merkel.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Os resultados obtidos no presente trabalho confirmam a viabilidade técnica de um desumidificador de ar utilizando tri-etileno glicol como agente higroscópico líquido.

As experiências realizadas cobriram as faixas de vazões de 230 a 630 $\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$ para a solução aquosa de tri-etileno glicol e de 380 a 600 $\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$ para o ar. Foram utilizadas soluções de água e tri-etileno glicol com concentrações em massa variando de 98,7 a 92,4%.

O modelo teórico proposto e as hipóteses feitas conduziram a resultados satisfatórios, no que diz respeito ao cálculo dos desumidificadores de ar caracterizados no Capítulo 2.

Este modelo, baseado na teoria utilizada no projeto de torres de resfriamento [8], se constitui numa importante ferramenta de cálculo, uma vez que, a partir de condições na entrada ou saída do desumidificador, é capaz de prever todos os estados das fases líquida e gasosa ao longo do equipamento.

Os maiores desvios dos valores medidos com relação aos valores previstos pelo modelo, foram verificados em experiências realizadas com baixas vazões de solução aquosa de tri-etileno glicol. Este fato, contudo, não implica em uma limitação para a utilização do modelo proposto, visto que, tais erros podem ser creditados a um funcionamento não satisfatório do sistema experimental nestas faixas de vazões.

Também como resultado deste trabalho está disponível uma correlação para determinação do coeficiente de troca de massa de de sumidificadores de ar do tipo caracterizado no Capítulo 2.

$$h_D A_v = 0,1219 \left(\frac{\dot{m}_a}{A_T} \right)^{1,2275} \left(\frac{\dot{m}_a}{\dot{m}_m} \right)^{-0,5927} \quad (5.8)$$

A expressão acima foi obtida a partir de dados correlacionados a través do método de mínimos quadrados. Deste modo o uso desta ex pressão deve ser limitado às faixas de vazões pesquisadas.

O projeto de um desumidificador de ar com característi cas semelhantes ao modelo estudado, é apresentado na seção 5.4 do Capítulo 5, onde a área transversal e o comprimento do equipa mento são determinados a partir da utilização da correlação para o coeficiente de difusão e do modelo teórico proposto no Capítu lo 2.

Na avaliação do modelo teórico proposto e na determina ção do coeficiente de troca de massa do equipamento foi utilizado o programa de computador descrito no Apêndice 8. Este programa em pregou o método de Predicção e Correção com modificação de Hamming na integração das equações diferenciais do problema. No caso do projeto de desumidificadores de ar, no entanto, podem ser utili zados métodos numéricos de primeira ordem ou até mesmo métodos gráficos [6,8].

No presente trabalho foi estudada a desumidificação a diabática do ar. Recomenda-se que o modelo proposto seja adapta do ao caso da desumidificação não adiabática do ar, de modo a a tender as necessidades do ciclo de condicionamento de ar por res

friamento evaporativo apresentado no Capítulo 1.

O uso de outras substâncias higroscópicas, tais como solução aquosa de cloreto de cálcio, deve ser pesquisado de modo a oferecer maiores opções de projeto.

O equipamento proposto neste trabalho, pode também ser utilizado como regenerador de soluções aquosas de tri-etileno glicol. Para isso é necessário que os fluidos de trabalho sejam introduzidos no equipamento em condições tais que provoquem uma inversão no potencial acionador da troca de massa, de maneira a permitir que água seja transferida da solução aquosa de tri-etileno glicol para a corrente de ar. O estudo deste regenerador e uma posterior comparação com a geometria proposta por Zylbrstjain[7] é sugerido.

Finalmente, é fortemente recomendado que os resultados obtidos por Pessoa e Zylbrstjain [6,7] sejam aliados aos resultados do presente trabalho para que se torne possível uma análise da viabilidade técnico-econômica do ciclo de condicionamento de ar por resfriamento evaporativo proposto, que foi, em última análise, a motivação destas três pesquisas.

APÊNDICE 1

O TRI-ETILENO GLICOL

O tri-etileno glicol pertence à família dos glicóis (ou dióis). Os glicóis são caracterizados por possuírem dois grupos de hidroxilas. As hidroxilas são responsáveis pela solubilidade em água e pela higroscopicidade dos glicóis.

A série dos etilenos é completamente solúvel em água à temperatura ambiente. A higroscopicidade no entanto, decresce com o aumento do comprimento das cadeias.

A baixa volatibilidade, alta solubilidade em água e segurança de operação garantem aos etilenos uma larga faixa de uso como soluções anti-congelantes, descongelantes, refrigerantes e fluidos para troca de calor a temperaturas elevadas. Os etilenos são utilizados também devido à sua alta higroscopicidade, como desidratantes de gases, umectantes e emolientes. As suas baixas volatilidades permitem o uso em componentes de fluidos hidráulicos e tintas de impressão.

A tabela Al.1 e as figuras Al.1, Al.2 e Al.3 apresentam propriedades de alguns glicóis [11]

Al.1 Tri-etileno glicol

O tri-etileno glicol é um líquido incolor com um leve odor adocicado. Sua fórmula estrutural é :

Apesar de não ser o glicol de mais alta hidrosco-pi-cidade, o tri-etileno glicol foi escolhido como fluido de tra-balho do desumidificador de ar, por ser o glicol de mais alto ponto de ebulição. Um alto ponto de ebulição permite que tem-peraturas de regeneração mais elevadas sejam atingidas sem per-da de líquido por evaporação.

O tri-etileno glicol é largamente utilizado na desu-midificação de gás natural, prevenindo a formação de hidratos em linhas de transmissão de longa distância.

Em sistemas de condicionamento, projetados para de-sunidificar o ar, o tri-etileno glicol permite a retirada do vapor d'água sem resfriar o ar o que, em certas aplicações co-merciais, é vantajoso.

Quando vaporizado em condições adequadas, o tri-eti-leno glicol pode ser utilizado no tratamento do ar, com vis-tas a controlar a quantidade de bactérias e vírus existentes.

Na indústria do tabaco, o tri-etileno glicol é usa-do para suavizar e controlar a umidade do fumo.

Várias resinas são solúveis ao tri-etileno glicol justificando seu emprego na indústria química.

Algumas soluções especiais de tri-etileno glicol são utilizados como fluidos de transferência de calor, particular

mente em aplicações de alta temperatura.

As figuras Al.4 a Al.8 apresentam algumas propriedades do tri-etileno glicol em solução aquosa.

Al.2 Comportamento toxicológico

Os glicóis, com raras exceções, são de baixo grau de toxicidade. Em temperaturas normais os glicóis não vaporizam rapidamente, não apresentando assim, qualquer perigo quanto a inalação.

Testes realizados mostraram que os glicóis têm pouco poder de penetração na pele não produzindo irritações na mesma.

À exceção do propileno glicol, os glicóis não devem ser ingeridos.

Dados adicionados sobre propriedades toxicológicas dos glicóis podem ser encontrados na referência [11]

Al.3 Condições de Armazenagem

Os glicóis são considerados não corrosivos, quimicamente estáveis e de alto ponto de fulgor. Em condições normais de armazenagem, podem ser utilizados tanques de aço com baixo teor de carbono.

Devido aos altos pontos de ebulição das famílias dos glicóis, não é uma prática normal o uso de gases no preenchimento dos tanques de armazenagem. Contudo, em condições excepcionais de armazenagem, onde são exigidos níveis de umida-

de extremamente baixos, durante longos períodos, pode ser usa
do nitrogênio para excluir o ar atmosférico úmido.

	PESO MOLECULAR	DENSIDADE 20 °C	PONTO DE EBULIÇÃO °C A 760 mm	PRESSÃO DE VAPOR, mm DE Hg A 20 °C	SOLUBILIDADE, % EM PESO A 20 °C		VISCOSIDADE CPS A 20 °C	PONTO DE CONGELAMEN- TO, °C
					EM ÁGUA	ÁGUA EM		
ETILENO GLICOL	62,07	1,1155	197,6	< 0,1	COMPLETA		21	-12,7
DIETILENO GLICOL	106,12	1,1184	245,8	< 0,01	COMPLETA		36	-7,8
TRI-ETILENO GLICOL	150,17	1,1255	288	< 0,01	COMPLETA		49	-4,3
TETRA-ETILENO GLICOL	197,23	1,1247	DECOMPÕE-SE	< 0,01	COMPLETA		55	-4,1
PROPILENO GLICOL	76,10	1,0381	187,3	< 0,1	COMPLETA		60,5	-60
DIPROPILENO GLICOL	134,18	1,0232	232,8	< 0,01	COMPLETA		107	—
HEXILENO GLICOL	110,18	0,9233	197	< 0,1	COMPLETA		35	-50

Tabela AI.1 Propriedades dos Glicóis

Fig. Al.1 Pressão de Vapor dos Glicóis a Várias Temperaturas

Fig. Al.2 Índice de Refração dos Glicóis

Fig. A1.3 Pressão de Vapor de Soluções Aquosas de Tri-etileno Glicol

Fig. Al.4 Densidade Relativa das Soluções Aquosas de de Tri-etileno Glicol

Fig. A1.5 Viscosidade das Soluções Aquosas de Tri-etileno Glicol

Fig. Al.6 Calor Específico das Soluções Aquosas de Tri-etileno Glicol

Fig. Al.7 Condutividade Térmica das Soluções Aquosas de Tri-etileno Glicol

APÊNDICE 2

MEDIDA DE TEMPERATURA

Como pode ser observado no Capítulo 3, a experiência montada requereu a determinação de temperaturas em vários pontos do sistema experimental. Temperaturas deveriam ser medidas em locais de difícil acesso. As leituras dos diversos pontos deveriam ser feitas de tal forma que um pequeno intervalo de tempo decorresse entre a primeira e a última leitura.

O termopar foi o instrumento de medida escolhido por satisfazer as exigências mencionadas acima. Foram utilizados termopares cobre-constantan "gage" 24 da marca Omega. Foram utilizados também dois pontos de gelo como fonte de referência. Na leitura das voltagens utilizou-se um voltímetro digital DATALOGGER FLUKE modelo 2240 B com capacidade de leitura de 60 entradas simultâneas.

Através de uma análise de incertezas (Apêndice 9), verificou-se que o valor dado pelo fabricante dos termopares para a incerteza na medida de temperatura ($\pm 0,85^{\circ}\text{C}$), faria com que fossem ultrapassados os limites de erro esperados para a experiência.

Este problema foi contornado através de uma cuidadosa calibração dos termopares que, como veremos a seguir, reduziu substancialmente as incertezas nas medidas de temperatura.

A2.1 Soldagem e calibração dos termopares

Uma vez que as temperaturas que se desejava medir eram temperaturas médias em uma secção de escoamento de fluído e não temperaturas pontuais, não houve a necessidade de se produzir uma soldagem de pequenas dimensões.

Os termopares utilizados na experiência foram soldados com solda de estanho e chumbo, 60/40, e um ferro de solda elétrico convencional. A solda produzida apresentou excelente resistência mecânica. Os termopares de referência foram soldados de maneira semelhante.

Uma vez que seria utilizado um voltímetro com capacidade de leitura de várias entradas, optou-se pelo uso de uma referência para cada termopar, o que eliminou possíveis erros decorrentes do uso de uma chave seletora.

As junções de referência foram introduzidas em tubos de vidro de 4mm de diâmetro por 200mm de comprimento, com uma das extremidades fechadas. Os tubos continham mercúrio até uma altura aproximada de 50mm. Este procedimento que visa estabilizar a temperatura do termopar de referência é recomendado pelas normas ASTM [11]

Para a calibração foi utilizado um sistema de calibração da Rosemount modelos 910A2, 911A2 e 91053 que consiste, basicamente, em um banho de líquido agitado, um controlador termostático de temperatura e um banho de gelo agitado.

A figura A2.1 mostra os aparelhos de calibração e

um esquema geral da montagem da mesa de calibração.

Os termopares a serem calibrados foram fixados em um disco de borracha preso a uma haste de vidro (figura A2.2) e introduzidos dentro da zona de calibração do banho de líquido, conforme especificação do fabricante do aparelho. De forma semelhante, os tubos de vidro que continham os termopares de referência foram também fixados em um disco de borracha e introduzidos na zona de calibração do banho de gelo.

O fluido de calibração usado no banho agitado foi água destilada que, segundo o fabricante do equipamento, era o recomendado para a faixa de temperaturas que se desejava cobrir ($10^{\circ} - 50^{\circ}\text{C}$).

O banho de gelo foi preenchido com gelo picado feito a partir de água destilada. Novamente as recomendações do fabricante foram observadas no que diz respeito ao tamanho dos flocos de gelo. Realmente foi observado que flocos de gelo com dimensões superiores a 6mm podem comprometer a estabilidade do banho, a partir do surgimento de gradientes de temperatura localizados. Foi observado também, a influência do gelo feito a partir de água não destilada na temperatura do gelo fundente ($\pm 0,1^{\circ}\text{C}$).

O padrão secundário usado na calibração dos termopares foi um termômetro da marca Griffin & George, com faixa de operação, garantida por um certificado de calibração, de 5 a 55°C com menor divisão da escala de $0,1^{\circ}\text{C}$ e 6cm de imersão. O certificado de calibração do termômetro apresentava a seguinte expressão para correção da leitura devido a imersão maior

que 6cm:

$$C = K N (t-T) \quad (A2.1)$$

Onde:

C : Fator a ser multiplicado pela leitura do termômetro

K : Coeficiente de expansão diferencial.No presente caso $K = 0,0016$

N : Comprimento da coluna não imersa, dado em graus centígrados.

t : Temperatura média do ambiente durante a calibração (dada no certificado)

T : Temperatura média do ambiente nas condições de uso do termômetro.

No presente caso não houve necessidade da correção, pois a temperatura ambiente, na qual o termômetro foi utilizado, anulava o fator de correção da equação A2.1.

O termômetro padrão foi imerso, juntamente com os termopares, dentro da zona de calibração de banho de líquido. Antes de cada comparações de temperatura o banho líquido era deixado estabilizar durante 15 minutos. Para cada temperatura do termômetro dez leituras de cada termopar eram registradas pela impressora do voltímetro. O intervalo de tempo decorrido da primeira leitura do voltímetro à última, nunca foi superior a 50 segundos.

É importante notar que os termopares foram montados

no sistema experimental exatamente da mesma forma com que foram calibrados, ou seja, todas as conexões para o voltímetro foram mantidas, bem como, as ligações dos termopares com as suas referências. Isto significa que a calibração feita envolveu não só os termopares propriamente ditos, como também ligações e o próprio voltímetro.

A2.2 Redução dos dados

Foi verificado, a partir dos dados da calibração, que todos os termopares apresentaram leituras extremamente próximas para cada temperatura de calibração. Isto pode ser atribuído à excelente qualidade de fio utilizado. Deste modo optou-se pela determinação de uma única curva de calibração para todos os termopares. Para isso foi utilizado um polinômio do 3º grau, sendo suas constantes determinadas pelo método dos mínimos quadrados. O polinômio obtido é mostrado a seguir.

$$T = 26,186 E - 1,169 E^2 + 0,180 E^3 \quad (A2.2)$$

Onde T : Temperatura (°C)

E : Voltagem lida no voltímetro (mV)

A2.3 Incerteza na medida de temperatura

A tabela A2.1 mostra os dados obtidos na calibração, para um dos termopares. Na última coluna é mostrado o desvio padrão para cada uma das medidas. Tomando-se duas vezes o desvio padrão máximo das medidas como a incerteza na calibração (dentro de 95% de probabilidade) tem-se:

$$\sigma = 2S \quad (A2.3)$$

onde :

σ = incerteza na calibração

S = desvio padrão máximo

substituindo-se os valores tem-se que $S = 1,03 \mu V$ logo $\sigma = 2,06 \mu V$. A sensibilidade de um termopar cobre-Constantan, nesta faixa de temperatura, pode ser tomada igual a $40 \frac{\mu V}{^{\circ}C}$. Logo a incerteza da calibração em termos de temperatura vale:

$$\sigma_T = \frac{2,06 \mu V}{40 \frac{\mu V}{^{\circ}C}} = 0,05^{\circ}C$$

Levando-se em conta a incerteza na leitura do termômetro de mercúrio, $\sigma_{TM} = 0,1^{\circ}C$, tem-se, pelo critério de Kline e McClintock [15]

$$\sigma_{cal}^2 = \sigma_T^2 + \sigma_{TM}^2 \quad (A2.4)$$

substituindo-se os valores tem-se;

$$\sigma_{cal} = 0,11^{\circ}C$$

Podemos ter a incerteza total na medida de temperatura se considerarmos a incerteza do polinômio interpolador. Foi verificado que, dentro da faixa de temperatura de interesse, o polinômio se afasta, no máximo de $0,08^{\circ}C$ dos pontos medidos. Este valor máximo foi tomado como valor da incerteza do polinômio.

Assim

$$\sigma_{\text{Total}}^2 = 0,11^2 + 0,08^2$$

Logo

$$\sigma_{\text{Total}} = 0,14^{\circ}\text{C}$$

Como pode ser observado a incerteza da medida de temperatura que antes era de $0,85^{\circ}\text{C}$ só para o termopar, foi reduzida para $0,14^{\circ}\text{C}$ incluindo-se agora, todo o processo de medida.

TABELA A2-1

Temp. °F	MEDIDAS (μV)										S μV
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
11,80	459	460	458	459	457	460	460	460	460	459	1,03
13,20	515	515	515	515	517	516	515	515	515	516	0,70
14,65	573	573	572	572	574	574	574	573	574	573	0,79
14,90	581	583	581	582	581	581	581	581	583	581	0,85
15,05	589	590	590	589	588	589	589	591	589	589	0,82
15,60	612	611	611	611	612	613	613	612	613	612	0,82
17,10	672	672	672	671	672	673	672	672	671	673	0,67
19,40	764	765	765	766	764	765	764	764	765	765	0,67
24,25	958	959	958	960	960	960	960	959	959	959	0,79
29,35	1169	1170	1170	1169	1169	1171	1169	1169	1170	1169	0,71
29,50	1175	1174	1173	1175	1174	1173	1174	1173	1173	1173	0,82
31,10	1328	1326	1327	1328	1328	1327	1326	1326	1327	1325	1,03
34,90	1399	1399	1401	1400	1399	1398	1400	1398	1399	1399	0,92
38,70	1555	1554	1557	1555	1556	1555	1554	1555	1555	1555	0,88
41,90	1686	1686	1686	1688	1686	1685	1686	1686	1687	1685	0,88
42,30	1748	1747	1749	1747	1749	1748	1749	1747	1749	1748	0,88
45,00	1821	1821	1821	1820	1821	1821	1821	1821	1823	1822	0,79
47,85	1946	1947	1946	1946	1946	1946	1947	1946	1947	1948	0,71
49,30	2010	2010	2010	2012	2011	2012	2011	2011	2012	2013	1,03
51,35	2097	2098	2098	2097	2098	2098	2097	2099	2097	2097	0,67

200-7.2 10/101 4
209 6.5

17.7

Fig. A2.1 Esquema Geral da Mesa de Calibração

Fig. A2.2 Fixação dos Termopares durante a Calibração

APÊNDICE 3

MEDIDA DE VAZÃO DA SOLUÇÃO AQUOSA DE TRI-ETILENO GLICOL

Para medida da vazão da solução de tri-etileno glicol foi utilizado um rotâmetro de eixo cônico.

Uma vez que, na época da realização da experiência, não haviam rotâmetros disponíveis que cobrissem as faixas de vazões desejadas, optou-se pela fabricação de um instrumento que pudesse ser construído a partir dos recursos existentes nas oficinas do laboratório.

A possibilidade de construção de um rotâmetro convencional de tubo cônico e esfera foi logo descartada, ante a dificuldade de torneamento de um cone interno de pequeno diâmetro e de comprimento elevado em material transparente. Um rotâmetro de eixo cônico, concebido e construído no laboratório, foi a solução adotada.

A figura A3.1 mostra, em detalhes, o rotâmetro construído. Um eixo cônico de latão, facilmente usinável, foi montado dentro de um tubo de vidro. Um anel cilíndrico, também de latão, desloca-se dentro do tubo externamente ao eixo cônico. Ao deslocamento vertical do anel associou-se, através de um procedimento de calibração, uma medida de vazão.

É interessante lembrar que, assim como no rotâmetro convencional a esfera pode ser substituída, no de eixo cônico o anel cilíndrico também pode ser substituído com vistas a

cobrir-se uma outra faixa de vazões. Se a nova faixa de vazões não pode ser atingida com a substituição do anel resta ainda o recurso da substituição do eixo cônico por outro de conicidade diferente. No rotâmetro convencional esse procedimento seria equivalente à troca do tubo cônico o que é praticamente, todo o rotâmetro.

A3.1 Calibração do Rotâmetro

O rotâmetro construído foi calibrado com os fluidos nas condições típicas de funcionamento da experiência.

Os fluidos foram bombeados através do rotâmetro e recolhidos em um reservatório de 2 litros de capacidade, de massa conhecida. Uma balança de precisão de 0,1g foi usada tanto na determinação da massa do reservatório quanto na determinação da massa de fluido escoada. Um cronômetro de 0,01 segundos de precisão foi utilizado na medida do tempo de escoamento.

A figura A3.2 apresenta os resultados da calibração e as duas equações utilizadas como interpolação, bem como as faixas de validade de cada uma delas.

Nas experiências realizadas o efeito da correção de densidades se mostrou desprezível.

A3.2 Incerteza Associada à Medida de Vazão

A incerteza na medida da vazão pode ser separada em

três contribuições. A primeira seria a incerteza do método de calibração que reflete nos coeficientes da equação de interpolação obtida. A segunda, seria uma incerteza relacionada com a flutuação da leitura da altura no rotâmetro, e finalmente, uma incerteza associada ao polinômio interpolador.

A incerteza no procedimento de calibração pode ser estimada, pelo método de Kline e McClintock, da seguinte forma:

$$\dot{m} = \frac{M}{\Delta t} \quad (\text{A3.1})$$

onde: $\dot{m}$ = vazão em massa da solução

M = massa escoada

Δt = intervalo de tempo

a incerteza na vazão pode ser escrita na seguinte forma:

$$\left(\frac{\Delta \dot{m}}{\dot{m}} \right)^2 = \left(\frac{\Delta(\Delta t)}{\Delta t} \right)^2 + \left(\frac{\Delta M}{M} \right)^2 \quad (\text{A3.2})$$

onde $\Delta \dot{m}$, $\Delta(\Delta t)$ e ΔM são respectivamente, as incertezas nas medidas da vazão, tempo e da massa escoada. Substituindo-se para um valor típico da calibração tem-se:

$$M = 2280 \text{ g}$$

$$\Delta t = 15,5 \text{ s}$$

$$\Delta(\Delta t) = 0,01 \text{ s}$$

$$\Delta M = 0,1 \text{ g}$$

Logo,

$$\Delta \dot{m}_c = 0,09 \text{ g/s}$$

A incerteza associada à flutuação na leitura da altura no rotâmetro pode ser tomada como 1.5mm o que, para uma condição típica de vazão, representa, aproximadamente, 1.5g/s. Assim,

$$\Delta \dot{m}_F = 1,5 \text{g/s}$$

A incerteza associada ao polinômio interpolador pode ser tomada, dentro de 95% de probabilidade, como duas vezes o desvio padrão das medidas com relação ao polinômio. O desvio padrão foi calculado em 1.58g/s. Deste modo:

$$\Delta \dot{m}_P = 3,16 \text{g/s}$$

A incerteza total na medida da vazão pode ser determinada, de acordo com Kline e McClintock por:

$$\Delta \dot{m}_{TOTAL}^2 = \Delta \dot{m}_C^2 + \Delta \dot{m}_F^2 + \Delta \dot{m}_P^2$$

substituindo-se os valores tem-se:

$$\Delta \dot{m}_{TOTAL} = 4,36 \text{g/s}$$

Ao longo de toda faixa de utilização do rotâmetro, a incerteza total na vazão, $\Delta \dot{m}_{TOTAL}$, implica em um erro relativo médio de 5%.

Fig. A3.1 Rotâmetro Construído

Fig. A3.2 Curva de Calibração (para Tri-etileno Glicol)

APÊNDICE 4

MEDIDA DE VAZÃO DO AR

Para a medida da vazão de ar foi construído um medidor Venturi tipo Herchel utilizando-se para isso as normas da ASME [16]. Uma vez respeitadas as dimensões e procedimentos ditados por estas normas, não é necessária a calibração do instrumento.

Mesmo sendo de construção mais trabalhosa e cara, o Venturi foi escolhido por ser o instrumento de medida de vazão, que apresenta menor perda de carga além de requerer pequenos comprimentos de tubulação para desenvolvimento do escoamento. A figura A4.1, retirada das normas, mostra as dimensões padronizadas do Venturi.

- D = DIÂMETRO DA TUBULAÇÃO DE ENTRADA E SAÍDA
- d = DIÂMETRO DA GARGANTA
- $a = 0,25D$ a $0,75$ para $4'' \leq D \leq 6''$, $0,25$ a $0,50$ para $6'' < D \leq 32''$
- $b = d$
- $c = d/2$
- $s = 3/16''$ a $1/2''$ (mínimo de 4 tomadas por seção)
- $r_2 = 3,5d$ a $3,75d$
- $r_1 = 0$ a $1,375D$
- $\alpha_1 = 21^\circ \pm 2^\circ$
- $\alpha_2 = 5^\circ$ a 15°

Fig. A4.1 Proporções Padronizadas do Venturi (norma ASME)

O diâmetro da garganta do Venturi foi determinado a partir do conhecimento das vazões máxima e mínima que se deseja medir, ou em última análise, das alturas máxima e mínima que se deseja ler no manômetro de tubo em "U" usado na leitura da diferença de pressões. No presente caso a relação de diâmetros adotada foi:

$$\beta = \frac{d}{D} = \frac{1}{3}$$

A4.1 Procedimento de Cálculo

Partindo-se da equação de Bernoulli aplicada à seção de entrada e à garganta do Venturi tem-se:

$$\frac{P_1}{\gamma} + \frac{V_1^2}{2g} = \frac{P_2}{\gamma} + \frac{V_2^2}{2g} \quad (\text{A4.1})$$

resolvendo-se para a velocidade na garganta, V_2 :

$$V_2 = \sqrt{\frac{2g \Delta P}{\gamma_{AR} (1 - \beta^4)}} = F \sqrt{\frac{2g \Delta P}{\gamma_{ar}}} \quad (\text{A4.2})$$

$$\text{onde } F = \frac{1}{\sqrt{1 - \beta^4}} \quad (\text{A4.3})$$

A vazão em massa do ar é dada por:

$$G = \rho_{AR} A_2 V_2 \quad (\text{A4.4})$$

ou :

$$G = F A_2 \sqrt{2 \gamma_{H_2O} \rho_{AR} H} \quad (\text{A4.4})$$

onde a diferença de pressão foi substituída pela altura de coluna d'água, ou seja:

$$\Delta P = \gamma_{H_2O} H \quad (A4.5)$$

O valor da vazão mássica obtido na equação A4.4 deve ser corrigido, segundo as normas da ASME, por alguns coeficientes. Assim:

$$G_{\text{efetivo}} = C F F_a Y_a A_2 \sqrt{2 \gamma_{H_2O} \rho_{AR} H} \quad (A4.6)$$

Onde:

C : coeficiente de descarga

F : fator de velocidade de aproximação

F_a : fator de expansão térmica

Y_a : fator de expansão adiabática

Como já foi mostrado, o fator de velocidade de aproximação, F, é definido por:

$$F = \frac{1}{\sqrt{1 - \beta^4}}$$

No presente caso, para $\beta = \frac{1}{3}$, tem-se $F = 1,0062$

O fator de expansão térmica, F_a, pode ser obtido da figura A4.2, retirada das normas. No presente caso F_a=1, pois o ar se encontra à temperatura ambiente.

As figuras A4.3 e A4.4 são utilizadas na obtenção do fator de expansão adiabática Y_a. Nas condições de trabalho

utilizados $Y_a = 0,98$.

Substituindo-se os valores dos coeficientes na expressão da vazão em massa, usando-se as propriedades padrão para ar e água e o valor da área A_2 tem-se:

$$G_{\text{efetivo}} = 46,452 C \sqrt{H} \quad (\text{A4.7})$$

onde

G : vazão em massa do ar $\left(\frac{\text{lbm}}{\text{hr}} \right)$

H : altura diferencial no manômetro (mm de coluna d'água)

O coeficiente de descarga C é função do número de Reynolds baseado no diâmetro maior do Venturi.

$$Re_D = \frac{G D}{A_1 \mu_{\text{ar}}} \quad (\text{A4.8})$$

Substituindo-se os valores:

$$Re_D = 80,93 G \quad (\text{A4.9})$$

onde G é a vazão em massa dada em $\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$.

O coeficiente de descarga C , pode ser obtido da figura A4.5 [16]

O cálculo da vazão de ar efetiva, foi feito de modo iterativo, uma vez que, é necessário o conhecimento do número de Reynolds para a determinação do coeficiente de descarga. Segundo recomendações da norma, o coeficiente de descarga deve ser tomado, inicialmente, com valor igual a 0,99. Pode-se então, calcular a vazão em massa a partir da leitura do manô-

metro e da expressão A4.7. O número de Reynolds pode ser calculado pela expressão A4.9 e levado à figura A4.5 para obtenção do coeficiente de descarga correto. Levando-se este novo coeficiente na expressão A4.7, obtém-se o valor real da vazão mássica.

A tabela A4.1 ilustra o procedimento acima descrito para duas situações típicas.

T A B E L A A4-1

h mm H ₂ O	C' valor inicial	G _{ef} ($\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$) inicial	Re _D	C correto	G _{ef} ($\frac{\text{lbm}}{\text{hr}}$) correto
100	0,99	460,15	$3,23 \times 10^4$	0,952	442,49
300	0,99	799,92	$5,63 \times 10^4$	0,964	778,91

A4.2 Detalhes construtivos

Como já foi mencionado anteriormente, o Venturi é um instrumento de difícil construção, visto que, é necessário um torneamento cônico interno com duas conicidades distintas e com um bom grau de acabamento superficial.

Com o intuito de baratear os custos e diminuir o tempo de fabricação, optou-se pela construção do Venturi em fibra de vidro laminada por sobre um modelo.

O modelo foi torneado em madeira (cedro) a partir de tres peças unidas por um eixo central, de modo a facilitar a desmoldagem (figura A4.6).

Para evitar que a fibra de vidro aderisse à parede do modelo, este foi recoberto com uma cera desmoldante vegetal, própria para este tipo de trabalho.

Depois de desmoldado, o Venturi foi polido internamente com pasta para polir pintura de automóveis, resultando em um acabamento superficial de ótima qualidade.

As tomadas de pressão, em número de quatro por seção, foram feitas de tubo de latão de 4mm de diâmetro por 30mm de comprimento, rosqueado em uma extremidade.

As tomadas de pressão de cada seção foram ligadas entre si de modo a obter-se uma leitura média da pressão na seção.

Entre o manômetro e as tomadas de pressão, foram interpostas duas câmaras plenas com o objetivo de eliminar oscilações na coluna de água do manômetro. As câmaras utilizadas tinham volume aproximado de 20 litros.

O manômetro utilizado do tipo tubo em "U", apresentava uma escala de leitura com a menor divisão igual a 1mm.

A incerteza associada à medida de vazão foi tomada igual a 5% apesar da norma ASME recomendar 2%. Isto se deve ao fato de que, contrariando as recomendações da norma, a tubulação anterior ao Venturi não era constituída de tudo liso.

Fig. A4.2 Fator de Expansão Térmica

Fig. A4.3 Fator de Expansão Adiabática

Fig. A4.4 Fator de Expansão Adiabática

Fig. A4.5 Coeficiente de Descarga para Venturis tipo Herschel

Fig. A4-6 - Venturi e Modello

APÊNDICE 5

MEDIDA DA CONCENTRAÇÃO DA SOLUÇÃO AQUOSA DE TRI-ETILENO GLICOL

Como pode ser observado nos Capítulos 2 e 5, a determinação da concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol é extremamente importante não só como dado inicial para a integração das equações diferenciais do Capítulo 2, como também na realização dos balanços de massa de água transferida em cada experiência.

Alguns métodos de medida de concentração, tais como medida da condutibilidade elétrica de uma amostra, foram tentados sem no entanto apresentar incertezas dentro das faixas consideradas toleráveis.

O método de medida adotado foi o da determinação do índice de refração da luz em uma amostra de solução. Os resultados obtidos podem ser considerados excelentes.

Na determinação do índice de refração da solução, foram utilizados dois refratômetros. Um refratômetro era da marca Zeiss tipo Paul Frish e utilizava luz de sódio. O outro aparelho, da marca Bausch & Lomb, utilizava luz branca.

O refratômetro Zeiss fornecia o índice de refração a partir da medida do ângulo de refração da luz de sódio na amostra. Como pode ser visto, esquematicamente, na figura A5.1, o raio de luz proveniente de uma lâmpada de vapor de sódio é colimado por uma lente, incidido, razante, em um prisma sobre o qual é colocada a amostra de líquido a ser

analisada. O raio sofre reflexão total na interface líquido-prisma sendo recolhido através de um visor acoplado a uma escala circular, dotada de um vernier que permitia medida de ângulo de até 1 minuto.

Fig. A5.1 Esquema de Funcionamento do Refratômetro

Para cada tipo de prisma utilizado existe uma tabela do fabricante do aparelho que permite que o ângulo de refração lido seja transformado em índice de refração da luz de sódio na amostra.

No refratômetro Bausch & Lomb, o índice de refração da luz branca na amostra de líquido, era lido diretamente em uma escala do aparelho.

O índice de refração lido nos dois aparelhos, foi relacionado com a concentração em massa da solução aquosa de tri-etileno glicol, através do procedimento de calibração descrito na seção A5.1 deste Apêndice. É importante lembrar que foi necessário o levantamento de duas curvas de calibração distintas, uma vez que, os índices de refração para luz

branca e luz de sódio não são os mesmos.

A5.1 Levantamento da curva de calibração

No Apêndice 1 deste trabalho, pode ser encontrado um gráfico que relaciona Índice de refração com a concentração para soluções aquosas de tri-etileno glicol, retirado da referência [11]. Este gráfico, no entanto, não foi utilizado por vários motivos. Primeiramente, não é feita nenhuma referência ao tipo de luz que deve ser usado quando da determinação do índice de refração o que, obviamente, pode conduzir a grandes erros. Por cobrir uma faixa de concentrações de solução aquosa de tri-etileno glicol muito extensa, este gráfico não fornece a precisão de leitura desejada nas experiências. Outro motivo que levou a não utilização do gráfico da referência [11], é o fato de que o mesmo foi levantado a partir de amostras de solução aquosa de tri-etileno glicol especialmente purificadas, enquanto as amostras obtidas nas experiências realizadas eram provenientes de soluções aquosa de tri-etileno glicol comercial.

Foi levantado, então, um gráfico de Índice de refração versus concentração a partir de amostras de tri-etileno glicol comercial. A faixa de concentração coberta foi de 80 a 100%, percentagens estas em massa.

A obtenção de curva de calibração foi possível a partir do conhecimento dos Índices de refração do tri-etileno glicol puro (100% de concentração) para luz de sódio e luz branca a 20°C de temperatura [11].

Diversas amostras de solução aquosa de tri-etileno glicol foram preparadas visando cobrir a faixa de concentração de interesse. A solução de tri-etileno glicol que serviu como base na preparação das amostras era de alta concentração e, arbitrariamente, teve o valor de sua concentração fixado em 100%, para fins de preparação das amostras.

As diversas amostras foram preparadas com água destilada utilizando-se para isso uma balança da marca Sarto - rius com precisão de leitura de 0,01 mg. Os índices de refração destas amostras foram então medidos nos dois refratômetros a 20°C de temperatura. Na manutenção da temperatura de medida foi utilizado um banho termostático ligado simultaneamente aos dois refratômetros. Os índices de refração medidos foram plotados contra as concentrações das amostras obtidas através da pesagem. Os pontos plotados para cada tipo de luz utilizada, como era de se esperar nesta estreita faixa de concentração, formaram uma reta.

Cada curva obtida foi então deslocada, paralelamente, até que passasse pelo valor conhecido dos índices de refração de cada tipo de luz, para tri-etileno glicol a 100% de concentração e a 20°C de temperatura.

Duas equações do 1º grau foram ajustadas aos pontos medidos, pelo método de mínimos quadrados. O maior afastamento observado entre os pontos medidos e a curva ajustada foi de 0,2 % na concentração.

As equações obtidas são mostradas a seguir.

$$x = 947,9167 (n_b) - 1280,2615 \quad (A5.1)$$

onde x é a concentração em massa da solução dada em termos percentuais e n_b é o índice de refração da amostra a 20°C. para luz branca.

$$x = 921,8182 (n_s) - 1239,4540 \quad (A5.2)$$

onde n_s é o índice de refração da amostra a 20°C, para luz de sódio.

Na figura A5.2 são apresentadas as curvas levantadas e as curvas deslocadas para o valor correto do índice de refração de tri-etileno glicol puro.

A incerteza da medida de concentração foi tomada igual 0.1%.

Fig. A5.2 Curvas de Calibração para os Refratômetros

Fig. A5-3 - Refratômetros Utilizados

APÊNDICE 6

MEDIDA DE UMIDADE DO AR

Para obtenção das propriedades termodinâmicas do ar desejadas, é necessário o conhecimento da pressão barométrica do ar e de duas outras propriedades independentes. Pressão barométrica e temperatura de bulbo seco são fácil e precisamente mensuráveis, ao passo que, algumas propriedades tais como entalpia e temperatura termodinâmica de bulbo úmido são impossíveis de serem medidas.

O termômetro de bulbo úmido é um dos instrumentos disponíveis mais convenientes na determinação da umidade do ar. Quando corretamente utilizado este termômetro fornece leituras bastante próximas da temperatura termodinâmica de bulbo úmido, possibilitando assim, juntamente com a pressão barométrica e a temperatura de bulbo seco, a determinação da umidade do ar.

A6.1 - Termômetro de Bulbo Úmido

O termômetro de bulbo úmido consiste, basicamente, em um termômetro cujo bulbo é envolvido por uma mecha umedecida sobre a qual faz-se passar uma corrente de ar. A quantidade de água absorvida pelo ar da mecha, corresponde um abaixamento na temperatura do termômetro. Quando se coloca na mesma corrente de ar um termômetro de bulbo úmido e um termômetro de bulbo seco, tem-se um psicrômetro. Na maioria das vezes os psicrômetros se uti

lizam de termômetros de líquido em vidro mas, termopares, termômetros de resistência e outros podem também ser usados.

Como pode ser observado na referência [8] alguns fatores, tais como troca de calor por radiação do meio para os termômetros, podem afetar as leituras realizadas. Para a obtenção de resultados confiáveis é necessário uma cuidadosa utilização dos psicrômetros. A circular 512 do National Bureau of Standards mostra com detalhes o procedimento padrão para o uso de psicrômetros.

A análise de incertezas realizada no Apêndice 9 , mostrou que a medida da umidade do ar era um parâmetro de grande contribuição na incerteza global da experiência. Portanto, a umidade do ar, nas experiências realizadas, foi medida através da utilização de três tipos de instrumentos: um higrômetro, um psicrômetro de termômetros de mercúrio com ventilação forçada e um psicrômetro colocado nas linhas de ar da experiência, utilizando termopares cobre-constantan como sensores de bulbo úmido e bulbo seco.

A umidade do ar na entrada do sistema experimental foi determinada através da utilização dos três tipos de psicrômetros, ao passo que a umidade de saída foi controlada apenas por termopares de bulbo úmido e seco.

O higrômetro utilizado era da marca Sundo com menor divisão da escala de 1% de umidade relativa e 0,1°C de temperatura de bulbo seco. Este tipo de instrumento só deve ser utilizado em atmosferas de condições estáveis, uma vez que, seu tempo de resposta para uma mudança de condição do ar, é elevado.

O psicrômetro de ventilação forçada era da marca Hafnni e possuía dois termômetros de mercúrio com menor divisão da escala de $0,2^{\circ}\text{C}$. Uma vez acionado seu ventilador as temperaturas atingiam rapidamente os valores da temperatura de bulbo úmido e bulbo seco, permanecendo estáveis nestas condições por tempo suficiente a permitir a leitura.

O psicrômetro com termopares de bulbo úmido e bulbo seco foram desenvolvidos no laboratório. Os detalhes construtivos são descritos na seção seguinte.

A6.2 - Termopares de Bulbo Úmido e Bulbo Seco

Inúmeros testes, com vários tipos de mechas e termopares, foram realizados até que fosse atingido o grau de confiabilidade desejado. Foram testadas as influências de quatro fatores principais:

- a) dimensões e material das mechas
- b) alimentação das mechas
- c) dimensões das soldas dos termopares
- d) velocidade do ar

A6.2.1 - Dimensões e Material da Mecha:

Para umedecer o termopar de bulbo úmido foram utilizadas, primeiramente, pavios de lamparina feitos de fio de algodão trançado, com diâmetro de 6mm. O termopar foi introduzido no centro do pavio, conforme mostra a figura A6.1.

Fig. A6.1 Colocação do Termopar de Bulbo Úmido

Foi verificado que pavios destas dimensões fazem com que o tempo de resposta do termopar de bulbo úmido seja elevado. Em alguns casos observou-se que a temperatura de bulbo úmido não chegou a ser atingida. Com o objetivo de diminuir o tempo de resposta do termopar o diâmetro da mecha foi reduzido a partir da retirada de alguns fios de algodão, das camadas mais internas. O conjunto passou a apresentar tempo de resposta satisfatório, porém, o pavio ficou muito permeável ao ar, permitindo que o mesmo atingisse o termopar, provocando assim uma leitura que se situava entre a temperatura do ar e a temperatura de bulbo úmido. Foi verificado também que pavios feitos deste material esgarçam quando umedecidos e expostos à corrente de ar deixando, em pouco tempo, o termopar descoberto.

Foram testados a seguir cordões feitos de fio de algodão e nylon trançados, comumente utilizados no controle de persianas de janelas. Do cordão, com cerca de 4mm de diâmetro, foram retiradas poucas fibras internas de modo a acomodar o termopar. O conjunto apresentou excelentes resultados, tanto no que diz respeito ao tempo de resposta quanto à durabilidade do cordão.

A6.2.2 - Alimentação das Mechas

Foi testada, primeiramente, a alimentação contínua das mechas, por capilaridade. A mecha que envolvia o termopar pos sua um comprimento tal que permitia sua imersão parcial em água destilada (figura A6.2a). A alimentação por capilaridade se mostrou irregular, provocando um grande espalhamento nas leituras da temperatura de bulbo úmido.

Fig. A6.2a Alimentação por Capilaridade

Fig.A6.2b Alimentação por Injeção

A figura A6.2.b mostra o sistema de alimentação adotado nas experiências. Água destilada era injetada através de uma agulha, sobre a mecha de modo a saturá-la. Este procedimento deveria ser repetido antes de cada medição.

Este tipo de alimentação implica na adição, na corrente de ar, de consideráveis quantidades de água. Por esta razão as medidas de umidade foram feitas em derivação das linhas principais de ar, de modo a não introduzir quantidades desconhecidas de água na seção de testes.

A temperatura do termopar inserido na mecha, foi monitorada desde o instante da injeção de água até o momento em que a mecha secava completamente. Foi verificado que a temperatura partia de um valor próximo à temperatura da água injetada, caindo rapidamente para um valor mínimo e aí permanecendo durante um intervalo de tempo relativamente elevado. A partir daí a temperatura se elevava para um valor próximo à temperatura do ar, indicando que a mecha havia secado completamente. Este tipo de comportamento permitiu que a temperatura de bulbo úmido fosse facilmente detectada durante as experiências realizadas.

A6.2.3 - Dimensões das soldas do termopares:

O comportamento do conjunto mecha-termopar praticamente não era influenciado pelas dimensões das soldas produzidas nos termopares. Isto se deve ao fato de que a "inércia" térmica da mecha se sobrepõe à do termopar.

O presente trabalho foram utilizados termopares com soldas relativamente pequenas.

Os termopares utilizados foram calibrados com o objetivo de diminuir as incertezas nas medidas (Apêndice 2).

A6.2.4 - Velocidade do Ar

Como pode ser observado na referência [8] e nas figuras A6.4 e A6.5, o uso de uma velocidade de ar adequada pode

tornar desnecessárias quaisquer correções a serem feitas na temperatura de bulbo úmido. Nas experiências realizadas foram evitadas velocidades de ar que exigissem tais correções. Com este objetivo os tubos de medidas de umidade foram dotados de válvulas de controle da vazão de ar, conforme mostra a figura A6.3.

Fig. A6.3 Controle da Velocidade do Ar

Um tubo de Pitot colocado à saída de cada tubo de medida de umidade, registrava a velocidade do ar. Desta forma as medidas de umidade foram realizadas com velocidades iguais nos tubos de medida de umidade, de entrada e saída.

Foi verificado que velocidades de ar elevadas, também não são as ideais para a medida de umidade. De fato velocidades elevadas aceleram a secagem da mecha, reduzindo substancialmente o tempo de permanência do patamar de temperatura de bulbo úmido, o que dificulta bastante às leituras a serem realizadas. As velocidades do ar no interior dos tubos de umidade adotadas nas experiências feitas foram da ordem de 5 m/s.

Diversos testes foram realizados comparando medidas de umidade absoluta do ar feitas com os três instrumentos utilizados na experiência. Os resultados obtidos nestes testes atesta

ram a confiabilidade do uso do psicrômetro de termopares desen-
volvido.

Foi observado em experiências anteriores, que a conta-
minação do ar com partículas de tri-etileno glicol em suspensão,
provoca erros significativos na leitura da temperatura de bulbo ú-
mido do ar, a partir da impregnação da mecha com tri-etileno gli-
col. Este problema foi solucionado, satisfatoriamente, com o
uso de um separador centrífugo de partículas (Apêndice 7).

Fig. A6.4 Fator de Correção para Leitura da Temperatura de Bulbo Úmido

Fig. A6.5 Fator de Correção para Leitura da Temperatura de Bulbo Úmido

APÊNDICE 7

EQUIPAMENTO DE SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS-CICLONE

Como foi mencionado no Apêndice 6, a medida de umidade de ar através de termopares de bulbo úmido e bulbo seco, requer que a corrente de ar esteja livre de partículas de tri-etileno glicol em suspensão. A perda de tri-etileno glicol através do arrastamento de partículas líquidas pelo ar, também deveria ser evitado devido aos custos do líquido.

Para solucionar estes problemas foi construído um separador antrífugo de partículas, o Ciclone. Este aparelho foi colocado à saída de seção de testes, na linha principal de ar (Capítulo 3).

O ciclone é um dos separadores de partículas que apresentam menores custos de fabricação e de operação. Este tipo de equipamento é usualmente empregado na separação de partículas sólidas ou líquidas de correntes gasosas ou também, na separação de partículas sólidas de corrente líquidas.

No ciclone a corrente líquida ou gasosa penetra tangencialmente na parte superior de uma câmara cilíndrica ou cônica, através de uma ou mais entradas, saindo por uma abertura central. As partículas em suspensão são levadas para as paredes do ciclone devido ao movimento de rotação da corrente gasosa. As partículas separadas são conduzidas à saída situada na parte inferior de equipamento.

Um ciclone é, portanto, uma câmara de sedimentação na qual a aceleração da gravidade é substituída por uma ace

lação centrífuga. Em condições normais de operação, a força centrífuga de separação é de 5 a 2500 vezes maior do que a força da gravidade, dependendo das dimensões do ciclone.

A figura A7.1 mostra as proporções ideais que devem ser respeitadas quando da construção de um ciclone. Estas proporções otimizam o equipamento no que diz respeito à perda de carga e eficiência de coleção de partículas. Um estudo detalhado de separadores do tipo ciclone pode ser encontrado na referência [17]

Fig. A7.1 Proporções Padronizadas do Ciclone

APÊNDICE 8

RESOLUÇÃO NUMÉRICA DO PROBLEMA

A resolução numérica do problema proposto no Capítulo 2, foi dividida em três etapas principais:

- a) Redução dos dados experimentais
- b) Integração do sistema de equações diferenciais com posto pelas equações 2.16 e 2.43
- c) Integração do segundo membro da equação 2.48 (integral de Merkel)

Com o objetivo de atender as necessidades acima mencionadas, foi desenvolvido um programa de computador em linguagem FORTRAN IV. Sua estrutura é composta de um programa principal, 5 subrotinas principais e 2 subrotinas auxiliares. Um esquema da estrutura de funcionamento do programa desenvolvido é apresentado na figura A8.1

O computador utilizado na resolução do programa foi um IBM/370. O tempo médio de CPU gasto na resolução de um caso típico foi de 5 segundos, enquanto a área de memória ocupada ficou em torno de 100 K.

Uma descrição do programa principal e das subrotinas desenvolvidas pode ser encontrada nos parágrafos que se seguem. No final deste Apêndice é apresentada uma listagem típica do programa desenvolvido.

Fig. A8.1 Diagrama de Bloco do Programa

É importante ressaltar que o objetivo fundamental do programa desenvolvido é a resolução do modelo teórico proposto no Capítulo 2 para fins de avaliação da teoria apresentada naquele capítulo. Deste modo não houve a preocupação de se otimizar o programa criado, com relação ao tempo de execução ou mesmo à memória alocada. Na hipótese deste programa vir a ser empregado, sistematicamente, em projetos de desumidificadores de ar, recomenda-se a sua re-estruturação de modo a facilitar a sua utilização, principalmente no que diz respeito aos procedimentos de entrada de dados.

A8.1 - Programa Principal

No programa principal são lidos os dados experimentais e as propriedades físicas de interesse. A subrotina DESUM é chamada nesta etapa do programa.

A8.2 - Subrotinas Principais

Subrotina DESUM: Nesta subrotina os dados experimentais declarados no programa principal são reduzidos através dos procedimentos descritos no Capítulo 4, de modo a preparar a integração das equações diferenciais.

Na redução dos dados, a subrotina DESUM se utiliza da subrotina auxiliar VAPOR.

Subrotina DHPCG: A subrotina DHPCG é responsável pela integração do sistema de equações diferenciais de 1ª. ordem com condições iniciais especificadas, formado pelas equações 2.16 e 2.43. Esta subrotina pertence aos arquivos da IBM e usa o método de Predição e Correção com modificação de Hamming para solução de problemas de valor inicial. Uma descrição detalhada deste método numérico pode ser encontrada na referência [18]

A subrotina DHPCG se utiliza das subrotinas DHDW e IMPRIM, respectivamente, na avaliação do lado direito do sistema de equações diferenciais e para impressão dos resultados da integração.

Subrotina DHDW: Esta é uma subrotina elaborada para o
perar a uma chamada da subrotina DHPCG.
Nesta subrotina é feito o cálculo das funções que compõem o lado
direito do sistema de equações diferenciais.

A subrotina DHDW se utiliza das subrotinas auxiliares
VAPOR e CETEG, respectivamente, no cálculo das propriedades ter
modinâmicas da água e da solução aquosa de tri-etileno glicol.

Subrotina MERKEL: Nesta subrotina é calculada a inte
gral que aparece no segundo membro
da equação 2.47. A integração é feita através do método dos tra
pézios. Esta subrotina é chamada na subrotina IMPRIM.

Subrotina IMPRIM: Além da finalidade do controle da im
pressão dos resultados do programa,
a subrotina IMPRIM é utilizada na comunicação com a subrotina
DHPCG. Desta forma qualquer mensagem para interrupção do proces
so de integração deve ser declarada na subrotina IMPRIM.

A3.3 - Subrotinas Auxiliares:

Subrotina Vapor: Esta subrotina foi elaborada com o ob
jetivo de calcular as propriedades de
saturação da água. Assim a partir de uma propriedade qualquer
de entrada (por exemplo a temperatura), todas as outras proprie
dades podem ser determinadas. O método de cálculo empregado foi
o da interpolação linear nas tabelas de vapor d'água lidas no pro
grama principal.

Subrotina Ceteg: Esta subrotina calcula a pressão de vapor de equilíbrio da solução aquosa de tri-etileno glicol a partir do conhecimento da temperatura e da concentração da solução. Para isso é utilizado o método de interpolação linear bidimensional nas curvas de equilíbrio para água e tri-etileno glicol.

A8.4 - Nomenclatura utilizada no programa

CONC - concentração da solução aquosa de tri-etileno glicol

CPAR - calor específico a pressão constante do ar seco

CPARUM - calor específico a pressão constante do ar úmido

CPW - calor específico a pressão constante da água

HDAV - coeficiente de difusão do desumificador

HE - entalpia do ar na seção inferior do desumificador

HM - entalpia de mistura de tri-etileno glicol a água

HS - entalpia do ar na seção superior do desumificador

HSARTM - entalpia de equilíbrio

NDD - número de divisões do desumificador

PATM - pressão atmosférica

TLEW - número de Lewis

TEGIN - temperatura da solução de tri-etileno glicol na seção superior do desumificador

TBSE - temperatura de bulbo seco do ar na seção inferior do desumificador

TBUE - temperatura de bulbo úmido do ar na seção inferior do desumificador

TBSS - temperatura de bulbo seco do ar na seção superior do desu

mificador

TBUS - temperatura de bulbo úmido do ar na seção superior do desumificador

TBSEX - temperatura de bulbo seco do ar de entrada, avaliada, no tubo de medida de umidade

TBUEx - temperatura de bulbo úmido do ar de entrada, avaliada, no tubo de medida de umidade

TBSsx - temperatura de bulbo seco do ar na saída avaliada no tubo de medida de umidade

TBUSx - temperatura de bulbo úmido do ar na saída avaliada no tubo de medida de umidade

TT - temperatura da solução de tri-etileno glicol na seção inferior do desumificador

VASEC - vazão mássica de ar seco

VAZAR - vazão mássica de ar

VATEG - vazão mássica de solução aquosa de tri-etileno glicol

VOLTM - volume do desumificador

WS - umidade absoluta do ar na seção superior do desumificador

WE - umidade absoluta do ar na seção inferior do desumificador

WSARTM - umidade absoluta de equilíbrio

X - umidade absoluta do ar

Y(1) - temperatura da solução de tri-etileno glicol

Y(2) - entalpia do ar

```

      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
      COMMON/DESUM1/TLEW
      COMMON/DESUM4/CPW,PATM,VAZAR,VATEG,CPAR
      COMMON/DESUM5/TEGIN,TBSE,TBUE,TBSS,TBUS,TBSEX,TBUEX,TBSSX,TBUSX
      COMMON/TABELA/T(120),PSAT(120),HLAT(120),HGAS(120)
      COMMON/CETEG1/TTEG(16),CONTEG(7),PVTEG(16,7)
      COMMON/DHEDW1/WS,WE,CPARUM
      COMMON/DHEDW2/CONC1
      COMMON/DHEDW2/CONC
      COMMON/DHEDW4/WSARTM,DRF
      COMMON/DHEDW5/I,J,WS1

C
C
C
C      LEITURA DOS DADOS
C      LEITURA DOS DADOS DA TABELA DE VAPOR:
C      N=120
C      N=NUMERO DE PONTOS DA TABELA.
C      DO 100 I=1,M
C      READ(5,200)T(I),PSAT(I),HLAT(I),HGAS(I)
100    CONTINUE
200    FORMAT(F4.0,F7.4,F7.2,F7.2)
C      LEITURA DAS CURVAS DE EQUILIBRIO DO TRIETILENO GLICOL:
C      FAIXA DE OPERACAO: 50 A 200F, 80 A 99.5%.
C      N=7
C      READ(5,500)((CONTEG(I),I=1,N)
500    FORMAT(7F10.0)
C      NN=16
C      READ(5,501)(TTEG(I),I=1,NN)
501    FORMAT(8F10.0)
C      READ(5,500)((PVTEG(I,J),J=1,N),I=1,NN)

C
C
C      VALORES MEDIDOS EXPERIMENTALMENTE
C
C      VAZAO DE AR NA TORRE(LBM/HR)
C      VAZAR=599.93
C      VAZAO DE TEG NA TORRE(LBM/HR)
C      VATEG=286.79
C      TEMPERATURA DE ENTRADA DO TEG
C      TEGIN=76.17
C      TEMPERATURAS DE BULBO UMIDO E SECO NA ENTRADA DA TORRE (MEDIDAS)
C      TBSE=83.82
C      TBSEX=83.30
C      TBUEX=75.20
C      TEMPERATURA DE BULBO UMIDO E SECO NA SAIDA DA TORRE(MEDIDAS)
C      TBSS=88.52
C      TBSSX=82.97
C      TBUSX=66.40
C      CALOR ESPECIFICO DO AR:
C      CPAR=0.240
C      CALOR ESPECIFICO DA AGUA:
C      CPW=1.00
C      PATM=14.696
C      CONCENTRACAO DO TEG NA ENTRADA DO TROCADOR DE MASSA:
C      CONC1=0.9323
C      TLEW=0.90
C      CALL DESUM
C      STOP
C      END

```

```

SUBROUTINE DESUM
IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
COMMON/DESUM1/TLEW
COMMON/DESUM4/CPW,PATM,VAZAR,VATEG,CPAR
COMMON/DESUM5/TEGIN,TBSE,TBUE,TBSS,TBUS,TESEX,TBUEX,TBSSX,TBUSX
COMMON/DHGW1/WS,WE,CPARUM
COMMON/DHGW2/CONC1
DIMENSION PRMT(5)
DIMENSION AUX(16,2)
DIMENSION DERY(2),Y(2)
EXTERNAL IMPRIM
EXTERNAL DHGW

```

```

C
C CONDICUES DO AR NA ENTRADA CALCULADAS A PARTIR DE TBUEX E TBSEX
C   TEMP=TBUEX
C   PRESS=0.
C   HFGI=0.
C   HGASI=0.
C   CALL VAPOR(TEMP,PRESS,HFGI,HGASI)
C   PRESSAO DE SATURACAO NA TEMPERATURA DE BULBO UMIDO
C   PGUE=PRESS
C   PRESSAO PARCIAL DO VAPOR (CARRIER)
C   PWE=PGUE-(PATM-PGUE)*(TBSEX-TBUEX)/(2830.-1.44*TBUEX)
C   UMIDADE ABSOLUTA
C   WE=0.622*PWE/(PATM-PWE)
C   TEMPERATURA DE BULBO UMIDO NA ENTRADA
C   TBSEC=TBSE
C   PARC=PWE
C   CALL TEST1(TBSEC,PARC,PATM,TBUM)
C   TBUE=TBUM
C   CONDICUES DO AR NA SAIDA DA TORRE
C   PRESSAO PARCIAL DO VAPOR NA SAIDA
C   TEMP=TBUSX
C   PRESS=0.
C   HFGI=0.
C   HGASI=0.
C   CALL VAPOR(TEMP,PRESS,HFGI,HGASI)
C   PGUS=PRESS
C   PWS=PGUS-(PATM-PGUS)*(TBSSX-TBUSX)/(2830.-1.44*TBUSX)
C   UMIDADE ABSOLUTA NA SAIDA
C   WS=0.622*PWS/(PATM-PWS)
C   ENTALPIA DO AR NA SAIDA
C   TEMP=TBSS
C   PRESS=0.
C   HFGI=0.
C   HGASI=0.
C   CALL VAPOR(TEMP,PRESS,HFGI,HGASI)
C   HG=HGASI
C   HS=CPAR*TBSS+WS*HG
C   ENTALPIA DO AR NA ENTRADA
C   TEMP=TBSE
C   PRESS=0.
C   HFGI=0.
C   HGASI=0.
C   CALL VAPOR(TEMP,PRESS,HFGI,HGASI)
C   HG=HGASI
C   HE=CPAR*TBSE+WE*HG
C   CALCULO DO DW
C   NDD=51
C   DW=(WE-WS)/DFLOAT(NDD-1)
C
C   UMED=(WE+WS)/2.
C   CPARUM=CPAR+0.45*UMED
C   REPARACAO PARA RUNGE-KUTTA
C   FRMT(1)=WE
C   FRMT(2)=WS
C   FRMT(3)=-DW
C   FRMT(4)=0.05
C   DERY(1)=0.3
C   DERY(2)=0.7
C   NDIM=2.
C   Y(1)=95.36
C   Y(2)=HE
C   CALL DHPG(PRMT,Y,DERY,NDIM,IHLF,DHGW,IMPRIM,AUX)
C   RETURN
C   END

```

IV G LEVEL 21

IMPRIM

DATE = 81068

21/58/5:

```

SUBROUTINE IMPRIM(X,Y,DERY,IHLF,NDIM,PRMT)
IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
COMMON/DHDW1/WS,WE,CPARUM
COMMON/DHDW2/CONC1
COMMON/DHDW5/I,J,WS1
COMMON/DHDW2/CONC
COMMON/DHDW4/WSARTM,DRF
COMMON/DESUM1/TLEW
COMMON/DESUM4/CPW,PATM,VAZAR,VATEG,CPAR
COMMON/DESUM5/TEGIN,TBSE,TBUE,TBSS,TBUS,TESEX,TBUEX,TBSSX,TBUSX
DIMENSION Y(2),DERY(2),PRMT(5)
IF(DRF.LE.0.0)GOTO 5
GOTO 6
5 PRMT(5)=1.0
WRITE(6,45)
GOTO 35
6 TSTM=(Y(2)-1061.*X)/CPARUM
CALL MERKEL(X,DRF,XMERK)
IF(X.NE.WE)GOTO2
WRITE(6,40)TLEW
WRITE(6,20)DERY(1),DERY(2),IHLF,NDIM
WRITE(6,25)PRMT(1),PRMT(2),PRMT(3),PRMT(4),PRMT(5)
WRITE(6,10)
2 WRITE(6,15)X,Y(1),Y(2),CONC,TSTM,DRF
WS1=WS+0.00001
IF(X.GT.WS1)GOTO 35
ERR01=DABS(TEGIN-Y(1))
ERR02=DABS(TBSS-TSTM)
ERR0=ERR01**2.+ERR02**2.
ERR0=ERR0**0.5
WRITE(6,30)ERR0
WRITE(6,50)XMERK
10 FCRMAT(5X,'X:',10X,'Y(1):',8X,'Y(2):',9X,'CONC:',9X,'TBS:',9X,'TEL
1:',9X,'UMID< REL:',9X,'WSAR:',9X,'DRV FORCE:'//)
15 FORMAT(2X,F7.5,7X,F6.2,7X,F6.3,8X,F6.4,8X,F6.2,57X,F8.5//)
20 FORMAT(2X,'DERY(1):',E14.7//2X,'DERY(2):',E7.2//2X,'IHLF:',F5.2//2
1X,'NDIM:',F3.1//)
25 FCRMAT(5(2X,'PRMT:',F7.5//))
30 FORMAT(2X,'ERRO EM RELACAO AS TEMPERATURAS MEDIDAS:',F6.2//)
40 FORMAT(1H1,2X,'NUMERO DE LEWIS:',F5.3//)
45 FORMAT(10X,'INTEGRACAO INTERROMPIDA.DRIVING FORCE IGUAL A ZERO')
50 FORMAT(2X,'INTEGRAL DE MERKEL:',F7.4//)
35 RETURN
END

```

N° IV G LEVEL 21

MERKEL

DATE = 81069

21/58/5

```

SUBROUTINE MERKEL(X,DRF,XMERK)
IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
COMMON/DHDW1/WS,WE,CPARUM
COMMON/DHDW5/I,J,WS1
DIMENSION X1(2),DRF1(2),SOMA(100)
IF(X.NE.WE)GOTO 3
I=1
J=1
3  X1(I)=X
   DRF1(I)=DRF
   IF(I.EQ.2.0)GOTO 4
   I=2
   GOTO 35
4  DX=DABS(X1(2)-X1(1))
   FRD=(1./DRF1(1)+1./DRF1(2))/2.
   SCMA(J)=FRD*DX
   X1(1)=X1(2)
   DRF1(1)=DRF1(2)
   J=J+1
   IF(X.GT.WS1)GOTO 35
   XMERK=0.0
   J=J-1
   DO 10 K=1,J
   XMERK=XMERK+SOMA(K)
10  CONTINUE
35  RETURN
END

```

IN IV G LEVEL 21

CETEG

DATE = 81068

21/58/5

```

SUBROUTINE CETEG(TEMP,CON,PVAP)
IMPLICIT REAL*8 (A-H,C-Z)
DIMENSION B(7)
COMMON/CETEG1/TTEG(16),CONTEG(7),PVTEG(16,7)
C  SUBROTINA PARA DETERMINACAO DA PRESSAO DE VAPOR DO AR NA INTERFACE A
C  A PARTIR DA TEMPERATURA E DA CONCENTRACAO ATRAVES DAS CURVAS DE EQU
C  METODO USADO: INTERPOLACAO LINEAR BIDIMENSIONAL.
A=31
N=7
C  LOCALIZACAO DA TEMPERATURA:
DO 10 I=1,M
IF(TEMP.GT.TTEG(I))GOTO 10
J=I-1
A=(TEMP-TTEG(J))/(TTEG(I)-TTEG(J))
DO 15 L=1,N
B(L)=(PVTEG(I,L)-PVTEG(J,L))*A+PVTEG(J,L)
15 CONTINUE
GOTO 11
10 CONTINUE
C  LOCALIZACAO DA CONCENTRACAO E INTERPOLACAO DA PRESSAO DE VAPOR:
11 DO 20 K=1,N
IF(CON.GT.CONTEG(K))GOTO 20
JJ=K-1
AA=(CON-CONTEG(JJ))/(CONTEG(K)-CONTEG(JJ))
PVAP=(B(K)-B(JJ))*AA+B(JJ)
GOTO 21
20 CONTINUE
C  CONVERSÃO DA PRESSAO(MM.HG PARA PSI):
21 PVAP=PVAP*0.01934
RETURN
END

```



```

SUBROUTINE VAPOR(TEMP,PRESS,HFGI,HGASI)
IMPLICIT REAL*8 (A-H,C-Z)
COMMON/TABELA/T(120),PSAT(120),HLAT(120),HGAS(120)
C  SUBROTINA DE INTERPOLACAO.
N=120
C  INTERPOLACAO DE ACORDO COM APROPRIEDADE DE ENTRADA:
IF(TEMP.NE.0.0)GOTO 1
IF(PRESS.NE.0.0)GOTO 2
IF(HFGI.NE.0.0)GOTO 3
IF(HGASI.NE.0.0)GOTO 4
C  PROPRIEDADE DE ENTRADA: TEMPERATURA.
C  LOCALIZACAO DA TEMPERATURA A SER INTERPOLADA:
1  DO 10 I=1,M
IF(TEMP.GT.T(I))GOTO 10
J=I-1
A=(TEMP-T(J))/(T(I)-T(J))
PRESS=(PSAT(I)-PSAT(J))*A+PSAT(J)
HFGI=(HLAT(I)-HLAT(J))*A+HLAT(J)
HGASI=(HGAS(I)-HGAS(J))*A+HGAS(J)
GOTO 11
10  CONTINUE
11  GOTO 1000
C  PROPRIEDADE DE ENTRADA: PRESSAO.
C  LOCALIZACAO DA PRESSAO A SER INTERPOLADA:
2  DO 20 I=1,M
IF(PRESS.GT.PSAT(I))GOTO 20
J=I-1
B=(PRESS-PSAT(J))/(PSAT(I)-PSAT(J))
TEMP=(T(I)-T(J))*B+T(J)
HFGI=(HLAT(I)-HLAT(J))*B+HLAT(J)
HGASI=(HGAS(I)-HGAS(J))*B+HGAS(J)
GOTO 21
20  CONTINUE
21  GOTO 1000
C  PROPRIEDADE DE ENTRADA: ENTALPIA DE VAPORIZACAO
C  LOCALIZACAO DA ENT. DE VAPORIZACAO A SER INTERPOLADA:
3  DO 30 I=1,M
IF(HFGI.GT.HLAT(I))GOTO 30
J=I-1
C=(HFGI-HLAT(J))/(HLAT(I)-HLAT(J))
TEMP=(T(I)-T(J))*C+T(J)
PRESS=(PSAT(I)-PSAT(J))*C+PSAT(J)
HGASI=(HGAS(I)-HGAS(J))*C+HGAS(J)
GOTO 31
30  CONTINUE
31  GOTO 1000
C  PROPRIEDADE DE ENTRADA: ENTALPIA DO VAPOR.
C  LOCALIZACAO DA ENTALPIA DO VAPOR A SER INTERPOLADA:
4  DO 40 I=1,M
IF(HGASI.GT.HGAS(I))GOTO 40
J=I-1
D=(HGASI-HGAS(J))/(HGAS(I)-HGAS(J))
TEMP=(T(I)-T(J))*D+T(J)
PRESS=(PSAT(I)-PSAT(J))*D+PSAT(J)
HFGI=(HLAT(I)-HLAT(J))*D+HLAT(J)
GOTO 41
40  CONTINUE
41  GOTO 1000
1000  RETURN
END

```

IV G LEVEL 21

TEST1

DATE = 81068

21/58/5

```

SUBROUTINE TEST1(TBSEC,PARC,PATM,TBUM)
  IMPLICIT REAL*8 (A-H,C-Z)
  COMMON/TABELA/T(120),PSAT(120),HLAT(120),HGAS(120)
  N=120
  C SUBROTINA PARA CALCULO DA TEMP DE BULBO UMIDO
  C USANDO A EQUACAO DE CARRIER E A TABELA DE VAPOR.
  C ACRESCIMO NA TEMPERATURA A CADA ITERACAO:
    DELTA=0.01
  C TOLERANCIA PARA TESTE DE CONVERGENCIA:
    E=0.005
  C APROXIMACAO INICIAL:
    TBUM=33.
    GOTO 2
  C CALCULO DE PG* PELA EQUACAO DE CARRIER:
    1 TBUM=TBUM+DELTA
    2 A=(TBSEC-TBUM)/(2830.-1.44*TBUM)
    PGU=(PATM*A+PARC)/(1+A)
  C INTERPOLACAO NA TABELA DE VAPOR:
    DO 10 I=1,M
    IF(PGU.GT.PSAT(I))GOTO 10
    J=I-1
    A=(PGU-PSAT(J))/(PSAT(I)-PSAT(J))
    TEMP=(T(I)-T(J))*A+T(J)
    GOTO 11
  10 CONTINUE
  11 IF(DABS(TBUM-TEMP)/TEMP.GT.E)GOTO 1
    TBUM=TEMP
    RETURN
  END

```

X: (W)	Y(1): (t _m)	Y(2): (h)	CONC:	TBS:
0.01697	95.15	38.744	0.9323	84.28
0.01690	95.21	38.702	0.9324	84.41
0.01683	95.13	38.659	0.9326	84.54
0.01676	95.01	38.616	0.9327	84.66
0.01669	94.83	38.572	0.9328	84.78
0.01662	94.75	38.527	0.9330	84.90
0.01655	94.63	38.481	0.9331	85.01
0.01641	94.55	38.388	0.9334	85.23
0.01628	94.03	38.293	0.9336	85.43
0.01614	93.33	38.194	0.9339	85.63
0.01600	93.33	38.092	0.9342	85.81
0.01586	93.13	37.987	0.9344	85.98
0.01572	92.33	37.879	0.9347	86.14
0.01558	92.33	37.768	0.9350	86.29
0.01545	92.13	37.654	0.9352	86.42
0.01531	91.32	37.536	0.9355	86.54
0.01517	91.15	37.416	0.9357	86.64
0.01503	91.07	37.292	0.9360	86.74
0.01489	90.57	37.165	0.9363	86.82
0.01475	90.23	37.036	0.9365	86.89
0.01462	89.34	36.903	0.9368	86.95
0.01448	89.11	36.767	0.9371	86.99
0.01434	88.37	36.628	0.9373	87.02
0.01420	88.31	36.487	0.9376	87.04

0.01406	88.11	36.342	0.9379	87.05
0.01392	87.55	36.195	0.9381	87.05
0.01379	87.17	36.044	0.9384	87.04
0.01365	86.57	35.891	0.9387	87.01
0.01351	86.15	35.735	0.9389	86.97
0.01337	85.53	35.576	0.9392	86.92
0.01323	84.93	35.414	0.9395	86.86
0.01309	84.44	35.249	0.9397	86.79
0.01296	83.83	35.082	0.9400	86.70
0.01282	83.31	34.911	0.9403	86.61
0.01268	82.73	34.738	0.9405	86.50
0.01254	82.13	34.563	0.9408	86.39
0.01240	81.53	34.385	0.9411	86.26
0.01226	80.91	34.204	0.9413	86.12
0.01213	80.23	34.020	0.9416	85.97
0.01199	79.55	33.834	0.9419	85.81
0.01185	79.00	33.646	0.9421	85.64
0.01171	78.33	33.454	0.9424	85.46
0.01157	77.55	33.260	0.9426	85.27
0.01143	76.57	33.063	0.9429	85.06
0.01129	76.27	32.863	0.9432	84.85

0.01116	75.55	32.661	0.9434	84.62
0.01102	74.33	32.455	0.9437	84.38
0.01088	74.11	32.247	0.9440	84.13
0.01074	73.35	32.036	0.9442	83.87
0.01060	72.50	31.822	0.9445	83.60
0.01046	71.33	31.606	0.9448	83.32
0.01033	71.05	31.387	0.9450	83.03
0.01019	70.25	31.165	0.9453	82.72
0.01005	69.43	30.941	0.9456	82.40

ERRO EM RELACAO AS TEMPERATURAS MEDIDAS: 9.09

INTEGRAL DE MERKEL: 1.3705

APÊNDICE 9

ANÁLISE DE INCERTEZAS

Neste Apêndice são descritos os procedimentos de determinação das incertezas associadas aos principais resultados deste trabalho, quais sejam, as temperaturas do ar e da solução aquosa de tri-etileno glicol, a integral de Merkel e o coeficiente de troca de massa do equipamento $h_{Dv} A$.

É importante lembrar que a análise a ser feita neste apêndice é capaz de prever, apenas, a propagação de erros experimentais aleatórios. Erros sistemáticos ou mesmo erros do modelo teórico escapam a este tipo de análise.

No cálculo das incertezas associadas aos parâmetros de interesse, foi utilizado o critério de Kline e McClintock [15] para pequenos espaços amostrais. Este critério é sucintamente descrito a seguir.

Seja M uma função tal que:

$$M = f(a_1, a_2, \dots, a_n)$$

A incerteza ΔM associada a M é dada por

$$\Delta M^2 = \left(\frac{\partial M}{\partial a_1}\right)^2 (\Delta a_1)^2 + \left(\frac{\partial M}{\partial a_2}\right)^2 (\Delta a_2)^2 + \dots + \left(\frac{\partial M}{\partial a_n}\right)^2 (\Delta a_n)^2 \quad (A9.1)$$

onde os Δa_i são as incertezas associadas a cada parâmetro a_i .

A expressão A9-1 fornece as incertezas associadas a M dentro de 95% de probabilidade, ou seja, em 100 medidas feitas 95 terão incertezas menores ou iguais a ΔM , se o desvio padrão tiver um valor igual a metade de ΔM

No presente trabalho tem-se:

$$\text{Merkel, } T_{TE}, T_{SAR} = f (L_e, \dot{m}_a, \dot{m}_m, T_{bse}, T_{buex}, T_{bsex}, T_{bssx}, x, T_{TS}, h^*)$$

Devido à complexidade das funções envolvidas, as derivadas parciais de Merkel, T_{TE} e T_{SAR} com relação a todos parâmetros acima descritos, foram determinados numericamente.

As tabelas A10.1, A10.2, A10.3 apresentam os resultados obtidos na análise de incertezas de uma experiência típica.

Uma observação nestas tabelas mostra que os parâmetros que mais contribuem para a incerteza global das experiências são as temperaturas de bulbo úmido do ar na entrada e saída da seção de testes, a temperatura e a concentração de saída da solução.

A incerteza no coeficiente de troca de massa $h_D A_V$ foi determinada a partir da aplicação do critério de Kline e McClintock à equação 2.47.

$$\frac{h_D A_V V}{\dot{m}_a} = - \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}} \quad (2.47)$$

ou
$$h_{D,V}^{A_v} = - \frac{\dot{m}_a M}{V}$$

onde
$$M = \int_{W_1}^{W_2} \frac{dW}{W - W_{eq}}$$

pelo critério de Kline e McClintock:

$$\Delta (h_{D,V}^{A_v})^2 = \left(\frac{\partial h_{D,V}^{A_v}}{\partial \dot{m}_a} \Delta \dot{m}_a \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{D,V}^{A_v}}{\partial M} \Delta M \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{D,V}^{A_v}}{\partial V} \Delta V \right)^2$$

As derivadas parciais da expressão acima foram calculadas analiticamente. Os valores para a incerteza experimental do coeficiente de troca de massa $h_{D,V}^{A_v}$ relativos a cada experiência realizada estão apresentados na tabela 5.4 do Capítulo 5.

TABELA A9-1

Exp.: 5

Merkel calculado: 1,5302

Parâmetro Original	Parâmetro Alterado	Δ Param.	Merkel Alterado	Δ Merkel	$\left(\frac{\Delta \text{ Merk.}}{\Delta \text{ Param.}}\right)^2$	Incert. Param.	$\left(\frac{\Delta}{\Delta \text{ Param.}} \times \text{inc}\right)^2$
Le = 0,90	0,91	0,01	1,5327	0,0025	0,0625	0,5	0,0156
VAZAR = 487,48	492,35	4,87	1,5197	-0,0105	$4,65 \times 10^{-6}$	24,37	0,0028
VATEG = 232,58	234,91	2,33	1,5408	0,0106	$2,07 \times 10^{-5}$	11,63	0,0028
TBSE = 90,73	90,83	0,1	1,5276	-0,0026	0,0007	0,4	0,0001
TBUEx = 78,19	78,29	0,1	1,5193	-0,0109	0,0119	0,4	0,0019
TBSEX = 87,75	87,85	0,1	1,5330	0,0028	0,0008	0,4	0,0001
TBUSX = 65,95	66,05	0,1	1,5195	-0,0107	0,0114	0,4	0,0018
TBSX = 87,75	87,85	0,1	1,5336	0,0034	0,0012	0,4	0,0002
CONCl = 0,9639	0,9629	-0,001	1,5901	0,0599	3588	0,001	0,0036
Y(1) = 109,22	109,32	0,1	1,5393	0,0091	0,0083	0,4	0,0013
HM = 91,0	94,0	3,0	1,5332	0,0030	1×10^{-6}	9,1	0,0001

Incerteza na integral de Merkel: $\Delta \text{Merk} = 0,1841$ (11,38%)

TABELA A9-2

Exp: 5

Temp. do TEG na entrada; $t_{m2}=73,18^{\circ}\text{F}$

Parâmetro Original	Parâmetro Alterado	$\Delta\text{Param.}$	t_{m2} Alterado	Δt_{m2}	$\left(\frac{\Delta t_{m2}}{\text{Param.}}\right)^2$	Incert. Param.	$\left(\frac{\Delta}{\Delta\text{Param.}} \times \text{inc}\right)^2$
Le = 0,90	0,91	0,01	73,19	0,010	1,00	0,5	0,25
VAZAR = 487,48	492,35	4,87	72,66	-0,520	0,0114	24,37	6,77
VATEG = 232,58	234,91	2,33	73,70	0,520	0,0498	11,63	6,73
TBSE = 90,73	90,83	0,1	73,05	-0,1300	1,690	0,4	0,27
TBUEx = 78,19	78,29	0,1	72,57	-0,610	37,21	0,4	5,95
TBSEX = 87,75	87,85	0,1	73,33	0,150	2,25	0,4	0,36
TBUSX = 65,95	66,05	0,1	73,62	4,40	19,36	0,4	3,09
TBSSX = 87,75	87,85	0,1	73,04	-0,140	1,96	0,4	0,3136
CONCL = 0,9639	0,9629	-0,001	73,33	0,15	22500	0,001	0,02
Y(1) = 109,22	109,32	0,1	73,45	0,27	7,29	0,4	0,04
HM = 91,0	94,0	3,0	73,37	0,19	0,0040	9,1	0,33

Incerteza na temperatura t_{m2} : $4,91^{\circ}\text{F}$

TABELA A9-3

Exp.:5

Temp. do Ar na Saída; $t_2 = 90,96$ °F

Parâmetro Original	Parâmetro Alterado	Δ Param	t_2 Alterado	Δt_2	$\left(\frac{\Delta t_2}{\Delta \text{Param.}}\right)^2$	Incert. Param.	$\left(\frac{\Delta}{\Delta \text{Param.}} \times \text{inc.}\right)^2$
Le = 0,90	0,91	0,01	90,70	0,01	1,00	0,5	0,25
VAZAR = 487,48	492,35	4,87	90,55	-0,14	0,0008	24,37	0,47
VATEG = 232,58	234,91	2,33	90,84	0,15	0,0041	11,63	0,55
TBSE = 90,73	90,83	0,1	90,66	-0,03	0,090	0,4	0,01
TBUEx = 78,19	78,29	0,1	90,43	-0,26	6,76	0,4	1,08
TBSEX = 87,75	87,85	0,1	90,76	0,07	0,490	0,4	0,07
TBUSX = 65,95	66,05	0,1	90,87	0,18	3,240	0,4	0,51
TBSSX = 87,75	87,85	0,1	90,63	-0,06	0,360	0,4	0,05
CONCl = 0,9639	0,9629	-0,001	90,80	0,11	12100,00	0,001	0,01
Y(1) = 109,22	109,32	0,1	90,85	0,16	2,560	0,4	0,40
HM = 91,0	94,0	3,0	90,76	0,07	0,0005	9,1	0,045

Incerteza na Temperatura t_2 : 1,85 °F

REFERÊNCIAS

- [1] OLSEN, T.G. e SWARTMAN, R.K., "Solar Air Conditioning Applications for Warm Humid Climate", "Sharing the Sun 76", Winnipeg, Manitoba, Canadá (1976)
- [2] ROBINSON, H.I., "Liquid Sorbent Solar Air Conditioner" Proceedings of Miami 1st International Conference on Alternative Energy Sources", Miami, USA. (1977)
- [3] P.LUNDE, "Solar Desiccant Air Conditioning with Silica Gel", Proc. 2nd Workshop on the use of Solar Energy for cooling buildings. Los Angeles, Califórnia (1976)
- [4] B. SHELPUK (editor), Proc. "Desiccant Cooling Conference SERI, November, 16 1977, Golden Colorado (1978)
- [5] LÖF, G.O.G., Solar Energy Research, Madison, University of Wisconsin Press, 33, 1953, "House Heating and Cooling with Solar Energy".
- [6] PESSOA, J.J.M., "Análise de Sistemas Abertos de condicionamento de Ar Utilizando Energia Solar" Dissertação de Mestrado Dep. Engenharia Mecânica PUC/RJ 1980.
- [7] ZYLBERSTJAIN, D. "Análise das Características e Desempenho de Regeneradores Solares de Placas Paralelas para Desumidificantes Líquidos em Condicionamento de Ar". Dissertação de Mestrado. Dep. Engenharia Mecânica PUC/RJ 1980.
- [8] THRELKELD, J.L., "Thermal Environmental Engineering" Addison-Wesley Company.
- [9] KUSUDA, Tamami, "Humidity and Moisture" Volume 1, Principles and Methods of Measuring Humidity in Gases" edited by Robert E. Ruskin Reinhold P.C. (1965).

- [10] MOONEY, D.A., "Mechanical Engineering Thermodynamics", Prentice Hall Inc., 1953.
- [11] Union Carbide Corporation, "Glicols", USA (1964)
- [12] Gás Conditioning and Processing, Campbell, J.M.
- [13] WELTY, J.R., WILSON, R.E. and WICKS, C.E., "Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer" John Wiley and Sons, New York (1976)
- [14] American Society of Testing Materials, "Manual on the use of Thermo couples in Temperature Measurements" ASTM, Especial Publication 470A, USA. (1974).
- [15] KLINE and MC CLINTOCK "Describing Uncertainties in Single Sample Experiments", Mechanical Engineering, January 1953.
- [16] American Society of Mechanical Engineers"; Flow Measurements by Means of Thin Plate Orifices, Flow Nozzles and Venturi Tubes". ASME POWER TEST CODES, Supplement on Instruments and Apparatus, USA.
- [17] PERRY, R.H. and CHILTON, C.H. "Chemical Engineers Handbook", McGraw Hill Book Company, USA. 1973
- [18] System/360 Scientific Subroutine Package.
- [19] TREYBAL, R.E.; "Mass Transfer Operations" McGraw Hill Book Company, USA. 1968.
- [20] DUFFIE, J.A. and BECKMAN, W.A., "Solar Energy Thermal Process" Wiley (1974)
- [21] VAN WYLEN - SONTAG "Fundamentos da Termodinâmica Clássica".
- [22] Cooling Tower Institute, "Acceptance Test Procedure for Industrial Water Cooling Towers.