

UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAÍBA  
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
CURSO DE MESTRADO EM ENGENHARIA QUÍMICA

DESIDRATAÇÃO DE POLPA DE UMBU EM LEITO DE JORRO  
- ESTUDOS FLUIDODINÂMICOS E TÉRMICOS -

MARIA DE FÁTIMA MEDEIROS DE LIMA

CAMPINA GRANDE  
AGOSTO DE 1992

DESIDRATAÇÃO DE POLPA DE UMBU EM LEITO DE JORRO  
- ESTUDOS FLUIDODINÂMICOS E TÉRMICOS -

MARIA DE FÁTIMA MEDEIROS DE LIMA

*Dissertação apresentada ao Curso de  
Mestrado em Engenharia Química da  
Universidade Federal da Paraíba, em  
cumprimento às exigências para obtenção  
do grau de Mestre.*

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: OPERAÇÕES E PROCESSOS

ORIENTADORA: ODELSIA LEONOR SÁNCHEZ DE ALSINA

CAMPINA GRANDE

1992

516  
DIS  
6.103.12.122  
132d



L732d Lima, Maria de Fatima Medeiros de  
Desidratação de polpa de umbu em leite de jorro :  
estudos fluidodinamicos e termicos / Maria de Fatima  
Medeiros de Lima. - Campina Grande, 1992.  
118 f.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) -  
Universidade Federal da Paraíba, Centro de Ciências e  
Tecnologia.

1. Desidratação Química 2. Polpa de Umbu - Desidratação  
3. Dissertação - Engenharia Química I. Alsina, Odelsia  
Leonor Sanchez de II. Universidade Federal da Paraíba -  
Campina Grande (PB) III. Título

CDU 66.093.48(043)

*A Luiza,*

*A Carlinhos,*

*A meus pais.*



DESIDRATAÇÃO DE POLPA DE UMBU EM LEITO DE JORRO  
- ESTUDOS FLUIDODINÂMICOS E TÉRMICOS -

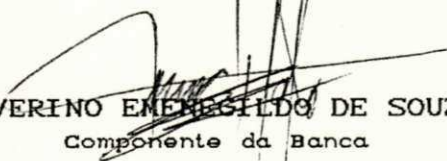
MARIA DE FÁTIMA MEDEIROS DE LIMA



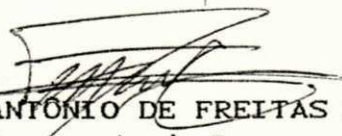
ODELSIA LEONOR SANCHEZ DE ALSINA  
Orientador



GIULIO MASSARANI  
Componente da Banca



SEVERINO EMERESILDO DE SOUZA  
Componente da Banca



MARCUS ANTONIO DE FRELTAS MELO  
Componente da Banca

CAMPINA GRANDE

1992

## RESUMO

O aproveitamento e industrialização de frutas tropicais constitui uma alternativa viável para o desenvolvimento econômico do Nordeste. O umbuzeiro (*Spondias Tuberosa* Arruda), árvore nativa desta região, muito resistente à seca, produz frutas saborosas, ricas em vitamina C e em outros nutrientes igualmente valiosos. Neste trabalho, estudou-se a secagem da polpa de umbu em leito de jorro, uma tecnologia simples que fornece produtos de boa qualidade a baixo custo. Como se trata de uma técnica relativamente nova, os dados existentes na literatura, com respeito à transferência de calor e fluidodinâmica do leito, com pastas e suspensões, são bastante escassos. Foi realizada uma série de ensaios de desidratação, cujos resultados permitiram uma avaliação das características térmicas e fluidodinâmicas do processo. Verificou-se que a presença da suspensão altera as características dinâmicas, aumentando a queda de pressão máxima, diminuindo a vazão de jorro mínimo e a circulação de sólidos, entre outras. Com relação ao comportamento térmico, estudou-se o efeito das variáveis operacionais sobre a eficiência, encontrando-se que esta diminui com a vazão do ar e com a temperatura. A partir dos coeficientes de troca térmica, foi possível avaliar a fração de partículas molhadas e correlacioná-la com a relação vazão de polpa/volume de

partículas. O modelo térmico proposto mostrou-se consistente com os dados experimentais. Foi observado ainda que a desidratação da polpa de umbu em leito de jorro se encontra limitada pelas condições fluidodinâmicas, especialmente pelo sistema de alimentação.

## ABSTRACT

The use and industrialization of tropical fruits are regarded as a viable alternative to improve the economic development of Northeast of Brazil. Umbuzeiro (*Spondias Tuberosa* Arruda) is a native tree of the region, very resistant to droughts, which produces a very tasty fruit, called umbu, rich in vitamin C and other valuable nutrients. In this work drying of umbu pulp in spouted bed, using simple technology products at lowcost was carried out. Since this technique is rather new, bibliography regarding heat transfer and fluidynamics of the bed with pastes and suspensions is rarely found. A number of dehydration tests were carried out and the results allowed for an evaluation of the thermal and fluidynamics characteristics of this process. It was observed that the use of suspensions alters the dynamic characteristics, causing an increase in the maximum pressure drop and a lowering of the minimum spout flow rate and the circulation of solids, among others. The effect of the operational variables on the efficiency of the process was studied for thermal behaviour purposes, and it was found that the low efficiency is due to air flow and temperature variations. Based on the heat transfer coefficients, an assessment of the fraction of wet particles was made. A correlation of the ratio of pulp flow



rate/particle volume was also made. The proposed thermal pattern is consistent with the experimental data. It was also observed that umbu pulp dehydration in spouted bed is still limited by the fluidynamic conditions, mainly by the feeding system.

## NOMENCLATURA

Aa	- Área do anel (m <sup>2</sup> )
Ac	- Área da coluna (m <sup>2</sup> )
Aef	- Área efetiva de troca térmica (m <sup>2</sup> )
Aj	- Área do jorro (m <sup>2</sup> )
ap	- Área específica da partícula (m <sup>-1</sup> )
Ap	- Área das partículas inertes (m <sup>2</sup> )
B	- Parâmetro da equação 2.24 a
Cp <sub>H<sub>2</sub>O</sub>	- Calor específico da água (Kcal/Kg. °C)
Cv	- Concentração volumétrica de sólidos (adimensional)
Cpg	- Calor específico do ar (Kcal/Kg. °C)
Cpu	- Calor específico do umbu (Kcal/Kg. °C)
Db	- Diâmetro do leito cônico em Z = H (m)
Dc	- Diâmetro da coluna (m)
Di	- Diâmetro do orifício de entrada do gás (m)
Dj	- Diâmetro do jorro (m)
dp	- Diâmetro da partícula (m)
dv	- Diâmetro da esfera de igual volume (m)
f	- Fração de partículas molhadas (%)
g	- Aceleração de gravidade (m/s <sup>2</sup> )
H	- Altura do leito (m)
Hmf	- Altura do leito expandido (m)
Hmáx	- Altura máxima jorrável (m)
hp	- Coeficiente de transferência de calor fluido-partícula (Kcal/h.m <sup>2</sup> . °C)

$i_e$	- Entalpia específica do ar úmido na entrada, em base seca (Kcal/Kg)
$i_s$	- Entalpia específica do ar úmido na saída, em base seca (Kcal/Kg)
$k$	- Parâmetro da equação 2.11 (Kg/s)
$K'$	- Parâmetro da equação 2.25
$kg$	- Condutibilidade térmica do ar (Kcal/h.m. °C)
$M_i$	- Massa de inerte (Kg)
$M_p$	- Massa da polpa (Kg)
$\Delta P$	- Queda de pressão medida na fonte (Pa)
$\Delta P_{jm}$	- Queda de pressão de jorro estável (Pa)
$\Delta P_M$	- Queda de pressão máxima (Pa)
$q$	- Calor utilizado na desidratação da polpa (Kcal/s)
$Q$	- Vazão total do gás ( $m^3/s$ )
$Q_a$	- Vazão do gás no anel ( $m^3/s$ )
$q_c$	- Calor total cedido pelo gás (Kcal/s)
$Q_j$	- Vazão do gás no jorro ( $m^3/s$ )
$Q_{jm}$	- Vazão de jorro mínimo ( $m^3/s$ )
$q_p$	- Calor perdido para o ambiente (Kcal/s)
$r$	- Posição radial (m)
$r^*$	- Posição radial adimensional ( $r/R_c$ )
$R_c$	- Raio da coluna (m)
$t$	- Tempo de processamento (min)
$T^*$	- Temperatura adimensional $[(T - T_{r=0}) / (T_{r=0} - T_p)]$
$T_{amb}$	- Temperatura ambiente (°C)
$T_{ba}$	- Temperatura de bulbo úmido do ar na saída do anel (°C)
$T_{be}$	- Temperatura de bulbo úmido do ar na entrada do secador (°C)

- Tbs - Temperatura de bulbo úmido do ar na saída do secador (°C)
- Tg - Temperatura do ar a uma distância Z da entrada do ar (°C)
- Tga - Temperatura do ar na saída do anel (°C)
- Tge - Temperatura do ar na entrada do secador (°C)
- Tgs - Temperatura do ar na saída do secador (°C)
- To - Temperatura da polpa alimentação (°C)
- Tp - Temperatura da parede (°C)
- U - Velocidade superficial do gás (m/s)
- Ua - Velocidade superficial do gás no anel (m/s)
- $\bar{U}_a$  - Velocidade média do gás na superfície do anel (m/s)
- $\bar{U}_a^*$  - Velocidade média global do ar no anel (m/s)
- UaH - Velocidade superficial do gás no anel em Z = H (m/s)
- UaHmax - Velocidade superficial do gás no anel em Z = Hmax (m/s)
- Uc - Velocidade do gás na coluna (m/s)
- ui - Velocidade do gás no orifício (m/s)
- uj - Velocidade intersticial do gás no jorro (m/s)
- Uj - Velocidade superficial do gás na região do jorro (m/s)
- $\bar{U}_j$  - Velocidade média superficial do gás na região do jorro (m/s)
- Ujm - Velocidade superficial mínima de jorro (m/s)
- Umf - Velocidade superficial de mínima fluidização (m/s)
- Upó - Umidade relativa do pó em base seca (%)
- Va - Velocidade das partículas no anel (m/s)
- Vj - Velocidade das partículas no jorro (m/s)
- V<sub>l</sub> - Volume do leito (m<sup>3</sup>)
- Vp - Volume das partículas no leito (m<sup>3</sup>)



Z - Coordenada axial (cm)

#### NÚMEROS ADMENSIONAIS:

Ar - Número de Archimedes

Re - Número de Reynolds

Re(i)jm-

Remf -

#### SÍMBOLOS GREGOS:

$\gamma$  - Ângulo de atrito

$\epsilon_a$  - Porosidade do anel

$\epsilon_j$  - Porosidade do jorro

$\epsilon_l$  - Porosidade do leito fixo

$\epsilon_{mf}$  - Porosidade de mínima fluidização

$\theta$  - Ângulo do cone

$\mu$  - Viscosidade do gás (Kg/m.s)

$\rho_g$  - Densidade do gás (Kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_l$  - Densidade do leito (Kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_s$  - Densidade do sólido inerte (Kg/m<sup>3</sup>)

$\phi$  - Esfericidade

$\bar{\psi}$  - Fator de forma da equação 2.26

Remf - Número de Reynolds em condições de mínima fluidização

SÍMBOLOS GREGOS:

- $\gamma$  - Ângulo de atrito
- $\epsilon$  - Porosidade
- $\epsilon_a$  - Porosidade do anel
- $\epsilon_j$  - Porosidade do jorro
- $\epsilon_1$  - Porosidade do leito fixo
- $\epsilon_{mf}$  - Porosidade de mínima fluidização
- $\phi$  - Eficiência térmica
- $\theta$  - Ângulo do cone
- $\mu$  - Viscosidade do gás (Kg/m.s)
- $\rho_g$  - Densidade do gás (Kg/m<sup>3</sup>)
- $\rho_1$  - Densidade do leito (Kg/m<sup>3</sup>)
- $\rho_s$  - Densidade do sólido inerte (Kg/m<sup>3</sup>)
- $\phi$  - Esfericidade
- $\bar{\psi}$  - Fator de forma da equação 2.26

## ÍNDICE

CAPÍTULO I	INTRODUÇÃO .....	01
CAPÍTULO II	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	05
	2.1 - Considerações gerais .....	05
	2.2 - Curvas características do leito de jorro	11
	2.3 - Secagem de pastas e suspensões .....	16
	2.3.1 - Mecanismo .....	16
	2.3.2 - Estado da arte .....	18
	2.4 - Variáveis fluidodinâmicas .....	25
	2.4.1 - Circulação de sólidos .....	25
	2.4.2 - Diâmetro do jorro .....	28
	2.4.3 - Distribuição de porosidade .....	30
	2.4.4 - Modelos de distribuição do gás no jorro e no anel .....	32
	2.5 - Transferência de calor no leito do jorro	37
CAPÍTULO III	MATERIAIS E MÉTODOS .....	43
	3.1 - Materiais .....	43
	3.2 - Equipamento .....	44
	3.3 - Metodologia .....	49
	3.3.1 - Série experimental "a" .....	51
	3.3.2 - Série experimental "b" .....	52

	3.3.3 - Medidas de circulação de sólidos	53
	3.3.4 - Curvas características .....	54
CAPÍTULO IV	RESULTADOS E DISCUSSÃO .....	56
4.1	- Introdução .....	56
4.2	- Fluidodinâmica do leito .....	57
4.2.1	- Curvas características .....	57
4.2.2	- Circulação de sólidos .....	67
4.2.3	- Diâmetro do jorro .....	68
4.2.4	- Porosidade do anel .....	76
4.3	- Distribuição do gás no jorro e no anel .	79
4.3.1	- Velocidade superficial do gás no anel .....	83
4.3.2	- Variáveis do jorro .....	87
4.4	- Análise térmica .....	89
4.4.1	- Balanços de massa e energia ....	89
4.4.2	- Análise da eficiência térmica ..	91
4.4.3	- Cálculo dos coeficientes e determinação da fração de partículas molhadas .....	96
CAPÍTULO V	CONCLUSÕES .....	105
CAPÍTULO VI	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	107
BIBLIOGRAFIA	.....	108

APÊNDICE 1

APÊNDICE 2

APÊNDICE 3



## CAPÍTULO I

### INTRODUÇÃO

O Nordeste brasileiro é uma região caracterizada por solo e clima secos, cuja vegetação predominante, a caatinga, ocupa em torno de 50% da área dos seus estados. Sofrendo longos períodos de estiagem, a população nordestina é severamente prejudicada pela ausência das chuvas e pelo desinteresse dos governos em procurar soluções viáveis para resolver os problemas sociais e econômicos advindos da seca.

Como alternativa de apoio ao desenvolvimento do Nordeste, está comprovada a viabilidade do aproveitamento e industrialização de culturas agrícolas próprias da região, cujo cultivo estaria adaptado às condições do seu solo e clima. Das culturas agrícolas que sobrevivem à seca, destacam-se algumas variedades de plantas tropicais que produzem frutas saborosas de reconhecido valor nutricional.

Pesquisas recentes têm sido realizadas no Laboratório de Sistemas Particulados da UFPB, Campus II, com o objetivo de desenvolver tecnologias simples e econômicas que viabilizem a industrialização e comercialização destas frutas tropicais, comumente sazonais, cujas safras são comercializadas "in natura" com grande desperdício da produção. A secagem em *Leito de Jorro* como uma alternativa à secagem em spray, oferecendo

produtos de alta qualidade a baixo custo, despertou o interesse deste grupo de pesquisa, principalmente por ser aplicada com eficiência à secagem de polpa de frutas. HUFENUSSLER & KACHAN (1985) e KACHAN & CHIAPPETTA (1988) comprovaram a eficiência da técnica ao secarem respectivamente purê de banana e pasta de tomate neste tipo de equipamento, constatando a boa qualidade do pó em relação ao obtido por outros secadores convencionais.

Diante da boa perspectiva de utilização desta técnica, o grupo de pesquisa da UFPB construiu e instalou um Leito de Jorro, com a finalidade de estudar a desidratação de polpa de frutas tropicais. Como matéria prima, utilizou-se inicialmente a polpa de "umbu", fruta típica da região, de sabor muito agradável, com boas qualidades nutricionais que, além de rica em vitamina C, contém riboflavina, ácido nicotínico, proteínas, açúcares e sais minerais, SOUZA (1970).

A escolha do "umbu" deu-se principalmente ao fato de sua árvore, o umbuzeiro, (*Spondias Tuberosa Arruda*), planta frutífera da família das anacardiáceas, ser nativa nos chapadões semi-áridos da Borborema, existindo em grandes quantidades no Cariri Velho (Paraíba), no Curimataú (Paraíba) e nos seus prolongamentos em Pernambuco e Rio Grande do Norte, GOMES (1965). Esta planta tem capacidade de armazenar grandes quantidades de água, sendo pois muito resistente à seca, e é disseminada por toda a caatinga do Nordeste, podendo ser encontrada ainda no Piauí, Ceará, sul da Bahia e nos sertões de Minas Gerais, LISBOA (1932). O fruto é oval, possuindo cerca de 3,5 a 4,0 cm de comprimento, sendo revestido por uma casca de coloração amarelo esverdeada semelhante à da



ameixa. A polpa é succulenta, de sabor ligeiramente ácido, que lembra o da laranja doce; tem uma semente oblonga, com 2 cm de comprimento aproximadamente, MEDEIROS (1967). O umbuzeiro não é exigente quanto a solos. Em seu habitat, é encontrado em solos argilosos, nem sempre profundos, adaptando-se também aos solos silicosos; e sua frutificação, que se verifica no início das chuvas, é abundantíssima, chegando a árvore adulta a produzir 300 kg de fruta por ano, GOMES (1965). Entre os três e seis anos de idade, o umbuzeiro começa a produzir, podendo atingir cerca de um século de vida, TIGRE (1976).

Apesar de ser o Nordeste o habitat natural do umbuzeiro e de tantos outros espécimes igualmente valiosos, não se conhece nenhum programa de estímulo à exploração dessas culturas. A tecnologia desenvolvida para o "umbu" poderá estender-se a outras frutas, cuja secagem permitirá a conservação e comercialização com maior valor agregado, evitando o desperdício das safras, estimulando o cultivo e promovendo assim mais uma fonte de riqueza para o progresso da região. O processamento dessa fruta pode ser feito em escala semi-industrial, uma vez que o leito de jorro se adequa bem à pequena produção, numa visão política de descentralização de rendas e incentivo à criação de pequenas e micro-empresas rurais, tipo cooperativas, que venham a beneficiar o homem do campo.

A secagem da polpa de "umbu" em leito de jorro foi objeto de dois trabalhos de iniciação científica e duas dissertações de mestrado. Trabalhando de forma coordenada, o grupo de iniciação científica analisou o desempenho do secador,



no que se refere aos efeitos das variáveis operacionais (vazão de alimentação da polpa, temperatura, carga de inertes e vazão do ar) sobre o rendimento e umidade do produto, enquanto, paralelamente, o grupo de mestrado se dedicava ao estudo da secagem, com ênfase aos fenômenos de transferência de massa, calor e fluidodinâmica do processo.

Com relação ao desempenho do secador e qualidade do produto, os resultados iniciais apresentados por ALMEIDA (1991) e SOUZA (1992) mostraram-se bastante promissores, apontando para a viabilidade real do processo. Entretanto, para dispor de elementos necessários à modelagem, simulação e otimização, visando o dimensionamento e mudança de escala, é imprescindível um conhecimento fundamental dos fenômenos básicos de transferência envolvidos.

Dando continuidade a esses trabalhos, a presente dissertação apresenta os resultados dos estudos fluidodinâmicos e térmicos, fazendo uma análise comparativa da influência da polpa no comportamento do *Leito de Jorro*.

## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 - Considerações gerais:

O leito de jorro ocupa hoje lugar de destaque em certas operações que envolvem partículas sólidas e fluidos. Tendo por finalidade promover o íntimo contato entre um fluido e partículas relativamente grandes que apresentam fluidização de baixa qualidade, esta técnica é aplicada com eficiência à secagem de materiais granulares, pastas e suspensões, à granulação e ao recobrimento de partículas.

Desenvolvido inicialmente por MATHUR e GISHLER em 1955, o leito de jorro mostrou-se de tal forma promissor que, já em 1963, foram implantadas no Canadá unidades industriais para secagem de ervilha, lentilha e fibras de linho. MATHUR & EPSTEIN (1974) citam ainda unidades para resfriamento de sólidos, granulação, revestimento de partículas, cristalização, ativação de carvão, e estudos em escala piloto para aplicação da técnica na redução de minério de ferro, carbonização e gaseificação do carvão, moagem e mistura de sólidos, pirólise de xisto e produção de línquer de cimento.

Segundo SCHNEIDER & BRIDGWATER (1989), os primeiros estudos sobre secagem de pastas e suspensões em Leito de Jorro,

foram realizados Na União Soviética por REGER et alli (1967) e partiram da secagem de lacas e tintas. Nos últimos dez anos, a técnica tem se estendido a diferentes tipos de materiais, como leite, sangue animal, frutas cítricas, tomate, leite de soja e leveduras, segundo MUJUNDAR (1989), além de produtos químicos e farmacêuticos, segundo SCHNEIDER & BRIDGWATER (1989).

BERRUTI & BEHIE (1990) citam a ultrapirolise em reatores de leito de jorro como exemplo de uma das mais recentes aplicações desta técnica aos novos processos.

O leito de jorro na forma como foi concebido, conhecido hoje como leito de jorro convencional, consta basicamente de uma coluna cilíndrica de base tronco-cônica, onde um jato de fluido, usualmente o ar, é injetado por um orifício de entrada, localizado na sua extremidade inferior. O leito é formado pela penetração desta corrente de gás através das partículas sólidas, cuja circulação principia quando a vazão do gás é suficiente para provocar o movimento ascendente destas partículas a níveis acima do leito. Forma-se então uma região central de alta porosidade, denominada jorro, onde as partículas são arrastadas pneumáticamente, formando no topo uma fonte de sólidos que se espalham radialmente, e descem pelo espaço anular que envolve o jorro, em contra-corrente com o fluido. Esta região anular é caracterizada pela baixa porosidade e pelo movimento descendente dos sólidos, cujo comportamento assemelha-se ao de um leito deslizante. Embora as partículas possam voltar ao jorro ao longo da interface jorro-anel, a maior parte retorna pela região inferior da base tronco-cônica, onde inverte o sentido do movimento,



deslocando-se ascendentemente, caracterizando assim o movimento cíclico dos sólidos.

É importante registrar as limitações na utilização do leito de jorro convencional citadas por MUJUNDAR (1989):

(1) Elevada perda de carga antes de atingir o jorro estável;

(2) Limites sobre as dimensões geométricas do leito de jorro para operar com eficiência;

(3) Fluxo de gás limitado mais pelas exigências de estabilidade do jorro do que pelas necessidades de transferência de calor e massa;

(4) Faixa de operação limitada;

(5) Capacidade limitada por unidade de espaço (devido aos limites sobre as dimensões do secador e à altura máxima de carga capaz de manter o jorro estável); e

(6) Dificuldades na mudança de escala.

Visando superar parte dessas limitações, o sistema convencional passou a sofrer modificações, surgindo, então, diversos tipos de leitos de jorro, dentre os quais o leito de jorro cônico, largamente utilizado nos países do leste europeu. De acordo com MATHUR & EPSTEIN (1974), este tipo de geometria cônica foi amplamente discutida por ROMANKOV & RASHKOVSKAYA, GALPERIN et alii, GOLTSIKER et alii, entre outros. Infelizmente, esses trabalhos não foram publicados em periódicos ocidentais e o acesso a esses dados se restringe aos apresentados por MATHUR & EPSTEIN (1974).

Nos últimos dez anos, pesquisadores brasileiros têm desenvolvido inúmeros trabalhos referentes ao leito cônico,

podendo-se citar, entre outros, SAMPAIO et alli (1984), DUTRA (1984), CREMASCO et alli (1987) e SILVA & FREIRE (1989).

MUJUNDAR (1989) faz uma síntese dos mais diversos tipos de leito de jorro quanto à geometria, ao mecanismo que promove o jorro, à entrada do ar, às modificações internas, ao leito de partículas, à área da seção transversal do leito, ao tipo de operação e às possíveis variações no modo de promover o contato entre o fluido e as partículas.

Em relação à geometria, além do convencional e cônico, vem sendo estudado, como uma possível solução para o problema da capacidade do leito de jorro tradicional, o leito bidimensional ou retangular. Dados existentes na literatura, entretanto, ainda são escassos em termos da dinâmica desse tipo de leito. Quanto ao mecanismo que promove o jorro, pode-se citar o pneumático, comumente utilizado nos leitos convencionais; o mecânico, onde o deslocamento das partículas é realizado por um transportador mecânico tipo parafuso; e o vibratório, cuja base cônica é flexível e vibra provocando o movimento do leito. Referindo-se à entrada do gás (mecanismo pneumático), que tanto pode ser o ar como outro gás ou vapor superaquecido, esta se dá na forma convencional através de um simples orifício de entrada na base, com aeração complementar na região anular, com múltiplas entradas (diversos arranjos), ou combinadas com outros mecanismos tipo mecânico e vibro-jorrado. Nos processos de secagem à vácuo, usa-se comumente os jorros vibratórios.

A principal modificação interna sofrida pelo leito de jorro, com o intuito de superar parte das limitações já citadas

em parágrafo anterior, consiste na introdução de um tubo central (tubo "draft"), separando a região do jorro da região anular e evitando o contínuo curto circuito que ocorre entre as partículas descendentes do espaço anular e o jorro. Uma separação entre o tubo e a entrada do ar possibilita o deslocamento das partículas da região anular para o jorro. Dentre as vantagens da utilização desta configuração não convencional MUJUNDAR (1989) destaca:

(1) Pode ser aplicado para qualquer sólido que possa ser arrastado pneumáticamente, numa larga faixa de tamanho e uniformidade de partículas;

(2) A recirculação de sólidos inicia-se a menores quedas de pressão;

(3) A altura e o diâmetro do leito podem ser alterados substancialmente;

(4) Menores vazões de ar são requeridas para uma dada circulação de sólidos; e

(5) A taxa de recirculação de sólidos pode ser variada independentemente do diâmetro da coluna, altura do leito e tamanho da partícula.

No mesmo artigo, o autor cita algumas das vantagens quanto ao uso desta técnica:

(1) A mistura entre as partículas é reduzida;

(2) Projeto mais complexo;

(3) Tendência de entupimento quando se inicia ou se encerra o movimento; e

(4) Menores taxas de transferência de calor e massa, devido à maior regularidade no movimento das partículas.



KHOE & VAL BRAKEL (1980) e CLAFLIN & FANE (1981) estudaram o leito de jorro com tubo central na secagem e desinfecção térmica de trigo, respectivamente, constatando um melhor controle do tempo de residência das partículas e maior economia térmica. A utilização desta técnica, entretanto, limita necessariamente o fluxo de gás no anel. PALLAI & NEMETH (1972) sugerem o uso de uma tela cilíndrica no lugar do tubo convencional, de forma a provocar maiores trocas de gás entre o jorro e o anel. Todavia, segundo CLAFLIN & FANE (1983), o uso da tela não aumenta substancialmente o fluxo de gás no anel, diminuindo apenas as limitações de tamanho do sólido, podendo-se utilizar partículas com diâmetros inferiores a 1 mm. Segundo BERRUTI & BEHIE (1990), as informações disponíveis sobre a hidrodinâmica do leito de jorro com tubo central é bastante limitada.

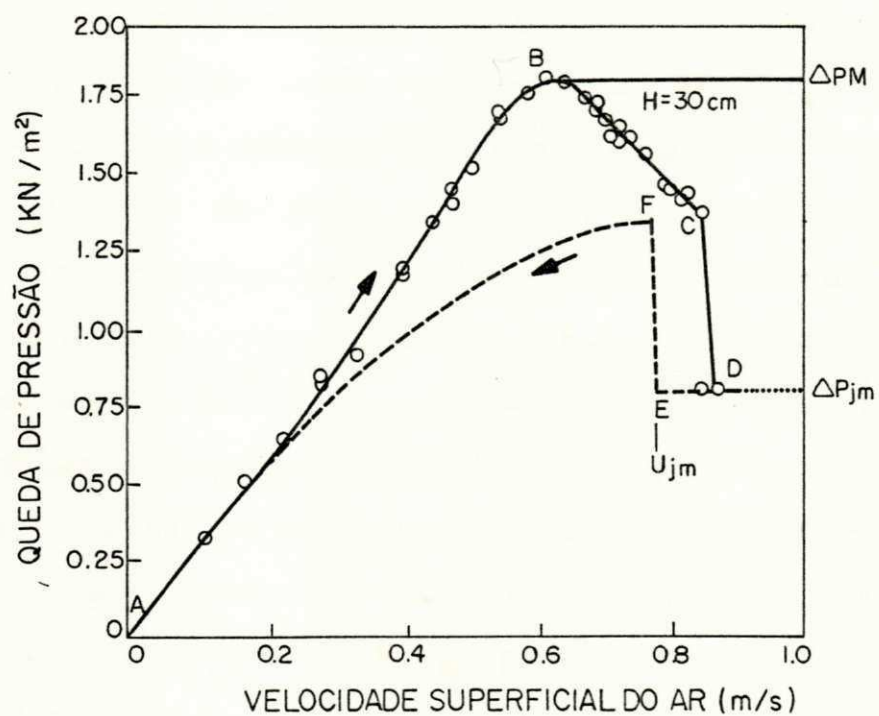
Outras variações, citadas na literatura, referem-se ao leito de jorro múltiplo, ao tridimensional (seção transversal triangular), ao de base plana com tubo central e ao dividido internamente por pratos ou bandejas.

Podendo operar de forma contínua, intermitente ou em batelada, o leito pode ser constituído por partículas ativas, cuja troca de calor e massa com o fluido é simultânea, e por partículas inertes no caso da secagem de pastas e suspensões.

## 2.2 - Curvas características do leito de jorro:

O mecanismo de transição do leito fixo para o jorro pode ser mostrado na curva característica da queda de pressão em função da vazão do ar, ilustrada na figura 2.1. Inicialmente, para pequenas vazões, o gás apenas circula, sem perturbar as partículas e o sistema comporta-se como um leito fixo. Com o aumento da vazão, as partículas próximas ao orifício de entrada do gás se deslocam, surgindo então uma cavidade circundada por uma camada sólida compacta, ainda mais resistente à passagem do gás, que acarretará uma maior queda de pressão no leito. À medida que a vazão cresce, a cavidade vai se alongando, havendo formação de um jorro interno. A queda de pressão continua a aumentar até atingir o valor máximo ( $\Delta P_M$ ), no ponto B. A partir deste ponto, o efeito do jorro interno é maior que o da camada sólida que limita a cavidade e a queda de pressão, e, conseqüentemente, passa a diminuir. No ponto C, a quantidade de partículas deslocadas do núcleo central já é suficiente para provocar uma expansão do leito. Esta expansão pode ser acompanhada por expansões e contrações alternadas do jorro interno, resultando em instabilidade e flutuações na queda de pressão, formação de bolhas e, no caso de cargas mais profundas, fluidização de partículas na região adjacente ao jorro interno. Um pequeno incremento na vazão do gás além do ponto C, correspondente ao jorro incipiente, faz com que a queda de pressão caia até o ponto D, no qual o jorro aflora à superfície. Neste ponto, a queda de pressão ( $\Delta P_{jm}$ ) torna-se constante e um aumento na vazão do gás provoca somente a





**FIGURA 2.1** — CURVA CARACTERÍSTICA DA QUEDA DE PRESSÃO. MADONNA et alli ( 1961 ).  
 TRIGO,  $d_p = 0,36\text{cm}$ ,  $D_c = 0,152\text{ m}$ ,  
 $D_i = 1,27 \times 10^2\text{m}$ ,  $\theta = 60^\circ$ .

elevação da fonte. Ocorre, entretanto, que, devido à instabilidade gerada pela ação da ruptura do jato através do leito, os pontos C e D, que correspondem respectivamente às vazões de jorro incipiente e de início de jorro estável, não são exatamente reproduzíveis, sendo preferível se trabalhar com o processo inverso, diminuindo-se lentamente o fluxo de gás até o ponto E, onde se tem a menor vazão do gás ( $Q_{jm}$ ) com a qual se pode obter o jorro estável. Prosseguindo a redução na vazão, a queda de pressão aumenta, atingindo o máximo em F, localizado bem abaixo do ponto B, já que no processo inverso a perda de carga acontece devido apenas à interação gás-sólido. A partir de F, a queda de pressão decresce com a vazão.

A obtenção do jorro estável está relacionada com a altura máxima do leito ( $H_{máx}$ ), onde ainda é possível se obter um sistema estável, sem que ocorra fluidização heterogênea ou movimento empistonado. Desta forma, pode-se observar que o sistema é limitado pela altura da carga de sólidos, sofrendo ainda a influência dos parâmetros geométricos da coluna (ângulo do cone e relação entre os diâmetros da parte cilíndrica e do orifício de entrada do gás) e das propriedades e dimensões das partículas envolvidas.

Embora os estudos hidrodinâmicos do leito de jorro partam da obtenção experimental das curvas características de queda de pressão, e subsequente determinação da queda de pressão máxima ( $\Delta P_M$ ), queda de pressão no jorro estável ( $\Delta P_{jm}$ ), vazão de jorro mínimo ( $Q_{jm}$ ), além da altura máxima ( $H_{máx}$ ), uma previsão destas variáveis é de fundamental importância quando se projeta o equipamento, principalmente no

que concerne ao dimensionamento do soprador. A literatura propõe diversas correlações, na sua maioria empíricas, que, embora muitas vezes possam apresentar resultados contraditórios e estejam limitados à faixas de condições operacionais bastante restritas, fornecem, principalmente para o jorro convencional, uma previsão das variáveis hidrodinâmicas já citadas, possibilitando assim uma estimativa razoável dos parâmetros do projeto.

Um resumo das correlações utilizadas neste trabalho é apresentado na tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Velocidade mínima de jorro e queda de pressão de jorro estável

AUTOR	CORRELAÇÃO
GISHLER (1955)	$U_{jm} = \left[ \frac{dp}{Dc} \right] \left[ \frac{Di}{Dc} \right] \left[ \frac{2gH(\rho_s - \rho_g)}{\rho_g} \right] \quad (2.1)$ <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>
ABDELRAZEK (1969)	$U_{jm} = \frac{1}{1,74} \left\{ \left[ \frac{dp}{Di} \right] \left[ \frac{Di}{Dc} \right]^{1/3} \left[ \frac{2gH(\rho_s - \rho_g)}{\rho_g} \right]^{-0,25} \right\} \quad (2.2)$ <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>
GORSHTEIN & MUKLENOV (1964)	$Re(i)_{jm} = \frac{0,174(Ar)^{0,5}}{(\text{tg}(\theta/2))^{1,25}} \left[ \frac{Db}{Di} \right]^{0,85} \quad (2.3)$ $Db = Di + 2H \cdot \text{tg}(\theta/2)$ <p style="text-align: center;">Geometria cônica</p>
NASCI MENTO (1976)	$\Delta P_{jm} = 0,67 \cdot (1 - \epsilon_{mf}) \cdot H_{mf} \cdot \rho_s \cdot g \quad (2.4)$ <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>
MUJUNDAR (1981)	$\frac{\Delta P_{jm}}{\rho_s \cdot U(i)_{jm}^2} = 2,35 \cdot Ar \cdot \left[ \frac{H}{dp} \right] \cdot Re(i)_{jm}^{-2,285} \quad (2.5)$ <p style="text-align: center;">Geometria cônica</p>
MALEK et alli (1955)	$\Delta P_{jm} = \frac{2 \cdot M \cdot g}{3Ac} \quad (2.6)$ <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>



## 2.3 - Secagem de pastas e suspensões:

### 2.3.1 - Mecanismo:

Segundo BARRET (1989), para se compreender o potencial da secagem de pastas e suspensões em leito de jorro, é necessário que se entenda o mecanismo que ocorre dentro do leito.

A atomização da suspensão sobre o leito reveste as partículas com uma fina camada do material. À medida que seca, a película torna-se frágil devido ao efeito das colisões interpartículas no jorro, sendo então fraturada e arrastada para fora pela corrente de ar. O pó é coletado num ciclone localizado na parte superior do secador.

Segundo MATHUR & EPSTEIN (1974), o processo cíclico de deposição, secagem e demolição da película procede continuamente, sempre que a temperatura do leito para uma dada vazão de alimentação da suspensão for mantida a um nível suficientemente alto, tal que a proporção de partículas molhadas, sob condições de estado estacionário, permaneça pequena, e o movimento do jorro não seja comprometido pela aglomeração destas partículas.

BARRET (1989) afirma que, na prática, a taxa de remoção da película deve ser sempre maior ou igual à taxa de alimentação da suspensão, e que películas finas fornecem taxas de secagem substancialmente constantes, não afetadas pelo movimento da umidade dentro do material.

Desta forma, observa-se que dois fatores governam a

performance do secador: as taxas de transferência de calor e massa envolvidas na secagem e a friabilidade da película aderida à superfície das partículas. Um desses fatores pode ser a etapa limitante, no que se refere à estabilidade do processo, uma vez que esta depende não somente da taxa de secagem, como também das propriedades mecânicas da película, que, se estiver fortemente aderida, pode simplesmente continuar a crescer como num processo de granulação.

A acumulação de material dentro do leito é um indicador de transiência e, segundo MUJUNDAR (1989), depende de uma série de fatores, tais como: vazões de suspensão e de ar, propriedades do material, localização da alimentação, características da atomização, etc.

Nos experimentos realizados e relatados por BARRET (1989), foi observado que:

(1) A acumulação no leito aumenta com a vazão da suspensão;

(2) A acumulação diminui com o aumento da vazão do ar. Para baixas vazões de ar, nenhum estado estacionário foi observado após 3 horas de operação;

(3) A taxa de acumulação diminui com o aumento da temperatura de secagem. Entretanto, a eficiência térmica decresce e as perdas de calor aumentam com a temperatura;

(4) Propriedades da superfície e massa das partículas também afetam a taxa de acumulação. Uma textura rugosa provoca a formação de uma película irregular com secagem não uniforme. A massa das partículas influencia o nível de energia de colisão requerida para quebrar a película. Partículas de alta densidade

promovem a taxa de acumulação do estado estacionário a níveis mais baixos e tempos mais curtos; e

(5) O tipo de alimentação pode afetar a acumulação de forma imprevisível.

BARRET (1989) observou ainda que o uso de uma placa defletora acima do jorro central afeta a cinética de atrição da película favorecendo a secagem e remoção do material acumulado no leito.

O leito de jorro utilizado na secagem de pastas e suspensões está, portanto, sujeito a diversas implicações de ordem técnica, que podem vir a ser controladas por uma seleção cuidadosa de condições operacionais que se adequem ao tipo de material manipulado. Soluções viscosas ou grudentas podem provocar aglomeração das partículas inertes, causando sérios problemas operacionais e comprometendo a performance do jorro, MUJUNDAR (1989).

### 2.3.2 - Estado da arte:

O método para secagem de pastas e suspensões (cristalização evaporativa), num leito de jorro com partículas inertes, foi desenvolvido inicialmente por um grupo de pesquisadores do Instituto de Tecnologia de Leningrado, para aplicações onde os sólidos secos são requeridos na forma de pós finos, ao invés de grãos. A técnica foi utilizada na secagem de diversos tipos de materiais, incluindo tintas orgânicas, lacas,



soluções de sal e açúcar e vários reagentes químicos, com resultados bastante promissores.

Avaliações econômicas preliminares foram feitas, segundo MATHUR & EPSTEIN (1974), por ROMANKOV & RASHKAVSKAYA (1968), a partir da comparação do custo da secagem de tintas na União Soviética, usando diferentes tipos de secadores numa planta industrial com capacidade de produção de 6.000 kg/dia. O custo total de produção de 1.000 kg de tinta com 5% de umidade foi cotado em 24,3 rublos para o secador de leite de jorro, contra cerca de 46 a 48 rublos para o secador em tambor com igual capacidade.

PHAM & HAUGHEY (1978) desenvolveram um secador de leite fluidizado de baixo custo para produzir sangue seco solúvel, fazendo uma comparação econômica da sua planta piloto (160kg/h de água evaporada) com uma planta utilizando secagem em spray, e comprovaram o custo bastante inferior do secador de leite fluidizado. Posteriormente, fizeram alguns testes com o secador de leite de jorro e observaram um melhoramento, tanto na operação de secagem, como na solubilidade do produto. A partir desses resultados, PHAM & POOLEY (1981) construíram um leite de jorro com o objetivo de desenvolver um secador de baixo custo que produzisse um produto de alta qualidade, similar ao sangue seco obtido no secador spray. Testaram a eficiência do equipamento na secagem de sangue, plasma, concentrado de hemáceas, caseinado de sódio e uma mistura de proteína e gordura em água, dentre outros. Eles concluíram que o leite de jorro é uma alternativa barata ao secador spray em certas aplicações (soluções pouco viscosas e pegajosas com baixo teor



de gordura), principalmente quando a escala de operação não é grande (até 1.000 l/h). Em relação ao secador de leite fluidizado, verificaram que o jorro apresentava uma maior capacidade de alimentação e um produto de melhor qualidade.

Considerando estes resultados, PHAM (1983) utilizou o mesmo equipamento para estudar o comportamento do jorro e a performance da secagem, apresentando um modelo matemático para prever o efeito de variações nas condições operacionais em alguns parâmetros do processo.

Estudos sobre secagem de sangue animal em leite de jorro foram realizados no Brasil por RÊ & FREIRE (1986). Eles estudaram o efeito da temperatura na umidade e solubilidade do pó, além da influência de outras variáveis operacionais como carga de inerte e circulação de sólidos na vazão máxima de sangue admissível no leite, com o objetivo de reunir as condições de operação que favorecessem a capacidade máxima de produção na qualidade desejada. Uma análise preliminar de ampliação de escala revelou dificuldades no processo, para uma ampliação de apenas 4,6 vezes, o que levou estes pesquisadores a sugerirem que o projeto de secadores em leite de jorro deveria incluir várias escalas intermediárias entre bancada e industrial.

BARRET (1989) estudou o leite de jorro convencional para secar materiais líquidos, usando leite de soja a diferentes concentrações de sólidos. Ele comparou vários tipos de secadores que podem ser usados com pastas e suspensões sensíveis ao calor e demonstrou as vantagens do leite de jorro com partículas inertes.

Trabalhos similares são encontrados na literatura, quanto à utilização desta técnica na secagem de extratos farmacológicos, RÊ & FREIRE (1986), de soluções de  $\text{CaCO}_3$ , GUBULIN & FREIRE (1986), de soluções de NaCl e suspensões de alumina, SCHNEIDER & BRIDGWATER (1989) e de pastas de  $\text{Al(OH)}_3$ , REYES & MASSARANI (1991).

Segundo MUJUNDAR (1989), o leito de jorro convencional, modificado pela introdução do tubo central e aeração complementar no anel (leito de jorro fluidizado), é uma alternativa viável para a secagem de pastas diluídas. HADZISMAFLOVIC et alli (1989) utilizaram esta técnica na secagem de leveduras e descobriram que a aeração complementar no anel intensifica a secagem em relação ao secador convencional, principalmente no que se refere à eliminação da película de material aderida à superfície das partículas. Constataram também que a taxa de circulação de sólidos no equipamento submetido à aeração da região anular (na velocidade de mínima fluidização) é cerca de quatro vezes maior do que sem aeração.

Quanto à secagem de polpa de frutas, HUFENUSSLER & KACHAN (1985) estudaram a desidratação de purê de banana, analisando a umidade do pó em relação ao obtido em secadores spray e a vácuo, promovendo também uma avaliação sensorial, onde o sabor do purê reconstituído foi comparado com o do purê original e com o produzido em secadores de tambores rotativos. Os resultados destes testes mostraram que o pó obtido no secador de leito de jorro atendia aos padrões de conservação exigidos (abaixo de 3% de umidade), e que o sabor do purê

reconstituído não diferia do original a um nível de 5% de significância, nível não atingido pelo puré reconstituído com o pó do secador rotativo.

Em trabalho posterior, KACHAN & CHIAPPETTA (1988) apresentaram os resultados obtidos na desidratação de pasta de tomate em leito de jorro, com ênfase aos dados fluidodinâmicos do equipamento, às variáveis operacionais envolvidas e à seleção das condições propícias à secagem. A caracterização do pó de tomate obtido e da pasta reconstituída foi objeto de um segundo trabalho desenvolvido por KACHAN et alli (1988), cujos resultados referem-se ao conteúdo de umidade do pó, à umidade de equilíbrio e de aglomeração, ao tempo de reconstituição da pasta e a algumas propriedades desta, tais como: acidez, pH, açúcares redutores, viscosidade e cor. Com relação à umidade do pó, apenas o obtido em ensaios a 80°C (teor de umidade de 3,11 a 4,49%) foi considerado viável para utilização comercial. Quanto às outras propriedades, os resultados das análises de acidez total, pH e açúcares redutores mostraram que a pasta atendia aos padrões de qualidade exigidos. Os testes de cor e viscosidade, entretanto, apontaram para uma diminuição da viscosidade e mudança de cor em comparação com a pasta original.

Os primeiros resultados dos estudos sobre secagem de polpa de umbu em leito de jorro foram apresentados por ALMEIDA (1991) e referem-se aos testes hidrodinâmicos preliminares do equipamento e à influência da temperatura de operação e vazão do ar, sobre a umidade do produto, eficiência térmica e rendimento do processo.



Os testes hidrodinâmicos preliminares, efetuados com cargas limitadas à região cônica da coluna, mostraram uma diminuição na vazão de jorro mínimo ( $Q_{jm}$ ), nos experimentos realizados com a polpa de umbu.

Com relação à influência da temperatura e à vazão do gás, sobre a umidade do produto, os resultados apresentados por ALMEIDA (1991) se restringiram a uma altura de inerte ( $H$ ) de 0,133 m (correspondente à região cônica), vazões do ar ( $Q$ ) de 26,4 a 29,8 l/s, taxa de alimentação da polpa em torno de 100 a 350 g/h e cinco níveis de temperatura numa faixa de 55°C a 80°C. Foi observado que a umidade cresce com a temperatura até um valor máximo, passando então a decrescer, e que elevadas vazões de ar provocam um maior teor de umidade no produto.

A eficiência térmica foi maior para temperaturas e vazões baixas, enquanto o rendimento do processo aumentou em temperaturas e vazões mais elevadas. Uma análise destes resultados levou ALMEIDA (1991) a sugerir que as temperaturas de 55°C e 80°C e vazões de 29,4 l/s e 35,8 l/s, respectivamente, favorecem o processo no que se refere à obtenção do pó com baixo teor de umidade (menor que 4%), embora estas condições não sejam as mais satisfatórias com relação ao rendimento e eficiência térmica, respectivamente.

Note-se que o teor de umidade abaixo de 4% é considerado viável para utilização comercial, segundo KACHAN & CHIAPPETTA (1988).

MOREIRA (1991) estudou os efeitos da temperatura de operação sobre o teor de vitamina C do pó de umbu, obtido mediante a secagem em leito de jorro, concluindo que faixas de



temperatura entre 70°C e 80°C favorecem a preservação da vitamina C, fato este atribuído à secagem mais rápida, que evita a degradação do produto.

O efeito da carga de inerte no desempenho do secador foi estudado por SOUZA (1992). Seus resultados mostraram que, na faixa de condições operacionais trabalhada, maiores cargas de inerte favorecem a vazão máxima de polpa admissível no secador.

As conclusões apresentadas por ALMEIDA (1991), MOREIRA (1991) e SOUZA (1992) demonstram que a secagem da polpa de umbu em leito de jorro pode ser viável, desde que se faça um estudo primoroso das condições operacionais e ampliação de escala que venham a otimizar o processo.

Estudando a cinética de secagem da polpa de umbu, LIMA (1992) constatou que esta ocorria à taxa constante. Suas curvas de secagem mostraram que o tempo para atingir o estado estacionário era de 15 a 20 minutos, dependendo das condições operacionais. O colapso do jorro, verificado na maioria dos ensaios, todavia, era acompanhado de acentuada transiência de regime. Uma vez suspensa a alimentação da polpa, o estado estacionário era recuperado e a secagem prosseguia em novo período de taxa constante.

A presente dissertação apresenta os resultados relativos à fluidodinâmica e à transferência de calor destes ensaios e de uma série de outros experimentos efetuados em batelada com alturas de leito correspondentes à parte cilíndrica do secador.

## 2.4 - Variáveis fluidodinâmicas:

Dentre as diversas variáveis fluidodinâmicas do leito de jorro, destacam-se a taxa de circulação de sólidos ( $W_s$ ), a velocidade das partículas no jorro ( $V_j$ ) e no anel ( $V_a$ ), o diâmetro do jorro ( $D_j$ ) e as porosidades ( $\epsilon_j$ ,  $\epsilon_a$ ) e as velocidades do ar ( $U_j$ ,  $U_a$ ) nas regiões do jorro e anular.

### 2.4.1 - Circulação de sólidos:

A taxa de circulação de sólidos ( $W_s$ ), ou vazão de partículas no jorro, pode ser determinada diretamente por técnicas experimentais, como a utilizada por BERRUTI et alii (1988), ou de forma indireta, como, por exemplo, através de medidas de velocidade das partículas na parede da coluna ( $V_w$ ), THORLEY et alii (1955). Esses autores tomaram uma série de medidas da velocidade de partículas de trigo na parede plana de uma coluna semicircular transparente, traçando suas linhas de trajetória. Eles observaram que a velocidade das partículas na parede da coluna era ligeiramente menor que na interface jorro-anel no mesmo nível do leito. Conseqüentemente, seria uma boa aproximação da velocidade média das partículas no anel, ( $\bar{V}_a$ ), ou um indicador da vazão de sólidos que descem nesta região em contra-corrente com o gás. Tem-se então:

$$W_s \approx V_w \cdot A_a \cdot \rho_s \cdot (1 - \epsilon_a) \quad (2.7)$$

Para as condições de estado estacionário, a vazão descendente de sólidos no anel corresponde à vazão ascendente de sólidos no jorro, ou:

$$W_s = V_j \cdot A_j \cdot \rho_s \cdot (1 - \epsilon_j) \quad (2.8)$$

Desta forma, a vazão de sólidos ( $W_s$ ) que atravessa um dado plano horizontal da porção cilíndrica do leito poderia ser determinada por medidas da velocidade das partículas ao longo da seção cilíndrica da coluna circular completa. Entretanto, segundo MATHUR & EPSTEIN (1974), na região cônica, as linhas de trajetória das partículas são desviadas pela inclinação do cone, e  $V_w$  deixa de ser um indicador representativo da velocidade média das partículas no anel e, conseqüentemente, da taxa de circulação de sólidos.

Dados de  $V_w$  e  $W_s$  determinados segundo esta técnica, em colunas semicirculares, foram correlacionados por diversos autores na forma de equações empíricas tais como as relacionadas na tabela 2.2 (eq. 2.9, 2.10, 2.11 e 2.12).

Outras técnicas de medidas indiretas de  $W_s$  são encontradas na literatura, como a desenvolvida por CHATTERJEE (1970), que determinou a taxa de circulação de sólidos segundo um modelo de mistura das partículas coloridas usadas como um traçador. Os dados de  $W_s$  (0,170 a 0,530 kg/s) obtidos mediante este modelo, para leitões de areia, carvão e mostarda, foram similares em ordem de magnitude aos obtidos por THORLEY et alii (1955) para o trigo.

Tabela 2.2 - Velocidade da partícula na parede e circulação de sólidos

AUTOR	CORRELAÇÃO
SHIGEO (1965)	$\frac{V_w}{U_{jm}} = 7,6 \times 10^{-3} \left[ \frac{g \cdot D_c}{(U_{jm})^2} \right]^{-0,4} \left[ \frac{D_i}{D_c} \right]^{-0,7} \left[ \frac{U_c}{U_{jm}} \right]^{1,7}$ <p style="text-align: right;">(2.9)</p> <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>
ABDELRAZEK (1969)	$\log \left[ \frac{V_w}{U_{jm}} \right] = 3,42 \times 10^{-4} (Re) \left[ \frac{H}{D_c} \right] - 1,543$ <p style="text-align: right;">(2.10)</p> <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>
THORLEY et alli (1955)	$W_s = k \cdot \left[ \frac{D_i}{D_c} \right]^{-0,25} \left[ \frac{U_c}{U_{jm}} \right]^{1,23} \left[ \frac{H}{D_c} \right]$ <p style="text-align: right;">(2.11)</p> <p style="text-align: center;"> <math>k = 0,563 \quad D_c = 0,61 \text{ m}</math>  <math>k = 0,068 \quad D_c = 0,15 \text{ m}</math> </p> <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>
CHATTERJEE (1970)	$W_s = 0,24 \cdot \left[ \frac{U_c}{U_{jm}} \right] \left[ \frac{dp^{0,2}}{\rho_s^{0,17}} \right]$ <p style="text-align: right;">(2.12)</p> <p style="text-align: center;">Geometria cônica-cilíndrica</p>

BERRUTI et alli (1989) mediram a taxa de circulação de sólidos em leitos de jorro e leitos de jorro-fluidizado, ambos com tubo central, utilizando uma célula de medidas tipo "peneira" colocada sobre a região anular. A vazão de sólidos no tubo central era determinada pesando-se a massa de sólidos coletados na peneira num determinado tempo estabelecido.



Estes autores estudaram o efeito de variáveis geométricas e operacionais sobre  $W_s$ . Seus resultados indicam que  $W_s$  cresce com a velocidade do gás, atingindo um valor máximo numa dada velocidade, passando então a decrescer.

Num segundo trabalho, os mesmos autores apresentam equações que predizem o índice máximo alcançável pela circulação de sólidos e a velocidade do gás necessária para alcançar este máximo, MUIR et alii (1990).

#### 2.4.2 - Diâmetro do jorro:

Usualmente, as medidas experimentais do diâmetro do jorro ( $D_j$ ) são feitas sobre a face plana de colunas semicirculares ou bidimensionais transparentes. Segundo MATHUR & EPSTEIN (1974), o jorro assume uma forma estável quando há equilíbrio dinâmico entre as forças que atuam na interface jorro-anel, oriundas do movimento do gás e do sólido. Deste modo, a forma assumida pelo jorro deve receber considerável atenção, já que facilita o entendimento da dinâmica do leito.

Uma grande variedade de formas observadas em diferentes condições experimentais é ilustrada na literatura, e mostram que  $D_j$  varia com o nível do leito, principalmente nas proximidades do orifício de entrada do gás, quando pode ocorrer expansão ou contração repentina do diâmetro do jorro. Esta variação afeta diretamente o perfil longitudinal de velocidade

Tabela 2.3 - Diâmetro do jorro

AUTOR	CORRELAÇÃO
ABDELRAZEK (1969)	$D_j = 0,315 \cdot D_c \left[ \frac{U_{jm}}{(gH)^{1/2}} \right]^{0,33} \quad (2.13)$ Geometria cônica-cilíndrica
MALEK et alli (1963)	$D_j = [0,115 \cdot \log(D_c) - 0,031] \left[ \frac{W_g}{A_c} \right]^{1/2} \quad (2.14)$ Geometria cônica-cilíndrica
LEFROY & DAVIDSON (1969)	$D_j = 1,07 \cdot D_c^{2/3} \cdot d_p^{1/3} \quad (2.15)$ Geometria cônica-cilíndrica

do gás, influenciando conseqüentemente a velocidade das partículas e o perfil de porosidade.

Ocorre, entretanto, que, devido à diversidade de formas assumidas pelo jorro, a previsão com respeito ao comportamento do  $D_j$  com o nível do leito torna-se bastante complexa. Por esta razão, a maioria dos modelos teóricos relacionados com a fluidodinâmica do leito negligencia a variação axial sofrida pelo diâmetro do jorro. Diversas correlações para estimativa do  $D_j$ , geralmente empíricas, são encontradas na literatura e se referem a valores médios de  $D_j$ , medidos ao longo do leito. Na tabela 2.3, estão listadas as correlações empíricas de MALEK et alli (1963) e ABDELRAZEK (1969) e a equação de LEFROY & DAVIDSON (1969) baseada no modelo teórico desenvolvido por estes autores.

### 2.4.3 - Distribuição de porosidade:

Na região anular, a porosidade é constante e substancialmente igual à de um leito fixo com empacotamento solto. A circulação de sólidos e a percolação do gás podem provocar pequenas variações na porosidade do anel, tal como ocorre nos leitos empacotados móveis. Estes efeitos, entretanto, são insignificantes e podem ser desconsiderados, MATHUR & EPSTEIN (1974).

A maioria dos autores considera a porosidade do anel como a porosidade de mínima fluidização ( $\epsilon_{mf}$ ). As técnicas de medidas e os métodos de cálculo são os mesmos utilizados em leitos fixos ou em condições de mínima fluidização, amplamente relatados na literatura,

O movimento das partículas no jorro assemelha-se ao transporte pneumático em fase diluída sujeito a fatores adicionais como diminuição da vazão de gás e crescimento da circulação de sólidos com o nível do leito. Os perfis axiais, ilustrados na literatura, mostram que a porosidade na região próxima à entrada do gás é de 100%, podendo atingir valores significativamente menores na superfície do jorro, MATHUR & EPSTEIN (1974). Nestes perfis, observa-se também que a variação axial da porosidade do jorro é tanto maior quanto maior é a relação  $H/H_{max}$ . Para  $H/H_{max} < 0,5$ , a variação axial de  $\epsilon_j$  é relativamente pequena, estando numa faixa de 90-100%, aproximadamente.

A porosidade também varia segundo a direção radial, atingindo o valor máximo no centro do jorro.

Medidas diretas da porosidade do jorro podem ser feitas segundo diferentes técnicas descritas na literatura, entre as quais se pode citar:

(1) Técnica piezométrica, MIKHAILIK et alii (1967) e MUKHLENOV & GORSHTAIN (1965);

(2) Técnica de absorção de raios  $\beta$ , ELPERIN et alii (1969); e

(3) Método fotográfico, LEFROY (1966).

Segundo THORLEY et alii (1959), a porosidade do jorro pode ser expressa em termos da concentração volumétrica de sólidos na forma:

$$\varepsilon_j = 1 - C_v = \frac{Q_j}{Q_j + (W_s/\rho_s)} \quad (2.16)$$

onde:

$$Q_j = \varepsilon_j \cdot u_j \cdot A_j \quad (2.17)$$

e

$$W_s = (1 - \varepsilon_j) \cdot V_j \cdot \rho_s \cdot A_j \quad (2.8)$$

Substituindo (2.17) e (2.8) na equação (2.16) tem-se:

$$1 - C_v = \frac{\varepsilon_j}{\varepsilon_j + (1 - \varepsilon_j) \cdot \frac{V_j}{u_j}} \quad (2.18)$$

Desse resultado verifica-se que  $\varepsilon_j = 1 - C_v$  quando a velocidade da partícula for igual à velocidade intersticial do gás, ( $u_j$ ). Segundo SANTANA (1982), isto ocorre no transporte de partículas leves e pequenas ou quando o fluido é muito viscoso. Assim, o resultado descrito pela equação (2.16) seria válido



apenas nessas condições limites.

#### 2.4.4 - Modelos de distribuição do gás no jorro e no anel:

A distribuição do gás no jorro e no anel pode ser determinada por dois métodos:

(1) Por medidas longitudinais dos gradientes de pressão estática próximo à parede da coluna; e

(2) Por medidas diretas da velocidade local do gás com tubo de Pitot.

O primeiro método foi utilizado por diversos autores, GISHLER (1955), THORLEY et alii (1959), EPSTEIN et alii (1978), LIM & GRACE (1987), MATTHEW et alii (1988), entre outros.

Estes autores se basearam na relação existente entre a velocidade superficial do gás e a queda de pressão de um leito fixo empacotado livremente. Considerando que o anel do leito de jorro é semelhante em porosidade a este tipo de leito, determinaram o perfil vertical de pressão estática ao longo da parede da coluna em condições de jorro estável, relacionando-o diretamente com a velocidade superficial do gás no anel. A vazão volumétrica foi determinada considerando a área transversal do anel em função do nível do leito, medida em coluna semicircular nas mesmas condições operacionais. A vazão do gás no jorro foi obtida por diferença da vazão total. Todas as medidas eram efetuadas na região cilíndrica da coluna, onde supostamente a queda de pressão numa dada secção transversal é

praticamente uniforme. Os dados obtidos segundo este método mostram que, em colunas grandes, uma substancial fração da vazão do gás é desviada para o anel a pequenas distâncias da entrada do gás, e que a proporção de gás no anel é maior em leitos mais rasos.

Resultados experimentais de diferentes autores comprovam que a velocidade superficial do gás no anel cresce com o nível do leito, atingindo o máximo valor na superfície deste.

Outra constatação importante é que  $\bar{U}_a$  não sofre influência da velocidade superficial do gás  $U_c$ , principalmente em colunas grandes, segundo BECKER (1961) e GRBAVCIC et alli (1976). Esta constatação levou alguns autores, THORLEY (1959), GRBAVCIC et alli (1976), REYES & MASSARANI (1991), a considerarem que, estabelecido o jorro estável, qualquer vazão adicional de gás passaria pelo jorro.

O método de medidas diretas da velocidade do gás com tubo de Pitot foi utilizado por BECKER (1961), MAMURO & HATTORI (1968) e VAN VELZEN et alli (1972), que trabalharam com leitos profundos ( $H \sim H_{max}$ ).

Na região anular, o tubo de Pitot pode provocar perturbações tanto na velocidade do gás como na porosidade do leito, prejudicando assim a exatidão das medidas. No jorro, como a porosidade é elevada, estas medidas não estariam sujeitas a erros graves, excetuando-se talvez a região próxima ao topo do leito.

MAMURO & HATTORI (1968) determinaram a velocidade média superficial do gás no jorro, em diferentes níveis do leito, por integração dos perfis radiais de velocidade no jorro, obtendo a

vazão no anel por diferença da vazão total.

Perfis verticais de velocidade do ar medidos no jorro para leitos profundos ( $H \sim H_{max}$ ) de partículas de trigo, em colunas com 15,2cm e 23,0 cm de diâmetro, foram empiricamente aproximados por BECKER (1961) como:

$$u_j/V_{t\infty} = 0,45/(Z/H) \quad (0,1 \leq Z/H \leq 1, H \sim H_{max}) \quad (2.19)$$

$$u_j/V_{t\infty} = 1,0 \quad (0,45 \leq Z/H \leq 1, H \sim H_{max}) \quad (2.20)$$

onde  $V_{t\infty}$  é a velocidade terminal de queda de uma partícula livre. A suposição de  $u_j$  ser constante na região ( $0,5 \leq Z/H \leq 1$ ) implica no decrescimento da velocidade superficial ( $\bar{U}_j$ ) quando o nível do leito aumenta, já que  $\varepsilon_j$  decresce nesta região.

A relação de RICHARDSON & ZAKI (1954), para números de Reynolds (baseado no diâmetro da partícula) relativamente grandes, pode ser utilizada para se prever a velocidade intersticial ( $u_j$ ) no jorro. Negligenciando-se a aceleração da partícula, tem-se:

$$u_j = V_j + V_{t\infty} \varepsilon_j^{1,30} \quad (2.21)$$

onde  $V_j$  é a velocidade da partícula no jorro.

Esta equação estaria aplicada a níveis mais elevados do leito ( $Z/H \geq 0,45$ ), já que, próximo à entrada do gás, as partículas estariam substancialmente aceleradas, devido à elevada velocidade do jato nesta região.

Uma vez que tanto  $V_j$  como  $\varepsilon_j$  decrescem com o nível do

leito para  $Z/H > 0,45$ , a velocidade intersticial do jorro, calculada pela equação (2.21), também decresceria. Esta previsão iria de encontro à suposição de  $u_j$  ser constante nesta região, BECKER (1961). Entretanto, pode-se justificar a diminuição de  $u_j$ , predita por esta equação, considerando-se a energia cinética concedida pelo gás para acelerar e promover o jorro das partículas, oriundas da região anular, que cruzam a interface jorro-anel.

Diversos modelos de distribuição do gás no leito de jorro são encontrados na literatura e se referem aos perfis axiais de velocidade do gás no anel, EPSTEIN et alli (1978).

O modelo de MAMURO & HATTORI (1968) baseia-se no balanço das forças que atuam num elemento diferencial  $dz$  do anel e assume que a vazão do gás nesta região é governada pela lei de Darcy. Nas condições de altura máxima de estabilidade do leito,  $H = H_{max}$ , encontraram o seguinte perfil:

$$\frac{U_a}{U_{mf}} = 1 - \left[ 1 - \frac{Z}{H_{max}} \right]^3 \quad (2.22 a)$$

note-se que em  $Z = 0$ ,  $U_a = 0$ ; e em  $Z = H_{max}$ ,  $U_a = U_{aH_{max}} = U_{mf}$ .

Os autores modificaram arbitrariamente a equação (2.22 a), generalizando para  $H < H_{max}$ :

$$\frac{U_a}{U_{aH}} = 1 - \left[ 1 - \frac{Z}{H} \right]^3 \quad (2.22 b)$$

MAMURO & HATTORI (1968) comprovaram a validade deste modelo comparando suas previsões com dados experimentais



obtidos segundo a técnica do tubo de Pitot, descrita em parágrafos anteriores.

GRBAVCIC et alii (1976) determinaram perfis axiais de  $U_a$  a partir de gradientes axiais de pressão e observaram que a velocidade do gás no anel para um mesmo nível do leito independe de  $H$ . Observações com respeito a este comportamento tinham sido relatadas por THORLEY et alii (1959). Partindo desta consideração, os autores propuseram a seguinte equação para  $Z=H$ :

$$\frac{U_{aH}}{U_{mf}} = 1 - \left[ 1 - \frac{H}{H_{max}} \right]^3 \quad (2.23)$$

Uma outra alternativa para predição da distribuição do gás foi encontrada por LEFROY & DAVIDSON (1969), sendo generalizada para qualquer altura de leito ( $H$ ):

$$U_a = B \cdot U_{mf} \cdot \text{sen}(\pi Z/2H) \quad (2.24 \text{ a})$$

onde:

$$B = \frac{1 + K'(D_c/H_{max})}{1 + K'(D_c/H)} \quad (2.25)$$

e:

$$K' = [0,81(\text{tg}\gamma)^{1,5} / \bar{\psi}^2] (D_c \cdot dp/D_i^2)^{0,78} \quad (2.26)$$

sendo  $\gamma$  = ângulo de atrito e  $\bar{\psi} = dp/dv$  (fator de forma).

Para o caso particular de  $H = H_{max}$ ,  $U_{mf} = U_{aH_{max}}$  e  $B = 1$ , a equação (2.24 a) se torna:

$$\frac{U_a}{U_{mf}} = \text{sen} \left( \frac{\pi \cdot Z}{2 \cdot H_{max}} \right) \quad (2.24 \text{ b})$$

EPSTEIN et alli (1978) modificaram a equação (2.24 b) para:

$$\frac{U_a}{U_{mf}} = \left[ \text{sen} \frac{\pi \cdot Z}{2 \cdot H_{\max}} \right]^{1/2} \quad (2.24 c)$$

e mostraram que os dados obtidos a partir desta equação se ajustam muito bem, tanto aos dados experimentais, como aos preditos pelo modelo de MAMURO & HATTORI (1968).

## 2.5 - Transferência de calor no leito de jorro:

A interação fluido-partícula no leito de jorro envolve transferência de calor, acompanhada ou não de transferência de massa ou reação química. Aplicações, como aquecimentos simples ou resfriamento de sólidos, são exemplos de processos onde ocorrem apenas mecanismos de transferência de calor.

Independente de qualquer importância prática, o estudo do mecanismo pelo qual o calor é transferido entre o fluido e o leito de partículas é uma etapa essencial ao direcionamento do entendimento das interações mais complexas envolvidas em processos como: secagem, granulação, carbonização, entre outros, MATHUR & EPSTEIN (1974).

Segundo FREIRE (1991), os aspectos fundamentais da transferência de calor em leito de jorro ainda não foram devidamente esclarecidos, não existindo um embasamento teórico que possibilite a solução da maioria dos problemas. Isto se

deve, principalmente, ao fato do leito de jorro possuir regiões com características bastante distintas, cujas informações de contorno são de difícil obtenção.

Com relação à secagem de pastas e suspensões, a análise dos fenômenos de troca térmica se torna ainda mais complexa, uma vez que, além da heterogeneidade intrínseca do leito do jorro, existem três fases presentes.

A maioria dos autores, MALEK & LU (1964), EPSTEIN & MATHUR (1971), entre outros, consideram que a transferência de calor entre o fluido e as partículas ocorre sob condições de controle externo e negligenciam a propagação do calor no interior do sólido. Esta suposição é válida desde que as partículas estejam bem misturadas, de modo que suas temperaturas médias, em diferentes partes do leito, sejam substancialmente as mesmas. A queda de temperatura ou declínio na temperatura do fluido ao atravessar o leito é governado pela seguinte equação geral:

$$\frac{T_g - T_b}{T_{ge} - T_b} = \exp \left[ - \frac{6 \cdot h_p \cdot (1 - \epsilon) \cdot Z}{U \cdot \rho_g \cdot C_{pg} \cdot d_p} \right] \quad (2.27)$$

onde:  $T_g$  = temperatura do gás a uma distância  $Z$  da entrada do gás;

$T_{ge}$  = temperatura de entrada do gás; e

$T_b$  = temperatura de mistura do sólido.

Para efeito de simplificação, a área superficial das partículas, consideradas esféricas, está expressa em termos de  $d_p$  e  $\epsilon$ .

Na região do jorro, a velocidade média do gás é frequentemente uma ou duas ordens de grandeza maior do que na região anular, apresentando entretanto uma baixa concentração de partículas. Como consequência disto, o coeficiente de transferência de calor  $h_p$  é muito mais alto na região do jorro, embora as taxas de transferência de calor via área superficial das partículas sejam pequenas.

A equação 2.27 pode ser aplicada para cada região distinta de leito, usando-se as condições características daquelas regiões. Para se estimar o valor de  $h_p$  na região do jorro, aplica-se uma equação apropriada, de ROWE & CLAXTON (1965), para  $Re > 1.000$ :

$$Nu = A + B \cdot Pr^{1/3} \cdot Re^{0,55} \quad (2.28)$$

onde:

$$A = 2/[1 - (1 - \epsilon)^{1/3}]$$

$$B = 2/(3 \cdot \epsilon)$$

Na região anular, o  $Re$  é mais baixo, e a equação de LITTMAN & SLIVA (1970) para leitos fixos, baseada em dados experimentais, é mais adequada:

$$Nu = 0,42 + 0,35 Re^{0,8} \quad (2.29)$$

Os valores de  $400 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  para o coeficiente de transferência de calor na região de jorro e de  $50 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  para região anular são indicativos de ordem de grandeza, podendo, todavia, estarem sujeitos a consideráveis variações, dependendo



do material, da escala de operação, da vazão, etc.

BARRET (1989) estudou os fenômenos de transferência de calor na secagem de materiais líquidos, com alimentação pela base da coluna, encontrando que as maiores taxas de troca térmica ocorrem na base do anel e no jorro. Neste trabalho, são apresentados os perfis de velocidade no anel e o mapeamento da temperatura do gás e do sólido. As isotermas mostram que a entalpia do gás no anel é constante, o que indica que a maior parte do calor é transferido no jorro.

REYES & MASSARANI (1991) apresentam um modelo de equilíbrio termodinâmico (especialmente válido para secagem de sólidos muito úmidos) para uma avaliação preliminar da secagem de pastas de  $Al(OH)_3$  em leito de jorro. Estes autores trabalharam com um leito cônico sem isolamento térmico. O modelo proposto considera igualdade de temperatura entre as fases, e que a pressão de vapor da água no gás é igual à pressão de vapor da água na temperatura de equilíbrio. REYES & MASSARANI (1991) supuseram ainda que toda a evaporação ocorria no anel e que a vazão do gás nesta região corresponderia à vazão de jorro mínimo. Os resultados encontrados mostraram que o modelo, apesar de simples, se adequa bem à secagem de pastas e suspensões.

ROMANKOV & RASHKOVSKAYA (1968) propõem uma correlação empírica para estimativa do coeficiente de transferência de calor na desidratação de pastas e suspensões em leito de jorro. Esta correlação baseia-se em dados obtidos na secagem de tintas orgânicas e considera que o processo é controlado pela taxa de secagem, e ocorre em período de taxa constante. O coeficiente

de transferência de calor ( $h_p$ ) é definido como:

$$h_p = \frac{q}{A_p \cdot \Delta T_{ln}} \quad (2.30)$$

onde  $q$  é a taxa de calor requerida para evaporar a umidade;  $A_p$ , a área das partículas inertes no leito; e  $\Delta T_{ln}$  a diferença média logarítmica entre a temperatura do gás e do sólido na entrada e na saída do secador. A temperatura do sólido é considerada como a temperatura de bulbo úmido do ar na entrada.

A correlação destes autores é apresentada na forma da seguinte equação:

$$Nu = 0,0597 \cdot Ar^{-0,438} \cdot Re(i)^{2,0} \cdot Gu^{0,61} \cdot \left[ \frac{dp}{H} \right] \quad (2.31)$$

onde o  $Re(i)$  é baseado na velocidade do gás no orifício de entrada, e o  $Gu$  é definido por:

$$Gu = \frac{T_{gs} - T_{be}}{T_{gs}} \cdot \frac{T_{ge} - t_{gw}}{t_{ge}}$$

onde  $T_{be}$  = temperatura de bulbo úmido do gás na entrada do secador, considerada como a temperatura do sólido.

Os dados em que se basearam esta correlação foram obtidos utilizando-se partículas de vidro (2; 3; 3,5 e 5 mm de diâmetro) como inerte. Sua aplicação está limitada às seguintes faixas de valores dos grupos adimensionais:

$$0,31 \times 10^6 \leq Ar \leq 5 \times 10^6$$

$$937 \leq Re(d) \leq 1.700$$

$$0,18 \leq Gu \leq 0,292$$

e a relação  $40 \leq (H/dp) \leq 50$ .

## CAPÍTULO III

### MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 - Materiais:

A polpa de umbu era obtida por trituração da fruta em liquidificador industrial por 5 min, e posterior extração por prensagem em peneira de nylon com malhas de 2 mm de diâmetro.

Processava-se a fruta em condições assépticas e embalava-se a polpa em sacos próprios para congelamento e estocava-se-os em freezer doméstico a  $-10^{\circ}\text{C}$ . Antes de ser submetido à secagem, o material era descongelado e seu teor de umidade analisado pelo método da estufa, descrito no Apêndice 2.

As propriedades da polpa de umbu são encontradas em ALSINA et alii (1988).

Como material inerte, foram utilizadas partículas de poliestireno, cuja caracterização e algumas propriedades, determinadas pelas técnicas usuais, estão descritas na tabela 3.1.



Tabela 3.1 - Caracterização das partículas

Propriedade	Valor observado	Método utilizado
$d_p$	$2,53 \times 10^{-3}$ m	Análise granulométrica em peneiras
$d_v$	$3,16 \times 10^{-3}$ m	Pelo volume de líquido deslocado
$\rho_s$	$1.011$ kg/m <sup>3</sup>	Picnometria
$\phi$	0,82	Considerando a partícula como um cilindro elíptico
$\rho_l$	$577$ kg/m <sup>3</sup>	Determinação da massa contida num recipiente de volume conhecido
$\epsilon_l$	0,429	Picnometria
$\gamma$	$59^\circ$	Literatura - MATHUR & EPSTEIN (1974)
$a_p$	$2.134,4$ m <sup>-1</sup>	Considerando a partícula como um cilindro elíptico

### 3.2 - Equipamento:

A câmara de secagem, ilustrada nas figuras 3.1 e 3.2, consta de uma coluna cilíndrica de aço inoxidável e visores em acrílico, com 0,297 m de diâmetro, 0,73 m de altura e base cônica fixa de  $120^\circ$ . O equipamento permite adaptação de outras bases cônicas, acopladas à parte interna da coluna. Neste trabalho, foi utilizado um cone interno de  $60^\circ$  (figura 3.2).

A relação diâmetro da coluna-diâmetro do orifício de

entrada do ar ( $D_c/D_i$ ) é igual a 6,0. Uma placa defletora de tela metálica, na parte superior do leito, impede o arraste das partículas. Um ciclone Lapple conectado ao secador promove a separação e recolhimento do pó.

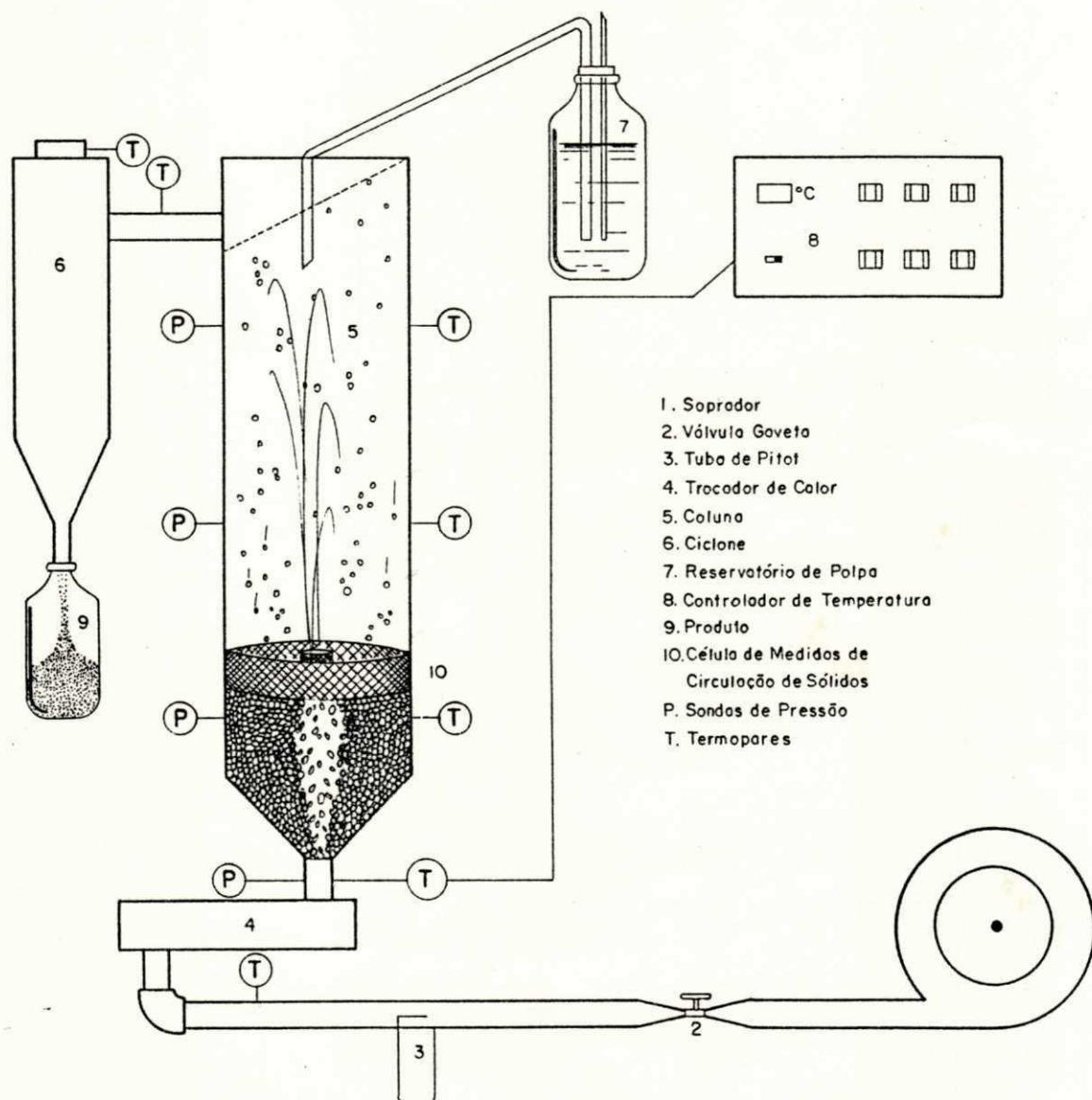
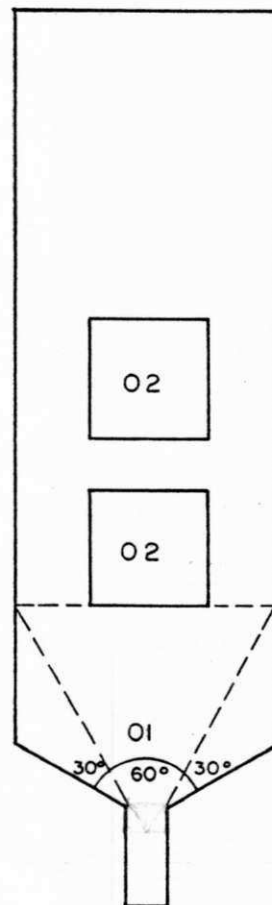


FIGURA 3.1— ESQUEMA DO EQUIPAMENTO



01 - Base cônica interna.  
02 - Visores em acrílico.

765

FIGURA 3.2 - ESQUEMA COLUNA.



O ar fornecido ao sistema, proveniente de um soprador, é aquecido no trocador de calor, tipo resistência elétrica, com 2.240 Watts de potência. O controle do aquecimento do ar, bem como algumas medidas de temperatura, são efetuadas mediante um controlador digital com sensores a transistores. Para as demais medidas de temperatura, utilizam-se termopares de ferro-constantan ligados a um milivoltímetro por uma chave seletora.

A coluna não foi isolada termicamente, uma vez que um dos objetivos da equipe de trabalho era a determinação experimental dos coeficientes de troca leito-parede, pelas perdas de calor para o ambiente. A base cônica, entretanto, fica razoavelmente isolada por uma camada de ar estagnado, compreendida entre as seções cônicas externa e interna (figura 3.2).

As pressões estáticas são lidas em manômetros diferenciais em "U". Alguns pontos de medidas de pressão e temperatura estão esquematizados na figura 3.1, onde se observa que, na entrada do ar, estas medidas são tomadas antes, porém próximas ao distribuidor.

A velocidade do ar no tubo é determinada por medidas indiretas de pressão, com um tubo de Pitot na saída do soprador.

A alimentação da polpa é feita por gravidade, utilizando-se um frasco de Mariotte colocado sobre uma base móvel. Mediante regulagem da altura, controla-se a diferença de pressão e, conseqüentemente, o intervalo de vazão desejado.

O bocal de alimentação é conectado à tampa da coluna, segundo disposição ilustrada no esquema do equipamento. O mariotte consiste em um frasco de vidro de 1.000 ml, graduado, com tampa de borracha de boa vedação, onde são inseridos dois tubos de vidro, para saída da polpa e entrada do ar.

As medidas de circulação de sólidos são executadas numa célula confeccionada em tela metálica, tipo peneira, que apresenta geometria semelhante à de uma forma de pudim, conforme ilustra a figura 3.1

Detalhes com respeito às técnicas de medidas e aos equipamentos básicos utilizados no presente trabalho são apresentados no Apêndice 2.

### 3.3 - Metodologia:

Conforme já citado no Capítulo 1, os dados relativos à secagem da polpa de umbu em leito de jorro foram obtidos em experiências realizadas em equipe, sendo objeto de vários trabalhos com diferentes abordagens. Por esta razão, o universo de medidas de cada experimento é bastante vasto. Neste trabalho serão apresentados os dados que se referem à análise térmica e à fluidodinâmica do processo.

Os dados térmicos foram obtidos numa primeira série de experimentos, onde se trabalhou na região cônica do leito. É importante salientar que todas as medidas experimentais, aqui

apresentadas, foram tomadas no período em que o sistema se manteve em regime permanente, com alimentação contínua de polpa.

Visando-se um estudo mais detalhado da fluidodinâmica do leito, partiu-se para uma segunda série experimental, desta feita incluindo-se cargas de inerte correspondentes à seção cilíndrica da coluna. Como o interesse maior destas experiências era a determinação de parâmetros fluidodinâmicos, e devido à impraticabilidade de se obter medidas simultâneas das variáveis de secagem, e controlar a vazão de alimentação, optou-se pela operação em semi-batelada.

Todavia, para que se reproduzissem as condições de secagem da primeira série experimental, o tempo de processamento foi o suficiente apenas para o equipamento entrar em regime e as medidas fluidodinâmicas serem efetuadas.

A literatura consultada apresenta inúmeros dados e modelos fluidodinâmicos aplicados aos leitos cônico-cilíndricos e aos sistemas gás-sólido. Objetivando-se um estudo comparativo dos dados experimentais com as previsões da literatura, efetuou-se, nesta segunda etapa, um conjunto de experiências apenas com o material inerte, onde foram mantidas as mesmas condições operacionais da secagem. Os dados obtidos nestes experimentos permitiram que se fizesse uma avaliação da influência da polpa nas variáveis fluidodinâmicas do leito.

Os procedimentos experimentais adotados nestas duas etapas do trabalho são descritos a seguir.

### 3.3.1 - Série experimental "a":

Os ensaios de desidratação da polpa de umbu, nas condições operacionais listadas na tabela 1 (Apêndice 1), foram efetuados mediante a seguinte metodologia:

(1) Pré-aquecimento do sistema com o material inerte, nas condições operacionais selecionadas, durante o tempo necessário para estabilização da temperatura de trabalho;

(2) Atendida a temperatura desejada, iniciava-se a alimentação da polpa, anotando-se o tempo inicial de operação e procurando-se manter uma vazão razoavelmente constante;

(3) Acompanhava-se a evolução da secagem em intervalos regulares de 10,0 minutos, através de medidas de temperatura do ar nos pontos especificados na figura 3.1, e da queda de pressão;

(4) Foi considerado atingido o regime quando as temperaturas, em todos os pontos do equipamento, não apresentaram variações no tempo superiores a  $0,5^{\circ}\text{C}$ . Isto ocorria após 15 a 20 minutos de operação, aproximadamente. A partir desse momento, eram registradas as variáveis necessárias para os cálculos térmicos;

(5) No final da experiência, efetuava-se a coleta do pó obtido, e determinava-se a massa de polpa alimentada, do pó coletado no ciclone e do retido no inerte. O pó coletado era então submetido à análise de umidade, segundo a técnica descrita no Apêndice 2. Em alguns ensaios, o teor de umidade do pó retido no inerte também foi determinado, encontrando-se que



possuía a mesma umidade que o retido no ciclone.

### 3.3.2 - Série experimental "b":

Nestes ensaios, adotou-se a seguinte seqüência de trabalho:

(1) Estabilização do sistema com o material inerte nas condições operacionais pré-fixadas;

(2) Alimentação da polpa por um período de 10 a 15 minutos, procurando-se manter constante a vazão e a quantidade de polpa alimentada na faixa de operação especificada na tabela 2 (Apêndice 1);

(3) Acompanhamento da evolução da secagem, segundo a metodologia utilizada na série "a";

(4) Estabelecido o regime permanente, media-se a velocidade das partículas na seção acrílica da parede da coluna e procedia-se à determinação dos perfis radiais de temperatura e pressão.

Devido às dificuldades de acesso à base cônica de  $60^\circ$  (conforme se observa na figura 3.2), estes perfis foram tomados apenas na região cilíndrica, para duas cargas de leito ( $H = 0,253$  m e  $H = 0,316$  m). Em níveis axiais próximos à superfície expandida, variou-se a posição radial de  $r = 0,0$  a  $r = 14,0$  cm, em incrementos sucessivos de 0,5 cm. Nos perfis de temperatura, utilizou-se termopar com bainha em aço inoxidável para o leito,

e termopar com ponta exposta para as medidas na parede da coluna (em  $r = R_c$ ).

Os perfis de pressão eram determinados com sondas de cobre de  $1/8"$ . As medidas no jorro, todavia, foram seriamente comprometidas pela oscilação da sonda, decorrente da alta velocidade do jato nesta região, sendo portanto desconsideradas.

### 3.3.3 - Medidas de circulação de sólidos:

Executadas as etapas de (1) a (3) do item anterior, desligava-se o soprador e se procedia as medidas de  $W_s$ , conforme se descreve:

(1) Fixava-se cuidadosamente a célula de medidas sobre a superfície do leito, de modo que suas condições de empacotamento não fossem modificadas;

(2) Ligava-se o soprador, nas condições de vazão estabelecidas, mantendo-o em operação por um dado intervalo de tempo. Dimensionou-se este tempo de forma que fosse suficiente para se atingir o equilíbrio fluidodinâmico, porém devidamente curto para que a ausência de recirculação de sólidos não provocasse alterações substanciais do jorro;

(3) Desligava-se o equipamento, e se registrava o tempo e a massa de sólidos retida na célula, obtendo-se assim a taxa de circulação de sólidos na superfície do leito;

(4) Estas medidas foram tomadas no mínimo em triplicado, determinando-se  $W_s$  como a média dos valores observados. Na tabela 3 (Apêndice 1) são mostradas as condições operacionais e os desvios relativos apresentados nestes ensaios ( $\pm 4\%$ ). A figura 1 do mesmo apêndice ilustra medidas de  $W_s$  tomadas em diferentes intervalos de tempo (1,0 s a 5,0 s). Os desvios observados, também da ordem de  $\pm 4,0\%$ , mostram que, dentro deste período de tempo, as condições fluidodinâmicas não foram substancialmente afetadas por perturbações da célula.

#### 3.3.4 - Curvas características:

Para a construção das curvas características, após efetuadas as etapas de (1) a (3) (item 3.3.2), desligava-se o equipamento, e se procedia um novo empacotamento do material contido na coluna. Trabalhou-se na região cônica e cilíndrica do leito nas condições operacionais apresentadas na tabela 4 (Apêndice 1). O seguinte procedimento experimental foi adotado:

(1) Acionamento do compressor, aumentando-se gradativamente a vazão do gás e registrando-se a queda de pressão correspondente. Na maioria dos ensaios, o rompimento do jorro era acompanhado de acentuada instabilidade do sistema. Esta instabilidade impediu que se registrassem as quedas máximas de pressão alcançadas nestes experimentos;

(2) Atingida a estabilidade, anotava-se a  $\Delta P_{jm}$ ,

passando-se então a reduzir cautelosamente a vazão do gás;

(3) Ao se chegar ao menor valor da vazão em que ainda era verificado um jorro estável, registrava-se o  $Q_{jm}$  e se prosseguia o experimento até interrupção completa do fluxo de gás.

Algumas observações importantes devem ser feitas:

(1) As curvas características de queda de pressão foram obtidas sob efeito da temperatura, mantida em torno de  $70^{\circ}\text{C}$ ;

(2) Na determinação das quedas de pressão, foram consideradas as perdas de carga no distribuidor;

(3) Os ensaios realizados sem suspensão seguiram o mesmo procedimento experimental apresentado nos parágrafos anteriores.



## CAPÍTULO IV

### RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 4.1 - Introdução:

A apresentação e discussão dos resultados obtidos no presente trabalho serão feitas em duas etapas. Num primeiro momento, são apresentados e discutidos os resultados correspondentes às variáveis fluidodinâmicas do leito com ênfase às curvas características de queda de pressão, medidas experimentais da velocidade das partículas na parede da coluna, da taxa de circulação de sólidos e do diâmetro do jorro. Em seguida, discutem-se os resultados das demais variáveis, calculadas segundo os modelos teóricos propostos pela literatura.

Na segunda etapa, apresentam-se os resultados referentes aos parâmetros térmicos, discutindo-se os mecanismos de transferência de calor e os métodos para obtenção destes parâmetros. Estes resultados são relativos a primeira série de experimentos, cuja metodologia foi descrita no Capítulo 3, onde são enfatizados os balanços de energia no leito como um todo (incluindo a fonte), as taxas de evaporação e a eficiência térmica do equipamento.

## 4.2 - Fluidodinâmica do leito:

### 4.2.1 - Curvas características:

As curvas características de queda de pressão, obtidas pelo método clássico, estão ilustradas nas figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4. As medidas de queda de pressão máxima ( $\Delta P_M$ ) não apresentaram boa reprodutividade, devido à grande instabilidade gerada no sistema, quando do rompimento do jorro através do leito. Por esta razão, as curvas completas são ilustradas apenas nas figuras 4.1 (a) e 4.3, que correspondem às medidas mais reprodutíveis. Estas curvas mostram um aumento substancial da queda de pressão máxima ( $\Delta P_M$ ), provocado pela polpa de umbu. Entretanto, a influência sobre a queda de pressão de jorro estável ( $\Delta P_{jm}$ ) é pouco relevante, principalmente para alturas de inertes correspondentes à seção cilíndrica do leito, conforme ilustram as figuras 4.3 e 4.4. No leito cônico, o comportamento é algo diferente, apresentando uma  $\Delta P_{jm}$  um pouco maior, da ordem de 100 Pa nas experiências realizadas com polpa, como se observa nas figuras 4.1 e 4.2.

Surpreendentemente, com relação à vazão de jorro mínimo ( $Q_{jm}$ ), as curvas características constataam uma diminuição significativa desse parâmetro nos experimentos realizados com polpa, para todas as cargas de inerte estudadas. Estes resultados confirmam os obtidos por ALMEIDA (1991) no mesmo equipamento.

Nas figuras 4.5 e 4.6 tem-se uma comparação dos dados

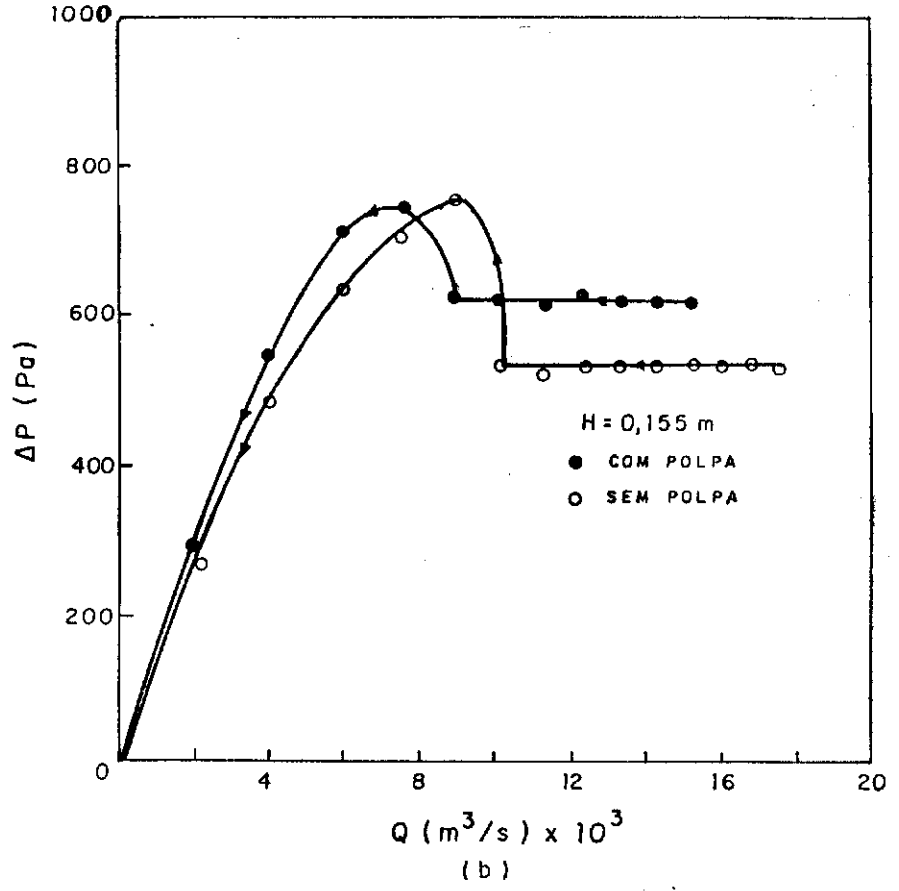
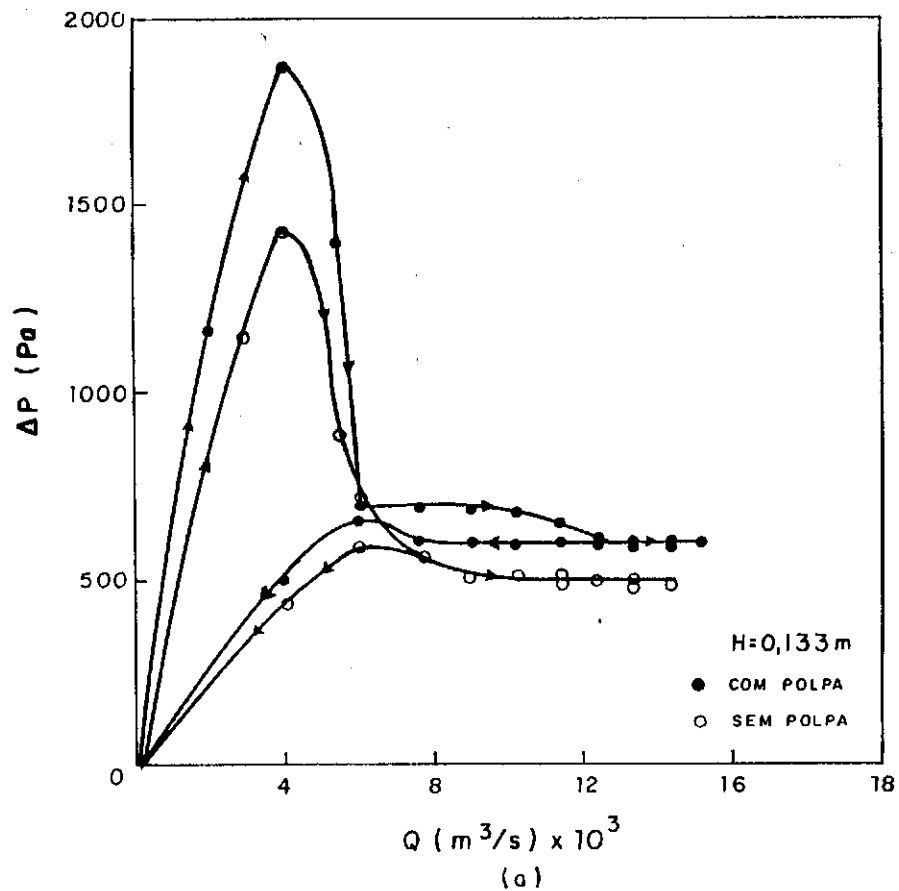


FIGURA 4.1 – CURVAS CARACTERÍSTICAS DE QUEDA DE PRESSÃO EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO AR. SEÇÃO CÔNICA.

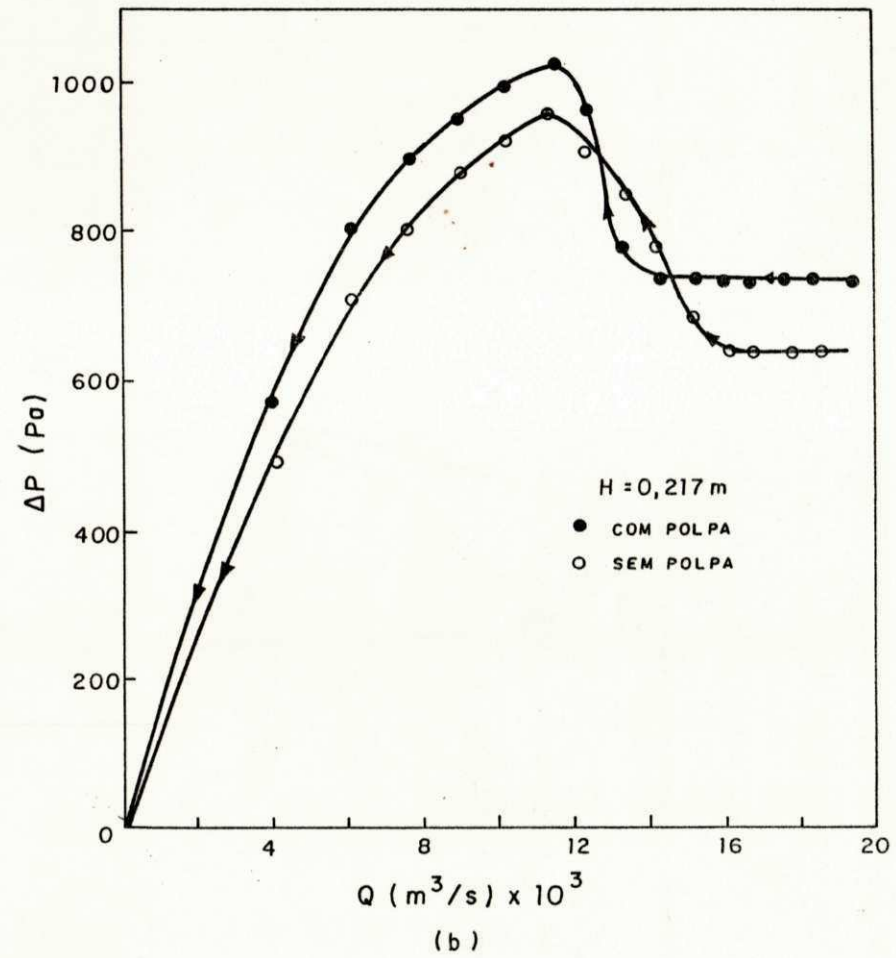
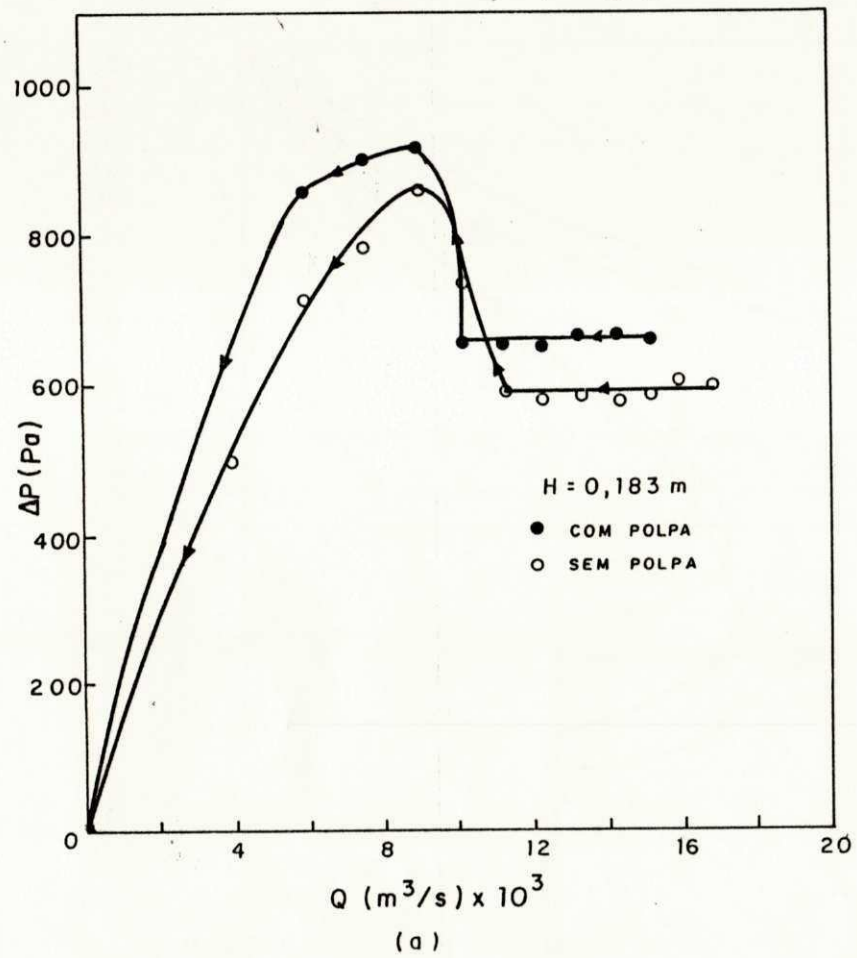
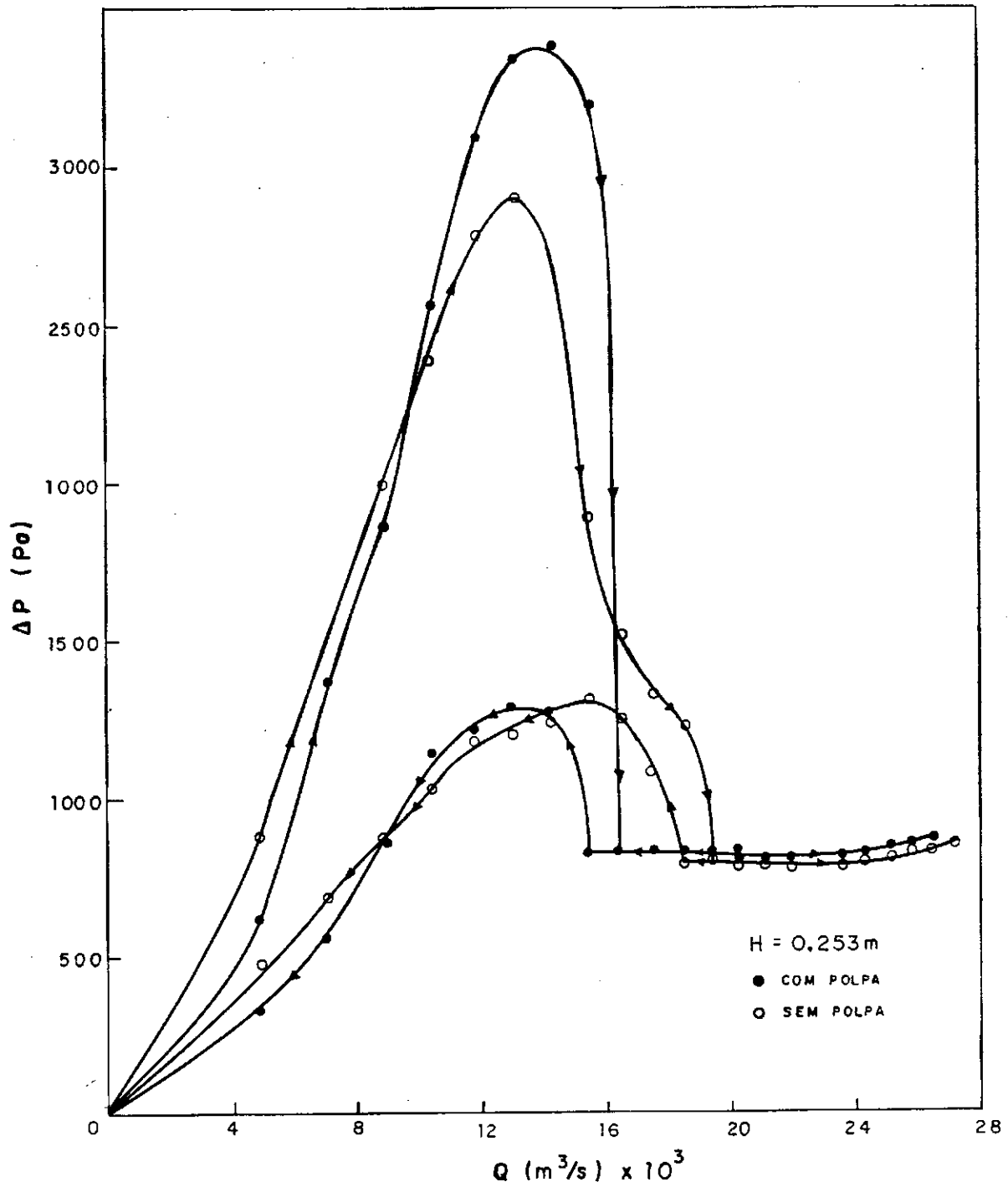


FIGURA 4.2- CURVAS CARACTERÍSTICAS DE QUEDA DE PRESSÃO EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO AR. SEÇÃO CÔNICA.





**FIGURA 4.3** — CURVAS CARACTERÍSTICAS DE QUEDA DE PRESSÃO EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO AR. SEÇÃO CÔNICA CILÍNDRICA.

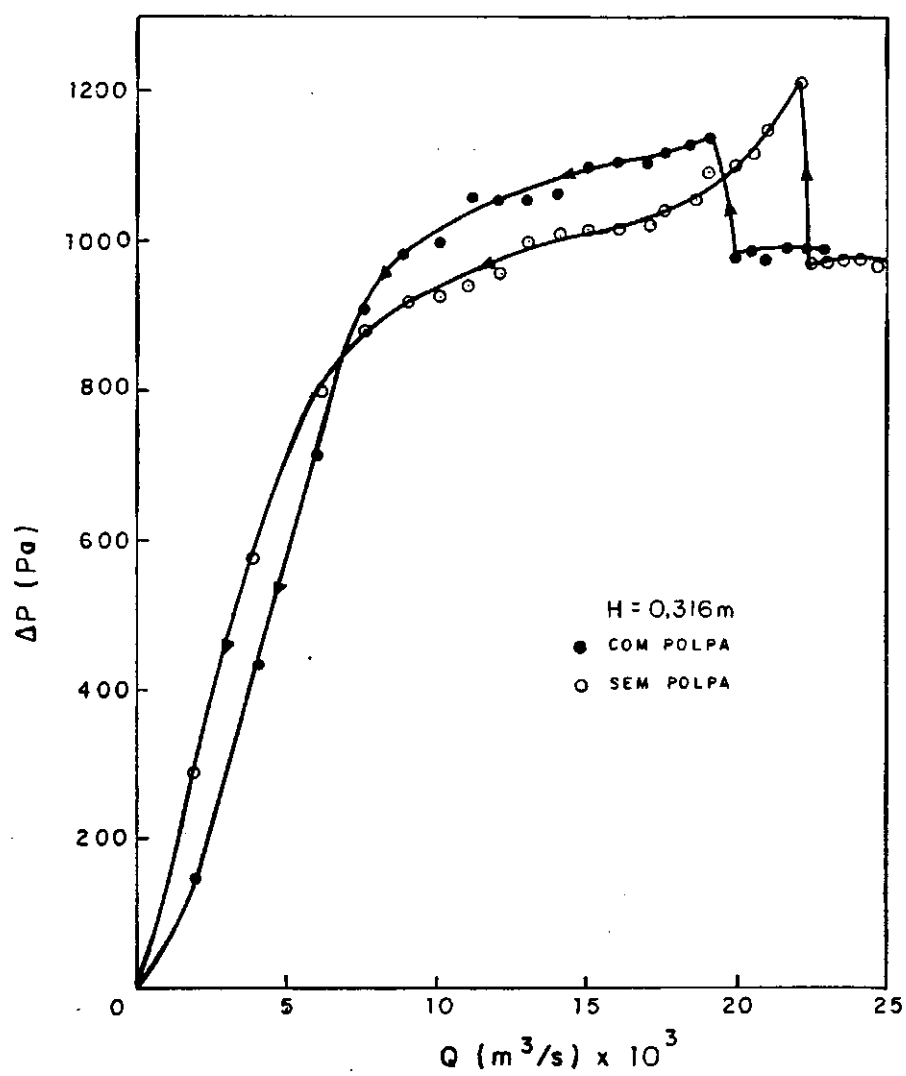
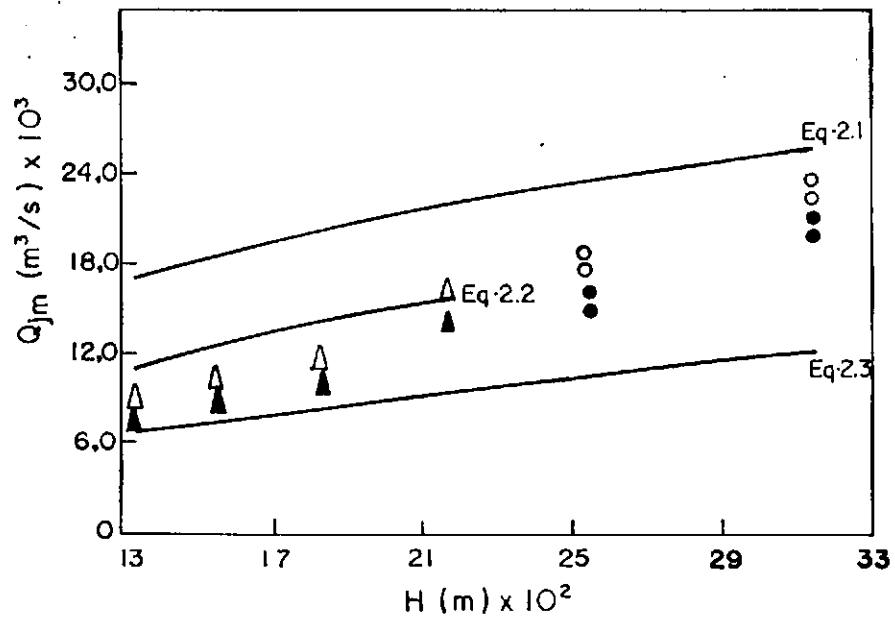
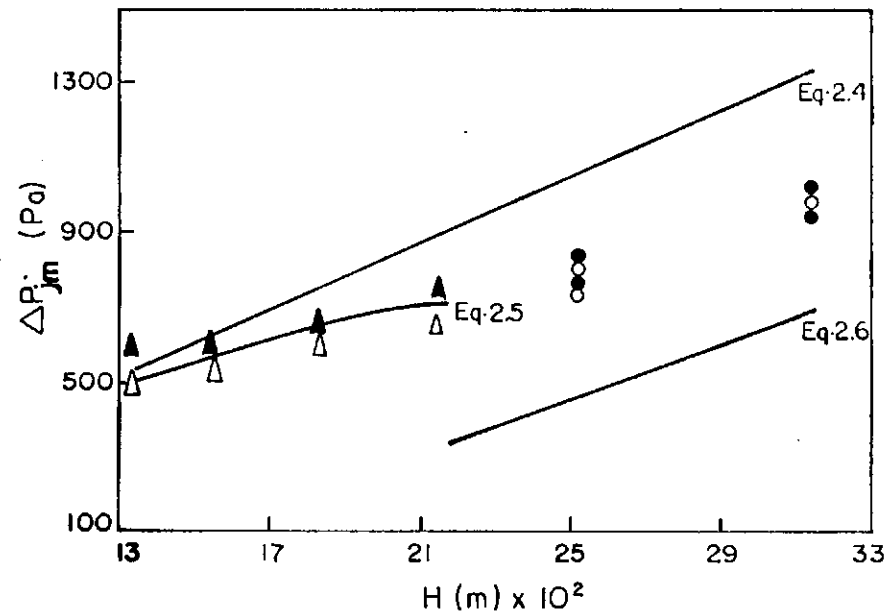


FIGURA 4.4- CURVAS CARACTERÍSTICAS DE QUEDA DE PRESSÃO EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO AR. SEÇÃO CÔNICA CILÍNDRICA.



**FIGURA 4.5** - VAZÃO DE JORRO MÍNIMO EM FUNÇÃO DA ALTURA DO LEITO. COMPARAÇÃO COM PREVISÕES DA LITERATURA. REGIÃO CÔNICA COM 5% ( $\blacktriangle$ ) E 0% ( $\triangle$ ) DE POLPA. REGIÃO CÔNICA-CILÍNDRICA COM 5% ( $\bullet$ ) E 0% ( $\circ$ ) DE POLPA.



**FIGURA 4.6** - QUEDA DE PRESSÃO DE JORRO ESTÁVEL EM FUNÇÃO DA ALTURA DO LEITO. COMPARAÇÃO COM PREVISÕES DA LITERATURA. REGIÃO CÔNICA COM 5% ( $\blacktriangle$ ) E 0% ( $\triangle$ ) DE POLPA. REGIÃO CÔNICA-CILÍNDRICA COM 5% ( $\bullet$ ) E 0% ( $\circ$ ) DE POLPA.

experimentais com os preditos pelas correlações empíricas relacionadas na tabela 2.1.

experimentais com os preditos pelas correlações empíricas relacionadas na tabela 2.1.

O efeito da altura do leito (H) na vazão de jorro mínimo ( $Q_{jm}$ ) é ilustrado na figura 4.5. Na seção cônica do leito, os valores de  $Q_{jm}$  estimados pela correlação de GORSSTEIN & MUKLENOV (1964), (eq.2.3), são cerca de 40% e 23% maiores que os obtidos experimentalmente, com e sem polpa respectivamente. Na seção cônica-cilíndrica, a correlação de MATHUR & GISHLER (1955), (eq.2.1), superestima os dados experimentais, apresentando desvios médios de 40% com polpa e 26% sem polpa, enquanto os resultados preditos por ABDELRAZEK (1969), (eq.2.2), são menores que os deste trabalho, com desvios de 37% e 44%, respectivamente.

Na figura 4.6, a influência de H na queda de pressão de jorro estável ( $\Delta P_{jm}$ ) é mostrada. Os valores de  $\Delta P_{jm}$  ajustaram-se bem à correlação citada por MUJUNDAR (1981), (eq.4.5), na seção cônica. Na seção cônica cilíndrica, os dados estimados pela correlação de NASCIMENTO et alii (1976), (eq.4.4), superestimam os experimentais na ordem de 30%, e a correlação de MALEK & LU (1955), (eq.4.6), prediz valores aproximadamente 40% menores para a queda de pressão de jorro estável ( $\Delta P_{jm}$ ).

É interessante notar que os pontos com altura igual a 0,217 m correspondem exatamente à interface entre o cone e o cilindro, como se observa nas figuras 4.5 e 4.6. O



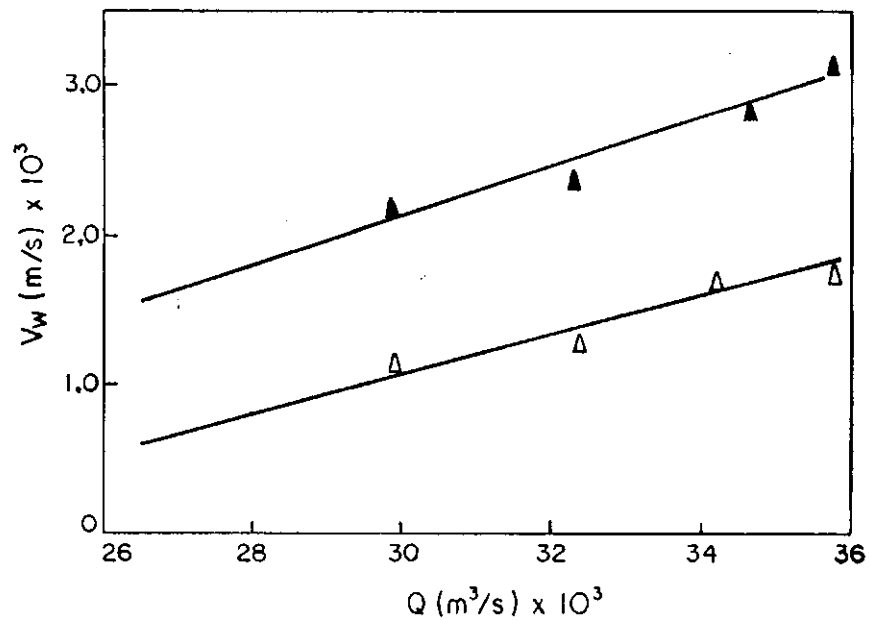
comportamento, em termos de  $Q_{jm}$  e  $\Delta P_{jm}$ , é também de transição entre as duas regiões.

Embora os desvios apresentados com relação às previsões da literatura sejam, de certa forma, satisfatórios, é interessante se destacar que estas correlações aplicam-se apenas aos sistemas gás-sólidos, em determinadas faixas de condições operacionais.

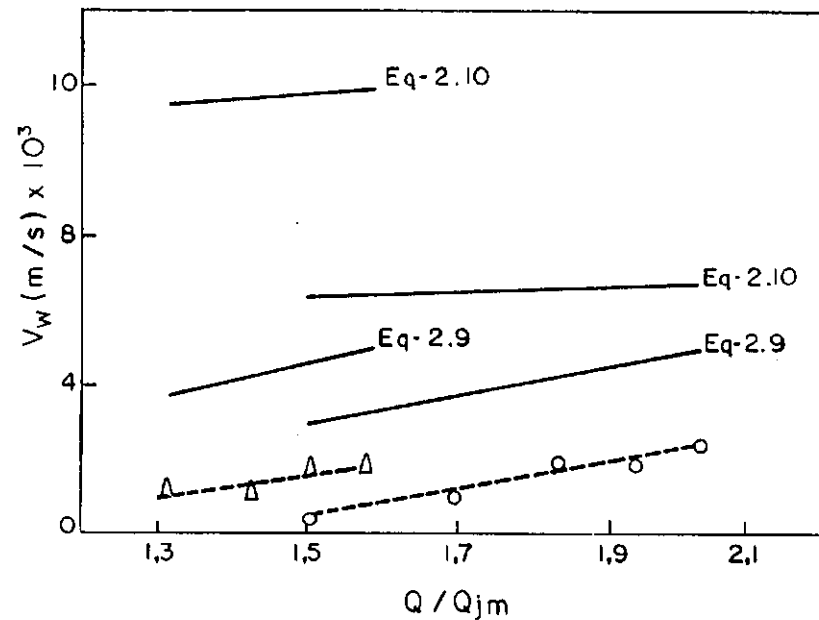
O comportamento da vazão de jorro mínimo em presença da suspensão pode ser atribuído a um caráter lubrificante da polpa de umbu, que diminuiria o atrito na superfície das partículas, facilitando assim o escoamento do gás através do leito. Entretanto, a presença da polpa provocaria na queda de pressão um efeito contrário ao observado experimentalmente.

Uma análise da figura 4.7, que ilustra a velocidade das partículas sobre a parede da coluna na região anular ( $V_w$ ) em função da vazão de ar, comprova que o deslocamento é mais rápido em presença da polpa, o que seria uma constatação do caráter lubrificante da polpa de umbu.

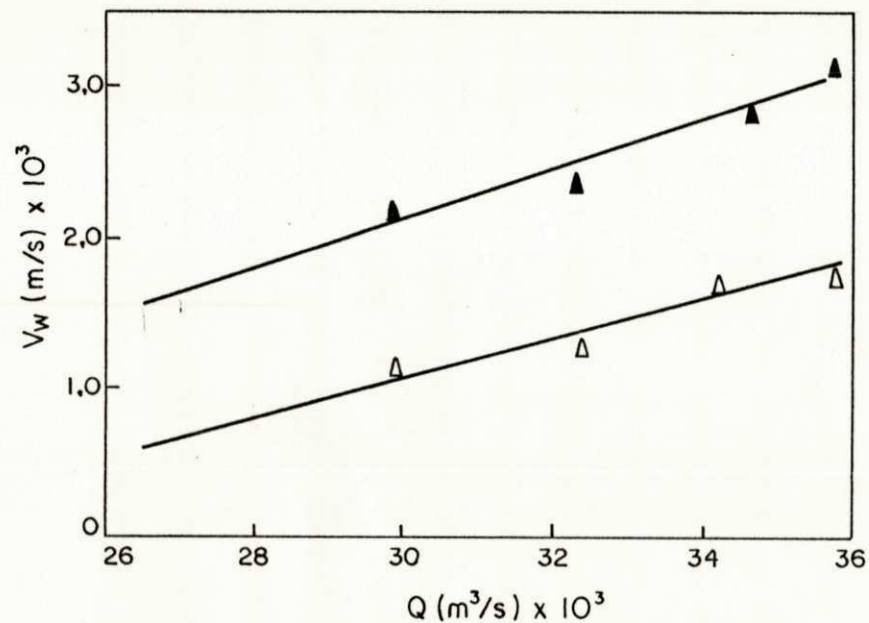
A figura 4.8 refere-se aos experimentos realizados sem polpa, onde as medidas da velocidade das partículas ( $V_w$ ) em função da relação  $Q/Q_{jm}$  são comparadas com dados da literatura. Observa-se nestas curvas que os dados experimentais afastam-se dos teóricos com desvios de mais de 100%, principalmente em relação às previsões de ABDELRAZEK (1969), (eq.2.10), apresentando, entretanto, a mesma tendência dos preditos por SHIGEO (1965), (eq.2.9), orientados ao longo de retas paralelas à esta correlação. A divergência deve-se ao fato das medidas



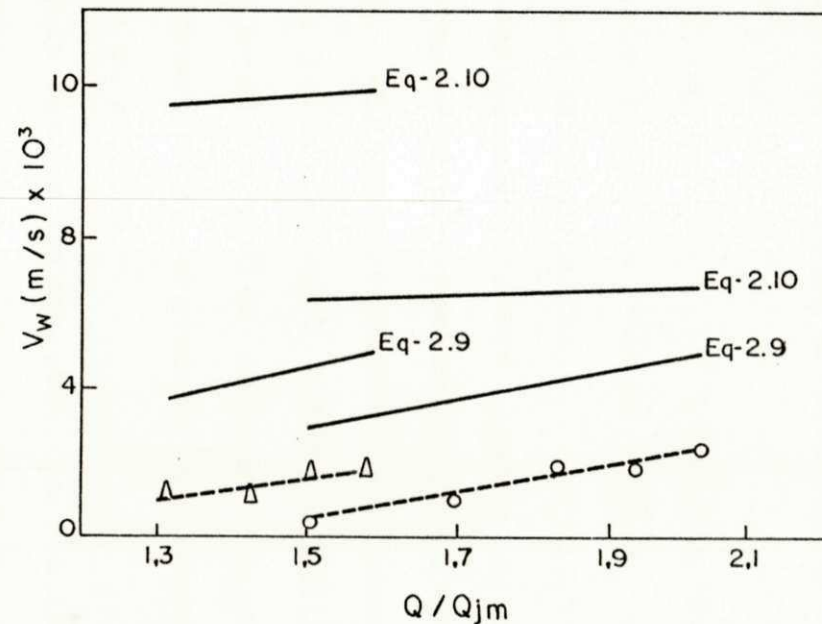
**FIGURA 4.7** — VELOCIDADE DA PARTÍCULA NA SEÇÃO CILÍNDRICA DA PAREDE DA COLUNA EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO GÁS.  $H = 0,316 \text{ m}$  COM 7% ( $\blacktriangle$ ) E 0% ( $\triangle$ ) DE POLPA.



**FIGURA 4.8** — VELOCIDADE DA PARTÍCULA NA SEÇÃO CILÍNDRICA DA PAREDE DA COLUNA EM FUNÇÃO DE  $Q/Q_{jm}$ . COMPARAÇÃO COMO PREVISÕES DA LITERATURA.  $H = 0,253 \text{ m}$  ( $\circ$ ) E  $H = 0,316 \text{ m}$  ( $\triangle$ ) COM 0% DE POLPA.



**FIGURA 4.7** — VELOCIDADE DA PARTÍCULA NA SEÇÃO CILÍNDRICA DA PAREDE DA COLUNA EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO GÁS.  $H = 0,316 \text{ m}$  COM 7% (▲) E 0% (Δ) DE POLPA.



**FIGURA 4.8** — VELOCIDADE DA PARTÍCULA NA SEÇÃO CILÍNDRICA DA PAREDE DA COLUNA EM FUNÇÃO DE  $Q/Q_{jm}$ . COMPARAÇÃO COMO PREVISÕES DA LITERATURA.  $H = 0,253 \text{ m}$  (○) E  $H = 0,316 \text{ m}$  (Δ) COM 0% DE POLPA.

de velocidade, nas quais se basearam as correlações, terem sido tomadas em paredes planas de colunas semi-circulares. Estas medidas não correspondem às efetuadas na coluna circular, principalmente porque a região cônica afeta as linhas de trajetória das partículas, MATHUR & EPSTEIN (1974).

A literatura sugere que pastas e suspensões viscosas podem comprometer a performance do jorro, devido à formação de aglomerados. MUJUNDAR (1989). Analisando o comportamento reológico da polpa de umbu, ALSINA et alii (1988) concluíram que se trata de um fluido não newtoniano, de viscosidade e índice de consistência elevados, que tendem a aumentar com a concentração de sólidos.

Baseada nestas informações, os resultados, aparentemente contraditórios, da vazão de jorro mínimo ( $Q_{jm}$ ) e queda de pressão máxima ( $\Delta P_M$ ) poderiam ser explicados pelos efeitos contrários que a polpa de umbu pode exercer sobre a dinâmica do leito. A elevação da queda de pressão máxima seria decorrente da maior energia requisitada pelo jato de ar para romper a estrutura mais aderida da camada de sólidos, devido à aglomeração das partículas. Após o rompimento da camada, o efeito lubrificante da polpa facilitaria o escoamento do gás, e o jorro estável seria alcançado em vazões mais baixas.

A discussão destes resultados restringe-se apenas às observações experimentais do presente trabalho, uma vez que na literatura pesquisada não foram encontrados dados relativos às curvas características do leito de jorro com pastas e suspensões.



#### 4.2.2 - Circulação de sólidos:

No apêndice 1, tabela 3, estão reunidas as condições utilizadas nas experiências realizadas com cinco níveis de carga de inerte e vazão do ar e três relações massa de polpa/massa de inerte ( $M_p/M_i$ ), para uma temperatura de operação fixada em 70°C.

Na figura 4.9, analisa-se o comportamento de  $W_s$  com a vazão de ar, para alturas de leito de 0,253 m (a) e 0,316 m (b), com e sem polpa. Observando-se estas curvas, verifica-se um crescimento acentuado de  $W_s$  até valores de  $Q$  em torno de  $34,0 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ , com tendência a se tornar constante para vazões mais elevadas. Devido a limitações no soprador disponível, não foi possível se chegar a conclusões mais precisas com relação a este comportamento. Observa-se também que as experiências realizadas apenas com o material inerte, nas mesmas condições operacionais da secagem, apresentam maiores valores de  $W_s$ . As evidências experimentais sugerem, portanto, que a presença da polpa provoca uma diminuição da taxa de circulação de sólidos, afetando assim a performance do equipamento.

A curva obtida na forma  $W_s$  em função de  $H$ , ilustrada na figura 4.10, para uma vazão de ar de  $32,4 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ , mostra que, para valores de  $H \geq 0,24 \text{ m}$ ,  $W_s$  mantém-se praticamente constante, ou seja, um aumento da carga de inerte acima deste nível não implica numa melhor performance do secador, no que concerne à taxa de circulação de sólidos.

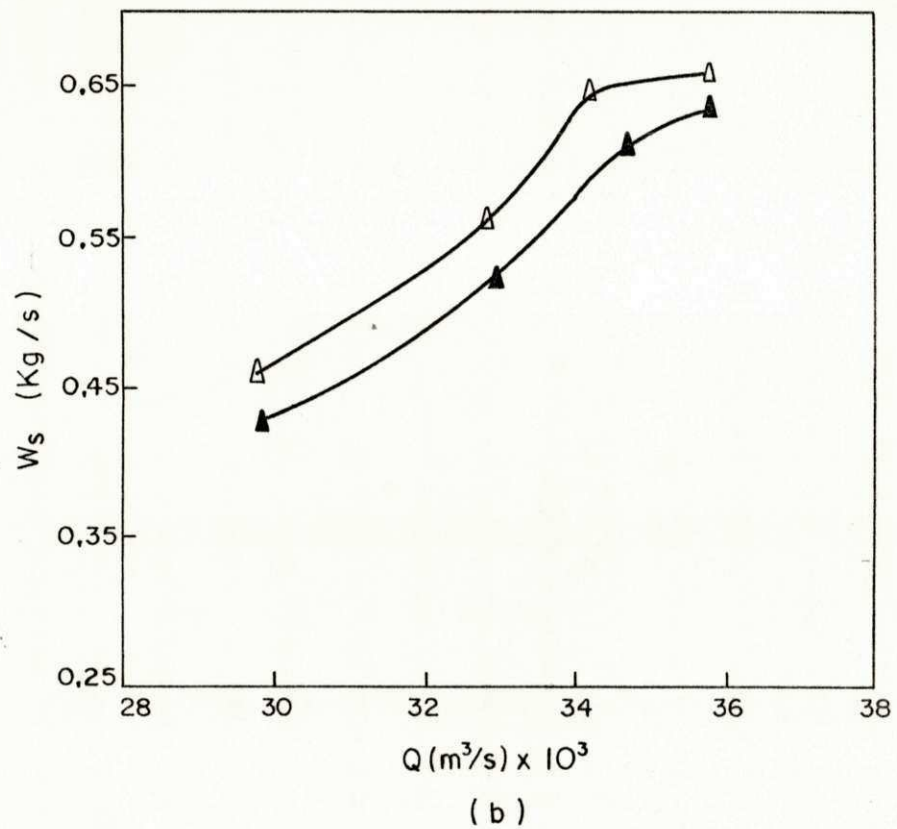
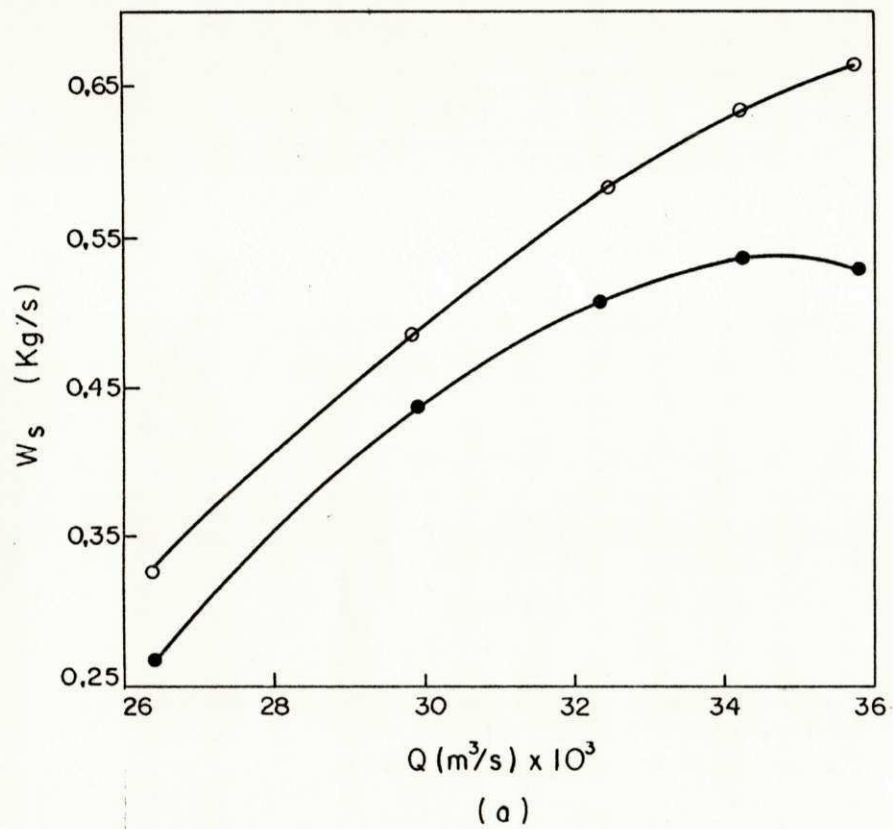
A figura 4.11 ilustra a circulação de sólidos em função da relação  $Q/Q_m$  e compara os dados do presente trabalho com os obtidos por correlações da literatura.

Pode-se observar que os dados experimentais sem polpa se ajustam bem aos preditos pela correlação de THORLEY et alii 7%, enquanto os obtidos com  $H = 0,253$  m são superestimados pela correlação em cerca de 20%. A correlação de CHATTERJEE (1970), (eq.2.12), subestima os dados referentes a  $H = 0,316$  m, apresentando um desvio médio de 26% e ajusta os obtidos com  $H = 0,253$  m na ordem de  $\pm 13\%$ .

Os dados relativos à circulação de sólidos apresentados por MUIR et alii (1990), embora referentes ao leito de jorro com tubo central, com e sem aeração complementar no anel, apresentam comportamento semelhante ao observado na figura 4.9, ou seja, a circulação de sólidos cresce com  $Q$  até um certo nível, tendendo a permanecer constante, ou decresce em vazões mais elevadas. A tendência a passar por um ponto máximo ( $W_{smáx}$ ), destacada por estes autores, não está evidenciada nas curvas aqui apresentadas, certamente devido à estreita faixa de condições operacionais mantidas no presente trabalho.

#### 4.2.3 - Diâmetro do jorro:

Os perfis adimensionais de temperatura utilizados na determinação do diâmetro do jorro, segundo a técnica



**FIGURA 4.9** - CIRCULAÇÃO DE SÓLIDOS EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO AR.  $H=0,253\text{m}$  COM 5% (●) E 0% (○) DE POLPA (a).  $H=0,316\text{m}$  COM 7% (▲) E 0% (△) DE POLPA (b).

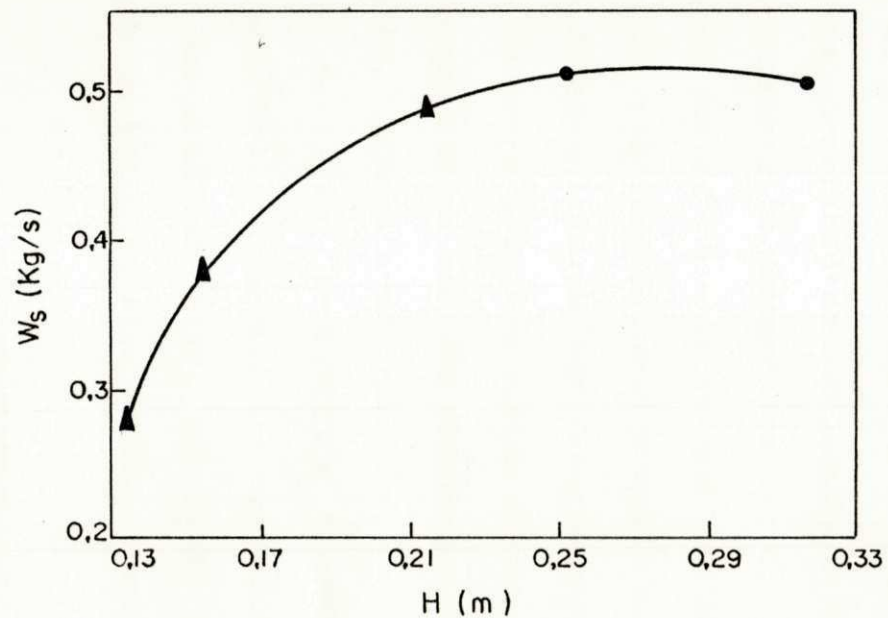


FIGURA 4.10 - CIRCULAÇÃO DE SÓLIDOS EM FUNÇÃO DA ALTURA DO LEITO. SEÇÃO CÔNICA ( $\blacktriangle$ ) E CÔNICA CILÍNDRICA ( $\bullet$ ) COM 5% DE POLPA.

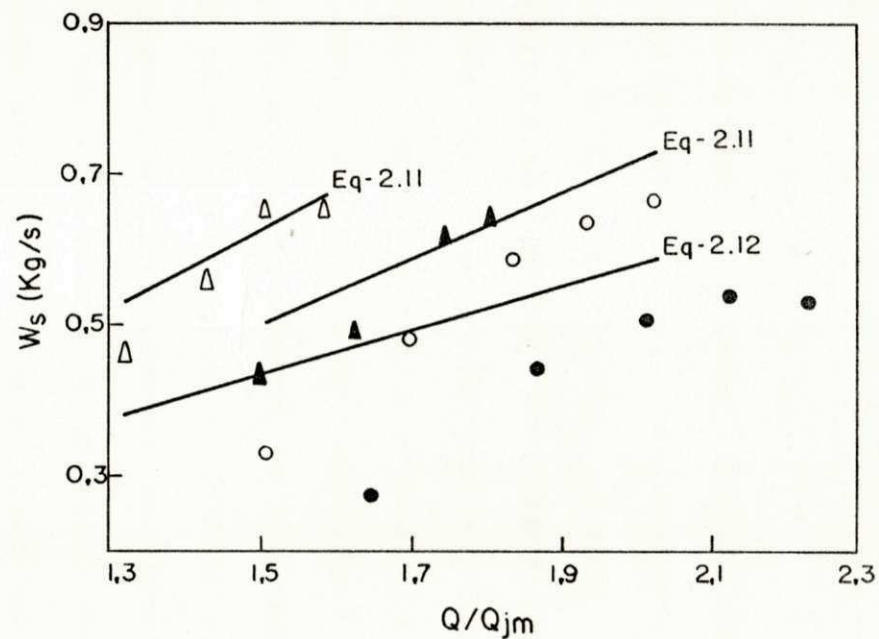


FIGURA 4.11 - CIRCULAÇÃO DE SÓLIDOS EM FUNÇÃO DE  $Q/Q_{jm}$ . COMPARAÇÃO COM PREVISÕES DA LITERATURA. SEÇÃO CÔNICA CILÍNDRICA,  $H=0,253$  m COM 5% ( $\bullet$ ) E 0% ( $\circ$ ) DE POLPA.  $H=0,316$  m COM 7% ( $\blacktriangle$ ) E 0% ( $\triangle$ ) DE POLPA.

experimental detalhada no Capítulo 3, estão ilustrados nas figuras 4.12, 4.13, 4.14 e 4.15.

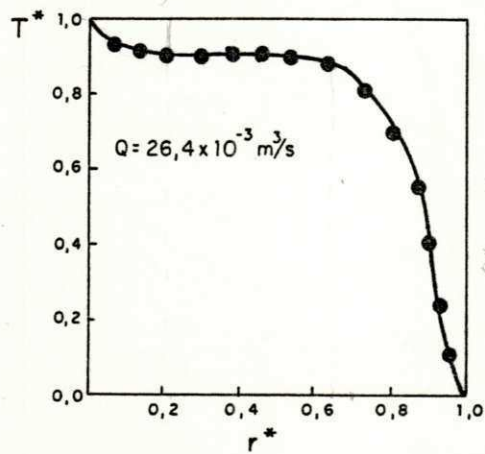
Nestes perfis, observa-se que a temperatura decresce com o raio até um dado valor, que caracteriza a região do jorro, alcançando então um extenso patamar na região anular, perturbado pelas perdas de calor para o ambiente nas proximidades da parede da coluna. O raio do jorro foi considerado como a medida que limita a queda de temperatura entre o centro e a região de temperatura uniforme

A figura 4.16 compara as medidas experimentais com as preditas pelas correlações empíricas relacionadas na tabela 2.3, e ilustra o comportamento do diâmetro do jorro frente à vazão do ar, à altura e à presença de polpa. Em relação à dependência com a altura e a vazão do ar, observa-se que o diâmetro do jorro cresce com  $Q$  e diminui com  $H$ , decréscimo esse previsto na correlação de ABDELRAZEK (1969), (eq.2.13).

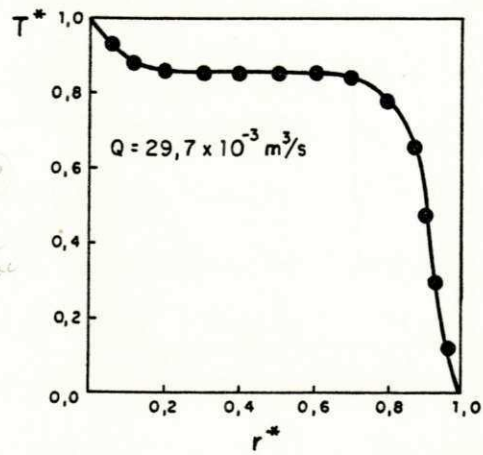
Analisando o comportamento do diâmetro do jorro em presença da polpa, observa-se que não há influência desta nos experimentos realizados com  $H = 0,253$  m, o mesmo não ocorrendo para  $H = 0,316$  m, quando verifica-se substancial diminuição no diâmetro do jorro a baixas vazões de ar.

Comparando as medidas experimentais com as previsões das correlações, constata-se que as correlações de ABDELRAZEK (1969) e de LEFROY & DAVIDSON (1969), (eq. 2.13 e 2.15, respectivamente), superestimam os dados obtidos no presente trabalho em qualquer nível de vazão e carga de inerte. A correlação de MALEK et alii (1963), (eq.2.14), ajusta muito bem

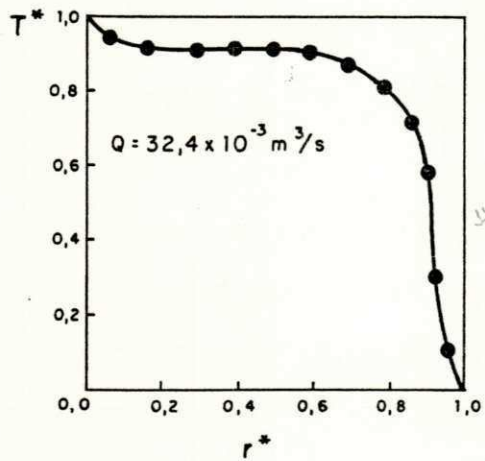




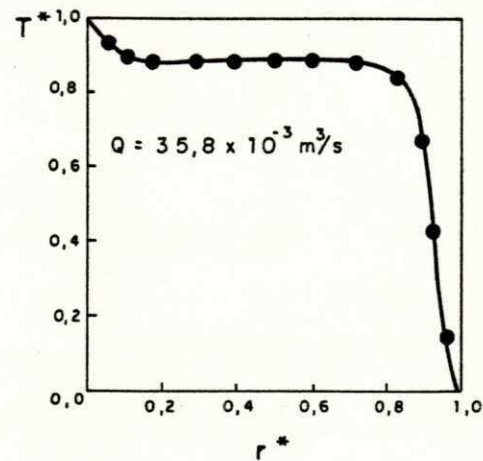
(a)



(b)

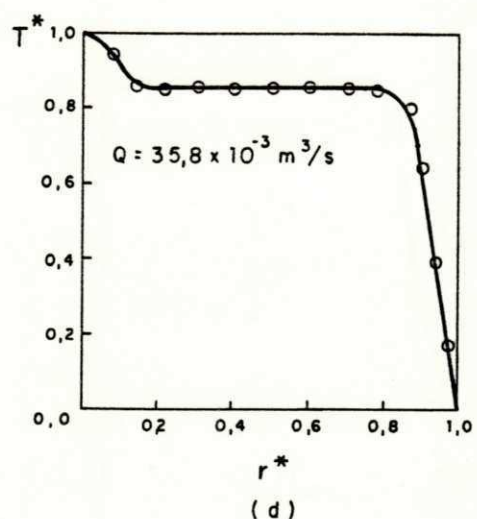
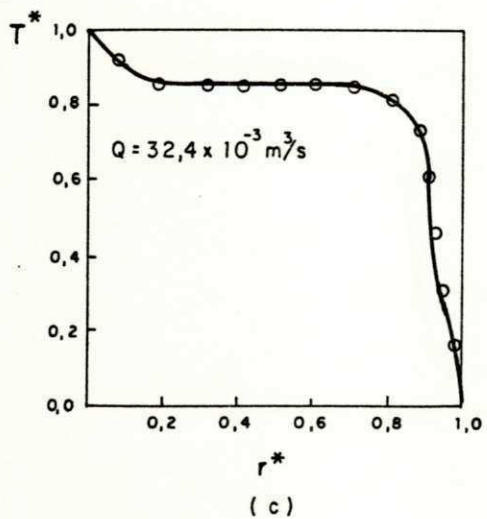
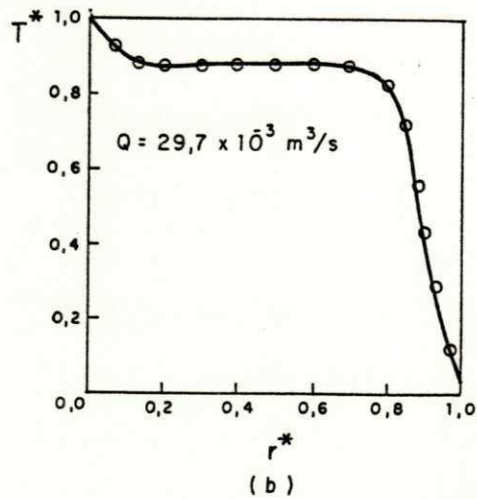
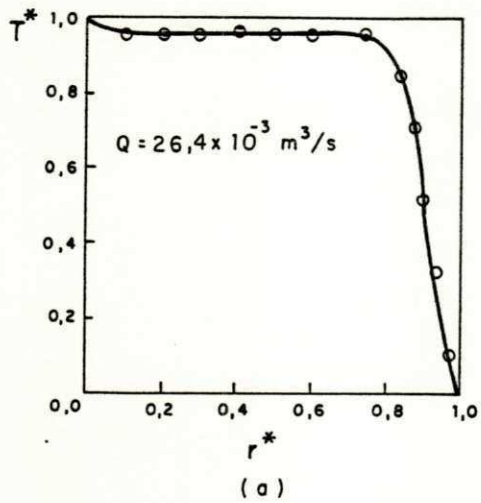


(c)

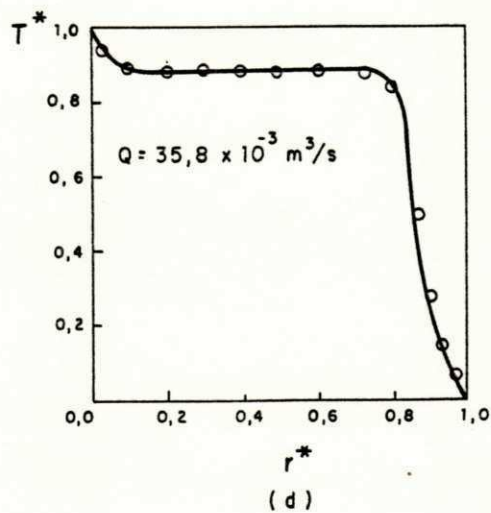
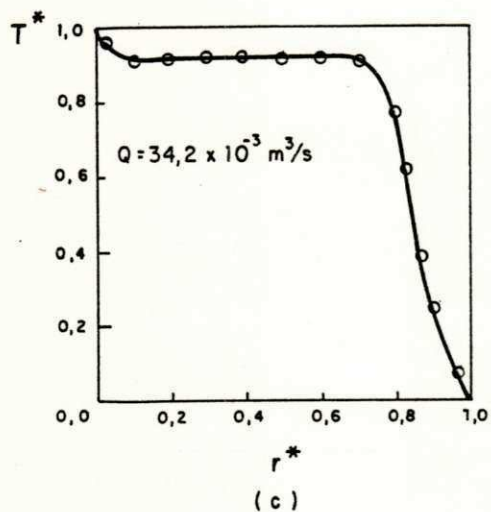
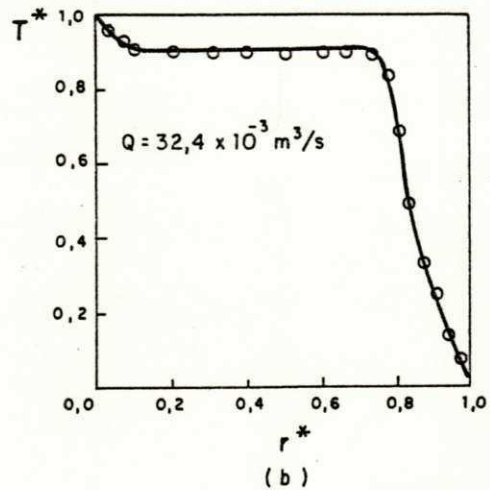
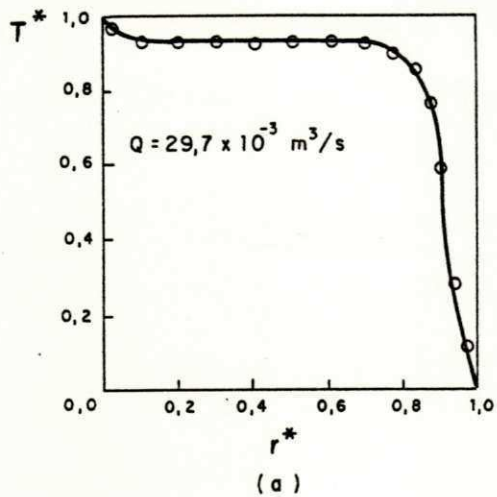


(d)

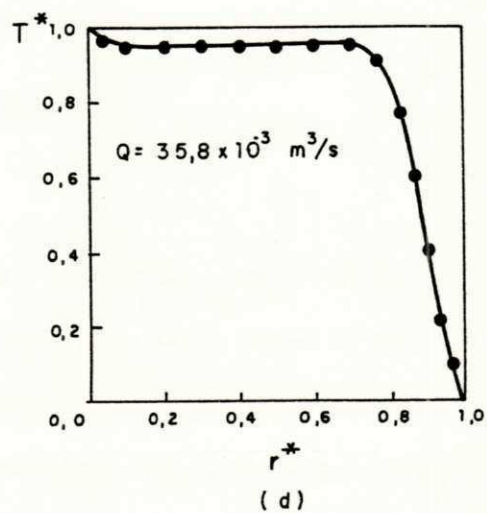
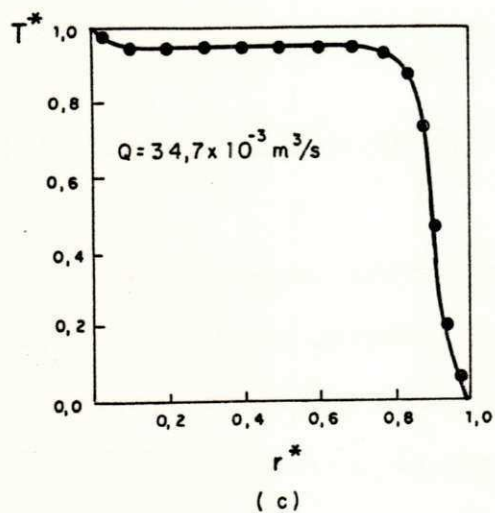
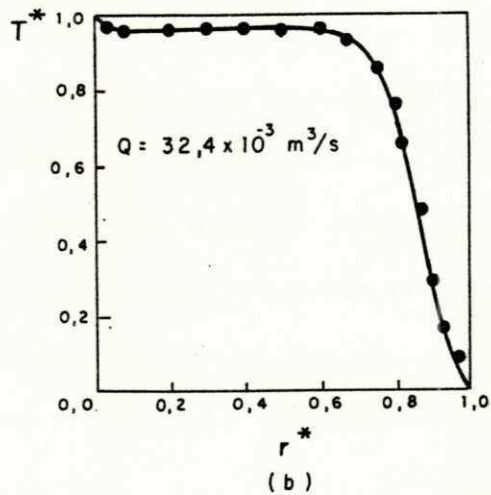
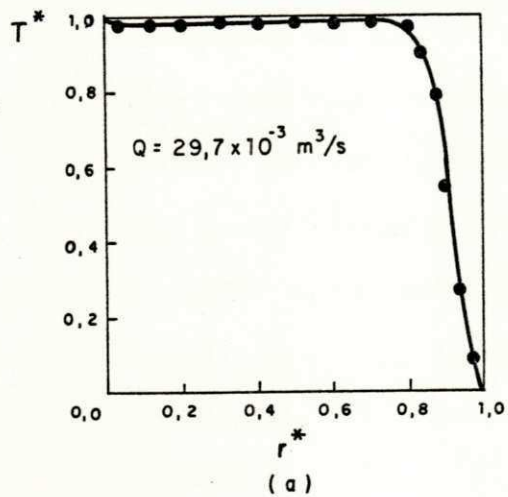
**FIGURA 4.12** - PERFIS ADIMENSIONAIS DE TEMPERATURA NA SUPERFÍCIE DO LEITO EXPANDIDO.  $H = 0,253 \text{ m}$  COM 5% DE POLPA  $T_{ge} = 70 \pm 1,5^\circ \text{C}$



**FIGURA 4.13** - PERFIS ADIMENSIONAIS DE TEMPERATURA NA SUPERFÍCIE DO LEITO EXPANDIDO.  $H = 0,253 \text{ m}$  COM 0% DE POLPA  
 $T_{ge} = 70 \pm 1,5^\circ \text{ C}$



**FIGURA 4.14**—PERFIS ADIMENSIONAIS DE TEMPERATURA NA SUPERFÍCIE DO LEITO EXPANDIDO.  $H = 0,316\text{m}$  COM 0% DE POLPA  
 $T_{ge} = 70 \pm 1,5^\circ\text{C}$



**FIGURA 4.15**—PERFIS ADIMENSIONAIS DE TEMPERATURA NA SUPERFÍCIE DO LEITO EXPANDIDO.  $H = 0,316 \text{ m}$  COM 7% DE POLPA  $T_{ge} = 70 \pm 1,5 \text{ } ^\circ\text{C}$ .

o diâmetro do jorro para  $H = 0,253$  m, com e sem polpa.

É importante salientar que o diâmetro do jorro determinado a partir dos perfis de temperatura na superfície do anel, para elevadas cargas de leito, está sujeito a sérios erros de medição, uma vez que, nestas condições, os perfis tendem a tornarem-se planos. Esta pode ter sido a causa dos desvios ocorridos nas medidas efetuadas com  $H = 0,316$  m.

Diante destas implicações e respaldado no excelente ajuste dos dados experimentais aos preditos pela literatura para  $H = 0,253$  m, e considerando ainda a necessidade de se efetuar os cálculos com um diâmetro de jorro médio, preferiu-se optar pelo diâmetro do jorro estimado pela correlação de MALEK et alii (1963).

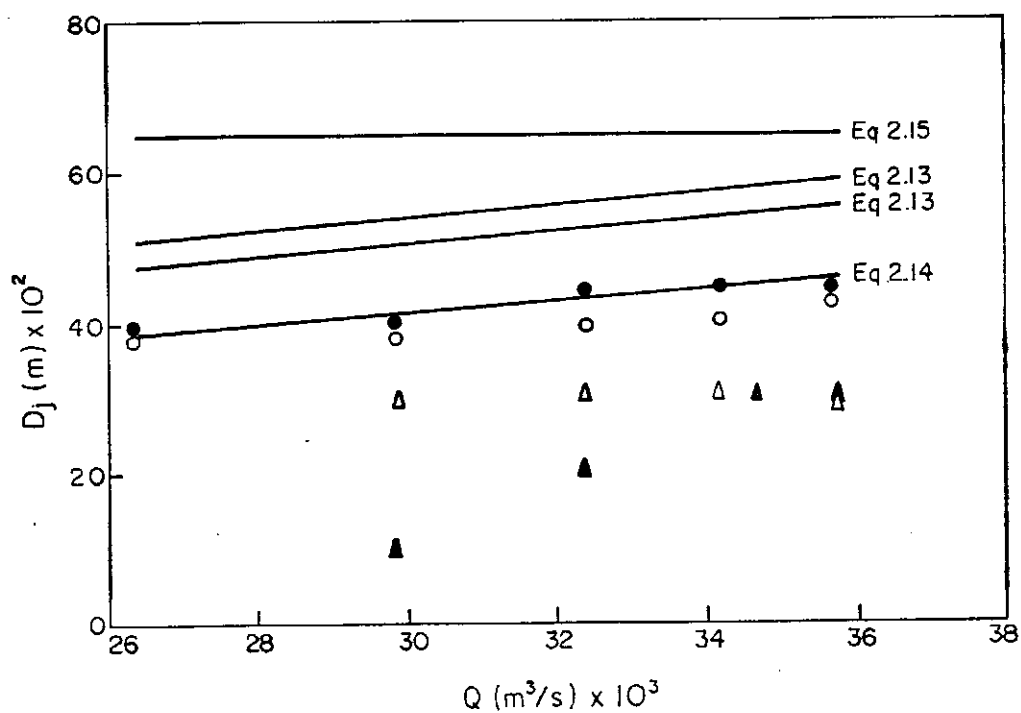
#### 4.2.4 - Porosidade do anel:

Considerando porosidade uniforme na região anular da seção cilíndrica, determinou-se  $\epsilon_a$  nas condições de mínima fluidização, conforme a seguinte metodologia de cálculo:

(1) Estimativa da velocidade mínima de fluidização do leito sem a suspensão, utilizando-se as correlações mostradas na tabela 4.1, cujos resultados apresentaram um desvio médio de  $\pm 2,2\%$ . Tomou-se  $U_{mf} = 0,769$  m/s como o valor médio estimado;

(2) Cálculo de  $\epsilon_{mf}$  pela equação de ERGUM, segundo KUNII & LEVENSPIEL (1969):





**FIGURA 4.16** - DIÂMETRO DO JORRO EM FUNÇÃO DA VAZÃO DO GÁS. COMPARAÇÃO COM PREVISÕES DA LITERATURA REGIÃO CÔNICA CILÍNDRICA.  $H = 0,253m$ . COM 5% (●) E 0% (○) DE POLPA.  $H = 0,316m$  COM 7% (▲) E 0% (△) DE POLPA.

$$Ar = \frac{150.(1 - \epsilon_{mf})}{\epsilon_{mf}^3 . \phi^2} . Remf + \frac{1,75}{\epsilon_{mf}^3 . \phi} . Remf^2 \quad (4.5)$$

(3) Como não foram observadas modificações significativas na expansão do anel, em presença da suspensão, considerou-se a mesma porosidade nas experiências realizadas com e sem polpa,  $\epsilon_{mf} = 0,436$ .

Tabela 4.1 - Velocidade mínima de fluidização

AUTOR	CORRELAÇÃO	
THONGLIMP et alli (1984)	$Remf = 1,95 \times 10^{-2} . Ar$ $Remf > 30$	(4.1)
LUCAS et alli (1986)	$Remf = [(29,5)^2 + 0,0357 . Ar]^{1/2} - 29,5$ $0,8 \leq \phi \leq 1,0$	(4.2)
ZHENE et alli (1985)	$Remf = [(18,75)^2 + 0,0313 . Ar]^{1/2} - 18,75$ $20^\circ C < T < 700^\circ C$	(4.3)
ERGUN (1969)	$Ar = 1650 . Remf + 24,5 . Remf^3$	(4.4)

#### 4.3 - Distribuição do gás no jorro e no anel:

Estes dados se referem à segunda série experimental. A velocidade superficial do gás no anel foi determinada a partir dos gradientes de pressão estática, tomados próximos à superfície do leito. Os cálculos foram efetuados segundo um modelo bastante simplificado, baseado na equação de ERGUN (1969), e no método de THORLEY et alii (1961) para a determinação da porosidade do jorro. Foram negligenciadas as possíveis variações das propriedades do sólido em presença da suspensão.

Uma vez que os perfis radiais de pressão na região anular são planos, foi considerado fluxo pistão do gás no anel.

A seguinte metodologia de cálculo foi utilizada:

(1) Determinação de  $U_a$  pela equação de ERGUN, com  $\epsilon_a = \epsilon_{mf} = 0,436$  e  $L = 0,053$  m e  $0,073$  m para  $H = 0,253$  m e  $0,316$  m, respectivamente, nas condições de leito expandido:

$$\frac{\Delta p}{L} = 150 \frac{(1 - \epsilon_a)}{\phi^2 \cdot \epsilon_a^3} \cdot \frac{\mu \cdot U_a}{dp^2} + 1,75 \frac{(1 - \epsilon_a)}{\phi \cdot \epsilon_a^3} \cdot \frac{\rho \cdot U_a}{dp} \quad (4.6)$$

(2) Cálculo de  $Q_j$  pela diferença da vazão total e de  $\epsilon_j$  e  $V_j$ , pelas seguintes equações:

$$\epsilon_j = \frac{Q_j}{Q_j + \frac{W_s}{\rho_s}} \quad (2.16)$$

$$V_j = u_j = \frac{U_j}{\varepsilon_j} \quad (2.17)$$

As tabelas 4.2 e 4.3 apresentam as condições operacionais e as variáveis fluidodinâmicas calculadas segundo este modelo simplificado.

Tabela 4.2 - Variáveis fluidodinâmicas  
próximas à superfície do leito

H = 0,253 m		Mp/Mi = 5%			Ua = 0,349 m/s	
N <sup>o</sup> exp		1b	2b	3b	4b	5b
Q (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>		26,46	29,86	32,35	34,16	35,82
Dj (m)×10 <sup>2</sup>		3,90	4,20	4,30	4,40	4,60
Ws (kg/s)		0,270	0,436	0,505	0,542	0,532
Qa (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>		23,76	23,69	23,67	23,64	23,60
Qj (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>		2,70	6,17	8,67	10,51	12,22
Uj (m/s)		2,26	4,45	5,98	6,91	7,35
e <sub>j</sub>		0,91	0,93	0,95	0,95	0,96
Vj (m/s)		2,48	4,78	6,30	7,27	7,65
Q/Q <sub>j</sub> m		1,65	1,83	2,02	2,13	2,23
H = 0,316 m		Mp/Mi = 7%			Ua = 0,378 m/s	
N <sup>o</sup> exp		6b	7b	8b	9b	
Q (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>		29,86	32,35	34,71	35,82	
Dj (m)×10 <sup>2</sup>		4,20	4,30	4,40	4,60	
Ws (kg/s)		0,427	0,497	0,615	0,634	
Qa (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>		25,66	25,64	25,60	25,56	
Qj (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>		4,27	6,71	9,11	10,26	
Uj (m/s)		3,03	4,62	5,73	6,17	
e <sub>j</sub>		0,91	0,93	0,94	0,94	
Vj (m/s)		3,33	4,98	6,10	6,56	
Q/Q <sub>j</sub> m		1,50	1,63	1,75	1,80	



Tabela 4.3 - Variáveis fluidodinâmicas  
próximas à superfície do leito

H = 0,253 m	Mp/Mi = 0%			Ua = 0,374 m/s	
N° exp	10b	11b	12b	13b	14b
Q (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>	26,46	29,86	32,35	34,16	35,82
Dj (m)×10 <sup>2</sup>	3,90	4,20	4,30	4,40	4,60
Ws (kg/s)	0,329	0,485	0,585	0,634	0,658
Qa (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>	25,46	25,39	25,37	25,34	25,29
Qj (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>	1,00	4,47	6,98	8,82	10,53
Uj (m/s)	0,84	3,22	4,81	5,80	6,34
εj	0,78	0,90	0,92	0,93	0,94
Vj (m/s)	1,11	3,58	5,23	6,24	6,75
Q/Qjm	1,39	1,50	1,63	1,72	1,80

H = 0,316 m	Mp/Mi = 0%			Ua = 0,415 m/s
N° exp	15b	16b	17b	18b
Q (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>	29,86	32,35	34,16	35,82
Dj (m)×10 <sup>2</sup>	4,20	4,30	4,50	4,60
Ws (kg/s)	0,457	0,560	0,649	0,652
Qa (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>	28,18	28,15	28,12	28,16
Qj (m <sup>3</sup> /s)×10 <sup>3</sup>	1,68	4,20	6,04	7,66
Uj (m/s)	1,21	2,89	3,97	4,61
εj	0,79	0,84	0,90	0,92
Vj (m/s)	1,53	3,44	4,41	5,01
Q/Qjm	1,32	1,43	1,51	1,59

#### 4.3.1 - Velocidade superficial do gás no anel:

Analisando-se as tabelas 4.2 e 4.3, observa-se que  $U_a$ , para o mesmo  $H$  e relação  $M_p/M_i$ , independe de  $Q$  e é menor em presença da suspensão. Note-se que a independência de  $U_a$  com a vazão total do gás se deve ao fato dos perfis de pressão na região anular, próximos à superfície do leito, não terem apresentado qualquer variação com  $Q$ . Resultados semelhantes foram encontrados por diversos autores - BECKER (1961) e GRBAVCIC et alii (1976), entre outros, conforme cita-se no item 2.4.4 da revisão bibliográfica.

É interessante observar que os efeitos da polpa de umbu sobre  $U_a$  e  $U_{jm}$  são exatamente os mesmos, ambos diminuindo em presença da suspensão. Este resultado indica que as observações de alguns autores - GRBAVCIC et alii (1976), REYES & MASSARANI (1991) e THORLEY et alii (1959), também citados no item 2.4.4, com relação à distribuição do gás após estabelecidas as condições de jorro estável, parecem corretas. Os dados obtidos no presente trabalho referem-se apenas à distribuição próxima à superfície do leito. Trabalhando-se, entretanto, com os perfis teóricos apresentados na literatura, foi possível se obter uma média global da velocidade do ar no anel, para o leito como um todo (desde o distribuidor até a superfície). Os valores médios podem ser comparados, então, com os valores de  $U_{jm}$  obtidos experimentalmente. O procedimento de cálculo adotado é mostrado a seguir:

(1) Modelo de LEFROY & DAVIDSON (1976):

$$U_a = B \cdot U_{mf} \cdot \text{sen} \left( \frac{\pi \cdot Z}{2 \cdot H} \right) \quad (2.24 a)$$

onde B foi calculado para diversas alturas pela equação 2.2.5, com Hmax estimado pela equação de LEFROY & DAVIDSON (1976):

$$H_{max} = 0,67 D_c^{4/9} / d_p^{1/9} \quad (4.7)$$

Estimou-se  $\bar{U}_a$  para um intervalo  $\Delta Z$  entre ( $Z = Z_1$  e  $Z = H$ ), pela média integrada do perfil de velocidades:

$$\bar{U}_a = \frac{1}{H - Z_1} \int_{Z_1}^H B \cdot U_{mf} \cdot \text{sen} \left( \frac{\pi \cdot Z}{2 \cdot H} \right) dz$$

chegando-se à seguinte equação:

$$\bar{U}_a = \frac{2 \cdot H \cdot B \cdot U_{mf}}{\pi \cdot (H - Z_1)} \cdot \cos \left( \frac{\pi \cdot Z_1}{2 \cdot H} \right) \quad (4.8)$$

onde: 
$$\bar{U}_a = \frac{2 \cdot B}{\pi} \cdot U_{mf} \quad \text{para } Z_1 = 0 \quad (4.9)$$

e: 
$$U_{aH} = B \cdot U_{mf} \quad (4.10)$$

(2) Modelo de MAMURO & HATTORI (1968), modificado por GRBAVCIC et alii (1976):

$$\frac{U_a}{U_{mf}} = 1 - \left[ 1 - \frac{Z}{H_{max}} \right]^3 \quad \text{para qualquer } H.$$

A integração deste perfil de velocidade no intervalo  $\Delta Z$ :

$$\bar{U}_a = \frac{1}{H - Z_1} \int_{Z_1}^H U_{mf} \cdot \left[ 1 - \left( 1 - \frac{Z}{H_{max}} \right)^3 \right] dz$$

fornece a seguinte equação:

$$\bar{U}_a = U_{mf} \cdot \left\{ 1 + \frac{H_{max}}{4 \cdot (H - Z_1)} \left[ \left( 1 - \frac{H}{H_{max}} \right)^4 - \left( 1 - \frac{Z_1}{H_{max}} \right)^4 \right] \right\} \quad (4.11)$$

$$\text{onde: } \bar{U}_a = U_{mf} \cdot \left[ 1 + \frac{H_{max}}{4 \cdot H} \left( 1 - \frac{H}{H_{max}} \right)^4 - 1 \right] \quad (4.12)$$

para  $Z_1 = 0$ ,

$$\text{e: } U_{aH} = U_{mf} \cdot \left[ 1 - \left( 1 - \frac{H}{H_{max}} \right)^3 \right] \quad (4.13)$$

Efetuu-se estes cálculos para diversas alturas de leito, determinando-se a velocidade média global  $\bar{U}_a^*$ , entre  $Z = 0$  e  $Z = H$ , e uma média local  $\bar{U}_a$  próxima à superfície do leito para  $\Delta Z \cong 0,06$  m.

Os resultados obtidos segundo estes perfis e segundo o modelo simplificado são mostrados na figura 4.17, que também ilustra as velocidades de jorro mínimo determinadas experimentalmente.

Observa-se nessa figura que os valores de  $U_{jm}$  se ajustam bem às médias globais ( $\bar{U}_a^*$ ) estimadas pelos modelos teóricos. Estes resultados são consistentes com as observações de THORLEY et alii (1959). GRBAVCIC et alii (1976) e REYES & MASSARANI

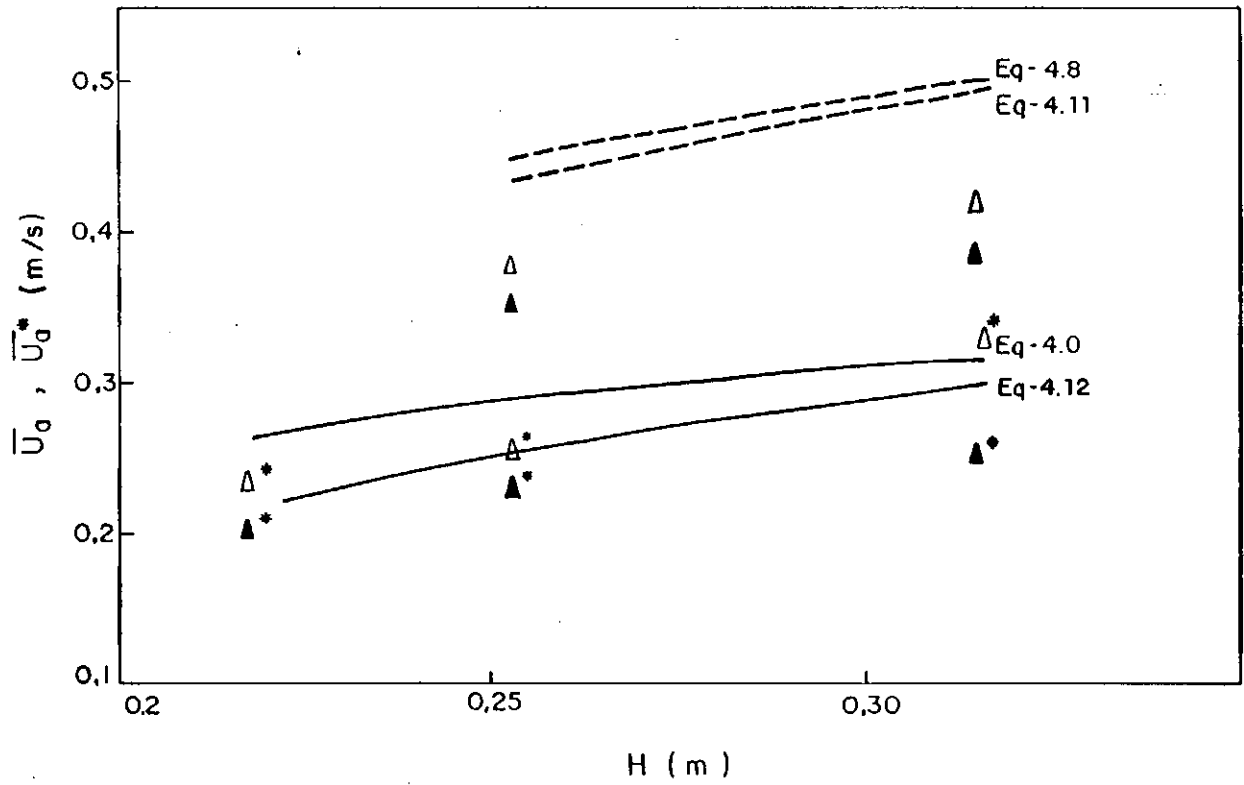


FIGURA 4.17 - VELOCIDADE SUPERFICIAL DO AR NO ANEL EM FUNÇÃO DA ALTURA DO LEITO.  $\bar{U}_0$  — (MÉDIA GLOBAL),  $\bar{U}_0^*$  (MÉDIA LOCAL) COM (▲) E SEM (Δ) POLPA. COMPARAÇÃO COM MODELOS DA LITERATURA. ▲\*, Δ\*  $U_{Jm}$  COM E SEM POLPA.



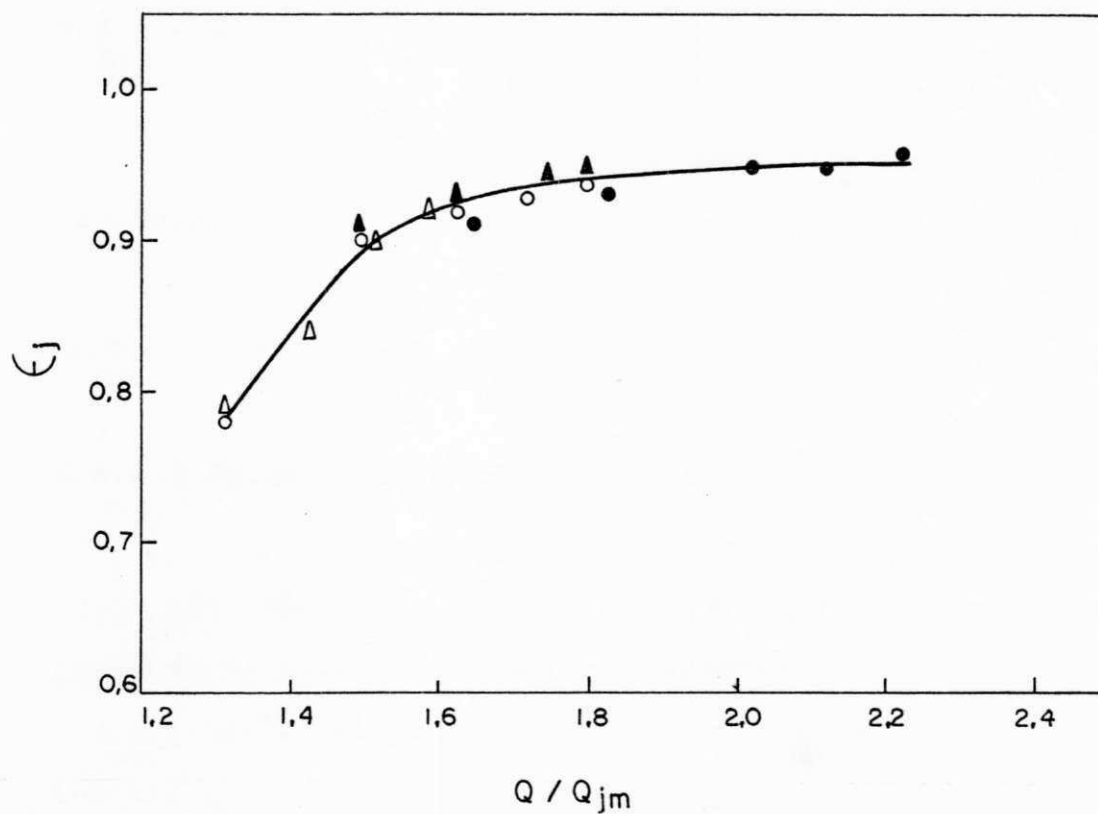
(1991). Os autores consideram que, estabelecido o jorro estável, qualquer vazão adicional do gás passa pelo anel. Com relação aos valores médios próximos à superfície do leito, os desvios são maiores, apresentando, entretanto, a mesma tendência de comportamento.

Cabe, entretanto, se registrar que a distribuição do gás no jorro e no anel é um assunto bastante polêmico, encontrando-se na literatura afirmativas completamente opostas. EPSTEIN & MATHUR (1976) afirmam que  $U_a$  decresce com a vazão do gás, enquanto que LIM & GRACE (1987) assinalam um efeito contrário.

#### 4.3.2 - Variáveis do jorro:

As tabelas 4.2 e 4.3 mostram que  $U_j$ ,  $V_j$  e  $\epsilon_j$  crescem com a vazão do gás e são maiores nos ensaios realizados com a polpa. Os resultados calculados confirmaram as observações visuais de que as partículas se movimentavam mais rápido e o jorro era menos denso, nas experiências realizadas com polpa de umbu.

A figura 4.18 mostra que, para todas as condições analisadas, a dependência de  $\epsilon_j$  com a relação  $Q/Q_{jm}$  pode ser representada por uma única curva. Esta curva é crescente com  $Q/Q_{jm}$  até valores em torno de 1,5. A partir deste valor, a porosidade torna-se independente de  $Q/Q_{jm}$ . Os valores de  $\epsilon_j$



**FIGURA 4.18** — POROSIDADE DO JORRO NA SUPERFÍCIE DO LEITO EM FUNÇÃO DE  $Q/Q_{jm}$   $H=0,253\text{m}$  COM (●) E SEM (○) POLPA.  $H=0,316\text{m}$  COM (▲) E SEM (△) POLPA.

encontrados neste trabalho são similares, em ordem de grandeza, aos apresentados na literatura, citados no item 2.4.3.

Neste trabalho foi possível correlacionar muito bem as variáveis fluidodinâmicas com  $Q/Q_{jm}$ . Cabe portanto destacar a importância desta relação nos estudos fluidodinâmicos do leito de jorro.

#### 4.4 - Análise térmica:

Os estudos térmicos, conforme cita-se no início deste capítulo, foram realizados na primeira série experimental.

##### 4.4.1 - Balanços de massa e energia:

Os balanços materiais e energéticos foram efetuados partindo-se das seguintes considerações:

(1) O sólido inerte encontra-se em equilíbrio térmico com ar;

(2) A secagem ocorre em período de taxa constante, sendo controlada pelas taxas de transferência de calor;

(3) A umidade do pó retido no inerte é a mesma do coletado no ciclone;

(4) Equilíbrio térmico entre o pó e o ar.

Procedeu-se os seguintes cálculos:

(1) Determinação da umidade absoluta do ar alimentado ao sistema ( $y_e$ ), a partir dos dados de umidade relativa ( $Y$ ) e temperatura ambiente;

(2) Cálculo da umidade absoluta do ar na saída do secador ( $y_s$ ), pelo balanço macroscópico de água:

$$y_e \cdot W_{giu} + U_p \cdot W_u = y_s \cdot W_{gs} + U_{pó} \cdot W_u \quad (4.14)$$

com as vazões mássicas expressas em base seca, na forma:

$$W_{ge} = W_{giu} \cdot (y_e + 1)$$

$$W_{gs} = W_{giu} \cdot (y_s + 1)$$

$$W_p = W_u \cdot (U_p + 1)$$

$$W_{pó} = W_u \cdot (U_{pó} + 1)$$

onde  $W_u$  = vazão mássica do umbu isento de umidade (Kg/s) e

$W_{giu}$  = vazão mássica do gás isento de umidade (Kg/s).

(3) Determinação das entalpias específicas em base seca ( $i_e$ ,  $i_s$ ) e temperaturas de bulbo úmido ( $T_{be}$ ,  $T_{bs}$ ), mediante as umidades absolutas ( $y_e$  e  $y_s$ ) e temperaturas de bulbo seco ( $T_{ge}$ ,  $T_{gs}$ ) na entrada e saída do secador, respectivamente;

(4) Cálculo do calor perdido para o ambiente através de um balanço macroscópico de energia, tomando-se uma temperatura de referência  $T_r = 0^\circ\text{C}$ . Negligenciando-se o calor de mistura e as variações de calor específico com a temperatura, tem-se:

$$\begin{aligned} W_{giu}.i_e + W_u.Up.C_{pH_2O}.T_o + W_u.C_{pu}.T_o &= \\ &= W_{giu}.i_s + W_u.Up_0.C_{pH_2O}.T_{gs} + W_u.C_{pu}.T_{gs} + q_p \end{aligned}$$

onde  $T_o$  = temperatura de alimentação da polpa =  $T_{amb}$ .

Rearranjando-se esta equação, tem-se:

$$\begin{aligned} q_p &= W_{giu}.(i_e - i_s) - W_u.C_{pu}.(T_{gs} - T_o) + \\ &+ W_u.C_{pH_2O}.(Up.T_o - Up_0.T_{gs}) \end{aligned} \quad (4.15)$$

(5) Define-se uma eficiência térmica  $\phi$  como a razão entre o calor gasto na desidratação da polpa ( $q_p$ ) e o calor total cedido pelo gás ( $q_c$ ), ou:

$$\phi = \frac{q_p}{q_c} = \frac{q_c - q_p}{q_c} \quad (4.16)$$

onde:  $q_c = W_{giu}.[(C_{pg} + y_e.C_{pH_2O}).(T_{gs} - T_{ge})]$ . (4.17)

Os dados psicrométricos foram processados no programa apresentado no apêndice 3, implementado por SILVA (1991).

#### 4.4.2 - Análise da eficiência térmica:

Os resultados obtidos, segundo o método de cálculo descrito, são apresentados na tabela 4.4. Conforme se observa, as condições operacionais, no que se refere à taxa de alimentação e concentração da polpa, foram muito variadas. O



comportamento da polpa de umbu se modificava constantemente, dependendo da origem da fruta (sertão, cariri, Soledade, etc),

Tabela 4.4 - Secagem da polpa de umbu  
Resultados experimentais - Série a

Nº exp	Wp (kg/s)x10 <sup>5</sup>	Xp (%)	Wg (kg/s)x10 <sup>3</sup>	Tge (°C)	Wev (kg/s)x10 <sup>5</sup>	Upó (%)	φ (%)
1a	8,8	9,6	26,4	55,9	7,9	3,9	92,4
2a	6,7	8,5	26,4	60,9	6,1	4,4	72,2
3a	3,6	11,1	29,7	60,4	3,2	10,0	44,1
4a	6,6	9,5	28,4	70,4	5,9	6,7	73,5
5a	2,8	15,4	29,7	70,1	2,4	6,4	19,4
6a	4,9	10,0	26,4	74,9	4,4	4,2	41,4
7a	9,4	10,6	26,4	79,5	8,4	3,3	54,4
8a	4,4	10,9	29,7	79,5	3,9	3,7	30,4
9a	7,3	7,6	27,8	70,0	6,7	10,5	64,4
10a	5,2	12,7	29,7	70,3	4,5	5,5	39,2
11a	9,4	20,5	31,0	69,6	8,3	8,5	66,3
12a	4,6	10,9	32,2	69,3	4,1	8,2	44,7
13a	6,9	11,7	34,0	69,1	6,2	7,0	50,7
14a	4,4	11,8	32,2	69,5	3,8	5,0	26,8
15a	10,5	11,9	34,6	69,2	9,2	3,3	62,4
16a	13,1	9,0	36,2	69,0	12,0	5,8	76,0
17a	16,5	8,9	37,3	70,0	15,0	4,6	73,7
18a	15,3	8,6	39,4	69,7	13,9	3,2	69,9

do grau de maturação, do tempo de estocagem e até do período da safra. Por esta razão, embora se conseguisse conduzir os ensaios com uma alimentação razoavelmente constante, a reprodutibilidade do nível de vazão era difícil de ser obtida. Não se tem, portanto, uma matriz experimental que permita uma análise mais completa dos efeitos das variáveis operacionais sobre os parâmetros térmicos. Apesar disto, foi possível estabelecer, a partir dos dados disponíveis, uma tendência geral de comportamento.

A figura 4.19 mostra o efeito da vazão de polpa sobre a eficiência térmica do processo para uma relação  $Q/Q_{jm} = 3,78$  e  $T_{ge} = 70^{\circ}\text{C}$ . Observa-se que  $\phi$  aumenta com  $W_p$ . Este é um forte indício de que a baixa eficiência, observada em parte dos ensaios, deve-se principalmente à subutilização do equipamento em relação a sua capacidade térmica.

A influência da temperatura e os efeitos combinados de  $W_g$  e  $W_p$  sobre  $\phi$  são mostrados na figura 4.20, para  $H = 0,133$  m. Nota-se que  $\phi$  decresce com a relação  $W_g/W_p$  e com  $T_{ge}$ . Comportamento semelhante encontrou-se para as outras alturas de inerte a  $T_{ge} = 70^{\circ}\text{C}$ .

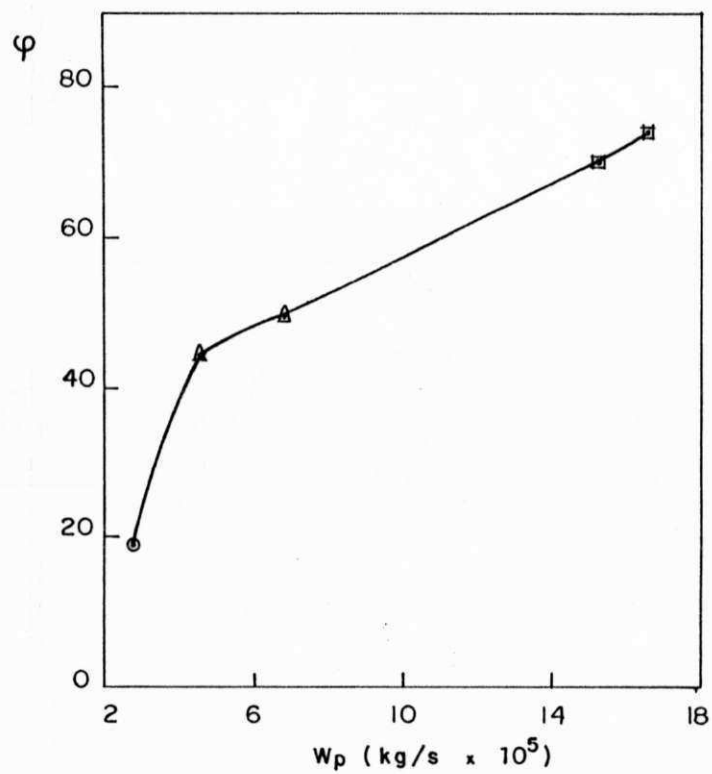


FIGURA 4.19 - EFICIÊNCIA TÉRMICA EM FUNÇÃO DE  $W_p$  PARA  $Q/Q_{jm} = 3,78$  e  $T = 70^\circ\text{C}$

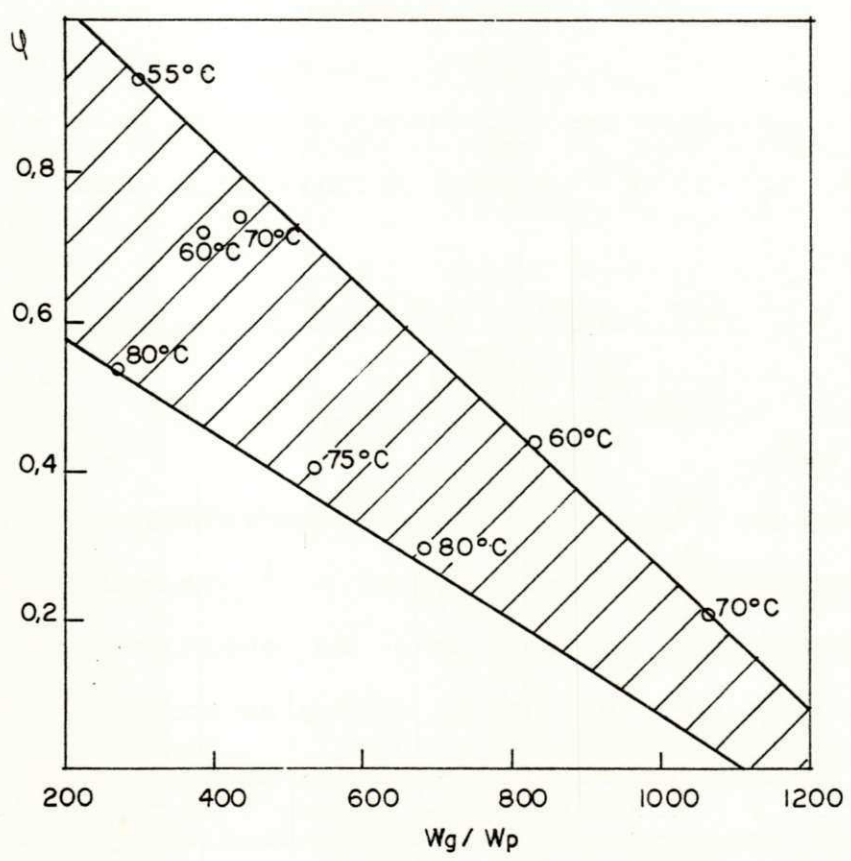


FIGURA 4.20 – INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DO GÁS E DA RELAÇÃO  $W_g/W_p$  SOBRE A EFICIÊNCIA TÉRMICA PARA  $H=0,133m$ .

#### 4.4.3 - Cálculo dos coeficientes e determinação da fração de partículas molhadas:

Calculou-se o coeficiente de transferência de calor fluido-partícula ( $h_p$ ) para o leito como um todo (incluindo-se a fonte) a partir da definição de ROMANKOV & RASHKOVSKAYA (1968), citada no item 2.5.2:

$$h_p = \frac{q}{A_p \cdot \Delta T_{ln}} \quad (2.30)$$

onde  $A_p$  = área de troca térmica, considerada como a área de todas as partículas inertes =  $a_p \cdot (1 - \epsilon_1) \cdot V_1$ ; e

$$\Delta T_{ln} = \frac{(T_{ge} - T_{be}) - (T_{gs} - T_{be})}{\ln \left[ \frac{T_{ge} - T_{be}}{T_{gs} - T_{be}} \right]}$$

Os coeficientes calculados segundo este modelo, bem como os valores estimados pela equação de ROMANKOV & RASHKOVSKAYA (1968), são mostrados na tabela 4.5. Comparando-se estes resultados, verifica-se que os  $h_p$  estimados pela correlação são cerca de 30 a 100 vezes maiores que os calculados segundo o modelo proposto pelo autor. Algumas observações importantes, porém, devem ser elucidadas:

(1) Trabalhou-se sem isolamento térmico, com significativas perdas para o ambiente, de modo que, apesar de ter sido utilizado o calor realmente trocado entre o gás e as partículas, o  $\Delta T_{ln}$  empregado no cálculo do  $h_p$  refere-se a uma



troca térmica bem maior;

(2) A faixa de  $Re(i)$  (1665 a 2491) e de  $Gu$  (52,6 a 72,3) não se encontram nos limites de validade da correlação, embora estejam próximos à faixa recomendada pelo autor;

(3) Suspeita-se que a área efetiva de troca térmica não compreende a área de todas as partículas. Esta suspeita está respaldada tanto nas observações experimentais como na afirmativa de outros autores. MATHUR & EPSTEIN (1974), entre outros, afirmam que um dos fatores limitantes da secagem de pastas e suspensões em leito de jorro é que apenas uma fração das partículas inertes permaneçam molhadas. Desse modo, a discrepância observada entre os resultados experimentais e os preditos por ROMANKOV E RASHKOVSKAYA (1968) poderia ser justificada.

Tabela 4.5 - Secagem da polpa de umbu -  
Resultados experimentais - Comparação com  
previsões da literatura - Série a

Nº exp	Q/Qjm	hp (kcal/h.m <sup>2</sup> .°C)×10 <sup>3</sup>			f (%)	Wp/Vp (Kg/m <sup>3</sup> .s)
		Exp	Eq. (2.31)	Eq. (4.19)		
1a	3,50	0,98	18,6	11,25	27,2	8,2
2a	3,50	0,64	19,7	11,25	9,1	6,3
3a	3,93	0,32	25,1	11,25	3,5	3,4
4a	3,76	0,45	24,6	11,25	5,6	6,2
5a	3,93	0,20	26,7	11,25	1,9	2,6
6a	3,50	0,34	21,1	11,25	3,6	4,6
7a	3,50	0,62	21,3	11,25	6,4	8,8
8a	3,93	0,25	27,8	11,25	2,6	4,1
9a	3,12	0,40	18,6	12,37	4,9	4,8
10a	3,33	0,24	22,1	12,40	2,4	3,4
11a	3,48	0,49	23,2	12,40	7,7	6,1
12a	3,61	0,24	24,8	12,40	2,5	2,9
13a	3,82	0,38	27,6	12,26	4,7	4,5
14a	3,17	0,17	22,1	13,35	1,3	1,9
15a	3,41	0,38	25,3	13,88	4,0	4,6
16a	3,57	0,48	27,8	13,88	6,6	5,7
17a	3,69	0,65	33,2	13,88	15,1	7,2
18a	3,89	0,55	18,6	13,88	8,9	6,7

Para se tentar chegar a uma conclusão mais consistente com respeito à área efetiva de troca térmica, seguiu-se um segundo modelo, onde se supõe que toda a evaporação ocorre no

anel. Este modelo baseia-se nas seguintes considerações com respeito à região anular:

(1) As perdas de calor são desprezíveis, uma vez que a região encontra-se razoavelmente isolada do ambiente por uma camada de ar estagnado (conforme foi citado no capítulo 3);

(2) A temperatura do gás varia axialmente, mas é radialmente uniforme. Isso pode ser confirmado nos perfis radiais de temperatura tomados na região cilíndrica, ilustrados nas figuras 4.12 a 4.15. A queda acentuada de temperatura na região próxima à parede deve-se ao fato de que a seção cilíndrica não se encontrava isolada. Com base nesses argumentos, espera-se que na região cônica os perfis sejam planos;

(3) Escoamento pistão. Esta suposição é feita tomando-se como base os resultados fluidodinâmicos discutidos em parágrafos anteriores, e supondo-se ainda que o perfil radial de velocidade segue o mesmo comportamento do perfil de temperatura;

(4) A velocidade do gás no anel não varia com a vazão total, e corresponde, em termos médios, a  $U_{jm}$ . Esta suposição também é respaldada nos resultados fluidodinâmicos do presente trabalho e de outros autores;

(5) Em relação ao mecanismo de secagem, as considerações são as mesmas apresentadas no item 4.4.1;

(6) Considera-se que a região anular comporta-se como leito fixo, e despreza-se as possíveis trocas térmicas na interface jorro-anel.



A temperatura do gás na saída do anel ( $T_{ga}$ ) foi calculada pelo balanço macroscópico de energia nesta região (todo o calor necessário para a desidratação é cedido pela fração do gás que passa no anel):

$$q = W_{aiu} \cdot [(C_{pg} + y_e \cdot C_{pH_2O}) \cdot (T_{ge} - T_{ga})] \quad (4.18)$$

onde  $W_{aiu}$  = vazão do gás isento de umidade no anel.

O coeficiente de transferência de calor foi estimado pela correlação de WHITAKER (1972) aplicada aos leitos fixos:

$$Nu = (0,4 \cdot Re^{1/2} + 0,2 \cdot Re^{2/3}) \cdot Pr^{0,4} \quad (4.19)$$

onde: 
$$Re = \frac{dp \cdot U_a \cdot \rho_g}{\mu \cdot (1 - \epsilon_a)}$$

e: 
$$Nu = \frac{h \cdot dp}{k_g} \left[ \frac{\epsilon_a}{1 - \epsilon_a} \right]$$

com: 
$$(3,7 \leq Re \leq 8.000)$$

$$Pr \cong 0,7$$

$$(0,34 \leq \epsilon_a \leq 0,74)$$

A partir destes valores, foi calculada a área efetiva de troca térmica ( $A_{ef}$ ), utilizando-se a seguinte definição de  $h_p$ :

$$h_p = \frac{q}{A_{ef} \cdot \Delta T \ln} \quad (4.20)$$

onde: 
$$\Delta T_{ln} = \frac{(T_{ge} - T_{be}) - (T_{ga} - T_{be})}{\ln \left[ \frac{T_{ge} - T_{be}}{T_{ga} - T_{be}} \right]} \quad (4.21)$$

A tabela 4.5 ilustra os coeficientes de troca térmica calculados pela equação 4.19 para leitos fixos. Observa-se que estes apresentam a mesma ordem de grandeza dos coeficientes estimados pela equação de ROMANKOV & RASHKOVSKAYA (1968).

Na mesma tabela é mostrada a relação entre a área efetiva de troca térmica e a área de todas as partículas inertes ( $A_{ef}/A_p$ ), definida neste trabalho como a fração de partículas molhadas ( $f$ ). Também é mostrada a relação entre a vazão de polpa alimentada e o volume total de partículas ( $W_p/V_p$ ). Note-se que há uma forte correlação entre as duas relações e que alguns valores são coincidentemente iguais.

Na figura 4.21, representa-se  $f$  em função de  $W_p/V_p$ . Observa-se que, independentemente da altura do leito, da temperatura ou de qualquer outro parâmetro, estes dados se ordenaram numa curva única. Este fato mostra que a relação  $W_p/V_p$  é a variável operacional que mais influencia o desempenho do equipamento.

As observações mais importantes com respeito ao modelo de cálculo e à influência desta variável são citadas a seguir:

(1) Quanto ao modelo, a estimativa de  $h_p$ , utilizando-se uma equação de leito fixo para o anel, é uma aproximação razoável. Utilizou-se a equação 4.19 pelo fato desta apresentar uma faixa de aplicação bastante ampla, com erros relativos baixos;



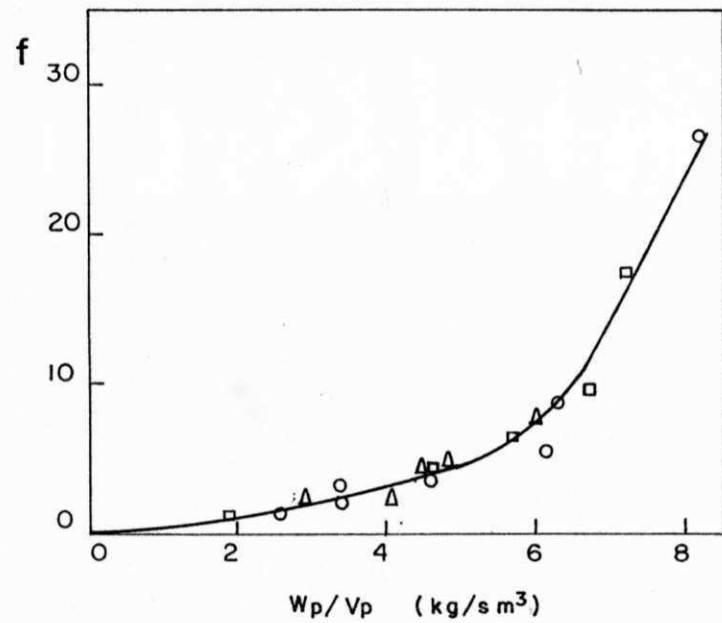


FIGURA 4.21 - EFEITO DA RELAÇÃO  $W_p/V_p$  SOBRE A ÁREA EFETIVA DE TROCA TÉRMICA.

- - H = 0,133 m
- △ - H = 0,163 m
- - H = 0,183 m

(2) A suposição de ROMANKOV & RASHKOVSKAYA (1968) de que a evaporação ocorre à temperatura de bulbo úmido do gás na entrada do secador, utilizada também neste modelo, não seria consistente com as condições de equilíbrio térmico entre o sólido arrastado e o ar na saída do secador. Para se verificar se esta aproximação alteraria muito os resultados, calculou-se, para alguns experimentos, a umidade do ar na saída do anel, determinando-se a  $T_{ba}$ , bem como uma nova  $\Delta T_{ln}$ . Observou-se que não havia modificações significativas na área efetiva, e que se mantinha o mesmo comportamento com a relação  $W_p/V_p$ ;

(3) Na segunda série experimental chegou-se a medir, por diversas vezes, a temperatura do sólido com uma célula calorimétrica. A temperatura da amostra de sólidos coletada na fonte (sujeita portanto a todos os problemas inerentes a esse tipo de medida), sempre esteve numa faixa bastante próxima à  $T_{gs}$ . Este fato também confirma duas das principais suposições do modelo. A primeira, quanto à evaporação ocorrer no anel; e a segunda, quanto à área efetiva de troca térmica se relacionar com a fração de partículas molhadas. Note-se que, nestas amostras, sempre se observou que a maior parte das partículas se mantinham praticamente secas.

Os resultados encontrados no presente trabalho estão de acordo com a literatura, com relação a mecanismo da secagem de pastas e suspensões; se a fração de partículas molhadas não pode ultrapassar um certo limite estabelecido pelas condições fluidodinâmicas do jorro, então a área efetiva de troca térmica

não deve corresponder à área de todas as partículas inertes.

O indício de que o secador de leite de jorro operou muito abaixo da sua capacidade térmica fica comprovado por uma análise mais detalhada dos resultados experimentais. Nas tabelas 4.4 e 4.5 pode-se observar que o ensaio 1a, realizado à temperatura mais baixa trabalhada, apresentou a maior eficiência térmica, com uma fração de partículas molhadas relativamente grande, fornecendo um pó com baixo teor de umidade. Comportamento semelhante é observado nos ensaios 15a, 16a, 17a e 18a.

## CAPÍTULO V

### CONCLUSÕES

O comportamento fluidodinâmico do leito de jorro é em geral afetado pela presença da polpa de umbu. As principais modificações observadas são:

- Ocorre maior queda de pressão antes de se atingir o jorro estável, porém o  $Q_{jm}$  é alcançado em níveis de vazão mais baixos;

- Para os leitos cônicos, a pressão de jorro estável é maior. Nos leitos cônico-cilíndricos, não há mudança significativa de  $\Delta P_{jm}$ ;

- Maior distribuição do ar na região do jorro;

- A velocidade das partículas na parede da coluna e no jorro são maiores, porém o jorro é menos denso, e a circulação de sólidos menor.

Com relação à influência das variáveis operacionais sobre a fluidodinâmica do leito, conclue-se que:

- As curvas características apresentam a forma típica encontrada na literatura. A influência da altura do leito nos parâmetros hidrodinâmicos segue tendência observada por outros autores nos leitos sem suspensão;

- A circulação de sólidos cresce com a relação  $Q/Q_{jm}$ , porém tende a permanecer constante, ou passar por um máximo, em



vazões mais elevadas. Na faixa de operação trabalhada, os dados do presente trabalho se ajustam razoavelmente bem às previsões da literatura. Comportamento semelhante ao de  $W_s$  é observado na porosidade do jorro;

- A vazão do gás no anel independe da vazão total e corresponde, em termos médios, a  $Q_{jm}$ .

Os estudos térmicos permitem concluir que:

- O equipamento operou muito abaixo da sua capacidade térmica;

- A eficiência térmica diminui com o aumento da temperatura e da vazão do gás, e cresce com a vazão de polpa alimentada;

- A área efetiva de troca térmica não corresponde à área de todas as partículas inertes;

- A fração de partículas molhadas, determinada a partir dos coeficientes de transferência de calor, é uma função direta da relação  $W_p/V_p$ ;

- O modelo proposto neste trabalho é consistente com os resultados experimentais.

A secagem de polpa de umbu em leito de jorro foi fundamentalmente limitada pelas condições fluidodinâmicas. É possível, entretanto, minimizar estas limitações mediante um controle eficiente da vazão de alimentação, para uma relação  $W_p/V_p$  apropriada.



## CAPÍTULO VI

### SUGESTÕES

Dentro de um amplo leque de sugestões, para prosseguimento deste trabalho, são consideradas imediatas:

- Isolar o equipamento e melhorar o sistema de alimentação. Propõe-se ensaiar um aspersor rotatório, ou proceder a alimentação da polpa pela base usando ar comprimido como meio impulsor;

- Avaliar o efeito da suspensão com outras geometrias;

- Estudar a possibilidade de se modificar o sistema convencional, pela introdução de um tubo central, com e sem aeração complementar no anel;

- Desenvolver estudos que permitam uma compreensão mais detalhada dos fenômenos de transferência a nível local;

- Modelagem, simulação e otimização do processo;

- Ampliar esses estudos a outras variedades de frutas tropicais.

## BIBLIOGRAFIA

- ABDELRAZEK, I.D. "An Analysis of Thermo-Chemical Deposition in Spouted Beds", citado por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N, Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.
- ALMEIDA, M.M. "Desidratação de Polpa de Umbu". Relatório de Estágio Integrado. João Pessoa: UFPB, 1991.
- ALSINA, O.L.S., SOUZA, S.E. & SOARES, J. "Propriedades Fluidodinâmicas da Polpa de Umbu". Anais do XVI Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos. Petrópolis, 1988. v.2, p.592-601.
- BARRET, N. & FANE, A. "Drying Liquid Materials in a Spouted Bed". In: Drying. Canadá: Hemisphere, 1989. p.415-420.
- BECKER H.A. "An Investigation of Baws Governing the Spouting of Coarse Particles", citado por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.
- BERRUTI, F., MUIR, J.R. & BEHIE, L.A. "Solids Circulation in a Spout-Fluid Bed with Draft Tube". In: The Canadian Journal of Chemical Engineering. v.66, p.919-923, dez 1988.

CHATTERJEE, A. "Spout-Fluid Bed Technique". *Ind. Eng. Chem. Process Des. Develop.* 9, 340, 1970.

CLAFLIN, J.K. & FANE, A.G. "Spouting with a Porous Draft-Tube". In: *The Canadian Journal of Chemical Engineering.* v.61, p.356, 1983.

CLAFLIN, J.K., & FANE, A.G. "Gas Distribution and Heat Transfer in a Draft-Tube Spouted Bed". *A.I.Ch.E, Symp.Serv.,* n.241, 80, 17, 1984.

CREMASCO, M.A., ROCHA, S.C.S. & MASSARANI, G. "Secagem de Milho em Leito de Jorro". *Anais do XV Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos.* p.382-393, 1987.

ELPERIN, I.T., YEFREMTSEV, V.S. & DOLIDOVICH, A.F. "The effect of Velocity Pulsations on the Interfacial Heat Transfer and Structure of a Spouting Bed", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. *Spouted Beds.* New York: Academic Press, 1974.

ERGUN. Citado por KUNII, O. & LEVENSPIEL. *Fluidization Engineering.* New York: Wiley, 1977.

EPSTEIN, N., LIM, C.J. & MATHUR, K.B. "Data and Models for Flow Distribution and Pressure Drop in Spouted Beds". *The Canadian Journal of Chemical Engineering.* v.56, p.436-447, ago 1978.

GOMES, P. "Umbuzeiro". *Mundo Agrícola*. v.14, n.159, p.95-98, 1965.

GORRHTEIN, A.E., MUKHLENOV, I.P. "Critical Speed of Gas Corresponding to the Beginning of Spouting", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. *Spouted Beds*. New York: Academic Press, 1974.

GRBAVCIC, A.B., VUKOVIC, D.U. & ZDANSKI, F.K. "Fluid Flow Pattern, Minimum Spouting Velocity and Pressure Drop in Spouted Beds". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. v.54, p.33, 1976.

GUBULIN, J.C. & FREIRE, J.T. "Secagem de Pastas e Similares em Leito de Jorro"; Teses de Secagem e Estudos Hidrodinâmicos Globais em Escala Piloto. *Anais do XVII Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos*. v.1, p.203-213, 1989.

HADZISMAFLOVIC, Dz. E. et al. In: "Fluidization V", Ed. J.R. GRACE et al. Citados por MUJUNDAR, A.S. "Spouted Beds: principles and recent developments". *Anais do XVII Encontro sobre escoamento em meios porosos*. v.1, 1989.

HUFENUSSLER, M. & KACHAN, G.C. "Secagem de Purê de Banana em um Secador de Leito com Jorro". *Anais do XIII Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos*. São Paulo, 1988. v.2, p350-354.



- KACHAN, G.C. & CHAPPETTA, E. "Desidratação da Pasta de Tomate em um Secador de Leito com Jorro". Anais do XIII Congresso de Engenharia Química. 1988. v.2, p.510-523.
- KACHAN, G.C., TAQUEDA, M.E. & GÜNTHER, P.A.S. "Características do Pó de Tomate obtido por Desidratação da Pasta de Tomate em um Secador de Leito com Jorro". Anais do XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Química. v.2, p.524-531, 1988.
- KHOE, G.K. & VAN BRAKEL, J. "Solids Sep. Processes, I.", citados por MUJUNDAR, A.S. "Spouted Beds: Principles and Recent Developments". Anais do XVII Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos. v.1, 1989.
- KUNII, O. & LEVENSPIEL, O. "Fluidization engineering". New York: Wiley, 1977.
- LEFROY, G.A. "The Mechanics of Spouted Beds", citado por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. Spouted Bed. New York: Academic Press, 1974.
- LEFROY, G.A. & DAVIDSON, J.F. "The Mechanics of Spouted Beds". Trans. Int. Chem. Eng. v.47, t120, 1969.
- LIM, C.J. & GRACE, J.R. "Spouted Bed Hydrodynamics in a 0,91 m Diameter Vessel". The Canadian Journal of Chemical Engineering. v.65, p.366-372, jul 1967.



- LIMA, C.A. "Desidratação de Polpa de Umbu em Leito de Jorro - Estudos de Secagem e Desempenho". *Dissertação de mestrado no prelo*. UFPB, 1992.
- LISBOA, O. "O Umbuzeiro". *Boletim de Agricultura, Zootecnia e Veterinária*. Sec. Agricultura, MG. v.5, n.7, p.35-37, 1932.
- LUCAS et alli (1984). Citados por MUJUNDAR, A.S. *Drying of Granular Materials, lecture notes*. Montreal: McGill University, 1981.
- MALEK, M.A., LU, B.C.Y. "Pressure Drop and Spoutable Bed Height in Spouted Beds", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. *Spouted Beds*. New York: Academic Press, 1974.
- MALEK, M.A., MADONNA, L.A. & LU, B.C.Y. "Estimation of Spout Diameter in a Spouted Bed". *Ind. Eng. Chem. Process. Des. Develop.* v.2, p-30, 1963.
- MAMURO, T. & HATTORI, H. "Flow Pattern of Fluid in Spouted Beds", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. *Spouted Beds*. New York: Academic Press, 1974.
- MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. "Spouted Beds". New York: Academic Press, 1974.

- MATHUR, K.B. & GISHLER, P.E. "A Technique of Contacting Gases with Coarse Solid Particles, citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. **Spouted Beds**. New York: Academic Press, 1974.
- MATTEW, M.C., MORGAN, M.H. & LITTMAN, H. "Study of the Hydrodynamics within a Draft Tube Spouted Bed System". **The Canadian Journal of Chemical Engineering**. v.66, p.908-917, 1988.
- MEDEIROS, J.W.A. "Pareceres Técnicos - O Umbuzeiro". **O Agrônomo**. n.19, p.3-4, 1967.
- MIKHAILIK, V.D. "The Pattern of Change of Spout Diameter in a Spouting Bed"; collected works on Research on Heat and Mass Transfer in Technological Processes, citado por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. **Spouted Beds**. New York: Academic Press, 1974.
- MOREIRA, S.A. "Processamento da Polpa de Umbu em Leito de Jorro - Estudo da Temperatura de Secagem". **Relatório de Iniciação Científica**. CNPQ, 1991.
- MUIR, J.R., BERRUTI & F., BEHIE, L.A. "Solids Circulation in Spouted and Spout-Fluid Beds with Draft-Tubes". **Chem. Eng. Comm.** v.88, p.153-171, 1990.

MUJUNDAR, A.S. "Drying of Granular Materials, lecture notes".  
Montreal: Department of Chemical Engineering, McGill  
University, 1981.

MUJUNDAR, A.S. "Spouted Beds: Principles and Recent  
Developments". Anais do XVII Encontro sobre Escoamento em  
Meios Porosos. v.1, p.03-13, 1989.

MUKHLENOV, I.P. & GORSHTAIN, A.E. "Investigation of a Spouting  
Bed", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. Spouted Beds.  
New York: Academic Press, 1974.

NASCIMENTO, C.A.O., DELLA NINA, G. & BRUNELLO, G. "Perda de  
Carga em Leito de Jorro constituído por Mistura de  
Partículas". 1º Congresso Brasileiro de Engenharia Química.  
São Paulo, 1976.

PALLAI, I. & NEMETH, J. "Residence Time Distribution in  
Spouting Beds", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N.  
Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.

PHAM, Q.T. "Behaviour of a Conical Spouted-Bed Dryer for Animal  
Blood". The Canadian Journal of Chemical Engineering. v.61,  
n.6, p.426-434, 1983.

PHAM, Q.T. & HAUGHEY, D.P. "Development of a Fluidized Dryer from Animal Blood". N.Z.I.E. Proc. Technical Groups, Chem. Eng. Group. v.4: Proc. of a symposium held in conjunction with annual conf. N.Z.I.E., Hamilton, 1978.

PHAM, Q.T. & POOLEY, E.J. "A Spouted Bed Dryer using Inert Particles". Proc. 9th Australasian Chem. Eng. Conf., Christchurch, New Zealand, 1981. p.57.

RE, J.I. & FREIRE, J.T. "Secagem de Sangue Animal em Leito de Jorro". Anais do XIV Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos. Campinas, 1986. p.85-98.

RICHARDSON, J.F. & ZAKI, W.N. "Sedimentation and Fluidization, citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.

REGER, E.O., ROMANKOV, P.G. & RASHKOVSKAYA, N.B. "Drying of Paste-Like Materials on Inert Bodies in a Spouting Bed", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.

REYES, A., MASSARANI, G., "Secado de Pastas en Lecho de Chorro". Resumo do XIX Encontro sobre Escoamento em Meios porosos. p.G1, 1991.

- ROMANKOV, P.G. & RASHKOVSKAYA, N.B. "Drying in a Suspended State", citados por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N. Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.
- SAMPAIO, L. "Dinâmica do leito de jorro". Teses de Mestrado. Rio de Janeiro: COPPE/UFRJ, 1978.
- SANTANA, C.C. "Transporte Hidráulico e Pneumático de Partículas". Tópicos especiais em sistemas particulados. cap.7, 1982.
- SCHNEIDER, T. & BRIDGWATER, J. "Drying'89". Ed. by A.S. MUJUNDAR, Mc Gill Universty. Canadá: Hemisphere, 1989. p.421-425.
- SHIGEO, N. "Particle Behaviour in Spouted Beds", citado por MATHUR, K.B. & EPSTEIN, N..Spouted Beds. New York: Academic Press, 1974.
- SILVA, E.L., FREIRE, J.T. "Transferência de Calor em Leito de Jorro Cônico: Determinação do Coeficiente de Troca Térmica Parede-Leito". Anais do XVII Encontro sobre Escoamento em Meios Porosos. v.1, p.163-174, 1989.
- SILVA, G.F. "Processamento de Urucum em Leito de Jorro". Dissertação de Mestrado. Campina Grande: UFPB, 1991. p.122-129.



- SOUZA, A.H. "O Umbu e seu Suco". *Revista Brasileira de Farmácia*. p.335-353, nov/dez 1970.
- SOUZA, F.M.F. "Efeito da Altura do Leito de Inerte". *Relatório de Iniciação Científica*. CNPQ, 1992.
- THONGLIMP et alli (1984). Citados por MUJUNDAR, A.S. *Drying of Granular Materials, lecture notes*. Montreal: McGill University, 1981.
- THORLEY, B., SAUNBY, J.B., MATHUR, K.B. & OSBERG, G.L.. "An Analysis of Air and Solid Flow in a Spouted wheat Bed". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. v.37, p.184-192, 1959.
- TIGRE, C.B. "Estudos de Silvicultura especializada do Nordeste". *II Congresso Brasileiro de Frutas Tropicais*. v.41, Coleção Mossoroense, 1976.
- VAN VELZEN, D., FLAMM, H.J. & LANGENKAMP, H. "Gas Flows in Spouting Beds", citados por MATHUR, K.B., & EPSTEIN, N. *Spouted Beds*. New York: Academic Press, 1974.
- WHITAKER, S. "Forced Convection Heat Transfer Correlations for Flow in Pipes, Past Flat Plates, Single Cylinders, Single Spheres, and for Flow in Packed Beds and Tube Bundles". *AIChE Journal*, 18, 361, 1972.

ZHENE et alli (1984). Citados por MUJUNDAR, A.S. **Drying of Granular Materials, lecture notes.** Montreal: McGill University, 1981.

Tabela 1 - Condições operacionais  
Série experimental "a"

N° exp	H (m)	Wp (kg/sx10 <sup>5</sup> )	Xp (%)	Wg (kg/s)x10 <sup>3</sup>	Tge (°C)	Y (%)	Tamb (°C)	t (min)
1a		8,8	9,6	26,4	55,9	57	28,0	40
2a		6,7	8,5	26,4	60,9	82	26,0	80
3a		3,6	11,1	29,7	60,4	90	24,5	100
4a	0,133	6,6	9,5	28,4	70,4	68	27,3	40
5a		2,8	15,4	29,7	70,1	57	29,0	100
6a		4,9	10,0	26,4	74,9	78	26,0	80
7a		9,4	10,6	26,4	79,5	85	24,7	60
8a		4,4	10,9	29,7	79,5	90	24,3	80
9a		7,3	7,6	27,8	70,0	86	25,3	40
10a		5,2	12,7	29,7	70,3	92	24,7	40
11a	0,183	9,4	10,5	31,0	69,6	81	25,5	40
12a		4,6	10,9	32,2	69,3	52	28,0	100
13a		6,9	11,7	34,0	69,1	88	25,0	60
14a		4,4	11,8	32,2	69,5	75	27,5	60
15a		10,5	11,9	34,6	69,2	90	26,0	60
16a	0,217	13,1	9,0	36,2	69,0	82	27,0	80
17a		16,5	8,9	37,3	70,0	83	27,0	60
18a		15,3	8,6	39,4	69,7	96	24,0	60

com 29,5 cm de diâmetro, e diâmetro interno de 5 cm.

#### INSTRUMENTAÇÃO:

1. Medidores de temperatura: termopares Fe-constantan ligados através de uma chave seletora a um milivoltímetro, tipo MA-045, fabricado pela Equipamento Científico do Brasil, Ind. Bras.

Precisão de leitura:  $\pm 0,5$  °C.

2. Medidor de vazão: tubo de Pitot, previamente calibrado.

Precisão das medidas:  $\pm 0,35 \times 10^{-3}$  m<sup>3</sup>/s.

3. Manômetros diferenciais em "U", contendo óleo ( $\rho = 87$  Kg/m<sup>3</sup>), para medidas de vazão e pressão.

Precisão das medidas de pressão:  $\pm 8,6$  Pa.

4. Cronômetro, marca Gallenkamp, referência TKM 340Y.

5. Higrômetro, fabricado pela Haenni, Suíça, René Graf, São Paulo.

## MEDIDAS DO TEOR DE UMIDADE DO PÓ E DA POLPA DE UMBU:

As umidades, em base seca, das amostras de polpa a serem processadas e do pó obtido foram determinadas pelo método da estufa. As amostras, tomadas em triplicata, eram pesadas em balança Mettler, e colocadas na estufa, cuja temperatura era controlada em 70°C. Em intervalos regulares de tempo, as pesagens eram repetidas até peso constante.

Não foi possível se estabelecer um tempo uniforme de permanência das amostras na estufa. Tanto a polpa como o pó de umbu atingiam peso constante em tempos totalmente aleatórios. Procurou-se controlar, entretanto, a permanência das amostras na estufa, tomando-se as devidas precauções com respeito a uma possível caramelização das amostras.



APÉNDICE 3

## SUB-ROTINA PTBSUR

```
//GABRIEL JOB MSGCLASS = H
// EXEC WATFOR
CJOB      X,TIME = 40,PAGE = 20
 1      DOUBLE PRECISION TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V
 2      INTEGER, COND
  C*****
  C=  ENTRADA: TEMPERATURA DE BULBO SECO E UMIDADE RELATIVA
  C*****
 3      WRITE(6,10)
 4 10   FORMAT(/,5X,TBS',5X,TDP',5X,TBU',5X,'U.ABS.',4X,'U.REL.',2X,
 *'ENTALPIA',2X,'VOL.ESP. ')
 5      READ, TBS, UREL
 6 20   CONTINUE
 7      CALL PTBSUR(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
 8      IF (COND.EQ.0) THEN DO
 9          WRITE(6,30) TBS,TDP,TBU,W,UREL,H,V
10 30   FORMAT(1X,3F8.2,F11.6,F8.3,F10.2,F11.6)
11      ELSE DO
12          WRITE(6,*) 'FORA DA FAIXA DE TEMPERATURA'
13      END IF
14      READ, TBS, UREL
15      IF (TBS.LT.1000) GO TO 20
16      STOP
17      END
  C
  C  ESTA SUBROTINA EXECUTA EM WATFIV
  C
  C *****
18      SUBROUTINE PTBSUR(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
  C *****
  C * SUB-ROTINA PSICROMETRICA TEMP. DE BULBO SECO E UMIDADE RELATIVA *
  C *-----*
  C
  C  A SUBROUTINE PTBSUR EH USADA PARA CALCULAR OS PARAMETROS
  C PSICROMETRICOS DANDO COMO ENTRADA A TEMPERATURA DE BULBO SECO E
  C UMIDADE RELATIVA. OS PARAMETROS SAO DETERMINADOS EM UNIDADES SI.
  C
  C      CHAMADA: CALL PTBSUR(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
  C
  C *-----* INSTITUICAO *-----*
  C
  C      UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAIBA
  C      CENTRO DE CIENCIAS E TECNOLOGIA
  C      DEPARTAMENTO DE ENG. QUIMICA
  C      CAMPUS II / CAMPINA GRANDE / PB
  C
  C *-----* REFERENCIAS *-----*
  C
  C  WILHELM, L. R., "NUMERICAL CALCULATION OF PSYCHROMETRIC PROPERTIES
  C  IN SI UNITS" TRANSACTIONS DA ASAE,1976,PP.318-325
  C
  C  BROOKER, D. B., BAKKER-ARKEMA, F. W., E HALL, C. W., "DRYING CEREAL
  C  GRAINS, WESTPORT, CONNECTICUT, THE AVI PUBLISHING CO. INC, 1974
```

```

C
C***** PROGRAMADOR *****
C
C          GABRIEL FRANCISCO DA SILVA
C          ALUNO DO MESTRADO DE ENG. QUIMICA
C          EM 04/07/1991
C
C PROIBIDA A COPIA DESTA SUBROTINA. SOMENTE COM AUTORIZACAO DO MESMO.
C
C***** VARIAVEIS DECLARADAS *****
C
C TBS - TEMPERATURA DE BULBO SECO EM GRAUS CELSIUS, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C KTBS - TEMPERATURA DE BULBO SECO EM KELVIN, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C TBU - TEMPERATURA DE BULBO UMIDO EM GRAUS CELSIUS, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C KTBU - TEMPERATURA DE BULBO UMIDO EM KELVIN, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C TDP - TEMPERATURA NO PONTO DE ORVALHO EM GRAUS CELSIUS, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C KTD - TEMPERATURA NO PONTO DE ORVALHO EM KELVIN, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C P - PRESSAO ATMOSFERICA EM KILO PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE
C      PRECISION.
C R - CONSTANTE DOS GASES IDEAIS PARA O AR ATMOSFERICO, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C PWSS - PRESSAO DE SATURACAO NA TEMPERATURA DE BULBO SECO EM KILO
C      PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C PWSU - PRESSAO DE SATURACAO NA TEMPERATURA DE BULBO UMIDO EM KILO
C      PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C WSS - UMIDADE ABSOLUTA NA TEMPERATURA DE BULBO SECO, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C WSU - UMIDADE ABSOLUTA NA TEMPERATURA DE BULBO UMIDO, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C W - UMIDADE ABSOLUTA, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C PW - PRESSAO DE VAPOR EM KILO PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE
C      PRECISION.
C UREL - UMIDADE RELATIVA DECIMAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C H - ENTALPIA ESPECIFICA EM JOULE/GRAMA, VARIAVEL TIPO DOUBLE
C      PRECISION.
C V - VOLUME ESPECIFICO EM METROCUBICO, KILOGRAMA, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C COND - VARIAVEL INTEIRA, CONDICAO QUE INDICA:
C      0 - A TEMPERATURA (BULBO SECO OU UMIDO) ESTA DENTRO DA FAIXA
C          DE VALIDADE DAS EQUACOES.
C      1 - A TEMPERATURA ESTA FORA DA FAIXA.
C
C***** PROGRAMA EXEMPLO *****
C
C      DOUBLE PRECISION TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V
C*****
C= ENTRADA: TEMPERATURA DE BULBO SECO E UMIDADE RELATIVA
C*****
C      WRITE(6,10)
C10  FORMAT(/,5X,'TBS',5X,'TDP',5X,'TBU',5X,'U.ABS.',4X,'U.REL.',2X,

```



```

C  *'ENTALPIA',2X,'VOL.ESP.')
C  READ, TBS, UREL
C20 CONTINUE
C  CALL PTBSUR(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
C  IF (COND.EQ.0) THEN DO
C    WRITE(6,30) TBS,TDP,TBU,W,UREL,H,V
C30  FORMAT(1X,3F8.2,F11.6,F8.3,F10.2,F11.6)
C  ELSE DO
C    WRITE(6,*) 'FORA DA FAIXA DE TEMPERATURA'
C  END IF
C  READ, TBS, UREL
C  IF (TBS.LT.1000) GO TO 20
C  STOP
C  END
C
C
C*****
C
C  INICIO DA SUBROUTINA
C
19  DOUBLE PRECISION TBS,TBU,KTBS,KTBU,P,R,PWSU,WSU, PWSS, WSS, W, PW,
*    UREL,ALFA,TDP,F,V,A,B,XTOL,FTOL
20  EXTERNAL F
21  INTEGER IER,COND
22  P  = 0.101325D03
23  R  = 0.28705D00
24  COND = 1
25  XTOL = 0.1D-4
26  FTOL = 0.1D-6
27  ITMAX = 100
28  KTBS = TBS + 0.27316D03
29  A  = 0.22316D03
30  B  = KTBS
31  IF ((TBS.GE.(-0.50D02)).AND.(TBS.LT.0.120D03)) THEN DO
32    IF (KTBS.LT.0.27316D03) THEN DO
33      PWSS = DEXP(0.242779D02 - 0.623864D04/KTBS - 0.344438D00
*        DLOG(KTBS))
34    ELSE DO
35      IF (KTBS.GE.0.27316D03) THEN DO
36        PWSS = DEXP((-0.751152D04/KTBS) + 0.8963121D02 +
*          0.023998970D00*KTBS - 1.1654551D-05*KTBS**2 -
*          1.2810336D-08*KTBS**3 + 2.0998405D-11*KTBS**4 -
*          12.150799*DLOG(KTBS))
37      END IF
38    END IF
39    PW  = PWSS * UREL
40    W  = 0.62198D0 *(PW/(P - PW))
41    ALFA = DLOG(PW)
42    IF (TBS.LT.0) THEN DO
43      TDP = 0.5994D01 + 0.1241D02*ALFA + 0.4273D00*ALFA**2
44    ELSE DO
45      IF ((TBS.GE.0).AND.(TBS.LT.0.50D02)) THEN DO
46        TDP = 0.6983D01 + 0.1438D02*ALFA + 0.1079D01*ALFA**2
47      ELSE DO
48        IF (TBS.GE.0.50D02) THEN DO
49          TDP = 0.1380D02 + 0.9478D01*ALFA + 0.1991D01*ALFA**2

```

```

50     END IF
51     END IF
52     END IF
53     H = 0.1006D01*TBS + W*(0.2501D04 + 0.1775D01*TBS)
54     V = (R* KTBS)*(1 + 0.16078D01*W),P
55     CALL DREGFA(F,A,B,XTOL,FTOL,ITMAX,KTBU,KTBS,W,P,IER)
56     TBU = KTBU - 0.27316D03
57     ELSE DO
58         COND = 1
59     END IF
60     RETURN
61     END
62     SUBROUTINE DREGFA(F,A,B,XTOL,FTOL,ITMAX,ROOT,T,W,P,IER)
63     IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
64     XTOLSQ = XTOL*XTOL
65     IER = 4
66     FA = F(A,T,W,P)
67     FB = F(B,T,W,P)
68     FWLAST = 0D0
69     IF ((DABS(FA).GT.FTOL) .AND. (DABS(FB).GT.FTOL)) GO TO 8
70     IER=1
71     ITMAX=0
72     ROOT=B
73     IF (DABS(FA) .LE. DABS(FB)) ROOT = A
74     RETURN
75 8   ROOT = (FB*A-FA*B)/(FB-FA)
76     FW = F(ROOT,T,W,P)
77     DO 18 I = 1,ITMAX
78     IF ((FA*FB) .LT. 0.D0) GO TO 10
79     IER=5
80     GO TO 20
81 10   WR = ROOT
82     IF ((FA*FW) .GT. 0.D0) GO TO 12
83     IF ((FWLAST*FW) .GT. 0.D0) FA = FA/2.D0
84     B = WR
85     FB = FW
86     GO TO 14
87 12   IF ((FWLAST*FW) .GT. 0.D0) FB = FB/2.D0
88     A = WR
89     FA = FW
90 14   ROOT = (A*FB-B*FA)/(FB-FA)
91     FWLAST = FW
92     FW = F(ROOT,T,W,P)
93     IF (DABS(FW) .LE. FTOL) IER = 3
94     IF (DABS(ROOT).LE.XTOLSQ .AND. IER.EQ.3) GO TO 20
95     IF (DABS(ROOT-W).LE.XTOL*DABS(ROOT) .AND. IER.GT.2)
96     *   IER = IER - 2
97     IF (IER .EQ. 1) GO TO 20
98 18   CONTINUE
99     RETURN
100 20   ITMAX = I
101     RETURN
102     END
103     DOUBLE PRECISION FUNCTION F(KTBU,KTBS,W,P)
104     DOUBLE PRECISION TBS,KTBS,TBU,KTBU,W,P,LPWSU1,LPWSU2,WSU
105     TBU = KTBU - 0.27316D03

```



```

105   TBS = KTBS - 0.27316D03
106   IF (KTBU.LT.0.27316D03) THEN DO
107     LPWSU1 = 0.242779D02-0.623864D04/KTBU-0.344438D00*DLOG(KTBU)
108   ELSE DO
109     IF (KTBU.GE.0.27316D03) THEN DO
110     LPWSU1 = (-0.751152D04/KTBU)+0.8963121D02+0.23998970D-01*KTBU -
*       1.1654551D-05*KTBU**2 - 1.2810336D-08*KTBU**3+
*       2.0998405D-11*KTBU**4 - 0.12150799D02*DLOG(KTBU)
111     END IF
112   END IF
113   WSU = (W*(0.2501D04 + 0.1775D01*TBS - 0.4186D01*TBU) +
*       0.1006D01*(TBS - TBU))/(0.2501D04 - 0.2411D01*TBU)
114   LPWSU2 = DLOG((WSU*P)/(0.62198 + WSU))
115   F = LPWSU1 - LPWSU2
116   RETURN
117   END

```

ÇENTRY

TBS	TDP	TBU	U.ABS.	U.REL.	ENTALPIA	VOL.ESP.
28.00	18.66	21.57	0.013519	0.570	62.65	0.871720
26.00	22.68	23.60	0.017400	0.820	70.48	0.871219
24.50	22.74	23.24	0.017469	0.900	69.10	0.866944
27.30	20.86	22.74	0.015531	0.680	67.06	0.872447
29.00	19.60	22.42	0.014346	0.570	65.79	0.875752
26.00	21.85	23.04	0.016529	0.780	68.26	0.870032
24.70	22.00	22.77	0.016676	0.850	67.29	0.866451
24.30	22.54	23.74	0.017255	0.900	68.35	0.866072
25.30	22.78	23.43	0.017510	0.860	70.03	0.869330
24.70	23.31	23.69	0.018090	0.920	70.88	0.868369
25.50	21.99	22.99	0.016667	0.810	68.09	0.868766
28.00	17.20	20.71	0.012310	0.520	59.57	0.870061
25.00	22.87	23.46	0.017602	0.880	69.95	0.868582
27.50	22.66	23.99	0.017382	0.750	71.99	0.875563
26.00	24.23	24.69	0.019150	0.900	74.93	0.873603
27.00	23.66	24.55	0.018488	0.820	74.29	0.875618
27.00	23.86	24.69	0.018720	0.830	74.88	0.875936
24.00	23.32	23.51	0.018101	0.960	70.19	0.866344

## SUB-ROTINA PTBSUA

```

//GABRIEL JOB MSGCLASS=H
// EXEC WATFOR
CJOB      X,TIME=40,PAGE=20
1      DOUBLE PRECISION TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V
2      INTEGER COND
C*****
C*  ENTRADA: TEMPERATURA DE BULBO SECO E UMIDADE ABSOLUTA
C*****
3      WRITE(6,10)
4 10   FORMAT(/,5X,TBS',5X,TDP',5X,TBU',5X,'U.ABS.',4X,'U.REL.',2X,
*ENTALPIA',2X,VOL.ESP.)
5      READ, TBS, W
6 20   CONTINUE
7      CALL PTBSUA(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
8      IF (COND.EQ.0) THEN DO
9          WRITE(6,30) TBS,TDP,TBU,W,UREL,H,V
10 30   FORMAT(1X,3F8.2,F11.6,F8.3,F10.2,F11.6)
11      ELSE DO
12          WRITE(6,*) 'FORA DA FAIXA DE TEMPERATURA'
13      END IF
14      READ, TBS, W
15      IF (TBS.LT.1000) GO TO 20
16      STOP
17      END

C
C  ESTA SUBROTINA EXECUTA EM WATFIV
C
C*****
18      SUBROUTINE PTBSUA(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
C*****
C*  * SUB-ROTINA PSICROMETRICA TEMP. DE BULBO SECO E UMIDADE ABSOLUTA *
C*****
C
C  A SUBROUTINE PTBSUA EH USADA PARA CALCULAR OS PARAMETROS
C  PSICROMETRICOS DANDO COMO ENTRADA A TEMPERATURA DE BULBO SECO E
C  UMIDADE ABSOLUTA. OS PARAMETROS SAO DETERMINADOS EM UNIDADES SI.
C
C  CHAMADA: CALL PTBSUA(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
C
C*****
C***** INSTITUICAO *****
C
C          UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAIBA
C          CENTRO DE CIENCIAS E TECNOLOGIA
C          DEPARTAMENTO DE ENG. QUIMICA
C          CAMPUS II / CAMPINA GRANDE / PB
C
C*****
C***** REFERENCIAS *****
C
C  WILHELM, L. R., "NUMERICAL CALCULATION OF PSYCHROMETRIC PROPERTIES
C  IN SI UNITS" TRASACTIONS DA ASAE,1976,PP.318-325
C
C  BROOKER, D. B., BAKKER-ARKEMA, F. W., E HALL, C. W., "DRYING CEREAL
C  GRAINS, WESTPORT, CONNECTICUT, THE AVI PUBLISHING CO. INC, 1974

```



```

C
C***** PROGRAMADOR *****
C
C          GABRIEL FRANCISCO DA SILVA
C          ALUNO DO MESTRADO DE ENG. QUIMICA
C          EM 12.07/1991
C
C PROIBIDA A COPIA DESTA SUBROTINA. SOMENTE COM AUTORIZACAO DO MESMO.
C
C***** VARIAVEIS DECLARADAS *****
C
C TBS - TEMPERATURA DE BULBO SECO EM GRAUS CELSIUS, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C KTBS - TEMPERATURA DE BULBO SECO EM KELVIN, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C TBU - TEMPERATURA DE BULBO UMIDO EM GRAUS CELSIUS, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C KTBU - TEMPERATURA DE BULBO UMIDO EM KELVIN, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C TDP - TEMPERATURA NO PONTO DE ORVALHO EM GRAUS CELSIUS, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C KTD P - TEMPERATURA NO PONTO DE ORVALHO EM KELVIN, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C P - PRESSAO ATMOSFERICA EM KILO PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE
C      PRECISION.
C R - CONSTANTE DOS GASES IDEAIS PARA O AR ATMOSFERICO, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C PWSS - PRESSAO DE SATURACAO NA TEMPERATURA DE BULBO SECO EM KILO
C      PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C PWSU - PRESSAO DE SATURACAO NA TEMPERATURA DE BULBO UMIDO EM KILO
C      PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C WSS - UMIDADE ABSOLUTA NA TEMPERATURA DE BULBO SECO, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C WSU - UMIDADE ABSOLUTA NA TEMPERATURA DE BULBO UMIDO, VARIAVEL
C      TIPO DOUBLE PRECISION.
C W - UMIDADE ABSOLUTA, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C PW - PRESSAO DE VAPOR EM KILO PASCAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE
C      PRECISION.
C UREL - UMIDADE RELATIVA DECIMAL, VARIAVEL TIPO DOUBLE PRECISION.
C H - ENTALPIA ESPECIFICA EM JOULE/GRAMA, VARIAVEL TIPO DOUBLE
C      PRECISION.
C V - VOLUME ESPECIFICO EM METROCUBICO/KILOGRAMA, VARIAVEL TIPO
C      DOUBLE PRECISION.
C COND - VARIAVEL INTEIRA, CONDICAO QUE INDICA:
C      0 - A TEMPERATURA(BULBO SECO OU UMIDO) ESTA DENTRO DA FAIXA
C          DE VALIDADE DAS EQUACOES.
C      1 - A TEMPERATURA ESTA FORA DA FAIXA.
C
C***** PROGRAMA EXEMPLO *****
C
C      DOUBLE PRECISION TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V
C*****
C      ENTRADA: TEMPERATURA DE BULBO SECO E UMIDADE ABSOLUTA
C*****
C      WRITE(6,10)
C10  FORMAT(/,5X,TBS',5X,TDP',5X,TBU',5X,U.ABS.',4X,U.REL.',2X,

```

```

C  *'ENTALPIA',2X,'VOL.ESP.')
C  READ, TBS, W
C20 CONTINUE
C  CALL PTBSUA(TBS,TBU,TDP,W,UREL,H,V,COND)
C  IF (COND.EQ.0) THEN DO
C    WRITE(6,30) TBS,TDP,TBU,W,UREL,H,V
C30  FORMAT(1X,3F8.2,F11.6,F8.3,F10.2,F11.6)
C  ELSE DO
C    WRITE(6,*) 'FORA DA FAIXA DE TEMPERATURA'
C  END IF
C  READ, TBS, W
C  IF (TBS.LT.1000) GO TO 20
C  STOP
C  END
C
C
C*.....*
C
C  INICIO DA SUBROUTINA
C
19  DOUBLE PRECISION TBS,TBU,KTBS,KTBU,P,R,PWSU,WSU. PWSS, WSS, W, PW,
*    UREL,ALFA,TDP,H,V,A,B,XTOL,FTOL
20  EXTERNAL F
21  INTEGER IER,COND
22  P  = 0.101325D03
23  R  = 0.28705D00
24  COND = 9
25  XTOL = (.1D-4
26  FTOL = 0.1D-6
27  ITMAX= 100
28  KTBS = TBS + 0.27316D03
29  A  = 0.22316D03
30  B  = KTBS
31  IF ((TBS.GE.(-0.50D02)).AND.(TBS.LT.0.120D03)) THEN DO
32    IF (KTBS.LT.0.27316D03) THEN DO
33      PWSS = DEXP(0.242779D02 - 0.623864D04/KTBS - 0.344438D00*
*        DLOG(KTBS))
34    ELSE DO
35      IF (KTBS.GE.0.27316D03) THEN DO
36        PWSS = DEXP((-0.751152D04/KTBS) + 0.8963121D02 +
*          0.023998970D00*KTBS - 1.1654551D-05*KTBS**2 -
*          1.2810336D-08*KTBS**3 + 2.0998405D-11*KTBS**4 -
*          12.150799*DLOG(KTBS))
37    END IF
38  END IF
39  PW = (P*W)/(0.62198D00 + W)
40  UREL = PW/PWSS
41  ALFA = DLOG(PW)
42  IF (TBS.LT.0) THEN DO
43    TDP = 0.5994D01 + 0.1241D02*ALFA + 0.4273D00*ALFA**2
44  ELSE DO
45    IF ((TBS.GE.0).AND.(TBS.LT.0.50D02)) THEN DO
46      TDP = 0.6983D01 + 0.1438D02*ALFA + 0.1079D01*ALFA**2
47    ELSE DO
48      IF (TBS.GE.0.50D02) THEN DO
49        TDP = 0.1380D02 + 0.9478D01*ALFA + 0.1991D01*ALFA**2

```

```

50     END IF
51     END IF
52     END IF
53     H = 0.1006D01*TBS + W*(0.2501D04 + 0.1775D01*TBS)
54     V = (R* KTBS)*(1 + 0.16078D01*W)/P
55     CALL DREGFA(F,A,B,XTOL,FTOL,ITMAX,KTBU,KTBS,W,P,IER)
56     TBU = KTBU - 0.27316D03
57 ELSE DO
58     COND = 1
59 END IF
60 RETURN
61 END
62 SUBROUTINE DREGFA(F,A,B,XTOL,FTOL,ITMAX,ROOT,T,W,P,IER)
63 IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
64     XTOLSQ = XTOL*XTOL
65     IER = 4
66     FA = F(A,T,W,P)
67     FB = F(B,T,W,P)
68     FWLAST = 0D0
69     IF ((DABS(FA).GT.FTOL) .AND. (DABS(FB).GT.FTOL)) GO TO 8
70     IER = 1
71     ITMAX = 0
72     ROOT = B
73     IF (DABS(FA) .LE. DABS(FB)) ROOT = A
74     RETURN
75 8   ROOT = (FB*A-FA*B)/(FB-FA)
76     FW = F(ROOT,T,W,P)
77     DO 18 I = 1,ITMAX
78         IF ((FA*FB) .LT. 0.D0) GO TO 10
79         IER = 5
80         GO TO 20
81 10   WR = ROOT
82     IF ((FA*FW) .GT. 0.D0) GO TO 12
83     IF ((FWLAST*FW) .GT. 0.D0) FA = FA/2.D0
84     B = WR
85     FB = FW
86     GO TO 14
87 12   IF ((FWLAST*FW) .GT. 0.D0) FB = FB/2.D0
88     A = WR
89     FA = FW
90 14   ROOT = (A*FB-B*FA)/(FB-FA)
91     FWLAST = FW
92     FW = F(ROOT,T,W,P)
93     IF (DABS(FW) .LE. FTOL) IER = 3
94     IF (DABS(ROOT) .LE. XTOLSQ .AND. IER.EQ.3) GO TO 20
95     IF (DABS(ROOT-W) .LE. XTOL*DABS(ROOT) .AND. IER.GT.2)
96     *     IER = IER - 2
97     IF (IER .EQ. 1) GO TO 20
97 18 . CONTINUE
98     RETURN
99 20   ITMAX = I
100    RETURN
101    END
102    DOUBLE PRECISION FUNCTION F(KTBU,KTBS,W,P)
103    DOUBLE PRECISION TBS,KTBS,TBU,KTBU,W,P,LPWSU1,LPWSU2,WSU
104    TBU = KTBU - 0.27316D03

```



```

105   TBS = KTBS - 0.27316D03
106   IF (KTBU.LT.0.27316D03) THEN DO
107   LPWSU1 = 0.242779D02-0.623864D04/KTBU-0.344438D00*DLOG(KTBU)
108   ELSE DO
109     IF (KTBU.GE.0.27316D03) THEN DO
110     LPWSU1 = (-0.751152D04/KTBU)+0.8963121D02+0.23998970D-01*KTBU -
*       1.1654551D-05*KTBU**2 - 1.2810336D-08*KTBU**3 +
*       2.0998405D-11*KTBU**4 - 0.12150799D02*DLOG(KTBU)
111     END IF
112   END IF
113   WSU   = (W*(0.2501D04 + 0.1775D01*TBS - 0.4186D01*TBU) +
*       0.1006D01*(TBS - TBU))/(0.2501D04 - 0.2411D01*TBU)
114   LPWSU2 = DLOG((WSU*P)/(0.62198 + WSU))
115   F     = LPWSU1 - LPWSU2
116   RETURN
117   END
ÇENTRY

```

TBS	TDP	TBU	U.ABS.	U.REL.	ENTALPIA	VOLESP.
63.00	23.41	30.80	0.014840	0.103	102.15	0.975051
64.90	27.76	33.78	0.020640	0.131	119.29	0.989493
64.80	26.74	33.13	0.019160	0.122	115.31	0.986922
54.00	24.65	29.69	0.016350	0.173	96.78	0.951196
63.50	24.73	31.67	0.016450	0.112	106.88	0.978970
48.50	22.88	29.17	0.017620	0.244	94.38	0.937066
53.00	26.65	30.80	0.019030	0.210	102.70	0.952270
48.10	25.18	30.12	0.020300	0.285	100.89	0.939823
60.10	26.88	32.14	0.019350	0.153	110.92	0.973486
62.20	26.90	32.75	0.019380	0.139	113.18	0.979666
59.60	26.90	32.26	0.019380	0.156	110.48	0.972070
55.00	22.53	28.61	0.013830	0.140	91.27	0.950337
60.70	27.37	32.77	0.020060	0.154	113.40	0.976318
57.30	27.97	32.54	0.020970	0.188	112.22	0.967745
56.60	29.41	33.40	0.023240	0.215	117.40	0.969105
58.60	28.56	33.17	0.021870	0.184	115.92	0.972912
58.70	28.27	33.00	0.021420	0.180	114.86	0.972525
58.20	26.85	31.96	0.019310	0.166	108.84	0.967875