



CNEN/SP

ipen Instituto de Pesquisas
Energéticas e Nucleares

AUTARQUIA ASSOCIADA A UNIVERSIDADE
DE SÃO PAULO

MODELAGEM TEÓRICA-EXPERIMENTAL DA EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO PARA GERADORES DE VAPOR DE REATORES PWR.

LUIZ ANTONIO HADDAD RODRIGUES

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do Grau
de Mestre em Ciências na Área de
Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

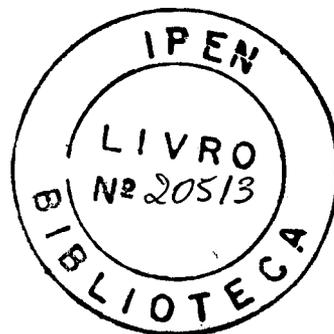
**Orientador:
Dr. Valdemir Gutierrez Rodrigues**

**São Paulo
1994**

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

"MODELAGEM TEÓRICA-EXPERIMENTAL DA EQUAÇÃO DA
QUANTIDADE DE MOVIMENTO PARA GERADORES
DE VAPOR DE REATORES PWR".

Luiz Antonio Haddad Rodrigues



*Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
"Mestre na Área de Concentração em
Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear".*

Orientador: Dr. Valdemir Gutierrez Rodrigues

SÃO PAULO
1994

À Maria Teresa e Henara pela ternura em todos os momentos.

À Paulo Rodrigues, meu pai , por ter me influenciado desde criança a usar a ciência como forma de expressão.

AGRADECIMENTOS

À *Equipe de operação* do Circuito Termoidráulico Experimental - CTE-150 pela capacidade e disposição na solução dos problemas. É verdade que sem o apoio integral da equipe este trabalho não poderia ser realizado.

Adilson Abolafio
Adilson Guerrero
David Oliveira de Paula
Eduardo Félix
Flavio Pessoa
Gamaliel Lisboa
Gilberto Elias
Mauro Onofre
Omar Félix
Paulo Ulian
Raimundo Dias
Ricardo David

À Mauro e David pelo apoio no Software de Aquisição de Dados e edição deste trabalho.

Ao Eng^o Gamaliel Lisboa pelo apoio na operação do CTE-150 e em Termoidráulica.

Ao Eng^o Raimundo Dias e Paulo Ulian pelo apoio na área de instrumentação .

Ao Eng^o Ricardo Manoel David pelo apoio na operação do CTE-150.

Ao Eng^o Benedito Batista Filho, Chefe da Divisão de Termoidráulica, pelo incentivo e apoio à realização deste trabalho.

À Reynaldo C. Serra, Chefe do Laboratório de Termoidráulica, pelo apoio à realização deste trabalho.

À Luciano Dias e Mario Fatte pelo apoio na solução de problemas relativos aos programas computacionais utilizados na execução deste trabalho.

À Coordenadoria para Projetos Especiais (COPESP) pelo apoio à realização deste trabalho.

MODELAGEM TEÓRICA-EXPERIMENTAL DA EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO PARA GERADORES DE VAPOR DE REATORES PWR

LUIZ ANTONIO HADDAD RODRIGUES

RESUMO

Este trabalho trata do desenvolvimento de um modelo matemático para a solução da Equação da Quantidade de Movimento, no lado secundário, de um gerador de vapor vertical tipo tubos em U com circulação natural. O modelo estudado aplica-se à maioria dos geradores de vapor, empregados em reatores de água pressurizada (PWR).

A Modelagem para Solução da Equação da Quantidade de Movimento compara os Modelos de Escoamento Homogêneo e Escoamento Separado para o evaporador, e correlações clássicas de Mecânica dos Fluidos para as constantes de perda de carga. Análises experimentais são realizadas para um separador de vapor centrífugo e placa reguladora de fluxo. O gerador de vapor estudado foi a seção de testes do Circuito Termohidráulico Experimental de 150 bar (CTE-150), o qual opera nas mesmas condições de temperatura e pressão de um reator PWR.

O modelo matemático desenvolvido foi validado com dados experimentais da seção de testes para várias condições de operação, mostrando-se adequado para a avaliação da resistência hidráulica no lado do secundário de geradores de vapor.

THEORETICAL-EXPERIMENTAL MODEL OF MOMENTUM EQUATION FOR PWR REACTOR STEAM GENERATOR

LUIZ ANTONIO HADDAD RODRIGUES

ABSTRACT

This work deals with mathematical model in steady-state conditions of the momentum equation at the secondary side of a vertical U-tube steam generator with water recirculation.

The U-tube test section was the 150 bar - "Circuito Termohidráulico Experimental - CTE-150". This facility is a Experimental Thermal-hydraulic Circuit and operates at the same conditions (pressure and temperature) of a typical PWR reactor.

A comparison between the Homogeneous and Separate Flow models was done. Those models were verified and compared with experimental data for several operational conditions. The results show that the model fits very well the experimental data and seems to be appropriate to study water recirculation of a steam generator secondary side.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	01
1.1 Considerações Gerais	01
1.2 Objetivos	01
1.3 Relevância do Estudo	02
1.4 Revisão Bibliográfica	02
2. DESCRIÇÃO DO CIRCUITO TERMOIDRÁULICO EXPERIMENTAL DO CTE-150	04
2.1 Introdução	04
2.2 Circuito primário	05
2.3 Circuito secundário	05
2.4 Instrumentação	05
2.5 Controle	06
2.6 Seção de testes do gerador de vapor - S2	06
3. DESENVOLVIMENTO DO MODELO FÍSICO-MATEMÁTICO	10
3.1 Introdução	10
3.2 Modelagem matemática	10
3.3 Modelo homogêneo	20
3.4 Modelo de escoamento separado	24
3.5 Correlações de perda de carga	27
3.6 Descrição do código computacional GEVAP2.FOR	41

4. ARRANJO EXPERIMENTAL E OPERAÇÃO	44
4.1 Experimento para a seção de testes do gerador de vapor	44
4.2 Aquisição de dados	45
4.3 Experimento para o cálculo do título na saída do gerador de vapor	46
4.4 Experimento de calibração da placa reguladora de fluxo do gerador de vapor	47
5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS	49
5.1 Introdução	49
5.2 Flutuações	49
5.3 Regimes de escoamento bifásico	51
5.4 Resultados do experimento para o cálculo do título na saída do gerador de vapor	53
5.5 Resultados do experimento de calibração da placa reguladora de fluxo	54
5.6 Resultados da simulação com o código computacional Gevap2.for	58
5.7 Resultados para as variáveis de processo	63
5.8 Resultados do modelo homogêneo	75
5.9 Resultados do modelo de escoamento separado	79
6. COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES	84
6.1 Avaliação do processo de desenvolvimento	84
6.2 Utilizações do presente modelo	84
6.3 Conclusões	84
6.4 Recomendações para trabalhos futuros	85
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	86

APÊNDICE A - ANÁLISE DE INCERTEZAS	88
1. Temperatura	88
2. Vazão	92
3. Pressão, Pressão diferencial e Nível de água	99
4. Cálculo da propagação das incertezas para o modelo matemático	104
APÊNDICE B - CÓDIGO COMPUTACIONAL CIRNATS2.FOR	125
1. Arquivo de dados de entrada	125
2. Arquivo de dados de saída	126
3. Programa Fonte	128
APÊNDICE C - DIAGRAMA DE BLOCOS PARA SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO (3.22)	139

NOMENCLATURA

A	Área de escoamento	m^2
B	fator bifásico de atrito	-
d	diâmetro dos tubos do evaporador	m
<i>f</i>	fator de atrito	-
F	parâmetro	-
g	aceleração da gravidade	m / s^2
G	Velocidade mássica	
h	entalpia específica	J / kg
K	constante de perda de carga	-
L	comprimento	m
P	pressão	Pa
R	faixa de calibração	-
Re	número de Reynolds	-
S	slip	-
t	tempo	s
T	temperatura	°C
V	velocidade	m / s
<i>v</i>	volume específico	m^3 / kg
\dot{m}	vazão mássica	kg / s
x	título	-

SUBSCRITOS

aa	água de alimentação
af	aferição
dc	downcomer
ev	evaporador
ES	modelo de escoamento separado
f	fase líquida
g	fase vapor
GV	saída do gerador de vapor
H	modelo homogêneo
l	líquido
SV	Separador de Vapor, Secador de Vapor
s	saída do evaporador
sr	Trecho subresfriado
v	vapor

SÍMBOLOS GREGOS

ΔP	perda de pressão por atrito	Pa
ρ	massa específica	kg/m ³
α	fração de vazio	-----
μ	viscosidade	N/ms

CAPÍTULO I

1. INTRODUÇÃO:

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS:

A Área de Termoidráulica do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN) teve origem no antigo Centro de Engenharia Nuclear do então Instituto de Energia Atômica (IEA). Seu desenvolvimento inicial se suportou em parte no Programa para formação e treinamento de recursos humanos (PRONUCLEAR) do Programa Nuclear Brasileiro (PNB). Doutores do IEA e colaboradores do exterior iniciaram grande esforço para formação de Mestres, alguns dos quais desenvolveram o doutorado no exterior. O IEA no entanto ficou afastado de outras atividades do PNB e boa parte desses profissionais foram absorvidos pela Nuclen e Furnas para participarem do processo de absorção de tecnologia alemã.

O IPEN, no entanto, ciente do seu potencial para desenvolvimento tecnológico na área nuclear, e por estar inserido na Universidade de São Paulo e contar com o maior parque industrial do país, iniciou um programa de pesquisas aplicadas, desenvolvimento e engenharia.

É neste contexto que este trabalho foi desenvolvido dentro da Divisão de Termoidráulica onde são projetados os componentes de uma central nuclear. Neste estudo o componente de interesse é o gerador de vapor vertical tipo tubos em U, que é o tipo de gerador presente na maior parte dos reatores PWR. Embora geradores de vapor sejam usados em instalações de potência a várias décadas, a complexidade dos fenômenos físicos envolvidos requer estudos específicos a cada novo projeto. A *Figura 1.1* mostra esquematicamente um reator de água pressurizada (PWR). Note que o gerador de vapor é uma parte integral da instalação, servindo como um acoplamento térmico entre o circuito primário e o secundário. O estudo da recirculação de água tem importância vital porque a qualidade do vapor produzido pelo gerador de vapor, do qual depende a integridade da turbina, é determinada em função dos parâmetros obtidos neste estudo. A *Figura 1.2* mostra um gerador de vapor comercial.

1.2 OBJETIVOS:

O propósito deste trabalho é desenvolver um modelo matemático para a solução da Equação da Quantidade de Movimento, no lado secundário, de um gerador de vapor vertical tipo tubos em U com recirculação de água. O modelo estudado aplica-se à maioria dos geradores de vapor, empregados em reatores de água pressurizada (PWR).

A Modelagem para Solução da Equação da Quantidade de Movimento utiliza os modelos Homogêneo e Escoamento Separado para o evaporador com o objetivo de compara-los com resultados experimentais. O gerador de vapor estudado foi a seção de testes do Circuito Termoidráulico Experimental de 15 MPa (CTE-150) [21], o qual opera nas mesmas condições de temperatura e pressão de um reator PWR. O modelo desenvolvido deve permitir a compreensão dos fenômenos que ocorrem na recirculação da água para fornecer subsídios para o projeto deste tipo de gerador, bem como escolher dentre os dois tipos de modelo de escoamento utilizado qual apresenta melhor consistência com os resultados experimentais.

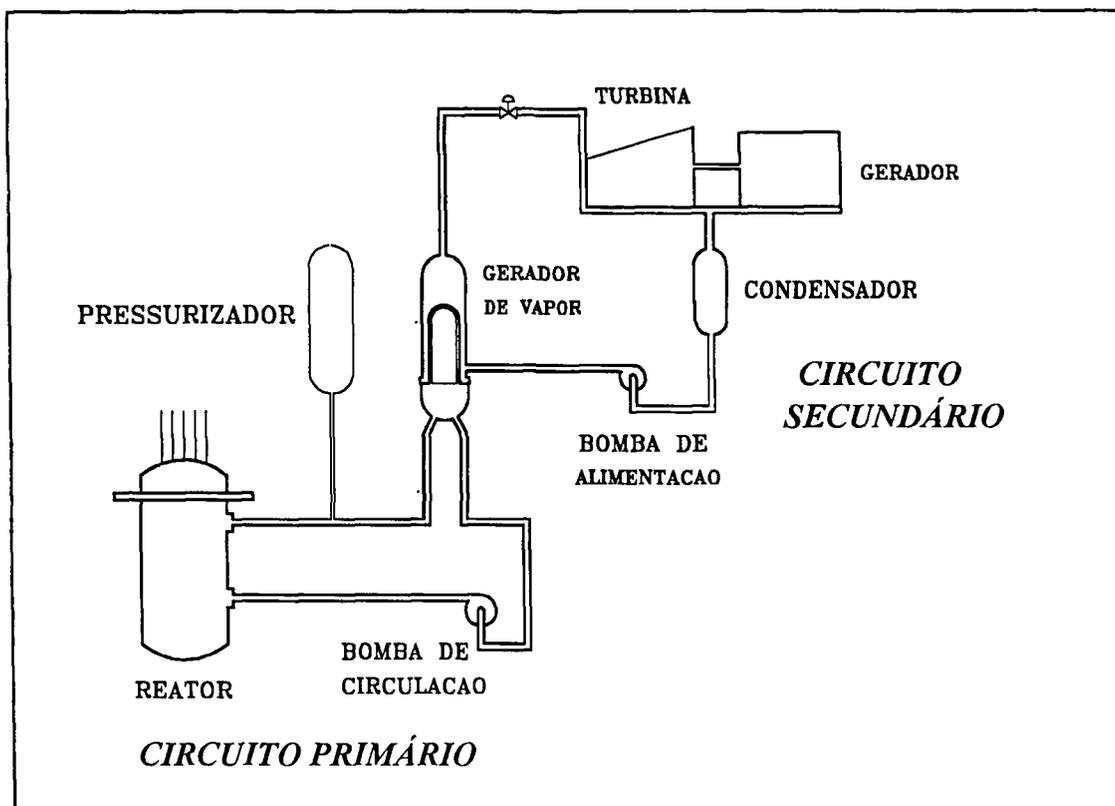


Figura 1.1 - Desenho esquemático de um reator tipo PWR

1.3 RELEVÂNCIA DO ESTUDO:

A importância deste estudo reflete a necessidade de validação dos modelos desenvolvidos por meio de resultados experimentais de forma a utilizá-los como uma ferramenta segura no projeto de componentes de uma central nuclear. O estudo da recirculação de água em geradores de vapor permite compreender melhor os fenômenos físicos que ocorrem em vários componentes internos deste equipamento com a possibilidade de otimizá-los em futuros projetos e principalmente com segurança.

1.4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA:

A maior parte das referências sobre recirculação de água em geradores de vapor do tipo estudado foram relatórios internos da Divisão de Termofluidica onde este trabalho foi desenvolvido. Alguns experimentos já vinham sendo conduzidos por engenheiros da Divisão e vários documentos foram publicados na forma de relatórios internos como resultado dos trabalhos, tais como: **Belisário** [1], **Medeiros** [13,14] e **Rodrigues** [18,19,20]. Este tema vem sendo estudado no IPEN desde a década de 80 quando o CTE-150 estava em fase de projeto.

Para complementar o material de referência, algumas teses de mestrado em geradores de vapor acrescentaram mais dados sobre o problema estudado, **Cabral** [3] e **Ferreira** [10].

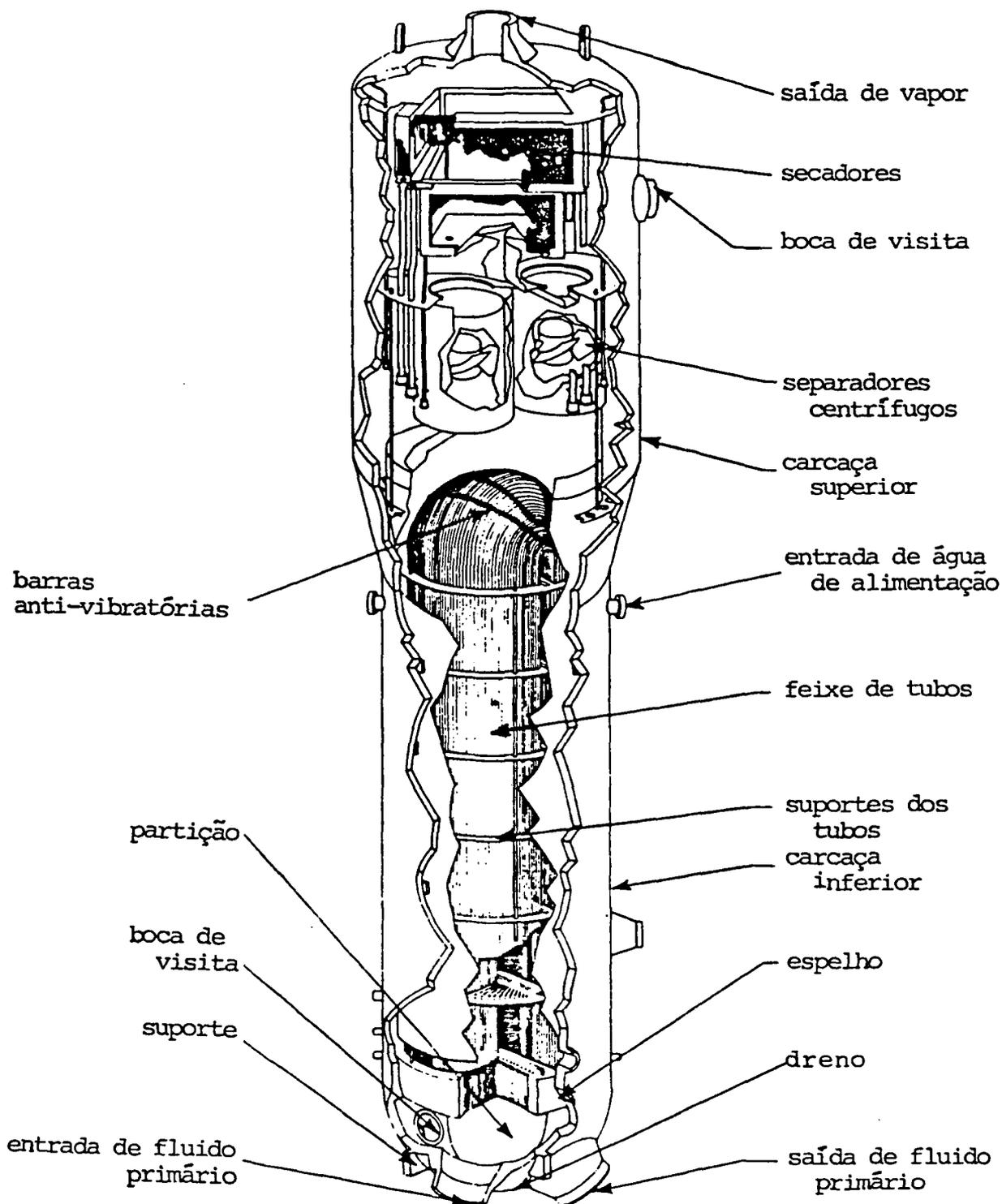


Figura 1.2 - Gerador de Vapor comercial tipo tubos em U

CAPÍTULO II

2. DESCRIÇÃO DO CIRCUITO TERMOIDRÁULICO EXPERIMENTAL - CTE-150:

2.1 INTRODUÇÃO:

A finalidade do CTE-150 - Circuito Termoidráulico experimental [21], mostrado na *Figura 2.1* é a medição de parâmetros termoidráulicos nas condições próximas das que existem em componentes de uma Central Nuclear tipo PWR em situações de operação normal e transientes.

A semelhança com o circuito termoidráulico real foi mantida nos parâmetros significativos de simulação. Por outro lado, como circuito experimental, o CTE-150 foi projetado com uma flexibilidade operacional maior e com um sistema de instrumentação e controle mais completo que o real.

Basicamente este circuito se destina a estudar o comportamento termoidráulico de três componentes: Reator, Gerador de Vapor e Pressurizador, e avaliar a interação entre eles em condições de transientes. O circuito permite tanto o teste individual de cada um destes componentes, quanto o teste em conjunto dos mesmos sob cargas dinâmicas.

O CTE-150 consiste em três circuitos, um de alta pressão para simular o primário, um de media pressão para o secundário, e um de baixa pressão para rejeição de calor. Os circuitos primário e secundário são acoplados termicamente pelo Gerador de Vapor.

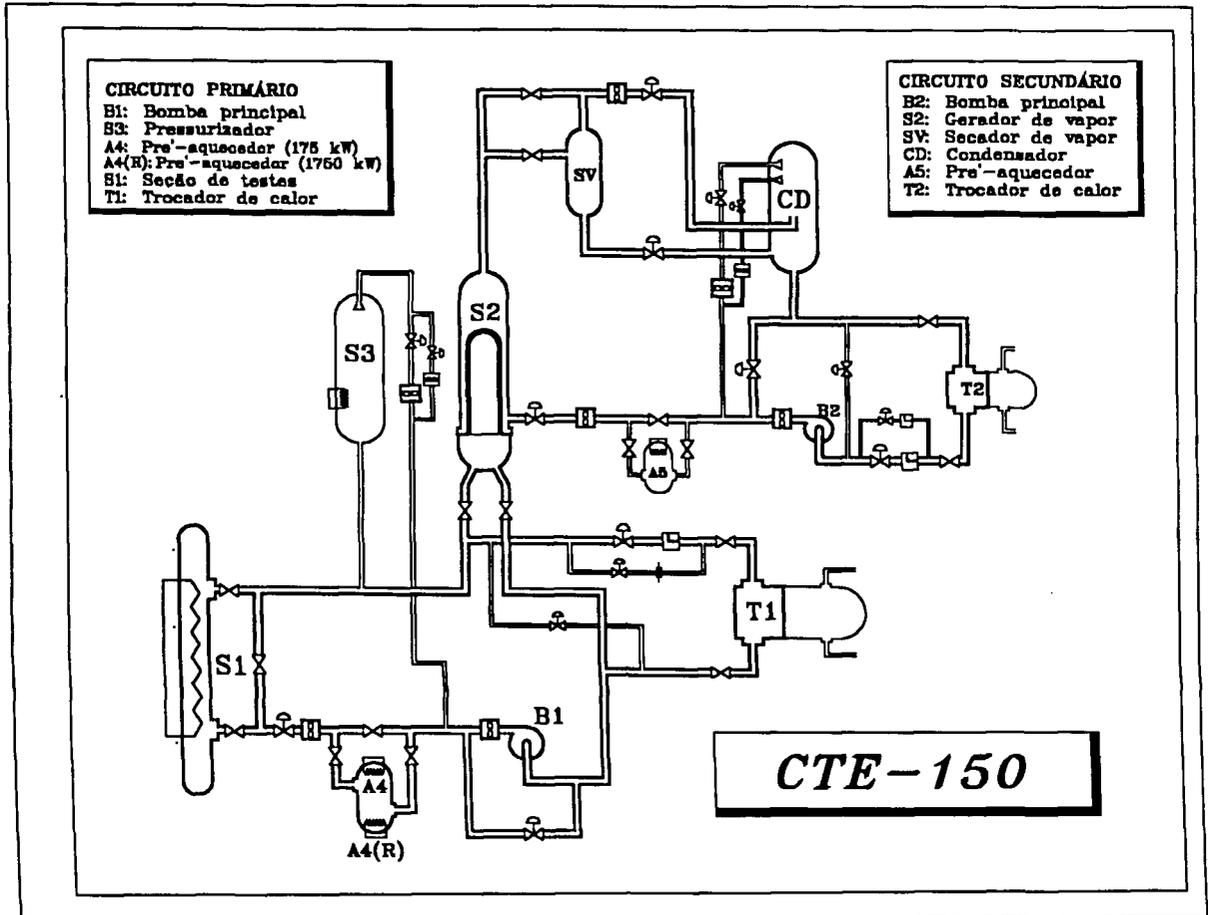


Figura 2.1 - Fluxograma do CTE-150

2.2 CIRCUITO PRIMÁRIO:

A seção de testes do reator S1, aquece a água do circuito primário com uma diferença de temperatura variando entre zero e 100 % da potência nominal, mantendo constante a média aritmética das temperaturas de entrada e saída e igual a 275 °C.

A água aquecida na secao de testes do reator é circulada dentro do feixe de tubos em U da seção de testes do Gerador de Vapor, onde transfere calor ao fluido de trabalho do circuito secundário.

A água do circuito primário que sai do Gerador de Vapor é conduzida a bomba B1 que transfere ao fluido uma altura manométrica de 156 m, a uma vazão nominal de 21,0 kg/s, constante para todas condições de carga. Antes desta vazão ser lançada na entrada da secao de testes do Reator, poderá ser desviada para o aquecedor elétrico A4/A4R. O aquecedor A4/A4R possui um banco de resistência com potência nominal de 1750 kW, o qual é utilizado atualmente para simular a fonte de calor da instalação.

Atualmente o aquecimento do circuito primário é executado por este aquecedor substituindo a seção de testes do Reator, em fase de projeto.

Para estabilizar a pressão e compensar variações volumétricas do circuito primário, a seção de testes do pressurizador S3 é conectada a linha de saída de S1. A seção de testes do Pressurizador consiste de um reservatório de alta pressão, preenchido em aproximadamente 50 % do seu volume por água e os 50 % restantes preenchidos por vapor em equilíbrio termodinâmico. O Pressurizador opera a 13,8 MPa e 336 °C nas condições nominais.

2.3 CIRCUITO SECUNDÁRIO:

O Gerador de Vapor transfere calor do circuito primário ao secundário, produzindo vapor com título mássico entre 90 % e 100 %. Este vapor é lançado no Secador de Vapor onde a maior parte da água é removida, fornecendo um vapor com título mássico maior que 99,75 %. O vapor que sai do Secador de Vapor e lançado no Condensador onde é condensado por contato direto com água proveniente da descarga da bomba B2. O Condensador também recebe a água saturada proveniente do Secador de Vapor. O condensado, na condição de líquido ligeiramente subresfriado, escoar através do Trocador de Calor T2, onde rejeita calor para o circuito de água de resfriamento, que o transfere, por meio de uma torre de resfriamento, ao ambiente.

A sucção da bomba de circulação do secundário está conectada à saída do Trocador T2 e opera com uma vazão de 5,74 kg/s. Desta vazão, 4,59 kg/s retornam para o Condensador na potência nominal, sendo fornecidos ao gerador entre 0,85 e 0,9 kg/s. A pressão de saturação para as condições nominais é de 4,14 MPa e 255 °C.

2.4 INSTRUMENTAÇÃO:

2.4.1 Temperatura:

Os elementos de medida de temperatura do processo são do tipo bulbo de platina (RTD-pt100), com transmissão para a sala de controle por três fios. Este tipo de sensor possui um fio de platina, o qual fica imerso no fluido de processo, protegido por um bulbo de aço inóx. Este fio trabalha como uma resistência elétrica e apresenta a 0 °C 100 ohms. Desta forma conforme norma DIN 43760, para cada resistência elétrica medida para o fio de platina tem-se em correspondência, uma temperatura definida.

2.4.2 *Pressão, Pressão diferencial e Nível de água:*

Para medidas de pressão, pressão diferencial e nível de água do processo, são utilizados transmissores do tipo eletrônico capacitivo.

2.4.3 *Vazão:*

A grande maioria dos medidores de vazão utilizados no CTE-150, são do tipo turbina.

2.5 *CONTROLE:*

O CTE-150 é operado remotamente através de um Sistema Digital de Controle Distribuído - SDCD, no qual são gerenciadas todas as variáveis de processo, analógicas e digitais, da instrumentação e equipamentos da instalação. O gerenciamento é realizado da sala de controle através de duas estações de operação do SDCD. Aproximadamente 300 variáveis entre Analógicas e Digitais são controladas pelo sistema.

2.6 *SEÇÃO DE TESTES DO GERADOR DE VAPOR - S2:*

A função básica desta seção de testes é transportar o calor do primário para o secundário, vaporizando o fluido de trabalho do circuito secundário. Esta seção foi projetada mantendo a semelhança com o Gerador de Vapor real, composto basicamente de uma região de evaporação e outra de separação do vapor. A região do evaporador consiste em um feixe de tubos em "U", onde o calor transportado pelo fluido primário, que esco internamente aos tubos, após deixar o aquecedor A4/A4R, é transferido ao fluido de trabalho do circuito secundário, o qual esco externamente ao feixe de tubos. O fluido primário a alta pressão e temperatura atinge a câmara inferior do Gerador de Vapor, penetra no feixe de tubos em "U" e retorna à esta mesma câmara, onde uma placa vertical a divide em região de entrada e saída do fluido primário. A seção de testes do Gerador de Vapor é mostrada esquematicamente na *Figura 2.2*.

Os tubos em "U", de 1/2" de diâmetro, são soldados a uma placa espessa (espelho), suportados em intervalos por grades horizontais, sem contudo obstruir o escoamento do fluido de trabalho. A água de alimentação, a uma temperatura em torno de 180 °C entra no Gerador de Vapor por um bocal (bocal C - ver *Figura 2.2*) na altura do topo do feixe de tubos em "U" e desce pelo canal anular de recirculação (downcomer) até o espelho de fixação dos tubos, fluindo em seguida no sentido ascendente através do feixe. A mistura líquido-vapor formada no evaporador esco internamente em seguida para o Separador de Vapor, cuja finalidade é remover o conteúdo de líquido. O vapor úmido deixa então o Gerador de Vapor com título mássico acima de 90 % nas condições nominais.

A água extraída no estágio de separação de vapor é recirculada no Gerador de Vapor através do canal anular de recirculação, onde mistura-se com a água de alimentação.

2.6.1 *Placa Reguladora de fluxo:*

A placa reguladora de fluxo mostrada esquematicamente na *Figura 2.3* tem a função de restringir o fluxo de água na recirculação através do downcomer e evaporador. No projeto termoidráulico do gerador de vapor é especificada uma vazão nominal para o downcomer na potência nominal do circuito, no entanto é difícil avaliar qual a constante de perda de carga que deve ter uma placa de restrição que provoque uma vazão especificada.

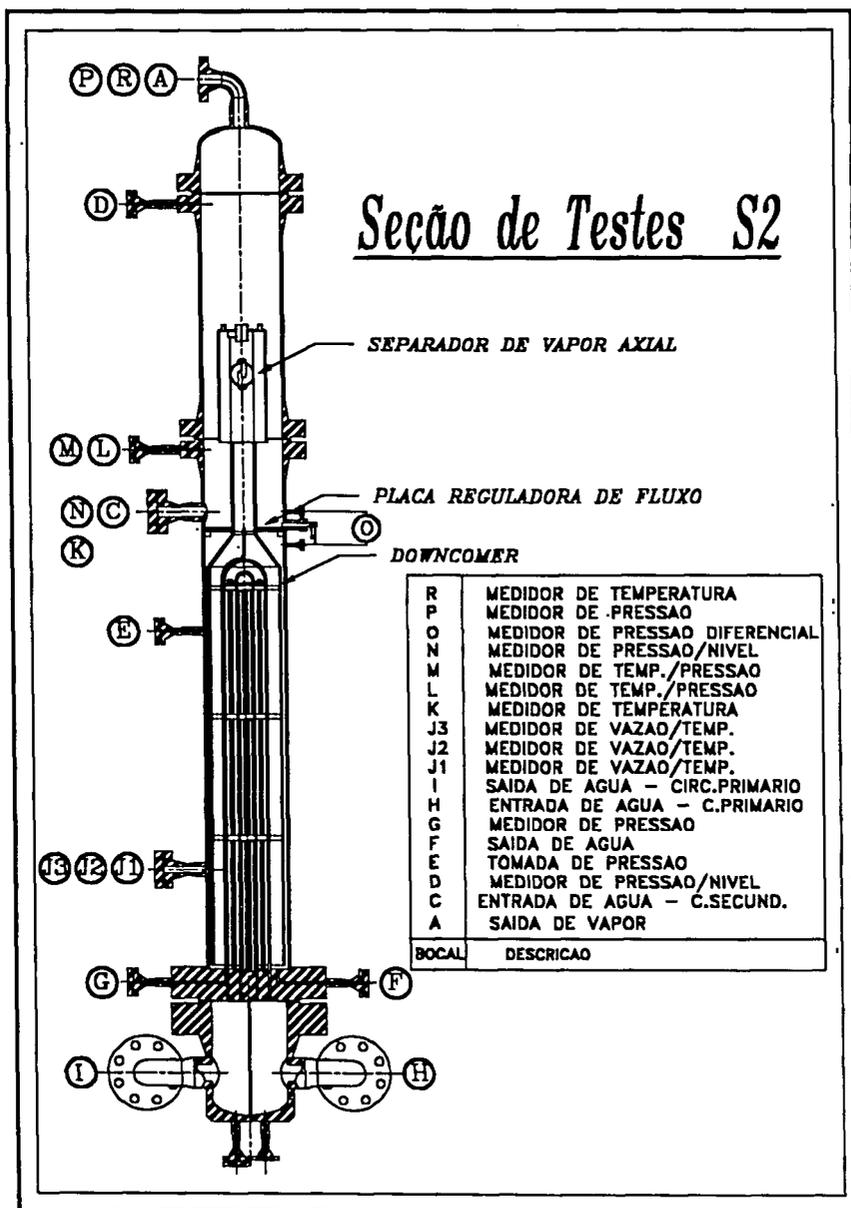


Figura 2.2 - Seção de testes do gerador de vapor

Na prática o que se faz é projetar uma placa reguladora de fluxo ajustável que possa na primeira operação do gerador variar sua constante de perda até que a vazão especificada seja atingida. No caso em particular da seção de teste do gerador de vapor do CTE-150 foram especificadas duas placas circulares idênticas com ranhuras de 1 mm de espessura intercaladas como é mostrado na *Figura 2.3*. A placa inferior é fixa no corpo do gerador de vapor enquanto a superior pode ser ajustada por meio de um dispositivo pinhão cremalheira como mostrado. Com isto as ranhuras entre as duas placas podem ser continuamente ajustadas entre as duas posições extremas: posição na qual as ranhuras estão coincidentes (perda de carga mínima) e a posição na qual as ranhuras estão totalmente defasadas (perda de carga máxima).

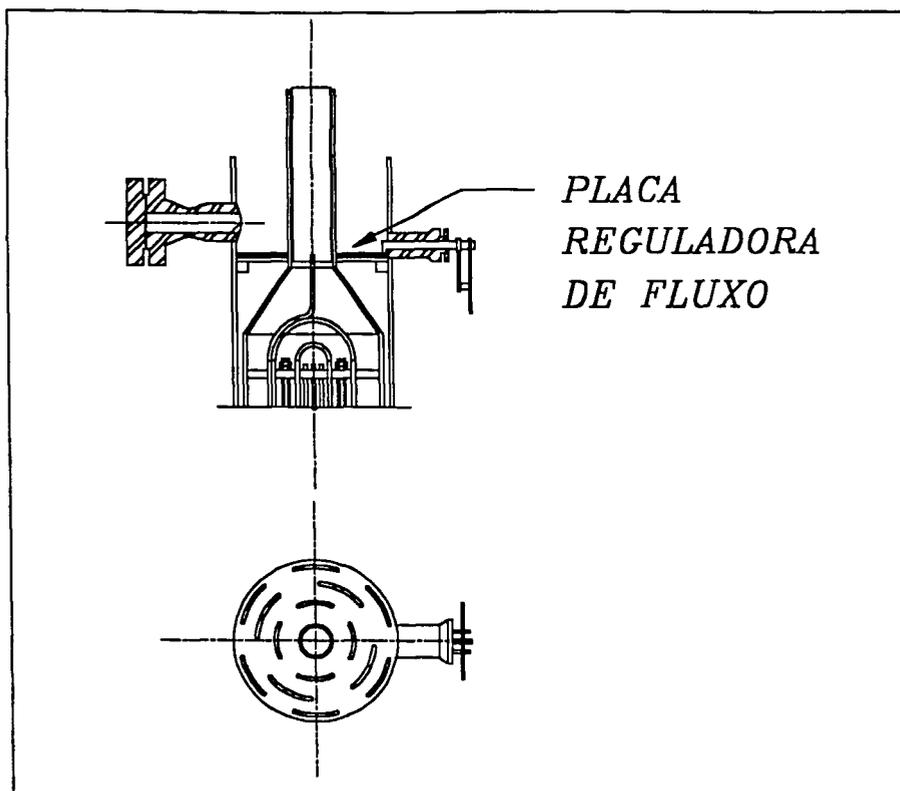


Figura 2.3 - Placa reguladora de fluxo

2.6.2 Separador de Vapor:

A função primária de um gerador de vapor de uma central nuclear é a produção de vapor saturado seco - "seco" é definido com uma mistura tolerável de umidade (0,25 % é definido como um valor de referência para manter a integridade das pás da turbina e alta eficiência do ciclo termodinâmico [25]). Visto que a qualidade média do vapor na saída do feixe de tubos do evaporador está tipicamente entre 25 % e 33 %, dispositivos mecânicos que removam o líquido da mistura bifásica são essenciais. Dispositivos mecânicos típicos são separadores de vapor centrífugos e secadores de vapor (dryer vanes). Complementando a capacidade de remoção de líquido destes dois dispositivos mecânicos, tem-se a separação natural (ou gravitacional), a qual ocorre acima dos separadores de vapor.

No entanto, a contribuição individual dos separadores de vapor, separação gravitacional e do secador de vapor na separação do líquido do vapor, ou seja na qualidade do vapor (medido na linha de vapor), não é bem conhecida.

Este trabalho tem como um de seus principais objetivos, iniciar um estudo específico para determinar a contribuição individual destes mecanismos de separação, através da determinação da resistência hidráulica do circuito de recirculação de água da seção de testes do gerador de vapor-S2 do CTE-150.

A *Figura 2.4* mostra um esquema de um separador de vapor centrífugo. A mistura de água e vapor, produzida no evaporador do gerador de vapor, escoia através do canal principal do separador centrífugo encontrando o rotor fixo (no caso estudado o ângulo das pás com a horizontal é 45°), o qual provocará um movimento de rotação da mistura decompondo a sua velocidade em axial e tangencial. A intensidade da rotação é inversamente proporcional ao ângulo das pás do rotor. Este processo faz com que o líquido, mais pesado, escoie para cima junto à parede do canal, e o vapor, mais leve, no espaço formado pelo vórtice sobre a superfície líquida.

O vapor sai por um orifício instalado em um canal anular concêntrico com o canal de separação (bocal axial), carregando gotículas de água, como pode ser visto na *Figura 2.4*.

O líquido escoando junto à parede do canal de separação, com movimento rotacional, é forçado a sair pelo downcomer ou bocal tangencial, os quais formam um circuito paralelo. O líquido, mais pesado, escoar preferencialmente pelo downcomer, o vapor por sua vez alcança o bocal tangencial carregando umidade. Expandindo em seguida no canal de alívio, onde parte da umidade se separa do vapor que escoar através dos orifícios de alívio, alcançando a saída do gerador de vapor.

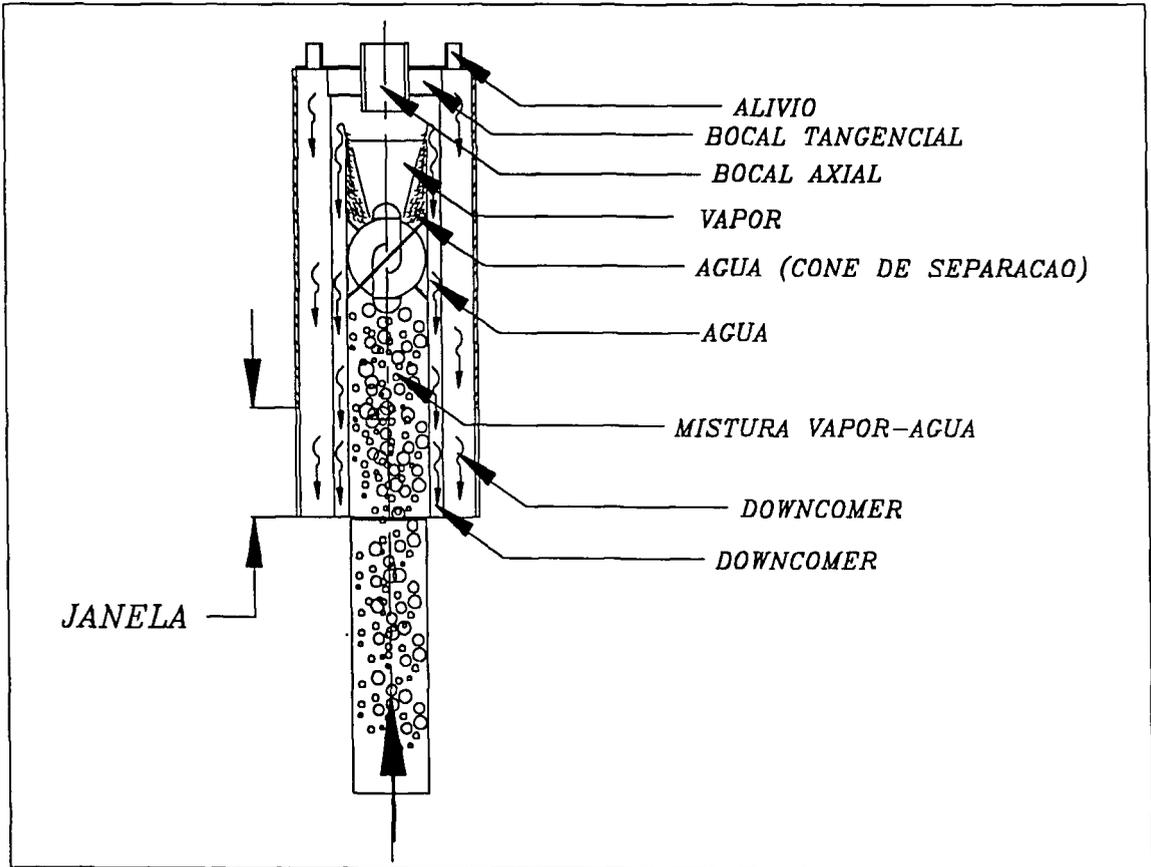


Figura 2.4 - Separador de Vapor centrífugo

CAPÍTULO III

3. DESENVOLVIMENTO DO MODELO FÍSICO-MATEMÁTICO:

3.1 INTRODUÇÃO:

O Modelo matemático foi desenvolvido separando o gerador de vapor em volumes de controle e resolvendo a Equação da quantidade de movimento para cada volume. A Figura 3.1 mostra esquematicamente a subdivisão do Gerador de Vapor em volumes de controle. O gerador de vapor é alimentado por água de processo subresfriada \dot{m}_{aa} proveniente da descarga da bomba de circulação do circuito secundário B2, escoando em seguida através do downcomer L_{dc} . Quando a água atinge a base do downcomer o escoamento sofre uma mudança de direção de 180° atingindo o feixe de tubos do evaporador L_{ev} . Neste ponto a água de processo é aquecida até atingir a saturação na posição L_{sr} , a partir da qual o escoamento se torna bifásico. A mistura é aquecida até atingir a saída do evaporador na cota L_{ev} , aumentando sensivelmente o título mássico ao longo deste trajeto ($\dot{m}_{ev} = \dot{m}_{dc}$).

A mistura bifásica ao sair do evaporador escoo através da seção convergente aumentando sua velocidade e em seguida atinge a entrada do Separador de Vapor. Neste o efeito rotacional provocado pelo rotor centrífugo faz com que o líquido, mais pesado, escoo junto à parede sendo forçado a retornar através do downcomer do separador até atingir o volume de água saturada mantido acima do bocal de alimentação L_N , e o vapor \dot{m}_v escoando no centro do ciclone formado atinge o bocal axial de saída, arrastando um pouco de umidade \dot{m}_l . A vazão de líquido saturado que recircula no separador, denotado por \dot{m}_r , se mistura com a vazão de água de alimentação \dot{m}_{aa} escoando em seguida pelo downcomer do gerador de vapor. A recirculação da água é provocada pela diferença de densidades entre o downcomer e evaporador.

3.2 MODELAGEM MATEMÁTICA:

A Equação da Quantidade de Movimento para um fluido incompressível com propriedades físicas constantes pode ser escrita da seguinte forma:

$$\rho \frac{D\bar{V}}{Dt} = \rho g - \nabla P + \mu \nabla^2 \bar{V} \quad (3.1)$$

Tomando um volume de controle, em regime estacionário para um escoamento unidimensional, podemos escrever:

$$\rho V_z \frac{\partial V_z}{\partial z} = \rho g - \frac{\partial P}{\partial z} + \mu \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2} \quad (3.2)$$

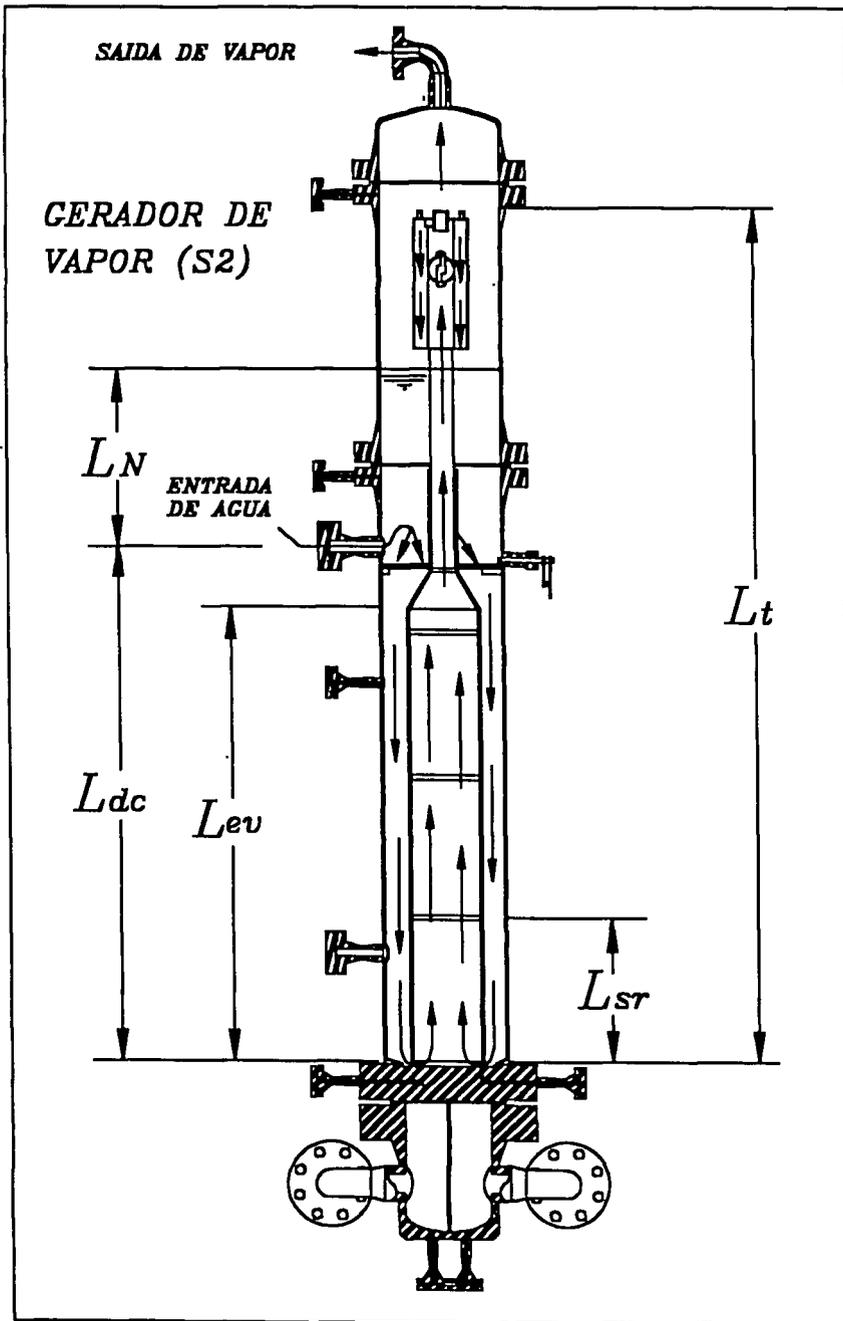


Figura 3.1- Volumes de Controle

Rearranjando a Equação (3.2) para o cálculo da queda de pressão ao longo do escoamento, podemos escrever:

$$\frac{\partial P}{\partial Z} = \mu \frac{\partial^2 V_z}{\partial Z^2} - \rho V_z \frac{\partial V_z}{\partial Z} + \rho g \quad (3.3)$$

A Equação (3.3) expressa a queda da pressão em um escoamento unidimensional, em regime estacionário, com propriedades físicas constantes. O primeiro termo representa o gradiente devido às forças viscosas ou gradiente de atrito (at); o segundo representa o gradiente convectivo ou perda por aceleração (ac) e o terceiro termo representa a parcela referente gradiente gravitacional (g).

Reescrevendo a Equação (3.3) de forma mais simplificada considerando um volume de controle qualquer do Gerador de Vapor, temos:

$$\left[\frac{dP}{dz} \right]_{\text{total}} = \left[\frac{dP}{dz} \right]_{\text{at}} + \left[\frac{dP}{dz} \right]_{\text{ac}} + \left[\frac{dP}{dz} \right]_{\text{g}} \quad (3.4)$$

Integrando a Equação (3.4) no volume de controle escolhido, ou seja, somando todas as componentes de cada termo, pode-se escrever:

$$[\Delta P_{\text{total}}]_{\text{v.c.}} = [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{v.c.}} + [\Delta P_{\text{ac}}]_{\text{v.c.}} + [\Delta P_{\text{g}}]_{\text{v.c.}} \quad (3.5)$$

O termo de *perda por atrito viscoso* possui duas componentes:

- (a) *perdas distribuídas;*
- (b) *perdas singulares.*

A perda por *aceleração* possui duas causas:

- (a) *variação da seção de escoamento*
- (b) *variação da densidade*

Estas duas causas provocam variação na velocidade de escoamento. Para a fase líquida que percorre um circuito fechado na recirculação, a perda por aceleração devido à variação na seção de escoamento é nula. A fase vapor não percorre um circuito fechado, porém a sua energia cinética na saída do gerador de vapor é desprezível.

Por outro lado a perda por aceleração devido à mudança de densidade não é desprezível no evaporador onde há variações consideráveis na densidade, porém é desprezível em todas as outras regiões do gerador.

O termo de *perda gravitacional* é na verdade a diferença de pressão induzida devido às diferenças de densidade entre o downcomer e o evaporador, responsável pelo movimento do fluido na recirculação. A integração deste termo ao longo de todo circuito de recirculação determina a diferença de pressão total gravitacional induzida conhecida como *driving pressure*.

3.2.1 Volumes de Controle do Gerador de Vapor estudado:

A Figura (3.1) mostra esquematicamente a subdivisão do Gerador de Vapor em volumes de controle. O volume de controle do downcomer é subdividido em duas partes, o trecho L_N acima da entrada da água onde o líquido está saturado e o trecho L_{dc} abaixo onde o líquido saturado se mistura com a água de alimentação. O volume de controle do evaporador se subdivide em trecho L_{sr} subresfriado onde a água ainda não atingiu a temperatura de saturação e o trecho $(L_{ev}-L_{sr})$ a partir da interface de saturação até o final do evaporador. E finalmente o trecho $(L_t - L_{ev})$ que consiste na região de saída do evaporador e separador de vapor.

Em seguida a Equação da Quantidade de Movimento será aplicada em cada volume de controle descrito acima.

(a) Downcomer (dc):

Aplicando a Equação (3.5) no volume de controle do Downcomer (dc) temos:

$$[\Delta P_{total}]_{dc} = [\Delta P_{at}]_{dc} + [\Delta P_{ac}]_{dc} + [\Delta P_g]_{dc}$$

Conforme discutido no item (3.2) o termo de perda por aceleração é desprezível no downcomer, assim a Equação acima pode ser reescrita:

$$[\Delta P_{total}]_{dc} = [\Delta P_{at}]_{dc} + [\Delta P_g]_{dc} \quad (3.6)$$

Conforme o esquema mostrado nas Figuras (3.2) e (3.3) o termo de *atrito* é composto pelas seguintes componentes:

$$[\Delta P_{at}]_{dc} = \Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3 + \Delta P_4 \quad (3.7)$$

Através do esquema mostrado na Figura (3.1) pode-se observar que o downcomer se subdivide em duas regiões, a coluna de água saturada que retorna do separador de vapor L_N e a coluna de água subresfriada após o bocal C (entrada da água de alimentação) até a base do downcomer L_{dc} . Assim o termo gravitacional será dado por:

$$[\Delta P_g]_{dc} = \rho_f g L_N + \rho_{dc} g L_{dc} \quad (3.8)$$

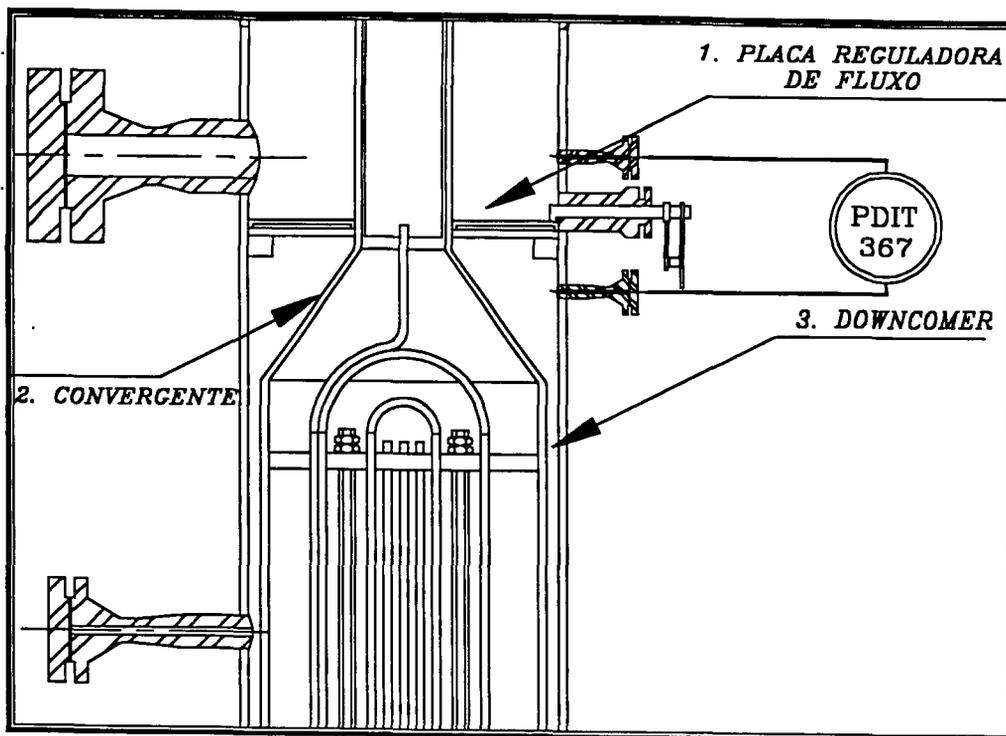


Figura 3.2 - Singularidades 1,2 e 3

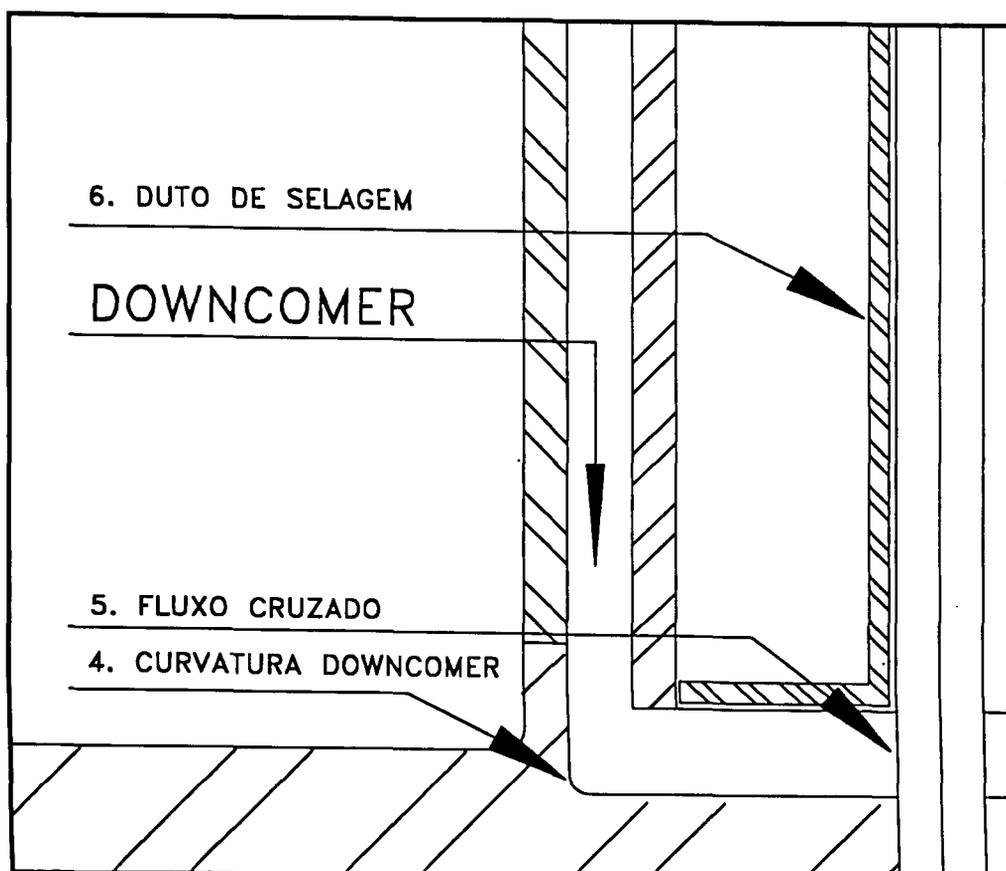


Figura 3.3 - Singularidades 4,5 e 6

(b) Evaporador - Trecho subresfriado (sr):

Aplicando a Equação (3.5) no volume de controle do Evaporador no trecho subresfriado :

$$[\Delta P_{\text{total}}]_{\text{sr}} = [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{sr}} + [\Delta P_{\text{ac}}]_{\text{sr}} + [\Delta P_{\text{g}}]_{\text{sr}}$$

Conforme discutido no item (3.2) o termo de perda por aceleração é desprezível neste trecho devido à variação da densidade ser pequena, assim a equação acima pode ser reescrita da seguinte forma:

$$[\Delta P_{\text{total}}]_{\text{sr}} = [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{sr}} + [\Delta P_{\text{g}}]_{\text{sr}} \quad (3.9)$$

Conforme o esquema mostrado nas Figuras (3.3) e (3.4) o *termo de atrito* é composto pelas seguintes componentes:

$$[\Delta P_{\text{at}}]_{\text{sr}} = \Delta P_5 + \Delta P_6 + \Delta P_7 + \Delta P_9 \quad (3.10)$$

Através do esquema mostrado na Figura (3.1) pode-se observar que a cota do trecho subresfriado é L_{sr} . Esta cota é uma função das condições de transferência de calor ao qual é submetido o evaporador. Desta forma a perda de carga na primeira grade só ocorrerá se a cota L_{sr} for maior que a cota da primeira grade, o mesmo valendo para as outras grades. Caso o escoamento monofásico não atinja nenhuma grade ou apenas uma, a perda de carga será calculada para o escoamento bifásico para as grades restantes.

O termo gravitacional será dado por:

$$[\Delta P_{\text{g}}]_{\text{sr}} = \rho_{\text{sr}} g L_{\text{sr}} \quad (3.11)$$

(c) Evaporador - Trecho saturado (ev):

Para o trecho saturado do evaporador a variação da densidade é representativa conforme discutido no item (3.2), desta forma o termo de perda por aceleração deve ser computado juntamente com os termos de atrito e gravitacional. Sendo assim a Equação (3.5) é apresentada da seguinte forma:

$$[\Delta P_{\text{total}}]_{\text{ev}} = [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{ev}} + [\Delta P_{\text{ac}}]_{\text{ev}} + [\Delta P_{\text{g}}]_{\text{ev}} \quad (3.12)$$

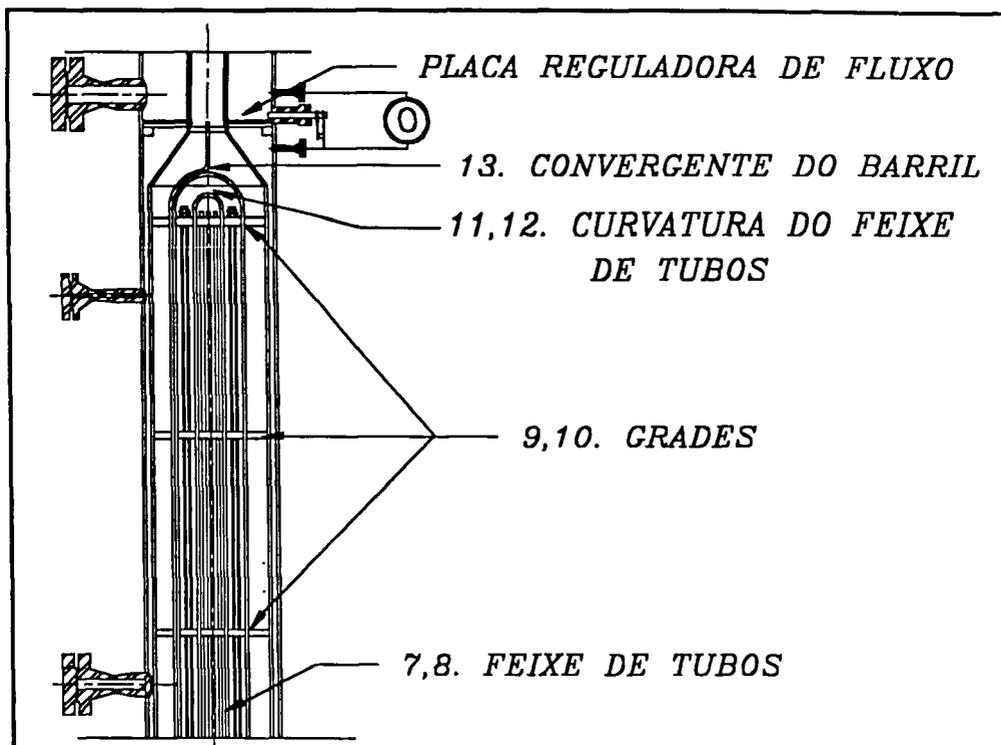


Figura 3.4 - Singularidades 7, 8,9,10,11,12 e 13

Conforme o esquema mostrado na Figura 3.4 o termo referente ao *atrito* no evaporador para o escoamento bifásico é composto pelas seguintes componentes:

$$[\Delta P_{at}]_{ev} = \Delta P_8 + \Delta P_{10} + \Delta P_{11} \quad (3.13)$$

O termo referente à *aceleração* é dado por:

$$[\Delta P_{ac}]_{ev} = \Delta P_{14} \quad (3.14)$$

Através do esquema mostrado na Figura (3.1) pode-se observar que a cota do trecho saturado ($L_{ev} - L_{sr}$) é função do valor que L_{sr} assumir. O termo da perda gravitacional é dado por:

$$[\Delta P_g]_{ev} = \overline{\rho}_{ev} g (L_{ev} - L_{sr}) \quad (3.15)$$

(d) Separador de Vapor:

Aplicando a Equação (3.5) no volume de controle definido da saída do evaporador até a saída do separador de vapor, temos:

$$[\Delta P_{total}]_{ev} = [\Delta P_{at}]_{ev} + [\Delta P_{ac}]_{ev} + [\Delta P_g]_{ev}$$

Da saída do evaporador até a saída do separador de vapor a densidade do escoamento bifásico é assumida constante, podendo o termo de perda por aceleração ser desprezado. Sendo assim a equação acima é apresentada da seguinte forma:

$$[\Delta P_{\text{total}}]_{\text{sv}} = [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{saída(ev)}} + \Delta P_{\text{SV}} \quad (3.16)$$

Devido à complexidade do escoamento no Separador de Vapor a componente de atrito ΔP_{SV} é obtida experimentalmente conforme será discutido na seção (3.5.15).

Conforme o esquema mostrado na Figura (3.4) o termo da perda por *atrito* no volume de controle do separador de vapor para o escoamento bifásico é composto pelas seguintes componentes:

$$[\Delta P_{\text{at}}]_{\text{sv}} = \sum_{i=12}^{13} \Delta P_i + \Delta P_{\text{SV}} \quad (3.17)$$

Através do esquema mostrado na Figura (3.1) pode-se observar que a cota do volume de controle é $(L_t - L_{\text{ev}})$, desta forma o termo de perda de carga gravitacional é dado por:

$$[\Delta P_g]_{\text{sv}} = \rho_{\text{sv}} g (L_t - L_{\text{ev}}) \quad (3.18)$$

Considerando o circuito fechado no qual a água recircula no gerador de vapor conforme mostrado no esquema da Figura (3.1), podemos escrever que a soma das diferenças de pressão é nula, sendo assim:

$$[\Delta P_{\text{total}}]_{\text{recirculação}} = [\Delta P]_{\text{dc}} + [\Delta P]_{\text{sr}} + [\Delta P]_{\text{ev}} + [\Delta P]_{\text{sv}} = 0 \quad (3.19)$$

Reescrevendo a Equação (3.19) substituindo as componentes de perda de carga de cada volume de controle, temos:

$$[\Delta P_{\text{at}}]_{\text{dc}} + [\Delta P_g]_{\text{dc}} + [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{sr}} + [\Delta P_g]_{\text{sr}} + [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{ev}} + [\Delta P_{\text{ac}}]_{\text{ev}} + [\Delta P_g]_{\text{ev}} + [\Delta P_{\text{at}}]_{\text{sv}} + [\Delta P_g]_{\text{sv}} = 0 \quad (3.20)$$

Vale salientar que este trabalho tem como objetivo verificar a validade desta equação para dois modelos de escoamento bifásico, são eles:

- (a) Modelo homogêneo.
- (b) Modelo de escoamento separado

Para uma melhor compreensão do significado da Equação (3.20), podemos agrupar de um lado da equação as perdas reversíveis e do outro as irreversíveis, obtendo a seguinte expressão:

$$[\Delta P_g]_{dc} - [\Delta P_g]_{sr} + [\Delta P_g]_{cv} + [\Delta P_g]_{sv} = [\Delta P_{at}]_{dc} + [\Delta P_{at}]_{sr} + [\Delta P_{at}]_{ev} + [\Delta P_{ac}]_{ev} + [\Delta P_{at}]_{sv} \quad (3.21)$$

Fisicamente esta Equação mostra que a diferença de pressão por gravidade, devido às diferenças de densidade entre o downcomer e o evaporador, é responsável pela recirculação da água. Em regime estacionário esta energia na forma de pressão é transformada em calor pelas perdas irreversíveis por atrito e aceleração.

Substituindo as Equação obtidas acima e isolando o nível de água no gerador de vapor temos:

$$L_N = \left\{ \left[\left(\Delta P_{pl} + \sum_{i=2}^{13} \Delta P_{at(i)} + \Delta P_{ac} + \Delta P_{sv} \right) / g \right] - \left[\rho_{dc} L_{dc} - \rho_{sr} L_{sr} - \overline{\rho_{ev}} (L_{ev} - L_{sr}) - \rho_{sv} (L_t - L_{ev}) \right] \right\} / \rho_f \quad (3.22)$$

onde,

ΔP_{pl} - perda de carga na placa reguladora de fluxo.

$\sum_{i=2}^{13} \Delta P_{at(i)}$ - somatório das perdas de carga por atrito singulares e distribuídas ao longo do circuito de recirculação.

ΔP_{ac} - perda de carga por aceleração no evaporador.

ΔP_{sv} - perda de carga total no separador de vapor.

ρ_{dc} , ρ_{sr} , $\overline{\rho_{ev}}$, ρ_{sv} e ρ_f - densidades nos volumes de controle.

3.2.2 Equação da Continuidade:

Na Figura (3.5) é mostrado esquematicamente o circuito de recirculação da água no interior do gerador de vapor em regime estacionário.

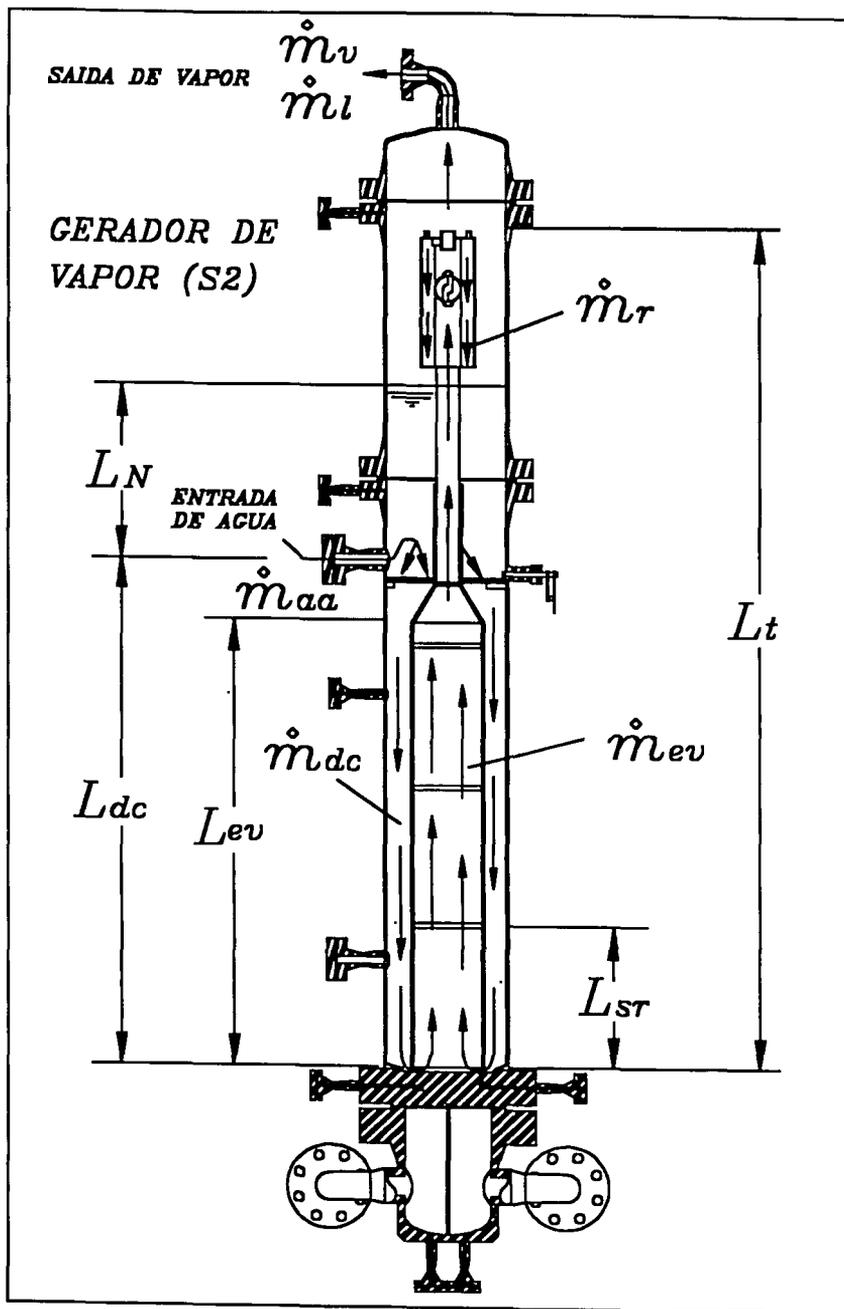


Figura 3.5 - Circuito de recirculação de água no Gerador de Vapor

Desta Figura podemos escrever as seguintes Equação da conservação da massa:

$$\dot{m}_{dc} = \dot{m}_r + \dot{m}_{aa} \quad (3.23)$$

$$\dot{m}_{dc} = \dot{m}_{ev}$$

$$\dot{m}_{ev} = \dot{m}_r + \dot{m}_v + \dot{m}_l \quad (3.24)$$

Collier [12] apresenta a equação diferencial da quantidade de movimento para o modelo homogêneo obtida para as seguintes hipóteses:

- (a) a compressibilidade da fase vapor é desprezível
- (b) escoamento unidimensional ascendente
- (c) estado estacionário

(d) a densidade do fluido homogêneo é dada por: $\bar{\rho} = \frac{1}{[xv_g + (1-x)v_f]}$

Com estas hipóteses é possível obter a seguinte expressão:

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right) = \frac{f_{TP}}{D_h} \frac{G^2}{2\rho_f} \left[1 + x \left(\frac{v_{fg}}{v_f}\right)\right] + G^2 v_f \left(\frac{v_{fg}}{v_f}\right) \frac{dx}{dz} + \frac{g}{[v_g x_z + v_f(1-x_z)]}$$

Considerando o volume de controle como sendo o evaporador de um gerador de vapor de comprimento L e assumindo as seguintes hipóteses:

- (a) $z = 0 \Rightarrow x = 0; z = L \Rightarrow x = x_s$
- (b) x varia linearmente com z , ou seja, $\frac{dx}{dz} = \text{constante}$ (ver figura 3.6)
- (c) os termos $\left(\frac{v_{fg}}{v_f}\right)$ e o fator de atrito f_{TP} permanecem constantes ao longo do comprimento do evaporador
- (d) a viscosidade média do fluido homogêneo $\bar{\mu}$ é dada pela correlação de McAdams [14] :

$$\frac{1}{\bar{\mu}} = \frac{x}{\mu_g} + \frac{(1-x)}{\mu_f}$$

Logo obtemos a seguinte expressão:

$$\Delta P_H = f_{i0} \frac{L}{D_h} \frac{G^2}{2\rho_f} \left[1 + \frac{x_s}{2} \left(\frac{v_{fg}}{v_f}\right)\right] + G^2 v_f \left(\frac{v_{fg}}{v_f}\right) x_s + \frac{Lg}{x_s} \int_0^{x_s} \frac{1}{[v_g x_z + v_f(1-x_z)]} dx \quad (3.28)$$

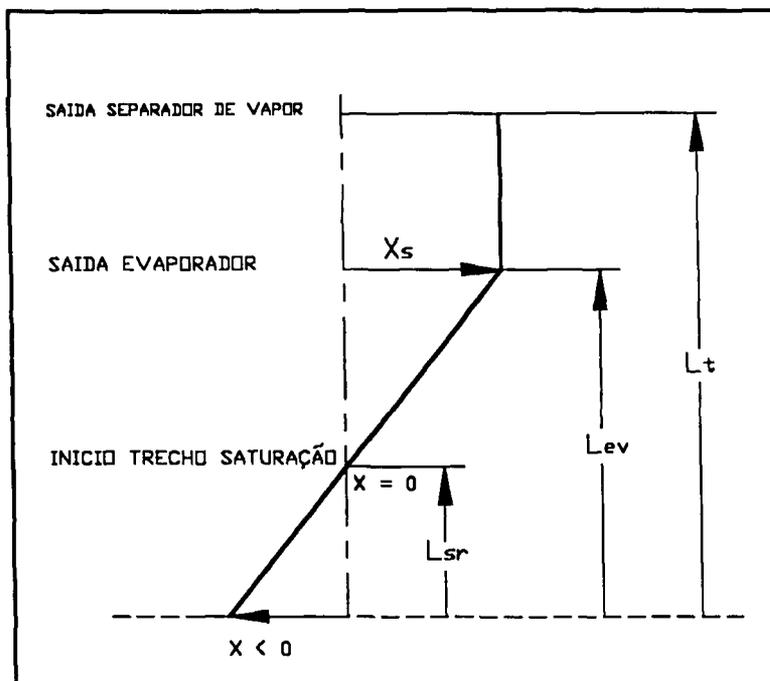


Figura 3.6 - Variação do título no Gerador de Vapor

(a) Perda de carga por atrito :

Do primeiro termo da Equação (3.28) pode-se obter a perda de carga por atrito distribuída no escoamento paralelo aos tubos do evaporador :

$$\Delta P_{ev} = f_{fo} \frac{L}{D_h} \frac{G^2}{2\rho_f} \left[1 + \frac{x_s}{2} \left(\frac{v_{fg}}{v_f} \right) \right] \quad (3.29)$$

O termo de perda de pressão por atrito mostrado na equação acima considera apenas a perda distribuída ao longo do evaporador . As perdas *localizadas* devido aos obstáculos presentes no evaporador devem ser calculadas separadamente. No modelo homogêneo as velocidades das fases são assumidas iguais. Desta forma pode-se escrever:

$$V_f = V_g = [xv_g + (1-x)v_f]G \quad (3.30)$$

e

$$\rho_{ev} = \frac{1}{[xv_g + (1-x)v_f]} \quad (3.31)$$

A expressão geral de perda de carga localizada é expressa por:

$$\Delta P = K \cdot \rho \frac{V^2}{2} \quad (3.32)$$

Substituindo as Equações (3.30) e (3.31) em (3.32) temos:

$$\Delta P_H = K \frac{G^2}{2} [xv_g + (1-x)v_f] \quad (3.33)$$

(b) Perda de carga por aceleração :

Do segundo termo da Equação (3.28) pode-se obter a perda de carga por aceleração no escoamento paralelo aos tubos do evaporador :

$$\Delta P_{ac} = G^2 v_f \left(\frac{v_{fg}}{v_f} \right) x_s \quad (3.34)$$

(c) Perda de carga gravitacional :

Das Equação (3.15), (3.18) e (3.28) pode-se concluir que a perda gravitacional no evaporador e separador de vapor são respectivamente:

$$[\Delta P_g]_{ev} = \frac{(L_{ev} - L_{sv})g}{x_s} \int_0^{x_s} \frac{1}{[v_g x_z + v_f(1-x_z)]} dx \quad (3.35)$$

$$[\Delta P_g]_{sv} = (L_t - L_{ev})g \left[\frac{1}{v_g x_s + v_f(1-x_s)} \right] \quad (3.36)$$

Destas Equação podemos concluir que as expressões para a densidade média no evaporador e separador são:

$$\overline{\rho}_{ev} = \frac{1}{x_s} \int_0^{x_s} \left[\frac{1}{v_g x_z + v_f(1-x_z)} \right] dx \quad (3.37)$$

$$\overline{\rho}_{sv} = \frac{1}{[v_g x_s + v_f(1-x_s)]} \quad (3.38)$$

3.4 MODELO DE ESCOAMENTO SEPARADO:

O modelo de escoamento separado considera as fases da mistura bifásica segregadas artificialmente em dois fluxos; um de líquido e um de vapor. Na forma mais simples deste modelo, cada fase escoava com uma velocidade média. Para o caso em que as velocidades médias são iguais, o modelo se reduz ao modelo homogêneo. As premissas básicas no qual está baseado o modelo de escoamento separado são :

- (a) velocidades constantes, mas não necessariamente iguais, para as fases vapor e líquido;
- (b) equilíbrio termodinâmico entre as duas fases.

Collier [12] apresenta a equação diferencial da quantidade de movimento para o modelo de escoamento separado obtida para as seguintes hipóteses:

- (a) a compressibilidade da fase vapor é desprezível ao longo do escoamento
- (b) escoamento unidimensional ascendente
- (c) estado estacionário
- (d) as velocidades da fase vapor e líquido são dadas respectivamente por:

$$V_g = \frac{Gx}{\rho_g \alpha} \text{ e } V_f = \frac{G(1-x)}{\rho_f(1-\alpha)} \quad (3.39)$$

Com estas hipóteses é possível obter a seguinte expressão:

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_{ES} = f_{fo} \frac{L}{D_h} \frac{G^2}{2\rho_f} \phi_{fo}^2 + G^2 \frac{dx}{dz} \left[\left\{ \frac{2xv_g}{\alpha} - \frac{2(1-x)v_f}{(1-\alpha)} \right\} + \frac{d\alpha}{dx} \left\{ \frac{(1-x)^2 v_f}{(1-\alpha)^2} - \frac{x^2 v_g}{\alpha^2} \right\} \right] + g[\rho_g \alpha + \rho_f(1-\alpha)] \quad (3.40)$$

Para a região do evaporador de comprimento L de um Gerador de Vapor a expressão para a perda de pressão para o escoamento bifásico, conforme **Collier** [12], e assumindo as seguintes hipóteses:

- (a) $z = 0 \Rightarrow x = 0; z = L \Rightarrow x = x_s$
- (b) x varia linearmente com z , ou seja, $\frac{dx}{dz} = \text{constante}$ (ver figura 3.6)
- (c) os termos $\left(\frac{v_{fg}}{v_f}\right)$ e o fator de atrito f_{TP} permanecem constantes ao longo do comprimento do evaporador

Logo temos:

$$\Delta P_{ES} = f_{fo} \frac{L}{D_h} \frac{G^2}{2\rho_f} \left[\frac{1}{x_s} \int_0^{x_s} \phi_{fo}^2 dx \right] + G^2 \left[\frac{x_s^2}{\alpha_s} v_g + \frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)^2} v_f - v_f \right] + \frac{Lg}{x_s} \int_0^{x_s} [\rho_g \alpha_z + \rho_f (1-\alpha_z)] dx \quad (3.41)$$

(a) Perda de carga por atrito :

A expressão para Perda de carga distribuída por atrito da Equação (3.41) apresenta o *multiplicador de atrito bifásico* ϕ_{fo}^2 , o qual será calculado pela correlação de *Martinelli-Nelson* dada pela seguinte Equação:

$$\Delta P_{ev} = \bar{B} \cdot f_{fo} \frac{L_{ev}}{Dh_{ev}} \frac{G_{ev}^2}{2\rho_f} \quad (3.42)$$

onde,

$$\bar{B} = 1,0 + 1,2F \left(\frac{v_g}{v_f} \right) (x_b)^{0,824} \quad (3.43)$$

Por comparação com a Equação (3.41) podemos concluir:

$$\bar{B} = \left[\frac{1}{x_s} \int_0^{x_s} \phi_{fo}^2 dx \right]$$

O termo de perda de pressão por atrito mostrado na Equação (3.42) considera apenas a perda distribuída ao longo do evaporador. As perdas *localizadas* devido aos obstáculos presentes no evaporador devem ser calculadas separadamente. No modelo de escoamento separado a velocidade de cada fase pode ser determinada através das Equações (3.39).

A expressão geral de perda de carga localizada é expressa por:

$$\Delta P = K \cdot \rho \frac{V^2}{2} \quad (3.44)$$

Substituindo as Equações (3.39) em (3.44) temos:

$$\Delta P_{ES} = K \frac{G^2}{2} \left[\frac{(1-x)^2}{\rho_f (1-\alpha)^2} + \frac{x^2}{\rho_g \alpha^2} \right] \quad (3.45)$$

(b) Perda de carga por aceleração :

O segundo termo da Equação (3.41) expressa a perda por aceleração:

$$\Delta P_{ac} = G^2 \left[\frac{x_s^2}{\alpha_s} v_g + \frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)^2} v_f - v_f \right] \quad (3.46)$$

(c) Perda de carga gravitacional :

Das Equações (3.15), (3.18) e (3.41) pode-se concluir que a perda por gravidade no evaporador e separador de vapor são respectivamente:

$$[\Delta P_g]_{ev} = \frac{(L_{ev} - L_{sv})g}{x_s} \int_0^{x_s} [\rho_g \alpha_z + \rho_f (1 - \alpha_z)] dx \quad (3.47)$$

$$[\Delta P_g]_{sv} = (L_t - L_{ev})g[\rho_g \alpha_s + \rho_f (1 - \alpha_s)] \quad (3.48)$$

Destas Equações podemos concluir que as expressões para a densidade são:

$$\bar{\rho}_{ev} = \frac{1}{x_s} \int_0^{x_s} [\rho_g \alpha_z + \rho_f (1 - \alpha_z)] dx \quad (3.49)$$

$$\rho_{sv} = [\rho_g \alpha_s + \rho_f (1 - \alpha_s)] \quad (3.50)$$

Para o cálculo da *fração de vazio* no evaporador e separador de vapor é necessário avaliar a razão de escorregamento (S). A correlação fornecida por *Smith* [22] foi adotada neste trabalho, a qual é dada por:

$$S = 0,4 + 0,6 \left(\frac{0,4 + x(v_g / v_f - 0,4)}{0,4 + 0,6x} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.51)$$

Desta forma pode-se calcular a fração de vazio através da seguinte correlação:

$$\alpha = \frac{xv_g}{S(1-x)v_f + xv_g} \quad (3.52)$$

3.5 CORRELAÇÕES DE PERDA DE CARGA:

3.5.1 Perda de carga na placa reguladora de fluxo:

A expressão para a perda de carga na placa reguladora de fluxo é dada por:

$$\Delta P_1 = K_1 \frac{G_1^2}{2\rho_1} \quad (3.53)$$

onde,

$K_1 = K_{p1}$ - obtido experimentalmente (ver capítulo 5)

$$G_1 = \frac{\dot{m}_{dc}}{A_1} \quad (3.54)$$

3.5.2 Perda de carga no convergente do downcomer:

Conforme Figura (3.2) tem-se simultaneamente perda por atrito no escoamento anular e perda devido à contração do fluxo, sabe-se porém que a perda por atrito é desprezível comparado com a perda da contração. Desta forma despreza-se o termo de atrito. No diagrama (4.9), de *Idelchik* [11] pode-se obter a constante de perda de carga em função da razão entre as áreas dada por:

$$K_2 = 0.5 \left(1 - \frac{A_3}{A_2} \right)^{3/4} \quad (3.55)$$

A velocidade mássica através do downcomer, a qual é utilizada para o cálculo, é dada por:

$$G_2 = \frac{\dot{m}_{dc}}{A_3} \quad (3.56)$$

Desta forma a expressão utilizada para o cálculo da perda de carga é dada por:

$$\Delta P_2 = K_2 \frac{G_2^2}{2\rho_2} \quad (3.57)$$

3.5.3 Perda de Carga por atrito no Downcomer:

A constante de perda de carga por atrito no canal anular do downcomer, conforme **Idelchik** [11] (diagrama 2-7), é dada por:

$$K_3 = K_{non-c} f_3 \frac{L_3}{D_{h3}} \quad (3.58)$$

Conforme **Idelchik** [11] o valor de K_{non-c} é 1.06 para $10^4 \geq Re_3 \leq 10^7$.

O fator de atrito é dado pela aproximação de Blasius, conforme **Idelchik** [11]:

$$Re_3 < 2400 \rightarrow f = \frac{64}{Re_3} \quad (3.59)$$

$$Re_3 \geq 2400 \rightarrow f = 0,316 Re_3^{-0,25} \quad (3.60)$$

A velocidade mássica através do downcomer é dada pela Equação (3.56). Desta forma a expressão utilizada para o cálculo da perda de carga é dada por:

$$\Delta P_3 = K_3 \frac{G_3^2}{2\rho_3} \quad (3.61)$$

3.5.4 Perda de Carga na curva da base do downcomer:

Através do diagrama (11-13), **Idelchik** [11], a constante de perda de carga, para uma curva de 90°, é dada como uma função da razão entre as alturas das seções transversais e da razão entre o raio de curvatura e a altura da seção transversal do downcomer:

$$K_4 = f\left(b_3, b_4, \frac{r}{b_3}\right) \quad (3.62)$$

onde,

b_3 - altura da seção transversal do downcomer;

b_4 - altura da seção transversal de entrada no evaporador;

r - raio de curvatura.

A constante de perda de carga é obtida do gráfico (b) do diagrama (11-13).

A velocidade mássica através do downcomer, a qual é tomada como referência para cálculo conforme Equação (3.52). Desta forma a expressão utilizada para o cálculo da perda de carga é dada por:

$$\Delta P_4 = K_4 \frac{G_3^2}{2\rho_4} \quad (3.63)$$

3.5.5 Perda de Carga no fluxo cruzado na base do evaporador:

Conforme **Idelchik** [11] a expressão para a perda de carga para o fluxo perpendicular a um feixe de tubos é dada por:

$$\Delta P_5 = 2f_5 N \frac{G_{\text{máx}}^2}{\rho_5} \quad (3.64)$$

onde,

$G_{\text{máx}}$ - fluxo mássico calculado pela área mínima entre a fileira de tubos:

$$G_{\text{máx}} = \frac{\dot{m}_{dc}}{A_{\text{mín}}}$$

N - número de fileiras;

f_s - fator de atrito equivalente expresso por:

$$f_s = \left\{ 0,25 + \frac{0,118}{\left[\frac{(S_n - d)}{d} \right]^{1,08}} \right\} Re_{m\acute{a}x}^{-0,16} \quad (3.65)$$

onde,

$Re_{m\acute{a}x}$ - número de Reynolds calculado para a área mínima.

3.5.6 Perda de carga na mudança de área no duto de selagem:

O feixe de tubos possui um duto de selagem em seu perímetro provocando uma contração brusca na área de escoamento da água. Assim a constante de perda de carga deve ser calculada como :

$$K_6 = 0,5 \left(1 - \frac{A_7}{A_6} \right)^{3/4} \quad (3.66)$$

dada por: A velocidade mássica através do downcomer, a qual é utilizada para o cálculo, é

$$G_6 = \frac{\dot{m}_{ev}}{A_7} \quad (3.67)$$

Desta forma a expressão utilizada para o cálculo da perda de carga é dada por:

$$\Delta P_6 = K_6 \frac{G_6^2}{2\rho_6} \quad (3.68)$$

3.5.7 Perda de carga no escoamento paralelo ao feixe de tubos para o regime monofásico:

A constante de perda de carga por atrito no escoamento da água através do feixe de tubos, conforme **Idelchik** [11], (diagrama 2-9), é dada por:

$$K_7 = K_{\text{bun}7} f_7 \frac{L_7}{D_{h7}} \quad (3.69)$$

onde,

$K_{\text{bun}7}$ - fator de correção para seção não circular;

f_7 - fator de atrito;

Conforme **Idelchik** [11] o valor de $K_{\text{bun}7}$ é dado por:

$$\text{Re}_3 \leq 2000 \Rightarrow K_{\text{bun}7} = 0,89 \frac{S}{d} + 0,63$$

$$\text{Re}_3 > 2000 \Rightarrow K_{\text{bun}7} = 1,0$$

O fator de atrito f_7 é dado pelas Equações (3.59) e (3.60).

Desta forma a expressão utilizada para o cálculo da perda de carga é dada por:

$$\Delta P_7 = K_7 \frac{G_7^2}{2\rho_7} \quad (3.70)$$

onde,

$\rho_7 = \frac{(\rho_3 + \rho_{\text{sat}})}{2}$ - densidade da água no trecho subresfriado como sendo a média da densidade do trecho do downcomer e saturada;

3.5.8 Perda de carga no escoamento paralelo ao feixe de tubos para o regime bifásico:

3.5.8.1 Escoamento Homogêneo:

A correlação para a Perda de Carga distribuída do escoamento bifásico paralelo ao feixe de tubos é dada pela Equação (3.29):

$$\Delta P_8 = f_{f0} \frac{(L_{ev} - L_{sr}) G_{ev}^2}{D_{hev} 2\rho_f} \left[1 + \frac{x_s}{2} \left(\frac{v_{fg}}{v_f} \right) \right] \quad (3.71)$$

onde,

$(L_{ev} - L_{sr})$ - comprimento do evaporador a partir da interface de saturação

f_{f0} - fator de atrito calculado considerando o escoamento como sendo somente água saturada, dado pelas Equações (3.59) e (3.60) e viscosidade homogênea calculada através da Equação de *McAdams* apresentada no item (3.3), reescrevendo:

$$\frac{1}{\mu} = \frac{x}{\mu_g} + \frac{(1-x)}{\mu_f} \quad (3.72)$$

sendo x o título mássico médio no evaporador $\bar{x} = \frac{x_s}{2}$

3.5.8.2 Escoamento Separado:

A correlação para a Perda de Carga distribuída do escoamento bifásico paralelo ao feixe de tubos é dada pela Equação (3.42), onde o *multiplicador de atrito bifásico* ϕ_{f0}^2 é baseado na correlação de *Martinelli-Nelson*, reescrevendo:

$$\Delta P_8 = \bar{B} \cdot f_{f0} \frac{L_{ev} G_{ev}^2}{D_{hev} 2\rho_f} \quad (3.73)$$

onde,

$$\bar{B} = 1,0 + 1,2F \left(\frac{v_g}{v_f} \right) (x_b^{0,824})$$

f_{f0} - é dado pelas Equação (3.55) e (3.56)

\bar{B} - fator bifásico de atrito de *Martinelli-Nelson*, que segundo *Delhaye* [6] pode ser correlacionado da seguinte forma:

$$G_8 \leq 950 \frac{\text{Kg}}{\text{m}^2\text{s}}$$

$$F = 1,36 + 7,2519 \times 10^{-3} P + (7,37338 \times 10^{-5} - 7,635661 \times 10^{-6} P) G_8$$

e

$$G_8 \geq 950 \frac{\text{Kg}}{\text{m}^2\text{s}}$$

$$F = 1,26 + 5,80152 \times 10^{-3} P + \frac{(1,613914 \times 10^2 + 5,507737 P)}{G_8}$$

P = pressão em [10^5 Pa].

G_8 - Velocidade mássica no evaporador $\left[\frac{\text{Kg}}{\text{m}^2\text{s}} \right]$

3.5.9 Perda de Carga nas grades espaçadoras para o escoamento monofásico:

No evaporador da Seção de Testes do Gerador de Vapor modelado existem três grades espaçadoras com a função de aumentar a rigidez do feixe de tubos. Nestas regiões ocorrem perdas de carga *localizadas* e como o comprimento das grades, ao longo do escoamento, é pequeno (19 mm) pode-se desprezar as perdas distribuídas por atrito. No entanto deve-se avaliar qual é a cota na qual ocorre a saturação da água no evaporador, para que se possa determinar o tipo de escoamento através das grades. Sendo assim caso a saturação ocorra após a primeira grade deve-se modelar a perda para um escoamento monofásico.

Do diagrama 3-13 da *Idelchik* [11] obtém-se a seguinte correlação da Constante de Perda de Carga para as grades espaçadoras para $Re_9 \geq 10^4$ e desprezando-se a perda distribuída por atrito:

$$K_9 = \frac{\sigma}{(A_9 / A_6)^2}$$

onde,

$$\sigma = 0,5 + \left(1 - \frac{A_9}{A_6} \right)^2$$

(3.74)

Desta forma a expressão utilizada para o cálculo da perda de carga é dada por:

$$\Delta P_9 = K_9 \frac{G_9^2}{2\rho_9} \quad (3.75)$$

3.5.10 Perda de Carga nas grades espaçadoras para o escoamento bifásico:

3.5.10.1 Escoamento Homogêneo:

A expressão para o cálculo da perda de carga localizada para o escoamento homogêneo é dada pela Equação (3.33), reescrevendo para as grades espaçadoras:

$$\Delta P_{10} = K_{10} \frac{G_{10}^2}{2} [x_z v_g + (1 - x_z) v_f] \quad (3.76)$$

O cálculo do título mássico x_z da Equação acima é executado para três cotas, se o início da saturação ocorrer antes da primeira grade espaçadora. Caso a saturação ocorra após a posição da primeira grade, a perda de carga será calculada para um escoamento monofásico e as duas grades subseqüentes serão modeladas para escoamento bifásico. O código computacional GEVAP2.FOR descrito neste capítulo, será utilizado para se determinar a cota de saturação da água no evaporador. No início deste tópico uma das hipóteses adotadas é que o título mássico varia linearmente ao longo do evaporador conforme ilustrado na Figura (3.7). Desta forma o título mássico pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$x(z) = \left[\frac{(z - L_{sr})}{(L_{ev} - L_{sr})} \right] x_s \quad (3.77)$$

3.5.10.2 Escoamento Separado:

A expressão para o cálculo da perda de carga localizada para o *escoamento separado* é dada pela Equação (3.45), reescrevendo para as grades espaçadoras:

$$\Delta P_{10} = K_{10} \frac{G_{10}^2}{2} \left[\frac{(1 - x_z)^2}{\rho_f (1 - \alpha_z)^2} + \frac{x_z^2}{\rho_g \alpha_z^2} \right] \quad (3.78)$$

3.5.11 Perda de Carga na curvatura do feixe de tubos:

3.5.11.1 Escoamento Homogêneo:

Reescrevendo a Equação (3.33) para a curvatura do feixe de tubos:

$$\Delta P_{11} = K_{11} \frac{G_{11}^2}{2} [x_s v_g + (1 - x_s) v_f] \quad (3.79)$$

onde,

K_{11} - conforme **Idelchik** [11] a constante de perda de carga para um escoamento perpendicular a um feixe de tubos pode ser expressa por:

$$K_{11} = 4f_{11}N \quad (3.80)$$

onde,

f_{11} - é calculado pela Equação (3.65)

$Re_{11 \text{ máx}}$ - número de Reynolds calculado para a área mínima (área de escoamento entre os tubos de uma fileira A_{11}).

N - número de fileiras de tubos

3.5.11.2 Escoamento Separado:

Reescrevendo a Equação (3.45) para a curvatura do feixe de tubos:

$$\Delta P_{11} = K_{11} \frac{G_{11}^2}{2} \left[\frac{(1 - x_s)^2}{\rho_f (1 - \alpha_s)^2} + \frac{x_s^2}{\rho_g \alpha_s^2} \right] \quad (3.81)$$

3.5.12 Perda de Carga na expansão de área na saída do feixe de tubos:

3.5.12.1 Escoamento Homogêneo:

Reescrevendo a Equação (3.33) para a expansão brusca na saída do feixe de tubos:

$$\Delta P_{12} = K_{12} \frac{G_{12}^2}{2} [x_s v_g + (1 - x_s) v_f] \quad (3.82)$$

onde,

K_{12} - No diagrama 4.9, **Idelchik** [11], pode-se obter a constante de perda de carga em função da razão entre as áreas dada por:

$$K_{12} = \left(1 - \frac{A_8}{A_{12}}\right)^2 \quad (3.83)$$

3.5.12.2 Escoamento Separado:

Reescrevendo a Equação (3.45) para a expansão na saída do feixe de tubos do evaporador:

$$\Delta P_{12} = K_{12} \frac{G_{12}^2}{2} \left[\frac{(1 - x_s)^2}{\rho_f (1 - \alpha_s)^2} + \frac{x_s^2}{\rho_g \alpha_s^2} \right] \quad (3.84)$$

3.5.13 Perda de Carga no convergente do barril:

3.5.13.1 Escoamento Homogêneo:

Reescrevendo a Equação (3.33) para o convergente do barril:

$$\Delta P_{13} = K_{13} \frac{G_{13}^2}{2} [x_s v_g + (1 - x_s) v_f] \quad (3.85)$$

K_{13} - Através do diagrama 5-22 gráfico (a), **Idelchik** [11], a constante de perda de carga é função da razão entre as áreas de escoamento do barril (A_{12}) e duto de saída do separador de vapor (A_{13}) e também do ângulo formado pelo convergente (α_{conv}) ou seja:

$$K_{13} = f\left(\frac{A_{13}}{A_{12}}, \alpha_{conv}\right) \quad (3.86)$$

3.5.13.2 Escoamento Separado:

A expressão para o cálculo da perda de carga localizada para o *escoamento separado* é dada pela Equação 3.45, reescrevendo para o convergente do barril:

$$\Delta P_{13} = K_{13} \frac{G_{13}^2}{2} \left[\frac{(1-x_s)^2}{\rho_f(1-\alpha_s)^2} + \frac{x_s^2}{\rho_g\alpha_s^2} \right] \quad (3.87)$$

3.5.14 Perda de Carga por aceleração no evaporador:

3.5.14.1 Escoamento Homogêneo:

(3.34): A perda de carga por aceleração para o escoamento é dada pela Equação

$$\Delta P_{ac} = G^2 v_f \left(\frac{v_{fg}}{v_f} \right) x_s$$

onde,

$v_{fg} = v_g - v_f$ diferença de volume específico do vapor e água saturada

Reescrevendo a Equação acima para a perda por aceleração no evaporador:

$$\Delta P_{14} = G_{14}^2 v_f \left(\frac{v_{fg}}{v_f} \right) x_s \quad (3.88)$$

3.5.14.2 Escoamento Separado:

A expressão para a perda de carga por aceleração para o escoamento separado é dada pela Equação (3.46) dada por:

$$\Delta P_{ac} = G^2 \left[\frac{x_s^2}{\alpha_s} v_g + \frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)^2} v_f - v_f \right]$$

Reescrevendo a Equação acima para a perda por aceleração no evaporador:

$$\Delta P_{14} = G_{14}^2 \left[\frac{x_s^2}{\alpha_s} v_g + \frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)^2} v_f - v_f \right] \quad (3.89)$$

3.5.15 Cálculo da Perda de Carga para o Separador de Vapor:

Conforme Figura (3.7) onde é mostrado um esquema do Gerador de vapor, a medida de pressão diferencial entre os pontos 0 e 3 indicada pelo instrumento PDIT-366 não resulta na queda de pressão no Separador de Vapor. Esta medida deve ser correlacionada com o escoamento para se obter a perda de carga por atrito. Para correlacionar o escoamento bifásico com a medida do instrumento utiliza-se a Equação da Energia de Bernoulli entre os pontos 1 e 3, resultando:

$$\frac{P_1}{\rho_1} + \frac{V_1^2}{2} + gZ_1 = \frac{P_3}{\rho_3} + \frac{V_3^2}{2} + gZ_3 + \frac{\Delta P_{sve}}{\rho_3} \quad (3.90)$$

A diferença de pressão indicada pelo PDIT-366 deve ser corrigida entre os pontos 0 e 1 subtraindo-se a coluna hidrostática L_{tubo} indicada na Figura (3.7), logo:

$$P_0 = P_1 + \rho g L_{tubo} \quad (3.91)$$

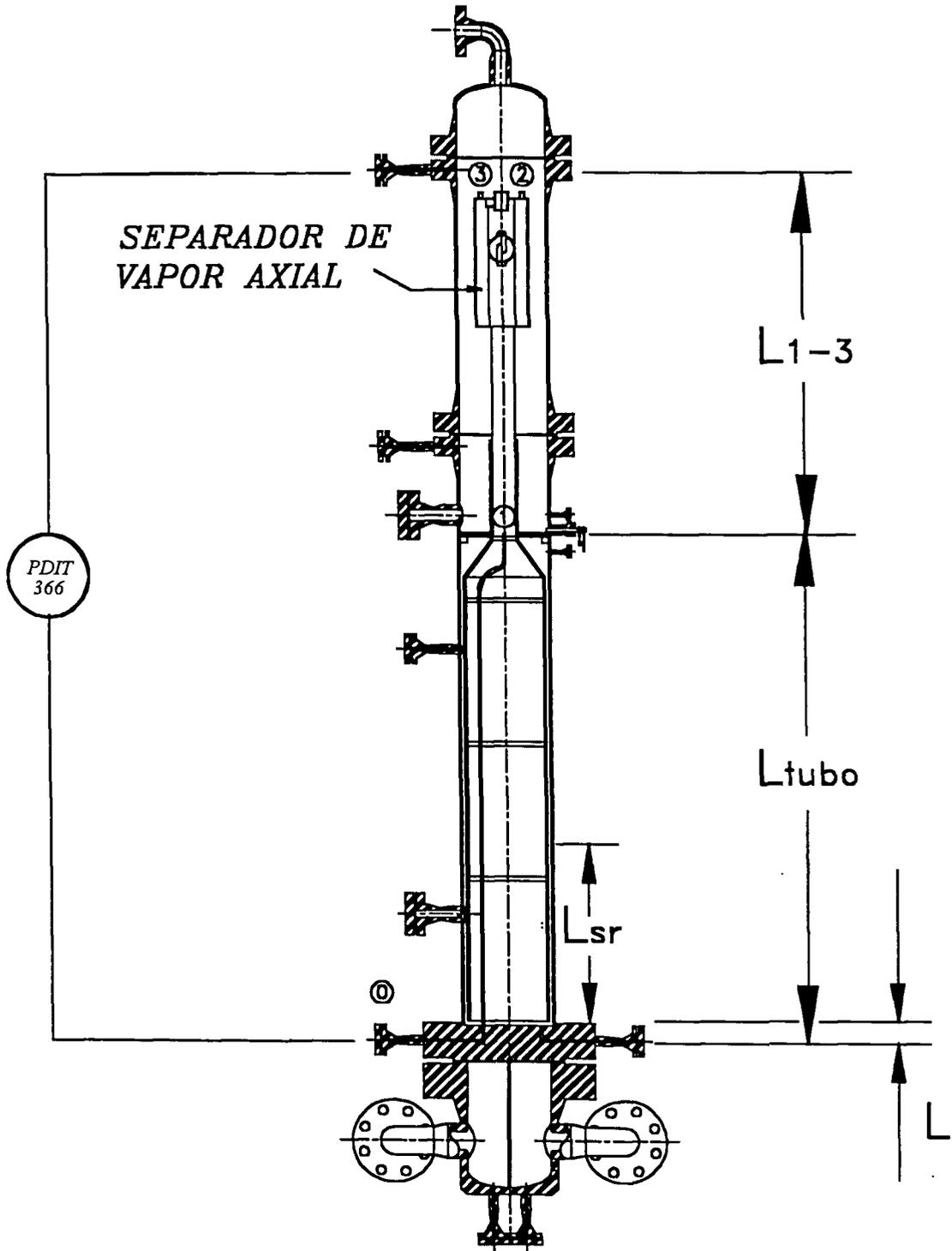


Figura 3.7 - Sistema de medida do ΔP no Separador de Vapor

A densidade ao longo do tubo de instrumentação varia com a temperatura do evaporador, logo a expressão (3.91) se torna:

$$P_0 = P_1 + g[\rho_{sr}(L_{sr} + 1) + \rho_f(L_{tubo} - L_{sr} - 1)] \quad (3.92)$$

Fazendo a referência da energia potencial em 1 temos $Z_1 = 0$ e substituindo (3.92) em (3.90) escrevemos:

$$\Delta P_{Sve} = (P_0 - P_3) + \rho_1 \frac{V_1^2}{2} - \rho_3 \frac{V_3^2}{2} - \rho_3 g Z_3 - g[\rho_{sr}(L_{sr} + 1) + \rho_r(L_{tubo} - L_{sr} - 1)] \quad (3.93)$$

Para o escoamento bifásico, assumindo *modelo separado*, a energia cinética é dada por:

$$\begin{aligned} \rho_1 \frac{V_1^2}{2} &= \rho_{f1} \frac{V_{f1}^2}{2} + \rho_{g1} \frac{V_{g1}^2}{2} \\ e \\ \rho_3 \frac{V_3^2}{2} &= \rho_{f3} \frac{V_{f3}^2}{2} + \rho_{g3} \frac{V_{g3}^2}{2} \end{aligned} \quad (3.94)$$

Das Equação (3.39) temos:

$$\begin{aligned} \rho_{f1} \frac{V_{f1}^2}{2} + \rho_{g1} \frac{V_{g1}^2}{2} &= \frac{G_1^2}{2} \left[\frac{(1-x_1)^2}{(1-\alpha_1)^2 \rho_{f1}} + \frac{x_1^2}{\alpha_1^2 \rho_{g1}} \right] \\ e \\ \rho_{f3} \frac{V_{f3}^2}{2} + \rho_{g3} \frac{V_{g3}^2}{2} &= \frac{G_3^2}{2} \left[\frac{(1-x_3)^2}{(1-\alpha_3)^2 \rho_{f3}} + \frac{x_3^2}{\alpha_3^2 \rho_{g3}} \right] \end{aligned} \quad (3.95)$$

Substituindo as Equação (3.94) e (3.95) em (3.93) e sabendo que $\Delta P_{366} = (P_0 - P_3)$ e $Z_3 = L_{1-3}$ então temos:

$$\Delta P_{Sve} = \Delta P_{366} + \frac{G_1^2}{2} \left[\frac{(1-x_1)^2}{(1-\alpha_1)^2 \rho_{f1}} + \frac{x_1^2}{\alpha_1^2 \rho_{g1}} \right] - \frac{G_3^2}{2} \left[\frac{(1-x_3)^2}{(1-\alpha_3)^2 \rho_{f3}} + \frac{x_3^2}{\alpha_3^2 \rho_{g3}} \right] - g[\rho_3 L_{1-3} + \rho_{sr}(L_{sr} + 1) + \rho_r(L_{tubo} - L_{sr} - 1)] \quad (3.96)$$

Por meio da Equação (3.96) pode-se obter a perda de carga por atrito no separador de vapor, no entanto deve-se notar que é uma medida semi-empírica e que o modelo de escoamento separado foi adotado assumindo que o regime de escoamento é *anular*.

3.5.16 - Cálculo da constante de perda de carga para o Separador de Vapor:

Para o início de um estudo qualitativo do comportamento do escoamento através do separador de vapor é útil calcular a constante de perda de carga deste. Para tanto serão adotados os modelos homogêneo e de escoamento separado. Deve estar claro que este é um estudo qualitativo com o objetivo de conhecer o comportamento do separador de vapor e que o valor da perda de carga no separador a ser utilizada na Equação (3.22) é dado pela expressão (3.96).

3.5.16.1 Escoamento Homogêneo:

Para o cálculo da constante de perda de carga do Separador de Vapor K_{sv}^H para o modelo homogêneo reescrevemos a Equação (3.33) da seguinte forma:

$$K_{sv}^H = \frac{(2\Delta P_{svc})}{[x_s v_g + (1 - x_s) v_f] G_{sv}^2} \quad (3.97)$$

3.5.16.2 Escoamento Separado:

Para o cálculo da constante de perda de carga do Separador de Vapor K_{sv}^{ES} para o modelo de escoamento separado reescrevemos a Equação (3.45) da seguinte forma:

$$K_{sv}^{ES} = \frac{(2\Delta P_{svc})}{\left[\frac{(1 - x_s)^2}{\rho_f (1 - \alpha_s)^2} + \frac{x_s^2}{\rho_g \alpha_s^2} \right] G_{sv}^2} \quad (3.98)$$

3.6 DESCRIÇÃO DO CÓDIGO COMPUTACIONAL GEVAP2.FOR:

O código computacional GEVAP2.FOR [1] resolve o problema de transferência de calor para geradores de vapor verticais de tubos em U. O modelo é baseado na divisão do evaporador em volumes de controle com as temperaturas, demais propriedades e coeficientes de transferência de calor avaliados na junção entre volumes.

As seguintes simplificações são consideradas na modelagem do código:

- Escoamento unidimensional e em regime permanente no evaporador;
- Propriedades uniformes em cada volume de controle;
- Desconsiderados os efeitos do fluxo cruzado ao feixe de tubos e o efeito causado pelas grades espaçadoras;
- Desprezada a condução axial de calor nos tubos;
- A pressão no evaporador é constante.

No evaporador o código GEVAP2.FOR considera os seguintes regimes de transferência de calor:

- 1 - trecho subresfriado;
- 2 - trecho com ebulição subresfriada parcial;
- 3 - trecho com ebulição subresfriada plenamente desenvolvida;
- 4 - trecho de convecção forçada em duas fases (final da nucleação);

Os dados de entrada e saída do código computacional estão resumidos na Tabela 1 e 2 respectivamente. Os dados de saída deste código são, desta forma, as incógnitas para a solução da Equação (3.22), da qual resulta o nível de água na seção de testes. Nota-se que neste caso a variável a se determinar é o nível de água, porém a Equação (3.22) pode ser reescrita de forma a ter como variável de interesse a vazão no downcomer (ou razão de recirculação definida por: $RR = \frac{\dot{m}_r}{\dot{m}_{aa}}$) sendo conhecido o nível de água. Neste caso a Equação (3.22) deve ser resolvida de forma iterativa com o código computacional GEVAP2.FOR.

Nota-se que o fato de a pressão ser considerada constante, o que é razoável pois no evaporador a perda de pressão não é maior que 10 kPa, implica na independência entre as Equação de energia e quantidade de movimento quando se conhece a vazão no evaporador (ou razão de recirculação). Sendo assim os dois problemas podem ser resolvidos de forma isolada. No entanto será extremamente útil resolver as duas Equação simultaneamente quando se quer determinar a vazão no evaporador .

*Tabela 3.1 - Dados de entrada do código
Gevap2.for*

DADOS DE ENTRADA
GEOMETRIA
Número de tubos
Material dos tubos
Area transferência de calor
Area de escoamento
Diâmetro interno
Diâmetro externo
Espaçamento dos tubos
Fator de incrustação
CONDIÇÕES PRIMARIO
Potência térmica
Vazão mássica
Temperatura média
CONDIÇÕES SECUNDARIO
Razão de recirculação
Temperatura alimentação
Título na saída do Gerador

*Tabela 3.2 - Dados de saída código
Gevap2.for*

DADOS DE SAÍDA
Pressão de Saturação
Vazão de alimentação
Vazão no evaporador
Perfil do título no evaporador
Perfil de temperatura evaporador
Comprimento trecho subresfriado

CAPÍTULO IV

4. ARRANJO EXPERIMENTAL E OPERAÇÃO:

4.1 EXPERIMENTO PARA A SEÇÃO DE TESTES DO GERADOR DE VAPOR:

Para uma análise consistente da equação da Quantidade de Movimento é necessária uma variação mais ampla possível na faixa de vazão no evaporador. Sob este aspecto, aliado à experiência na operação da instalação, sabe-se que a vazão no downcomer/evaporador é extremamente sensível ao nível de água no Gerador de Vapor, ou seja, quanto maior o nível de água maior a vazão. Desta forma os experimentos deveriam ser concebidos levando em conta uma variação máxima do nível de água. Sendo assim optou-se por fixar a potência térmica transferida e a pressão de saturação do circuito secundário, variando-se o nível de água. Foram escolhidos dois níveis de potência nominal dissipada no circuito primário de 1340 kW e 1750 kW, sendo o segundo a potência nominal do CTE-150. Para cada nível de potência seriam obtidos estados estacionários aumentando o nível de água de 10 em 10 cm até atingir 130 cm que corresponde ao nível máximo por "afogar" o separador de vapor [19].

A seguir descreve-se as condições operacionais para cada variável de controle da instalação.

4.1.1 Potência Nominal:

A potência térmica transferida pelo Gerador de Vapor é igual à potência dissipada no circuito primário a menos das perdas ao ambiente (da ordem de 1 a 2%). A potência dissipada no primário consiste da soma da potência elétrica do aquecedor A4R e potência hidráulica da bomba B1 que é da ordem de 80 kW (para a vazão de 21,0 Kg/s adotada no experimento). Sendo assim para se obter 1340 e 1750 kW de potência nominal dissipada no circuito primário deve-se ajustar o aquecedor A4R para 1260 e 1670 kW respectivamente. No entanto uma medida precisa da potência transferida no gerador de vapor só poderá ser conhecida através de cálculos de balanço térmico.

4.1.2 Pressão de Saturação:

A pressão de saturação do circuito secundário é controlada pelo condensador de contato direto CD (ver Figura 2.1). Uma malha de controle mantém a pressão de "set-point" ajustando a vazão de "spray" (vazão de água subresfriada coletada na saída da bomba B2). No entanto a pressão de saturação no gerador de vapor é ligeiramente superior devido à perda de carga do escoamento e perda de calor ao ambiente entre o gerador de vapor e o condensador de contato direto.

4.1.3 Condições operacionais:

As condições de operação para os experimentos são resumidas na Tabela 4.1:

Tabela 4.1 - resumo das condições operacionais

CIRCUITO PRIMÁRIO	1340 kW	1750 kW	unidades
Vazão	21,0	21,0	kg/s
Pressão no Pressurizador	8,5	11,6	MPa
Temperatura média	258,0	278,0	°C
CIRCUITO SECUNDÁRIO			
Vazão de água de alimentação	0,61	0,85	kg/s
Pressão de saturação no Gerador	3,2	4,4	MPa
Temperatura de saturação	240,0	256,0	°C

4.2 AQUISIÇÃO DE DADOS:

O sistema de aquisição de dados experimentais da instalação é executado por um microcomputador PC 486 instalado em paralelo com o SDCD. Neste as variáveis de interesse são gravadas em um "software" elaborado pela equipe de operação, onde são definidos parâmetros tais como: variáveis de interesse, frequência de aquisição, unidades e tempo de aquisição.

Nos experimentos em questão as variáveis utilizadas estão listadas na *Tabela 4.2* abaixo e mostradas esquematicamente na *Figura 4.1*:

Tabela 4.2 Variáveis utilizadas no experimento

TAG	Descrição	unidades
FE-114	vazão do circuito primário	kg/s
FE-309	vazão de alimentação do Gerador de Vapor	kg/s
FE-325	vazão de vapor na saída do Gerador de Vapor	kg/s
TE-110	temperatura na saída do GV no lado c. primário	°C
TE-121	temperatura na entrada do GV no lado c. primário	°C
TE-310	temperatura da água de alimentação do GV	°C
TE-322	temperatura de saturação no Gerador de Vapor	°C
TE-361	temperatura no Downcomer	°C
TE-363	temperatura no Downcomer	°C
TE-365	temperatura no Downcomer	°C
PIT-152	pressão no pressurizador	Pa
PIT-318	pressão de saturação no Gerador de Vapor	Pa
PDIT-366	pressão diferencial no Separador de Vapor	Pa
PDIT-367	pressão diferencial na placa reguladora de fluxo	Pa
LIT-317	nível de água no Gerador de Vapor	cm
LIT-336	nível de água no Secador de Vapor	cm

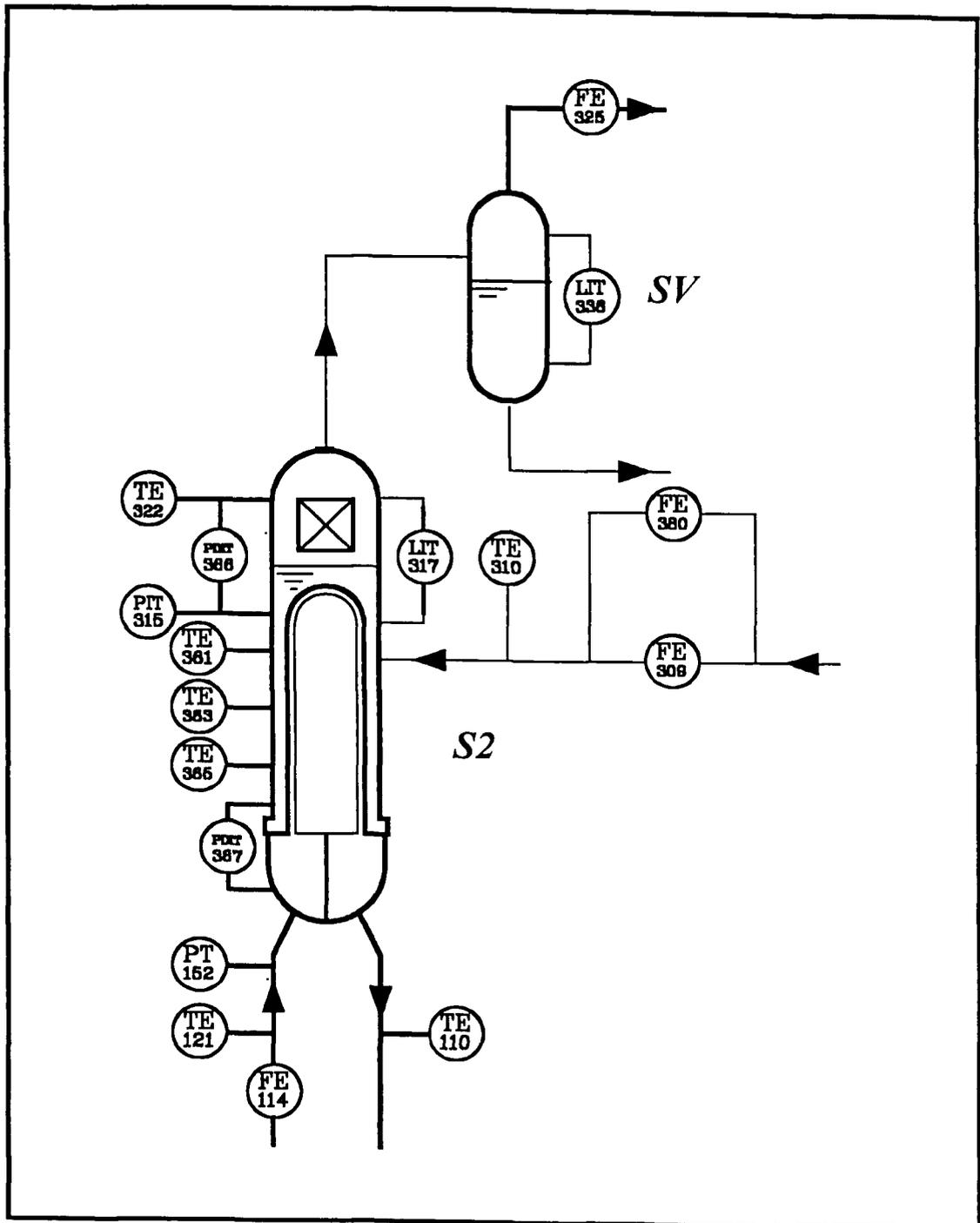


Figura 4.1 - Gerador de vapor e a instrumentação associada

4.3 EXPERIMENTO PARA O CÁLCULO DO TÍTULO NA SAÍDA DO GERADOR DE VAPOR:

Para o cálculo do título na saída do Gerador de Vapor, foi utilizado o Secador de Vapor, como mostra a *Figura 4.2*. A partir do regime estacionário a válvula LV-336 é fechada subitamente e a umidade arrastada pelo vapor se acumula no Secador, sendo possível quantificá-la em função do tempo, calculando-se a vazão de líquido na saída do gerador.

O "software" descrito na seção 4.2 é ajustado para a frequência de 1 Hz e acionado antes do fechamento da válvula de controle de nível LV-336 (o posicionamento da válvula também é gravado). O transiente de nível no Secador de Vapor não induz qualquer transiente no Gerador de Vapor e o vapor continua a escoar para o condensador de contato direto através da válvula de controle HV-328.

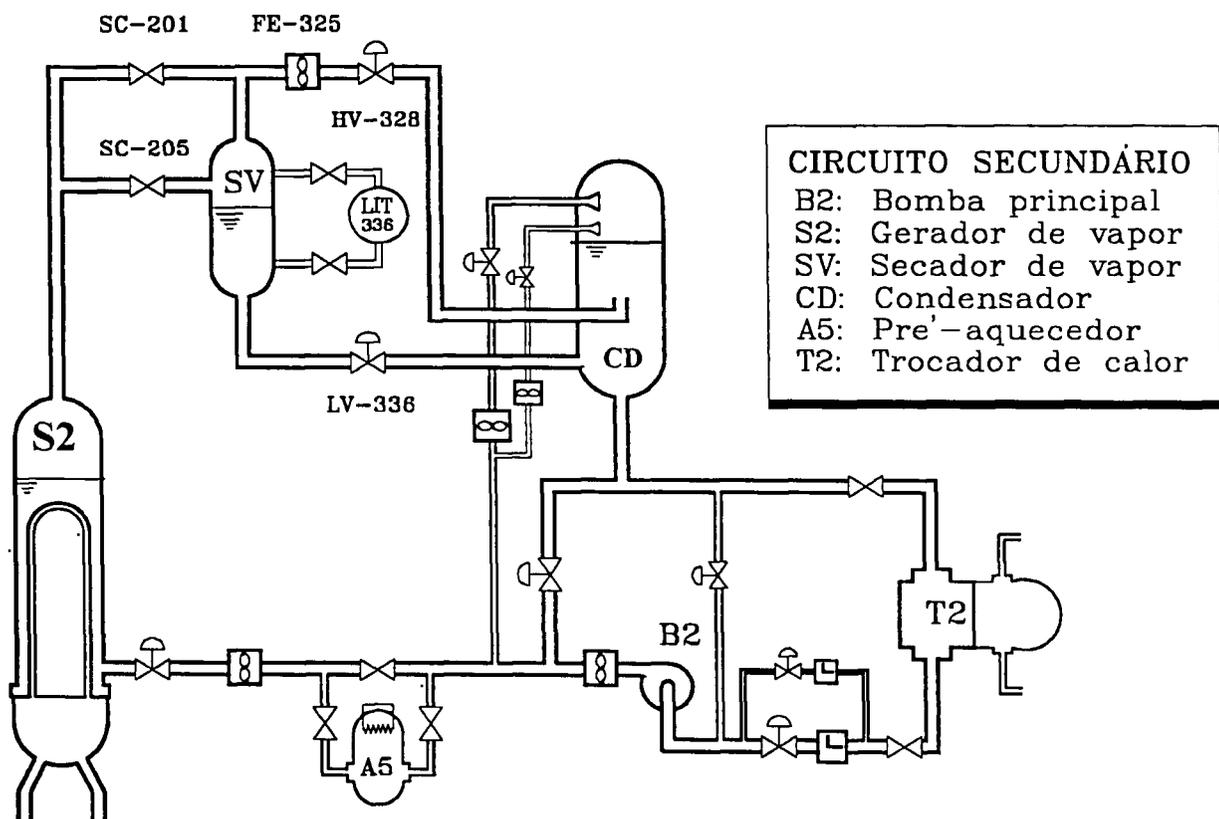


Figura 4.2 - Arranjo para o experimento de determinação do título

4.4 Experimento de calibração da Placa Reguladora de Fluxo do Gerador de Vapor:

A placa reguladora de fluxo do Gerador de Vapor tem como função ajustar a vazão de recirculação como foi descrito na seção (2.2.1). No entanto observou-se no comissionamento da instalação que a alta perda de carga na placa reguladora limitava a vazão de recirculação. Assim foram programados experimentos específicos para calibração da placa reguladora para vários ângulos de abertura.

O arranjo experimental adotado, conforme *Figura 4.3* consiste da retirada do Separador de Vapor substituindo-o por um flange cego. O nível de água do Gerador de Vapor é mantido no máximo de 133,5 cm e nitrogênio é injetado na parte superior do equipamento, pressurizando-o [20]. Em seguida abre-se as válvulas SC-256 e SC-258 permitindo que a água escoe para fora do Gerador de Vapor. Um "software" de aquisição específico grava os sinais de nível (LIT-317), pressão (PIT-321) e pressão diferencial na placa reguladora de fluxo (PDIT-367).

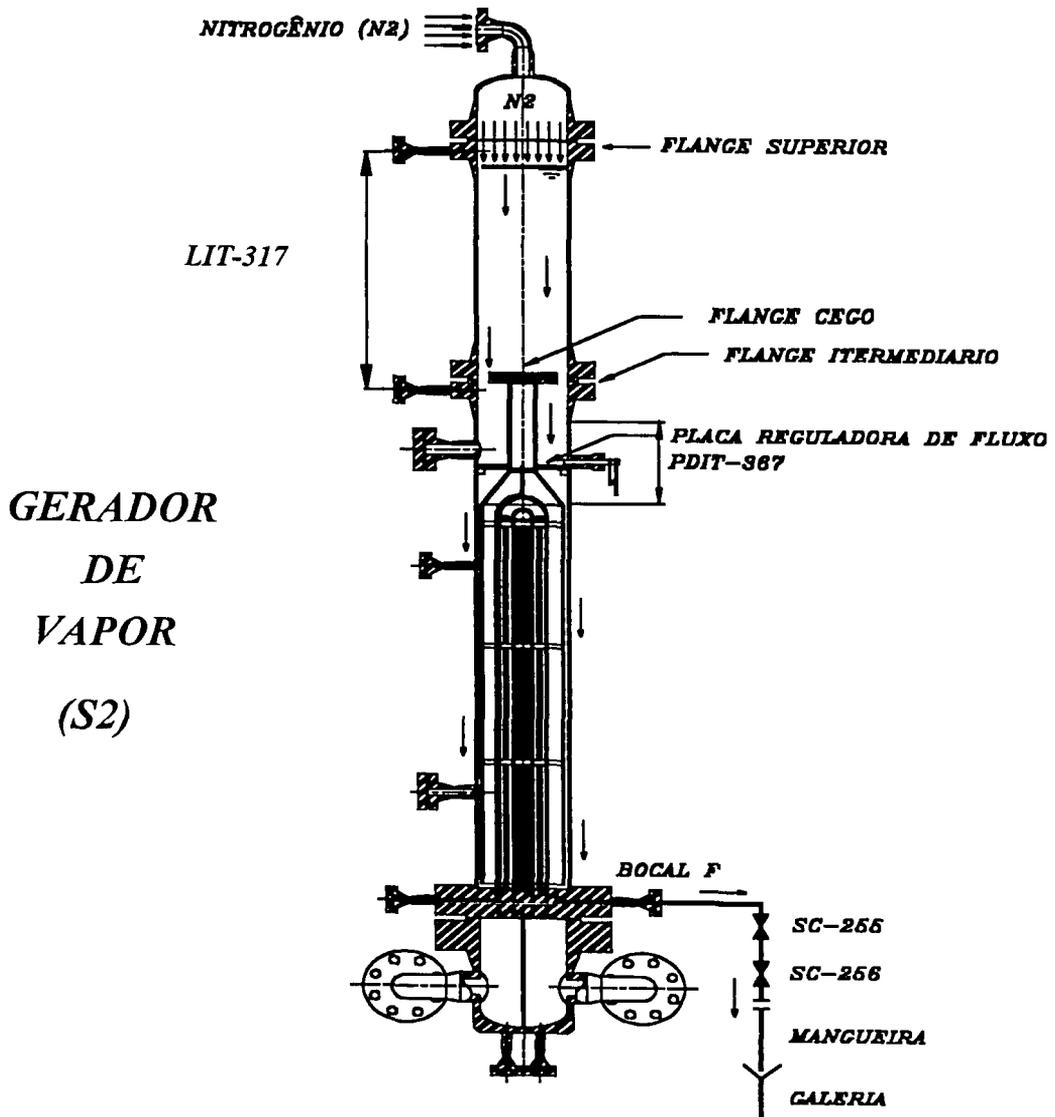


Figura 4.3 - Arranjo do experimento para calibração placa reguladora

CAPÍTULO V

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

5.1 INTRODUÇÃO:

Conforme descrito no capítulo 4 foram realizados 26 experimentos subdivididos em 13 na potência nominal de 1340 kW e 13 em 1750 kW, variando-se para cada patamar de potência nominal o nível de água de 10 em 10 cm até atingir 130 cm, obtendo para cada nível uma condição de regime estacionário. Apesar de cada experimento apresentar independência em relação aos outros, ao se elevar o nível de água do Gerador de Vapor mantendo-se a pressão do secundário constante (por meio do condensador de contato direto), ocorrem fenômenos que devem ser compreendidos para melhor se verificar a consistência do modelo matemático ao qual se propõe este trabalho. Sendo assim as variáveis obtidas experimentalmente ou calculadas serão apresentadas em gráficos subdivididos nas duas potências com os 13 estados estacionários.

Vale salientar que os gráficos foram elaborados com os valores médios para cada variável conforme descrito no apêndice A, para as medidas experimentais, porém as incertezas calculadas não foram plotadas por simplificação mas podem ser verificadas nas seções de (1) a (3) do apêndice. Para as variáveis calculadas conforme o modelo matemático descrito no capítulo 3, as incertezas das medidas experimentais foram propagadas em todas as correlações do modelo na seção (4) do apêndice A.

5.2 FLUTUAÇÕES:

Durante os experimentos com o gerador de vapor, desde o comissionamento da instalação, se observou que flutuações nas medidas referentes às variáveis do processo se apresentavam em todas as condições de operação. Estas flutuações são originadas devido ao alto fluxo de calor no evaporador aliado à baixa vazão, e também devido à própria característica do escoamento bifásico. Nas Figuras (5.1) a (5.3) são mostradas respostas típicas para as medidas de diferença de pressão na placa reguladora de fluxo, o sinal de uma das três microturbinas instaladas no downcomer e a medida de nível de água no gerador de vapor respectivamente. Pode-se notar que as flutuações são consideráveis e devem ser tratadas separadamente pois podem apresentar uma componente de perda de carga não desprezível.

Devido às flutuações a medida de vazão através do downcomer por meio das microturbinas ficou comprometida devido ao baixo sinal de resposta das mesmas aliado a problemas do sistema eletrônico de medidas. Diante disso foi necessário adotar métodos indiretos para avaliar a vazão, por meio de balanço térmico no downcomer e calibração da placa reguladora de fluxo como uma placa de orifício em um experimento isolado, como será descrito a seguir.

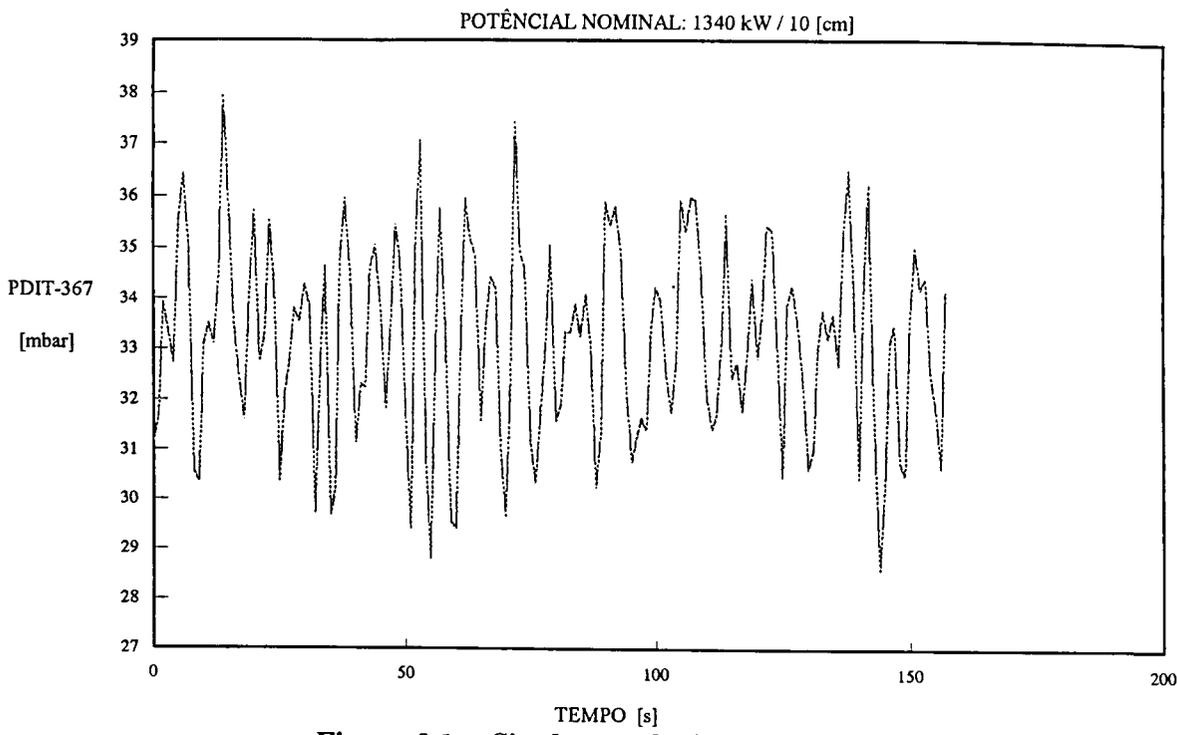


Figura 5.1 - Sinal gravado da variável PDIT-367

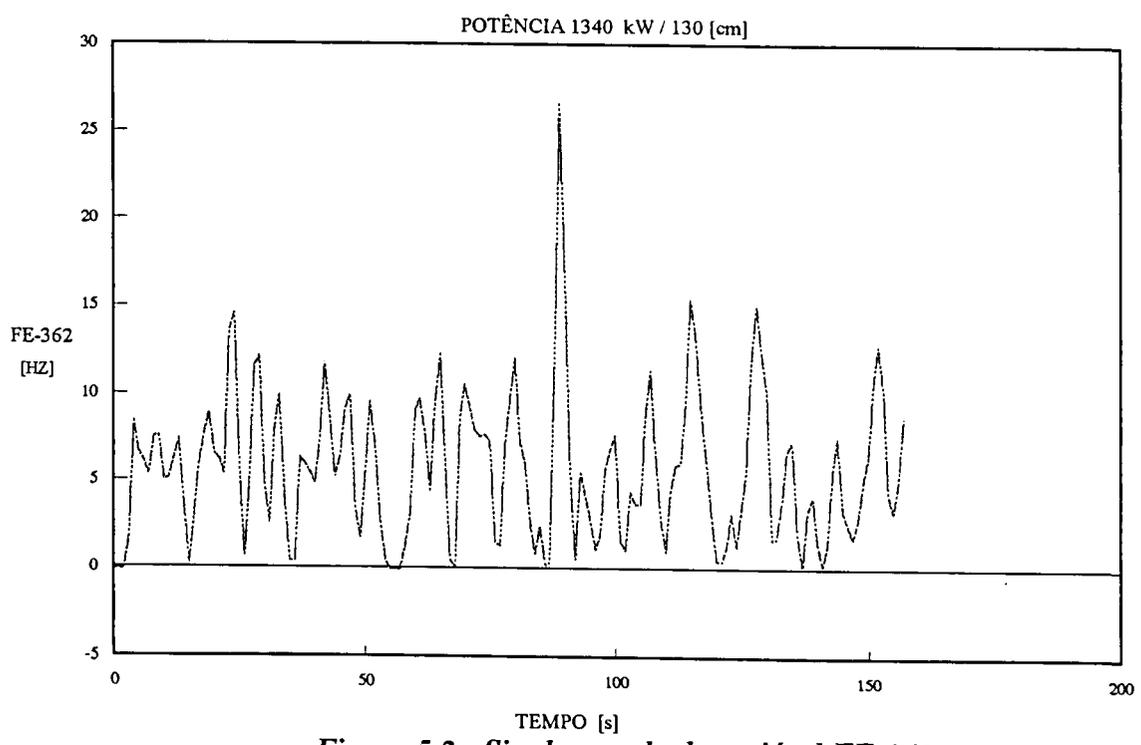


Figura 5.2 - Sinal gravado da variável FE-362

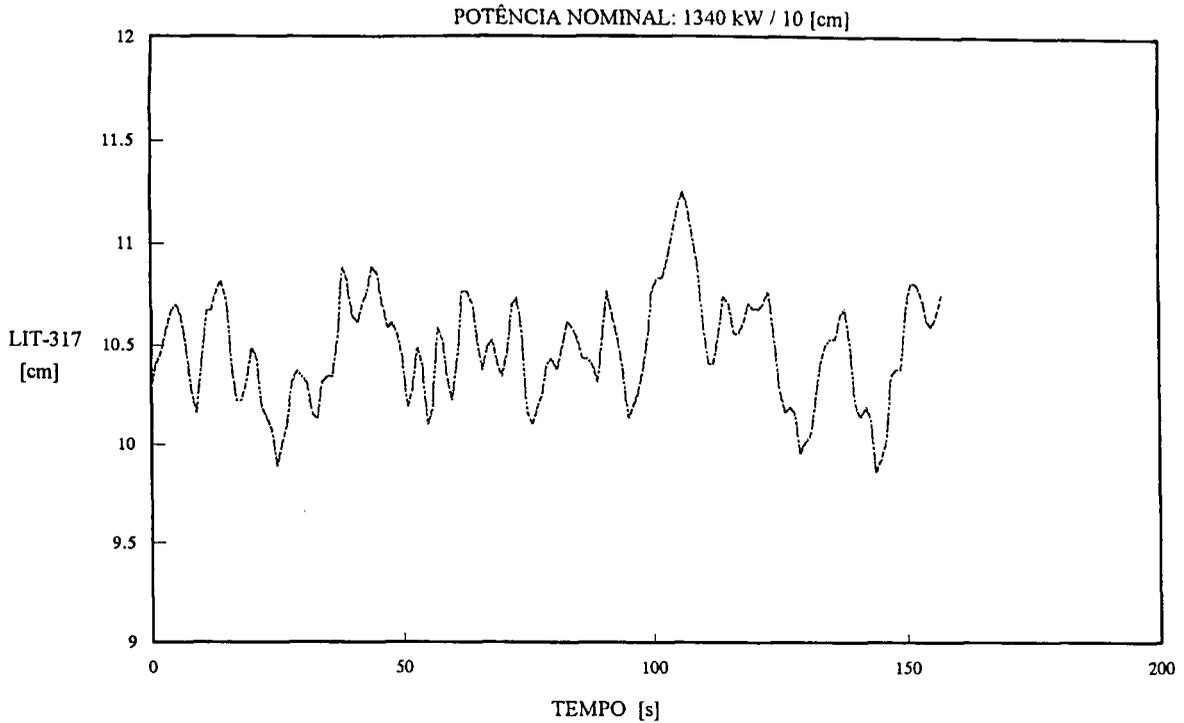


Figura 5.3 - Sinal gravado da variável LIT-317

5.3 REGIMES DE ESCOAMENTO BIFÁSICO:

Para a avaliação do regime de escoamento bifásico no interior do evaporador foi utilizada a carta de *Hewitt e Roberts* fornecida por *Collier* [12], a qual é reproduzida na Figura (5.4). Para utilizar a carta será necessário definir algumas grandezas para o escoamento bifásico. A velocidade superficial é definida por:

$$j = \frac{\dot{Q}}{A}$$

onde,

\dot{Q} - vazão volumétrica.

A - área de escoamento.

Para as fases vapor e líquido temos respectivamente:

$$j_g = \frac{\dot{Q}_g}{A} \quad \text{e} \quad j_f = \frac{\dot{Q}_f}{A}$$

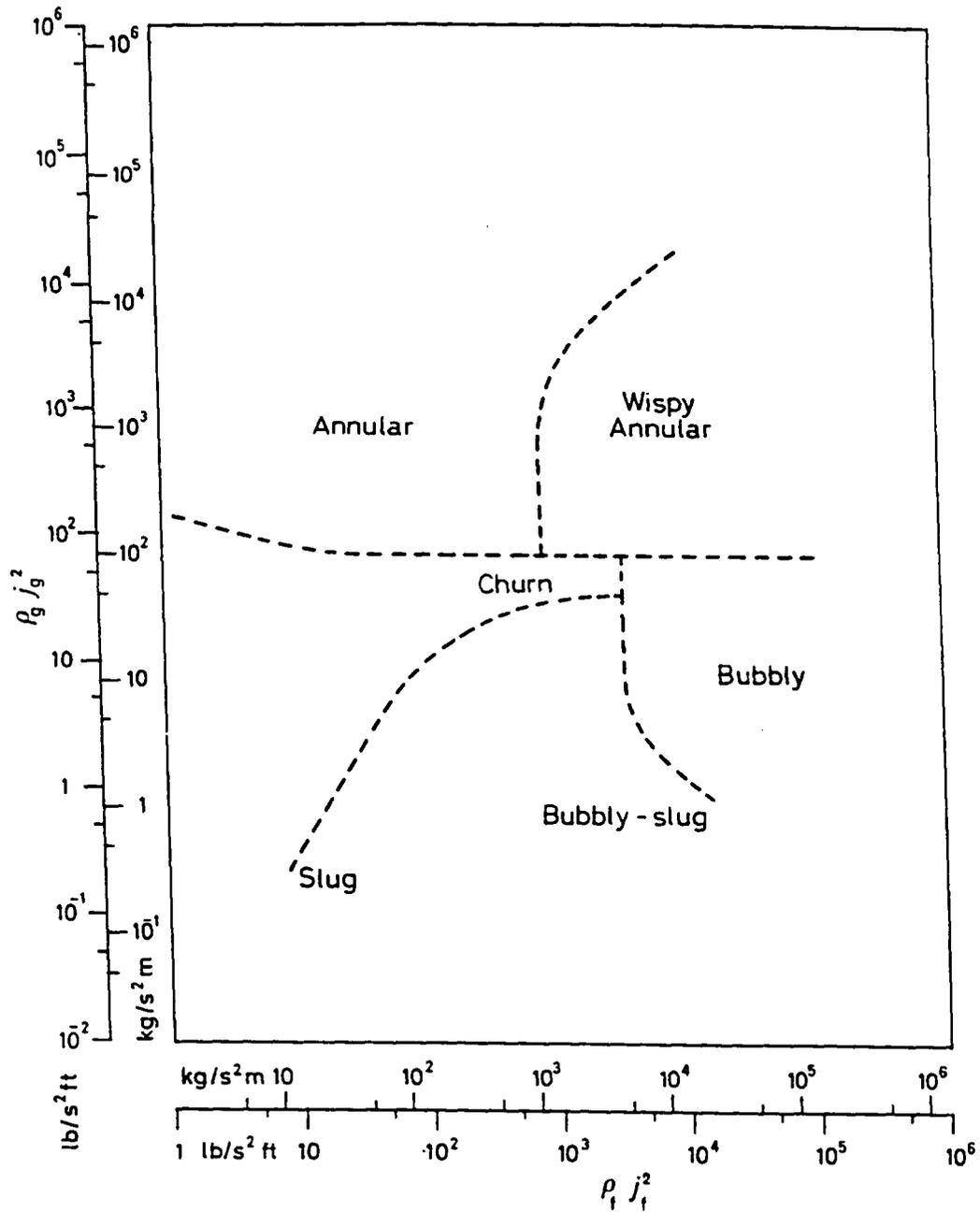


Figura 5.4 - Regimes de escoamento vertical (Hewitt e Roberts¹²)

Finalmente o Fluxo de momento superficial é dado por:

$$\rho_g j_g^2 = \frac{[Gx]^2}{\rho_g} \quad \text{e} \quad \rho_l j_l^2 = \frac{[G(1-x)]^2}{\rho_l} \quad (5.1)$$

A partir das Equações (5.1) é possível utilizar a Carta para determinar o regime de escoamento no evaporador. Na Tabela (5.1) é mostrado o fluxo de momento superficial para as fases vapor e líquido para três posições no evaporador (*grades* ver Figura 3.4) e uma na entrada do separador de vapor.

Tabela 5.1 - Fluxo de momento superficial das fases líquido e vapor.

Potência Transferida →	1340 kW		1340 kW		1750 kW		1750 kW	
Nível de água →	(10 cm)		(130 cm)		(10 cm)		(130 cm)	
Vazão no downcomer →	(2,0 kg/s)*		(3,1 kg/s)*		(2,03 kg/s)*		(3,0 kg/s)*	
REGIÃO	$\rho_f j_f^2$ [kg/s ² m]	$\rho_g j_g^2$ [kg/s ² m]	$\rho_f j_f^2$ [kg/s ² m]	$\rho_g j_g^2$ [kg/s ² m]	$\rho_f j_f^2$ [kg/s ² m]	$\rho_g j_g^2$ [kg/s ² m]	$\rho_f j_f^2$ [kg/s ² m]	$\rho_g j_g^2$ [kg/s ² m]
Grade 1	3,4	0,4	8,3	0,3	3,5	0,6	8,0	0,6
Grade 2	2,7	4,3	7,1	4,1	2,5	6,1	6,4	6,3
Grade 3	2,0	12,5	6,1	12,2	1,7	17,7	5,0	18,1
Duto de entrada Separador	52,8	450,7	162,6	440,5	40,5	641,1	130,2	654,8

(*) vazão total no downcomer

Através dos dados pode-se verificar que o fluxo de momento superficial para o líquido no evaporador (Grades 1, 2 e 3) é menor que 10 [kg/s²m] enquanto para a fase vapor se mantém abaixo de 20 [kg/s²m], o que mostra que no evaporador os pontos ficam restritos à esquerda da carta, logo tem-se regimes do tipo "Slug" e "Churn". Na entrada do separador de vapor o fluxo de momento superficial aumenta consideravelmente ($\rho_f j_f^2 < 170$ [kg/s²m] e $\rho_g j_g^2 > 400$ [kg/s²m]), assumindo regime Anular para todas condições de operação.

5.4 RESULTADOS DO EXPERIMENTO PARA O CÁLCULO DO TÍTULO NA SAÍDA DO GERADOR DE VAPOR:

Para o cálculo do título na saída do Gerador, foi utilizado o Secador de Vapor, como mostra a **Figura 4.2**. A partir do regime estacionário a válvula LV-336 é fechada subitamente e a umidade arrastada pelo vapor na saída do Gerador de Vapor se acumula no Secador, sendo possível quantificá-la em função do tempo, calculando-se a vazão de líquido. O software descrito na seção (4.2) é ajustado para a frequência de 1Hz e acionado antes do fechamento da válvula de controle de nível LV-336 (o posicionamento da válvula também é gravado). O transiente de nível no Secador de Vapor não induz qualquer transiente no Gerador de Vapor e o vapor continua a escoar para o condensador de contato direto através da válvula de controle HV-328.

Assumindo que a vazão de líquido \dot{m}_l na saída do Gerador de Vapor é igual ao líquido acumulado no Secador temos:

$$\dot{m}_l = \frac{\rho A_{sv} \Delta h}{\Delta t} \quad (5.2)$$

onde,

A_{sv} - área do separador de vapor.

Δh - variação do nível no separador de vapor.

Δt - intervalo de tempo para variação do nível.

Sabendo a vazão de líquido na saída do gerador de vapor é possível calcular o título por meio da seguinte expressão:

$$x = 1 - \frac{\dot{m}_l}{\dot{m}_{aa}} \quad (5.3)$$

Na Tabela (5.2) são mostrados os resultados para o cálculo da vazão de líquido na saída do gerador de vapor dos 26 experimentos utilizando a Equação (5.2).

5.5 RESULTADOS DO EXPERIMENTO PARA A CALIBRAÇÃO DA PLACA REGULADORA DE FLUXO:

5.5.1 Resultados do Experimento para a calibração da placa reguladora de fluxo como uma restrição:

O procedimento para a calibração da placa reguladora de fluxo descrito na seção (4.4) foi executado e a placa calibrada conforme a seguinte equação:

$$\Delta P_{pl} = K_{pl} \rho \frac{V_{pl}^2}{2} \quad (5.4)$$

onde,

K_{pl} - constante de perda de carga da placa reguladora de fluxo.

V_{pl} - velocidade da água através das ranhuras.

Tabela 5.2 - Vazão de líquido na saída do Gerador de Vapor.

Experimento	Δh [cm]	Δt [s]	\dot{m}_l [kg/s]
01	5,14	581	0,010259
02	4,92	536	0,010644
03	5,50	568	0,011229
04	5,06	491	0,011950
05	4,96	453	0,012697
06	4,98	423	0,013652
07	4,95	398	0,014422
08	4,92	369	0,015462
09	5,23	366	0,016570
10	5,56	217	0,029712
11	5,14	159	0,037487
12	4,70	144	0,037848
13	5,13	147	0,040468
14	4,88	355	0,015485
15	4,84	340	0,016036
16	4,97	328	0,017069
17	4,90	311	0,017749
18	3,91	237	0,018585
19	4,89	281	0,019604
20	4,78	262	0,020552
21	4,98	252	0,022262
22	4,86	219	0,024999
23	4,44	110	0,045470
24	4,58	85	0,060699
25	4,42	76	0,065515
26	4,72	70	0,075958

Conforme descrito na seção (2.6.1) a placa reguladora de fluxo é projetada para ter constante de perda de carga variável, assim o experimento de calibração foi executado para três posições de abertura. Na Figura (5.5) são mostradas as três curvas de calibração, podendo notar que a constante de perda de carga (coeficiente angular da reta) apresenta variação desprezível. Sendo assim a placa não cumpre os objetivos do projeto e ainda limita a vazão no evaporador em 60 % do esperado. Desta forma decidiu-se prosseguir com os experimentos trabalhando com a placa reguladora na posição totalmente aberta. Na Figura (5.6) é mostrada a curva de calibração da placa totalmente aberta.

CALIBRAÇÃO DA PLACA REGULADORA DE FLUXO

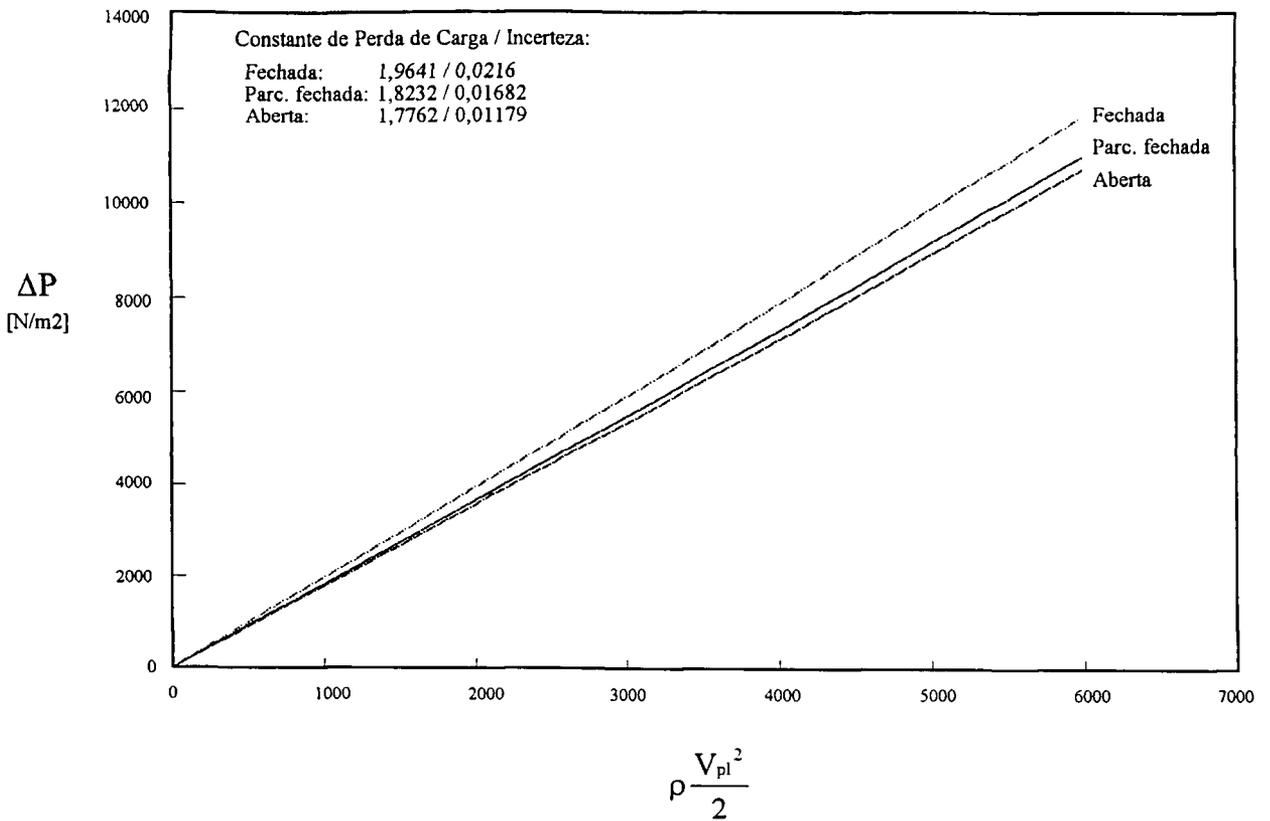


Figura 5.5 - Calibração da placa reguladora de fluxo para três posições de abertura.

CALIBRAÇÃO DA PLACA REGULADORA FLUXO - POSICAO ABERTA

CONSTANTE DE PERDA DE CARGA: $K_{pl} = 1,7762$

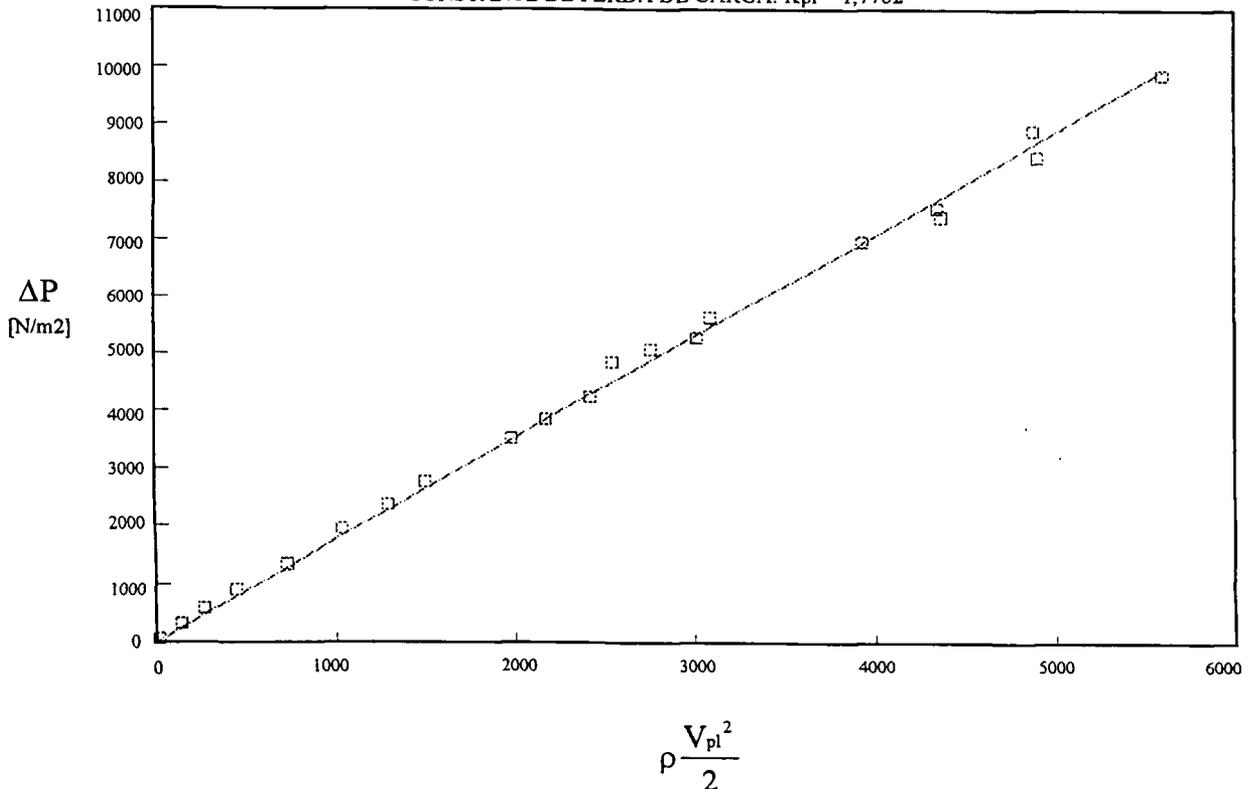


Figura 5.6 - Calibração da placa reguladora de fluxo para a posição totalmente aberta

5.5.2 Resultados do Experimento para a calibração da placa reguladora de fluxo como uma placa de orifício:

O procedimento para a calibração da placa reguladora de fluxo como uma placa de orifício (seção 4.4) foi executado e a placa calibrada conforme Equação (5.5). A Figura (5.7) mostra os pontos experimentais e o polinômio de quarto grau obtido pelo método dos mínimos quadrados. A calibração foi realizada à temperatura ambiente (viscosidade alta) o que limitou o número de Reynolds em $7,5 \times 10^3$ enquanto que para o experimento obteve-se na ordem de $4,5 \times 10^4$. No entanto analisando a curva de calibração obtida nota-se que o coeficiente de descarga C_{pl} atingiu o patamar característico em $3,0 \times 10^3$. O valor do coeficiente de descarga foi calculado como sendo a média dos últimos 10 pontos experimentais da Figura (5.7) com o respectivo desvio padrão para cálculo da média. Este procedimento foi adotado porque o polinômio obtido não pode ser extrapolado.

$$Q_{pl} = C_{pl} A_{pl} \sqrt{\frac{2 \Delta P_{pl}}{\rho}} \quad (5.5)$$

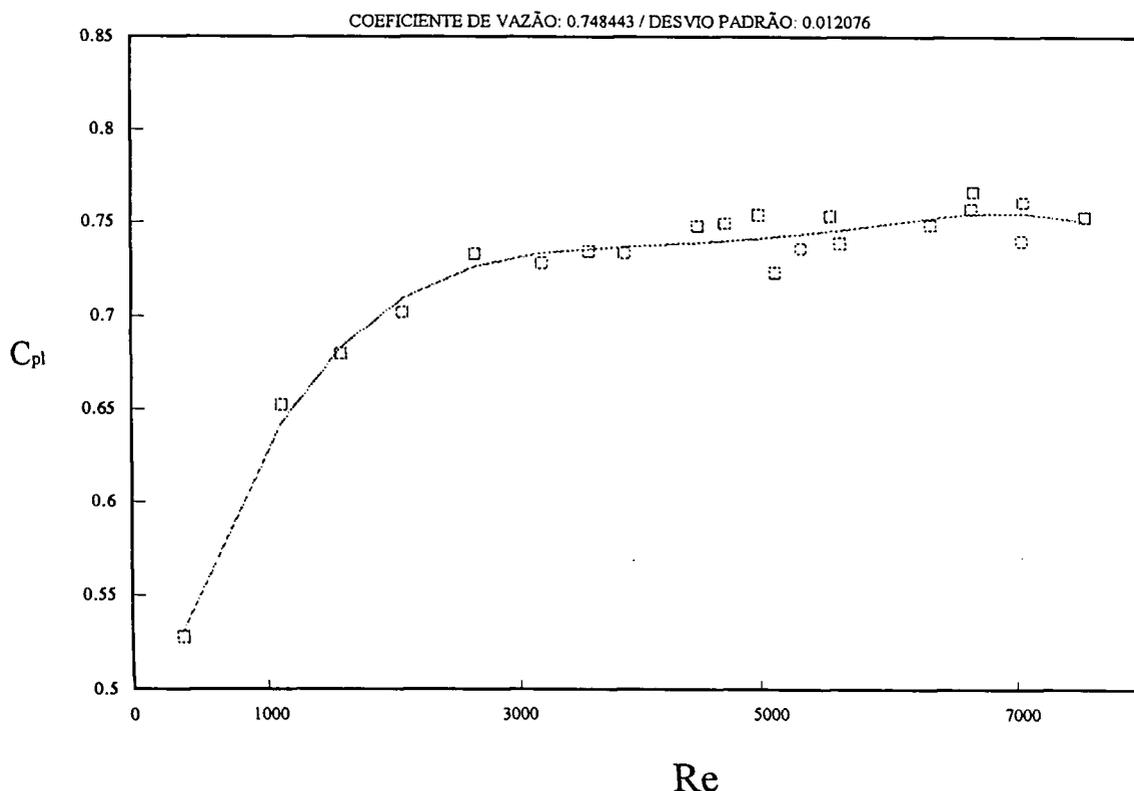


Figura 5.7 - Calibração da placa reguladora de fluxo como uma placa de orifício.

5.6 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO COM O CÓDIGO COMPUTACIONAL GEVAP2.FOR:

Conforme descrito na seção (3.6) o código *Gevap2.for* resolve o problema de transferência de calor no evaporador por meio da solução da equação de energia. Para a solução da equação da quantidade de movimento (na forma da Equação 3.22) é necessário determinar o comprimento do trecho subresfriado L_{sr} no evaporador, além dos resultados experimentais, o qual não é determinado experimentalmente. Assim foi utilizado este código para tal tarefa. Note neste ponto que conforme discutido na seção (3.6) a solução da Equação (3.22) será feita desacoplada da solução da equação da energia, e que o objetivo é verificar a validade do modelo matemático desenvolvido principalmente na região de escoamento bifásico. Note também que posteriormente quando for necessário simular uma condição na qual não se tem resultados experimentais as equações da energia e quantidade de movimento serão resolvidas simultaneamente. Nas Figuras (5.8) e (5.9) são comparados os resultados experimentais e os obtidos pelo código computacional para a vazão de alimentação, subdivididos na potência de 1340 e 1750 kW, conforme descrito na seção (5.1). Nota-se total concordância mesmo para pequenas variações entre os regimes estacionários. O mesmo pode ser observado para a temperatura de saturação na Figuras (5.10) e (5.11) e título mássico na saída do evaporador (5.12) e (5.13). Na Figura (5.14) é mostrado para a condição de 1750 kW e 130 cm de nível de água, a temperatura e o título mássico ao longo do evaporador. Nota-se que a hipótese de variação linear do título no evaporador assumida na seção (3.3) e (3.4) é consistente. Finalmente nas Figuras (5.15) e (5.16) são mostrados os resultados para o comprimento do trecho subresfriado no evaporador para as potências de 1340 e 1750 kW respectivamente. Nota-se que o comprimento praticamente não varia em função do aumento de vazão, ou seja, 2,0 cm para 1340 kW e 0,0 para 1750 kW.

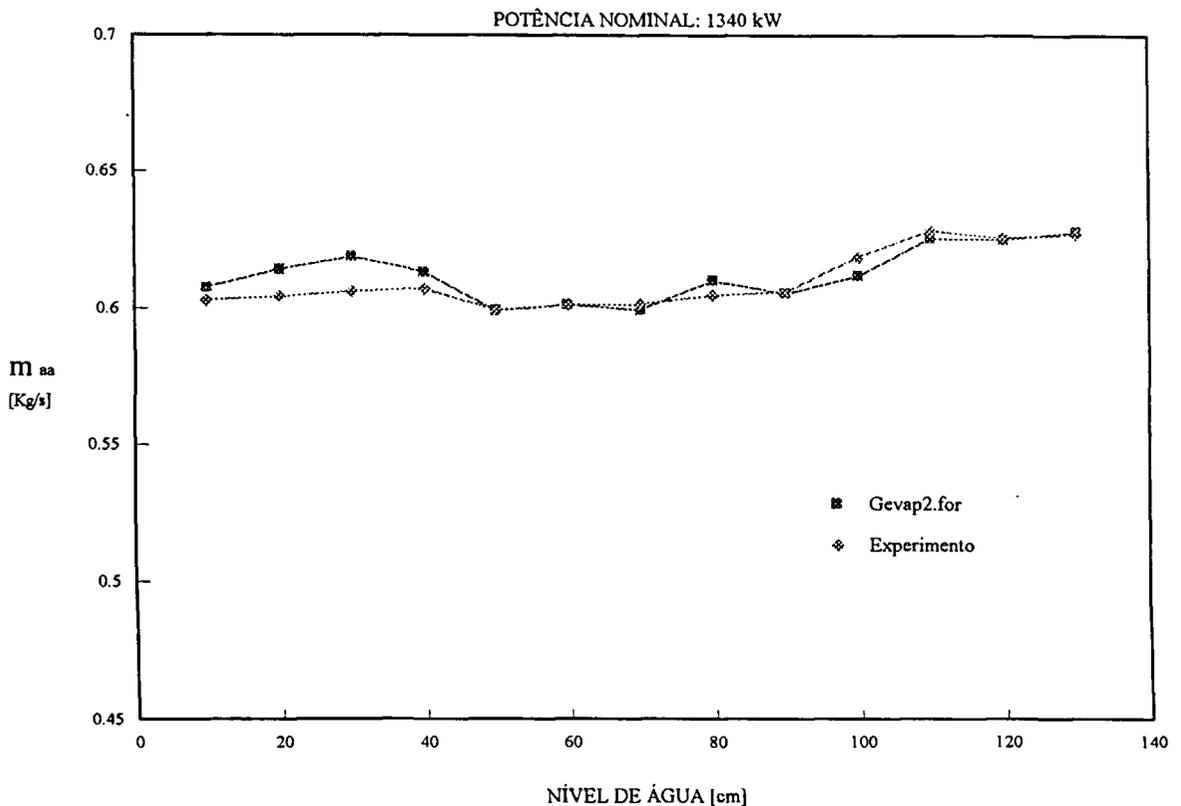


Figura 5.8 - Comparação entre a vazão de alimentação obtida experimentalmente e obtida pelo código *Gevap2.for* para 1340 kW.

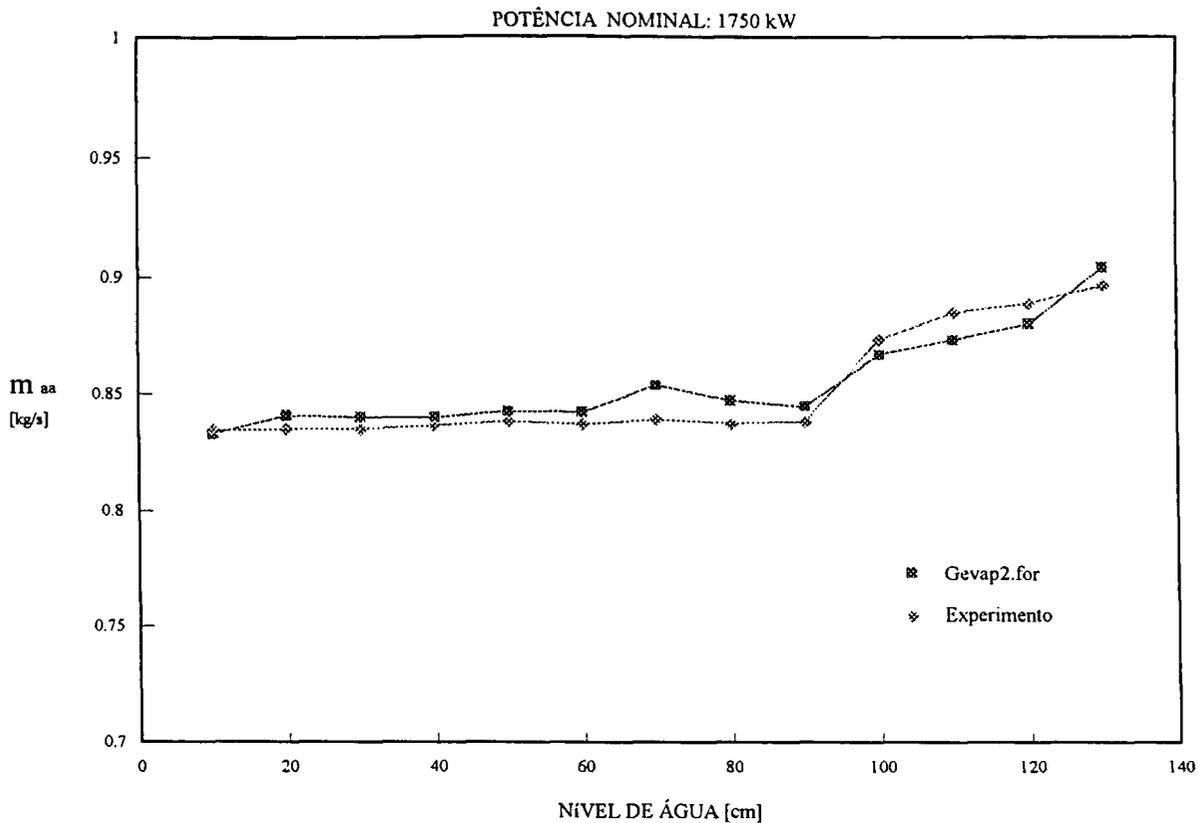


Figura 5.9 - Comparação entre a vazão de alimentação obtida experimentalmente e obtida pelo código Gevap2.for para 1750 kW.

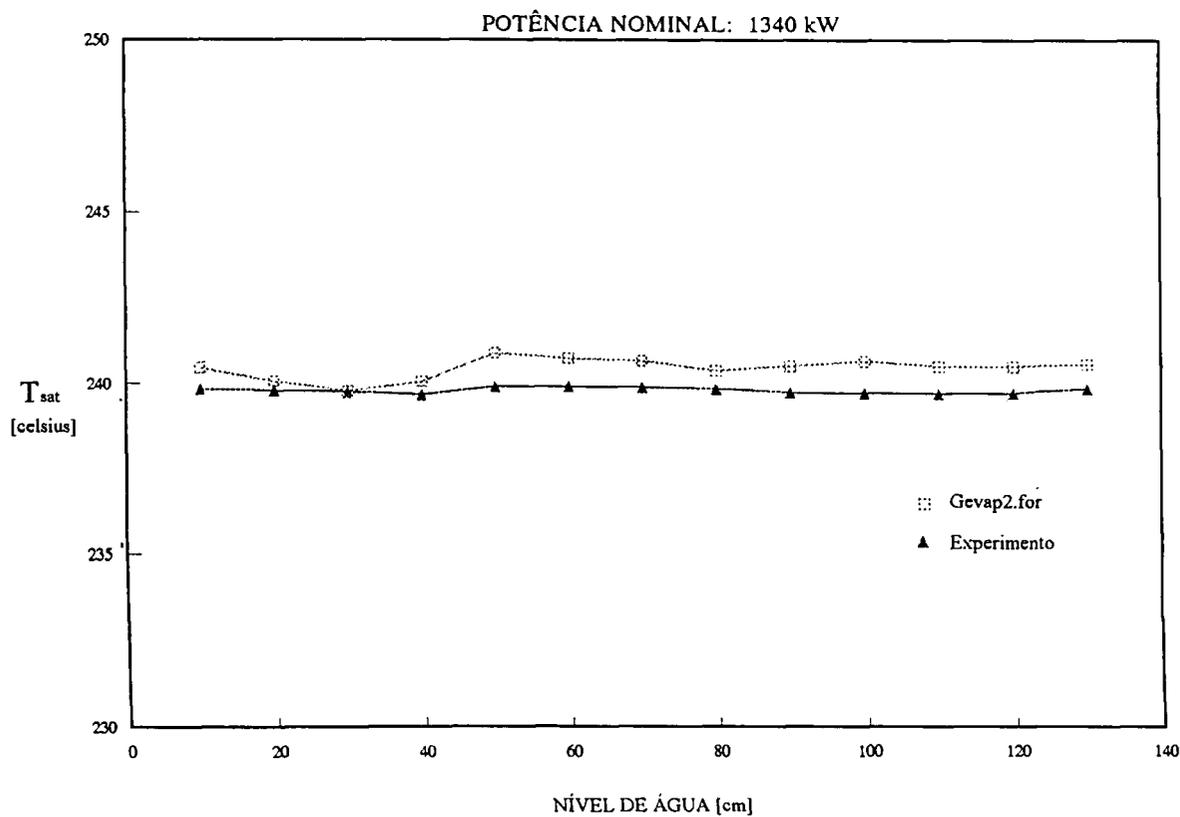


Figura 5.10 - Comparação entre a temperatura de saturação no evaporador obtida experimentalmente e obtida pelo código Gevap2.for para 1340 kW.

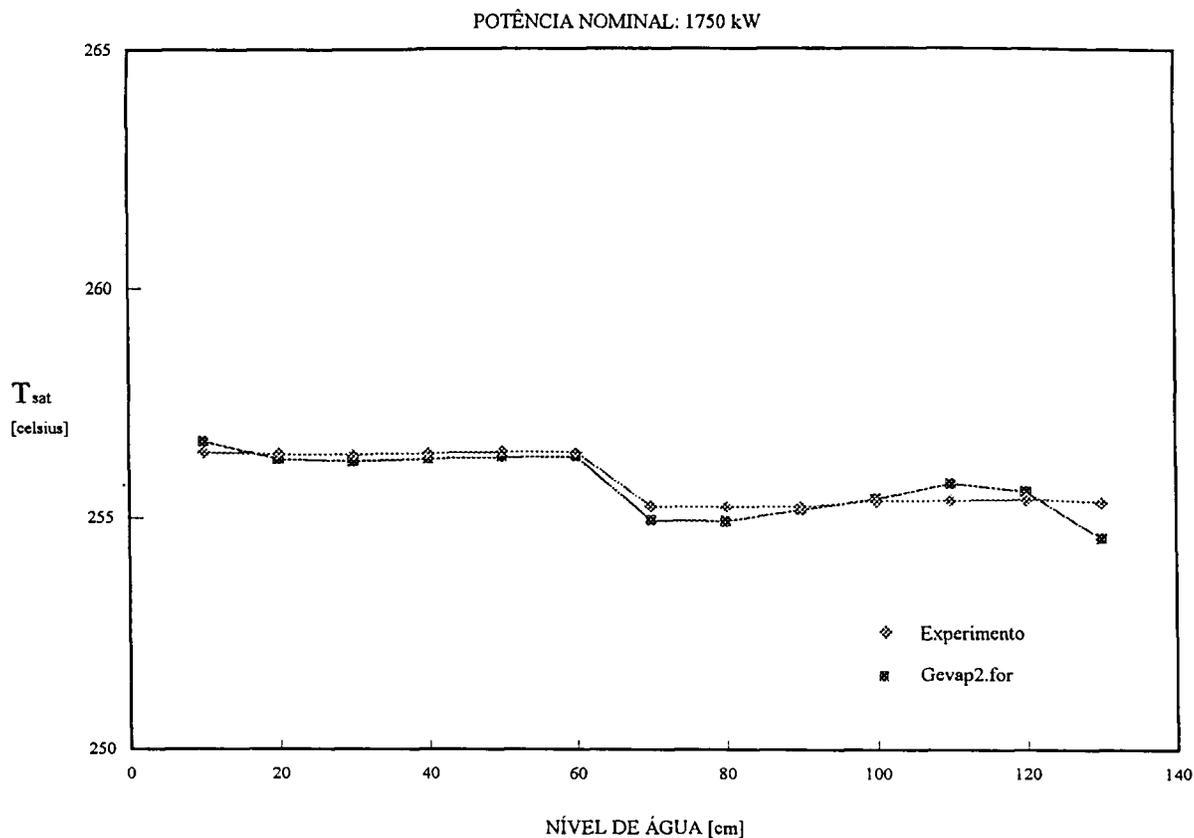


Figura 5.11- Comparação entre a temperatura de saturação no evaporador obtida experimentalmente e obtida pelo código Gevap2.for para 1750 kW.

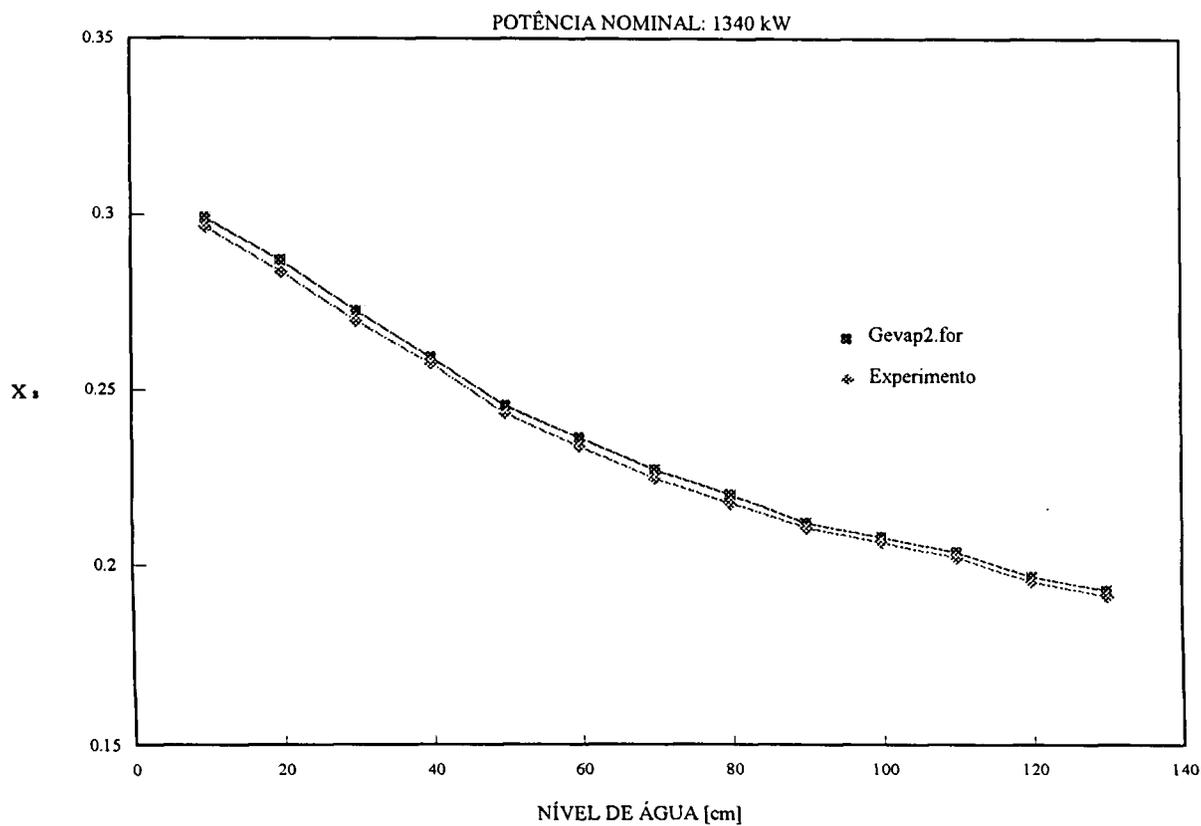


Figura 5.12- Comparação entre o título mássico na saída do evaporador obtido experimentalmente e obtido pelo código Gevap2.for para 1350 kW.

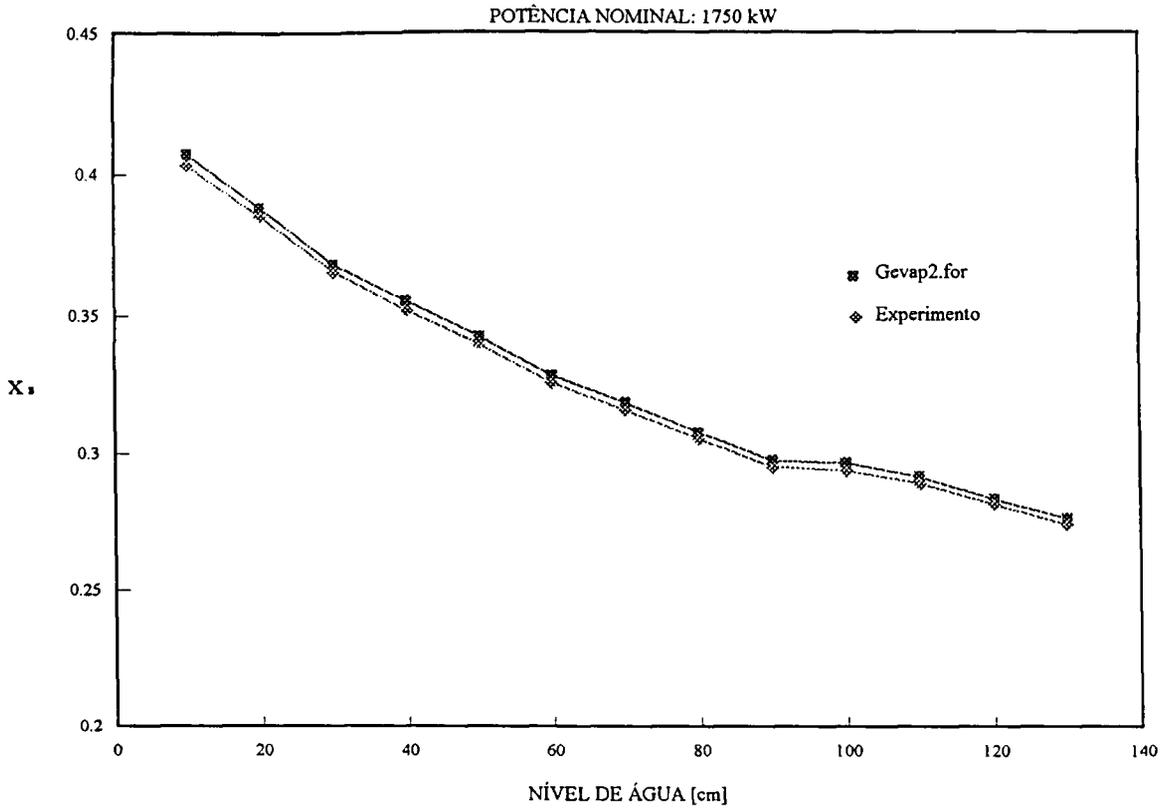


Figura 5.13- Comparação entre o título mássico na saída do evaporador obtido experimentalmente e obtido pelo código *Gevap2.for* para 1750 kW.

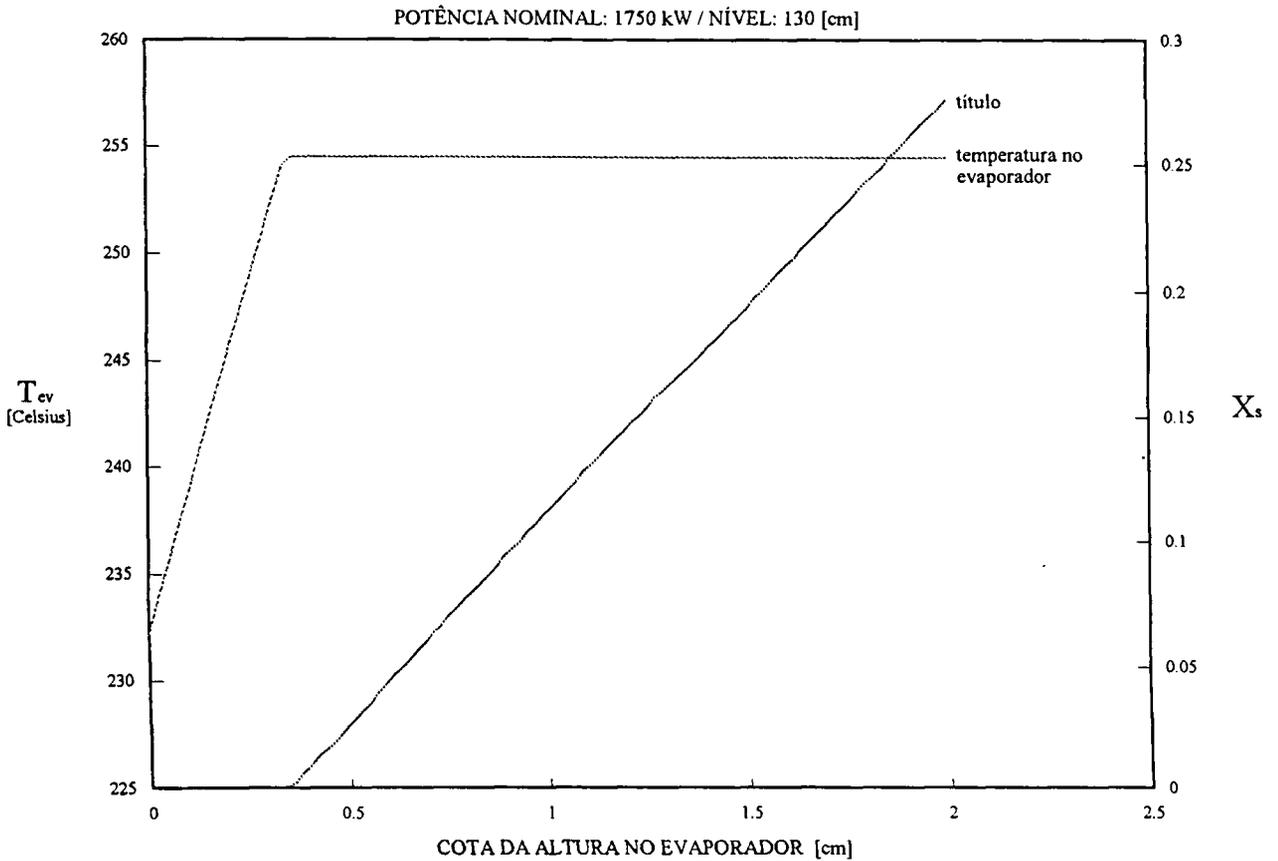


Figura 5.14- Título mássico e temperatura no evaporador obtido pelo código *Gevap2.for* para 1750 kW e nível de água de 130 cm.

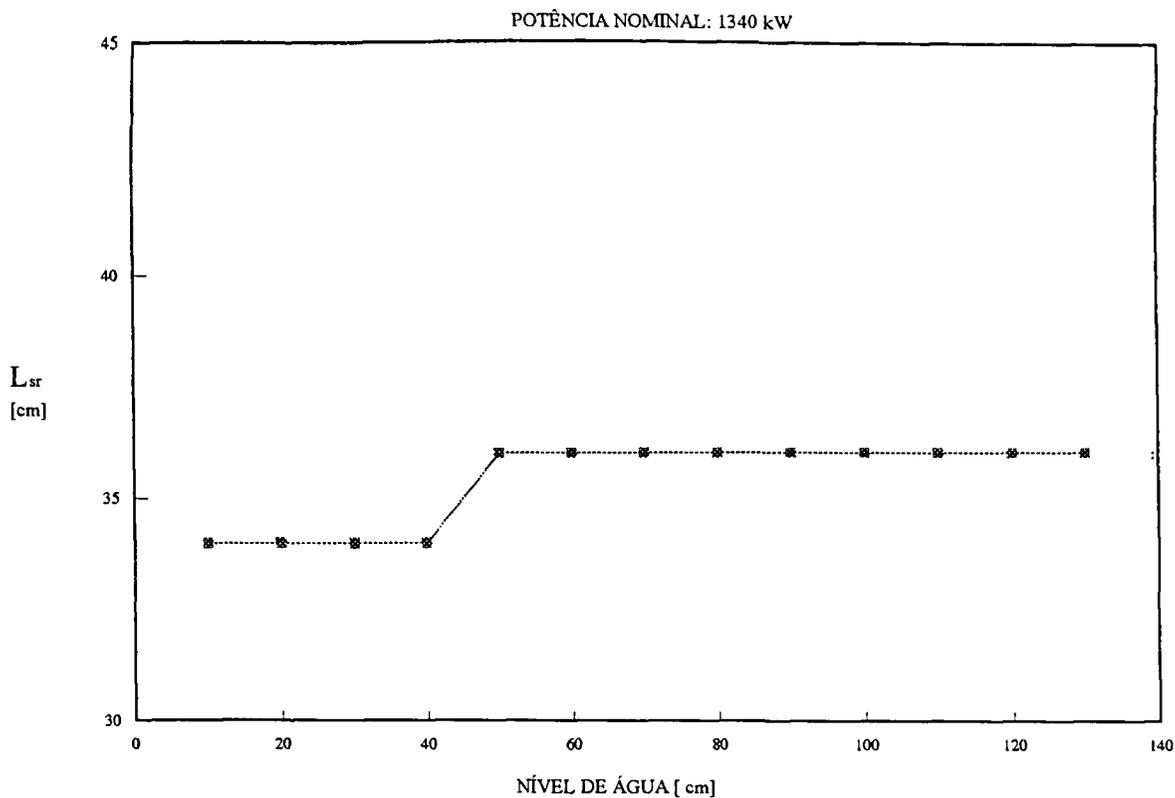


Figura 5.15- Comprimento do trecho subresfriado no evaporador L_{sr} obtido pelo código computacional *Gevap2.for* para 1340 kW.

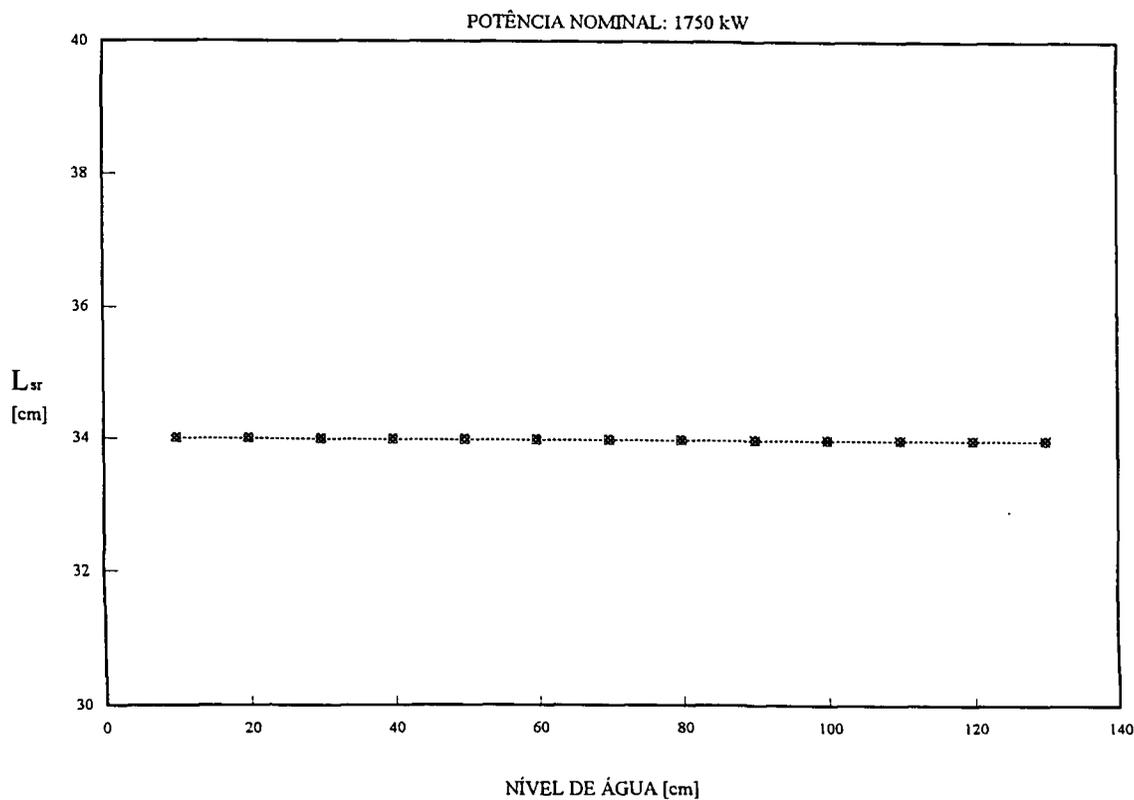


Figura 5.16- Comprimento do trecho subresfriado no evaporador L_{sr} obtido pelo código computacional *Gevap2.for* para 1750 kW.

5.7 RESULTADOS PARA AS VARIÁVEIS DE PROCESSO:

5.7.1 Condições de entrada no Gerador de Vapor:

5.7.1.1 Vazão de alimentação \dot{m}_{aa} :

As Figuras (5.17) e (5.18) mostram a vazão de alimentação do gerador de vapor para os patamares de 1340 kW e 1750 kW respectivamente. Praticamente até o nível de 90 cm a vazão se mantém constante, no entanto a partir de 90 cm observa-se um aumento substantivo. Note que a potência transferida pelo gerador de vapor é constante, logo um aumento na vazão de alimentação significa que uma maior quantidade de líquido está sendo arrastado pelo vapor na saída do gerador. Ou seja o título na saída do gerador deve diminuir, da mesma forma a vazão de vapor. Essas conclusões podem ser facilmente deduzidas fazendo um balanço térmico no gerador de vapor. Realmente é o que pode ser concluído verificando as Figuras (5.31) e (5.32) para as vazões de líquido e vapor na saída do gerador, bem como as Figuras (5.33) e (5.34) mostrando uma diminuição gradativa do título até o nível de 90 cm, a partir deste ponto cai bruscamente.

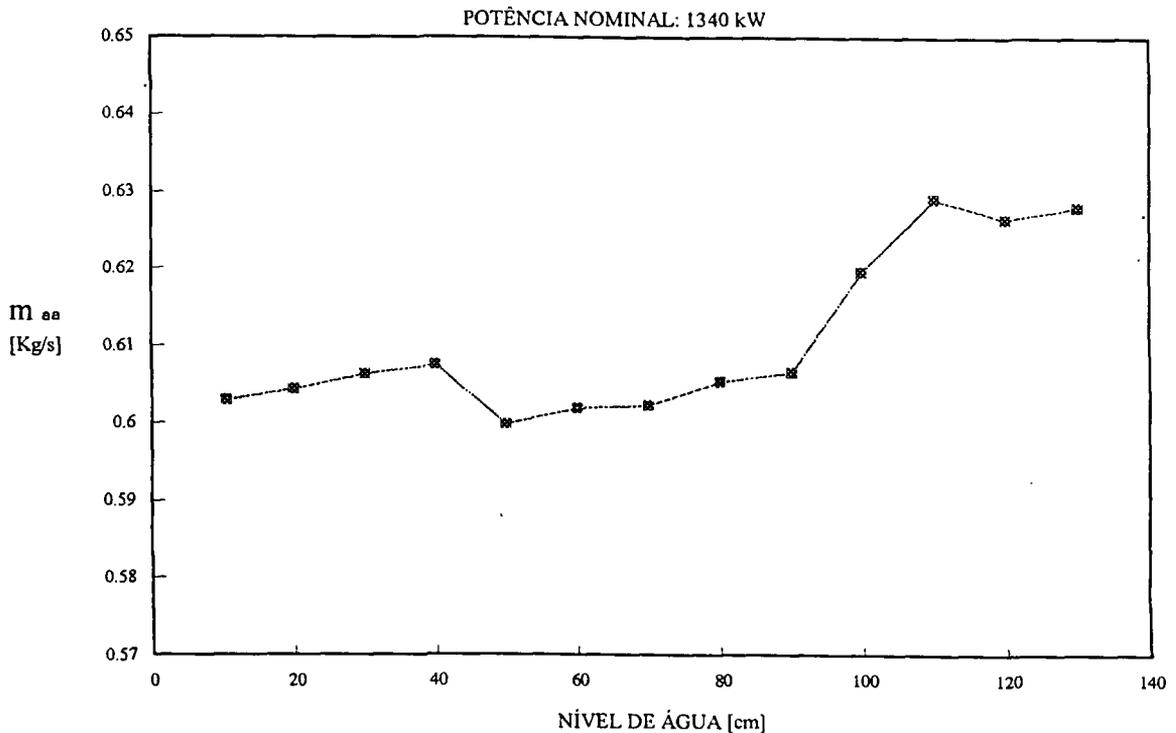


Figura 5.17 - Vazão de alimentação

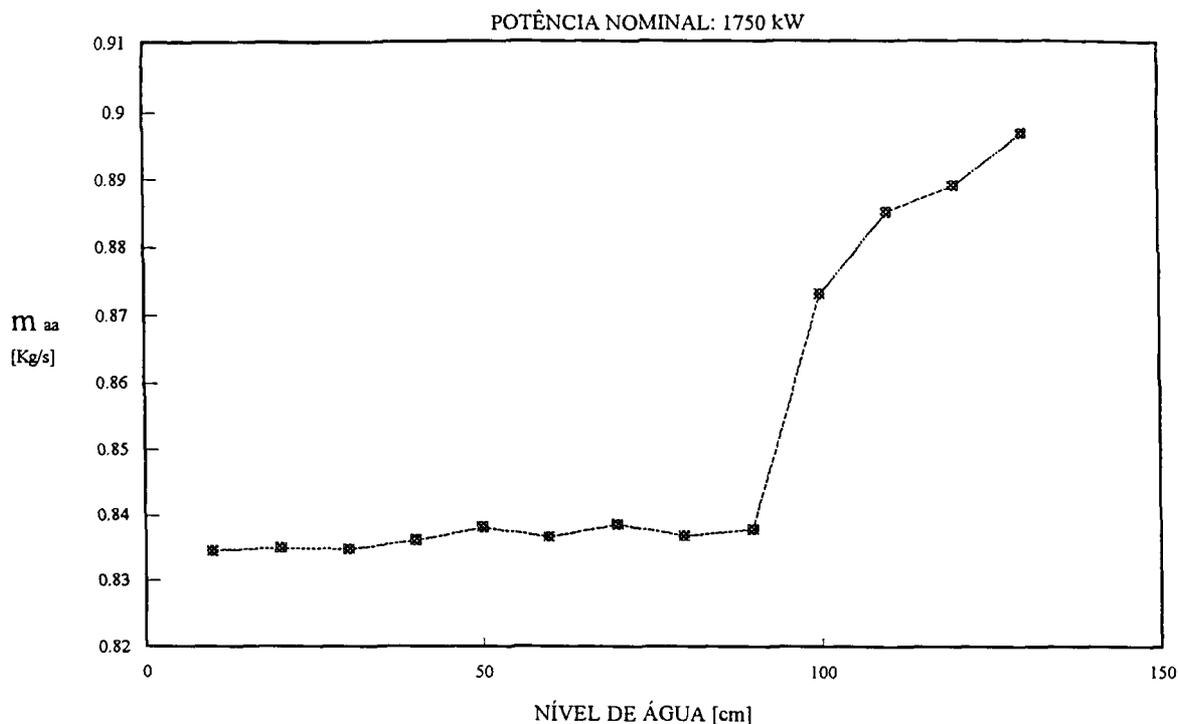


Figura 5.18 - Vazão de alimentação

5.7.1.2 Temperatura de alimentação T_{aa} :

A temperatura de alimentação tem comportamento semelhante ao visto acima, ou seja, as variações até 90 cm são devido às incertezas e variações ambiente ao qual o circuito está sujeito devido à torre de resfriamento que apresenta performance diferente para cada temperatura ambiente e a partir de 90 cm tem uma tendência de aumento.

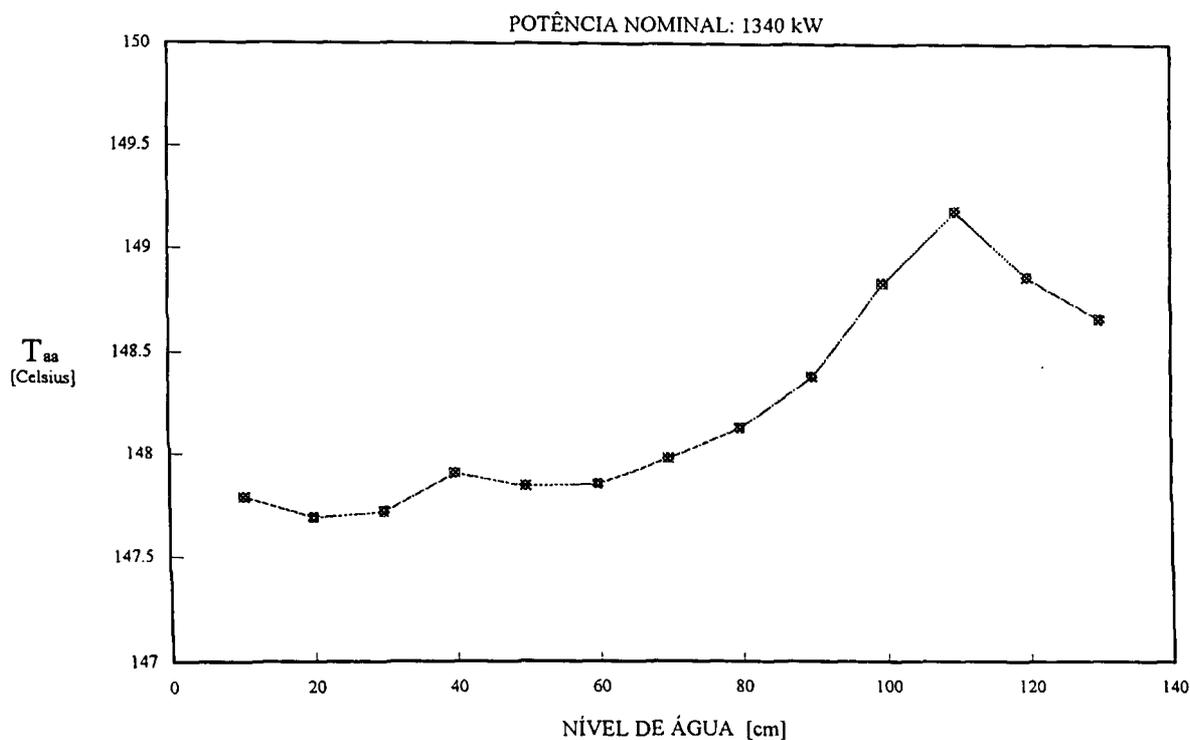


Figura 5.19 - Temperatura de alimentação

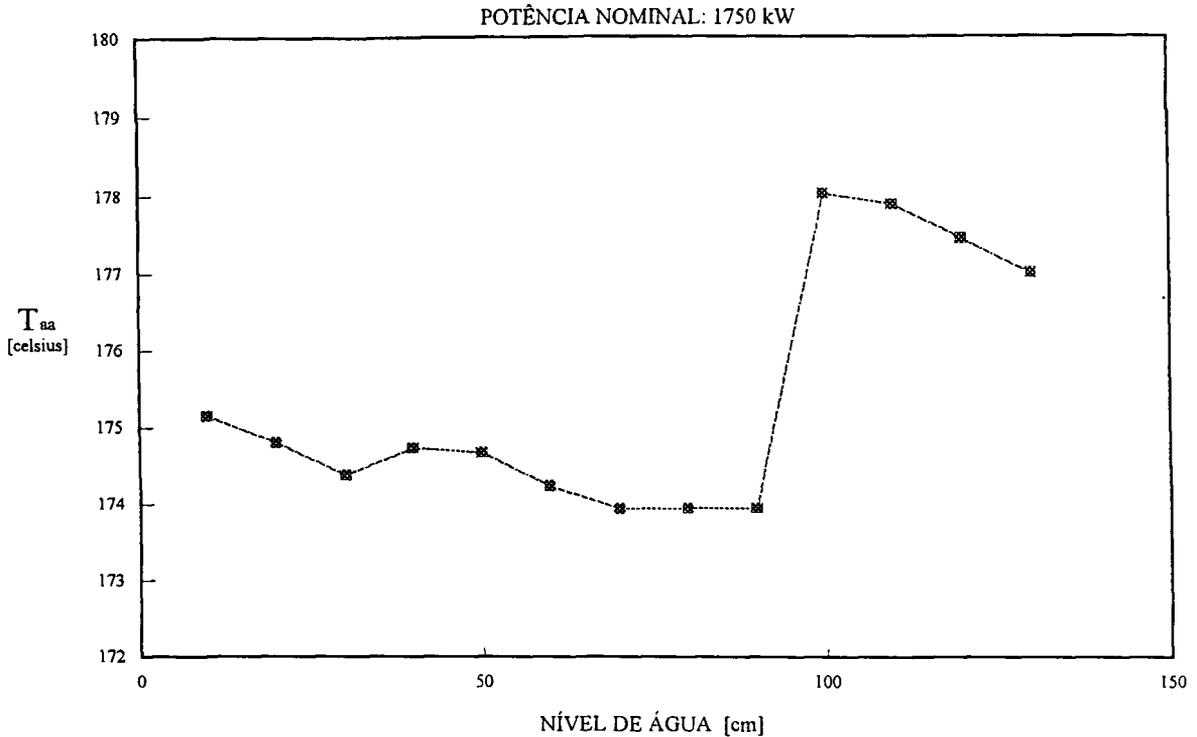


Figura 5.20 - Temperatura de alimentação

5.7.2 Condições no downcomer :

5.7.2.1 Vazão do downcomer \dot{m}_{dc} :

A vazão no downcomer foi calculada por dois métodos: O primeiro descrito na seção (3.2.3) no capítulo 3 onde foi realizado balanço térmico no downcomer, resultando a Equação (3.27) e o segundo através dos resultados da calibração da placa reguladora de fluxo na seção (5.5.2) através da Equação (5.5). As Figuras (5.21) e (5.22) comparam os resultados destes dois métodos para todos os experimentos realizados. Observa-se nas duas figuras que para o nível de 10 cm a vazão pelo método do balanço térmico atinge um pico, e acima disso aumenta gradativamente com o nível de água como era de se esperar. A faixa de vazão atingida para ambas as potências foi ente 2,0 e 3,0 kg/s. Nota-se uma total concordância entre os dois métodos para o nível de potência de 1750 kW, o mesmo não ocorrendo para 1340 kW. Mesmo assim os desvios relativos se mantiveram em torno de 10 %. Baseado nos resultados das incertezas no apêndice A pode-se concluir que o método da calibração da placa reguladora apresenta menor incerteza. Deve ser observado também que existe um fluxo de calor do evaporador para o canal anular do downcomer e que mesmo por experimentos específicos [14] não se pode afirmar que seja desprezível. E caso realmente não seja desprezível a vazão calculada pela equação (3.27) resultaria em um valor maior que o real.

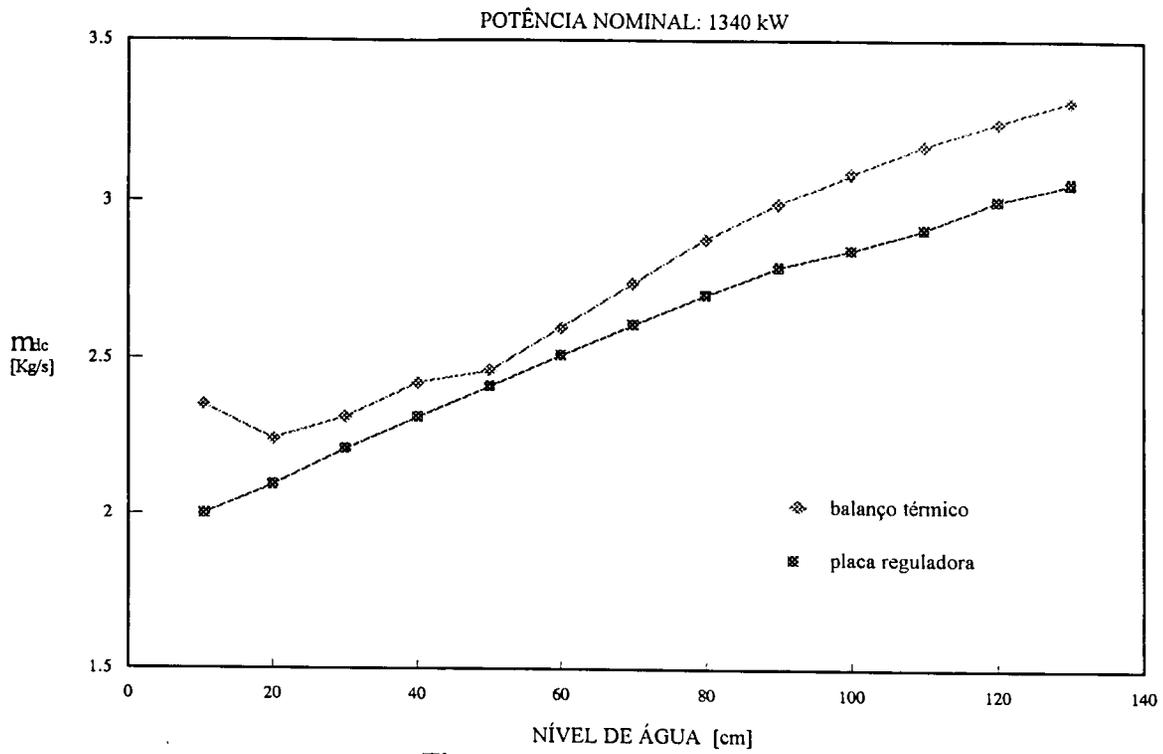


Figura 5.21 - Vazão no downcomer

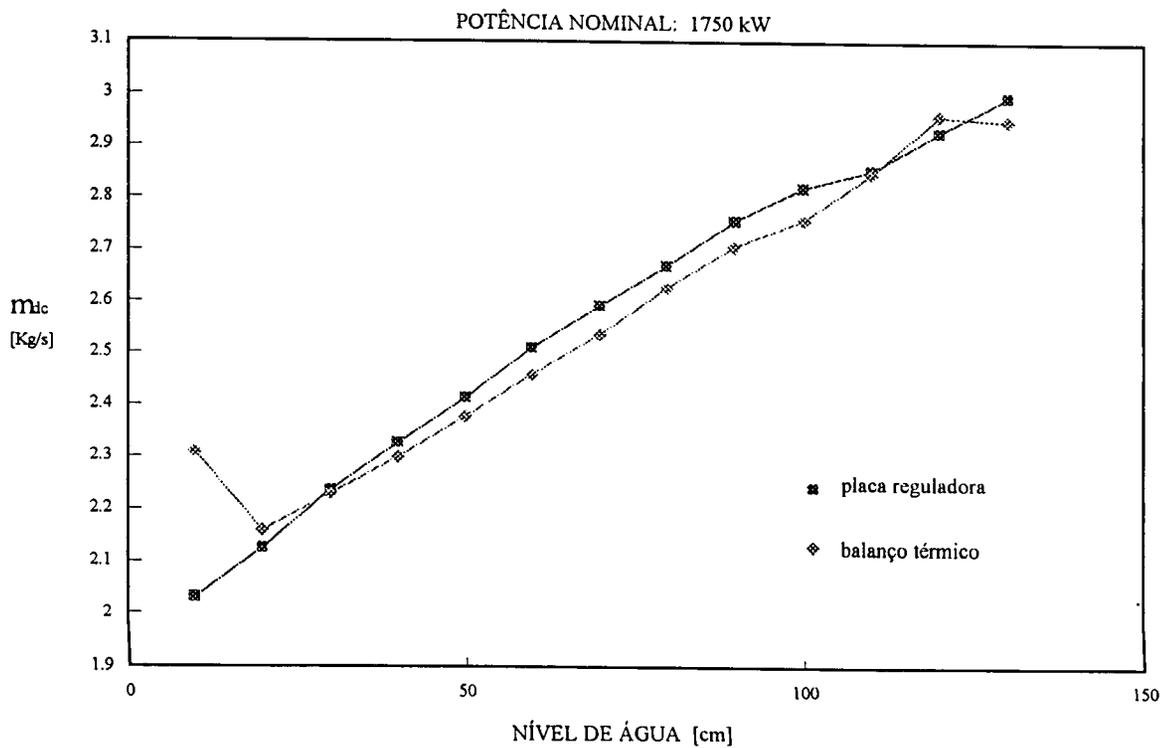


Figura 5.22 - Vazão no downcomer

5.7.2.2 Temperatura média no downcomer T_{dc} :

Conforme as Figuras (5.23) e (5.24) a temperatura apresenta um pico em 10 cm (causa desconhecida) aumentando gradativamente a partir de 20 cm devido ao aumento da vazão de água saturada de retorno (vazão de recirculação) do separador de vapor.

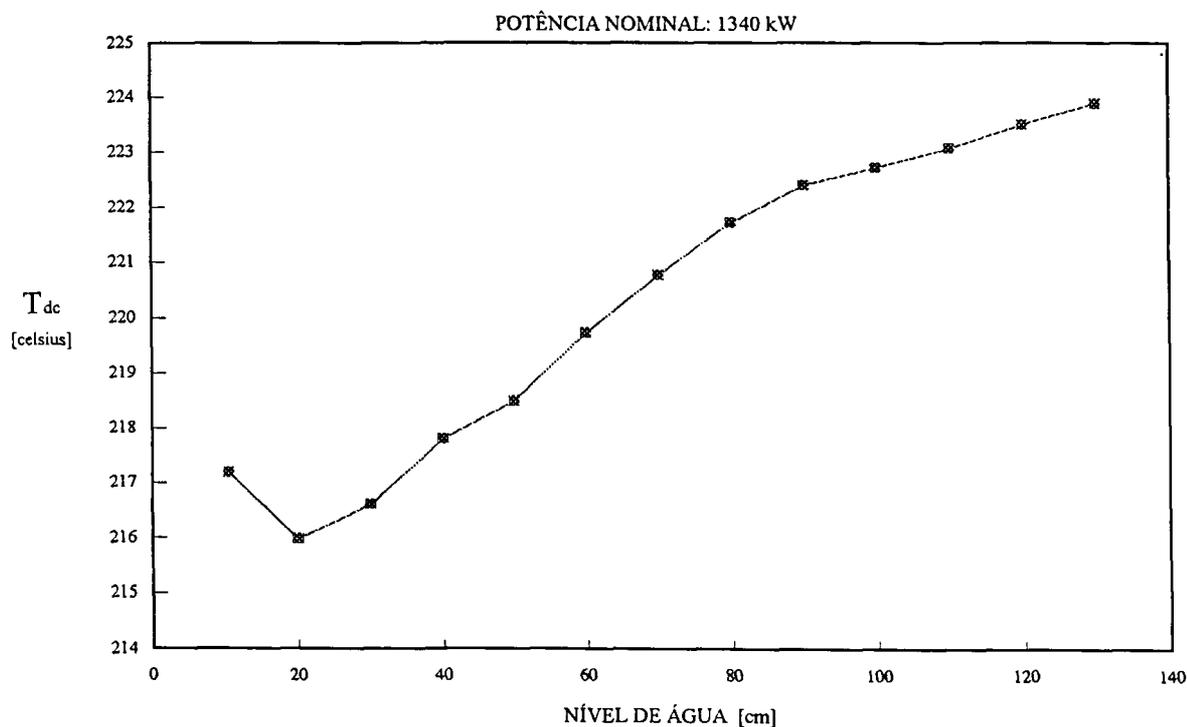


Figura 5.23 - Temperatura média no downcomer

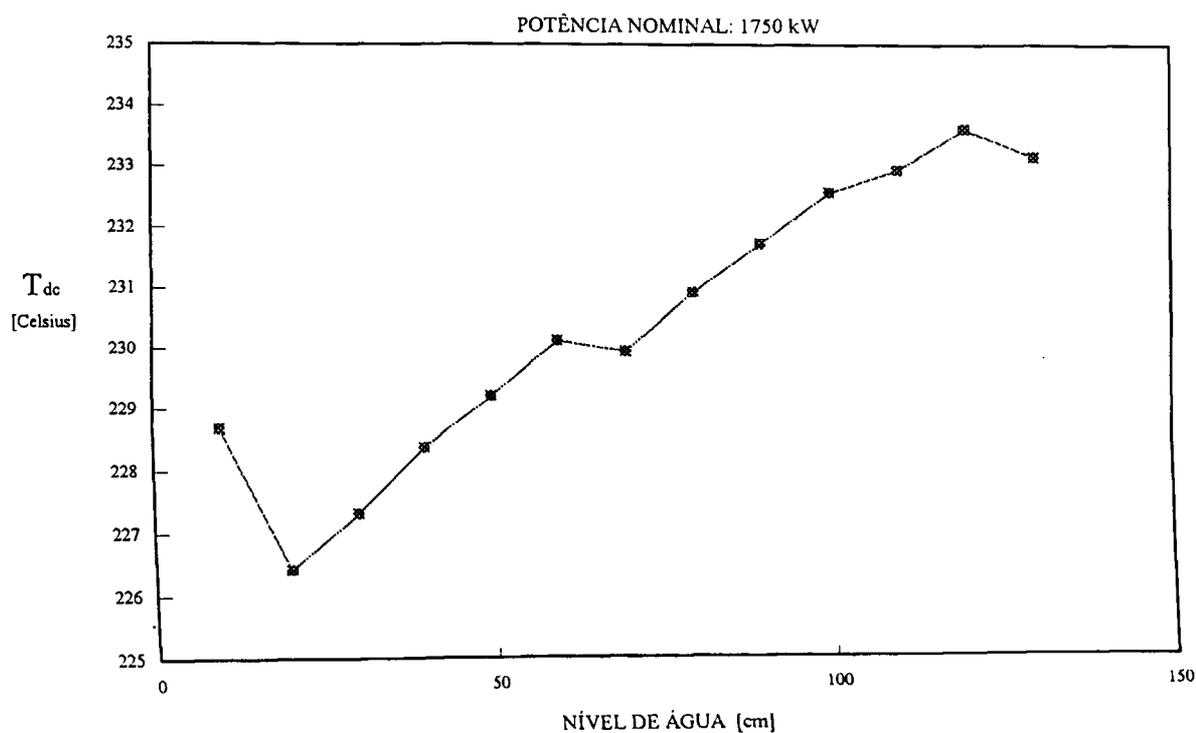


Figura 5.24 - Temperatura média no downcomer

5.7.3 Condições no Evaporador :

5.7.3.1 Temperatura no Evaporador T_{ev} :

Conforme pode ser visto nas Figuras (5.25) e (5.26) a variação de temperatura e pressão no evaporador acompanhou a variação da temperatura ambiente, salvo a 40 e 60 cm para 1340 e 1750 kW respectivamente onde o CTE-150 sofreu um desligamento involuntário súbito e ao retornar nas condições do experimento não foi possível reproduzir as condições anteriores. Não comprometendo porém a validade dos resultados.

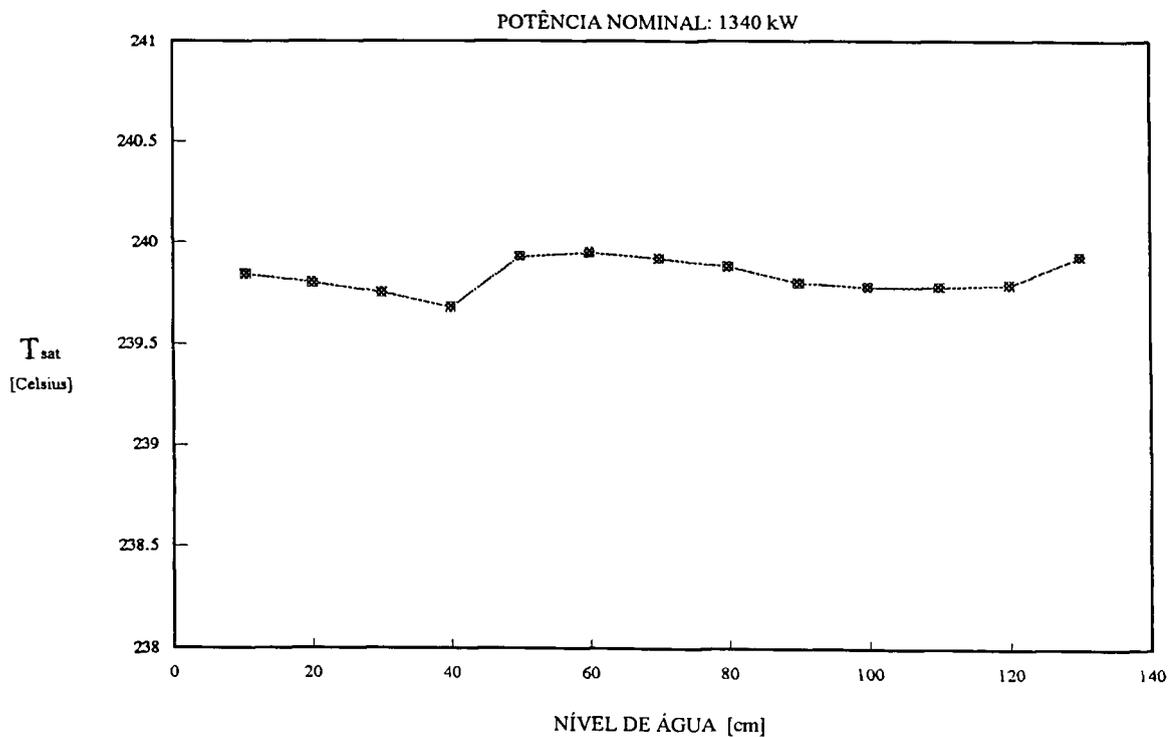


Figura 5.25 - Temperatura de saturação no Evaporador

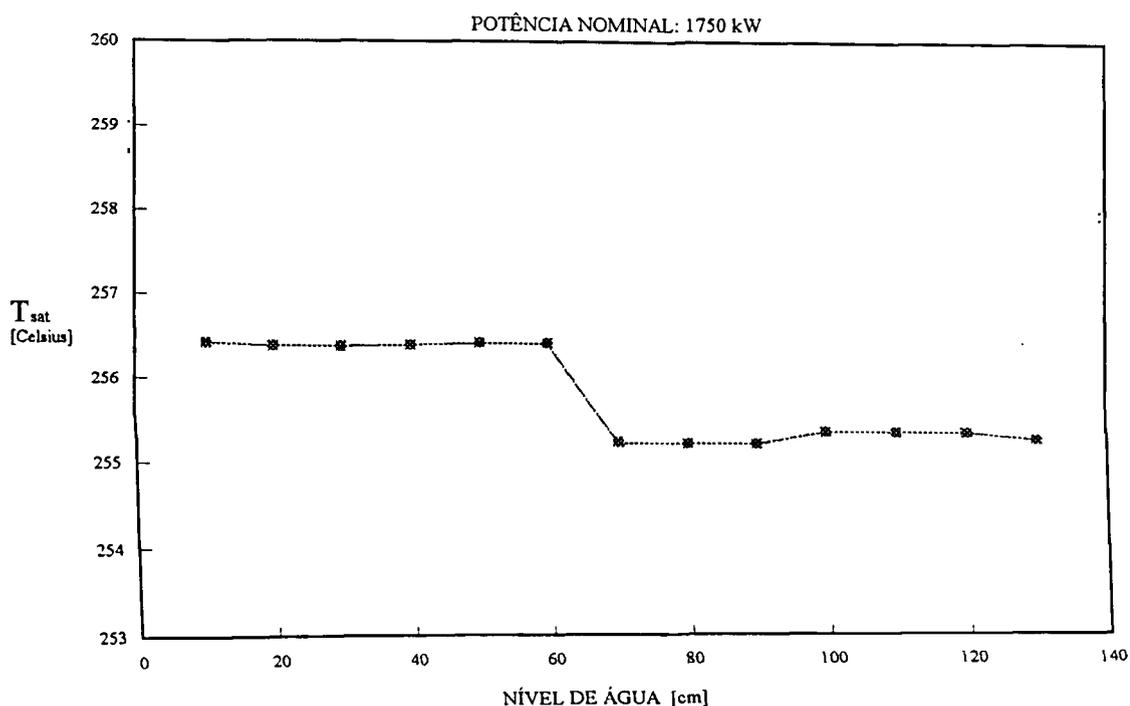


Figura 5.26 - Temperatura de saturação no Evaporador

5.7.3.2 - Pressão no Evaporador P_{ev} :

Nas Figuras (5.27) e (5.28) tem-se a temperatura e pressão de saturação mostradas no mesmo gráfico. Pode-se concluir que a pressão varia com a temperatura como é de se esperar.

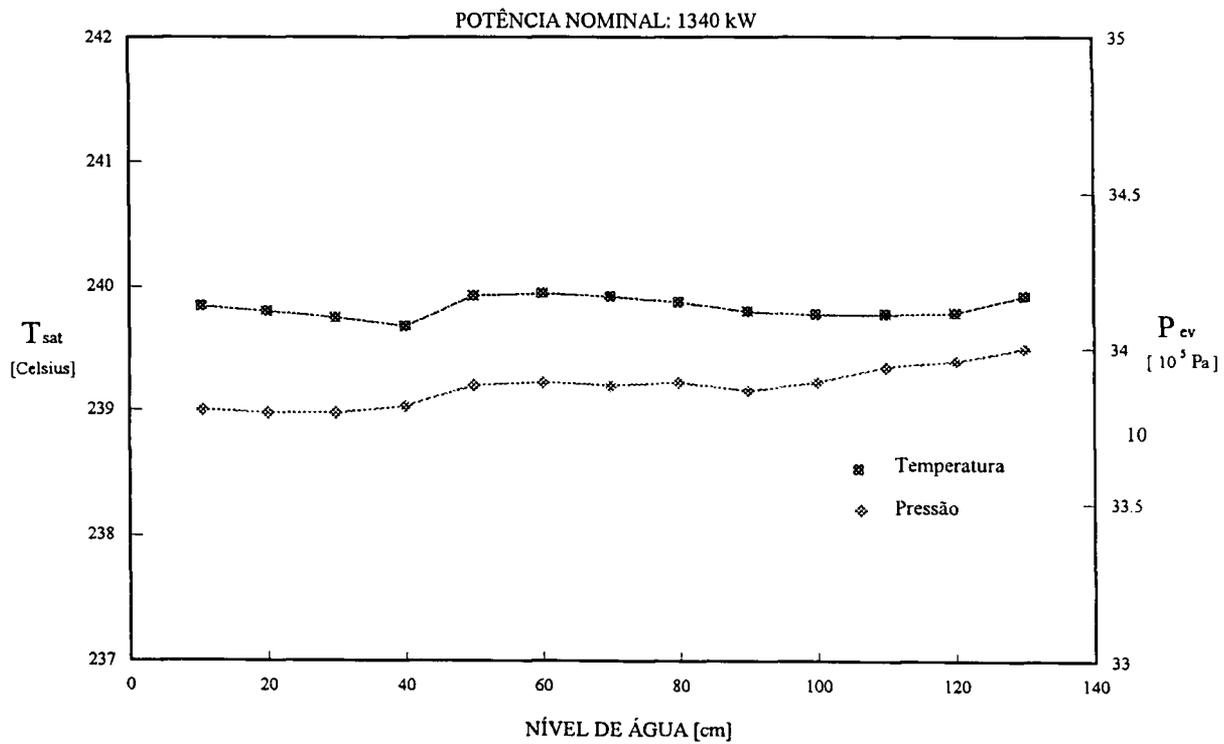


Figura 5.27 - Temperatura e Pressão de saturação no Evaporador

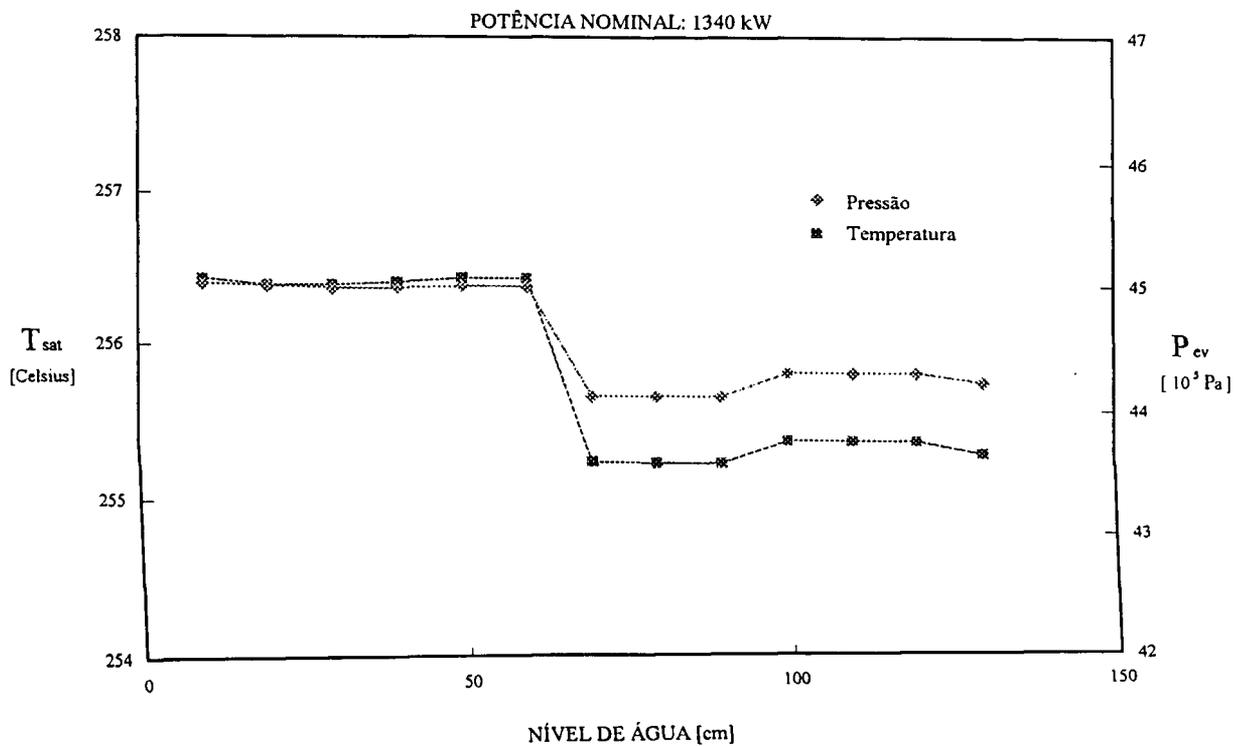


Figura 5.28 - Temperatura e Pressão de saturação no Evaporador

5.7.3.3 Fração de vazio α_s e Título x_s na saída do Evaporador :

Pode-se observar através das Figuras (5.29) e (5.30) que a fração de vazio e o título cai continuamente com o aumento da vazão no evaporador, isto se deve ao fato da vazão de vapor variar muito pouco na saída do evaporador para uma mesma potência transferida..

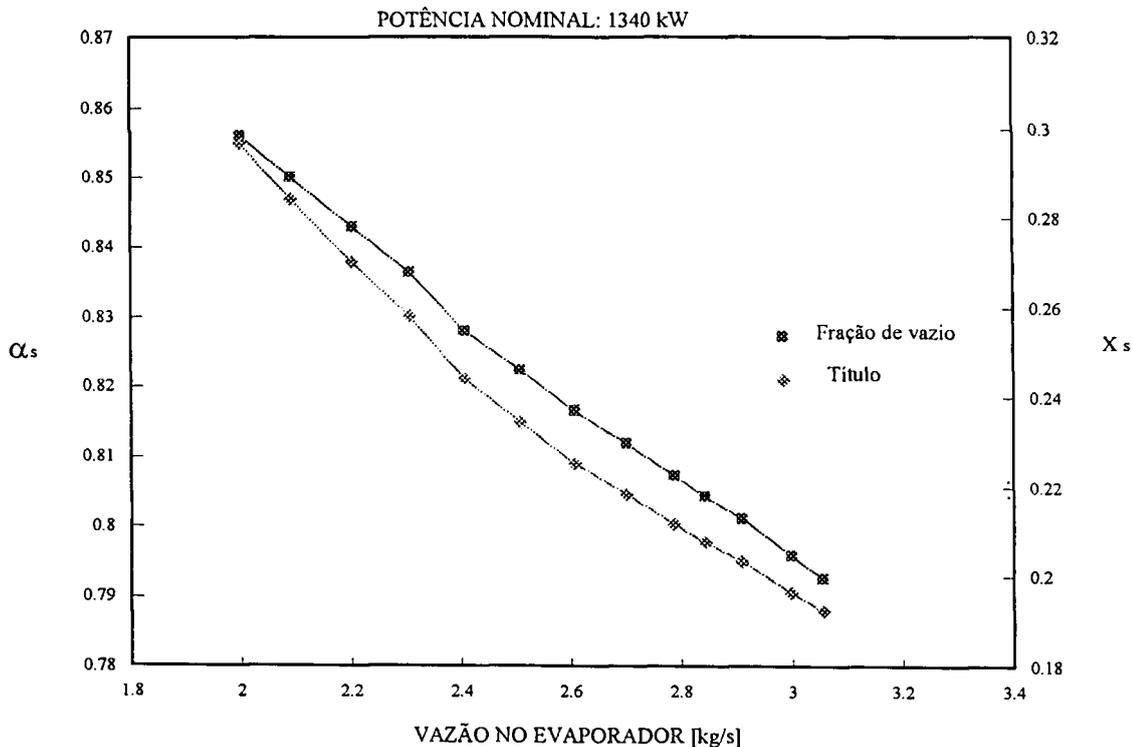


Figura 5.29- Fração de vazio e Título na saída do Evaporador

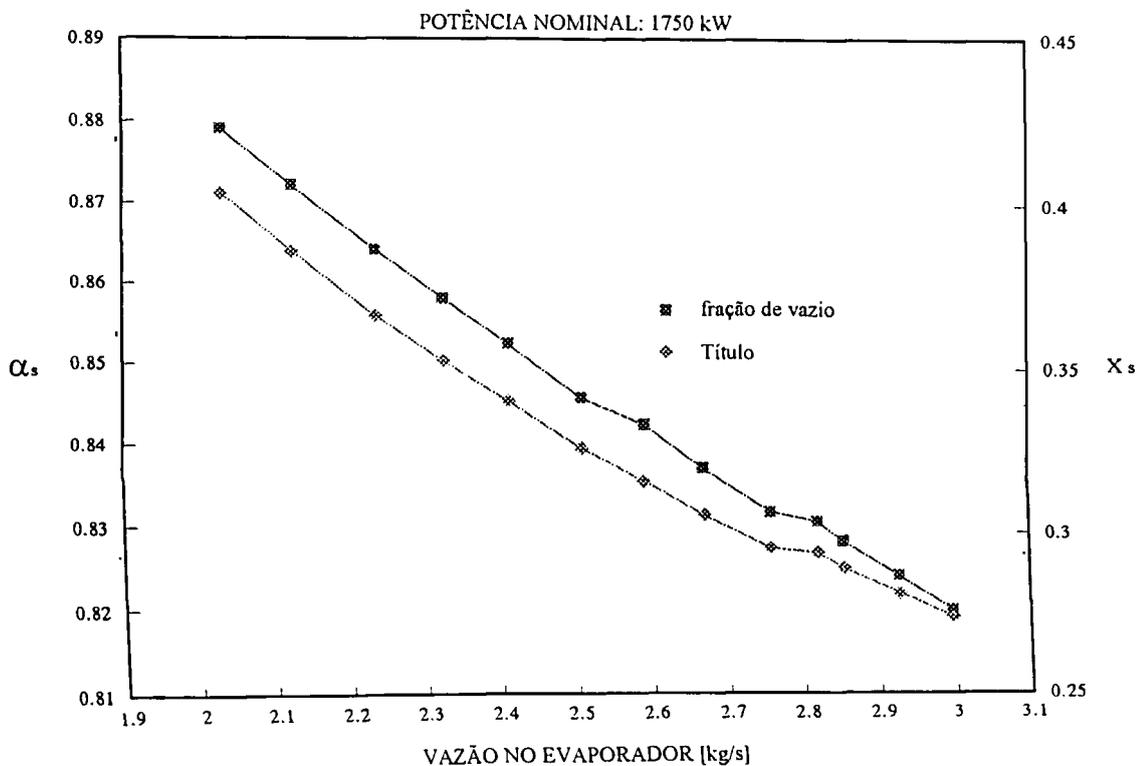


Figura 5.30 - Fração de vazio e Título na saída do Evaporador

5.7.4 Condições de saída no Gerador de Vapor:

Conforme discutido na seção (5.7.1.1) a vazão da água arrastada pelo vapor na saída do gerador aumenta gradativamente até 90 cm e bruscamente acima deste. Analisando o separador de vapor através da Figura (2.4) no capítulo 2 e de posse da geometria do gerador de vapor nota-se que acima de 90 cm o nível alcança a janela de saída da água do downcomer. Isto demonstra que enquanto o nível de água se encontra abaixo de 90 cm o vapor também escoar por este circuito junto com a água de recirculação subindo pelo espaço entre o separador e o gerador até alcançar o pleno superior. A partir de 90 cm o título diminui bruscamente (ver Figuras (5.33) e (5.34)) porque o vapor é forçado a utilizar os bocais de alívio tendo um trajeto menor para que a umidade arrastada se separe por gravidade, bem como o volume de expansão no downcomer que auxilia na separação, diminui com o aumento do nível. Este fenômeno faz com que a vazão de água arrastada aumente, diminuindo a vazão de vapor (e aumentando a de líquido) para uma potência transferida constante, como pode ser visto nas Figuras (5.31) e (5.32).

5.7.4.1 Vazão de vapor \dot{m}_v e vazão de líquido \dot{m}_l :

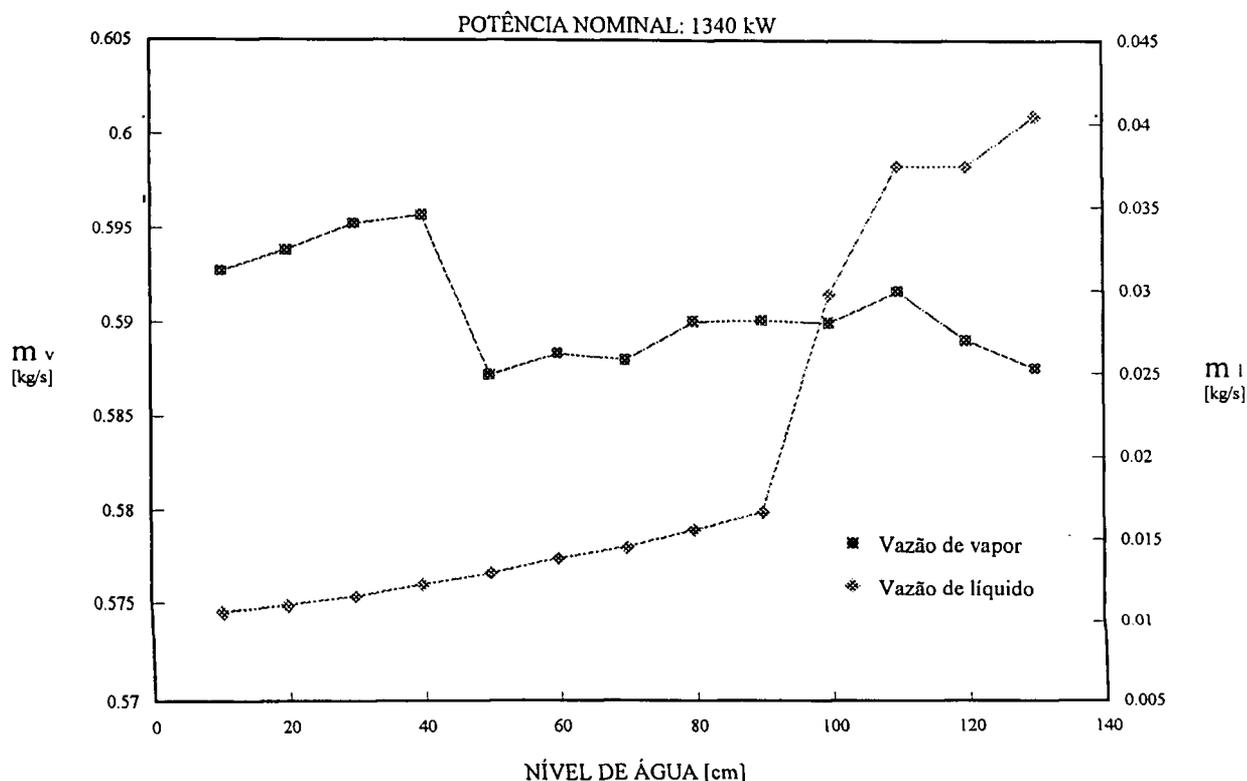


Figura 5.31 - Vazão de vapor e de líquido na saída do Gerador de Vapor

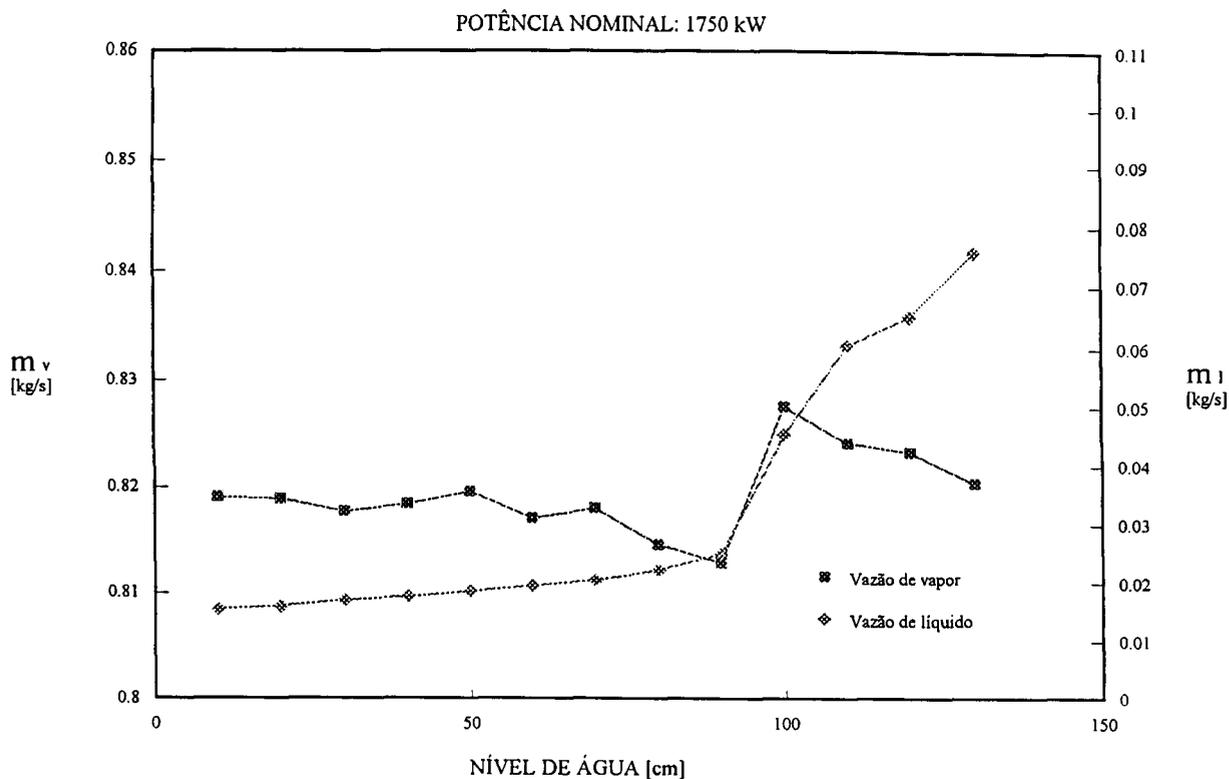


Figura 5.32 - Vazão de vapor e de líquido na saída do Gerador de Vapor

5.7.4.2 - Título x_{gv} :

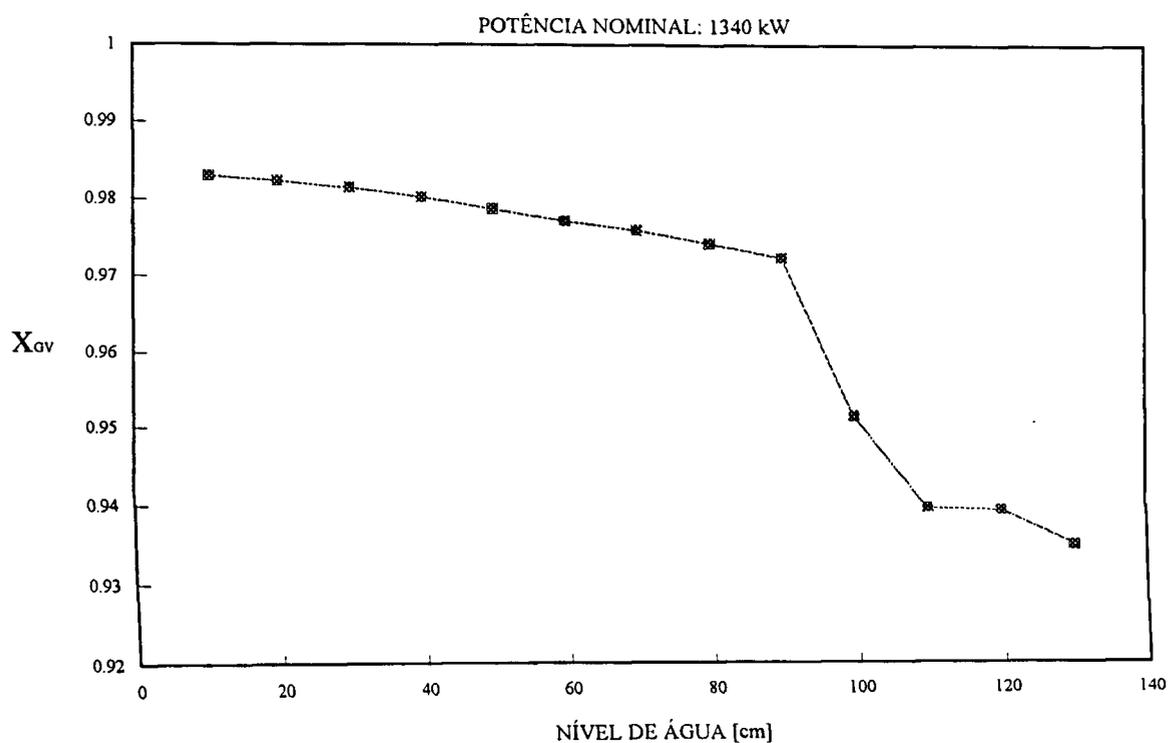


Figura 5.33 - Título na saída do Gerador de Vapor

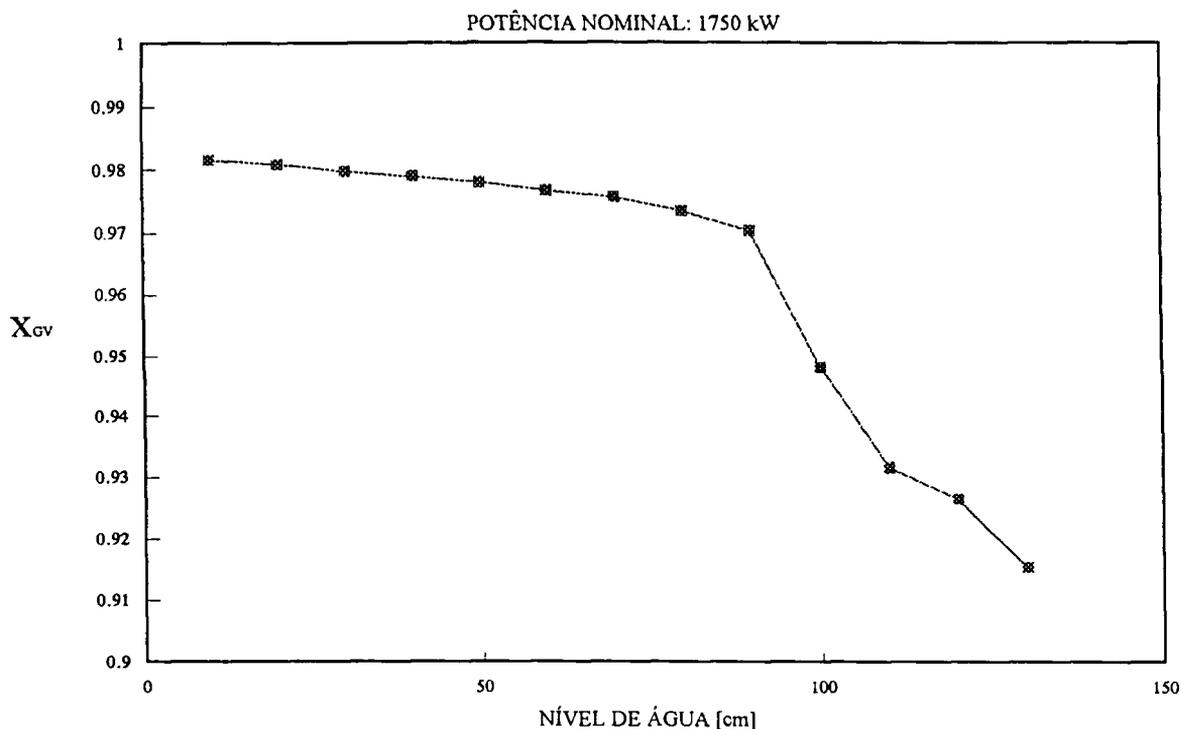


Figura 5.34- Título na saída do Gerador de Vapor

5.7.5 Perda de Carga na Placa Reguladora de Fluxo e Separador de Vapor:

Nas Figuras (5.35) e (5.36) são mostradas as perdas na placa reguladora (medida direta por meio do sensor PDIT-367) e separador de vapor (medida indireta por meio da Equação (3.96)) em função da vazão no downcomer, nota-se que as perdas nos dois componente são da mesma ordem de grandeza. A soma da perdas na placa e separador representa mais de 80 % da perda total na recirculação. Das Figuras (5.47) e (5.48) nota-se que para o modelo de escoamento separado a soma das perdas por atrito nas singularidades para a máxima vazão é da ordem de 1800 N/m^2 , enquanto para o mesmo ponto as perda na placa e separador somam 16000 N/m^2 . Para a potência de 1340 kW ocorreu a partir de 60 cm de nível de água uma inversão na perda do separador em relação à placa reguladora, o que não se repetiu para a potência de 1750 kW, este fenômeno pode ter ocorrido após o desligamento involuntário da instalação (devido a problemas causados no sensor de pressão diferencial do separador de vapor) ou devido à mudança no regime de escoamento.

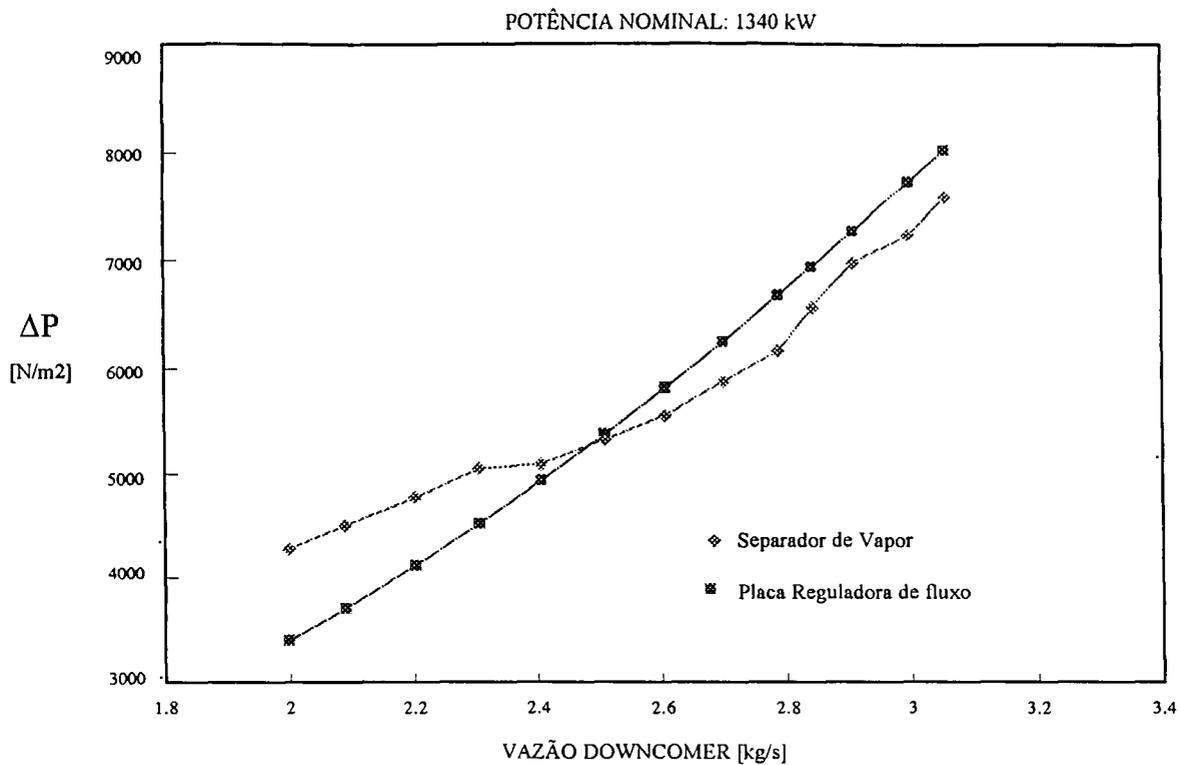


Figura 5.35 - Perda de Carga na Placa Reguladora de fluxo e Separador de Vapor

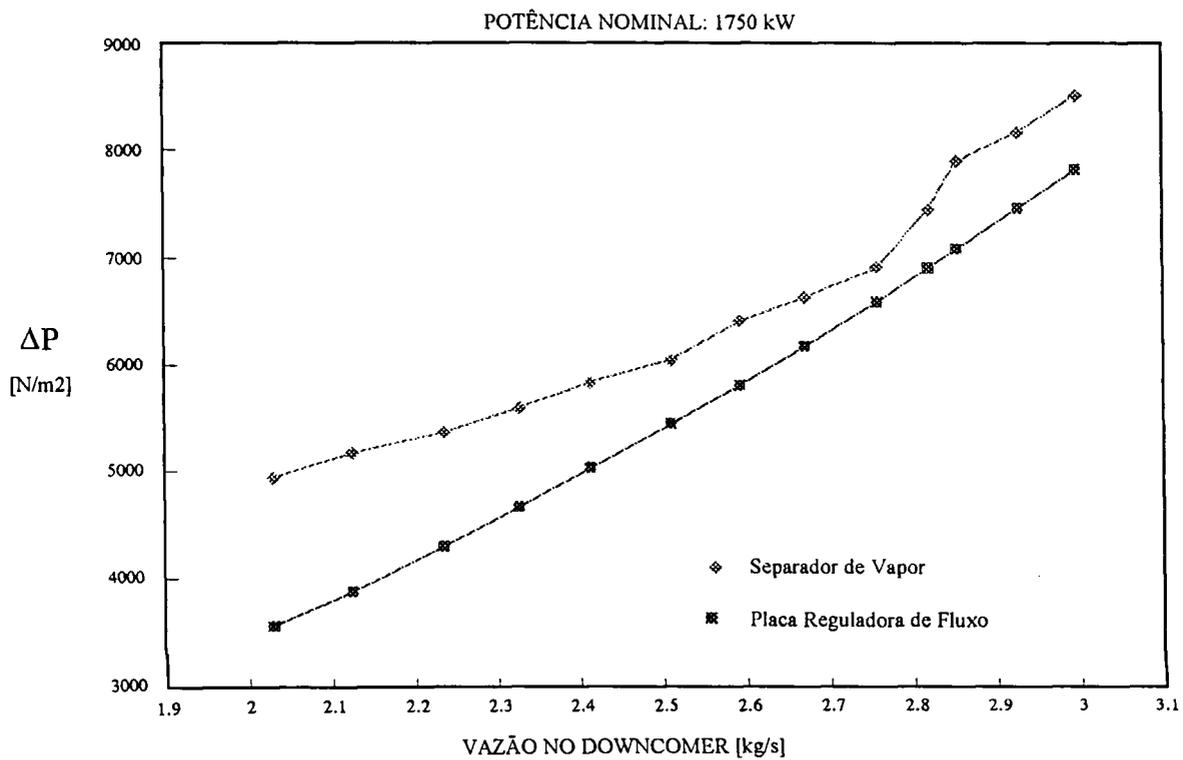


Figura 5.36 - Perda de Carga na Placa Reguladora de fluxo e Separador de Vapor

5.8 RESULTADOS DO MODELO HOMOGÊNEO:

5.8.1 Constante de Perda de Carga para o Separador de Vapor:

Conforme seção (3.5.16) a constante de perda de carga do separador de vapor para o modelo homogêneo é dada pela Equação (3.97). Nas Figuras (5.37) e (5.38) são apresentados os resultados obtidos a partir dos dados experimentais. Note que para ambas figuras a constante permanece inalterada até o ponto correspondente a 90 cm de nível de água, que é o mesmo ponto onde o nível alcança as janelas do separador de vapor. A variação da constante K_{sv} é devido à mudança na geometria de escoamento do vapor, visto que a partir de 90 cm o vapor não escoar mais através das janelas. Assim a geometria do escoamento é alterada continuamente com o aumento de nível de água também pela diminuição do volume de expansão do vapor ao sair do bocal tangencial e entrar no downcomer, antes de escoar para fora do separador através dos orifícios de alívio (ver figura 2.4). Na Figura (5.39) são plotadas as duas curvas no mesmo gráfico. Pode ser notado que há uma discrepância entre as curvas para os dois níveis de potência transferida, mostrando que o modelo homogêneo não é adequado para tal análise.

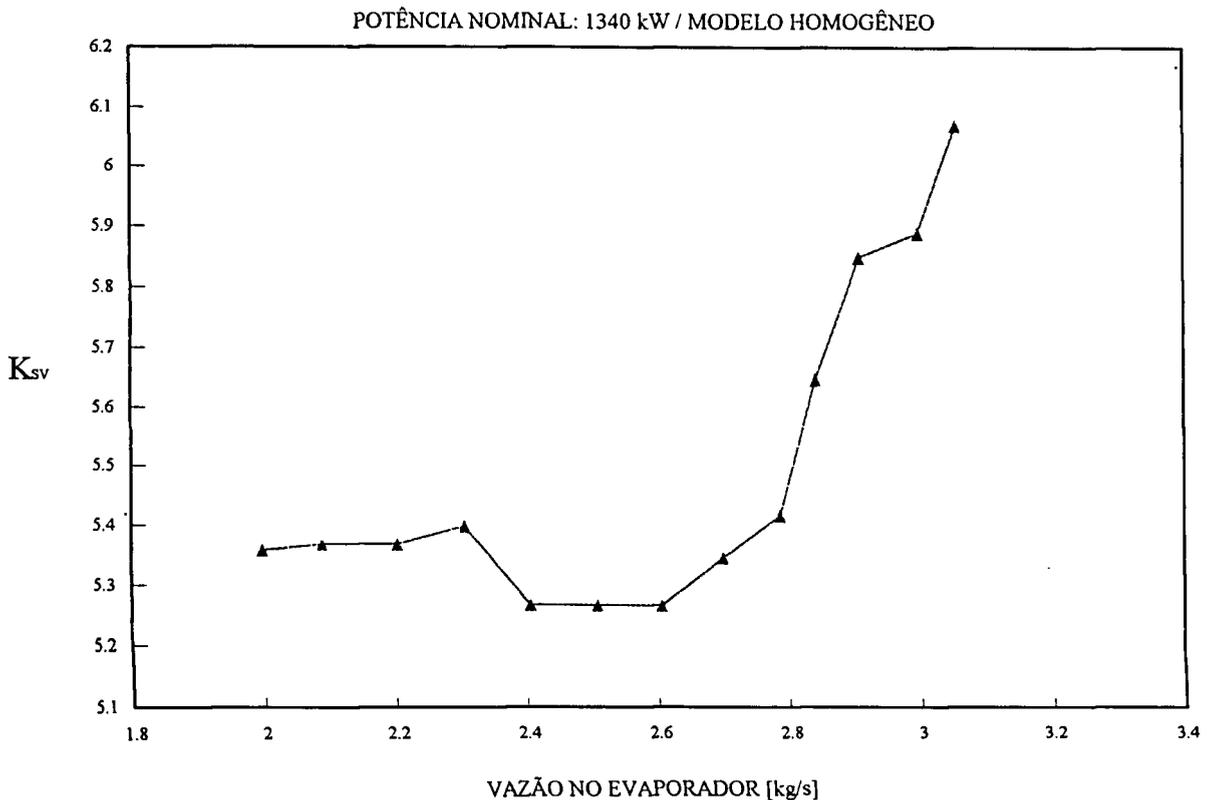
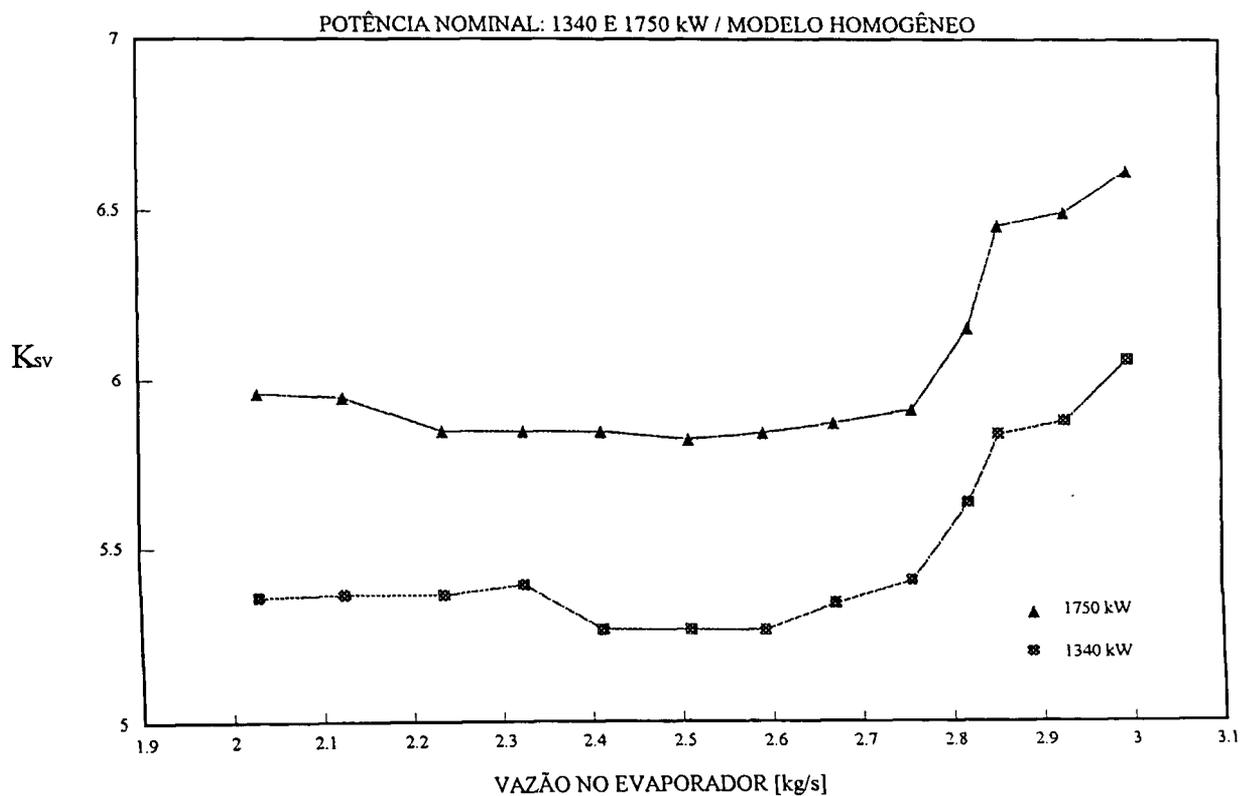
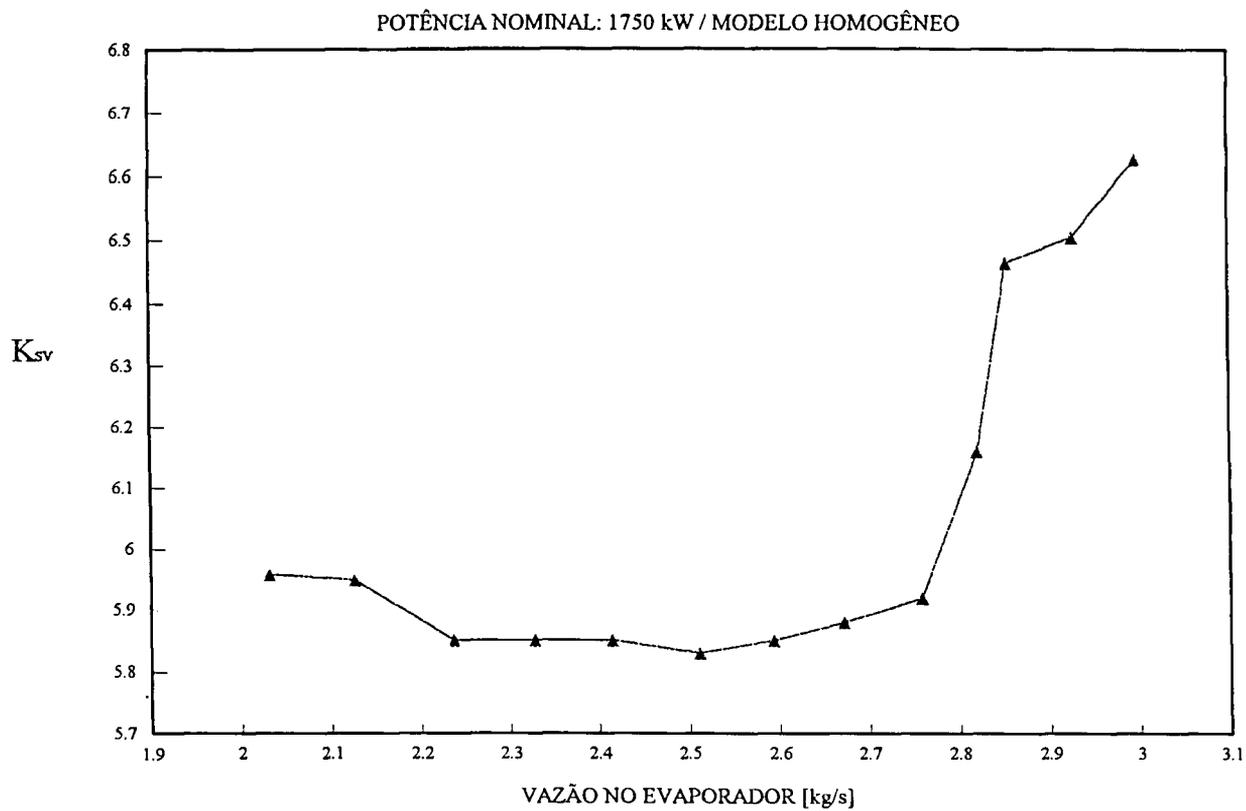


Figura 5.37 - Constante de Perda de Carga para o Separador de Vapor



5.8.2 Resposta do Modelo para o Nível de água :

O nível de água para o modelo homogêneo foi calculado conforme Equação (3.22) substituindo as equações complementares descritas para este modelo nas seções (3.3) e (3.5). Para as perdas de carga na placa reguladora ΔP_{pl} (medida direta por meio do sensor PDIT-367) e separador de vapor ΔP_{sv} (medida indireta por meio da Equação (3.96) e sensor PDIT-366) foram utilizados os resultados experimentais, enquanto a posição da cota do trecho subresfriado adotou-se o valor obtido pelo código computacional Gevap2.for conforme Figuras (5.15) e (5.16). A vazão no evaporador foi calculada por meio da calibração realizada na placa reguladora de fluxo descrita na seção (5.5.2) através da Equação (5.5) por apresentar menor incerteza conforme pode ser visto na Tabela (A.20) no apêndice A. As densidades nos volumes de controle onde se tem escoamento monofásico (ρ_{dc} , ρ_{sr} e ρ_f) foram obtidas em função das temperaturas medidas durante o experimento.

Desta forma as variáveis $\sum_{i=2}^{13} \Delta P_{at(i)}$ - (somatório das perdas de carga por atrito singulares e distribuídas ao longo do circuito de recirculação), ΔP_{ac} (perda de carga por aceleração no evaporador) e as densidades $\bar{\rho}_{ev}$ e ρ_{sv} são calculadas conforme correlações descritas nas seções (3.3) e (3.5) para o modelo homogêneo.

Nas Figuras (5.40) e (5.41) são mostrados os resultados da comparação do modelo matemático com o nível medido durante o experimento.

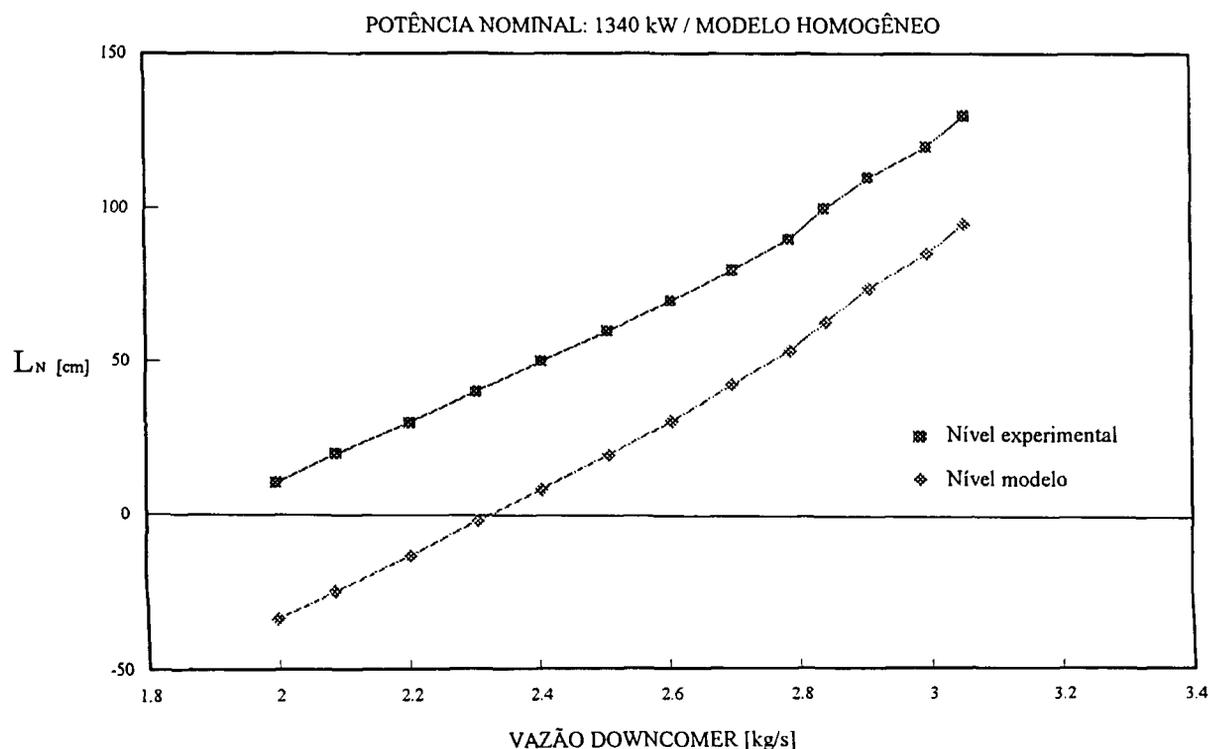


Figura 5.40 - Comparação do nível experimental e nível do modelo para 1340 kW

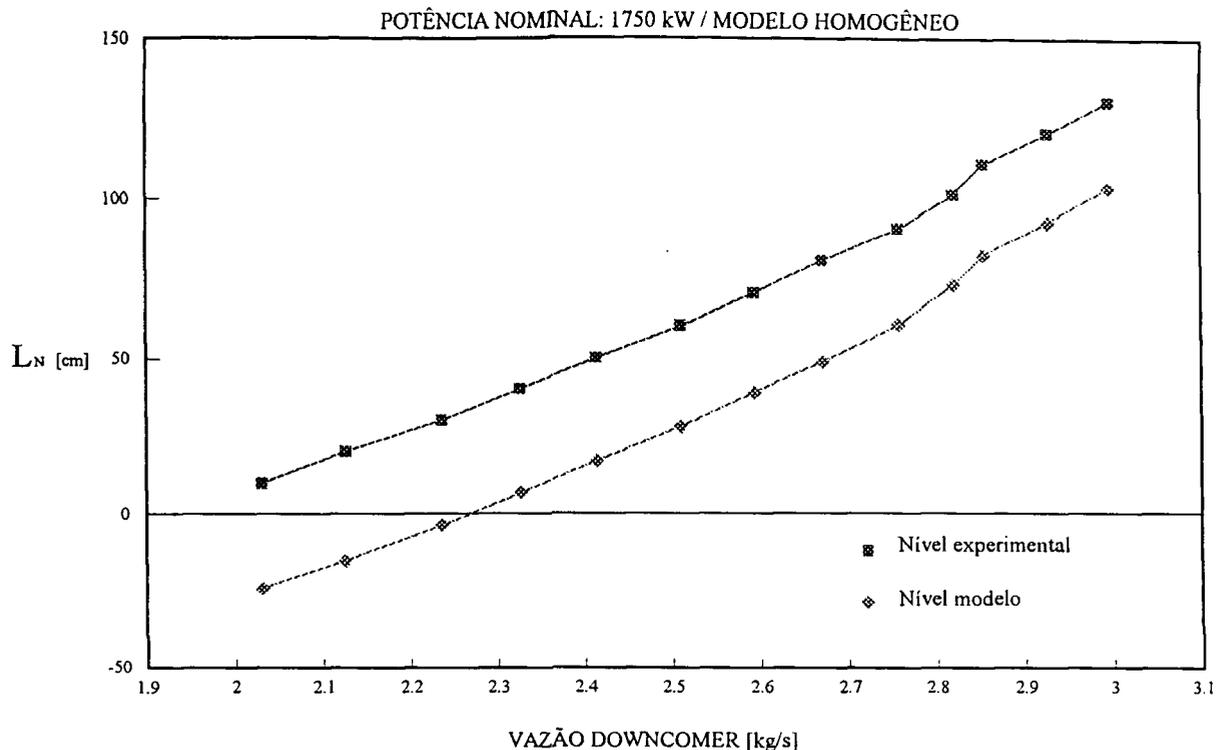


Figura 5.41 - comparação do nível experimental e nível do modelo para 1750 kW

5.8.3 Velocidades :

Na Figura (5.42) são mostradas as velocidades ao longo da recirculação para o modelo homogêneo, nota-se que a velocidade é menor que 1 m/s em todos os trechos exceto na entrada do separador de vapor onde a velocidade atinge 5 m/s. Na Figura (5.43) é mostrada a velocidade na entrada do separador de vapor para os 13 experimentos ao nível de potência de 1340 kW, pode ser notado que a velocidade na mistura homogênea varia muito pouco com o aumento da vazão no evaporador.

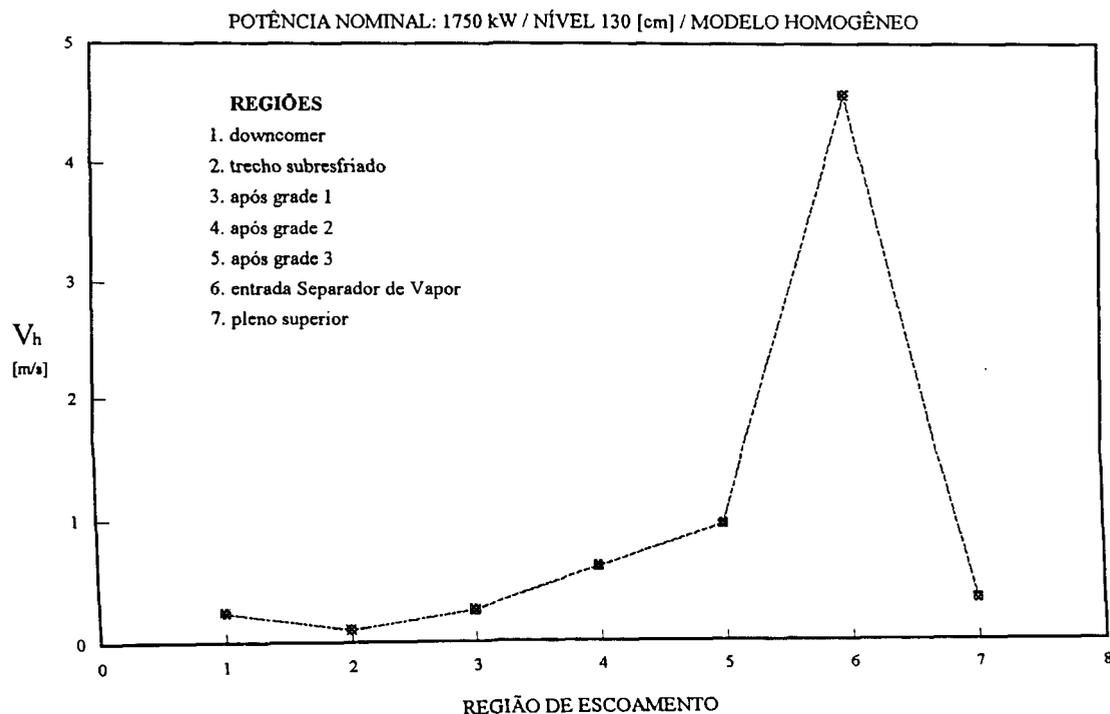


Figura 5.42 - Velocidades ao longo da recirculação

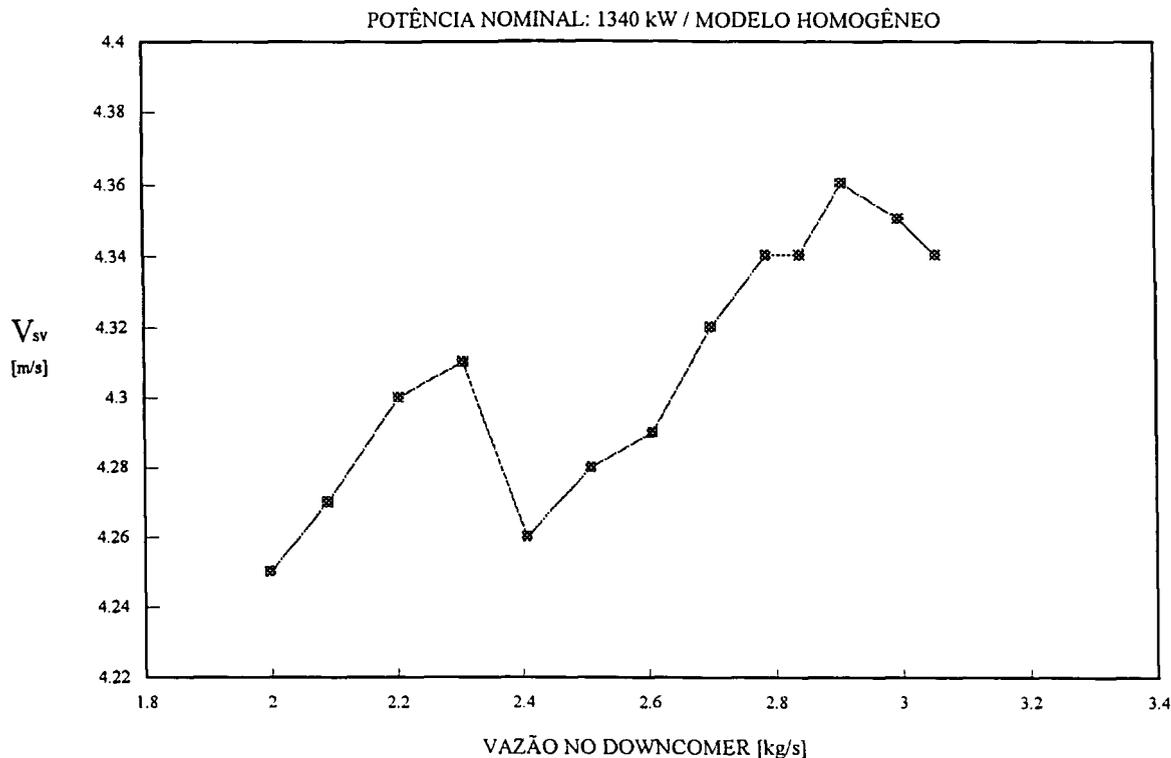


Figura 5.43 - Velocidade na entrada do Separador de Vapor

5.9 RESULTADOS DO MODELO DE ESCOAMENTO SEPARADO:

5.9.1 Constante de Perda de Carga para o Separador de Vapor:

Conforme seção (3.5.16) a constante de perda de carga do separador de vapor para o modelo de escoamento separado é dada pela Equação (3.98). Nas Figuras (5.44) e (5.45) são apresentados os resultados obtidos a partir dos dados experimentais para as potências de 1340 e 1750 kW respectivamente. Note que para ambas figuras a constante permanece inalterada até o ponto correspondente a 90 cm de nível de água, que é o mesmo ponto onde o nível alcança as janelas do separador de vapor. Da mesma forma que na seção (5.8.1) a variação da constante K_{sv} é devido à mudança na geometria de escoamento do vapor.

Na Figura (5.46) são comparadas as duas curvas onde pode ser observado que para as duas potências as curvas são idênticas. Logo o modelo de escoamento separado é adequado para o cálculo da constante de perda de carga do separador de vapor.

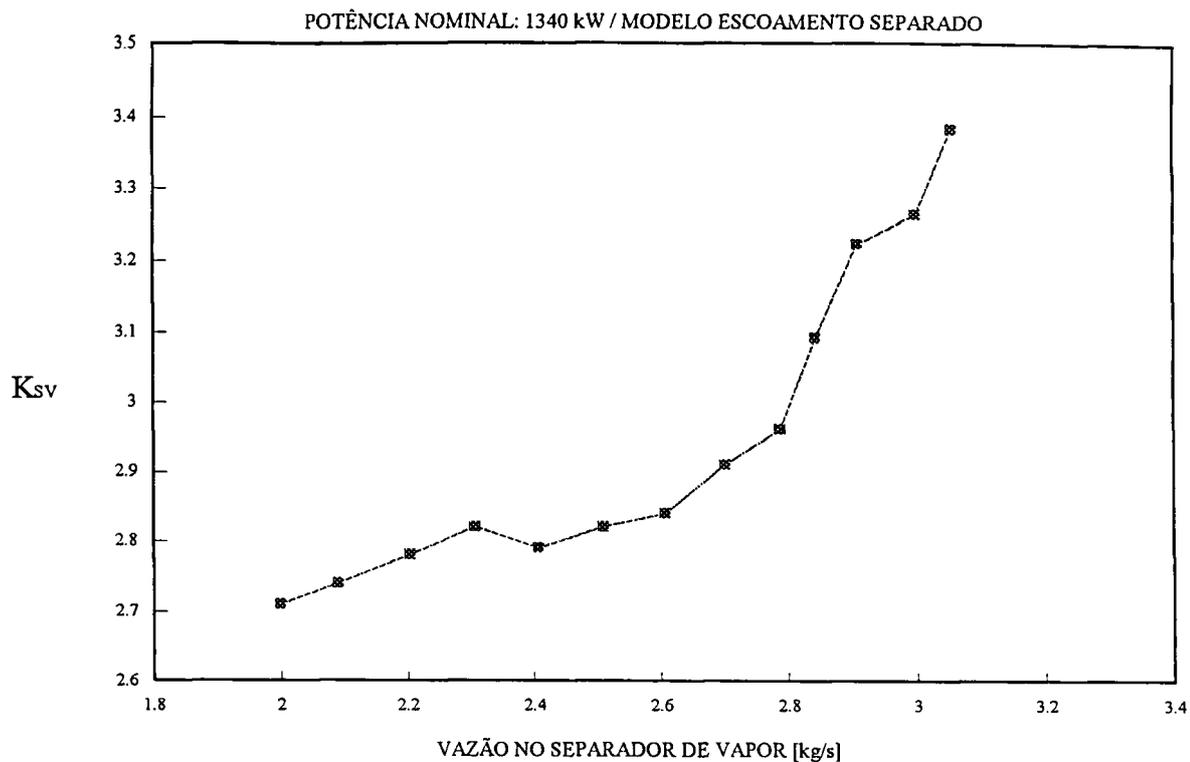


Figura 5.44 - Constante de Perda de Carga para o Separador de Vapor

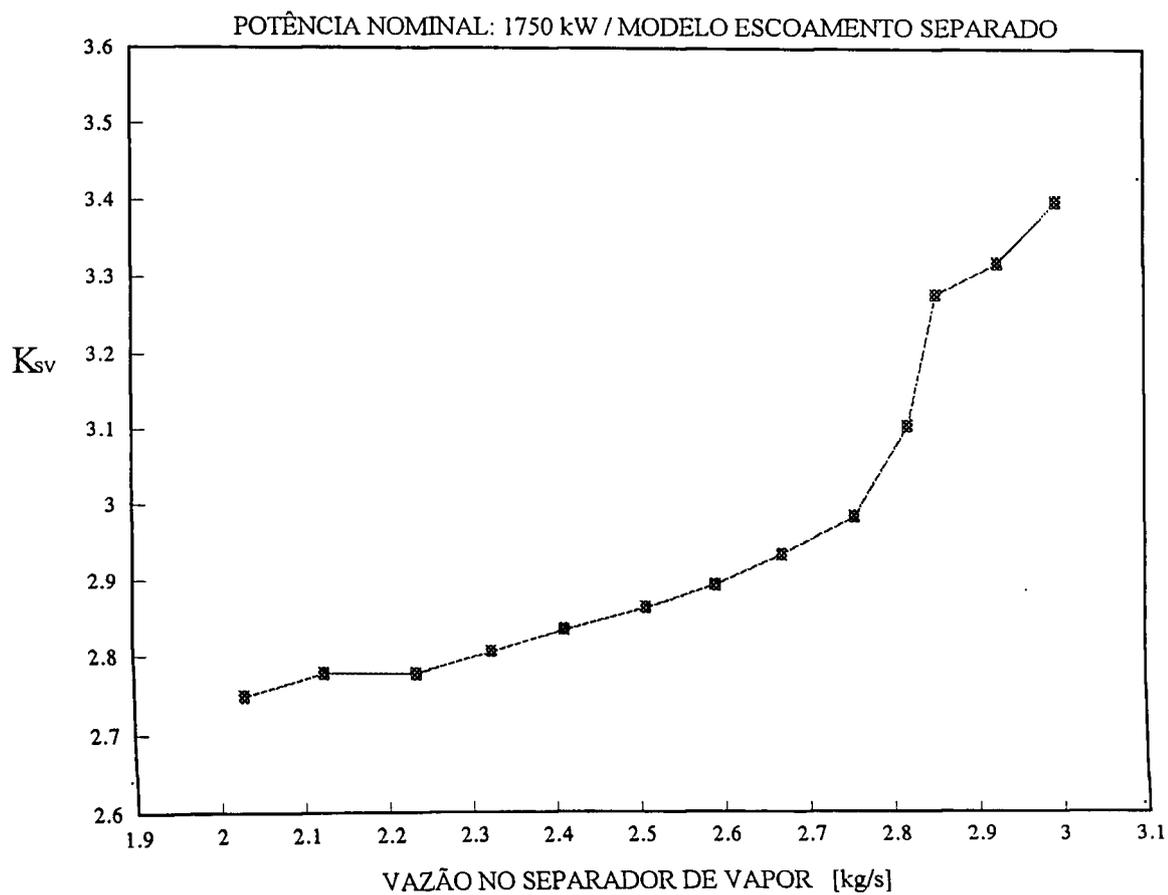


Figura 5.45 - Constante de Perda de Carga para o Separador de Vapor

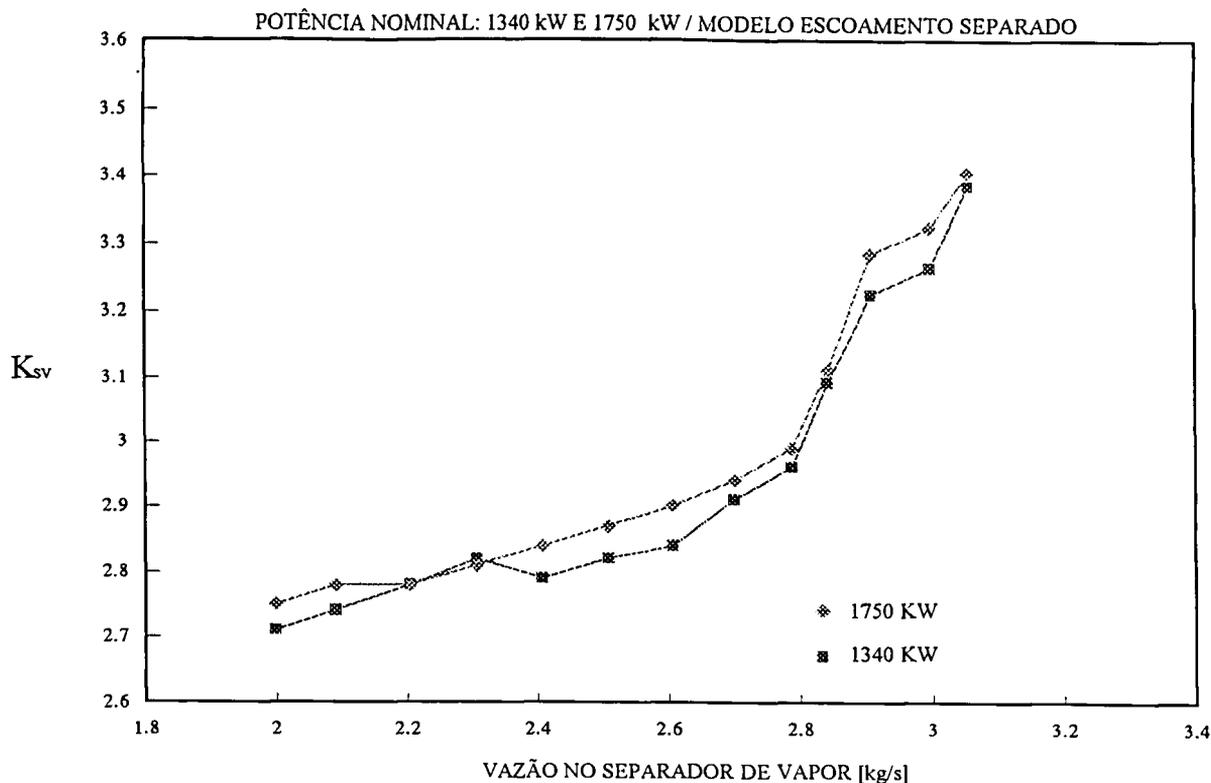


Figura 5.46 - Comparação da constante de Perda de Carga para 1340 e 1750 kW

5.9.2 Perda de carga calculada nas restrições:

Nas Figuras (5.47) e (5.48) são mostradas a perda de carga nas restrições calculadas conforme correlações obtidas na Seção (3.5) do capítulo 3. Note que a soma da perda em todas as singularidades representam apenas 15 % da perda total na recirculação aproximadamente (ver seção (5.7.5)).

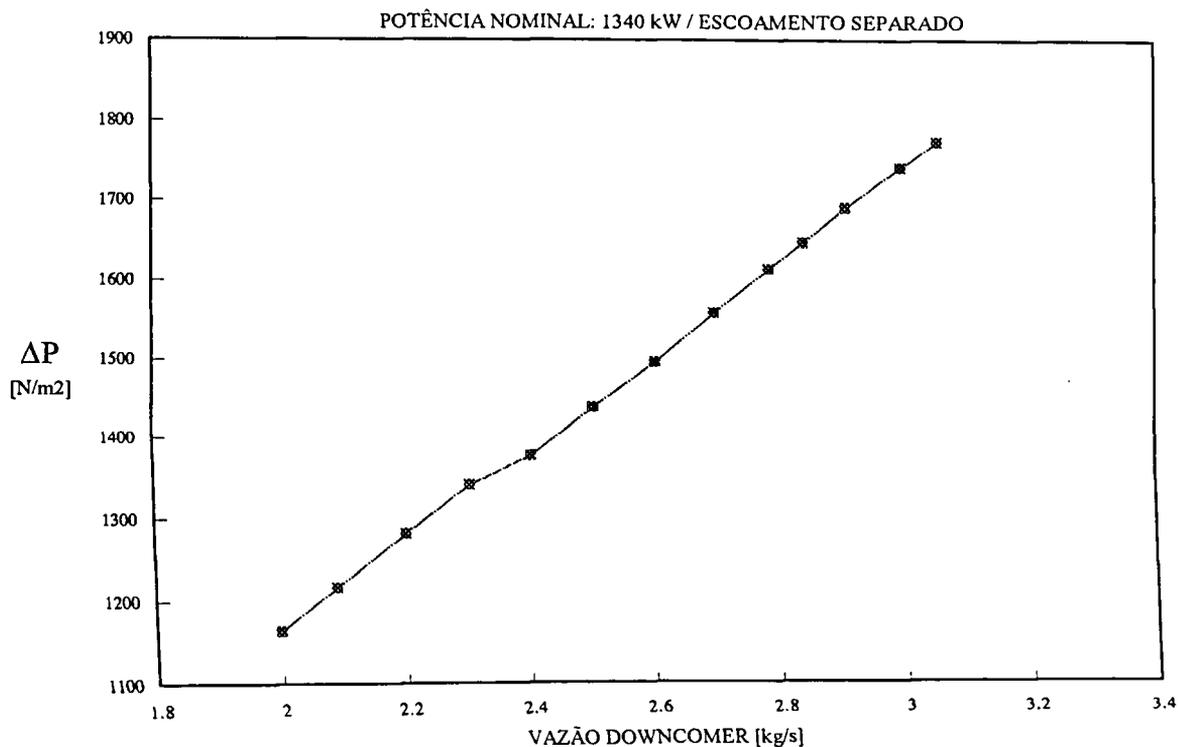


Figura 5.47- Perda de Carga nas restrições para 1340 kW

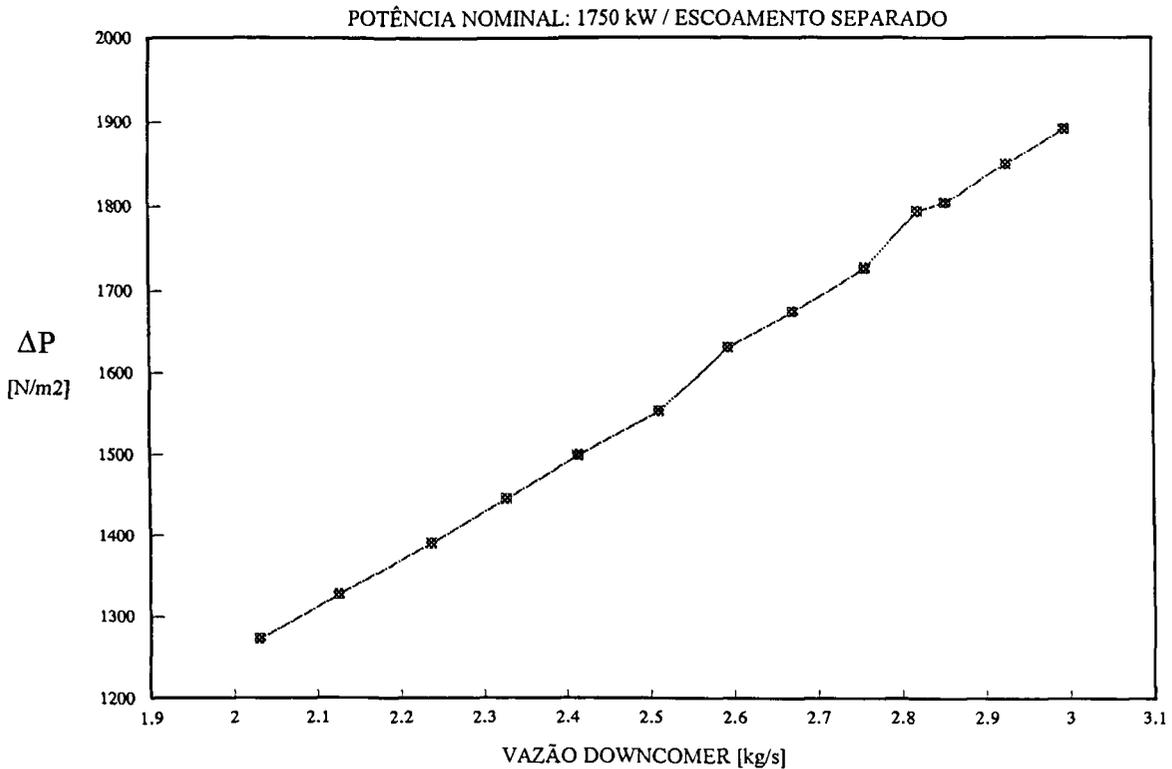


Figura 5.48 - Perda de Carga nas restrições para 1750 kW

5.9.3 Resposta do Modelo para o escoamento separado:

O nível de água para o modelo de escoamento separado foi calculado conforme Equação (3.22) com as equações complementares para este modelo mostradas nas seções (3.4) e (3.5). Para as perdas de carga na placa reguladora ΔP_{pl} (medida direta por meio do sensor PDIT-367) e separador de vapor ΔP_{sv} (medida indireta por meio da Equação (3.96) e sensor PDIT-366) foram utilizados os resultados experimentais, enquanto a posição da cota do trecho subresfriado adotou-se o valor obtido pelo código computacional Gevap2.for conforme Figuras (5.15) e (5.16). A vazão no evaporador foi calculada por meio da calibração realizada na placa reguladora de fluxo descrita na seção (5.5.2) através da Equação (5.5) por apresentar menor incerteza conforme pode ser visto na Tabela (A.20) no apêndice A. As densidades nos volumes de controle onde se tem escoamento monofásico (ρ_{dc} , ρ_{sr} e ρ_f) foram obtidas em função das temperaturas medidas durante o experimento.

Desta forma as variáveis $\sum_{i=2}^{13} \Delta P_{at(i)}$ - (somatório das perdas de carga por atrito singulares e distribuídas ao longo do circuito de recirculação), ΔP_{ac} (perda de carga por aceleração no evaporador) e as densidades $\bar{\rho}_{ev}$ e ρ_{sv} são calculadas conforme correlações descritas nas seções (3.4) e (3.5) para o modelo de escoamento separado.

Nas Figuras (5.49) e (5.50) são mostrados os resultados da comparação do modelo matemático com o nível medido durante o experimento. O modelo apresenta boa concordância com os resultados experimentais, no entanto há uma discrepância para níveis de água abaixo de 50 cm. Pode-se notar também que existe uma concordância maior para a potência de 1750 kW.

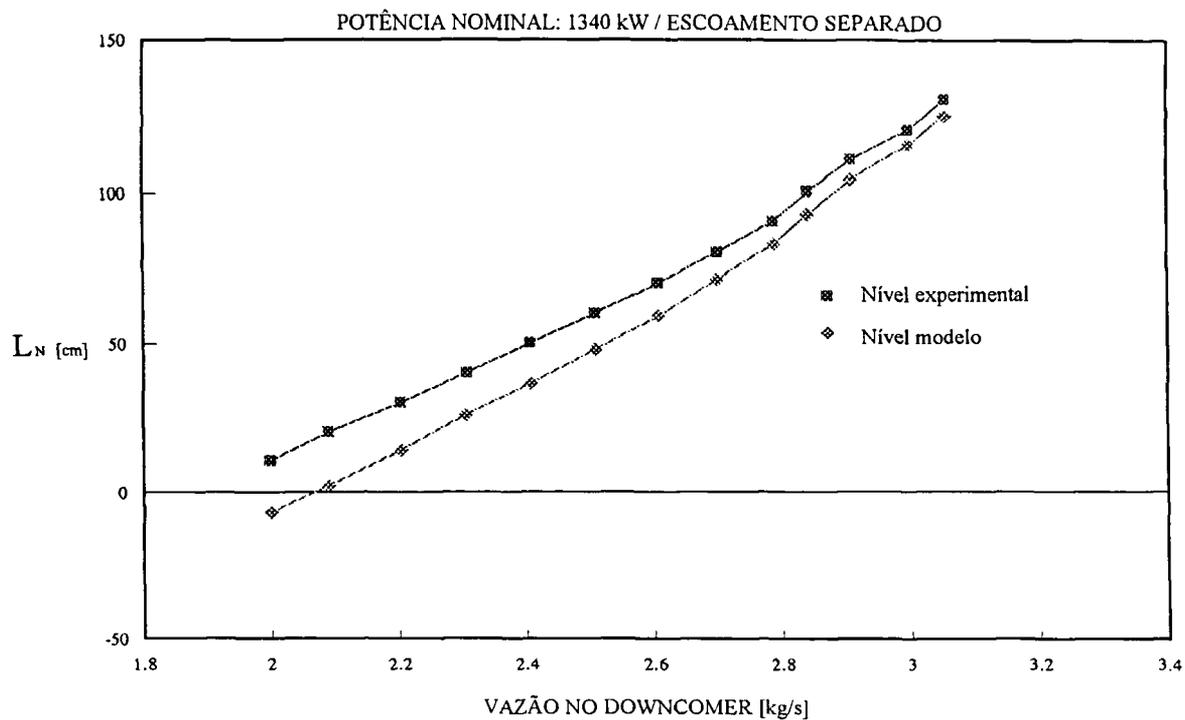


Figura 5.49 - Resposta do modelo para 1340 kW

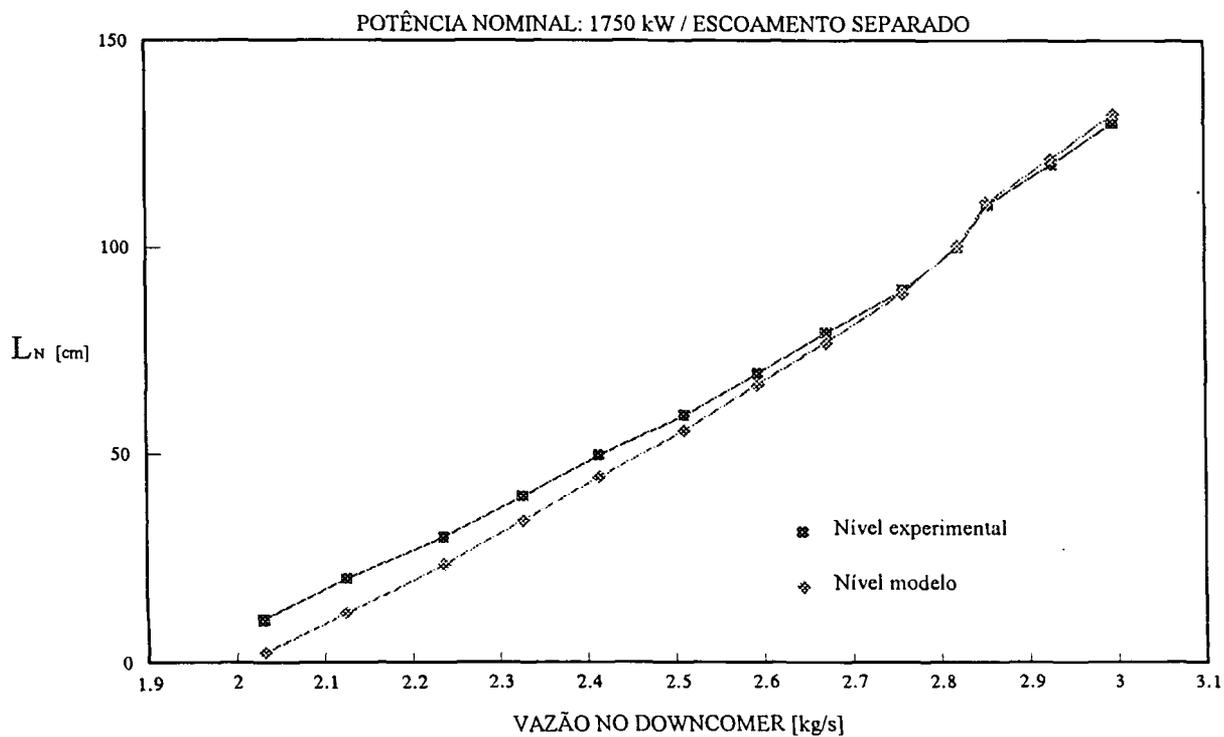


Figura 5.50 - Resposta do modelo para 1750 kW

CAPÍTULO VI

6. COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES:

6.1 AVALIAÇÃO DO PROCESSO DE DESENVOLVIMENTO:

No capítulo 3 foi mostrada a solução da equação da quantidade de movimento para a recirculação da água no interior da seção de testes S2 do gerador de vapor através da utilização do "Método do Momento Integral", ou seja, a equação da quantidade de movimento é integrada para cada volume de controle, resultando na Equação (3.22). No entanto não se sabia qual modelo de escoamento adotar na região bifásica, daí então optou-se em comparar os modelos de escoamento homogêneo e separado.

Neste trabalho um dos objetivos é avaliar com resultados experimentais o modelo de escoamento que melhor representa a região bifásica, visto que as correlações para o escoamento monofásico são bem conhecidas.

6.2 UTILIZAÇÕES DO PRESENTE MODELO:

O modelo matemático desenvolvido já está sendo utilizado no CTE-150 para simular condições de operação sem a placa reguladora de fluxo, visto que a mesma deverá ser substituída por outro componente que permita obter uma faixa maior de variação da vazão no evaporador. A partir disso condições de escoamento ainda não atingidas no evaporador irão propiciar maiores detalhes do comportamento do separador de vapor. Da mesma forma o modelo desenvolvido acoplado ao código computacional *Gevap2.for* já esta sendo aplicado no projeto de outro gerador de vapor.

6.3 CONCLUSÕES:

Conforme diagrama de blocos para solução da equação (3.22), mostrado no apêndice C, a equação da quantidade de movimento foi resolvida desacoplada da equação da energia no evaporador, utilizando-se como entrada de dados os resultados experimentais obtidos. No entanto a cota do trecho subresfriado no evaporador deve ser estimado teoricamente. Para tanto se utilizou o código *GEVAP2.FOR* desenvolvido na COPESP, este por sua vez reproduziu os resultados experimentais para as temperaturas nos volumes de controle e as condições de alimentação e saturação no evaporador da seção de testes, como pode ser visto nas Figuras (5.8) a (5.13), mostrando-se adequado para tal análise.

As flutuações de temperatura, pressão e vazão induzidas devido ao tipo de escoamento no evaporador, conforme pode ser visto nas Figuras (5.1) a (5.3), podem ter contribuído nos desvios da Equação (3.22) em relação aos resultados experimentais, pois esta trata apenas o escoamento médio. As flutuações na obtenção da vazão invalidaram as medidas por meio das microturbinas instaladas no downcomer, restando métodos indiretos de balanço térmico e por meio do ΔP na placa reguladora de fluxo, a qual foi calibrada como uma placa de orifício (ver seção 5.5.2). Estes dois apresentaram razoável concordância entre si (figuras 5.21 e 5.22), não sendo entretanto medidas definitivas da vazão no downcomer. O método adotado para a medida de vazão foi utilizando a curva de calibração da placa reguladora de fluxo (seção 5.5.2) por apresentar menor incerteza conforme pode ser visto na Tabela (A.20) no apêndice A.

Conforme os experimentos realizados na Seção de Testes S2 notou-se que para 200 mbar de diferença de pressão (driving pressure) no circuito de recirculação, 80 % aproximadamente é a perda de pressão na placa e separador de vapor, sendo que os 20 % restantes são a soma das perdas nas singularidades ao longo do escoamento no downcomer e evaporador. E que as perdas na placa reguladora e separador são da mesma ordem. Logo para que se possa utilizar o modelo de forma consistente deve-se conhecer muito bem o comportamento destes dois componentes.

No projeto da seção de testes S2 a vazão de água especificada no downcomer/evaporador deveria atingir 4,5 kg/s nas condições nominais. Como demonstrado na seção 5.5.1 a placa reguladora de fluxo (ver figura 2.3) não apresentou variação na constante de perda de carga como função do deslocamento angular da placa superior (figura 5.5). Da mesma forma nas condições nominais (ver figura 5.22) a vazão máxima no downcomer/evaporador obtida experimentalmente é 3,0 kg/s. Devido a estes resultados a placa reguladora de fluxo deve ser reprojeta para que se possa atingir 4,5 kg/s.

A análise realizada para o separador de vapor com o objetivo de verificar o comportamento da constante de perda de carga (seções 5.8.1 e 5.9.1) apresentou consistência para o modelo de escoamento separado como era de se esperar. A figura 5.46 mostra os pontos plotados para as potências de 1340 e 1750 kW, onde pode ser visto que a curva independe da potência. Pode ser observado que a curva da constante de perda de carga possui duas regiões bem definidas: abaixo de 90 cm a constante de perda é uma função apenas da vazão da mistura bifásica e acima de 90 cm a vazão praticamente não varia, no entanto a constante aumenta consideravelmente devido aos efeitos descritos na seção 5.8.1, logo pode-se concluir que nesta faixa a constante de perda depende apenas do nível de água na seção de testes.

Em condições reais o nível de água do gerador de vapor opera acima de 90 cm, nesta faixa o modelo homogêneo apresentou discrepâncias entre 25 e 40 % enquanto o modelo de escoamento separado apresentou entre 4 e 8 %. No modelo de escoamento separado há uma discrepância maior para níveis de água abaixo de 50 cm sendo menor para a potência de 1750 kW, possivelmente devido à maior pressão de operação (ver Tabela 4.1) e ou devido às flutuações serem maiores para níveis de água mais baixos (o que implica em baixas vazões no evaporador) provocando uma maior perda de carga provocada por esta componente (flutuações), não computadas pelo modelo desenvolvido.

Sabe-se que o modelo homogêneo é adequado para escoamentos a altas velocidades, o que não é o caso do gerador de vapor estudado onde a velocidade máxima é de 5 m/s na entrada do separador de vapor. Da mesma forma os regimes de escoamento obtidos na seção 5.3, "Slug" e "Churn" no evaporador e Anular no separador de vapor são regimes melhor representados pelo modelo de escoamento separado. Dentre os dois modelos adotados pode-se concluir que o modelo de escoamento separado apresenta melhor concordância com os resultados experimentais. O modelo é adequado para potências entre 1340 e 1750 kW e nível de água acima de 90 cm.

6.4 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS:

Atualmente estão sendo projetados experimentos com o objetivo de melhorar a compreensão do fenômeno de flutuação e métodos mais consistentes para a medida da vazão no downcomer. Para o estudo do fenômeno da flutuação, está sendo utilizado um analisador de Fourier gravando-se os sinais de temperatura, pressão e vazão. Este estudo também pode viabilizar a determinação do tipo de escoamento no evaporador.

Para a medida da vazão está sendo verificada a viabilidade de utilizar anemômetros a filme quente em substituição às microturbinas, os quais podem ajudar no estudo das flutuações. A placa reguladora da seção de testes S2 será substituída por outro dispositivo que não limite a vazão no evaporador.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:

- [1] **BELISÁRIO, PAULO**, Relatório interno: Código Computacional GEVAP4.FOR - Manual do Usuário, Abril 1992, São Paulo.
- [2] **BYRON E. SHORT**, Better Method to find pressure drop, The University of Texas, Austin, 1966.
- [3] **CABRAL, EDUARDO L. L.**, Modelo Matemático para Estudo do Comportamento Dinâmico de Geradores de Vapor de Tubos em U com Circulação Natural, Tese de Mestrado - IPEN - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 1985, São Paulo.
- [4] **COBRASMA**, Desenho de Conjunto da Seção de Testes S2, Desenho interno número 20-c05-212PR-IDJ-130-Rev 3.
- [5] **DeCARLO, JOSEPH P.**, Fundamentals of Measurement - Instrument Society of America - ISA, 1984, Massachusetts.
- [6] **DELHAYE, J.M.; GIOT, M.; RIETHMULLER, M.L.**; Thermohydraulics of two-phase systems for industrial design and nuclear engineering.; 1981; New York.
- [7] **DOEBELIN, ERNEST O.**, Measurement Systems Application and Design
- [8] **EL-WAKIL, M.M.**; Nuclear heat transport; Scranton, Penn., 1971.
- [9] **EQUIPE DE OPERAÇÃO**, Manual de Operação do CTE-150, 1993, São Paulo.
- [10] **FERREIRA, WALTER JOSÉ**, Projeto e Simulação em Estado Estacionário de um Gerador de Vapor para Reatores PWR, Tese de Mestrado, Agosto 1982, São José dos Campos, São Paulo.
- [11] **IDELCHIK, I. E.**; Handbook of Hydraulic Resistance; Second Edition, 1986; New York.
- [12] **J. G. COLLIER**, Convective Boiling and Condensation, 2. Edição, McGRAW-HILL, 1981, London.
- [13] **MEDEIROS, MARIA A. C.**, Relatório Interno para Modelagem do Experimento do Separador de Vapor no CTE-150., Novembro 1989, São Paulo.
- [14] **MEDEIROS, MARIA A. C.**, Relatório Interno para Determinação do fluxo de calor no canal anular, através do barril pelo fluido secundário, Agosto 1990, São Paulo.
- [15] **ORLANDO, ALCIR DE FARO**, Relatório interno: "Metodologia de Análise de Incerteza de Medidas no CTE-150" ; Rev.0 / Setembro 1992, São Paulo.
- [16] **ORLANDO, ALCIR DE FARO**, Técnicas Experimentais em Termociências, Notas de aula, 1992, IPEN, São Paulo.
- [17] **PROMON**, Fluxograma de Engenharia do CTE-150, Rev. 14, Janeiro 1990.

[18] **RODRIGUES, LUIZ A. H.**, Manual de Treinamento para Operação do CTE-150., Setembro 1992, São Paulo.

[19] **RODRIGUES, LUIZ A. H.**, Rotina Experimental para avaliação da Resistência Hidráulica no Secundário do Gerador de Vapor do CTE-150, outubro de 1993, São Paulo.

[20] **RODRIGUES, LUIZ A. H.**, Relatório interno para calibração da Placa Reguladora de Fluxo da Seção de testes S2 do CTE-150, Junho de 1993, São Paulo.

[21] **RODRIGUES, VALDEMIR GUTIERREZ.**, "Brazilian Test Facility for Thermal-Hydraulic Research" VIII ENFIR, Setembro 1991, Atibaia, São Paulo.

[22] **S. L. SMITH**, "Void Fractions in two-phase flow, a correlation based upon an equal velocity head model", Proc. I.M.E. Vol. 1, Número 38, pag 647, 1969-70.

[23] **SHAMES, IRVING HERMAN**, Mecânica dos Flúidos, 1984, Editora Edgard Blucher, 1973, São Paulo.

[24] **VUOLO, J. H.**, Introdução à Teoria de Erros - Laboratório de Física 1 e 2, 1992, Universidade de São Paulo-USP.

[25] **WESTINGHOUSE ELETRIC CORPORATION.**, Steam-Water Separation in a Swirl-Vane Centrifugal Separator.,june 1983, Pittsburgh, Pennsylvania.

APÊNDICE A

ANÁLISE DE INCERTEZAS:

1. TEMPERATURA:

1.1. Incerteza do Sensor Primário:

A incerteza associada ao sensor primário tipo PT-100 - banda 5, conforme o fabricante pode ser expressa pela seguinte Equação:

$$I_s = 0,000727T + 0,0273 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (\text{A.1})$$

A *Tabela A.1* apresenta um resumo dos limites de erro para várias temperaturas, de acordo com a expressão (A.1):

Tabela A.1 - Incertezas

TEMPERATURA [$^\circ\text{C}$]	INCERTEZA [$^\circ\text{C}$]
100	0,10
150	0,14
200	0,17
250	0,21
300	0,25

1.2 Incerteza associada à eletrônica do sistema de medida:

A *Tabela A.2* apresenta os resultados da aferição da parte eletrônica e de conversão, excluindo o sensor primário, do RTD TE-110 utilizado no experimento. Denomina-se temperatura equivalente o valor indicado no SDCD, substituindo o sensor por uma década de resistência. Compara-se com os valores estabelecidos na norma DIN 43760 (1980) que fixa a relação entre temperatura e resistência. Pode-se observar que a diferença entre o valor da temperatura equivalente e o fixado pela norma atinge um máximo, para o caso mostrado (TE-110), de 1,7 $^\circ\text{C}$ em torno de 260,0 $^\circ\text{C}$. Vale salientar que este erro é sistemático e não foi removido para não alterar o funcionamento do conversor de sinal. Existem duas maneiras de tratar o assunto [15]. A primeira delas é adotar o valor máximo indicado na *Tabela A.2* (1,7 $^\circ\text{C}$) como a incerteza ao nível de confiabilidade de 95,4 % (dois desvios padrões), o que é, evidentemente, conservativo.

A segunda é ajustar o conjunto de dados de temperatura equivalente versus temperatura indicada por um polinômio, possivelmente do segundo ou terceiro grau, t-student vezes o desvio médio quadrático do ajuste. A distribuição de t-student pode ser representada pela seguinte expressão [15]:

$$t = 1,96 + 2,36g^{-1} + 3,2g^{-2} + 5,2g^{-3,84} \quad (\text{A.2})$$

onde g é o número de graus de liberdade. Para n dados e um ajuste com um polinômio do segundo grau (3 coeficientes a determinar), $g = n - 3$. Desta forma a incerteza do ajuste, conforme descrito acima, será expresso da seguinte forma:

$$I_{aj} = tS_{aj} \quad (\text{A.3})$$

onde S_{aj} é o desvio médio quadrático do polinômio interpolador e t é obtido da distribuição de t-student representada pela expressão (A.2).

Tabela A.2 - Aferição da eletrônica do sensor TE-110

PADRÃO (DÉCADA) [Ohm]	DIN 43760 [°C]	SDCD [°C]
100,00	0	0,29
107,79	20	20,31
115,54	40	40,50
123,24	60	60,79
130,89	80	80,86
138,50	100	101,00
146,06	120	121,10
153,58	140	141,30
161,04	160	161,40
168,46	180	181,40
175,84	200	201,50
183,17	220	221,60
190,45	240	241,70
197,69	260	261,70
204,88	280	281,70
212,02	300	301,70
219,12	320	321,60
226,17	340	341,60
233,17	360	361,50
240,13	380	381,40
247,04	400	401,40

Para o sensor TE-110 o desvio médio quadrático é $S=0,058$ °C para um polinômio do segundo grau. Para $g = n - 3$ e $n=21$, temos da Equação 5.2, $t=2,1$ logo:

$$I_{aj} = 2,101 \times 0,058 = 0,12 \text{ °C}$$

Para se obter a incerteza global da eletrônica após o ajuste do polinômio será necessário computar a incerteza da década de resistência utilizada na aferição através da seguinte expressão:

$$I_d = \left(\frac{\partial T}{\partial R} \right) I_R \quad (\text{A.4})$$

Este equipamento possui incerteza de 0,01 ohm e sabendo que a variação da resistência do PT100 com a temperatura é de aproximadamente 0,4 ohm/°C, obtém-se desta forma 0,025 °C. Pode-se agora obter a incerteza global da eletrônica através da seguinte expressão:

$$I_{ei}^2 = I_{aj}^2 + I_d^2 \quad (\text{A.5})$$

Para o caso do TE-110 temos: $I_{ei} = \sqrt{0,12^2 + 0,025^2} = 0,123$ °C. A *Tabela A.3* apresenta a incerteza global da eletrônica, após o ajuste pelo método dos mínimos quadrados.

Tabela A.3 - Incerteza da Eletrônica

TAG	I_{aj} [°C]	I_d [°C]	I_{ei} [°C]
TE-110	0,120	0,025	0,123
TE-121	0,122	0,025	0,125
TE-310	0,125	0,025	0,128
TE-322	0,169	0,025	0,171
TE-361	0,148	0,025	0,150
TE-363	0,136	0,025	0,138
TE-365	0,129	0,025	0,131

1.3 Incerteza associada à estimativa da média calculada para n pontos experimentais:

Após a correção de todos os n pontos experimentais através do polinômio ajustado deve-se tomar a média dos mesmos, a qual apresenta uma incerteza na sua estimativa (I_p) dada por:

$$I_p = t \frac{\sigma_p}{\sqrt{n}} \quad (\text{A.6})$$

onde σ_p é o desvio padrão obtido na estimativa da média para n pontos experimentais, e t é dado pela expressão (A.2).

Finalmente podemos agora estimar a incerteza global para a medida de temperatura, a qual pode ser computada pela seguinte expressão:

$$I_T^2 = I_s^2 + I_{el}^2 + I_p^2 \quad (\text{A.7})$$

Na *Tabela A.4* são mostrados os resultados para todos os RTDs utilizados nos experimentos.

Tabela A.4 - Incerteza global

TAG	I_s [°C]		I_{el} [°C]	I_p [°C]	I_T [°C]	
	1340 kW	1750 kW			1340 kW	1750 kW
TE-110	0,1874	0,225	0,123	0,0197	0,23	0,26
TE-121	0,2185	0,235	0,125	0,0529	0,26	0,27
TE-310	0,135	0,157	0,128	0,0374	0,19	0,21
TE-322	0,202	0,213	0,171	0,0109	0,27	0,27
TE-361	0,187	0,197	0,150	0,2176	0,32	0,33
TE-363	0,191	0,197	0,138	0,0997	0,26	0,26
TE-365	0,192	0,198	0,131	0,167	0,29	0,29

2. VAZÃO:

2.1 Incerteza do Sensor Primário:

A aferição do medidor de vazão tipo turbina é realizada pelo procedimento básico de medida da vazão versus a frequência de rotação. A turbina é um dispositivo de deslocamento positivo, isto é, sua rotação está associada à vazão volumétrica. Esta pode ser medida pesando-se uma determinada quantidade de fluido deslocado, dividindo-se pela densidade do fluido de aferição ou medindo-se o volume deslocado por um pistão e através do sensor eletrônico obtém-se o número de pulsos elétricos gerados. Os pulsos são gerados quando da passagem de uma das pás através da bobina magnética (pick-off). Deve-se portanto conhecer neste processo a incerteza de medida dos seguintes parâmetros:

- a) Massa (I_{maf}) ou Volume (I_{vaf})
- b) Densidade (I_{ρ})
- c) Frequência (I_f) ou Pulsos (I_p)

A resposta típica das turbinas é dada pela seguinte expressão:

$$V = \frac{1}{K_v} \times f \quad (\text{A.8})$$

onde,

V - vazão volumétrica [m^3 / s]

$K_v = K_M \times \rho_{af}$ - coeficiente da turbina volumétrico [pulsos/m^3] obtido multiplicando-se pela densidade do fluido de aferição:

f - frequência [Hz]

Para o presente caso foram usados os dados do fabricante **FLOW TECHNOLOGY Inc.** o qual forneceu o valor do coeficiente mássico da turbina K_M [pulsos/kg] em função da frequência obtida do sensor eletrônico durante a aferição. No entanto não foi fornecida nenhuma informação em relação aos parâmetros acima, tampouco sobre a análise estatística do cálculo do coeficiente da turbina. Assim, as incertezas dos parâmetros de aferição tiveram de ser estimados. Conforme referência [15] a experiência mostra que estas incertezas são:

- a) Incerteza da massa : 0,1%
- b) Incerteza dos pulsos : 0,1 %
- c) Incerteza da densidade : 0,5%

No experimento foram utilizadas, para medidas de vazão, 03 turbinas, são elas com suas respectivas faixas de aferição:

FE-114 : Vazão de água do circuito primário (**range:** 3,97 a 43,90 [kg/s]);

FE-309 : Vazão de água de alimentação do Gerador de Vapor (**range:**0,11044 a 1,59172 [kg/s]);

FE-325 : Vazão de vapor de saída do Secador de vapor (**range:** 0,0742 a 1,2293 [kg/s]).

Para as turbinas FE-114 e FE-309 o coeficiente obtido apresenta variações muito pequenas e aleatórias em função da frequência. Sendo assim pode-se tomar o valor médio como o valor do coeficiente da turbina e a incerteza da média como sendo a incerteza deste cálculo dada por:

$$I_m = t \frac{\sigma_m}{\sqrt{n}} \quad (\text{A.9})$$

onde σ_m é o desvio padrão obtido na estimativa da média para n pontos experimentais, e t é dado pela expressão (5.2).

A *Tabela A.5* mostra o coeficiente e a incerteza do cálculo do valor médio.

Tabela A.5 - Incerteza do cálculo de K_v

TAG	K_v [pulsos / m ³]	I_m [pulsos / m ³]
FE-114	20,033 × 10 ³	93,3
FE-309	3,749 × 10 ³	2266,7

Para o cálculo da incerteza global do sensor primário deve-se somar as incertezas dos padrões utilizados na aferição e a incerteza da densidade para obter o coeficiente K_v para a vazão volumétrica, conforme a seguinte expressão:

$$\left(\frac{I_{vs}}{V_{m\acute{a}x}} \right)^2 = \left(\frac{I_p}{P_{af}} \right)^2 + \left(\frac{I_M}{M_{af}} \right)^2 + \left(\frac{I_p}{\rho_{af}} \right)^2 + \left(\frac{I_m}{K_v} \right)^2 \quad (\text{A.10})$$

Na *Tabela A.6* são mostrados as incertezas calculadas pela Equação (A.10) para as turbinas FE-114 e FE-309:

Tabela A.6 - Incerteza do sensor primário

TAG	$V_{pm\acute{a}x}$ [m ³ / s]	I_{vs} [m ³ / s]
FE-114	0,028392	$1,9811 \times 10^{-4}$
FE-309	0,0010099	$5,702 \times 10^{-6}$

onde $V_{pm\acute{a}x}$ - vazão volumétrica máxima de processo obtida para os resultados experimentais (conservativo)

Para a turbina FE-325 o coeficiente mássico K_M varia com a frequência como pode ser visto na **Tabela A.7**, onde o coeficiente mássico K_M foi previamente multiplicado pela densidade do fluido de aferição. Neste caso será obtido um polinômio através de um ajuste pelo método dos mínimos quadrados da forma $K_v = f(f)$. Sendo assim a incerteza para o cálculo de K_v será dada por:

$$I_{aj} = t \frac{\sigma_{aj}}{\sqrt{n}} \quad (A.11)$$

onde σ_{aj} é o desvio padrão obtido na estimativa da média para n pontos experimentais, e t é dado pela expressão (A.2).

A Equação geral para turbinas ficará neste caso da seguinte forma:

$$V = \frac{1}{f(f)} \times f \quad (A.12)$$

A incerteza devido à aferição será dada por:

$$\left(\frac{I_{vs}}{V_{m\acute{a}x}} \right)^2 = \left(\frac{I_p}{P_{af}} \right)^2 + \left(\frac{I_M}{M_{af}} \right)^2 + \left(\frac{I_p}{\rho_{af}} \right)^2 + \left(\frac{I_{aj}}{K_{aj}} \right)^2 \quad (A.13)$$

Na **Tabela A.8** é mostrado a incerteza calculada pela Equação (A.13) para a turbina FE-325:

Tabela A.7 - Aferição FE-325

FREQUÊNCIA [Hz]	K_v [pulsos / m ³]
90,79	26977,1
99,64	27150,6
124,46	27360,5
129,98	27734,8
146,66	27403,4
172,54	28090,8
172,85	27793,6
177,11	28339,9
213,39	28036,2
254,30	28393,4
350,45	28532,3
452,52	28590,8
533,97	28531,6
639,78	28593,4
695,84	28711,5
785,25	28692,1
863,65	28772,2
953,45	28823,5
958,95	28872,0
984,04	28817,9
1079,70	28864,1
1139,10	28852,3
1244,10	28941,5
1320,40	29156,4
1400,60	29151,8
1472,10	29258,5
1625,60	29145,7

Tabela A.8 - Incerteza do sensor primário FE-325

TAG	$V_{pmáx}$ [m ³ / s]	I_{vs} [m ³ / s]
FE-325	0,03744	$4,917 \times 10^{-4}$

2.2 Incerteza da eletrônica associada:

A eletrônica da medida de frequência da turbina influencia a incerteza da medida de vazão. Conforme o manual do conversor SC-1350, os ajustes devem ser feitos na aparelhagem até que as medidas fiquem dentro de $\pm 0,1\%$ do fundo de escala. Os pulsos da turbina são convertidos em voltagem na faixa de 1-5 volts e a seguir digitalizados. A aferição é feita substituindo a turbina por um frequencímetro. A incerteza de medida indicada no catálogo pelo fabricante é 0,1 Hz. A *Tabela A.9* mostra a aferição da eletrônica para a turbina FE-309:

Tabela A.9: Aferição da eletrônica associada para a turbina FE-309

Frequencímetro [Hz]	Turbina FE-309 [Hz] [SDCD]
0,0	0,0
220,0	216,3
440,0	437,9
660,0	657,5
880,0	877,8
1100,0	1101,0
1320,0	1321,0
1540,0	1538,0
1760,0	1758,0
1980,0	1978,0
2200,0	2198,0

Pode-se observar pela *Tabela A.9* que a incerteza da eletrônica está na faixa de 3,7 Hz, bem superior ao do frequencímetro que poderá então ser desprezada. Este procedimento é conservativo, pois tomamos o maior desvio na aferição da eletrônica, como a incerteza ao nível de confiabilidade de 95,4% (dois desvios padrões). Desta forma a incerteza da eletrônica pode ser calculada pela Equação (A.8) através da seguinte expressão:

$$I_{ei} = \frac{3,7}{K_v} \quad (\text{A.14})$$

Na *Tabela A.10* são mostradas as incertezas da eletrônica para as turbinas em questão.

Tabela A.10 - Incerteza do sensor primário

TAG	I_{cl} [Hz]	I_{cl} [m ³ / s]
FE-114	1,6	$7,9866 \times 10^{-4}$
FE-309	3,7	$3,605 \times 10^{-6}$
FE-325	4,0	$1,4737 \times 10^{-4}$

2.3 Incerteza associada à estimativa da média calculada para n pontos experimentais:

Após a correção de todos os n pontos experimentais através do polinômio ajustado deve-se tomar a média dos mesmos, a qual apresenta uma incerteza na sua estimativa (I_p) dada por:

$$I_p = t \frac{\sigma_p}{\sqrt{n}} \quad (\text{A.15})$$

onde σ_p é o desvio padrão obtido na estimativa da média para n pontos experimentais, e t é dado pela expressão (A.2).

Tomando os maiores valores para a incerteza da média nos 26 experimentos para cada turbina e utilizando as expressões (A.8) e (A.12), o cálculo da incerteza em m^3 / s temos:

Tabela A.11 - Incerteza do sensor primário

TAG	I_{pmax} [Hz]	I_p [m ³ / s]
FE-114	1,6	$3,1448 \times 10^{-4}$
FE-309	3,7	$2,816 \times 10^{-6}$
FE-325	4,2	$1,2472 \times 10^{-4}$

Agora pode-se calcular a incerteza global para a medida de vazão volumétrica através da seguinte expressão:

$$I_{Vg}^2 = I_{Vs}^2 + I_p^2 \quad (\text{A.16})$$

A **Tabela A.12** mostra as incertezas globais:

Tabela A.12 - Incertezas globais volumétricas

TAG	I_{Vs} [m ³ /s]	I_{el} [m ³ /s]	I_p [m ³ /s]	I_{Vg} [m ³ /s]
FE-114	$1,9811 \times 10^{-4}$	$7,9866 \times 10^{-5}$	$3,1448 \times 10^{-5}$	$2,1591 \times 10^{-4}$
FE-309	$5,702 \times 10^{-6}$	$3,605 \times 10^{-6}$	$2,816 \times 10^{-6}$	$7,31 \times 10^{-6}$
FE-325	$4,917 \times 10^{-4}$	$1,4737 \times 10^{-4}$	$1,2472 \times 10^{-4}$	$5,2824 \times 10^{-4}$

Para o cálculo da vazão mássica deve-se multiplicar as equações A.8 e A.12 pela densidade do fluido de processo nas condições experimentais. Sendo assim a Equação final para o cálculo da vazão mássica será:

$$\dot{m} = \frac{1}{K_v} \times f \times \rho_p \quad (\text{A.17})$$

e

$$\dot{m} = \frac{1}{f(f)} \times f \times \rho_p \quad (\text{A.18})$$

onde,

ρ_p - densidade do fluido de processo durante o experimento

A incerteza para a vazão mássica será:

$$\left(\frac{I_{\dot{m}g}}{\dot{m}_p} \right)^2 = \left(\frac{I_{Vg}}{V_p} \right)^2 + \left(\frac{I_{\rho p}}{\rho_p} \right)^2 \quad (\text{A.19})$$

onde,

\dot{m}_p, V_p - vazão mássica e volumétrica máxima obtida no processo,

$\rho_p, I_{\rho p}$ - densidade do fluido de processo e sua incerteza para o ponto experimental de máxima vazão mássica.

A incerteza para a medida de densidade é de 1%, logo os resultados finais são mostrados na **Tabela A.13**:

Tabela A.13 - Incerteza global

TAG	I_{Vg} [m ³ /s]	\dot{m}_p [kg/s]		V_p [m ³ /s]		$\left(\frac{I_{pp}}{\rho_p}\right)$	$I_{\dot{m}g}$ [kg/s]	
		1340	1750	1340	1750		1340	1750
FE-114	$2,1591 \times 10^{-4}$	21,0	21,0	0,02701	0,02832	0,01	0,269	0,264
FE-309	$7,31 \times 10^{-6}$	0,65	0,90	$7,076 \times 10^{-4}$	$10,123 \times 10^{-4}$	0,01	0,00935	0,0111
FE-325	$5,2824 \times 10^{-4}$	0,60	0,85	0,03578	0,03744	0,01	0,0107	0,0147

3 PRESSÃO, PRESSÃO DIFERENCIAL E NÍVEL DE ÁGUA:

No caso de medidores de pressão, pressão diferencial e nível de água não existem sensores primários, tubos de instrumentação conectados diretamente ao gerador de vapor transmitem a pressão estática dos pontos de interesse até o transmissor de pressão do tipo capacitivo. Este por sua vez converte o sinal de pressão em sinal de corrente de 4 a 20 mA. Este sinal é transmitido à sala de controle e convertido em tensão de 1 a 5 volts por um resistor padrão, sendo em seguida digitalizado pelo SDCD. No SDCD o sinal digitalizado sofre as correções por temperatura no caso de medida de nível e em seguida são transformados em unidades de engenharia.

3.1 Incerteza do transmissor:

A relação existente entre a corrente do sinal de corrente gerado no transmissor capacitivo é dado por:

$$P(I) = \frac{R}{16}[20 - I] \quad (\text{A.20})$$

Sabe-se da teoria de propagação de erros [24] que a incerteza no cálculo da pressão é dada por:

$$I_p^2(I) = \left(\frac{\partial P(I)}{\partial I}\right)^2 I_i^2 \quad (\text{A.21})$$

Logo da Equação A.20, temos:

$$I_{(i)} = \frac{R}{16} I_{(i)} \quad (\text{A.22})$$

Da mesma forma pode-se escrever para a medida de pressão diferencial e nível de água :

$$I_{\Delta P(t)} = \frac{R}{16} I_I \quad (\text{A.23})$$

$$I_{N(t)} = \frac{R}{16} I_I \quad (\text{A.24})$$

A *Tabela A.14* mostra os desvios máximos obtidos durante a calibração dos transmissores dos transmissores de pressão, pressão diferencial e nível de água, bem como para a calibração da eletrônica. Assumindo que estes desvios máximos, sejam a incerteza ao nível de confiabilidade de 95,4 % e desprezando-se as incertezas dos instrumentos padrão de medida de corrente e pressão, das Equações (A.22), (A.23) e (A.24), podemos obter as incertezas para cada instrumento. Na *Tabela A.15* são mostradas as incertezas calculadas pelo procedimento descrito acima:

Tabela A.14 - Desvios máximos durante calibração dos Transmissores e da eletrônica associada

TAG	TRANSMISSOR [mA]	ELETRÔNICA [Volts]	FAIXA DE CALIBRAÇÃO
PIT-152	0,001	0,003	180,0 10^5 Pa
PIT-318	0,04	0,007	90,0 10^5 Pa
PDIT-366	0,04	0,007	356,9 10^2 Pa
PDIT-367	0,02	0,007	100,0 10^2 Pa
LIT-317	0,01	0,005	133,5 cm
LIT-336	0,04	0,006	64,0 cm

Tabela A.15 - Incerteza na calibração dos Transmissores

TAG	$I_{P(t)} / I_{\Delta P(t)} / I_{N(t)}$	UNIDADES
PIT-152	0,0113	[10^5 Pa]
PIT-318	0,225	[10^5 Pa]
PDIT-366	0,892	[10^2 Pa]
PDIT-367	0,125	[10^2 Pa]
LIT-317	0,0834	[cm]
LIT-336	0,04	[cm]

3.2 Incerteza da eletrônica:

A calibração da eletrônica associada do sistema de medida substituindo-se o transmissor por um multímetro simulando sinal de 4 a 20 mA tendo em correspondência no SDCD um sinal de 1 a 5 mV. A relação entre pressão, diferença de pressão e nível de água com a tensão lida no SDCD é dada pela seguinte expressão:

$$P(v) = \frac{R}{4}[5 - v] \quad (\text{A.25})$$

Da expressão (A.25) e da Equação (A.21) a incerteza no cálculo da pressão é dada por:

$$I_{P(\text{el})} = \frac{R}{4} I_v \quad (\text{A.26})$$

Da mesma forma pode-se escrever para a eletrônica associada à medida de nível de água e pressão diferencial :

$$I_{\Delta P(\text{el})} = \frac{R}{4} I_v \quad (\text{A.27})$$

$$I_{N(\text{el})} = \frac{R}{4} I_v \quad (\text{A.28})$$

Na *Tabela A.14* são mostrados os desvios máximos na calibração da eletrônica. Assumindo que estes desvios máximos sejam a incerteza ao nível de confiabilidade de 95,4 % e desprezando-se as incertezas do instrumento padrão que gera o sinal de corrente e leitura no SDCD, das Equações (A.26), (A.27) e (A.28) pode-se obter as incertezas da eletrônica do sistema. Na *Tabela A.16* são mostrados as incertezas calculadas conforme o procedimento descrito acima:

Tabela A.16 - Incerteza na calibração da eletrônica associada

TAG	$I_{P(\text{el})} / I_{\Delta P(\text{el})} / I_{N(\text{el})}$	UNIDADES
PIT-152	0,135	[10 ⁵ Pa]
PIT-318	0,158	[10 ⁵ Pa]
PDIT-366	0,625	[10 ² Pa]
PDIT-367	0,175	[10 ² Pa]
LIT-317	0,167	[cm]
LIT-336	0,096	[cm]

Para a medida de nível de água em especial são realizados cálculos no software do SDCD para converter o sinal de pressão diferencial em nível, o qual leva em consideração a densidade da água de processo. A medida de densidade apresenta uma incerteza que se deve à temperatura tomada para a correção e o polinômio utilizado para o cálculo. Sabe-se que esta medida possui incertezas de no máximo 0,5 %. A expressão para propagação das incertezas é dada por:

$$\left(\frac{I_{N^c(eI)}}{R}\right)^2 = \left(\frac{I_{N(eI)}}{R}\right)^2 + \left(\frac{I_{\rho_p}}{\rho_p}\right)^2 \quad (\text{A.29})$$

Logo para os instrumentos LIT-317 e LIT-336 a *Tabela A.17* mostra as incertezas corrigidas.

Tabela A.17 - Incerteza corrigida para a medida de nível

TAG	$I_{N^c(eI)}$ [cm]
LIT-317	0,69
LIT-336	0,33

3.3 Incerteza associada à estimativa da média calculada para n pontos experimentais:

Após a correção de todos os n pontos experimentais através do polinômio ajustado deve-se tomar a média dos mesmos, a qual apresenta uma incerteza na sua estimativa (I_p) dada por:

$$I_p = t \frac{\sigma_p}{\sqrt{n}} \quad (\text{A.30})$$

onde σ_p é o desvio padrão obtido na estimativa da média para n pontos experimentais, e t é dado pela expressão (A.2). A *Tabela A.18* mostra as incertezas máximas da média obtidas dos resultados experimentais:

Tabela A.18 - Incertezas máximas da média calculada

TAG	I_p	UNIDADES
PIT-152	0,1409	[10 ⁵ Pa]
PIT-318	0,01135	[10 ⁵ Pa]
PDIT-366	0,5099	[10 ² Pa]
PDIT-367	0,8586	[10 ² Pa]
LIT-317	0,1013	[cm]
LIT-336	-----	[cm]

Finalmente podemos agora estimar a incerteza global para a medida de pressão, diferença de pressão e nível de água, as quais podem ser computadas pelas seguintes expressões:

$$I_{Pg}^2 = I_{P(t)}^2 + I_{P(el)}^2 + I_{P(p)}^2 \quad (A.31)$$

$$I_{\Delta P_g}^2 = I_{\Delta P(t)}^2 + I_{\Delta P(el)}^2 + I_{\Delta P(p)}^2 \quad (A.32)$$

$$I_{Ng}^2 = I_{N(t)}^2 + I_{N(el)}^2 + I_{N(p)}^2 \quad (A.33)$$

Na **Tabela A.19** são mostrados os resultados para todos os instrumentos de pressão, diferença de pressão e nível de água utilizados nos experimentos.

Tabela A.19 - Incertezas globais

TAG	$I_{P(t)} / I_{\Delta P(t)} / I_{N(t)}$	$I_{P(el)} / I_{\Delta P(el)} / I_{N(el)}$	$I_{P(p)} / I_{\Delta P(p)} / I_{N(p)}$	$I_{Pg} / I_{\Delta P_g} / I_{Ng}$	UNIDADES
PIT-152	0,0113	0,135	0,1409	0,20	[10 ⁵ Pa]
PIT-318	0,225	0,158	0,01135	0,28	[10 ⁵ Pa]
PDIT-366	0,892	0,625	0,5099	1,20	[10 ² Pa]
PDIT-367	0,125	0,175	0,8586	0,89	[10 ² Pa]
LIT-317	0,0834	0,69	0,1013	0,70	[cm]
LIT-336	0,04	0,33	-----	0,33	[cm]

4 CÁLCULO DA PROPAGAÇÃO DAS INCERTEZAS PARA O MODELO MATEMÁTICO:

Sabe-se da teoria de propagação de erros [24] que a incerteza de uma função $W = W(x, y, z, \dots)$ qualquer é dada por:

$$I_w^2 = \left(\frac{\partial W}{\partial x}\right)^2 I_x^2 + \left(\frac{\partial W}{\partial y}\right)^2 I_y^2 + \left(\frac{\partial W}{\partial z}\right)^2 I_z^2 + \dots \quad (\text{A.34})$$

A seguir será calculada as incertezas para todas correlações adotadas no modelo matemático.

4.1 Vazão de líquido na saída do Gerador de Vapor:

Conforme descrito na seção (5.1) a expressão para o cálculo da vazão de líquido na saída do Gerador de Vapor é dada por:

$$\dot{m}_l = \frac{\rho_{sv} A_{sv} \Delta h}{\Delta t} \quad (\text{A.35})$$

Conforme Equação (A.34) a incerteza para o cálculo da vazão torna-se:

$$I_{\dot{m}_l}^2 = \left(\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial \rho_{sv}}\right)^2 I_{\rho_{sv}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial \Delta t}\right)^2 I_{\Delta t}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial A_{sv}}\right)^2 I_{A_{sv}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial \Delta h}\right)^2 I_{\Delta h}^2 \quad (\text{A.36})$$

onde,

$$\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial \rho_{sv}} = \frac{\Delta h A_{sv}}{\Delta t},$$

$$\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial \Delta t} = -\frac{\rho_{sv} A_{sv} \Delta h}{\Delta t^2},$$

$$\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial A_{sv}} = \frac{\rho_{sv} \Delta h}{\Delta t},$$

e

$$\frac{\partial \dot{m}_l}{\partial \Delta h} = \frac{\rho_{sv} A_{sv}}{\Delta t}$$

4.2 Título na saída do Gerador de Vapor:

A expressão para o cálculo do título (seção 5.1) na saída do Gerador de Vapor é dada por:

$$x_{gv} = 1 - \frac{\dot{m}_l}{\dot{m}_{aa}} \quad (\text{A.37})$$

Conforme Equação (A.34) a incerteza para o cálculo do título torna-se:

$$I_{x_{gv}}^2 = \left(\frac{\partial x_{gv}}{\partial \dot{m}_l} \right)^2 I_{\dot{m}_l}^2 + \left(\frac{\partial x_{gv}}{\partial \dot{m}_{aa}} \right)^2 I_{\dot{m}_{aa}}^2 \quad (\text{A.38})$$

onde,

$$\frac{\partial x_{gv}}{\partial \dot{m}_l} = - \frac{1}{\dot{m}_{aa}}$$

e

$$\frac{\partial x_{gv}}{\partial \dot{m}_{aa}} = \frac{\dot{m}_l}{\dot{m}_{aa}^2}$$

4.3 Vazão no downcomer obtida por meio da placa reguladora de fluxo:

A expressão para o cálculo da vazão no downcomer (seção 5.2) utilizando a placa reguladora de fluxo é dada por:

$$\dot{m}_{dc} = C_{pl} A_{pl} \sqrt{2 \Delta P_{pl} \rho_{dc}} \quad (\text{A.39})$$

Conforme Equação (A.34) a incerteza para o cálculo da vazão no downcomer torna-se:

$$I_{\dot{m}_{dc}}^2 = \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial C_{pl}} \right)^2 I_{C_{pl}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial A_{pl}} \right)^2 I_{A_{pl}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial \rho_{dc}} \right)^2 I_{\rho_{dc}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial \Delta P_{pl}} \right)^2 I_{\Delta P_{pl}}^2 \quad (\text{A.40})$$

onde,

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial C_{pl}} = A_{pl} \sqrt{2 \Delta P_{pl} \rho_{dc}} ,$$

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial A_{pl}} = C_{pl} \sqrt{2 \Delta P_{pl} \rho_{dc}} ,$$

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial \rho_{dc}} = \frac{C_{pl} A_{pl}}{2 \rho_{dc}} \sqrt{2 \Delta P_{pl} \rho_{dc}}$$

e

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial \Delta P_{pl}} = \frac{C_{pl} A_{pl}}{2 \Delta P_{pl}} \sqrt{2 \Delta P_{pl} \rho_{dc}}$$

O coeficiente de descarga C_{pl} é obtido experimentalmente conforme descrito nas seções (4.4) e (5.4.2)., onde é dado pela seguinte expressão:

$$C_{pl} = \frac{Q_{pl}}{A_{pl} \sqrt{\frac{2 \Delta P_{pl}}{\rho_{dc}}}} \quad (A.41)$$

Conforme Equação (A.34) a incerteza para o cálculo do coeficiente de descarga para a placa reguladora de fluxo torna-se:

$$I_{C_{pl}}^2 = \left(\frac{\partial C_{pl}}{\partial \rho} \right)^2 I_{\rho}^2 + \left(\frac{\partial C_{pl}}{\partial \Delta P_{pl}} \right)^2 I_{\Delta P_{pl}}^2 + \left(\frac{\partial C_{pl}}{\partial \dot{Q}_{pl}} \right)^2 I_{\dot{Q}_{pl}}^2 + \left(\frac{\partial C_{pl}}{\partial A_{pl}} \right)^2 I_{A_{pl}}^2 \quad (A.42)$$

onde,

$$\frac{\partial C_{pl}}{\partial \rho} = \frac{\dot{Q}_{pl}}{A_{pl}} \frac{\Delta P_{pl}}{\rho^2} \left(\frac{2 \Delta P_{pl}}{\rho} \right)^{-3/2} ,$$

$$\frac{\partial C_{pl}}{\partial \Delta P_{pl}} = \frac{\dot{Q}_{pl}}{\rho A_{pl}} \left(\frac{2 \Delta P_{pl}}{\rho} \right)^{-3/2} ,$$

$$\frac{\partial C_{pl}}{\partial \dot{Q}_{pl}} = \frac{1}{A_{pl}} \left(\frac{2\Delta P_{pl}}{\rho} \right)^{-1/2}$$

e

$$\frac{\partial C_{pl}}{\partial A_{pl}} = -\frac{\dot{Q}_{pl}}{A_{pl}^2} \left(\frac{2\Delta P_{pl}}{\rho} \right)^{-1/2}$$

4.4 Vazão no downcomer obtida por balanço térmico:

A expressão para o cálculo da vazão no downcomer por balanço térmico é apresentada na seção (seção 3.1.2) e pode ser expressa por:

$$\dot{m}_{dc} = \dot{m}_{aa} \frac{(h_{aa} - h_r)}{(h_{dc} - h_r)} \quad (\text{A.43})$$

A incerteza pode ser expressa por:

$$I_{\dot{m}_{dc}}^2 = \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial \dot{m}_{aa}} \right)^2 I_{\dot{m}_{aa}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial h_{aa}} \right)^2 I_{h_{aa}}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial h_r} \right)^2 I_{h_r}^2 + \left(\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial h_{dc}} \right)^2 I_{h_{dc}}^2 \quad (\text{A.44})$$

onde,

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial \dot{m}_{aa}} = \frac{(h_{aa} - h_r)}{(h_{dc} - h_r)},$$

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial h_{aa}} = \frac{\dot{m}_{aa}}{(h_{dc} - h_r)},$$

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial h_r} = \dot{m}_{aa} \frac{(h_{aa} - h_{dc})}{(h_{dc} - h_r)^2}$$

e

$$\frac{\partial \dot{m}_{dc}}{\partial h_{dc}} = \dot{m}_{aa} \frac{(h_{aa} - h_r)}{(h_{dc} - h_r)^2}$$

4.5 Título na saída do evaporador:

A expressão para o cálculo do título na saída do evaporador é dada por:

$$x_s = \frac{\dot{m}_{aa} x_{GV}}{\dot{m}_{ev}} \quad (\text{A.45})$$

A incerteza pode ser expressa por:

$$I_{x_s}^2 = \left(\frac{\partial x_s}{\partial \dot{m}_{aa}} \right)^2 I_{\dot{m}_{aa}}^2 + \left(\frac{\partial x_s}{\partial x_{GV}} \right)^2 I_{x_{GV}}^2 + \left(\frac{\partial x_s}{\partial \dot{m}_{ev}} \right)^2 I_{\dot{m}_{ev}}^2 \quad (\text{A.46})$$

onde,

$$\frac{\partial x_s}{\partial \dot{m}_{aa}} = \frac{x_{GV}}{\dot{m}_{ev}},$$

$$\frac{\partial x_s}{\partial x_{GV}} = \frac{\dot{m}_{aa}}{\dot{m}_{ev}}$$

e

$$\frac{\partial x_s}{\partial \dot{m}_{ev}} = - \frac{\dot{m}_{aa} x_{GV}}{\dot{m}_{ev}^2}$$

4.6 Fração de vazio na saída do evaporador:

A expressão para a fração de vazio na saída do evaporador é dada pela seguinte Equação, conforme mostrada na seção (3.3):

$$\alpha = \frac{xv_g}{S(1-x)v_f + xv_g} \quad (\text{A.47})$$

A incerteza pode ser expressa por:

$$I_{\alpha}^2 = \left(\frac{\partial \alpha}{\partial x} \right)^2 I_x^2 + \left(\frac{\partial \alpha}{\partial S} \right)^2 I_S^2 + \left(\frac{\partial \alpha}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 + \left(\frac{\partial \alpha}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 \quad (\text{A.48})$$

onde,

$$\frac{\partial \alpha}{\partial x} = \left\{ \frac{v_g [S(1-x)v_f + xv_g] - xv_g(v_g - Sv_f)}{[S(1-x)v_f + xv_g]^2} \right\},$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial S} = \left\{ -\frac{(1-x)v_f + xv_g}{[S(1-x)v_f + xv_g]^2} \right\},$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial v_g} = \left\{ \frac{x[S(1-x)v_f + xv_g] - x^2v_g}{[S(1-x)v_f + xv_g]^2} \right\}$$

e

$$\frac{\partial \alpha}{\partial v_f} = \left\{ -\frac{xv_g S(1-x)}{[S(1-x)v_f + xv_g]^2} \right\}$$

A expressão para a razão de escorregamento S é dada pela correlação de *Smith* [22] conforme descrito na seção (3.3) :

$$S = 0,4 + 0,6 \left[\frac{0,4 + x(v_g / v_f - 0,4)}{0,4 + 0,6x} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A.49})$$

A incerteza é expressa por:

$$I_s^2 = \left(\frac{\partial S}{\partial x} \right)^2 I_x^2 + \left(\frac{\partial S}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 + \left(\frac{\partial S}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 \quad (\text{A.50})$$

onde,

$$\frac{\partial S}{\partial x} = 0,3 \left[\frac{0,4 + x(v_g / v_f - 0,4)}{0,4 + 0,6x} \right]^{-\frac{1}{2}} \times$$

$$\left\{ \frac{(v_g / v_f - 0,4)(0,4 + 0,6x) - 0,6[0,4 + x(v_g / v_f - 0,4)]}{(0,4 + 0,6x)^2} \right\},$$

$$\frac{\partial S}{\partial v_g} = \left\{ \frac{0,3x}{v_f(0,4+0,6x)} \left[\frac{0,4+x(v_g/v_f-0,4)}{0,4+0,6x} \right]^{-\frac{1}{2}} \right\}$$

e

$$\frac{\partial S}{\partial v_f} = - \left\{ \frac{0,3xv_g}{v_f^2(0,4+0,6x)} \left[\frac{0,4+x(v_g/v_f-0,4)}{0,4+0,6x} \right]^{-\frac{1}{2}} \right\}$$

4.7 Velocidade mássica:

Equação: A expressão para o cálculo da velocidade mássica é dada pela seguinte

$$G_i = \frac{\dot{m}_i}{A_i} \quad (\text{A.51})$$

A incerteza é dada por:

$$I_{G_i}^2 = \left(\frac{\partial G_i}{\partial \dot{m}_i} \right)^2 I_{\dot{m}_i}^2 + \left(\frac{\partial G_i}{\partial A_i} \right)^2 I_{A_i}^2 \quad (\text{A.52})$$

onde,

$$\frac{\partial G_i}{\partial \dot{m}_i} = \frac{1}{A_i}$$

e

$$\frac{\partial G_i}{\partial A_i} = - \frac{\dot{m}_i}{A_i^2}$$

4.8 Perda de carga em singularidades para escoamento monofásico:

A expressão para o cálculo da perda de carga em singularidades em escoamento monofásico é dada pela seguinte Equação:

$$\Delta P_i = \rho_i K_i \frac{G_i^2}{2} \quad (\text{A.53})$$

A incerteza é dada por:

$$I_{\Delta P_i}^2 = \left(\frac{\partial \Delta P_i}{\partial G_i} \right)^2 I_{G_i}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_i}{\partial \rho_i} \right)^2 I_{\rho_i}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_i}{\partial K_i} \right)^2 I_{K_i}^2 \quad (\text{A.54})$$

onde,

$$\frac{\partial \Delta P_i}{\partial G_i} = \rho_i K_i G_i,$$

$$\frac{\partial \Delta P_i}{\partial \rho_i} = K_i \frac{G_i^2}{2}$$

e

$$\frac{\partial \Delta P_i}{\partial K_i} = \rho_i \frac{G_i^2}{2}$$

4.9 Perda de carga em singularidades para escoamento bifásico:

4.9.1 Modelo homogêneo:

A expressão para o cálculo da perda de carga em singularidades em escoamento bifásico para o modelo homogêneo é dada pela seguinte equação:

$$\Delta P_{H(i)} = K_i \frac{G_i^2}{2} [x_i v_g + (1 - x_i) v_f] \quad (\text{A.55})$$

onde,

$$F_H = [x v_g + (1 - x) v_f]$$

A incerteza é dada por:

$$I_{\Delta P_H}^2 = \left(\frac{\partial \Delta P_H}{\partial K} \right)_i^2 I_{K_i}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_H}{\partial G} \right)_i^2 I_{G_i}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_H}{\partial F_H} \right)_i^2 I_{F_{H_i}}^2 \quad (\text{A.56})$$

onde,

$$\left(\frac{\partial \Delta P_H}{\partial K} \right)_i = \frac{G_i^2}{2} F_{H_i}$$

$$\left(\frac{\partial \Delta P_H}{\partial G} \right)_i = K_i G_i F_{H_i}$$

$$\left(\frac{\partial \Delta P_H}{\partial F_H} \right)_i = K_i \frac{G_i^2}{2}$$

A incerteza do termo F_H é da por:

$$I_{F_H}^2 = \left(\frac{\partial F_H}{\partial x} \right)^2 I_x^2 + \left(\frac{\partial F_H}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 + \left(\frac{\partial F_H}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 \quad (\text{A.57})$$

onde,

$$\frac{\partial F_H}{\partial x} = v_g - xv_f ,$$

$$\frac{\partial F_H}{\partial v_g} = x$$

e

$$\frac{\partial F_H}{\partial v_f} = 1 - x$$

4.9.2 Modelo de escoamento separado:

A expressão para o cálculo da perda de carga em singularidades em escoamento bifásico para o modelo separado é dada pela seguinte equação:

$$\Delta P_{ES(i)} = K_i \frac{G_i^2}{2} \left[\frac{(1-x_i)^2}{\rho_f(1-\alpha_i)^2} + \frac{x_i^2}{\rho_g \alpha_i^2} \right] \quad (A.58)$$

onde,

$$F_{ES} = \left[\frac{(1-x_i)^2}{\rho_f(1-\alpha_i)^2} + \frac{x_i^2}{\rho_g \alpha_i^2} \right]$$

A incerteza é dada por:

$$I_{\Delta P_{ES(i)}}^2 = \left(\frac{\partial \Delta P_{ES}}{\partial K} \right)_i^2 I_{K_i}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{ES}}{\partial G} \right)_i^2 I_{G_i}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{ES}}{\partial F_{ES}} \right)_i^2 I_{F_{ES}}^2 \quad (A.59)$$

onde,

$$\left(\frac{\partial \Delta P_{ES}}{\partial K} \right)_i = \frac{G_i^2}{2} F_{ES} ,$$

$$\left(\frac{\partial \Delta P_{ES}}{\partial G} \right)_i = K_i G_i F_{ES}$$

e

$$\left(\frac{\partial \Delta P_{ES}}{\partial F_{ES}} \right)_i = K_i \frac{G_i^2}{2}$$

A incerteza do termo F_{ES} é da por:

$$I_{F_{ES}}^2 = \left(\frac{\partial F_{ES}}{\partial x} \right)^2 I_x^2 + \left(\frac{\partial F_{ES}}{\partial \alpha} \right)^2 I_\alpha^2 + \left(\frac{\partial F_{ES}}{\partial \rho_f} \right)^2 I_{\rho_f}^2 + \left(\frac{\partial F_{ES}}{\partial \rho_g} \right)^2 I_{\rho_g}^2 \quad (A.60)$$

onde,

$$\frac{\partial F_{ES}}{\partial x} = \left[\frac{-2(1-x)}{\rho_f(1-\alpha)^2} + \frac{2x}{\rho_g \alpha^2} \right],$$

$$\frac{\partial F_{ES}}{\partial \alpha} = \left[\frac{2(1-x)^2}{\rho_f(1-\alpha)^3} - \frac{2x^2}{\rho_g \alpha^3} \right],$$

$$\frac{\partial F_{ES}}{\partial \rho_f} = \left[-\frac{(1-x)^2}{\rho_f^2(1-\alpha)^2} \right]$$

e

$$\frac{\partial F_{ES}}{\partial \rho_g} = \left[-\frac{x^2}{\rho_g^2 \alpha^2} \right]$$

4.10 *Volume específico para o modelo homogêneo:*

A expressão para o cálculo do volume específico é dado pela seguinte equação:

$$v_H = [xv_g + (1-x)v_f] \quad (\text{A.61})$$

A incerteza é dada por:

$$I_{v_H}^2 = \left(\frac{\partial v_H}{\partial x} \right)^2 I_x^2 + \left(\frac{\partial v_H}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 + \left(\frac{\partial v_H}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 \quad (\text{A.62})$$

onde,

$$\frac{\partial v_H}{\partial x} = v_g - xv_f,$$

$$\frac{\partial v_H}{\partial v_g} = x$$

e

$$\frac{\partial v_H}{\partial v_f} = 1 - \alpha$$

4.11 Densidade para o modelo de Escoamento Separado:

A expressão para o cálculo da densidade é dado pela seguinte equação:

$$\rho_{ES} = [\alpha v_g + (1 - \alpha) v_f] \quad (\text{A.63})$$

A incerteza é dada por:

$$I_{\rho_{ES}}^2 = \left(\frac{\partial \rho_{ES}}{\partial \alpha} \right)^2 I_{\alpha}^2 + \left(\frac{\partial \rho_{ES}}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 + \left(\frac{\partial \rho_{ES}}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 \quad (\text{A.64})$$

onde,

$$\frac{\partial \rho_{ES}}{\partial \alpha} = v_g - v_f,$$

$$\frac{\partial \rho_{ES}}{\partial v_g} = \alpha$$

e

$$\frac{\partial \rho_{ES}}{\partial v_f} = 1 - \alpha$$

4.12 Perda de carga por aceleração:

4.12.1 Modelo homogêneo:

A expressão para o cálculo da perda de carga por aceleração para o modelo homogêneo é dada pela seguinte equação:

$$\Delta P_{ac}^H = G^2 (v_g - v_f) x_s \quad (\text{A.65})$$

A incerteza é dada por:

$$I_{\Delta P_{ac}^H} = \left(\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial G} \right)^2 I_G^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial x_s} \right)^2 I_{x_s}^2 \quad (A.66)$$

onde,

$$\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial G} = 2 G(v_g - v_f) x_s$$

$$\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial v_f} = -G^2 x_s$$

$$\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial v_g} = G^2 x_s$$

e

$$\frac{\partial \Delta P_{ac}^H}{\partial x_s} = G^2 (v_g - v_f)$$

4.12.2 Modelo de escoamento separado:

A expressão para o cálculo da perda de carga por aceleração para o modelo separado é dada pela seguinte equação:

$$\Delta P_{ac}^{ES} = G^2 \left[\frac{x_s^2}{\alpha_s} v_g + \frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)} v_f - v_f \right] \quad (A.67)$$

onde,

$$AC_{ES} = \left[\frac{x_s^2}{\alpha_s} v_g + \frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)} v_f - v_f \right]$$

A incerteza é dada por:

$$I_{\Delta P_{ac}^{ES}}^2 = \left(\frac{\partial \Delta P_{ac}^{ES}}{\partial G} \right)^2 I_G^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{ac}^{ES}}{\partial AC_{ES}} \right)^2 I_{AC_{ES}}^2 \quad (A.68)$$

onde,

$$\frac{\partial \Delta P_{ac}^{ES}}{\partial G} = 2 G AC_{ES}$$

e

$$\frac{\partial \Delta P_{ac}^{ES}}{\partial AC_{ES}} = G^2$$

A incerteza do termo AC_{ES} é dada por:

$$I_{AC_{ES}}^2 = \left(\frac{\partial AC_{ES}}{\partial x_s} \right)^2 I_{x_s}^2 + \left(\frac{\partial AC_{ES}}{\partial v_f} \right)^2 I_{v_f}^2 + \left(\frac{\partial AC_{ES}}{\partial v_g} \right)^2 I_{v_g}^2 + \left(\frac{\partial AC_{ES}}{\partial \alpha_s} \right)^2 I_{\alpha_s}^2 \quad (A.69)$$

onde,

$$\frac{\partial AC_{ES}}{\partial x_s} = \left[\frac{2x_s}{\alpha_s} v_g - \frac{2(1-x_s)}{(1-\alpha_s)} v_f \right],$$

$$\frac{\partial AC_{ES}}{\partial v_f} = \left[\frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)} - 1 \right],$$

$$\frac{\partial AC_{ES}}{\partial v_g} = \frac{x_s^2}{\alpha_s}$$

e

$$\frac{\partial AC_{ES}}{\partial \alpha_s} = \left[\frac{(1-x_s)^2}{(1-\alpha_s)^2} v_f - \frac{x_s^2}{\alpha_s^2} v_g \right]$$

4.13 Incerteza para a medida de perda de carga para o Separador de Vapor:

A expressão para o cálculo da perda de carga no Separador de vapor é dada pela Equação (3.96), reescrevendo:

$$\Delta P_{Sve} = \Delta P_{366} + \frac{G_1^2}{2} \left[\frac{(1-x_1)^2}{(1-\alpha_1)^2 \rho_{r1}} + \frac{x_1^2}{\alpha_1^2 \rho_{g1}} \right] - \frac{G_3^2}{2} \left[\frac{(1-x_3)^2}{(1-\alpha_3)^2 \rho_{r3}} + \frac{x_3^2}{\alpha_3^2 \rho_{g3}} \right] - g[\rho_3 Z_3 + \rho_w(L_w + 1) + \rho_f(L_{tubo} - L_w - 1)] \quad (3.70)$$

A incerteza é dada por:

$$\begin{aligned} I_{\Delta P_{Sve}}^2 &= \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial \Delta P_{366}} \right)^2 I_{\Delta P_{366}}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial G_1} \right)^2 I_{G_1}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial G_3} \right)^2 I_{G_3}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial F_{ES(1)}} \right)^2 I_{F_{ES(1)}}^2 + \\ &+ \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial F_{ES(3)}} \right)^2 I_{F_{ES(3)}}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial \rho_3} \right)^2 I_{\rho_3}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial \rho_{sr}} \right)^2 I_{\rho_{sr}}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial \rho_f} \right)^2 I_{\rho_f}^2 + \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial L_{sr}} \right)^2 I_{L_{sr}}^2 + \\ &+ \left(\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial Z_3} \right)^2 I_{Z_3}^2 \end{aligned} \quad (A.71)$$

onde,

$$\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial \Delta P_{366}} = 1 ,$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial G_1} = G_1 F_{ES(1)} ,$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial G_3} = G_3 F_{ES(3)} ,$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sve}}{\partial F_{ES(1)}} = \frac{G_1^2}{2} ,$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sv_e}}{\partial F_{ES(3)}} = \frac{G_3^2}{2},$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sv_e}}{\partial \rho_3} = -gZ_3,$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sv_e}}{\partial \rho_{sr}} = -g(L_{sr} + 1),$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sv_e}}{\partial \rho_f} = -g(L_{tubo} - L_{sr} - 1),$$

$$\frac{\partial \Delta P_{Sv_e}}{\partial L_{sr}} = -g\rho_{sr}$$

e

$$\frac{\partial \Delta P_{Sv_e}}{\partial Z_3} = -g\rho_3$$

4.14 Incerteza para o nível do modelo matemático:

A expressão para o cálculo do nível do modelo matemático é dado pela seguinte equação:

$$L_N = \left\{ \left[\left(\Delta P_{pl} + \sum_{i=2}^{13} \Delta P_{at(i)} + \Delta P_{ac} + \Delta P_{sv} \right) / g \right] - \left[\rho_{dc} L_{dc} - \rho_{sr} L_{sr} - \overline{\rho_{ev}} (L_{ev} - L_{sr}) - \rho_{sv} (L_t - L_{ev}) \right] \right\} / \rho_f \quad (A.72)$$

A incerteza é dada por:

$$\begin{aligned}
 I_{L_N}^2 = & \left(\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{pl}} \right)^2 I_{\Delta P_{pl}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{at(i)}} \right)^2 I_{\Delta P_{at(i)}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{ac}} \right)^2 I_{\Delta P_{ac}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{sv}} \right)^2 I_{\Delta P_{sv}}^2 + \\
 & + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{dc}} \right)^2 I_{\rho_{dc}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{sr}} \right)^2 I_{\rho_{sr}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial L_{sr}} \right)^2 I_{L_{sr}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{sv}} \right)^2 I_{\rho_{sv}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \bar{\rho}_{ev}} \right)^2 I_{\bar{\rho}_{ev}}^2 + \\
 & + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{sr}} \right)^2 I_{\rho_{sr}}^2 + \left(\frac{\partial L_N}{\partial \rho_f} \right)^2 I_{\rho_f}^2 \quad (A.73)
 \end{aligned}$$

onde,

$$\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{pl}} = \frac{1}{g\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{at(i)}} = \frac{1}{g\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{ac}} = \frac{1}{g\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \Delta P_{sv}} = \frac{1}{g\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{dc}} = -\frac{L_{dc}}{\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{sr}} = \frac{L_{sr}}{\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial L_{sr}} = \frac{(\rho_{sr} - \bar{\rho}_{ev})}{\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \bar{\rho}_{ev}} = \frac{(L_{ev} - L_{sr})}{\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \rho_{sv}} = \frac{(L_t - L_{ev})}{\rho_f},$$

$$\frac{\partial L_N}{\partial \rho_f} = \frac{(L_t - L_{ev})}{\rho_f}$$

e

$$\frac{\partial L_N}{\partial \rho_f} = - \left\{ \left[\left(\Delta P_{pl} + \sum_{i=2}^{13} \Delta P_{at(i)} + \Delta P_{ac} + \Delta P_{sv} \right) / g \right] - \left[\rho_{dc} L_{dc} - \rho_{sr} L_{sr} - \bar{\rho}_{ev} (L_{ev} - L_{sr}) - \rho_{sv} (L_t - L_{ev}) \right] \right\} / \rho_f^2$$

4.15 Resultados para a medida de vazão no downcomer:

Na Tabela (A.20) são mostrados as incertezas para a medida de vazão no downcomer pelos métodos de balanço térmico e através do ΔP na placa reguladora de fluxo conforme descrito nas seções (4.3) e (4.4).

4.16 Resultados para o nível de água no gerador de vapor para o modelo homogêneo:

Na Tabela (A.21) são mostradas as incertezas para o o nível de água dado pelo modelo homogêneo.

4.17 Resultados para o nível de água no gerador de vapor para o modelo de escoamento separado:

Na Tabela (A.22) são mostradas as incertezas para o o nível de água dado pelo modelo de escoamento separado.

Tabela A.20 - Incertezas para vazão no downcomer pelos métodos de balanço térmico e placa reguladora

POTÊNCIA NOMINAL: 1340 kW				
Nível de água [cm]	\dot{m}_{dc} [kg/s] (balanço Térmico)	$I_{\dot{m}_{dc}}$ [kg/s] (balanço)	\dot{m}_{dc} [kg/s] (placa reguladora)	$I_{\dot{m}_{dc}}$ [kg/s] (placa)
10,0	2,35	0,41	2,00	0,07
20,0	2,24	0,37	2,10	0,07
30,0	2,31	0,39	2,20	0,07
40,0	2,42	0,43	2,31	0,07
50,0	2,46	0,45	2,41	0,08
60,0	2,60	0,51	2,51	0,08
70,0	2,74	0,57	2,61	0,08
80,0	2,88	0,63	2,70	0,09
90,0	2,99	0,69	2,79	0,09
100,0	3,08	0,72	2,84	0,09
110,0	3,17	0,75	2,91	0,09
120,0	3,24	0,79	3,00	0,09
130,0	3,31	0,82	3,10	0,10
POTÊNCIA NOMINAL: 1750 kW				
10,0	2,31	0,32	2,03	0,07
20,0	2,16	0,27	2,13	0,07
30,0	2,23	0,29	2,24	0,07
40,0	2,30	0,31	2,33	0,07
50,0	2,38	0,34	2,41	0,08
60,0	2,46	0,36	2,51	0,08
70,0	2,54	0,39	2,59	0,08
80,0	2,63	0,42	2,67	0,08
90,0	2,71	0,45	2,76	0,09
100,0	2,76	0,47	2,82	0,09
110,0	2,85	0,49	2,86	0,09
120,0	2,96	0,53	2,93	0,09
130,0	2,95	0,52	3,00	0,09

Tabela A.21 - Incertezas do modelo homogêneo para o nível de água

MODELO HOMOGÊNEO		
POTÊNCIA NOMINAL: 1340 kW		
$L_{(LIT-317)} \pm 0,7$ [cm] (Nível experimental)	L_N [cm] (Nível modelo)	I_{L_N} [cm] (Incerteza modelo)
10,5	- 33,6	5,2
20,0	- 24,9	5,2
29,9	- 13,4	5,2
40,0	- 1,9	5,1
50,0	8,6	5,0
60,0	19,7	5,0
70,0	30,7	5,0
80,0	42,7	5,0
90,0	53,7	5,0
99,9	63,3	5,0
109,9	74,3	5,0
120,0	85,6	5,1
130,0	95,3	5,1
POTÊNCIA NOMINAL: 1750 kW		
10,0	- 24,0	6,1
19,9	- 15,0	6,0
30,0	- 3,7	5,9
40,0	6,7	5,8
50,0	16,9	5,7
59,9	28,1	5,7
70,0	38,8	5,7
79,9	48,8	5,7
89,9	60,1	5,7
100,1	72,3	5,6
110,0	81,3	5,7
119,9	91,6	5,7
130,0	102,2	5,8

Tabela A.22 - Incertezas do modelo de escoamento separado para o nível de água

MODELO DE ESCOAMENTO SEPARADO		
POTÊNCIA NOMINAL: 1340 kW		
$L_{(LIT-317)} \pm 0,7$ [cm] (Nível experimental)	L_N [cm] (Nível modelo)	I_{L_N} [cm] (Incerteza modelo)
10,5	- 6,8	5,5
20,0	2,2	5,4
29,9	14,2	5,4
40,0	26,0	5,3
50,0	36,4	5,2
60,0	47,9	5,2
70,0	59,1	5,2
80,0	71,4	5,3
90,0	82,6	5,3
99,9	92,3	5,3
109,9	103,5	5,3
120,0	114,9	5,3
130,0	124,7	5,3
POTÊNCIA NOMINAL: 1750 kW		
10,0	2,3	6,5
19,9	11,7	6,3
30,0	23,4	6,2
40,0	34,3	6,1
50,0	44,8	6,0
59,9	56,2	5,9
70,0	67,5	6,0
79,9	77,7	6,0
89,9	89,2	5,9
100,1	100,5	6,0
110,0	110,9	6,0
119,9	121,4	6,0
130,0	132,1	6,0

APÊNDICE B

1. ARQUIVO DE DADOS DE ENTRADA: CIRNATS2.FOR

44.23	PSEC - PRESSAO NO EVAPORADOR	(PIT-318)
255.32	TSAT - TEMPERARURA DE SATURACAO	(TE-322)
129.983	DLIT317 - NIVEL GERADOR DE VAPOR	(LIT-317)
0.36	HLSR - ALTURA TRECHO SUBRESFRIADO	(GEVAP7)
176.999	TAA - TEMPERATURA DE ALIMENTACAO	(TE-310)
233.919	TE361 - TEMPERATURA DOWNCOMER	(TE-361)
232.61	TE363 - TEMPERATURA DOWNCOMER	(TE-363)
233.005	TE365 - TEMPERATURA DOWNCOMER	(TE-365)
0.915243	XGVEX - TITULO VAPOR EXPERIMENTAL	(EXPER.)
21.23	FE114 - VAZAO CIRCUITO PRIMARIO	(FE-114)
113.317	PI152 - PRESSAO NO PRESSURIZADOR	(PIT-152)
271.07	TE110 - TEMPERATURA ENTRADA GV	(TE-110)
286.87	TE121 - TEMPERATURA SAIDA GV	(TE-121)
0.896184	DMAA - VAZAO DE ALIMENTACAO	(FE-309)
265.471	PDIDT366 - PRESSAO DIF. SEPARADOR	(PDIT-366)
76.8662	DELPL - DIF.PRESSAO NA PLACA REG.	(PDIT-367)

2. ARQUIVO DE DADOS DE SAÍDA: CIRNATS2.FOR

Calor transferido Experimental.....[kW].....	QTOTEX=	1713.24
Pressao de Saturacao no Evaporador.....[bar].....	PSEC=	44.23
Temperatura Saturacao Evaporador.....[°C].....	TSAT=	255.32
Temperatura agua de alimentacao.....[°C].....	TAA=	177.00
Temperatura Downcomer.....[C].....	TDC=	233.18
Vazao de Alimentacao.....[Kg/s]..	DMAA=	0.89
Vazao no Downcomer e Evaporador.....[Kg/s]..	DMDC=	2.99
Razao de Recirculacao/balanco.....[Adm]....	RR=	2.34
Titulo por Balanco Termico.....[Adm].....	XGVBAL=	0.92
Titulo Experimental/Secador.....[Adm].....	XGVEX=	0.91
Perda Separador calculo Teorico.....[N/m2].....	DPSVTEOR =	4093.93
Perda Separador Experimental.....[N/m2].....	DPSVEXP=	8513.38
Const. de Perda de Carga CICLONE.....[Adm].....	CKCICLON=	3.76
Nivel de agua no Gerador de vapor.....[cm].....	DLIT317=	129.98
Altura do trecho Subresfriado.....[m].....	HLSR=	0.36
Vazao no circuito primario.....[Kg/s].....	FE114=	21.23
Pressao do Pressurizador.....[bar].....	PI152=	113.32
Perda total por gravidade.....[N/m2].....	DPTOTALG=	20904.28
Perda total por atrito.....[N/m2].....	DPTOTCK=	17493.61
Razao de Recirculacao balanco.....[Adm].....	RRBAL=	2.29
Vazao downcomer balanco.....[Kg/s].....	DMDCBAL=	2.95
Entalpia da agua de alimentacao.....[Kj/Kg].....	HAA=	752.56
Entalpia no Downcomer.....[Kj/Kg].....	HDC=	1005.70
Entalpia do liquido saturado.....[Kj/Kg].....	HF=	1116.13
Volume especifico agua saturada.....[m3/Kg].....	VF=	.0012663
Volume especifico vapor saturador.....[m3/Kg].....	VG=	.0448706
Volume especifico downcomer.....[m3/Kg].....	VDC=	.0012134
Volume especifico trecho subresfr.....[m3/Kg].....	VSR=	.0012399
Titulo medio bifasico.....[Adm].....	XMED=	.1368
Titulo saida evaporador.....[Adm].....	XE=	.2737
Razao de deslizamento.....[Adm].....	SLIPE=	2.9245
Fracao de vazio saida evaporador.....[Adm].....	ALFAE=	.8203

Perda de carga na placa reguladora de fluxo....	DELP(1) = 7815.18	N/m2
Perda Convergente do Downcomer.....	DELP(2) = 10.67	N/m2
Perda no Downcomer distribuida.....	DELP(3) = 39.46	N/m2
Perda na curvatura do Downcomer.....	DELP(4) = 50.42	N/m2
Perda no fluxo cruzado na base do Evaporador...	DELP(5) = 266.45	N/m2
Perda na entrada do Duto de Selagem.....	DELP(6) = .80	N/m2
Perda no Escoam. paralelo tubos Subresfriado...	DELP(7) = 4.24	N/m2
Perda no Escoam. paralelo tubos Bifasico.....	DELP(8) = 106.35	N/m2
Perda nas Grades no Escoamento Monofasico....	DELP(9) = .00	N/m2
Perda nas Grades no Escoamento Bifasico.....	DELP(10) = 84.78	N/m2
Perda na Curvatura do Feixe de tubos.....	DELP(11) = 275.67	N/m2
Perda na expansao na saida do feixe.....	DELP(12) = 133.88	N/m2
Perda no convergente do barril	DELP(13) = 110.36	N/m2
Perda por aceleracao no evaporador.....	DELP(14) = 81.98	N/m2
Perda distribuida no separador de vapor.....	DELP(15) = 145.96	N/m2
Perda na contracao do duto de entrada separador..	DELP(16) = 203.35	N/m2
Perda na expansao na entrada do separador.....	DELP(17) = 76.91	N/m2
Perda no ciclone.....	DELP(18) = 192.01	N/m2
Perda na contracao/expansao no rotor.....	DELP(19) = 116.69	N/m2
Perda no orificio axial.....	DELP(20) = 3359.01	N/m2
Constante de perda total SV.....[Adm]..	.CKTOTAL=	6.62
Velocidade no downcomer..... [m/s]..	.VEL3 =	.24
Velocidade nos tubos regio subr.....[m/s]..	.VEL7 =	.10
Velocidade da agua na grade 1..... [m/s]...	VELGR1 =	.26
Velocidade da agua na grade 2..... [m/s]...	VELGR2 =	.62
Velocidade da agua na grade 3..... [m/s]	..VELGR3 =	.98
Velocidade agua duto saida barril..... [m/s].	..VELSEP =	4.57
Velocidade da mistura saida GV..... [m/s].	..VELS =	.35
Vazao de agua calculada como placa ..[kg/s].	.DMDCOR =	3.00
Nivel de agua no gerador de vapor.....[m/s]..	.HLN =	102.15
Reynolds placa reguladora.....[Adm].	..REPL =	68801.78

3. PROGRAMA FONTE: CIRNATS2.FOR

```

C                               CIRNATS2
C  PROGRAMA PARA SOLUÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO NA SEÇÃO
C  DE TESTES S2 DO CTE-150
C
C  POR: LUIZ ANTONIO HADDAD RODRIGUES   DATA: DEZEMBRO/93

```

```

C
C  COMMON/BLOCK1/ DELP(20)
C
C  COMMON/BLOCK2/ PSEC, TSAT, DLIT317, HLSR, TAA, TE361, TE363,
$TE365, XGVEX, FE114, PI152, TE110, TE121, DMAA, DPIDT366,
$DELPL
C
C  COMMON/BLOCK3/ RR, DMDC, QTOTEX, XGVBAL, DPTOTALG, DPTOTCK,
$DPSVTEOR, DPSVEXP, TDC, HAA, HDC, HF, VF, VG, VDC, VSR, XMED, XE, SLIPE,
$ALFAE, RRBAL, DMDCBAL, CKCICLON, CKTOTAL, VEL3, VEL7, VELGR1, VELGR2,
$VELGR3, VELSEP, VELSD, DMDCOR, HLN, REPL
C
C
C  LISTAGEM DAS VARIAVEIS
C
C  PSEC      - Pressao no evaporador
C  TSAT      - Temperatura de saturacao no evaporador
C  DLIT317   - Nivel de agua no Gerador de Vapor
C  HLSR      - Altura do trecho de agua subresfriada no evaporador
C  TAA       - Temperatura de alimentacao
C  TE361     - Temperatura downcomer
C  TE363     - Temperatura downcomer
C  TE365     - Temperatura downcomer
C  XGVEX     - Titulo obtido por calculo atraves secador de vapor
C  FE114     - Vazao massica do circuito primario
C  PI152     - Pressao no pressurizador
C  TE110     - Temperatura de saida do Gerador de Vapor
C  TE121     - Temperatura de entrada no Gerador de Vapor
C  DMAA      - Vazao de alimentacao do Gerador de Vapor
C  DPIDT366  - Perda de carga no separador sem correcao
C  RR        - Razao de Recirculacao
C  DMDC      - Titulo saida Gerador de Vapor/balanco termico
C  DPTOTALG - Perda de Carga por gravidade Total
C  DPTOTCK   - Perda de Carga irreverssivel Total
C  DPSVTEOR  - Perda de Carga Teorica do Separador
C  DPSVEXP   - Perda de Carga Experimental do Separador
C
C  ENTRADA DE DADOS
C  OPEN (5,FILE='GEVS2.DAT',STATUS='OLD')
C  READ (5,*) PSEC
C  READ (5,*) TSAT
C  READ (5,*) DLIT317
C  READ (5,*) HLSR
C  READ (5,*) TAA
C  READ (5,*) TE361
C  READ (5,*) TE363
C  READ (5,*) TE365
C  READ (5,*) XGVEX

```

READ (5,*) FE114
 READ (5,*) PI152
 READ (5,*) TE110
 READ (5,*) TE121
 READ (5,*) DMAA
 READ (5,*) DPIDT366
 READ (5,*) DELPPL
 C
 C CONSTANTES GEOMETRICAS
 C
 C COMPRIMENTO TOTAL EVAPORADOR + SEPARADOR
 HLT=3.547
 C COMPRIMENTO DO EVAPORADOR
 HAQ=2.031
 C COMPRIMENTO DA COLUNA SUBRESFRIADA DOWNCOMER
 HLSB=2.217
 C ALTURA DAS GRADES
 HG1=0.620
 HG2=1.230
 HG3=1.840
 C
 C CALCULO DA RAZAO DE RECIRCULACAO
 TDC = 0.0
 HAA = ENTSB (PSEC,TAA)
 TDC = (TE361 + TE363 + TE365)/3.
 HDC = ENTSB (PSEC,TDC)
 HF = ENTF (PSEC)
 RRBAL = (HAA-HDC)/(HDC-HF)
 C
 C CALCULO DA VAZAO DE DOWNCOMER
 DMDCBAL = DMAA*(RRBAL + 1.)
 C
 C CALCULO DO VOLUME ESPECIFICO
 C AGUA SATURADA
 VF = VOLF (PSEC)
 C VAPOR SATURADO
 VG = VOLG (PSEC)
 C DOWNCOMER
 VDC = VLIQ (PSEC,TDC,TSAT,VF)
 C CALCULO DA RAZAO DE RECIRCULACAO ATRAVES DA PLACA
 APL = 0.0954
 CKPL = 12837.3
 GPL = ((2.*DELPPL*100.)/(CKPL*VDC))**0.5
 DMDC = GPL*APL
 RR = (DMDC/DMAA) - 1.
 VISDC = VISL(TDC)
 REPL = (0.252*GPL)/VISDC
 C TRECHO SUBRESFRIADO
 VSR = (VF + VDC)/2.
 C TRECHO BIFASICO NOS TUBOS
 XMED = ((XGVEX*DMAA)/DMDC)/2.
 C
 C GRADES
 C
 C GRADE 1
 XG1 = ((HG1 - HLSR)/(HAQ - HLSR))*XMED*2.
 VFGGR1 = ((XG1*VG) + ((1. - XG1)*VF))
 C
 C GRADE 2
 XG2 = ((HG2 - HLSR)/(HAQ - HLSR))*XMED*2.
 VFGGR2 = ((XG2*VG) + ((1. - XG2)*VF))
 C
 C GRADE 3

$XG3 = ((HG3 - HLSR)/(HAQ - HLSR))*XMED*2.$
 $VFGGR3 = ((XG3*VG) + ((1. - XG3)*VF))$
C SAIDA DO FEIXE DOS TUBOS
 $XE = (XGVEX*DMAA)/DMDC$
 $VFGE = ((XE*VG) + ((1. - XE)*VF))$
C CALCULO DA FRACAO DE VAZIO NA SAIDA DO EVAPORADOR
 $SLIPE = SLIP(XE, VG, VF)$
 $ALFAE = ALFA(XE, VG, VF, SLIPE)$
C CALCULO DO VOLUME ESPEC.DA MISTURA NO ORIFICIO AXIAL DO SEPARADOR
 $VFGOR = ((XGVEX*VG) + ((1. - XGVEX)*VF))$
C CALCULO DA FRACAO DE VAZIO NA SAIDA DO GV
 $SLIPGVS = SLIP(XGVEX, VG, VF)$
 $ALFAGVS = ALFA(XGVEX, VG, VF, SLIPGVS)$
C
C CALCULO DA VISCOSIDADE
C
C DOWNCOMER
 $VISDC = VISL(TDC)$
C LIQUIDO SATURADO
 $VISFS = VISF(TSAT)$
C VAPOR SATURADO
 $VISGS = VISG(TSAT)$
C TRECHO SUBRESFRIADO
 $VISSR = (VISDC + VISFS)/2.$
C CURVATURA DO FEIXE DE TUBOS
 $VISFGE = 1./((XE/VISGS) + ((1. - XE)/VISFS))$
 $VISFGB = 1./((XMED/VISGS)+((1.-XMED)/VISFS))$
C CALCULO EXPERIMENTAL DO CALOR TRANSFERIDO
 $HEA4 = ENTSB(PI152, TE110)$
 $HSA4 = ENTSB(PI152, TE121)$
 $QTOTEX = FE114*(HSA4 - HEA4)$
C
C CALCULO DO TITULO SEMIEMPIRICO
 $HG = ENTG(PSEC)$
 $HFG = HG - HF$
 $XGVBAL = ((QTOTEX/DMAA) + HAA - HF)/HFG$
C
C
C CALCULO DAS PERDAS DE CARGA NA SECAO DE TESTES
C
C PERDA PLACA REGULADORA DE FLUXO LOCALIZADA
 $A1 = 0.0954$
 $CK1 = 13052.0$
 $G1 = DMDC/A1$
 $DELP(1) = CK1*G1**2.*VDC/2.$
C PERDA CONVERGENTE DOWNCOMER LOCALIZADA
 $A3 = 0.01499$
 $CK2 = 0.44$
 $G2 = DMDC/A3$
 $DELP(2) = CK2*G2**2.*VDC/2.$
C PERDA DE CARGA DOWNCOMER DISTRIBUIDA
 $A3 = 0.01499$
 $HL3 = 1.93$
 $DH3 = 0.027$
 $G3 = DMDC/A3$
 $RE3 = (G3*DH3)/VISDC$
 $CK3 = (1.06*FP(RE3)*HL3)/DH3$
 $DELP(3) = CK3*G3**2.*VDC/2.$
 $VEL3 = G3*VDC$
C PERDA NA CURVATURA DOWNCOMER
 $G4 = G3$

- $CK4 = 2.079$
 $DEL P(4) = CK4 * G4^{**2} * VDC / 2.$
- C PERDA NO FLUXO CRUZADO NA BASE DO EVAPORADOR**
 $A5 = 0.00495$
 $DH5 = 12.7E-03$
 $G5 = DMDC / A5$
 $RE5 = (G5 * DH5) / VISDC$
 $CK5 = 7.087 / (RE5^{**0.16})$
 $DEL P(5) = CK5 * G5^{**2} * VDC / 2.$
- C PERDA ENTRADA NO DUTO DE SELAGEM**
 $A7 = 0.03616$
 $G6 = DMDC / A7$
 $CK6 = 0.1929$
 $DEL P(6) = CK6 * G6^{**2} * VDC / 2.$
- C PERDA NO ESCOAMENTO PARALELO AOS TUBOS SUBRESFRIADO**
 $HL7 = HLSR$
 $DH7 = 0.0118$
 $REX = 2000.0$
 $G7 = DMDC / A7$
 $RE7 = G7 * DH7 / VISSR$
 $IF(RE7.LE.REX) CK7 = 1.854 * FP(RE7) * HL7 / DH7$
 $IF(RE7.GT.REX) CK7 = FP(RE7) * HL7 / DH7$
 $DEL P(7) = CK7 * G7^{**2} * VSR / 2.$
 $VEL7 = G7 * VSR$
- C PERDA NO ESCOAMENTO PARALELO AOS TUBOS BIFASICO**
 $HL8 = (HAQ - HLSR)$
 $DH8 = DH7$
 $G8 = G7$
 $RE8 = G8 * DH8 / VISFGB$
 $VFBIF = ((1 - XMED) * VF + (XMED * VG))$
 $DEL P(8) = FP(RE8) * HL8 * G8^{**2} * VFBIF / (2 * DH8)$
- C PERDA NA GRADE NO ESCOAMENTO MONOFASICO**
 $G9 = G8$
 $IF(HLSR.LT.HG1) GO TO 3$
 $CK9 = 1.1$
 $DEL P(9) = CK9 * G9^{**2} * VF / 2.$
 $DEL PG1 = 0.0$
 $GO TO 4$
- C PERDA NAS GRADES ESCOAMENTO BIFASICO**
- 3** $DEL P(9) = 0.0$
 $CK10 = 1.1$
 $DEL PG1 = CK10 * G9^{**2} * VFGGR1 / 2.$
 $VELGR1 = G9 * VFGGR1$
- 4** $CK10 = 1.1$
 $DEL PG2 = CK10 * G9^{**2} * VFGGR2 / 2.$
 $VELGR2 = G9 * VFGGR2$
 $DEL PG3 = CK10 * G9^{**2} * VFGGR3 / 2.$
 $VELGR3 = G9 * VFGGR3$
 $DEL P(10) = DEL PG1 + DEL PG2 + DEL PG3$
- C PERDA NA CURVATURA DO FEIXE DE TUBOS**
 $A11 = 0.016968$
 $DH11 = 12.7E-03$
 $G11 = DMDC / A11$
 $RE11 = G11 * DH11 / VISFGE$
 $CK11 = 7.1 / (RE11^{**0.16})$
 $DEL P(11) = CK11 * G11^{**2} * VFGE / 2.$
- C PERDA NA EXPANSAO NA SAIDA DO FEIXE DE TUBOS**
 $A12 = 0.016968$
 $CK12 = 0.6502$
 $G12 = DMDC / A12$

- DEL P(12) = CK12*G12**2.*VFGE/2.
- C PERDA NO CONVERGENTE DO BARRIL
 A13 = 0.008659
 CK13 = 0.13958
 G13 = DMDC/A13
 DEL P(13) = CK13*G13**2.*VFGE/2.
- C PERDA POR ACELERAÇÃO
 DEL P(14) = (VG - VF)*XE*G8**2.
- C PERDA DISTRIBUÍDA SEPARADOR DE VAPOR NA POSIÇÃO MÁXIMA EM
 C OUT/NOV/DEZ DE 1993.
 A15 = 0.008118
 HL15 = 1.437
 DH15 = 0.102
 G15 = DMDC/A15
 RE15 = G15*DH15/VISFGE
 CK15 = FP(RE15)*HL15/DH15
 DEL P(15) = CK15*G15**2.*VFGE/2.
- C PERDA NA CONTRAÇÃO NO PESCOCO DO SEPARADOR DE VAPOR
 A16 = 0.00679
 G16 = DMDC/A16
 CK16 = 0.15815
 DEL P(16) = CK16*G16**2.*VFGE/2.
- C PERDA NA EXPANSÃO ENTRADA SEPARADOR
 G17 = DMDC/A16
 CK17 = 0.05981
 DEL P(17) = CK17*G17**2.*VFGE/2.
- C PERDA NO CICLONE
 A18 = 0.007858
 G18 = DMDC/A18
 CK18 = 0.2
 DEL P(18) = CK18*G18**2.*VFGE/2.
- C PERDA NA CONTRAÇÃO/EXPANSÃO ATRAVÉS DO ROTOR CENTRÍFUGO
 A17 = 0.00899
 CK19 = 0.5*((1. - (A18/A17))**0.75) + (1 - (A18/A17))**2.
 G19 = DMDC/A18
 DEL P(19) = CK19*G19**2.*VFGE/2.
- C PERDA NA SAÍDA DO ORIFÍCIO DO SEPARADOR DE VAPOR
 A20 = 0.00283
 G20 = DMAA/A20
 CK20 = 1.627
 VFGOR = (1 - XGVEX)*VF + XGVEX*VG
 DEL P(20) = CK20*G20**2.*VFGOR/2.
- C CÁLCULO DA PERDA NO SEPARADOR EXPERIMENTAL
 DENSXE = ((1. - ALFAE)/VF) + (ALFAE/VG)
 HO = 1.406
 H2 = 2.232
 H3 = HLSR + 0.087
 A21 = 0.10579
 G21 = DMAA/A21
 VELS = G21*VFGOR
 VELG = G13*XE*VG/ALFAE
 VELF = G13*(1-XE)*VF/(1-ALFAE)
 VELGS = G21*XGVEX*VG/ALFAGVS
 VELFS = (G21*(1. - XGVEX)*VF)/(1. - ALFAGVS)
 VELSEP = G13*VFGE
 DPSVEXP = (DPIDT366*100.)+(VELG**2./(VG*2.))+(VELF**2./(VF*2.))
 @ - (VELGS**2./(VG*2.)) - (VELFS**2./(VF*2.)) - 9.8067*((HO*DENSXE)
 @ + ((H2 - H3)/VF) + (H3/VSR)
- C
 C CÁLCULO DA PERDA NO SEPARADOR DE VAPOR TEÓRICA
 DPSVTEOR = 0.


```

DATA PO / 7.000000E+01/, VO / 1.351300E-03/, A / 3.175764E-06/,
@ C / 1.440922E-03/
DP = P - PO
VOLF = VO + A*DP/(1.0 + C*DP)
RETURN
END
C
FUNCTION VOLG (P)
C VOLUME ESPECIFICO DO VAPOR SATURADO
C P [bar]
C v [m3/Kg]
C 30 < P < 70 [bar]
C
DATA PO / 7.000000E+01/, VO / 2.737000E-02/, A / -4.354549E-04/,
@ C / 1.392254E-02/
DP = P - PO
VOLG = VO + A*DP/(1.0 + C*DP)
RETURN
END
C
FUNCTION VLIQ (P,T,TSAT,VFS)
C VOLUME ESPECIFICO DA AGUA SUBRESFRIADA
C P [bar]
C v [m3/Kg]
C 25 < P < 75 [bar]
C
C 160 < T < 290 [celcius]
DATA PO / 7.500000E+01/, AO / 3.751975E-06/, A1 / 3.251305E-08/,
@ A2 / 1.795737E-03/, CO / -6.202715E-03/, C1
@ / -7.951187E-06/, C2/ 1.469789E-02/
DP = P - PO
A = AO + A1*DP/(1.0 + A2*DP)
C = CO + C1*DP/(1.0 + C2*DP)
DT = T - TSAT
VLIQ = VFS + A*DT/(1.0 + C*DT)
RETURN
END
C
FUNCTION VISF (T)
C VISCOSIDADE DINAMICA DA AGUA SATURADA
C T [celcius]
C visc. [N.s/m2]
C 230 < T < 290 [celcius]
C
DATA TO / 2.900000E+02/, VO / 0.941000E-04/, A / -3.329268E-07/,
@ C / 2.439024E-03/
DT = T - TO
VISF = VO + A*DT / (1.0 + C*DT)
RETURN
END
C
FUNCTION VISL (T)
C VISCOSIDADE DINAMICA DA AGUA SUBRESFRIADA
C visc. [N.s/m2]
C 150 < T < 250 [celcius]
C 30 < P < 70 [bar]
C
DATA TO / 2.500000E+02/, VO / 1.070000E-04/, A / -4.468085E-07/,
@ C / 4.042553E-03/
DT = T - TO

```

```

VISL = VO + A*DT/(1.0 + C*DT)
RETURN
END
C
FUNCTION VISG (T)
C  VISCOSIDADE DINAMICA DO VAPOR SATURADO
C      T      [celcius]
C      visc.  [N.s/m2]
C      150 < T < 290 [celcius]
C
DATA TO / 2.900000E-02/, VO / 0.192100E-04/, A /4.234821E-08/,
@ C / -8.928571E-04/
DT = T - TO
VISG = VO + A*DT/(1.0 + C*DT)
RETURN
END
C
FUNCTION ENTSB (P,T)
C  ENTALPIA DO LIQUIDO SUBRESFRIADO
C      25 < P < 75 [bar]
C
DIMENSION TO(4), HO(4), AH(4), CH(4), A(4), AA(4), CA(4), C(4),
: AC(4), CC(4)
DATA TO/ 40.,120.,200.,240./,PO/ 25./,UM/ 1.0/,
: HO/ 1.6977E+5, 5.0533E+05, 8.528E+05, 1.0372E+06/,
: AH/87.8009, 70.20113, 46.2, 12./,
: CH/-9.049774E-05, -1.129944E-04, 2.E-03, 0.0/,
: A/ 4.160141E+03, 4.22428E+03, 4.481807E+03, 4.723055E+03/,
: AA/ -.1911512, -.2708407, -1.032796, -1.513889/,
: CA/-1.800327E-03,-2.983768E-03,1.166046E-02,1.300173E-02/,
: C/-1.023921E-04,-3.427477E-04,-6.951872E-04,-1.60804E-03/,
: AC/-2.4696E-07,1.433523E-07,-5.22823E-08,3.891546E-06/,
: CC/-2.234769E-01,-1.114196E-02,-2.249356E-02,-2.88640E-03/
I = 1
IF (T.GT.TO (1)) I=2
IF (T.GT.TO (2)) I=3
IF (T.GT.TO (3)) I=4
DP = P - PO
HH = HO(I) + AH(I)*DP/(UM + CH(I)*DP)
AP = A(I) + AA(I)*DP/(UM + CA(I)*DP)
CP = C(I) + AC(I)*DP/(UM + CC(I)*DP)
DT = T - TO(I)
ENTSB=(HH + AP*DT/(UM + CP*DT))/1000.
RETURN
END
C
FUNCTION ENTf (P)
C  ENTALPIA ESPECIFICA DA AGUA SATURADA
C      P      [bar]
C      Entalpia [Kj/Kg]
C      30 < P < 70 [bar]
C
DATA PO/ 7.000000E+01/, HO / 1.267000E+03/, A/ 4.999669E+00 /,
@ C / 5.664906 E-03/
DP = P - PO
ENTf = HO + A*DP/(1.0 + C*DP)
RETURN
END
C

```

```

FUNCTION ENTG (P)
C  ENTALPIA ESPECIFICA DO VAPOR SATURADO
C      P [bar]
C      Entalpia [Kj/Kg]
C      30 < P < 70 [bar]
DATA PO / 7.000000E+01/,HO /2.772100E+03/, A/ -1.799545E+00/,
@ C /-3.106061E-02/
DP = P - PO
ENTG = HO + A*DP/(1.0 + C*DP)
RETURN
END

C
FUNCTION RBAR (P,G,X,VFS,VGS)
C  MULTIPLICADOR BIFASICO PARA PERDA NO ESCOAMENTO PARALELO NOS
C  TUBOS
C      P [bar], G [Kg/m2.s], vf, vg [m3/Kg]
DATA GL/ 9.500000E+02/, F1/ 1.360000E+00/, A1 /7.251900E-03 /,
@ A2/ 7.373380E-05/, A3/ -7.635661E-06/, B1/ -5.801520E-03/,
@ B2/ 1.613914E+02/, B3/5.507737E+00/, C1/ 1.000000E+00/,
@ C2/ 1.200000E+00/, E1/ 8.240000E-01/, F2/ 1.260000E+00/
C
IF (G.LE.GL) F = F1 + A1*P + (A2 + A3*P)*G
IF (G.GT.GL) F = F2 + B1*P + (B2 + b3*P)/G
RBAR = C1 + F*C2*(VGS/VFS - C1)*X**E1
RETURN
END

C
FUNCTION FP (R)
C  FATOR DE ATRITO
DATA RC /2.400000E+03/,AL / 6.400000E+01 /,AT /3.160000E-01/,
@ ET /-2.50000E-01/
IF (R.LE.RC) FP = AL/R
IF (R.GT.RC) FP = AT*R**ET
RETURN
END

C
FUNCTION SLIP (X,VGS,VFS)
C  CALCULO DO ESCORREGAMENTO
DATA C1/ 0.4/, C2/ 0.6/,C3/ 0.5/
SLIP = C1 + C2*(((C1 + X*(VGS/VFS-C1))/(C1 + C2*X))**C3)
RETURN
END

C
FUNCTION ALFA (X,VGS,VFS,SLIP)
C  CALCULO DA FRACAO DE VAZIO
ALFA = X*VGS/((SLIP*(1-X)*VFS) + (X*VGS))
RETURN
END

C
C.....
SUBROUTINE PRINT
C
COMMON/BLOCK1/ DELP (20)
C
COMMON/BLOCK2/ PSEC, TSAT, DLIT317, HLSR, TAA, TE361, TE363,
$ TE365, XGVEX, FE114, PI152, TE110, TE121, DMAA, DPIDT366,
$ DELPPL

COMMON/BLOCK3/ RR, DMDC, QTOTEX, XGVBAL, DPTOTALG, DPTOTCK,

```

```

$ DPSVTEOR, DPSVEXP, TDC, HAA, HDC, HF, VF, VG, VDC, VSR, XMED, XE, SLIPE,
$ ALFAE, RRBAL, DMDCBAL, CKCICLON, CKTOTAL, VEL3, VEL7, VELGR1, VELGR2,
$ VELGR3, VELSEP, VEL5, DMDCOR, HLN, REPL
C
C
OPEN (7, FILE = 'RESULTS2.FOR', STATUS='UNKNOWN')
C
WRITE (7,2) QTOTEX, PSEC, TSAT, TAA, TDC, DMAA, DMDC, RR,
* XGVBAL, XGVEX, DPSVTEOR, DPSVEXP, CKCICLON,
* DLIT317, HLSR, FE114, PI152, DPTOTALG, DPTOTCK
C
C
WRITE (7,4) RRBAL, DMDCBAL, HAA, HDC, HF, VF, VG, VDC, VSR, XMED, XE,
* SLIPE, ALFAE
C
C
2 FORMAT (1X,
: 'Calor transferido Experimental.....[Kw]....QTOTEX= ', F8.2,/, 1X,
: 'Pressao de Saturacao no Evaporador.[bar]...PSEC= ', F6.2,/, 1X,
: 'Temperatura Saturacao Evaporador...[C].....TSAT= ', F6.2,/, 1X,
: 'Temperatura agua de alimentacao....[C].....TAA= ', F6.2,/, 1X,
: 'Temperatura Downcomer.....[C].....TDC= ', F6.2,/, 1X,
: 'Vazao de Alimentacao.....[Kg/s]..DMAA= ', F5.4,/, 1X,
: 'Vazao no Downcomer e Evaporador....[Kg/s]..DMDC= ', F6.4,/, 1X,
: 'Razao de Recirculacao/balanco.....[Adm]...RR= ', F5.2,/, 1X,
: 'Titulo por Balanco Termico.....[Adm]...XGVBAL= ', F8.4,/, 1X,
: 'Titulo Experimental/Secador.....[Adm]...XGVEX= ', F5.4,/, 1X,
: 'Perda Separador calculo Teorico....[N/m2]..DPSVTEOR ', F10.2,/, 1X,
: 'Perda Separador Experimental.....[N/m2]..DPSVEXP= ', F10.2,/, 1X,
: 'Const. de Perda de Carga CICLONE...[Adm]...CKCICLON=', F6.3,/, 1X,
: 'Nivel de agua no Gerador de vapor..[cm]....DLIT317= ', F8.4,/, 1X,
: 'Altura do trecho Subresfriado.....[m].....HLSR= ', F4.3,/, 1X,
: 'Vazao no circuito primario.....[Kg/s]..FE114= ', F6.2,/, 1X,
: 'Pressao do Pressurizador.....[bar]...PI152= ', F6.2,/, 1X,
: 'Perda total por gravidade.....[N/m2]..DPTOTALG=', F8.2,/, 1X,
: 'Perda total por atrito.....[N/m2]..DPTOTCK= ', F8.2,/)
4 FORMAT (1X,
: 'Razao de Recirculacao balanco.....[Adm]...RRBAL= ', F8.2,/, 1X,
: 'Vazao downcomer balanco.....[Kg/s]..DMDCBAL= ', F8.2,/, 1X,
: 'Entalpia da agua de alimentacao....[Kj/Kg].HAA= ', F8.2,/, 1X,
: 'Entalpia no Downcomer.....[Kj/Kg].HDC= ', F8.2,/, 1X,
: 'Entalpia do liquido saturado.....[Kj/Kg].HF= ', F8.2,/, 1X,
: 'Volume especifico agua saturada....[m3/Kg].VF= ', F8.7,/, 1X,
: 'Volume especifico vapor saturador..[m3/Kg].VG= ', F8.7,/, 1X,
: 'Volume especifico downcomer.....[m3/Kg].VDC= ', F8.7,/, 1X,
: 'Volume especifico trecho subresfr..[m3/Kg].VSR= ', F8.7,/, 1X,
: 'Titulo medio bifasico.....[Adm]...XMED= ', F8.4,/, 1X,
: 'Titulo saida evaporador.....[Adm]...XE= ', F8.4,/, 1X,
: 'Razao de deslizamento.....[Adm]...SLIPE= ', F8.4,/, 1X,
: 'Fracao de vaziao saida evaporador...[Adm]...ALFAE= ', F8.4,/)
C
WRITE (7,8) (DELP (I), I=1,13)
C
8 FORMAT (///, 1X, 'Perda de carga na placa reguladora de fluxo....
@ DELP(1) =', F8.2, ' N/m2',/, 1X,
@ 'Perda Convergente do Downcomer.....
@ DELP(2) =', F8.2, ' N/m2',/, 1X,
@ 'Perda no Downcomer distribuida.....
@ DELP(3) =', F8.2, ' N/m2',/, 1X,
@ 'Perda na curvatura do Downcomer.....
@ DELP(4) =', F8.2, ' N/m2',/, 1X,

```

```

@      'Perda no fluxo cruzado na base do Evaporador...
@ DELP(5) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda na entrada do Duto de Selagem.....
@ DELP(6) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda no Escoam. paralelo tubos Subresfriado...
@ DELP(7) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda no Escoam. paralelo tubos Bifasico.....
@ DELP(8) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda nas Grades no Escoamento Monofasico.....
@ DELP(9) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda nas Grades no Escoamento Bifasico.....
@ DELP(10) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda na Curvatura do Feixe de tubos.....
@ DELP(11) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda na expansao na saida do feixe.....
@ DELP(12) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda no convergente do barril.....
@ DELP(13) =',F8.2,' N/m2')
C
  WRITE (7,6) ( DELP(I), I=14,20)
6  FORMAT (/,1X, 'Perda por aceleracao no evaporador.....
@ DELP(14) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda distribuida no separador de vapor.....
@ DELP(15) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda na contracao do duto de entrada separador...
@ DELP(16) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda na expansao na entrada do separador.....
@ DELP(17) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda no ciclone.....
@ DELP(18) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda na contracao/expansao no rotor.....
@ DELP(19) =',F8.2,' N/m2',/,1X,
@      'Perda no orificio axial.....
@ DELP(20) =',F8.2,' N/m2')
C
  WRITE (7,10) CKTOTAL, VEL3, VEL7, VELGR1, VELGR2, VELGR3, VELSEP,
*      VEL5, DMDCOR, HLN, REPL
C
C
10  FORMAT (1X,
: 'Constante de perda total SV.....[Adm]...CKTOTAL= ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade no downcomer..... [m/s]...VEL3 = ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade nos tubos regioa subr...[m/s]...VEL7 = ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade da agua na grade 1..... [m/s]...VELGR1 = ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade da agua na grade 2..... [m/s]...VELGR2 = ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade da agua na grade 3..... [m/s]...VELGR3 = ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade agua duto saida barril [m/s]...VELSEP = ',F6.2,/,1X,
: 'Velocidade da mistura saida GV.... [m/s]...VELS = ',F6.2,/,1X,
: 'Vazao de agua calculada como placa [Kg/s]..DMDCOR = ',F6.2,/,1X,
: 'Nivel de agua no gerador de vapor..[m/s]...HLN = ',F8.2,/,1X,
: 'Reynolds placa reguladora.....[Adm]...REPL = ',F8.2,/)
C
  RETURN
  END

```

APÊNDICE C

DIAGRAMA DE BLOCOS PARA SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO (3.22):

