

RONALDO ELIAS FERRAZ DE MELLO

ESTUDO HIDROTÉRMICO DO CAROÇO DO REATOR DE PISCINA IEAR-1
COM VISTAS AO AUMENTO DE POTÊNCIA

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia"



Orientador: PROF. DR. PAULO SARAIVA DE TOLEDO

1970

.ii.

A meus pais

AGRADECIMENTOS

Ao Dr. Paulo Saraiva de Toledo, Chefe da Divisão de Física de Reatores do Instituto de Energia Atômica de São Paulo, pela orientação e auxílio no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Professor Rômulo Ribeiro Pieroni, Diretor do Instituto de Energia Atômica de São Paulo, por todas as facilidades proporcionadas para a realização deste trabalho.

Ao Sr. Cibár Cáceres Aguilera e demais membros do Serviço de Cálculo Analógico e Digital do Instituto de Energia Atômica de São Paulo, o autor agradece pela valiosa colaboração, quando da realização dos programas de cálculo digital.

À Srta. Gláucia Maria Jorge Ribeiro, pelo incansável e dedicado trabalho de datilografia.

A minha esposa, pela inestimável ajuda e sem a qual este trabalho não teria sido concluído a tempo.

ÍNDICE GERAL

	Pág.
1. Introdução	1
2. Características do reator de pesquisa tipo piscina	5
2.1 Geral	5
2.2 Descrição do reator IEAR-1	7
2.2.1 Preâmbulo	7
2.2.2 Piscina e posições de operação do reator	7
2.2.3 Carçoço do reator	9
2.2.4 Sistema de refrigeração	12
2.2.5 Controle	14
2.3 Modificação do sistema de refrigeração do carçoço	14
3. Delineamento do cálculo hidrotérmico e caracterização do sistema estudado	16
3.1 O cálculo térmico e hidráulico do carçoço	16
3.1.1 Introdução	16
3.1.2 Temperaturas no fluido refrigerante e na superfície do elemento combustível	16
3.1.3 Limite da temperatura na superfície do elemento combustível .	19
3.1.4 Fatores de incerteza; definição	19
3.1.5 Distribuição da vazão global no carçoço	22
3.2 Características do carçoço	23
3.2.1 Configuração	23
3.2.2 Superfície de troca de calor do carçoço	25
3.2.3 Potência nominal do reator e fluxo calorífico médio no carçoço	26
3.2.4 Distribuição da potência térmica gerada no carçoço e fator do fluxo calorífico máximo	27

4.	Estudo térmico do canal mais quente do caroço	33
4.1.	Introdução	33
4.2.	Relação entre a vazão global no caroço e a vazão no canal mais quente	34
4.2.1	Tipos de passagens existentes no caroço	34
4.2.2	Fórmulas de cálculo das perdas de carga nas passagens	35
4.2.3	Cálculo das áreas e diâmetros hidráulicos das secções das passagens	37
4.2.4	Cálculo das perdas de carga nas passagens do caroço	40
4.2.5	Cálculo das vazões em cada tipo de passagem e da vazão global no caroço	44
4.3.	Equações e valores empregados para o cálculo térmico do canal mais quente	46
4.3.1	Condições e hipóteses	46
4.3.2	Variação de temperatura da água ao longo do canal	48
4.3.3	Variação da temperatura da superfície da placa	50
4.3.4	Variação da temperatura de ebulição ao longo do canal	55
4.3.5	Incertezas nas temperaturas calculadas: fontes e fatores empregados	58
4.4	Método de cálculo	60
4.4.1	Vazão mínima requerida no caroço	60
4.4.2	Incertezas nas temperaturas $T_p(z)$ e $T_{EB}(z)$	63
4.4.3	Distribuição das temperaturas $T_p(z)$ e $T_{EB}(z)$ para as novas condições de operação do reator	66
5.	Resultados e comentários	68
6.	Conclusões	84
Apêndice 1		
	Áreas e diâmetros hidráulicos nas passagens de água no caroço	85

Apêndice 2

Fatores de efeito 93

Apêndice 3

Programas do cálculo hidráulico e térmico 96

Apêndice 4

Resultados numéricos 118

Referências 132

NOMENCLATURA

A_d	-	área da secção transversal do sólido combustível genérico	(cm ²)
A_c	-	área de troca de calor no elemento combustível de controle	(cm ²)
A_f	-	área da secção transversal do canal de refrigeração genérico	(cm ²)
A_p	-	área de troca de calor na placa combustível	(cm ²)
A	-	área de troca de calor no sólido combustível genérico	(cm ²)
A_s	-	área de troca de calor no elemento combustível padrão	(cm ²)
A_T	-	área de troca de calor de todos elementos combustíveis do caroço	(cm ²)
2a	-	largura do canal retangular	(cm)
2a'	-	largura ativa da placa combustível	(cm)
2b	-	distância entre duas placas combustíveis adjacentes	(cm)
A, B, C	-	lados do caroço paralelepédico	(cm)
A_e, B_e, C_e	-	lados extrapolados	(cm)
C_p	-	calor específico à pressão constante	(cal/g °C)
D	-	diâmetro hidráulico de um canal	(cm)
D_h	-	diâmetro hidráulico do canal retangular	(mm)
F	-	fator de incerteza	(adimens.)
F_K	-	fator de fluxo calorífico máximo	(adimens.)
f	-	fator de efeito de uma fonte de incerteza	(adimens.)
g	-	aceleração da gravidade	(cm/s ²)
G	-	energia liberada por fissão	(Mev)
h	-	coeficiente de película do líquido	(watt/cm ² °C)
2H	-	altura ativa do canal retangular	(cm)
2H _e	-	altura extrapolada do canal retangular	(cm)
2H	-	comprimento do canal retangular	(cm)
H_a	-	distância entre o topo do elemento e o topo das placas combustíveis	(cm)
H_h	-	altura medida entre o topo do elemento e o nível de água na piscina	(cm)
H_o	-	pressão atmosférica	(mm Hg)

ΔH	- perda de carga numa passagem	(cm H ₂ O)
ΔH_a	- perda de carga por atrito	(cm H ₂ O)
ΔH_s	- perda de carga singular	(cm H ₂ O)
ΔH_T	- perda de carga no caroço	(cm H ₂ O)
k	- condutibilidade térmica	(cal/s.cm.°C)
K	- coeficiente da perda de carga singular	(adimens.)
K_d	- coeficiente da componente de pressão dinâmica	(adimens.)
K_a	- coeficiente definido pela relação $K_a = \frac{\Delta H_a}{V^{1,75}}$	(s ⁻¹)
K_s	- coeficiente definido pela relação $K_s = \frac{\Delta H_s}{V^2}$	(s ⁻¹)
L	- comprimento de um canal de passagem do fluido refrigerante	(cm)
\dot{m}	- vazão em massa do fluido refrigerante	(g/s)
N	- nº de passagens de um dado tipo	(adimens.)
n_c	- nº de placas combustíveis no elemento de contrôle	(adimens.)
n_s	- nº de placas combustíveis no elemento padrão	(adimens.)
N_c	- nº de elementos combustíveis de contrôle	(adimens.)
N_s	- nº de elementos combustíveis padrão	(adimens.)
N_f	- nº de núcleos de combustível fissionáveis por unidade de volume	(número/cm ³)
P	- perímetro molhado	(cm)
P_N	- potência nominal	(MW, KW)
P_{abs}	- pressão estática absoluta	(atm, cm H ₂ O)
q	- quantidade de calor por unidade de tempo	(watt, cal/s)
q"	- fluxo calorífico	(watt/cm ² , cal/s.cm ³)
q'''	- potência específica (geração térmica volu- métrica)	(watt/cm ³ , cal/s.cm ³)
R	- relação entre velocidades da água em dois espaçamentos de uma forma de passagem	(adimens.)
S	- área da secção de um canal de passagem da água	(cm ²)
T_E	- temperatura média do fluido refrigerante na entrada do caroço	(°C)
T_f	- temperatura média de película	(°C)

T_L	- temperatura média do fluido refrigerante a distância qualquer da entrada do canal	($^{\circ}\text{C}$)
T_P	- temperatura média da superfície do sólido (placa) combustível a uma cota qualquer do canal	($^{\circ}\text{C}$)
T_{EB}	- temperatura de início de ebulição local do fluido refrigerante	($^{\circ}\text{C}$)
T_{sat}	- temperatura de saturação do fluido refrigerante	($^{\circ}\text{C}$)
ΔT_{sat}	- sobreaquecimento da superfície da placa combustível	($^{\circ}\text{C}$)
ΔT_L	- aquecimento do fluido refrigerante desde a entrada até uma cota qualquer	($^{\circ}\text{C}$)
ΔT_P	- diferença entre a temperatura na superfície do sólido e a temperatura no fluido a uma cota qualquer	($^{\circ}\text{C}$)
$\delta (T_k)_i$	- incerteza na parcela T_k devido à fonte i	($^{\circ}\text{C}$)
$\delta_c T$	- incerteza na temperatura calculada pelo método convencional	($^{\circ}\text{C}$)
$\delta_s T$	- incerteza na temperatura calculada pelo método estatístico	($^{\circ}\text{C}$)
V	- velocidade do fluido refrigerante num canal qualquer	(cm/s)
V_c	- velocidade do fluido refrigerante no canal mais quente do caroço	(cm/s)
V_o	- velocidade no fluido refrigerante na entrada do caroço	(cm/s)
x, y, z	- coordenadas conforme as figuras 3.3b e 4.6	(cm/s)
W	- vazão num canal de passagem	(m^3/h)
W_c	- vazão no canal mais quente do caroço	($\text{cm}^3/\text{s}, \text{m}^3/\text{h}$)
W_T	- vazão total no caroço	($\text{cm}^3/\text{s}, \text{m}^3/\text{h}$)
ρ	- densidade do fluido refrigerante	(g/cm^3)
σ_f	- secção de choque microscópica de fissão	(cm^2)
ϕ	- fluxo de neutrons térmicos	(neutrons/ $\text{cm}^2 \cdot \text{s}$)
Δ	- ganho de refletor	(cm)
Ω	- volume do caroço	(cm^3)
ν	- viscosidade cinemática do fluido refrigerante	(cm^2/s)
μ	- viscosidade dinâmica do fluido refrigerante	($\text{g}/\text{cm} \cdot \text{s}$)
N_u	- número de Nusselt	$\frac{h \cdot D_h}{k}$ (adimens.)

$$R_e \quad - \quad \text{número de Reynolds} \quad = \quad \frac{\rho V_c D_h}{\mu} \quad (\text{adimens.})$$

$$P_r \quad - \quad \text{número de Prandtl} \quad = \quad \frac{\mu C_p}{k} \quad (\text{adimens.})$$

ÍNDICES

- m - refere-se ao valor médio
- mcc - refere-se ao valor médio no canal mais quente
- o - refere-se ao valor máximo (q'' , q''' , ϕ)
- i,j,k - significa um termo genérico dessa ordem
- 1 - significa um ponto a montante do escoamento
- 2 - significa um ponto a jusante do escoamento
- cb - refere-se ao canal mais quente, condição limite de ebulição
- TB - refere-se a todo o caroço, condição limite de ebulição

RESUMO

É feito um estudo térmico e hidráulico do caroço do reator IEAR-1 para o regime permanente e convecção forçada. É calculada a vazão mínima requerida no caroço do reator, limitada pela temperatura correspondente ao início de ebulição local, para uma dada potência de operação e uma dada temperatura da água na entrada do caroço.

Neste estudo são também considerados fatores de incertezas aplicados aos parâmetros e fórmulas utilizadas. A combinação das incertezas obtidas pela aplicação desses fatores, para ter a incerteza global em uma das temperaturas calculadas, é feita por dois métodos diferentes:

- método convencional
- método estatístico

Visando avaliar as margens de segurança de operação do reator nas condições de 5 e 10 MW de potência e vazão no caroço dada pela nova capacidade projetada para o sistema de refrigeração, são calculadas as temperaturas na parede do canal mais quente e comparadas às temperaturas limites calculadas para as mesmas condições. Estas comparações são feitas também considerando fatores de incerteza nos cálculos das temperaturas, pelos dois métodos.

Para efetuar esses cálculos, foram elaborados programas Fortran - II-D utilizados no computador IBM 1620.

Os resultados são apresentados na forma de gráficos e tabelas.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

O reator IEAR-1 do Instituto de Energia Atômica de São Paulo, é um reator de pesquisa do tipo piscina e opera atualmente à potência nominal de 2 MW.

Estando há treze anos em funcionamento, o desgaste de suas várias partes e de seus dispositivos auxiliares, a necessidade de atualização de seus sistema de segurança e o interesse no aumento de sua potência operacional, motivaram o estudo de modificações a serem introduzidas nestas várias partes do reator.

Na fase inicial dos projetos gerais de reformas e modificações do reator, engenheiros francêses estiveram no Instituto de Energia Atômica em colaboração técnico-científica. Posteriormente, com o objetivo de melhor estudar estas modificações, engenheiros da Divisão de Operação e Manutenção do Reator, estiveram estagiando durante dois meses no Centro de Estudos Nucleares de Grenoble, onde se localizam os reatores MELUSINE e SILOE de características semelhantes as deste reator.

Dêstes estudos resultou o plano final para elaboração do projeto de reformas e modificações de vários sistemas dos quais depende a segurança do reator, tais como:

- sistema de ventilação e exaustão do prédio do reator;
- sistemas referentes a sua parte neutrônica e de contrôle;
- sistema de refrigeração (circuitos primário e secundário).

Uma vez que, as modificações a serem introduzidas no sistema de refrigeração e no caroço do reator, vão provocar mudanças nas condições de resfriamento do caroço, julgou-se necessário estudar com maior detalhe as condições térmicas e hidráulicas aí resultantes.

Quando se estuda a térmica do caroço de um reator, objetiva-se a avaliação da potência máxima possível de ser fornecida no canal mais crítico deste caroço, de que depende diretamente a segurança do reator. É considerando este aspecto, que geralmente são empregados, no

cálculo térmico, fatores de incerteza (fatores de engenharia) representativos dos desvios existentes nos valores reais dos parâmetros de cálculo em relação aos valores nominais adotados, e das inexatidões nas fórmulas utilizadas. Para calcular-se a incerteza resultante da aplicação destes fatores, emprega-se um dos vários métodos existentes, dependendo do relacionamento que se admite existir entre as várias fontes de incerteza.

Dada a importância da consideração destes fatores de incerteza nos cálculos térmicos de reatores nucleares e em vista do futuro aumento de potência operacional do reator IEAR-1, foram os objetivos deste estudo:

1- Determinar as condições limites de funcionamento do reator quanto ao resfriamento do caroço, a uma dada potência de operação, segundo três diferentes critérios:

a. cálculo da distribuição de temperaturas no caroço sem considerar os fatores de incerteza;

b. cálculo da distribuição de temperaturas no caroço considerando os fatores de incerteza combinados segundo o método convencional;

c. cálculo da distribuição de temperaturas no caroço considerando os fatores de incerteza combinados segundo o método estatístico.

2- Avaliar as margens de segurança de operação do reator nas condições previstas em projeto, para as potências nominais de 5 MW e 10 MW, relativamente às respectivas condições limites obtidas pelos três diferentes critérios.

Portanto, considerando o regime permanente e conhecidas (ou impostas) as condições: temperatura de entrada da água no caroço e a potência de operação do reator, procuramos, neste estudo, determinar a vazão mínima requerida que resultasse numa temperatura no ponto mais crítico deste caroço, igual à temperatura máxima admissível. Como neste tipo de reator, o aparecimento de ebulição no caroço é um fenômeno limitante das condições de operação, a correspondente temperatura de início de ebulição é o limite máximo para a temperatura existente no ponto mais crítico sobre a placa do canal mais quente do caroço.

Assim, determinamos as expressões de:

- 1) variação da temperatura da água no canal;
- 2) variação de temperatura da superfície da placa ao longo do canal;
- 3) variação da temperatura de ebulição ao longo do canal.

Em seguida, adotando valores para os fatores de incerteza obtidos de várias fontes de referência, determinamos os efeitos da aplicação destes fatores nos vários parâmetros, sobre o cálculo das temperaturas acima referidas. As incertezas resultantes para cada uma das temperaturas calculadas, foram obtidas considerando dois métodos para combinação das incertezas originadas de cada fonte: o método convencional e o método estatístico.

Para cada uma das distribuições de temperatura da placa, obtidas pelos três métodos de cálculo das incertezas, procuramos obter valores máximos iguais à temperatura de ebulição respectiva fazendo variar a velocidade de escoamento da água no canal, até o valor mínimo compatível.

Sendo, os cálculos térmicos restritos ao canal mais quente do caroço do reator, foi necessário primeiramente determinar a relação existente entre a velocidade de passagem da água neste canal e a correspondente vazão global no caroço. Para isto, foi feito o estudo das perdas de carga através de todas as passagens existentes no caroço, em função das respectivas velocidades da água.

Por último, calculamos as temperaturas ao longo do canal mais quente, segundo os três diferentes critérios, tomando os valores para a vazão no caroço iguais aos previstos no projeto de reforma do sistema de refrigeração, para as potências de 5 MW e 10 MW. Estas distribuições de temperaturas obtidas, foram então comparadas às correspondentes temperaturas de início de ebulição para observar a margem de segurança existente em cada caso.

Para a realização destes cálculos hidráulicos e térmicos, necessitamos, inicialmente determinar as características da configuração do novo caroço e dos elementos combustíveis, uma vez que, as futuras condições de operação do reator irão exigir um arranjo de elementos combustíveis

veis n6vos com caracteristicas diferentes da existente atualmente.

Esta mudan7a na configura76o, com uma superf3cie de troca de calor diferente, acarreta um valor diferente para o fluxo t3rmico no caro7o, a uma certa pot4ncia. Sendo 6ste par6metro, importante para os nossos c6culos e sabendo que, o fluxo calor3fico 6 diretamente relacionado ao fluxo neutr6nico, a necessidade de seu conhecimento levou-nos a fazer uma an6lise e avalia76o da distribu76o do fluxo de neutrons t3rmicos neste n6vo caro7o. Nesta avalia76o, nos apoiamos em resultados de medida de fluxo, realizados em caro7os de outros reatores com caracteristicas semelhantes 6s do caro7o aqui considerado.

Para os c6culos de perda de carga no caro7o, necessitamos determinar a geometria de escoamento no caro7o. Esta determina76o, considerando as passagens internas e externas aos elementos combust3veis, foi feita a partir da configura76o e das caracteristicas de todos os elementos (combust3veis, de irradia76o, refletores) constituintes do caro7o.

CAPÍTULO 2

CARACTERÍSTICAS DO REATOR DE PESQUISA TIPO PISCINA

2.1. GERAL

Os reatores nucleares de pesquisa podem ser definidos como aqueles que são construídos com a finalidade de obter informações e para a produção de radioisótopos. Podem ser utilizados tendo como objetivo o estudo do comportamento de reatores (física de reatores, efeitos de radiação, engenharia de reatores) e sendo uma fonte de neutrons e raios gama, são utilizados também para pesquisas no campo da física e da química. Além disso, pode produzir radioisótopos que têm grande aplicação nas pesquisas biológicas, médicas e industriais.

Dentre os vários tipos de reatores de pesquisa, o reator do tipo piscina é um dos mais comumente usados pela grande flexibilidade de operação e acessibilidade do caroço. Neste tipo de reator, o caroço (conjunto arranjado dos elementos combustíveis) opera em uma piscina aberta contendo água.

Na operação de um reator tipo piscina tem-se um fluxo relativamente alto (10^{13} neutrons/cm²s) e uma produção de grande quantidade de calor em um pequeno volume (de caroço). Contrariamente ao que acontece nos reatores de potência, a remoção do calor neste tipo de reator é considerada como um meio e não um fim. O calor deve ser dissipado sem ter em vista a obtenção de uma alta temperatura de saída do fluido refrigerante. Portanto não é necessária a preocupação de escolha de materiais que suportem altas temperaturas e pressões, mas sim a de ter-se um conveniente resfriamento do caroço do reator, com vistas ao aspecto segurança.

Neste tipo de reator podemos ter a remoção do calor gerado no caroço, por convecção natural ou por convecção forçada.

Reatores projetados para operar (em regime permanente) até a potência de 100 KW, não necessitam previsões de resfriamento por circulação forçada. São somente resfriados por convecção natural.

O fator limitante com este tipo de resfriamento, além da óbvia limitação de transferência de calor, é a presença de N^{16} radioativo na superfície da piscina. Isto é, o N^{16} formado no caroço é levado para a superfície por convecção (apesar da sua curta vida-média de 7,3 s) e pode constituir uma fonte de radiações externas de algum perigo, à potências superiores a 100 KW. No que concerne ao resfriamento há evidências de que reatores piscina podem operar seguramente a 1000 KW com resfriamento por convecção natural sem ebulição no caroço (CHASTAIN ⁽¹⁾).

Reatores piscina operando à potências de 1000 KW e mais altas, usam um sistema de refrigeração no qual a água da piscina é bombeada através do caroço, para um trocador de calor e retorna à piscina. Forçando a água, através do caroço, no sentido descendente, há a tendência de reduzir a atividade de N^{16} acima do caroço. Em alguns casos, quando o tempo de circulação através do circuito primário não é bastante longo para decair a atividade do N^{16} suficientemente, um tanque de retenção é incorporado ao circuito. A necessidade do tanque de decaimento vai depender da vazão, do comprimento do circuito e do grau de difusão da água, ao retornar para a piscina.

À potências não muito altas, um resfriamento de emergência não é necessário, para salvaguardar contra avarias no caroço quando o regime de circulação forçada falha (e o sistema de segurança faz o desligamento do reator). A razão disto é que a convecção natural e o grande reservatório de calor da piscina são suficientes para dissipar o calor gerado após o desligamento (devido à existência de uma potência residual no caroço), sem um aumento excessivo das temperaturas no elemento combustível. Mas, se essa potência residual é alta, (se o reator opera à potências acima de 5 MW) a ebulição poderá ocorrer no caroço antes de estabelecer-se o regime de convecção natural.

Neste último caso pode-se ter um sistema de refrigeração de emergência que entra em funcionamento quando há uma falha da bomba ou então adota-se o sistema de manter durante certo tempo, após o desligamento do reator, uma vazão suficiente através do caroço, fazendo a rotação da bomba cair lentamente por meio de um volante de inércia acoplado ao conjunto motor-bomba.

2.2. DESCRIÇÃO DO REATOR IEAR-1

2.2.1. Preâmbulo

O reator IEAR-1 é um reator térmico, tipo piscina, refrigerado e moderado à água e foi calculado para trabalho contínuo na potência de 5 MW (Fig. 2.1 ⁽²⁾).

Foi projetado e construído pela firma Babcock e Wilcox Co., de acordo com especificações fornecidas pela então Comissão de Energia Atômica do Conselho Nacional de Pesquisas, em convênio com a Universidade de São Paulo (1956).

Atingiu sua primeira criticalidade em 16 de setembro de 1957 e desde então tem operado continuamente sem paradas para as reformas necessárias.

Sendo um reator de pesquisas o seu uso é destinado a:

- pesquisa fundamental (física do estado, difração neutrônica, química nuclear, biologia e medicina);
- produção de radioisótopos utilizados em pesquisas, na indústria e na análise por ativação;
- irradiações tecnológicas ligadas ao estudo do comportamento de materiais ou peças;
- treinamento de pessoal na operação de reatores e ao estudo de comportamento de reatores (física de reatores).

Nas condições atuais, o reator opera à potência nominal de 2 MW, em regime de 8 h diárias e cerca de 20 ^{dias} por mês.

2.2.2. Piscina e posições de operação do reator

A piscina tem capacidade para 272 m³, com uma altura de cerca de 10 m e está construída em dois compartimentos (Fig. 2.2).

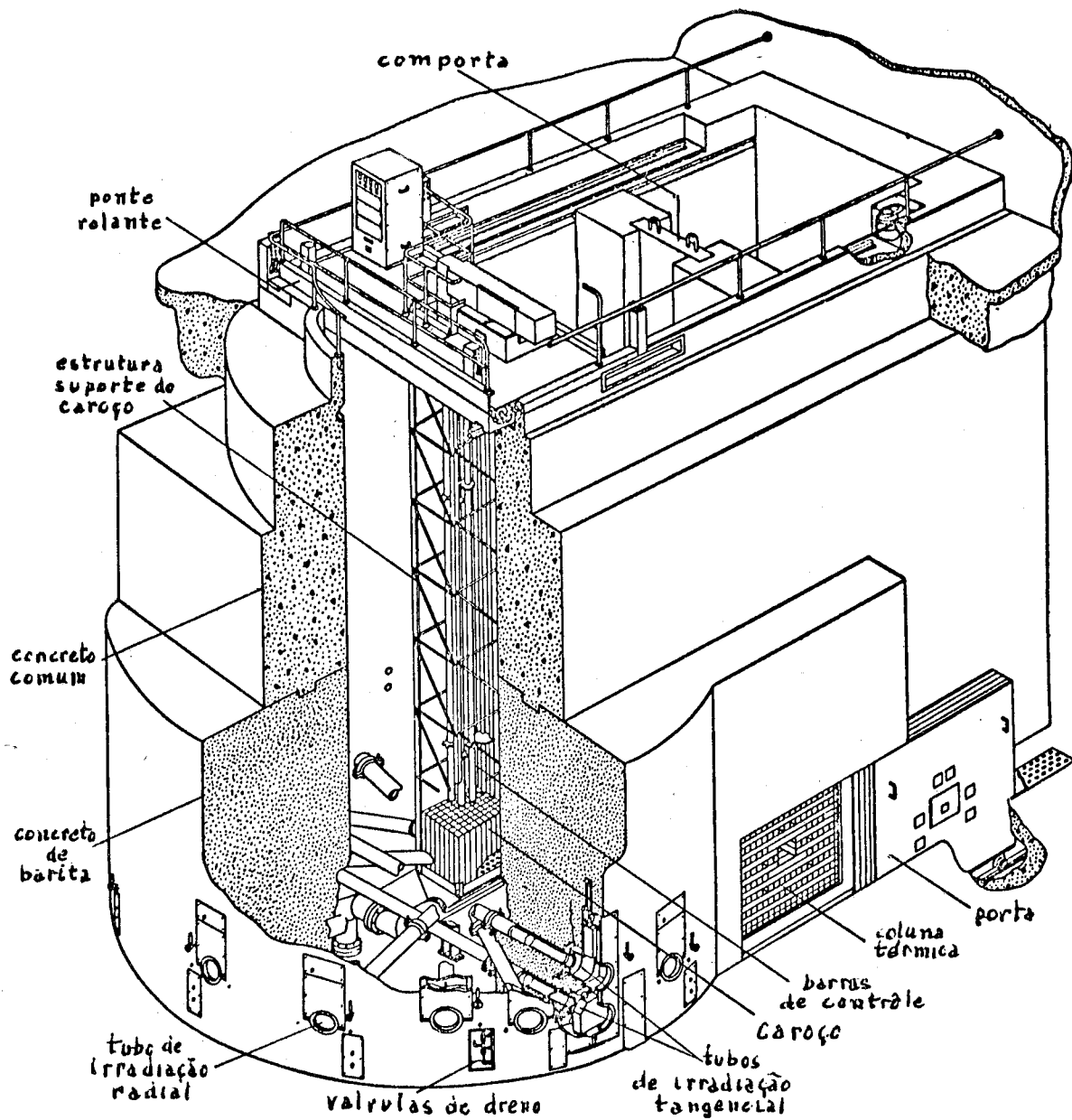


Fig. 2.1.- Vista do bloco da piscina do reator

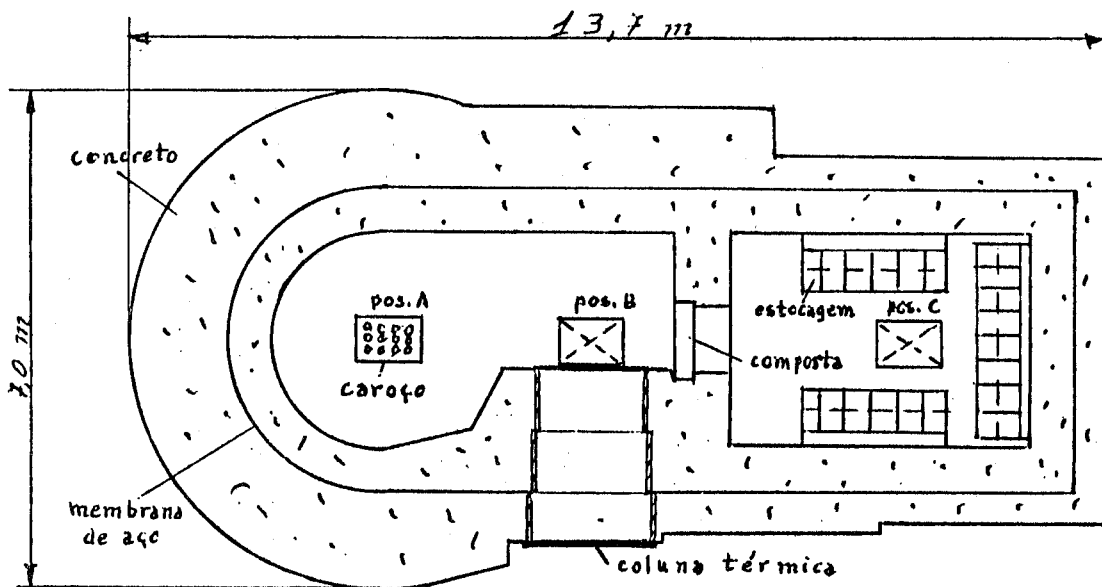


Fig. 2.2.- Planta da piscina do reator

No compartimento do reator, êste pode operar em duas posições distintas. Na primeira posição (principal), o núcleo fica no centro da parte cilíndrica da piscina e está adjacente a 12 tubos colimadores para obtenção de feixe de neutrons na parte externa do reator. Na segunda posição o reator fica frente a uma coluna térmica de grafite. Aqui só há possibilidade do reator operar com resfriamento por convecção natural e até à potência de 100 KW.

O outro compartimento da piscina é destinado ao armazenamento de elementos combustíveis já queimados (parcial ou no limite) e de dispositivos de irradiação.

Existe uma comporta móvel, para separar êstes dois compartimentos possibilitando o esvaziamento da piscina no 1º compartimento e ter o caroço (e elementos irradiados) protegido pela água no outro compartimento, (3ª posição), em caso de avarias nos tubos colimadores ou para quaisquer outros reparos necessários.

2.2.3. Caroço do reator

O caroço do reator contém elementos combustíveis com urânio enriquecido de U-235. Êsses combustíveis podem ser dispostos em uma placa matriz dotada de 80 orifícios, situada junto ao fundo da piscina e na qual é possível a disposição em vários arranjos experimentais e a utilização de refletores de grafite para formar um conjunto crítico (Fig.2.3).

Os elementos combustíveis são do tipo MTR. São constituídos por placas paralelas de uma liga de urânio e alumínio e revestidas por uma camisa de uma liga de alumínio. Além desses elementos combustíveis chamados "padrão", existem quatro outros elementos no caroço, ditos "de controle" (por causa das barras de controle e segurança) e que têm um menor número de placas devido ao vão central para a movimentação das barras no caroço do reator.

Também existem, sobre a placa matriz, dispositivos próprios para irradiações de amostras, produção de radioisótopos ou outros arranjos experimentais.

O caroço é suspenso a uma ponte móvel ao longo de uma piscina

que tem uma profundidade aproximada de 10 metros. Além disso, nessa ponte estão instalados os dispositivos de movimentação das barras de controle (uma) e de segurança (três) do reator, bem como as câmaras destinadas à medida do fluxo de neutrons e outros instrumentos auxiliares.

O núcleo do reator é protegido por uma camada de água de cerca de 8 m de altura e lateralmente por 1,20 m de água e 2,40 m de concreto de barita. Essa proteção radiológica permite a operação do reator a sua potência máxima sem que o nível de radiação atinja doses acima do permitido.

Atualmente, o caroço do reator apresenta uma configuração tendo um excesso de reatividade de 2100 pcm e uma massa total de U-235 de aproximadamente 3780 g.

O arranjo de elementos no caroço apresenta um total de 27 elementos combustíveis, como segue (dados dos elementos não queimados):

- 13 elementos padrão de 19 placas curvas; enriquecimento de 20% com peso de 160 g/elemento (de U-235);
- 10 elementos padrão de 18 placas retas, enriquecimento de 93% com peso de 180 g/elemento (de U-235);
- 4 elementos de controle de 9 placas curvas, enriquecimento de 20% com peso de 76 g/elemento (de U-235).

Os elementos refletores são em número aproximado de 26 e estão dispostos ao redor do caroço ou entre elementos combustíveis e elementos para irradiações.

Do ponto de vista de operação, o conhecimento da distribuição do fluxo de neutrons térmicos no caroço, é importante para determinação da queima do combustível ("burn-up") e o nível de potência. Esta distribuição depende do arranjo de elementos combustíveis, do tipo de elemento e sua queima relativa, da presença de elementos de irradiação, da posição das barras de controle e outras condições de operação.

Para a configuração atual não se tem levantamentos completos

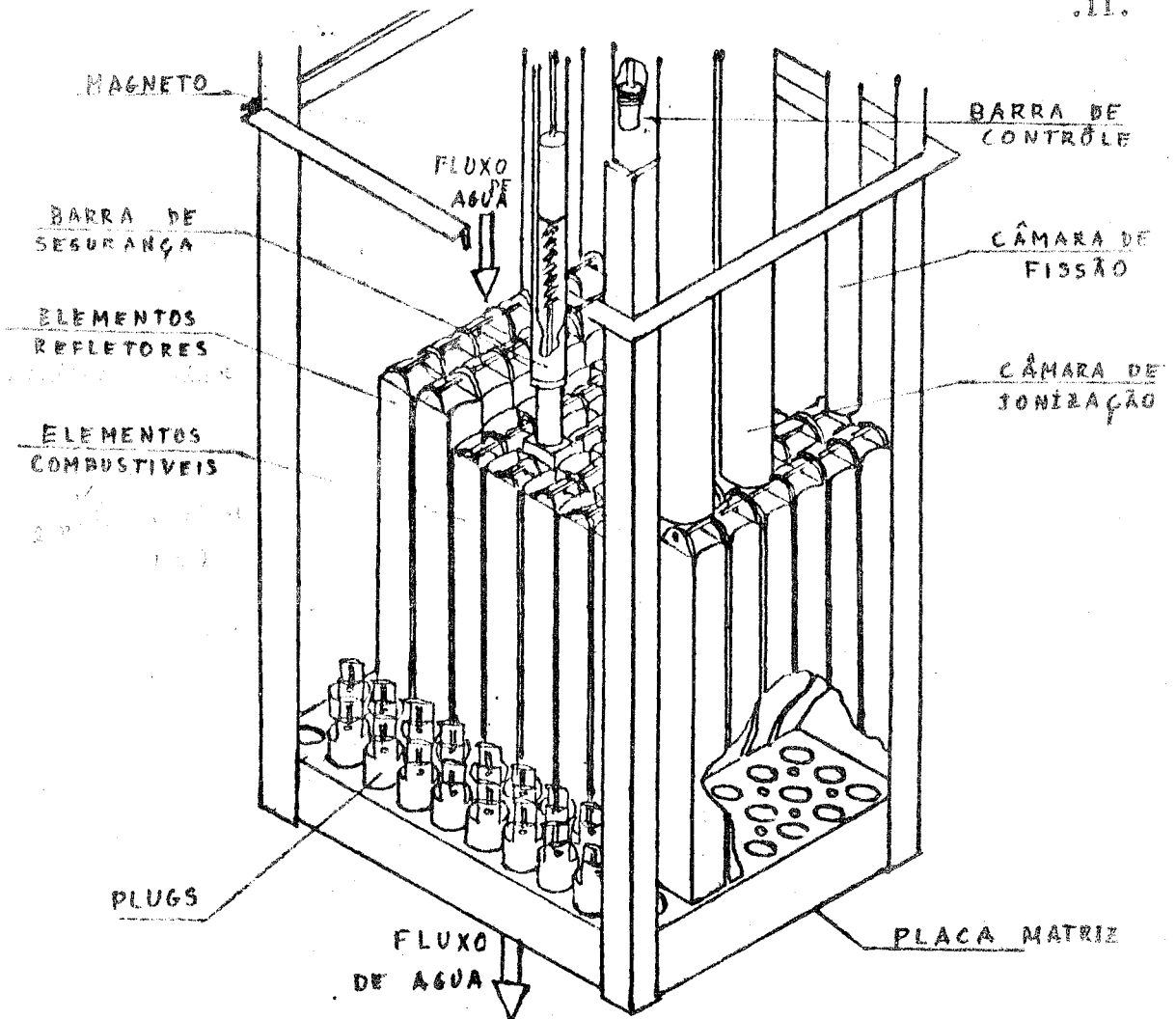


Fig. 2.3- Vista do caroço do reator

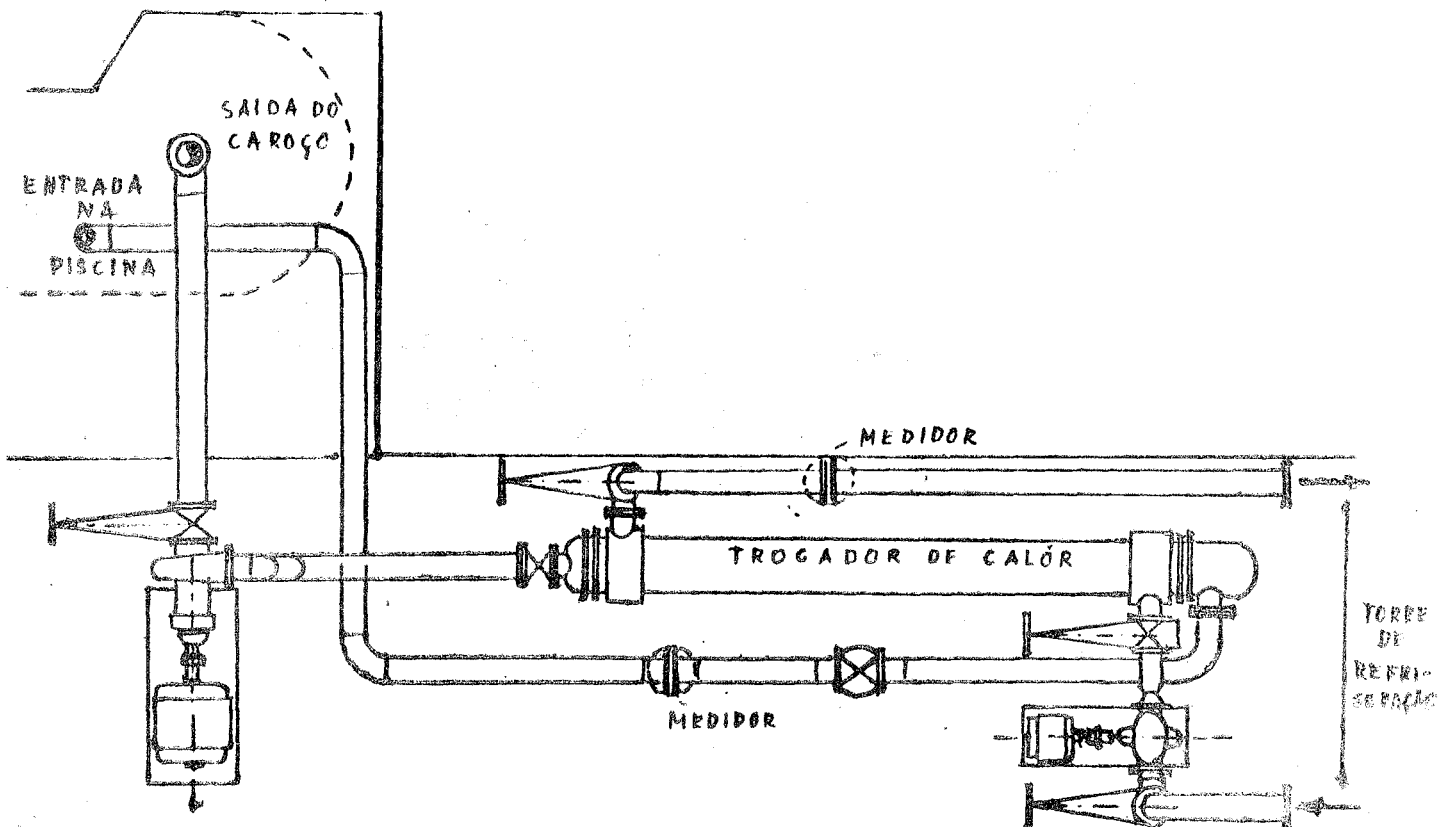


Fig. 2.4- Planta do atual circuito de refrigeração

da distribuição de fluxo no caroço, mas só de algumas posições para os elementos de irradiação. Isto se deve ao fato da configuração atual estar em transição, com a substituição aos poucos de elementos combustíveis do tipo antigo (já bastante queimados), por elementos do tipo novo (93 % de U-235). O valor do fluxo médio de neutrons térmicos, no caroço, é da ordem de $1,6 \times 10^{13}$ neutrons/cm² seg.

2.2.4 Sistema de refrigeração

As características do sistema permitem que, o caroço seja refrigerado ou por convecção natural ou por convecção forçada. Até a potência de 200 KW a circulação natural da água, através dos elementos combustíveis, é suficiente para dissipar por convecção natural a potência térmica liberada por fissão nuclear.

Acima desta potência o reator é resfriado por circulação forçada. A água que atravessa os elementos combustíveis no sentido descendente é aspirada por uma bomba, com capacidade para 820 m³/h (3600 gpm), passa pelo primário de um trocador de calor tipo carcaça-tubo em contra-corrente e volta à piscina por um difusor colocado no fundo da mesma. Neste trocador de calor, a água do primário cede calor à água do circuito secundário que circula forçada por uma bomba, com capacidade para 570 m³/h (2510 gpm) e vai para uma torre de refrigeração projetada para dissipar 5 MW de potência com uma temperatura na piscina de até 40 °C (Fig. 2.4).

Em caso de falha no sistema de circulação forçada, há uma queda da vazão com conseqüente desligamento do reator. Com a queda de vazão a circulação mantém-se no sentido descendente através do caroço, enquanto a vazão for maior que 500 gpm. Atingido esse valor, abre-se a unidade acoplada à base da placa matriz ("header") que, permite um fluxo refrigerante livre e a circulação da água através do caroço passa a ser no sentido ascendente (pois a potência residual é removida por convecção natural).

A água do circuito primário (e piscina) é desmineralizada a fim de reduzir ao mínimo a radioatividade induzida, quando contém impurezas, por um sistema de desmineralização e retratamento com capacidade para 100 gpm. A água do circuito secundário é a de abastecimento comum da rede local.

Em regime permanente e convecção forçada, este sistema de refrigeração, apresenta atualmente as seguintes condições de funcionamento com o reator operando à potência de 2 MW.

a) Circuito primário

- vazão	568 m ³ /h	(2500 gpm)
- temperatura de entrada na piscina	38 °C	(100,4 °F)
- temperatura de saída da piscina	40,3 °C	(104,5 °F)

b) Circuito secundário

- vazão	340 m ³ /h	(1500 gpm)
- temperatura de entrada no trocador	29,2 °C	(84,6 °F)
- temperatura de saída no trocador	35,4 °C	(95,7 °F)

c) Torre de refrigeração

- temperatura de bulbo úmido	24,7 °C	(76,5 °F)
- vazão de ar dos dois ventiladores	239.450 l/s	(5.08.040 cfm)

Uma observação importante, quanto a estas condições de funcionamento, é que o circuito secundário tem-se mostrado continuamente menos eficiente na troca de calor devido à progressiva diminuição de vazão (no início era de 1800 gpm), causada pelo aumento das incrustações no circuito e principalmente no trocador de calor. Esta é uma das causas de limitação da potência de operação do reator ao valor atual.

No momento entretanto, o circuito está passando por um processo de limpeza química que tende a aumentar a vazão no secundário.

2.2.5 Contrôles

Informações pertinentes à reação em cadeia no caroço, são fornecidas pela câmara de fissão e as câmaras de ionização e são enviadas ao operador através de vários canais da instrumentação nuclear, composta de:

- 1) Uma câmara de fissão para o canal de partida;
- 2) Duas câmaras de ionização compensadas para os canais "Log N" e "Linear Level";
- 3) Duas câmaras de ionização não compensadas para os canais de segurança.

Além do sistema de controle do reator há uma série de instrumentos auxiliares que permitem a centralização de todas as operações e o exame de condições de operação e de segurança do reator, na cabine de controle situada próxima à piscina.

Informações sobre temperaturas em vários pontos dos circuitos primário, secundário e da piscina, vazões nos circuitos de refrigeração, níveis de radiação em vários pontos do reator, podem ser obtidos de registradores do painel de controle.

Alarmes de perigo provenientes de um nível excessivo de irradiações, mau funcionamento das bombas, temperaturas anormais, etc., são transmitidas diretamente para a cabine de controle e são indicados por meio de um quadro anunciador.

O sistema de segurança do reator atua, através de uma unidade do circuito eletrônico do controle, sobre as correntes dos magnetos que sustentam as barras de controle, quando estes estão energizados. Qualquer situação anormal nas condições de operação do reator pode causar o corte de corrente nos magnetos, fazendo cair as barras de segurança no caroço do reator resultando em uma grande redução da sua reatividade ("scram").

2.3. MODIFICAÇÃO DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO DO CAROÇO

No novo sistema projetado (3), o circuito primário terá dois trocadores de calor e duas bombas trabalhando em paralelo. Além da incorporação ao circuito de um tanque de retenção (25 m³) para decaimento da a-

vidade do N-16, aos conjuntos motor-bomba serão acoplados volantes de inércia para manter um resfriamento suficiente do caroço durante a parada das bombas, visando a dissipação da potência residual existente após um desligamento de emergência do reator (Fig. 2.5).

A vazão global prevista para este circuito primário é de $1285 \text{ m}^3/\text{h}$ (5650 gpm) e a vazão resultante na operação de uma só bomba com o ramo do circuito de maior perda de carga (trocador atual) é de $818 \text{ m}^3/\text{h}$ (3600 gpm).

O sistema secundário será composto de dois circuitos independentes, cada um com uma bomba, forçando a circulação da água por um trocador de calor. As duas bombas têm capacidade conjunta para uma vazão global de $1030 \text{ m}^3/\text{h}$ (4530 gpm) que entra na torre de refrigeração, modificada para poder dissipar 10 MW de potência, com uma temperatura de saída do primário (na piscina) de $38 \text{ }^\circ\text{C}$.

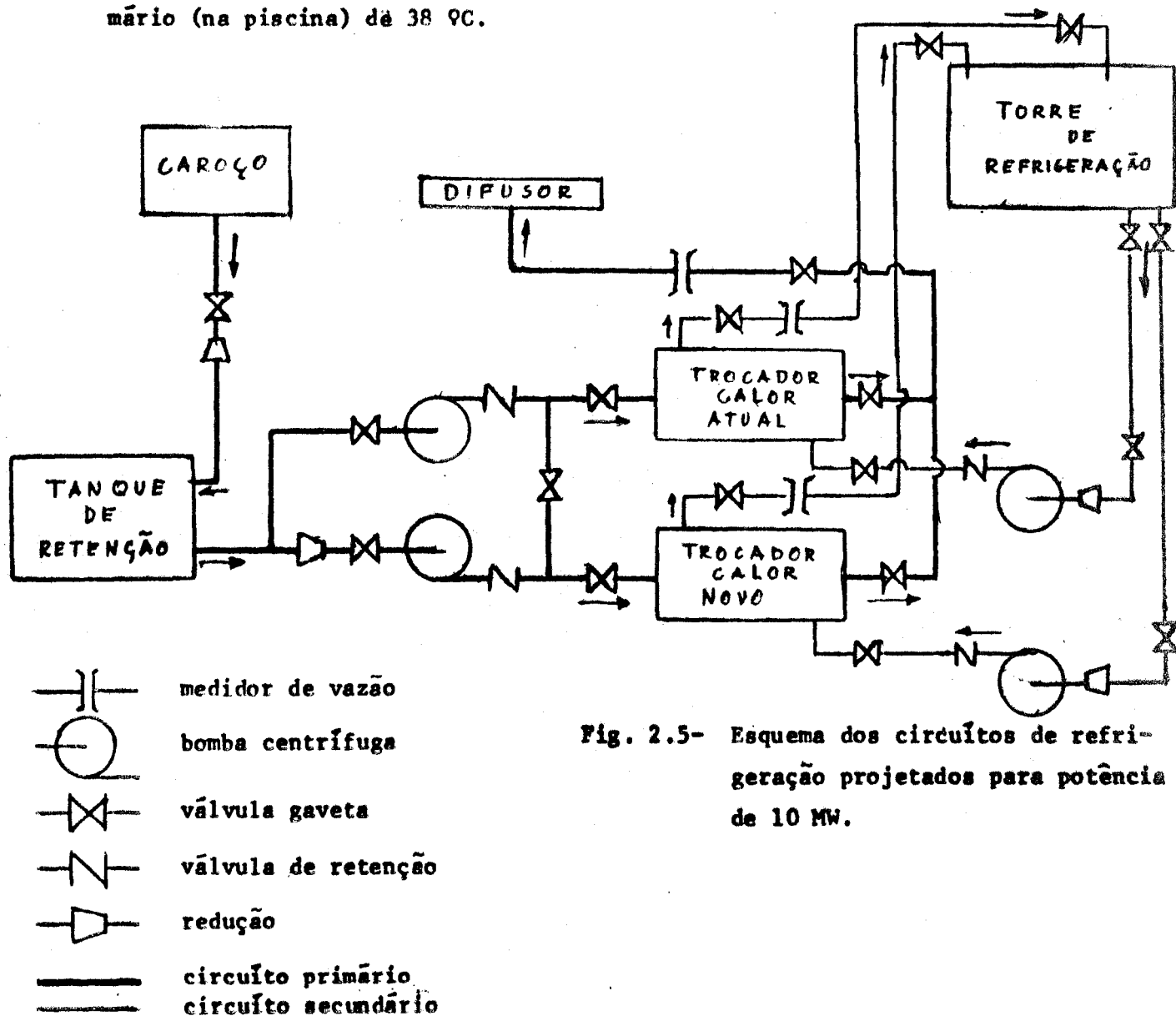


Fig. 2.5- Esquema dos circuitos de refrigeração projetados para potência de 10 MW.

CAPÍTULO 3

DELINEAMENTO DO CÁLCULO HIDROTÉRMICO E CARACTERIZAÇÃO DO SISTEMA ESTUDADO

3.1. O CÁLCULO TÉRMICO E HIDRÁULICO DO CAROÇO

3.1.1 Introdução

O calor total removido do caroço de um reator nuclear, é diretamente dependente da "diferença média" entre a temperatura da superfície dos elementos combustíveis e a temperatura (ao longe) do fluido refrigerante escoando nos canais.

Entretanto, estas temperaturas variam de ponto para ponto no caroço do reator de acordo com as condições de refrigeração e a distribuição da potência térmica gerada.

Com o conhecimento de como variam estas temperaturas podemos determinar a temperatura máxima existente no caroço, que não deve exceder os limites seguros especificados. É a existência desta temperatura limite que é responsável pela limitação da potência térmica gerada no caroço.

3.1.2 Temperaturas no fluido refrigerante e na superfície do elemento combustível

Considerando um caroço comum composto de elementos combustíveis genéricos e os respectivos canais atravessando o caroço paralelamente aos elementos, vamos associar a cada elemento um canal por onde passa o fluxo refrigerante removendo o calor gerado no combustível, conforme esquematizado na Fig. 3.1. A quantidade de calor por unidade de tempo " $dq(x)$ " transferida para o fluido num comprimento " dx " do canal de passagem será:

$$dq(x) = \dot{m} C_p dT_L$$

onde:

- \dot{m} = vazão em massa do fluido do canal
 c_p = calor específico do fluido
 dT_L = variação de temperatura no fluido, ao longo do comprimento dx

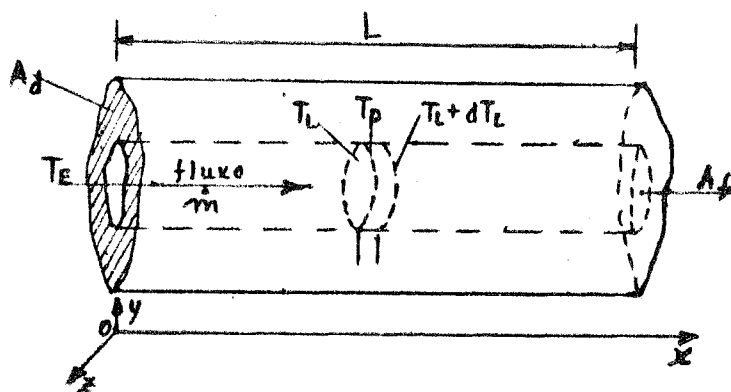


Fig. 3.1- Elemento combustível genérico e canal de refrigeração associado

No caso de regime permanente, e fazendo ainda as hipóteses: que não há condução axial no elemento (sólido); que as seções transversais do elemento e do canal mantem-se constantes ao longo do eixo, e sendo $q'''(x)$ a geração térmica volumétrica na cota x , igual à média dos valores pontuais existentes nesta seção do elemento, pode-se mostrar (GLASTONE⁽⁴⁾) que, a distribuição longitudinal da temperatura média do fluido refrigerante (T_L), será dada por:

$$T_L = T_E + \frac{A_d}{\rho c_p V A_f} \int_0^x q'''(x) dx \quad (3.1)$$

onde:

- T_E = temperatura do fluido na entrada do canal ($x = 0$)
 V = velocidade média de escoamento do fluido ao longo do canal
 ρ = densidade do fluido

A_d = área da secção transversal do sólido

A_f = área da secção transversal do canal (com fluxo \vec{m})

De acôrdo com a lei de Newton da transmissão de calor por convecção podemos escrever:

$$\frac{d q}{d A} = h (T_P - T_L)$$

onde:

$d q$ = calor elementar transferido por convecção ao fluido, numa área $d A$.

$d A$ = área elementar da superfície do sólido em contato com o fluido

T_P = temperatura da superfície do elemento sólido em contato com o fluido, em um ponto

h = coeficiente de película local

Embora h possa variar de ponto para ponto, supusemos para simplificar o tratamento que, h é constante e independente de x .

A partir destas considerações pode-se mostrar (GLASSTONE⁽⁴⁾) que, a temperatura local da superfície do sólido (T_P), transmitindo calor por convecção através da película resistente ao fluido refrigerante, será dada por:

$$T_P = T_L + \frac{A_d}{h P} q'''(x) \quad (3.2)$$

onde:

P = é o perímetro molhado do sólido igual à área da superfície A dividida pelo comprimento L .

Pelas expressões (3.1) e (3.2) pode-se notar que as temperaturas variam com q''' , e que para conhecermos as suas distribuições precisamos, a partir da configuração do caroço e geometria dos elementos combustíveis:

- 1) conhecer a distribuição de q''' no caroço do reator e avaliar o máximo valor relativo existente

- 2) determinar os valores de A_d , A_f e A (ou $P = \frac{A}{L}$)
- 3) conhecer as propriedades físicas do fluido (água), avaliar o valor do coeficiente de película "h" e sua variabilidade.
- 4) conhecer a distribuição de vazão no caroço para determinar o valor de "V" num dado canal.

Todos estes parâmetros dependem da caracterização do sistema em estudo e os dois últimos dependem também das condições de funcionamento do sistema.

3.1.3 Limite da temperatura na superfície do elemento combustível

Num reator do tipo piscina, o aparecimento do fenômeno de ebulição é indesejável, portanto, o limite seguro especificado para a temperatura " T_p " mais alta existente no caroço, é a temperatura correspondente ao início de ebulição " T_{EB} " local, nas condições de operação do sistema.

Esta temperatura " T_{EB} " é definida como a temperatura de saturação do líquido refrigerante " T_{sat} ", acrescida de um sobreaquecimento na superfície do elemento combustível " ΔT_{sat} ", suficiente para o início de formação de bolhas no líquido, nas condições de operação aí existentes. Isto é:

$$T_{EB} = T_{sat} + \Delta T_{sat} \quad (3.3)$$

Estas temperaturas dependem da pressão, do fluxo calorífico e das propriedades do líquido considerado. Existem correlações relacionando estes fatores para a avaliação das temperaturas (T_{sat} e ΔT_{sat}) e que podem ser aplicadas ao sistema considerado, dentro de certa gama de pressões locais.

Os valores calculados para a pressão e fluxo calorífico dependem das características do sistema e condições de funcionamento impostas.

3.1.4 Fatores de incerteza; definição

Como o limite para a temperatura " T_p " no caroço é estabelecido visando a segurança, é importante que se faça uma avaliação da imprecisão

nos valores calculados para esta temperatura e para a temperatura de ebulição " T_{EB} " no caroço, a fim de obter resultados com uma maior confiança e uma comparação a favor da segurança.

Na realidade, os valores dos parâmetros das fórmulas empregadas apresentam desvios em relação aos valores nominais adotados. Do mesmo modo, as fórmulas empíricas empregadas são válidas para dadas condições, e também levam a resultados com imprecisões em relação ao valor real procurado.

Tôdas estas imprecisões originam incertezas nos valores resultantes dos cálculos assim efetuados. Portanto, sendo T_p , T_L e T_{EB} as temperaturas que desejamos obter em nossos cálculos, calculamos as incertezas seguintes:

- incerteza sôbre o aumento de temperatura da água (ΔT_L)
- incerteza sôbre a temperatura da água na entrada do caroço. (T_E)
- incerteza sôbre a diferença entre a temperatura da superfície do elemento e a temperatura da água, através da película (ΔT_p)
- incerteza sôbre a temperatura de saturação da água (T_{sat})
- incerteza no sobreaquecimento da parede (ΔT_{sat})

Para o cálculo destas incertezas precisamos considerar as várias fontes das quais elas provêm, tais como:

- incerteza na distribuição de vazão
- desvio de dimensões nominais
- não homogeneidade da distribuição de urânio nos elementos
- incerteza na distribuição do fluxo
- queima dos elementos combustíveis do caroço
- medida da potência e contrôle
- coeficiente de transferência de calor convectivo

A cada uma destas fontes de incerteza associa-se um fator de incerteza definido por:

$$F = 1 + \frac{\text{desvio do valor nominal da fonte}}{\text{valor nominal da fonte}}$$

Como, a cada fator de incerteza (de uma fonte) corresponde uma incerteza δT na temperatura calculada, para obter a incerteza final devido a várias fontes de incerteza, consideramos, neste estudo, dois métodos de computação dos δT_i : o método convencional e o método estatístico.

No método convencional, consideramos que todas as fontes de incerteza são estatisticamente dependentes e ainda que elas atuam no sentido desfavorável. Disto resulta que o fator de incerteza global será dado por:

$$F = 1 + \frac{\sum \delta T_i}{T_{\text{nominal}}} \quad (3.4)$$

No método estatístico, consideramos que os δT_i , devido às várias fontes, são estatisticamente independentes, portanto, o fator de incerteza global é dado por:

$$F = 1 + \frac{\{\sum (\delta T_i)^2\}^{1/2}}{T_{\text{nominal}}} \quad (3.5)$$

Quando admitimos também que, os desvios de cada fonte em relação ao valor nominal, apresentam uma distribuição normal (de Gauss) e que o valor de cada fator de incerteza adotado corresponde a um desvio do valor nominal (média) igual a três vezes o desvio padrão da respectiva distribuição, então podemos afirmar que a incerteza numa temperatura, devida a uma fonte e calculada com este fator, é maior que a incerteza (desvio) real nessa temperatura, devido a essa fonte, com 99,7% de probabilidade.

De acordo com a teoria estatística, a curva de distribuição dos desvios totais, resultantes destes desvios parciais, quando computados segundo a hipótese de independência das fontes, também será normal e o valor da incerteza total, calculado pela aplicação da fórmula (3.5), será

igual a três vezes o desvio padrão desta distribuição. Ou seja: com 99,7% de confiança, o valor real da temperatura será mais favorável que a temperatura calculada com esta incerteza final.

3.1.5 Distribuição da vazão global no caroço

Conforme foi explicado no § 3.1.2, a velocidade "V" de escoamento do fluido refrigerante pelo canal, é um parâmetro importante para o cálculo da distribuição de temperaturas no fluido (e no elemento) ao longo do canal considerado.

Entretanto, no cálculo térmico do caroço de um reator, nós temos como dado de projeto a vazão global do fluido refrigerante que passa por este caroço e para conhecermos a vazão num dado canal (geralmente mais crítico) precisamos calcular a distribuição da vazão global pelos canais existentes.

A distribuição da vazão de água se faz não só pelos elementos combustíveis, como também por outros elementos vazados (elementos de irradiação) e pelos espaçamentos entre elementos que, coincidem com as passagens existentes na placa matriz (Fig. 2.3).

Assim, partindo de uma determinada configuração do caroço e das características dimensionais do arranjo e dos elementos componentes, de terminamos a distribuição da vazão global, calculando as perdas de carga em cada uma das passagens existentes no caroço, em função das respectivas velocidades de escoamento.

O cálculo destas perdas de carga exigiu a determinação da geometria das passagens, ou seja: as áreas (e formatos) das secções e os comprimentos entre secções, de cada passagem existente no caroço.

Uma vez que, para cada passagem através do caroço temos a mesma perda de carga, com as expressões de cálculo destas perdas de carga foi possível obter os valores relativos das velocidades de escoamento respectivas e portanto as vazões em cada passagem.

3.2. CARACTERÍSTICAS DO CAROÇO

3.2.1 Configuração

A configuração do caroço, concebida para este estudo, apresenta um arranjo de elementos combustíveis de 5 x 5 mm total de 25 elementos. Dêsse total, 21 são elementos combustíveis padrão e 4 são elementos combustíveis com as barras de segurança e de controle (Fig. 3.2).

Essa configuração foi estudada e indicada pelo chefe da Divisão de Operação e Manutenção do Reator considerando a possibilidade de operação do reator à potência de 10 MW.

As dimensões aproximadas do arranjo de elementos combustíveis são: 405,0 x 385,5 mm² de secção e uma altura ativa de 600 mm. A separação média entre elementos combustíveis é de 1,0 mm aproximadamente.

Estes elementos são do tipo MTR (5). O elemento é formado de placas planas paralelas, que são fixas a dois suportes laterais de alumínio e que juntamente com as duas placas combustíveis extremas, fixam-se a um suporte terminal vazado que pode se encaixar num furo da placa matriz.

Os elementos em que vão as barras de controle, apresentam duas placas guias (centrais) para o movimento destas barras.

As principais características dos elementos e das placas combustíveis são as seguintes:

a) Elemento padrão

número de placas:	18
distância entre placas:	0,29 cm
distância entre placas suporte	6,66 cm
distância da entrada do tópo do elemento até início das placas:	6,08 cm
comprimento das placas:	62,55 cm
altura total do elemento:	87,32 cm

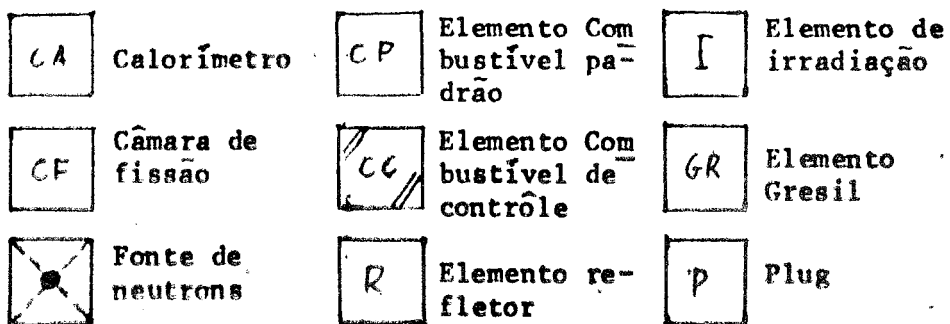
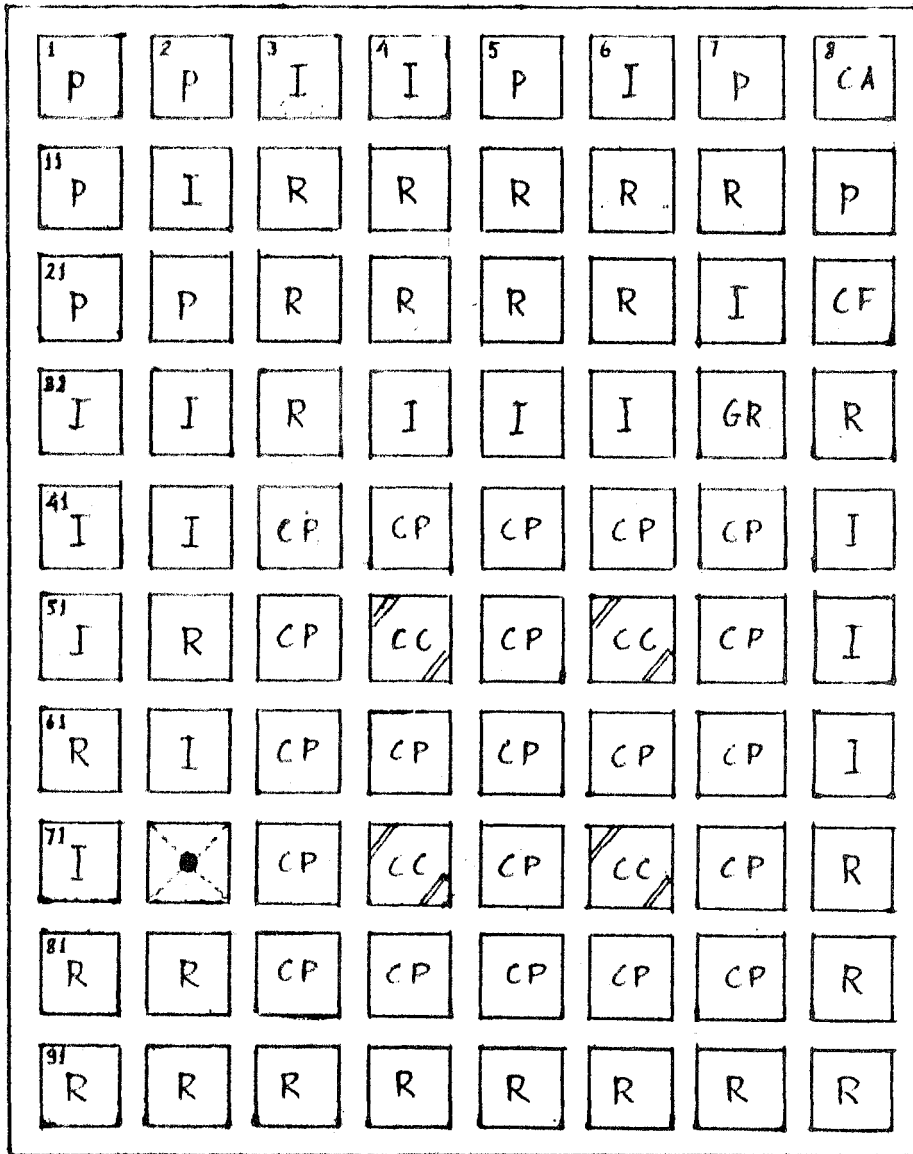


Fig. 3.2- Mapa do caroço do reator

b) Elemento de controle

número de placas:	9
distância entre as duas placas guias:	3,38 cm
altura total do elemento:	95,30 cm

As demais dimensões são idênticas às do elemento padrão

c) Placas combustíveis

As placas são formadas de uma liga de Urânio-Alumínio revestida por uma camisa de alumínio. O urânio é enriquecido a 93% de U-235. Cada placa contém cerca de 10 g de U-235.

espessura de combustível:	0,051 cm
espessura da camisa:	0,051 cm
espessura da placa	0,152 cm
largura ativa da placa:	6,15 cm
comprimento ativo da placa:	59,69 cm

3.2.2 Superfície de troca de calor do caroço

Para calcularmos o fluxo calorífico médio do caroço, precisamos antes determinar a superfície total de troca de calor.

Esta superfície é obtida pela soma das superfícies de troca dos elementos combustíveis constituintes do caroço e estas são calculadas pelas superfícies de troca das placas combustíveis contidas em cada elemento.

Nestas placas, como o combustível não se acha distribuído ocupando todo o volume da placa (a área e a espessura), consideramos somente a parte ativa da placa.

Assim sendo:

n_B	=	número de placas do elemento padrão
n_C	=	número de placas do elemento de controle
N_B	=	número de elementos padrão
N_C	=	número de elementos de controle

- A_P = superfície de troca por placa
 A_S = superfície de troca do elemento padrão
 A_C = superfície de troca do elemento de controle
 A_T = superfície de troca do caroço

tem-se que:

a superfície total de troca do caroço pode ser expressa por:

$$A_T = N_S \cdot A_S + N_C \cdot A_C \quad (3.6)$$

onde A_S e A_C podem ser dados por:

$$\begin{aligned}
 A_S &= n_S \cdot A_P \\
 A_C &= n_C \cdot A_P
 \end{aligned}$$

Considerando somente a superfície de troca das faces da placa, esta será dada por:

$$A_P = 2(2a' \cdot 2H)$$

onde:

- $2a'$ = largura ativa da placa
 $2H$ = altura ativa da placa

Com os dados das características dos elementos combustíveis obtivemos os seguintes valores:

$$\begin{aligned}
 A_P &= 735 \text{ cm}^2 \\
 A_S &= 13,237 \text{ cm}^2 \\
 A_C &= 6.618 \text{ cm}^2
 \end{aligned}$$

3.2.3 Potência nominal do reator e fluxo calorífico médio no caroço q_m''

Sabemos do cálculo da energia total liberada pelo processo de fissão nuclear, que num reator nuclear deste tipo, aproximadamente 90% (com desvios de $\pm 2\%$) do total dessa energia é dissipada no caroço e a restante é dissipada nas partes estruturais, paredes da piscina e para fora do reator (perdida). Ou seja, a potência dissipada nas placas dos elementos combustíveis é cerca de 90% da potência nominal do reator (P_N).

Conhecendo-se então a superfície total de troca de calor das placas, o fluxo calorífico médio no caroço pode ser expresso na forma:

$$q''_m = \frac{0,9 \cdot P_N}{A_T} \quad (3.7)$$

3.2.4 Distribuição da potência térmica gerada no caroço e fator do

$$\text{fluxo calorífico máximo } F_K = \frac{q''_o}{q''_m}$$

No caroço do reator, a potência térmica gerada não se distribue uniformemente. Ela é diretamente dependente do fluxo de neutrons que é variável de ponto para ponto do caroço. A relação entre a geração térmica volumétrica e o fluxo de neutrons térmicos (neste reator) em cada ponto, é dada pela expressão (ELWAKIL⁽⁶⁾):

$$q''' = 1,602 \cdot 10^{-13} G N_f \sigma_f \phi$$

onde:

- q''' = geração térmica volumétrica (watt/cm³)
- G = energia liberada por fissão (Mev)
- N_f = número de núcleos de combustível fissionáveis por unidade de volume (número/cm³)
- σ_f = secção de choque microscópica do combustível (cm²)
- ϕ = fluxo de neutrons (neutrons/cm².s)

Como σ_f é característico do combustível usado e tipo de reator (admitindo-se não variável com outras propriedades) se N_f for constante para todo o combustível do caroço, q''' será proporcional a ϕ . Esta situação pode existir num caroço com combustíveis todos novos (ou uniformemente queimados). Entretanto, com o uso, a queima desigual de combustível acarretará numa variação de N_f e a relação q'''/ϕ irá variar de ponto para ponto.

A queima de combustível no caroço é desigual devido à variação do fluxo de neutrons radial e axialmente. Além disso, como o caroço deste reator é heterogêneo, a distribuição radial do fluxo de neutrons térmicos tem picos nas regiões com moderador (canais com água) e depressões

nas regiões com combustível (placas combustíveis).

Para fazer uma avaliação da variação na distribuição radial e axial do fluxo de neutrons, consideramos um caroço de forma paralelepédica e homogêneo, por facilidade de cálculo. Consideramos ainda, como refletor, a água ao redor de todo o caroço, mas não levamos em conta o real aumento de fluxo nessa região refletora mas somente uma extrapolação do fluxo na região combustível vizinha (Fig. 3.3a).

Com a origem das ordenadas no centro do paralelepípedo (Fig. 3.3b) considerado, e eixos paralelos aos lados, a distribuição do fluxo de neutrons térmicos terá uma expressão da forma (EL-WAKIL ⁽⁶⁾):

$$\phi(x, y, z) = \phi_0 \cdot \cos \frac{\pi x}{A_e} \cdot \cos \frac{\pi y}{B_e} \cdot \cos \frac{\pi z}{C_e} \quad (3.8)$$

onde:

ϕ_0 = fluxo máximo no caroço

A, B, C = lados do paralelepípedo

x, y, z = coordenadas do sistema de referência

A_e, B_e, C_e = distâncias, nas direções paralelas aos lados A, B e C respectivamente, entre os pontos onde o fluxo se anula, de modo que:

$$A_e = A + 2\Delta; \quad B_e = B + 2\Delta; \quad C_e = C + 2\Delta; \quad \text{com}$$

Δ = ganho do refletor

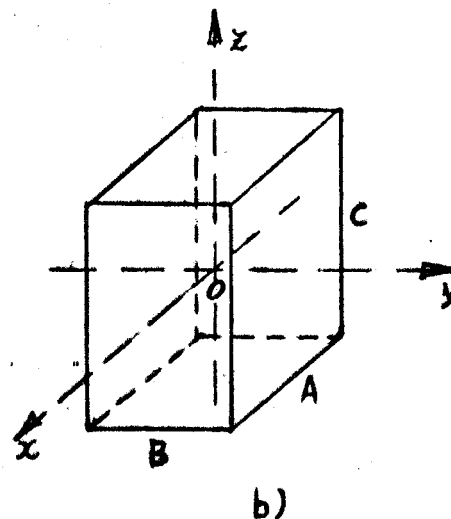
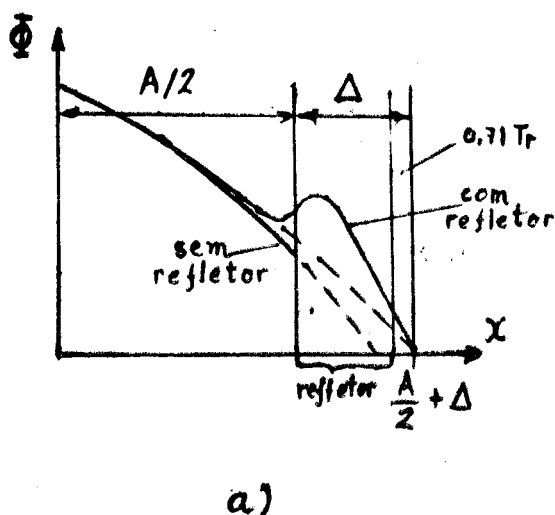


Fig. 3.3a Distribuição do fluxo na interface combustível-refletor.

Fig. 3.3b Forma adotada para o caroço e eixos coordenados.

Como neste estudo nos interessava caracterizar as condições mais críticas existentes no caroço, procuramos determinar o valor máximo da distribuição do fluxo de neutrons térmicos assumida para este caroço. Assim, sendo o valor médio do fluxo de neutrons no caroço dado por:

$$\phi_m = \frac{1}{\Omega} \int_{\Omega} \phi(x,y,z) d\Omega$$

onde:

Ω = A.B.C. = volume do paralelepípedo

$d\Omega$ = dx.dy.dz = volume elementar

ϕ_m = fluxo médio de neutrons

substituindo $\phi(x,y,z)$ pela expressão (3.8) resulta:

$$\phi_m = \frac{\phi_o}{A.B.C} \int_{\Omega} \left[\cos\left(\frac{\pi x}{A_e}\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi y}{B_e}\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi z}{C_e}\right) \right] d\Omega$$

ou, integrando nas direções x, y, z, vem:

$$\phi_m = \frac{\phi_o}{A.B.C} \int_{-A/2}^{+A/2} \cos\left(\frac{\pi x}{A_e}\right) dx \cdot \int_{-B/2}^{+B/2} \cos\left(\frac{\pi y}{B_e}\right) dy \cdot \int_{-C/2}^{+C/2} \cos\left(\frac{\pi z}{C_e}\right) dz$$

$$\phi_m = \frac{\phi_o}{A.B.C} \cdot \frac{A_e}{\pi} 2 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{2} \frac{A}{A_e}\right) \cdot \frac{B_e}{\pi} 2 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{2} \frac{B}{B_e}\right) \cdot \frac{C_e}{\pi} 2 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi}{2} \frac{C}{C_e}\right)$$

onde, finalmente:

$$\frac{\phi_o}{\phi_m} = \frac{\pi^3}{8} \frac{A/A_e \cdot B/B_e \cdot C/C_e}{\operatorname{sen}\left(\pi A/2A_e\right) \cdot \operatorname{sen}\left(\pi B/2B_e\right) \cdot \operatorname{sen}\left(\pi C/2C_e\right)} \quad (3.9)$$

De acôrdo com o exposto anteriormente, o valor da relação ϕ_o/ϕ_m obtido com a expressão (3.9) é maior do que, o obtido se consideramos também o aumento do fluxo na interface do refletor e caroço. Disto resulta que o valor de ϕ_o/ϕ_m calculado pela expressão (3.9) é a favor da segurança para os cálculos térmicos do caroço.

Fizemos então a aplicação da expressão (3.9) com as dimensões do caroço caracterizado no § 3.2.1 e baseando-nos no valor adotado para o "ga

nho de refletor", nos estudos realizados para os reatores MELUSINE e BSR (SOGREAH ⁽⁷⁾), para:

$$\begin{aligned} A &= 40,5 \text{ cm} \\ B &= 38,55 \text{ cm} \\ C &= 60,0 \text{ cm} \\ \Delta &= 8,5 \text{ cm} \end{aligned}$$

obtivemos:

$$\frac{\phi_o}{\phi_m} = 1,97$$

Havendo proporcionalidade entre ϕ e q''' , também temos:

$$\frac{q_o'''}{q_m'''} = 1,97 \quad (3.10)$$

Entretanto, para a dedução da expressão (3.9) que deu origem ao valor da relação (3.10), deixamos de considerar os efeitos causados pelas próprias condições de operação do reator, que resultam numa distribuição diferente daquela teórica admitida de início. Estes efeitos são:

- a) picos de fluxo, causados pela ausência das barras de controle (barras retiradas parcialmente), no canal central do elemento.
- b) deformação da distribuição axial sinusoidal do fluxo, causada pela presença das barras de controle (parcial ou total).
- c) envenenamento (e queima) não uniforme dos elementos do carvão.

Os efeitos vão influir na determinação do canal mais quente, e do ponto mais quente do carvão, além de aumentar o valor da relação (3.10)

Para fazer uma avaliação de qual é a ordem de grandeza desse aumento, recorreremos a dados experimentais de medidas de fluxo, na direção axial e radial, obtidos nos reatores "MELUSINE, SILOÉ e IRL".

A influência do efeito a) pôde ser avaliada pela relação entre o q''' máximo radial e o q''' médio radial, ou seja: a relação entre o q''' médio no canal mais quente (q'''_{mcc}) e o q''' médio do caroço (q'''_m). A comparação entre o valor calculado e o valor experimental mostra que o último é cerca de 15% maior que o valor calculado (8,9).

$$\frac{q'''_{mcc}}{q'''_m} \text{ experimental} = 1,15 \frac{q'''_{mcc}}{q'''_m} \text{ calculado}$$

A influência do efeito b) pôde ser avaliada pela relação entre o q''' máximo no canal mais quente (valor máximo no caroço, q'''_o) e o q''' médio do canal mais quente (q'''_{mcc}). A deformação do fluxo na direção axial resulta, para esta relação, num valor experimental cerca de 12% maior que o valor calculado (8). Ou seja:

$$\frac{q'''_o}{q'''_{mcc}} \text{ experimental} = 1,12 \frac{q'''_o}{q'''_{mcc}} \text{ calculado}$$

Reunindo os dois resultados temos:

$$\frac{q'''_o}{q'''_m} = 1,15 \times 1,12 \frac{q'''_o}{q'''_m} \text{ calculado}$$

e substituindo pela relação (3.10)

resulta:

$$\frac{q'''_o}{q'''_m} = 2,54 \quad (3.11)$$

A influência do envenenamento e queima desigual do caroço reduz numa deformação da distribuição radial do fluxo neutrônico em relação à distribuição num caroço virgem. Além disso, como já foi explicado anteriormente, a relação entre a geração térmica volumétrica (q''') e o fluxo de neutrons variará de ponto para ponto. Geralmente, num caroço, a região central é mais queimada que a região periférica, resultando num achatamento do fluxo e num valor de q'''_{mcc}/q'''_m menor que o valor de ϕ_{mcc}/ϕ_m .

Entretanto, considerando o caso pessimista de existir elementos

virgens (elementos de controle) na região central de um caroço parcialmente queimado, teríamos o efeito inverso e o valor de q''_{mcc}/q''_m maior que o ϕ_{mcc}/ϕ_m . Prevendo este caso e uma deformação na distribuição vertical do fluxo, (aumentada pela influência das barras de controle) é que resolvemos aplicar um fator de segurança à relação (3.11).

Baseado nos relatórios de segurança do reator MELUSINE (9) e no valor de ϕ_o/ϕ_m obtido experimentalmente num cuidado trabalho de medidas de fluxo de um caroço do mesmo reator (PATTOU (10)), resolvemos adotar o valor do fator de segurança igual à 1,2.

Assim, o valor da relação entre o fluxo calorífico máximo (q''_o) e o fluxo calorífico médio (q''_m) no caroço (sendo $q''_o/q''_m = q'''_o/q'''_m$), adota do para este estudo térmico foi:

$$F_K = \frac{q''_o}{q''_m} = 3,05 \quad (3.12a)$$

ou

$$q''_o = 3,05 q''_m \quad (3.12b)$$

Como este fluxo máximo vai existir na parede do canal adjacente à barra de controle, este foi o canal mais quente considerado para o cálculo térmico e hidráulico do caroço.

CAPÍTULO 4

ESTUDO TÉRMICO DO CANAL MAIS QUENTE DO CAROÇO

4.1. INTRODUÇÃO

Do estudo da distribuição do fluxo calorífico no caroço, concluímos (v. § 3.2.4) que fica evidenciada a existência de um ponto sobre uma placa de um elemento combustível, sujeito ao fluxo calorífico máximo. O canal delimitado por esta placa e a placa combustível adjacente, com o maior fluxo calorífico, é que denominamos "canal mais quente". Como em nosso estudo térmico do caroço visamos o aspecto de segurança na operação do reator, restringimo-nos ao estudo deste canal, sujeito às condições mais críticas do caroço.

Entretanto, para conhecer as condições existentes no "canal mais quente", além da distribuição do fluxo calorífico precisamos determinar a distribuição da vazão global de água que passa pelo caroço, através de todas as passagens existentes, conforme foi apresentado no § 3.1.5.

Para facilidade de estudo e de acordo com a geometria das passagens, as seguintes hipóteses simplificadoras foram estabelecidas:

1) as passagens que têm a mesma forma geométrica e mesmas dimensões também têm as mesmas vazões; desta hipótese decorre: a) igualdade das vazões nos elementos combustíveis do mesmo tipo; b) dentro de cada elemento a vazão será igualmente distribuída entre os canais iguais;

2) o fluxo de água penetra no caroço somente na direção vertical e por cima.

3) toda a vazão que atravessa o caroço passa pelo circuito primário de refrigeração.

Conhecidas a vazão relativa de água no canal mais quente e a distribuição de fluxo calorífico ao longo deste e, a partir de hipóteses simplificadoras nas características e propriedades do sistema, calculamos a distribuição de temperaturas nas placas combustíveis para dadas condições do escoamento e de potência térmica gerada no caroço. Para estas

mesmas condições também calculamos a variação da temperatura limite de operação (início de ebulição) ao longo do canal.

As incertezas nas temperaturas foram obtidas com a aplicação dos fatores associados à cada uma das fontes de incerteza e com a utilização de dois métodos de cálculo correntes.

4.2. RELAÇÃO ENTRE A VAZÃO GLOBAL NO CAROÇO E A VAZÃO NO CANAL MAIS QUENTE

4.2.1 Tipos de passagens existentes no caroço

Para a determinação das expressões das perdas de carga nas passagens do caroço (v. § 3.1.5), precisamos conhecer a geometria das passagens existentes. Baseados na configuração do caroço (v. § 3.2.1) e tendo em vista simplificar a determinação das características dos vários tipos de passagens existentes, adotamos a seguinte classificação inicial:

- i) passagens da água de refrigeração internamente aos elementos vazados;
- ii) passagens da água de refrigeração externamente aos elementos.

Nas passagens do tipo i), a água que atravessa os elementos, sai do caroço diretamente para o circuito pelos furos de posição correspondentes da placa matriz (Fig. 4.1).

Nas passagens do tipo ii), foi preciso definir as áreas de influência no escoamento da água através dos espaços existentes entre os elementos do caroço, correspondentes à cada furo de passagem na placa matriz. Para facilitar o cálculo das áreas, consideramos uma "rede" do caroço de tal modo que, à cada furo da placa matriz (entre elementos) fizemos corresponder uma "forma de passagem" composta dos espaçamentos existentes entre os elementos que pertencem a respectiva malha da rede. Cada uma delas foi identificada no nosso estudo pelo conjunto de símbolos representativos dos elementos componentes, na ordem em que se apresentam quando observamos o sentido anti-horário (Fig. 4.2). Com esta identificação e com a definição de cada espaçamento, pudemos determinar e classificar as "formas de passagens externas" no caroço (v. apêndice 1).

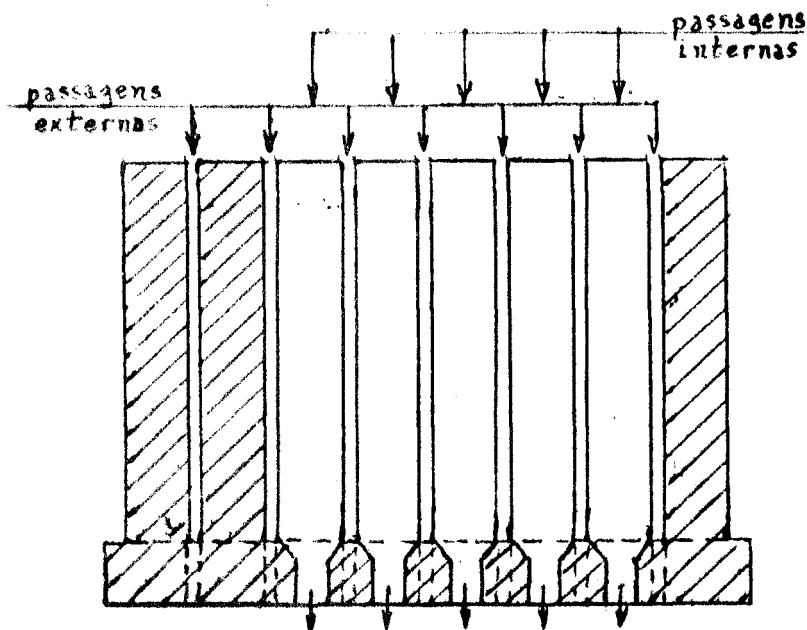


Fig. 4.1- Passagens d'água através do carço

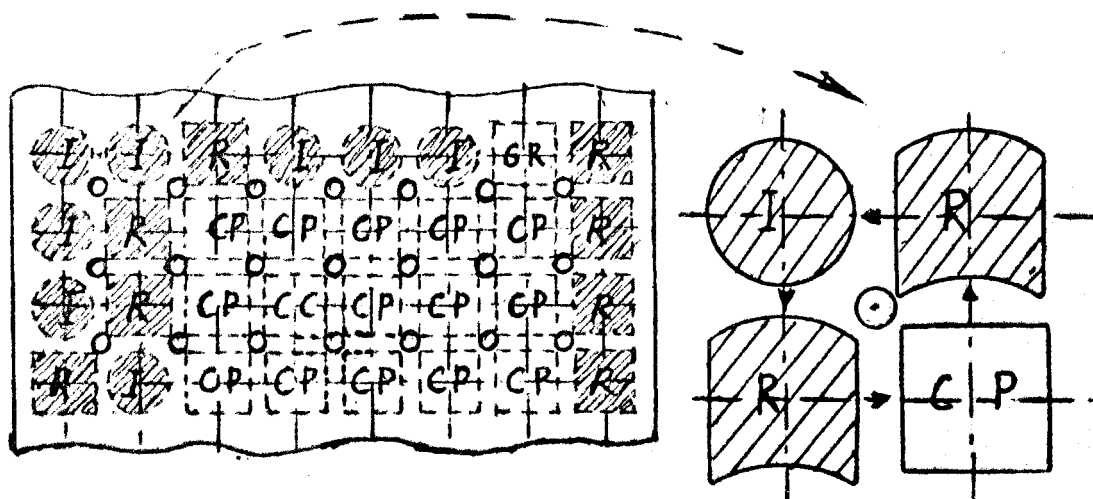


Fig. 4.2- Forma das passagens na entrada de água no carço

4.2.2 Fórmulas de cálculo das perdas de carga nas passagens

Uma série de experiências hidráulicas efetuadas com os elementos e no carço dos reatores MIR-ETR, permitiram verificar a adequabilidade das fórmulas que são geralmente utilizadas para o cálculo de perdas de carga nas várias passagens existentes em carços desse tipo de reator.

Neste estudo, utilizamos as fórmulas indicadas por VAN SINCE (11) para aplicação em cálculos de perdas de carga em elementos do tipo que geralmente constituem o carço de um reator de pesquisas refrigerado à água.

Estas fórmulas são também indicadas por LAFAY (12) e SKOK (13), e conforme medidas feitas em elementos combustíveis do reator MELUSINE, fornecem uma boa precisão, BOST (16).

a) perdas de carga por atrito

- num canal de secção uniforme:

$$\Delta H_a = \frac{0,316 v^{0,25}}{2 g} \frac{L}{D^{1,25}} v^{1,75} \quad (4.1)$$

- num "venturi"

$$\Delta H_a = \frac{0,316 v^{0,25}}{2 g} \frac{L}{D_m^{1,25}} v_m^{1,75} \quad (4.2)$$

$$D_m = (4 S_m / \pi)^{0,5}$$

$$S_m = \frac{S_1 - S_2}{\frac{1}{n} S_1 / S_2}$$

onde:

ΔH_a	= perda de carga por atrito	(cm de H ₂ O)
v	= viscosidade cinemática da água	(cm ² /s)
g	= aceleração da gravidade	(cm ² /s)
L	= comprimento de perda de carga	(cm)
D	= diâmetro hidráulico da secção	(cm)
D_m	= diâmetro hidráulico do venturi	(cm)
S_m	= área de secção média do venturi	(cm ²)
S_1, S_2	= área das secções de entrada e saída do venturi	(cm ²)
V	= velocidade no canal de secção uniforme	(cm/s)
V_m	= velocidade na secção de área S_m	

b) perdas de carga singulares

- entrada com ângulo vivo

$$\Delta H_s = 0,5 \frac{v_2^2}{2 g} \quad (4.3)$$

- contração brusca

$$\Delta H_s = K \frac{v_2^2}{2g} \quad (4.4)$$

$$K = 0,4 \left(1,25 - \frac{S_2}{S_1} \right) \quad \text{para } \frac{S_2}{S_1} \leq 0,715 \quad (4.4a)$$

$$K = 0,75 \left(1 - \frac{S_2}{S_1} \right) \quad \text{para } \frac{S_2}{S_1} < 0,715 \quad (4.4b)$$

- alargamento brusco

$$\Delta H_s = \frac{(v_1 - v_2)^2}{2g} \quad (4.5)$$

- saída do venturi

$$\Delta H_s = 0,05 \frac{v_2^2}{2g} \quad (4.6)$$

onde:

ΔH_s	= perda de carga singular	(cm de H ₂ O)
S_1	= área da secção a montante da mudança	(cm ²)
S_2	= área da secção a juzante da mudança	(cm ²)
v_1	= velocidade a montante	(cm/s)
v_2	= velocidade a juzante	(cm/s)
K	= coeficiente de perda de carga	

4.2.3 Cálculo das áreas e diâmetros hidráulicos das secções das passagens

De acordo com a classificação em tipos de passagens internas e externas, procedemos de modo diferente para o cálculo das áreas (S) e diâmetros hidráulicos (D) das secções das passagens.

Para as passagens internas, consideramos cada um dos tipos de elemento (vazado) existentes no caroço:

- elemento combustível padrão
- elemento combustível de controle
- elemento Gresil
- elemento da Câmara de Fissão

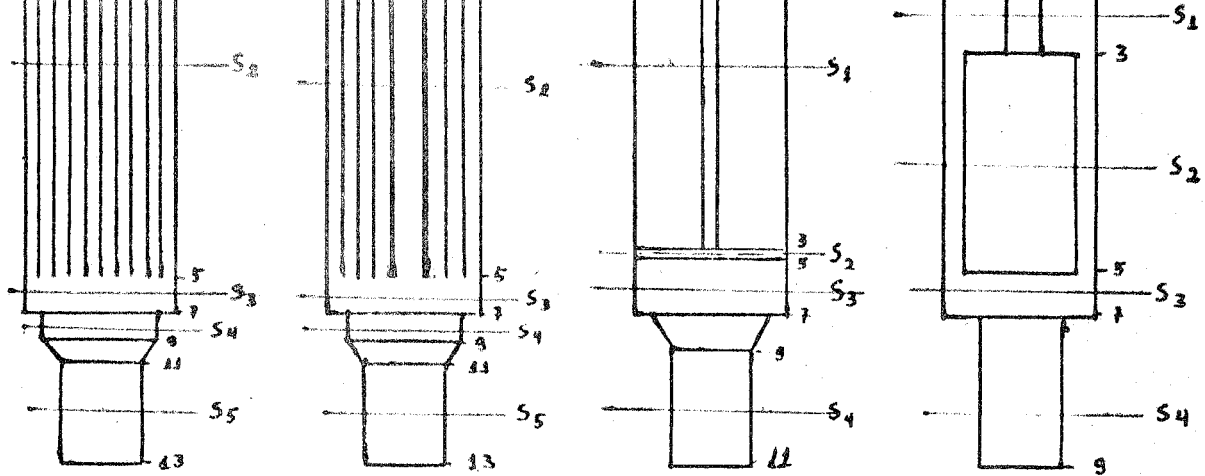
e calculamos as áreas S e diâmetros hidráulicos D para cada uma das diferentes secções transversais indicadas na figura 4.3.

O cálculo das áreas e diâmetros hidráulicos das secções, nas passagens externas, exigiu um tratamento diferente. Como existem no caroço elementos de diferentes características, as combinações dos espaçamentos entre elementos, originaram uma grande variedade de "formas de passagens". Uma vez caracterizadas tôdas "as formas" resultantes e visando a simplificação no cálculo, adotamos o seguinte procedimento:

1. agrupamos as formas de características semelhantes e elegemos uma representante do grupo;
2. relacionamos todos os tipos de espaçamentos que compõem essas formas e as suas dimensões;
3. calculamos, para cada tipo de espaçamento, as áreas S e diâmetros hidráulicos D das secções transversais de cada trecho.

Na figura 4.4, estão representadas duas formas de passagem e as secções longitudinais dos espaçamentos entre elementos (componentes de formas), cada uma indicada por um número e duas letras. O número corresponde a ordem do espaçamento, como está na representação das formas, e as letras, aos símbolos dos elementos que dão origem ao espaçamento. Estão indicadas também os trechos (numerados) e as respectivas áreas das secções (S).

As áreas, diâmetros hidráulicos e comprimentos dos trechos respectivos, calculados para as passagens internas e externas aos elementos, estão apresentados no apêndice 1.



Elemento padrão Elemento de controle Elemento Gresil Elemento da câmara de fissão

Fig. 4.3- Áreas dos trechos das passagens internas aos elementos

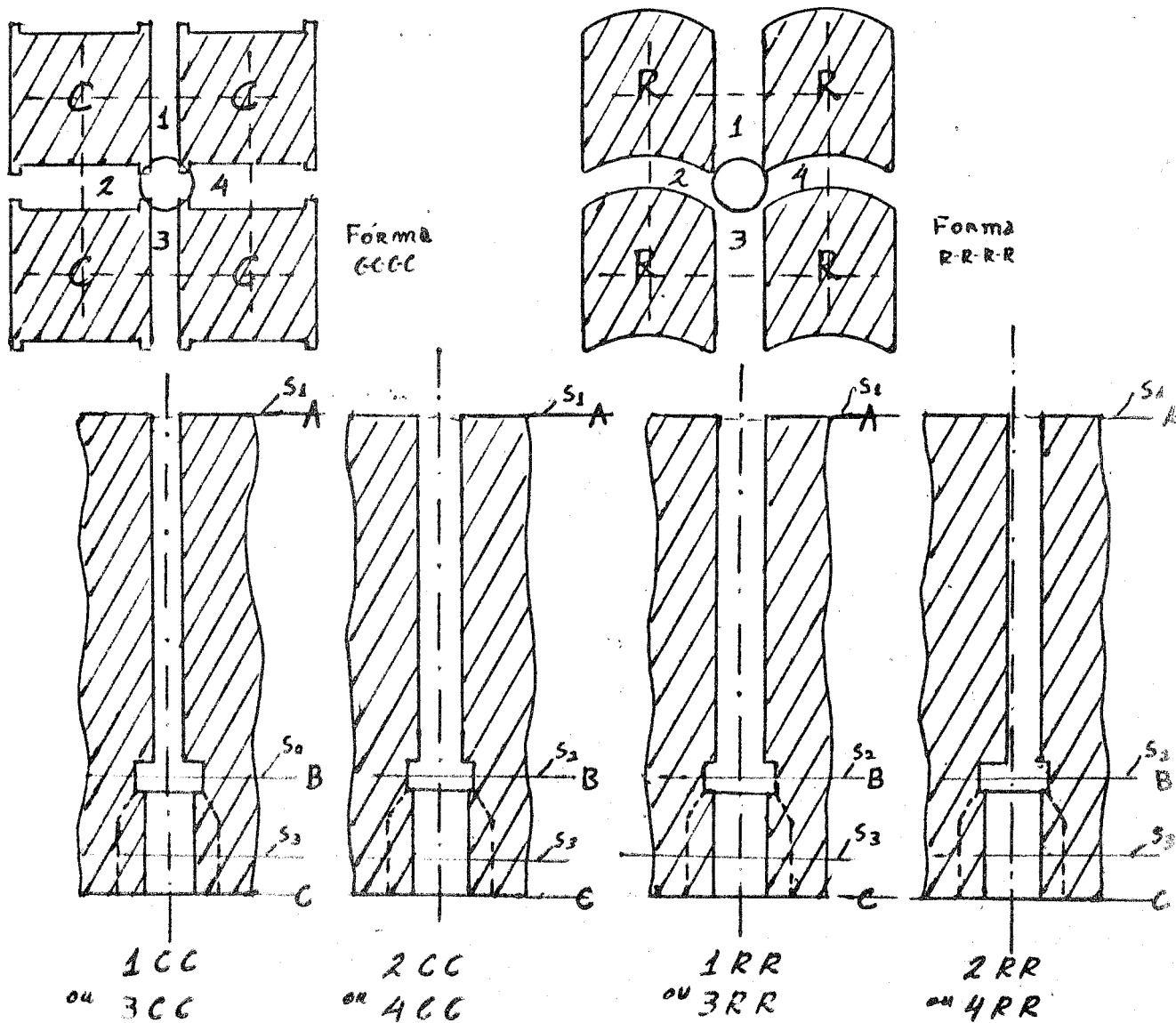


Fig. 4.4- Formas de passagens externas e áreas dos trechos dos espaçamentos componentes

4.2.4 Cálculo das Perdas de Carga nas passagens do caroço

Com as fórmulas do § 4.2.2 e os valores calculados das áreas S , diâmetros hidráulicos D e comprimentos dos trechos L , na forma indicada nos § 4.2.1 e § 4.2.3, calculamos as perdas de carga através do caroço de acordo com a classificação em passagens internas e externas aos elementos.

i) Passagens internas aos elementos

Considerando-se cada um dos elementos representados na Fig. 4.3 (elementos combustíveis, de irradiação e da câmara de fissão), procedemos da seguinte maneira:

a) calculamos as secções transversais de cada trecho de passagem e elegemos aquele trecho, do elemento, de maior interesse. Nos elementos combustíveis é o trecho das placas, S_2 .

b) calculamos as velocidades de escoamento nas secções transversais de cada um dos outros trechos, em função da velocidade de escoamento correspondente ao trecho eleito.

Assim, num elemento combustível temos::

$$V_i = \frac{S_2}{S_i} V_2$$

onde:

S_i = área numa secção qualquer i

V_i = velocidade de escoamento através de S_i

V_2 = velocidade de escoamento no trecho eleito

c) calculamos as perdas de carga por atrito e singular de todos os trechos da passagem no elemento, em função da velocidade eleita. Para o caso dos elementos combustíveis, no cálculo do trecho $i \rightarrow i + 1$, tivemos:

$$\Delta H_i = K_{si} \left(\frac{S_2}{S_i} \right)^{1,75} V_2^{1,75} + K_{si} \left(\frac{S_2}{S_i} \right)^2 V_2^2 \quad (4.7)$$

onde:

K_{ai} = coeficiente do termo de perda de carga por atrito no trecho $i \rightarrow i + i$

$$K_{ai} = \frac{0,316 v^{0,25}}{2 g} \frac{L_i}{D_i^{1,25}}$$

K_{si} = coeficiente do termo de perda de carga singular no trecho $i \rightarrow i + i$

$$K_{si} = \frac{K_i}{2 g}$$

ΔH_i = perda de carga no trecho $i \rightarrow i + i$

d) somamos as perdas de carga em cada trecho da passagem, para termos a perda de carga total em função da velocidade eleita, isto é:

$$\Delta H_T = \Delta H_1 + \Delta H_2 + \dots + \Delta H_i + \dots + \Delta H_n$$

ou

$$\Delta H_T = \sum_{i=1}^n K_{ai} \left(\frac{S_2}{S_i} \right)^{1,75} v_2^{1,75} + \sum_{i=1}^{n+1} K_{si} \left(\frac{S_2}{S_i} \right)^2 \cdot v_2^2 \quad (4.8)$$

onde:

ΔH_T = perda de carga total no elemento

ii) Passagens externas aos elementos

De acôrdo com a configuração do escoamento, externamente aos elementos, em "formas de passagens", consideramos os aspectos seguintes antes de estabelecer o método de cálculo das perdas de carga (Fig. 4.4):

- o fluxo de água, ao entrar numa certa "forma de passagem" distribui-se entre os espaçamentos que a compõe;
- do ponto de vista térmico, é importante o conhecimento das velocidades de escoamento nos diferentes espaçamentos existentes no carço;
- os fluxos de água, em cada um dos espaçamentos componentes de uma dada forma, convergem a uma certa distância da entrada numa mesma

secção da passagem considerada e antes da saída do caroço.

Assim, para calcularmos a perda de carga, em cada "forma de passagem", desde a entrada A até a saída do caroço C, necessitamos considerar separadamente as perdas de carga nos trechos AB e nos trechos BC:

a) Cálculo das perdas de carga nos espaçamentos componentes da "forma", entre a entrada A e a secção de convergência B, em função das respectivas velocidades de escoamento,

$$\Delta H_{ABj} = K_{aj} V_j^{1,75} + K_{sj} V_j^2 \quad (4.9)$$

onde:

- ΔH_{ABj} = perda de carga entre A e B no espaçamento j
 K_{aj} = coeficiente do termo de perda de carga por atrito
 K_{sj} = coeficiente do termo de perda de carga singular
 V_j = velocidade no espaçamento j

b) Cálculo da perda de carga entre a secção de convergência B e a saída C (trecho comum dos espaçamentos da forma de passagem) em função da velocidade média de escoamento,

$$\Delta H_{BC} = K_a V_{BC}^{1,75} + K_s V_{BC}^2 \quad (4.10)$$

onde:

- ΔH_{BC} = perda de carga no trecho BC
 V_{BC} = velocidade média no trecho BC

Entretanto, como desejamos obter a expressão da perda de carga entre A e C em função da velocidade no "espaçamento mais quente de cada forma", precisamos relacionar esta velocidade (V_1) com a velocidade V_{BC} .

c) Considerando-se que, as perdas de carga entre A e B são iguais, nos espaçamentos de uma mesma forma de passagem, calculamos as relações entre a velocidade menor, no espaçamento selecionado, e as velocidades nos espaçamentos restantes:

$$\begin{aligned} \Delta H_{AB1} &= \Delta H_{AB2} = \dots = \Delta H_{ABj} = \dots = \Delta H_{AB} \\ K_{a1} V_1^{1,75} + K_{s1} V_1^2 &= K_{a2} V_2^{1,75} + K_{s2} V_2^2 = \dots = \Delta H_{AB} \end{aligned} \quad (4.11)$$

e tomando como base,

V_1 = velocidade no espaçamento mais quente de cada "forma",
fizemos:

$$R_{21} = \frac{V_2}{V_1}, \quad V_2 = R_{21} V_1$$

.....

$$R_{j1} = \frac{V_j}{V_1}, \quad V_j = R_{j1} V_1 \quad (4.12)$$

temos:

$$(K_{a1} - K_{a2} R_{21}^{1,75}) V_1^{1,75} = (K_{s2} R_{21}^2 - K_{s1}) V_1^2$$

.....

$$(K_{a1} - K_{aj} R_{j1}^{1,75}) V_1^{1,75} = (K_{sj} R_{j1}^2 - K_{s1}) V_1^2 \quad (4.13)$$

e supondo $V_1 = 1$, para simplificar, calculamos os valores de R_{j1} que satisfazem as equações (4.13), pelo método de aproximações sucessivas.

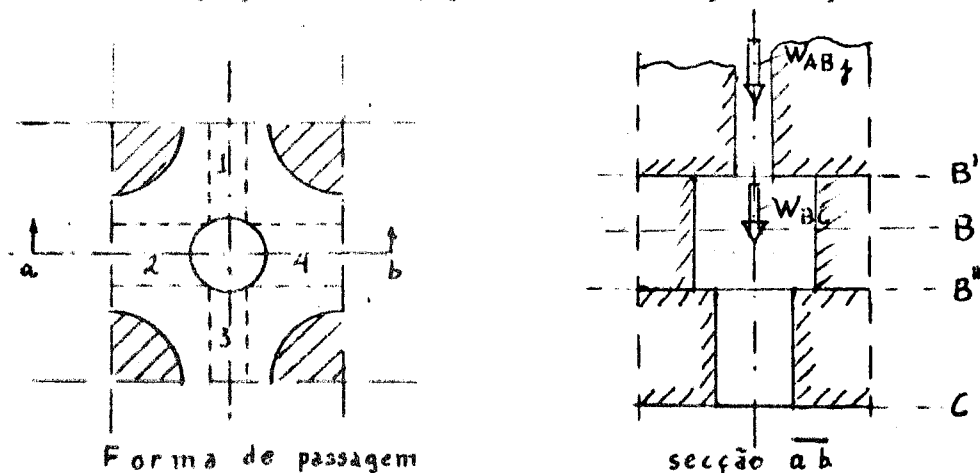


Fig. 4.5- Forma da passagem na cota B de reunião dos espaçamentos

d) Considerando-se ainda que, a vazão no trecho comum BC é igual à soma das vazões nos trechos AB da forma de passagem (Fig. 4.5) vem:

$$W_{BC} = \sum_{j=1}^m W_{ABj} = \sum_{j=1}^m S_{ABj} V_j$$

que com (4.12) fica:

$$W_{BC} = \sum_{j=1}^m S_{ABj} R_{j1} V_1$$

ou

$$V_{BC} = \frac{1}{S_{BC}} \sum_{j=1}^m S_{ABj} R_{j1} V_1 \quad (4.14)$$

que, substituída em (4.10), e sendo a perda de carga em \overline{AC} igual à soma das perdas de carga em \overline{AB} e \overline{BC} ,

$$\Delta H_{AC} = \Delta H_{AB1} + \Delta H_{BC}$$

de acordo com (4.9), (4.10) ela pode ser expressa por:

$$\Delta H_{AC} = \left[K_{a1} + K_a \left[\frac{1}{S_{BC}} \sum_{j=1}^m S_{ABj} R_{j1} \right]^{1,75} \right] \cdot V_1^{1,75} + \left[K_{s1} + K_s \left[\frac{1}{S_{BC}} \sum_{j=1}^m S_{ABj} R_{j1} \right]^2 \right] \cdot V_1^2 \quad (4.15)$$

onde:

W = vazão no trecho BC (W_{BC}), ou no trecho AB do espaçamento j (W_{ABj})

S_{ABj} e S_{BC} = área da secção no trecho AB do espaçamento j e área da secção no trecho BC, respectivamente

R_{j1} = relação entre as velocidades V_j e V_1

V_1 = velocidade no espaçamento selecionado.

Com esta fórmula (4.15) podemos calcular a perda de carga AC em função da velocidade no espaçamento selecionado, em cada forma de passagem.

Para o cálculo das perdas de carga no caroço, conforme o método exposto em i) e ii), elaboramos os seguintes programas em Fortran-II-D para serem executados no computador IBM 1620:

- para as passagens externas aos elementos, os programas: PECAAB, REVEL, AREDIB, VAZB, PECABC

- para as passagens internas aos elementos, o programa: PECAEL.

As descrições e listagens destes programas acham-se no apêndice 3.

4.2.5 Cálculo das vazões em cada tipo de passagem e da vazão global no caroço

Considerando-se que as perdas de carga, em todas as passagens

do caroço, são iguais entre a entrada e a saída, de acordo com o princípio de conservação da massa, calculamos com as expressões de perda de carga, conforme obtivemos (4.8) e (4.15), as velocidades de escoamento em cada tipo de passagem, em função da perda de carga no caroço.

Com as áreas das seções, nos trechos das passagens correspondentes às velocidades calculadas, obtivemos as vazões respectivas de cada tipo de passagem.

Multiplicando as vazões de cada tipo de passagem pelo número de passagens correspondentes ao tipo e somando, obtivemos a vazão global do caroço em função da sua perda de carga. Esta, juntamente com a expressão da vazão no elemento combustível de controle que, como já sabemos do § 3.2.4 é onde está localizado o canal mais quente do caroço, permitiram-nos obter a relação entre estas duas vazões.

Isto é, sendo:

W_i a vazão numa passagem do tipo i
 W_c a vazão no canal mais quente
 W_T a vazão total no caroço
 N_i o nº de passagens do tipo i

e admitindo calculada a vazão W_i para um dado valor da perda de carga $\overline{\Delta H_{AC}}$ vem:

$$W_i = f_i (\overline{\Delta H_{AC}})$$

$$W_T = \sum_{i=1}^K W_i \times N_i = F (\overline{\Delta H_{AC}}) \quad (4.16)$$

e

$$W_c = f_c (\overline{\Delta H_{AC}}) \quad (4.17)$$

Atribuindo-se vários valores para a perda de carga $\overline{\Delta H_{AC}}$, e calculando os respectivos valores de W_T e W_c por (4.16) e (4.17), foi possível construir as curvas de variação das vazões W_T e W_c de função de $\overline{\Delta H_{AC}}$. Estas curvas estão representadas na Fig. 5.1 do capítulo 5.

O cálculo das vazões W_i e da vazão W_T , foi efetuado com o emprego do programa VAZCOR (Fortran II-D) também descrito e listado no apêndice 3.

4.3. EQUAÇÕES E VALORES EMPREGADOS PARA O CÁLCULO TÉRMICO DO CANAL MAIS QUENTE

4.3.1 Condições e hipóteses

As fórmulas foram desenvolvidas para o estudo térmico do canal mais quente do caroço, em regime permanente e troca de calor por convecção forçada.

Para o caso em estudo, são admissíveis as seguintes hipóteses simplificadoras (Fig. 4.6 e 4.7).

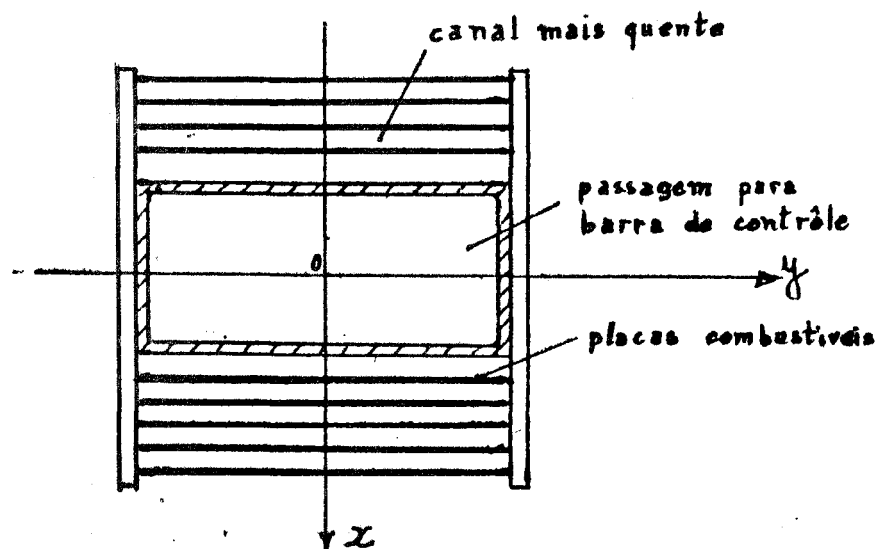


Fig. 4.6- Vista superior do elemento combustível de controle

a) todo o calor gerado na placa é transferido diretamente para a água refrigerante; isto é, devido as relações de dimensões existentes, consideramos desprezível a condução de calor nas direções y e z da placa e admitimos o meio isotrópico:

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial T}{\partial z} = 0$$

onde T é a temperatura da placa no ponto x, y, z ;

b) a geração térmica volumétrica é uniforme na secção transversal da placa, pois as dimensões da largura e da espessura tornam desprezíveis as variações radiais do fluxo térmico; ou seja:

$$\frac{\partial q'''}{\partial x} = \frac{\partial q'''}{\partial y} = 0$$

c) o fluxo calorífico gerado, varia na direção z (axialmente) segundo a expressão (v. § 3.2.4):

$$q'(z) = q''_0 \cos \frac{\pi z}{2 H_e}$$

onde:

$q''(z)$ = fluxo calorífico á cota z da placa

q''_0 = fluxo calorífico máximo no caroço sôbre a placa

$2 H_e$ = comprimento extrapolado da placa

d) o fluxo calorífico $q''(z)$ é igual nas duas placas adjacentes do canal; para simplificar o cálculo a favor da segurança, pois, na realidade, $q''_{c1} \approx 1,15 q''_{c2}$ (VERNIER⁽¹⁹⁾);

e) o perfil de velocidades do fluido refrigerante (água) é plenamente desenvolvido ao longo de todo o canal; ou seja, admitimos o escoamento estabelecido desde a entrada (comprimento de entrada desprezível) do canal e a velocidade ao longe dada pela velocidade média V_c na sua seção;

f) as propriedades da água são constantes na secção transversal do canal, exceto a condutividade térmica k e a viscosidade dinâmica μ , considerando-se o intervalo de variação na temperatura da água nas condições estudadas.

Com as hipóteses a) e b), o nosso estudo térmico do canal mais quente restringiu-se ao espaço unidimensional e as fórmulas desenvolvidas são, portanto, somente funções da ordenada z .

A distribuição axial do fluxo calorífico assumida, embora deficiente do real, fornece uma solução bem aproximada mas, também é corrigida em nossos cálculos com aplicação dos fatores de incerteza correspondentes.

As hipóteses c) e d) permitiram-nos a aplicação de correlações e gráficos conhecidos para a determinação do coeficiente de película.

De acordo com o que já foi explanado na secção 1 do cap. 3, a temperatura resultante na superfície da placa depende da temperatura no líquido refrigerante e da resistência térmica da "película" de água junto

a esta superfície. Nesta secção (4.3) consideramos, separadamente, estes dois fatores (T_L e h) e as correlações e outras fórmulas utilizadas para o cálculo da temperatura de ebulição local (T_{EB}).

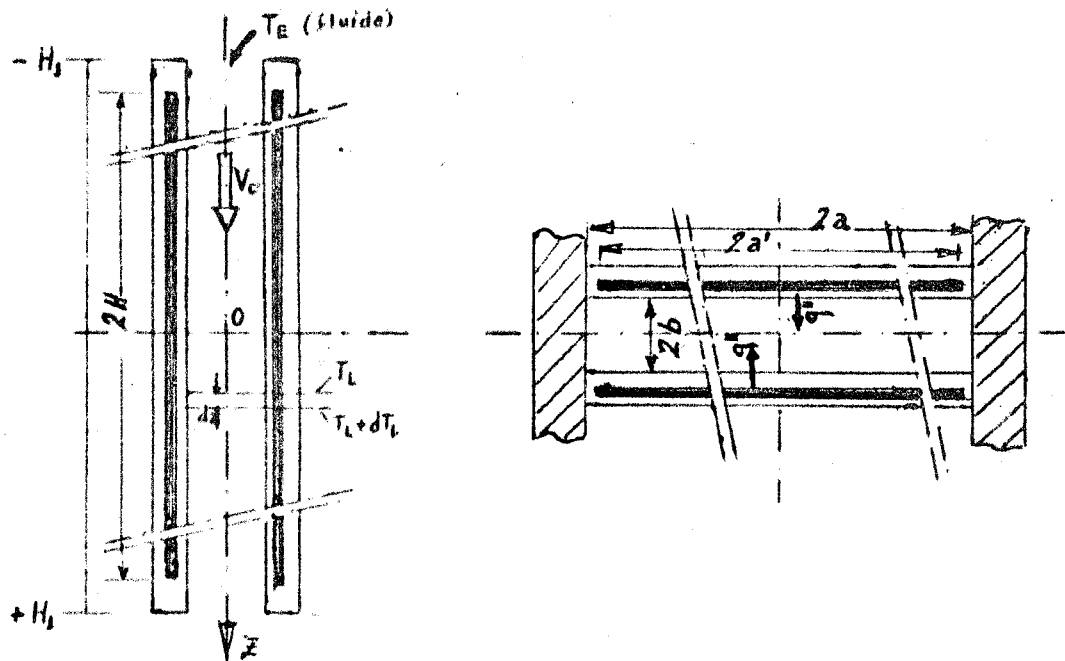


Fig. 4.7- Canal mais quente do elemento

4.3.2 Variação de temperatura da água ao longo do canal

Considerando a água entrando no caroço à temperatura constante T_E , escoando no canal mais quente a velocidade V_c e aquecendo-se sob o fluxo calorífico $2 q''(z)$, pela 1ª lei da termodinâmica, um balanço térmico para uma secção diferencial das placas combustíveis de altura dz à cota z do canal (Fig. 4.7), mostra que, o calor sensível ganho pela água (refrigerante) é equivalente ao calor gerado nos elementos diferenciais das placas. Ou seja:

$$\rho V_c (2a \cdot 2b) C_p d T_L = 2 q''(z) \cdot 2a' \cdot dz \quad (4.18)$$

onde:

- ρ = densidade da água (g/cm³)
- V_c = velocidade de escoamento (cm/s)
- $2a$ = largura do canal (cm)
- $2b$ = distância entre placas (cm)
- $2a'$ = largura ativa da placa (cm)
- C_p = calor específico da água (cal/g °C)
- $d T_L$ = elevação de temperatura da água entre z e $z + dz$ (°C)

Como a variação axial do fluxo é dada (v. § 4.3.1) por:

$$q''(z) = q''_0 \cos \frac{\pi z}{2 H_e}$$

a integração da equação (4.18), entre os limites $(-H)$ e z , nos dá:

$$\rho V_c (2a \cdot 2b) C_p \int_{T_E}^{T_L} dT_L = 2 \cdot 2a' q''_0 \int_{-H}^z \cos \frac{\pi z}{2 H_e} dz$$

e após algumas simplificações, resulta em:

$$T_L(z) = T_E + \frac{1}{4,187 \rho \cdot C_p} \frac{2 H_e \cdot a'}{\pi a \cdot b} \frac{q''_0}{V_c} \left(\operatorname{sen} \frac{\pi z}{2 H_e} + \operatorname{sen} \frac{\pi H}{2 H_e} \right)$$

onde:

(4.19)

- $T_L(z)$ = temperatura da água à cota z (°C)
 T_E = temperatura da água na entrada (°C)
 $2H$ = comprimento ativo das placas (cm)
 $2H_e$ = altura extrapolada ($\phi(H_e) = 0$) (cm)
 q''_0 = fluxo calorífico máximo no centro (watt/cm²)

Quanto aos valores, da temperatura de entrada da água no canal T_E , e das propriedades físicas ρ e C_p , cabem as seguintes observações:

a) A temperatura T_E depende das condições térmicas de operação dos trocadores de calor e das condições ambientais admissíveis na superfície da piscina do reator. Admitindo que, a temperatura T_E e a temperatura da água da piscina próximas à superfície, sejam praticamente iguais (perdas desprezíveis no circuito), tomamos para os nossos cálculos o valor de T_E igual à máxima tolerável na superfície da piscina (40°C), isto é, a condição mais desfavorável de operação do caroço, do ponto de vista térmico.

b) Considerando que, entre os extremos de variação da temperatura da água refrigerante, normalmente existentes no caroço de um reator tipo piscina, as propriedades ρ e C_p variam pouco, admitimos que elas são constantes ao longo do canal, para facilidade de cálculo. Entretanto, para uma estimativa melhor, utilizamos os valores de ρ e C_p obtidos à temperatura média entre T_E e a temperatura T_s da água na saída do canal.

Assim, estimando o aumento de temperatura ($T_s - T_E$) da ordem de 30 °C, na água escoando no canal mais quente em condições normais de operação, temos:

$$T_E = 40 \text{ °C}$$

$$T_s = 70 \text{ °C}$$

$$T_M = 55 \text{ °C}$$

E os valores das propriedades ρ e C_p à temperatura de 55 °C e pressão normal, obtidos das tabelas de propriedades da água de ETHERINGTON (33), são:

$$\rho = 0,986 \text{ g/cm}^3$$

$$C_p = 0,998 \text{ cal/g °C}$$

4.3.3 Variação da temperatura da superfície da placa

De acordo com as hipóteses anteriores e pela lei de Newton do resfriamento, o calor transferido, por convecção, da placa para a água em um ponto à cota z (Fig. 4.7) do canal, por unidade de área da superfície da placa (faces) é dada por:

$$q''(z) = h (T_p(z) - T_L(z)) \quad (4.20)$$

onde:

h = coeficiente de película do líquido ($\text{watt/cm}^2 \text{ °C}$)

$T_p(z)$ = temperatura da superfície da placa (°C)

$T_L(z)$ = temperatura do líquido refrigerante (°C)

Nas condições de operação existentes num reator refrigerado à água e particularmente nas condições do caso em estudo, o escoamento da água nos canais é em regime turbulento, com o "nº de Reynolds" acima de 5.000.

Considerando, ainda, que o escoamento é plenamente estabelecido, para a determinação do coeficiente de película h empregamos a "correlação de Dittus-Boelter" adaptada para um canal retangular. Isto é:

$$N_u = 0,023 R_e^{0,8} P_r^{0,4} \quad (4.21)$$

onde :

$$N_u \dots\dots\dots \text{n}^\circ \text{ de Nusselt} = \frac{h \cdot D_h}{k}$$

$$R_e \dots\dots\dots \text{n}^\circ \text{ de Reynolds} = \frac{\rho \cdot v_c \cdot D_h}{\mu}$$

$$P_r \dots\dots\dots \text{n}^\circ \text{ de Prandtl} = \frac{\mu \cdot C_p}{k}$$

$$D_h \dots\dots\dots \text{diâmetros hidráulico do canal} = \frac{4 (2a \cdot 2b)}{2 (2a+2b)} \quad (\text{cm})$$

$$\rho \dots\dots\dots \text{densidade da água} \quad (\text{g/cm}^3)$$

$$\mu \dots\dots\dots \text{viscosidade dinâmica da água} \quad (\text{g/cm} \cdot \text{s})$$

$$C_p \dots\dots\dots \text{calor específico da água} \quad (\text{cal/g}^\circ\text{C})$$

$$k \dots\dots\dots \text{condutibilidade térmica da água} \quad (\text{cal/cm} \cdot \text{s}^\circ\text{C})$$

Nesta equação, todas as propriedades são avaliadas à temperatura média de película (LAFAY⁽¹²⁾):

$$T_f = \frac{T_P + T_L}{2}$$

Da expressão (4.2.1), explicitamos h e colocamos na forma:

$$h = K(T_f) \frac{v_c^{0,8}}{D_h^{0,2}} \quad (4.22)$$

onde :

$$K(T_f) = 0,023 \cdot \rho^{0,8} \cdot C_p^{0,4} \cdot \mu^{-0,4} \cdot k^{0,6}$$

é função unicamente das propriedades da água que, por sua vez, dependem de T_f .

Deste modo, sendo h função de T_f e sendo esta temperatura defi-

nida a partir da temperatura T_p que queremos calcular, geralmente recorre-se ao método de interações sucessivas. Poderíamos utilizar ainda o método paramétrico que dá T_p função polinomial de T_L e de $G(\phi, V, D_h)$.

Entretanto, por facilitar a elaboração de uma programação de cálculo para um computador, procuramos obter a expressão de T_p numa forma analítica simples.

De fato, como para a obtenção do valor de $K(T_f)$ da expressão (4.22) são, geralmente, utilizadas curvas que já dão diretamente $K(T_f)$ função de T_f (LAFAY⁽¹²⁾), procuramos primeiramente fazer uma aproximação desta curva para uma reta em determinado intervalo de variação de T_f . Baseando-nos na variação média da temperatura da água ao passar pelo caroço do reator IEAR-1 (nas condições atuais) e em resultados de cálculos térmicos de outros reatores, extrapolamos e definimos um intervalo de temperaturas que deveria abranger a variação prevista para T_f . Dêste modo, obtivemos os coeficientes da reta, fazendo o ajustamento da reta à curva (Fig. 4.8), pelo método dos mínimos quadrados. Ou seja:

$$K(T_f) = a_1 T_f + a_0 \quad (4.23)$$

onde:

$$a_0 = 0,6645$$

$$a_1 = 0,0065 \quad \text{para} \quad 40 \text{ } ^\circ\text{C} < T_f < 120 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Expressando T_f na forma:

$$T_f = T_L + \frac{T_p - T_L}{2}$$

fazendo $T_p - T_L = \Delta T_p$ e substituindo em (4.23) temos:

$$K(T_f) = (a_1 T_L + a_0) + \frac{a_1}{2}$$

Substituindo, esta expressão em (4.22) e o coeficiente de película h resultante, em (4.20), temos a seguinte equação de ΔT_p :

$$A \cdot \Delta T_p^2 + B \cdot \Delta T_p + C = 0$$

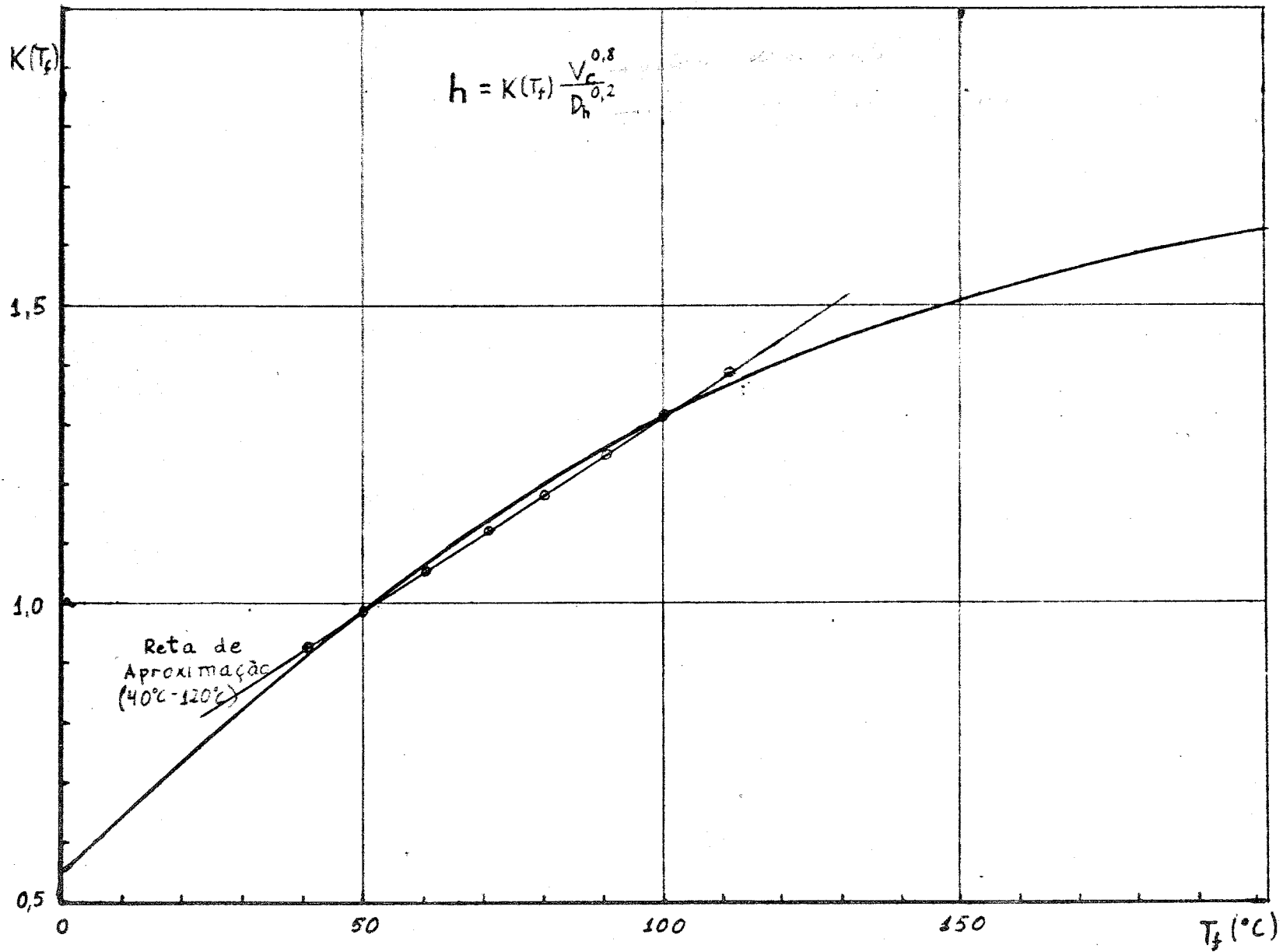


Fig. 4.8- Reta de aproximação entre 40°C e 120°C, da curva de $K = 0,023 \rho^{0,8} c_p^{0,4} \mu^{-0,4} k^{0,6}$ em função da temperatura média de película (T_f)

Uma vez que, o calor transferido é no sentido placa → água, a solução que nos interessa, da equação acima, é somente a raiz positiva; isto é:

$$\Delta T_p(z) = \frac{-B + (B^2 - 4AC)^{1/2}}{2A} \quad (4.24)$$

onde:

$$A = \frac{a_1}{2} \quad (4.24a)$$

$$B = (a_1 T_f + a_0) \quad (4.24b)$$

$$C = \frac{-q_o'' D_h^{0,2}}{V_c^{0,8}} \cdot \cos \frac{\pi z}{2 H_e} \quad (4.24c)$$

Devemos ainda observar que, ao utilizarmos a curva de $K(T_f)$ encontrada na literatura ⁽¹²⁾, consideramos as unidades que devem ter a velocidade V_c e o diâmetro hidráulico D_h para que haja coerência de unidades na determinação de h (4.22). Para os valores de a_1 e a_0 , utilizados:

$$a_0 = 0,6645$$

$$a_1 = 0,0065$$

devemos ter:

V_c = velocidade da água refrigerante no canal mais quente (cm/s)

D_h = diâmetro hidráulico do canal mais quente (mm)

h = coeficiente de película placa → água (watt/cm²°C)

Portanto, a temperatura T_p a uma cota z , pode ser expressa por:

$$T_p(z) = T_L(z) + \Delta T_p(z) \quad (4.25)$$

onde $T_L(z)$ e $\Delta T_p(z)$ são dados pelas expressões (4.19) e (4.24) respectivamente.

4.3.4 Variação da temperatura de ebulição ao longo do canal

A temperatura correspondente ao aparecimento de ebulição local na água, junto à superfície da placa, é dada pela soma da temperatura de saturação da água e do sobreaquecimento na superfície da placa, isto é:

$$T_{EB}(z) = T_{sat}(z) + \Delta T_{sat}(z) \quad (4.26)$$

onde:

$$\begin{aligned} T_{EB}(z) &= \text{temperatura de início de ebulição} && (\text{°C}) \\ T_{sat}(z) &= \text{temperatura de saturação} && (\text{°C}) \\ \Delta T_{sat}(z) &= \text{sobreaquecimento da superfície da placa} && (\text{°C}) \end{aligned}$$

i) Temperatura de saturação da água

Esta temperatura pode ser expressa em função da pressão absoluta existente à uma cota z do canal, pela relação aproximada seguinte:

$$T_{sat}(z) = 100 (P_{abs}(z))^{0,255} \quad (4.27)$$

onde:

$$\begin{aligned} P_{abs}(z) &= \text{pressão absoluta à cota } z && (\text{atm}) \\ T_{sat}(z) &= \text{temperatura de saturação} && (\text{°C}) \end{aligned}$$

A fórmula é válida dentro de certa precisão correspondente ao intervalo de pressões de operação, como segue (LAFAY⁽¹²⁾).

$$\begin{aligned} \text{para } 1,2 < P_{abs}(z) < 9 \text{ atm} & \text{ tem-se } \pm 0,5 \text{ °C} \\ \text{para } 0,7 < P_{abs}(z) < 15 \text{ atm} & \text{ tem-se } \pm 1,85 \text{ °C} \end{aligned}$$

ii) Sobreaquecimento da superfície da placa

O sobreaquecimento $\Delta T_{sat}(z)$, depende do fluxo calorífico $q''(z)$ e também da pressão absoluta à correspondente cota do canal. Segundo a correlação de "FOSTER GREIF" simplificada e adaptada à água para uma gama de pressões de 1 à 50 atm (LAFAY⁽¹²⁾), o sobreaquecimento na placa pode ser dado por:

$$\Delta T_{sat}(z) = 4,57 \cdot [P_{abs}(z)]^{-0,23} \cdot [q''(z)]^{0,35} \quad (4.28)$$

com:

$$q''(z) = q''_0 \cos\left(\frac{\pi z}{2 H_e}\right)$$

e onde:

- $q''(z)$ = fluxo calorífico à cota z (watt/cm²)
- $P_{abs}(z)$ = pressão absoluta à cota z do canal (atm)
- $\Delta T_{sat}(z)$ = sobreaquecimento à cota z (°C)

iii) Pressão estática absoluta à cota z do canal

Esta pressão é o resultado da soma da pressão atmosférica na superfície da piscina e da pressão hidrostática, subtraída das perdas de carga no elemento combustível até a cota z e da pressão dinâmica nesta cota (Fig. 4.9).

$$P_{abs}(z) = 1,36 H_0 + (H_h + H_a + H_l + z) - \Delta H(z) - K_d \frac{v_c^2}{2g} \quad (4.29)$$

onde:

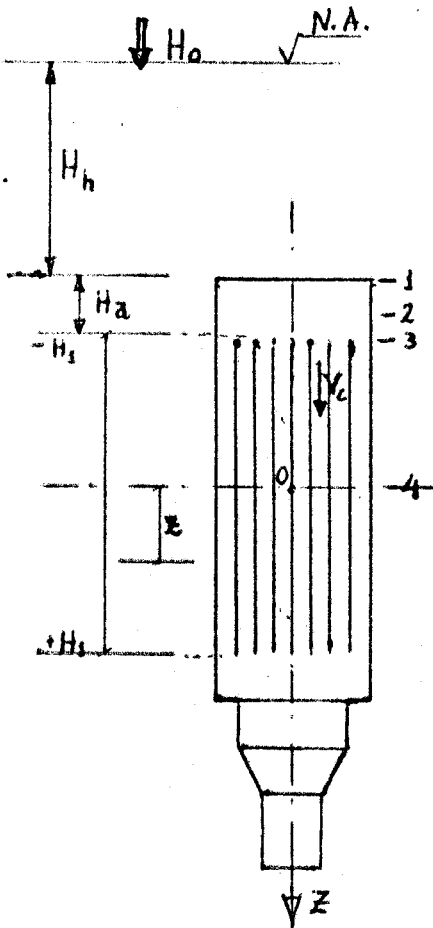


Fig. 4.9- Pressão hidrostática à cota z do elemento combustível

$P_{abs}(z)$	= pressão absoluta à cota z	(cm H_2O)
H_o	= pressão atmosférica	(mm Hg)
H_h	= pressão hidrostática correspondente à profundidade do elemento combustível, na piscina	(cm H_2O)
H_a	= pressão hidrostática correspondente ao trecho do tópo até às placas	(cm H_2O)
H_1	= pressão hidrostática correspondente ao meio comprimento da placa	(cm H_2O)
z	= pressão hidrostática correspondente à cota z	(cm H_2O)
$\Delta H(z)$	= perdas de carga no elemento combustível, até à cota z	(cm H_2O)
K_d	= coeficiente de perda de pressão =	$1 - \frac{V_o^2}{V_c^2}$
V_o	= velocidade na entrada do caroço	(cm/s)
V_c	= velocidade no canal	(cm/s)
g	= aceleração da gravidade	(cm/s ²)

Para as fórmulas apresentadas neste parágrafo fazemos ainda as seguintes considerações:

a) a perda de carga $\Delta H(z)$ compõe-se das perdas por atrito $\Delta H_a(z)$ e das perdas de carga singulares $\Delta H_s(z)$, isto é:

$$\Delta H(z) = \Delta H_a(z) + \Delta H_s(z)$$

que, conforme mostra a Fig. 4.9, são por sua vez compostas de parcelas:

$$\Delta H_a(z) = \Delta H_2 + \Delta H_4$$

e

$$\Delta H_s(z) = \Delta H_1 + \Delta H_3$$

onde, de acordo com as fórmulas apresentadas no § 4.2.7, temos:

1- Perda singular no tópo do elemento

$$\Delta H_1 = 0,5 \frac{V_1^2}{2g}$$

2- Perda por atrito no trecho
entre t̄opo do elemento e
t̄opo das placas

$$\Delta H_2 = \frac{0,316 v^{0,25}}{2 g} \cdot \frac{H_a}{D_1^{1,25}} \cdot v_1^{1,75}$$

3- Perda singular no
t̄opo das placas

$$\Delta H_3 = K \frac{v_c^2}{2 g}$$

$$K = 0,4 \left(1,25 - \frac{S_2}{S_1} \right) \quad \text{para} \quad \frac{S_2}{S_1} \leq 0,715$$

$$K = 0,75 \left(1 - \frac{S_2}{S_1} \right) \quad \text{para} \quad \frac{S_2}{S_1} > 0,715$$

4- Perda por atrito no
canal, até a cota z

$$\Delta H_4 = \frac{0,316 v^{0,25}}{2 g} \cdot \frac{H_1 + z}{D_2^{1,25}} \cdot v_1^{1,75}$$

b) para o coeficiente de perda de carga K_d , dado por

$$K_d = 1 - \frac{v_0^2}{v_c^2}, \quad \text{adotamos o valor } K_d \approx 1 \text{ porque admitimos que a velocidade}$$

de entrada v_0 é muito pequena face à v_c .

c) para a pressão atmosférica H_0 e a aceleração da gravidade g utilizamos os valores locais seguintes:

$$g = 980 \text{ cm/s}^2$$

$$H_0 = 692,7 \text{ mm Hg}$$

d) ao utilizarmos o valor de P_{abs} calculado pela fórmula (4.29), em cm H_2O , para calcular T_{sat} e ΔT_{sat} pelas fórmulas 4.27 e 4.28, precisamos fazer a conversão de unidades de cm de H_2O para atm, dividindo por um fator $s = 1033,2$ (ã 49C).

4.3.5. Incertezas nas temperaturas calculadas: fontes e fatores empregados

De conformidade com o que foi exposto no § 3.1.4 e considerando

a falta de dados estatísticos locais, dos desvios dimensionais e operacionais nos vários parâmetros que influem no cálculo térmico do caroço, utilizamos valores dos fatores de incerteza (correspondentes a cada fonte) que foram adotados por vários autores (LAFAY⁽¹²⁾, NERTENEY⁽²⁸⁾, TINGEY⁽²⁹⁾), para o cálculo térmico do caroço de reatores de pesquisa refrigerados à água.

Consideramos as fontes de incerteza atuando-segundo fatores como definido no § 3.1.4, sobre cada uma das temperaturas T_p , T_{sat} , ΔT_{sat} e segundo o próprio valor da incerteza, sobre a temperatura T_E - conforme a relação seguinte:

A. - incerteza sobre a temperatura da parede: $T_p(z)$

A.1- incerteza sobre a temperatura da água na entrada do caroço:
 $T_E \rightarrow \Delta T_E = 2 \text{ }^\circ\text{C}$

A.2- incerteza sobre o aumento de entalpia da água $\Delta T_L(z)$

- quantidade de urânio de uma placa $F_1 = 1,02$
- medida da potência $F_2 = 1,05$
- variação da superfície ativa $F_3 = 1,05$
- variação da secção do canal
 (da tolerância sobre a distância
 entre placas) $F_4 = 1,10$
- variação da velocidade no canal
 em relação à velocidade nominal $F_5 = 1,10$

A.3- incerteza sobre queda de temperatura entre a parede e a de água ao longe: $\Delta T_p(z)$

- repartição de urânio na placa $F_6 = 1,08$
- quantidade de urânio de uma placa $F_1 = 1,02$
- espessura do urânio na placa $F_7 = 1,10$
- medida da potência $F_2 = 1,05$
- fórmula de DITTUS-BOELTER $F_8 = 1,20$
- variação da velocidade (da tolerância sobre a distância entre placas) $F_5 = 1,10$

B. - incerteza sobre a temperatura de saturação: T_{sat}

B.1- incerteza sobre a perda de carga por atrito e sobre a perda de carga singular: ΔH_a e ΔH_s

- validade da expressão da perda de carga por atrito e singular

$$F_{12}, F_{13} = 1,10$$

B.2- incerteza sobre a pressão estática no topo das placas ($H_o + H_h$)

- variação da pressão atmosférica $F_9 \rightarrow 4\%$

- abaixamento do nível de água na piscina $F_{10} \rightarrow 1\%$

- variação do peso específico da água da piscina, devido à variações de temperatura $F_{11} \rightarrow 0,5\%$

B.3- incerteza sobre o termo de pres-

$$\text{são dinâmica } \frac{v^2}{2g}$$

- considerando um aumento local de 10% sobre a velocidade por causa de deformações nas placas $F_5 \rightarrow 20\%$

C. - incerteza sobre o sobreaquecimento: ΔT_{sat}

C.1- incerteza sobre a fórmula utilizada (FOSTER e GREIF)

$$F_{14} \rightarrow 20\%$$

C.2- incerteza sobre o fluxo superficial: q''

- repartição do urânio na placa $F_6 = 1,08$

- quantidade de urânio de uma placa $F_1 = 1,02$

- espessura do urânio na placa $F_7 = 1,10$

- medida da potência $F_2 = 1,05$

4.4 MÉTODO DE CÁLCULO

4.4.1 Vazão mínima requerida no caroço

A partir das expressões das temperaturas, desenvolvidas na seção 4.3:

- temperatura na água ao longo do canal ($T_L(z)$):
expressão - (4.19);
- temperatura na superfície da placa ($T_P(z)$):
expressões - (4.25) e (4.24);
- temperatura de início de ebulição ($T_{EB}(z)$):
expressões - (4.26), (4.27), (4.28) e (4.29);

substituindo os valores dos parâmetros, de acordo com as características do sistema apresentadas na seção 3.2:

- configuração e dimensões dos elementos combustíveis no § 3.2.1;
- superfície total de troca de calor do caroço (A_T) no § 3.2.2., expressão (3.6);
- fluxo calorífico médio (q_m''):
expressão - (3.7);
- distribuição do fluxo neutrônico no caroço e fluxo calorífico máximo (q_o''):
expressão - (3.12b),

e impondo os valores desejados para:

- a potência nominal de operação (P_N);
- a temperatura da água na entrada do caroço (T_E);

procuramos determinar o valor da velocidade da água V_c correspondente a condição limite de início de ebulição no canal mais quente (no ponto mais quente) de todo o caroço.

Para a determinação de " V_c limite" (mínima), o princípio usado foi o seguinte: calculamos a temperatura da superfície da placa $T_P(z)$ ao longo do canal, de modo que, ela fôsse sempre inferior ou igual à temperatura de saturação $T_{sat}(z)$ aumentada de um sobreaquecimento $\Delta T_{sat}(z)$ (v. § 3.1.2). Gráficamente, a igualdade entre $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$ numa cota z , é representada pelo ponto de tangência das duas curvas de distribuição destas temperaturas. Assim, procuramos determinar este ponto de tangência, que fixa o valor de " V_c limite", em cada caso pesquisado.

O método utilizado para a determinação da velocidade " V_c mínima" a partir do cálculo das temperaturas $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$, comparando as suas curvas de distribuição ao longo do canal, compreendeu as seguintes etapas:

a) atribuíamos um certo valor à velocidade V_c (V_{co}) calculávamos as temperaturas $T_p(z)$ e $T_{EB}(z)$ ao longo do canal;

b) comparávamos as distribuições das temperaturas calculadas, construindo o gráfico com as curvas representativas da variação das temperaturas em função da ordenada z ;

c) baseados nesta comparação conservávamos o valor inicial de V_c ou atribuíamos um outro valor V_{co} , de modo que, resultasse a curva $T_p(z)$ abaixo da curva $T_{EB}(z)$ ou seja, que $T_{EB}(z) - T_p(z)$ fôsse positivo para todo z ;

d) tomávamos um novo valor para V_c (V_{c1}), menor que o anterior de uma quantia ΔV_c ($V_{c1} = V_{co} - \Delta V_c$) e calculávamos as novas distribuições das temperaturas;

e) traçávamos as curvas correspondentes e comparávamos: se resultasse ainda $T_{EB}(z) - T_p(z) > 0$ para todo z , prosseguíamos subtraindo do valor V_{c1} a mesma quantia ΔV_c ($V_{c2} = V_{c1} - \Delta V_c$) até que:

f) se da comparação resultasse $T_{EB}(z) - T_p(z) < 0$, para algum valor da cota z , tomávamos $V_{c2} = V_{c1} - \Delta V'_c$ com o valor de $\Delta V'_c$ menor que ΔV_c , isto é: $\Delta V'_c = \frac{\Delta V_c}{n}$ com $n =$ menor n° inteiro positivo, tal que pudéssemos ter $T_{EB}(z) - T_p(z) > 0$ para todo z .

g) desta forma, o processo continuava seguindo as etapas d) e) e f) até que chegássemos a um valor $V_{CB} = V_{co} - n_1 \Delta V_c - n_2 \Delta V'_c - \dots$ (mínimo) tal que, $0 < T_{EB}(z) - T_p(z)$ para todo z e para um valor (alguns valores) \bar{z} tivéssemos $T_{EB}(\bar{z}) - T_p(\bar{z}) \leq$ precisão desejada.

Para as mesmas condições de potência P_N e temperatura T_E , a convergência do processo depende do valor inicial V_{co} , do passo inicial ΔV_c , do número n que divide ΔV_c e naturalmente da precisão desejada.

Uma vez determinado o valor de V_{CB} , com as dimensões dos elementos combustíveis (§ 3.2.1) calculamos a correspondente vazão no canal mais quente do caroço: W_{CB} , e a partir da relação estabelecida entre W_c e a vazão global no caroço: W_T (§ 4.2.5), determinamos a correspondente va-

ção mínima requerida no caroço de modo a evitar o aparecimento da ebulição local (W_{TB}).

Tendo em vista o interesse na comparação das condições previstas para o funcionamento do reator à potências de 5 MW e 10 MW e das condições atuais (2 MW) com as correspondentes condições limites, calculamos as "vazões mínimas" de W_T para estes três níveis de potência e para a temperatura d'água na piscina (T_E), igual à máxima tolerável (40 °C).

4.4.2 Incertezas nas temperaturas $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$

Para cada valor da potência P_N , calculamos as distribuições das temperaturas $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$ no canal mais quente, segundo o método apresentado no § 4.4.1, empregando três diferentes critérios (v. § 4.3.5):

- 1) não consideramos fatores de incerteza;
- 2) consideramos fatores de incerteza aplicados segundo o método convencional;
- 3) consideramos fatores de incerteza aplicados segundo o método estatístico.

Assim, para cada valor de V_C obtivemos três pares das distribuições de temperaturas $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$ e para cada um dos critérios acima determinamos as respectivas velocidades V_{CB} mínimas.

Colocando a expressão (4.25) na forma:

$$T_P = T_E + \Delta T_L + \Delta T_P,$$

com a expressão

$$T_{EB} = T_{sat} + \Delta T_{sat} \quad (4.26)$$

e considerando as fontes de incerteza e seus fatores associados conforme exposto no § 3.1.5, o método empregado para o cálculo das incertezas em T_P e T_{EB} foi o seguinte:

a) Para cada uma das parcelas T_E , ΔT_L , ΔT_P , T_{sat} e ΔT_{sat} calculamos as incertezas causadas pelas várias fontes, com a aplicação dos respectivos fatores de incerteza sobre os parâmetros (das parcelas) nos quais as fontes atuam. Assim, se

x = um parâmetro da parcela T_k (temperatura)

F_i = o fator de incerteza associado à fonte i

pela teoria dos erros sabemos que, o desvio $\delta (T_k)_{ix}$, provocado na parcela T_k pelo fator da fonte i atuando no parâmetro x , pode ser calculado pela derivada da parcela T_k em função do parâmetro x e multiplicado pelo desvio do parâmetro, isto é:

$$\delta (T_k)_{ix} = \frac{\partial}{\partial x} T_k \cdot (F_i - 1) \cdot x \quad (4.30)$$

mas,

$$\frac{\partial}{\partial x} T_k \cdot x = \alpha_{kx} \cdot T_k \quad (4.31)$$

d'onde,

$$\delta (T_k)_{ix} = \alpha_{kx} (F_i - 1) \cdot T_k = f_{ikx} \cdot T_k \quad (4.32)$$

com

$$f_{ikx} = \alpha_{kx} (F_i - 1) \quad (4.33)$$

e onde:

α_{kx} = coeficiente da expressão da derivada de T_k em função de x e multiplicada por este valor

f_{ikx} = fator dependente do fator de incerteza i , e da expressão de α_{kx} .

O fator f_{ikx} , que denominamos "fator de efeito", pode ser definido como sendo aquele que multiplicado pela parcela T_k resulta no desvio $\delta (T_k)_{ix}$. Os valores e expressões calculadas para estes fatores de efeito de cada fonte de incerteza e em cada parcela (T_E , ΔT_L , ΔT_P , T_{sat} e ΔT_{sat}) estão no apêndice 2.

b) Para cada fonte de incerteza somamos os valores das incertezas de cada parcela da temperatura considerada, ou seja, para a uma fonte qualquer i , somamos as incertezas em T_E , ΔT_L e ΔT_P para a temperatura T_P e somamos as incertezas em T_{sat} e ΔT_{sat} para a temperatura T_{EB} :

$$\delta (T_E)_i + \delta (\Delta T_L)_i + \delta (\Delta T_P)_i = \delta (T_P)_i \quad (4.34)$$

$$\delta (T_{sat})_i + \delta (\Delta T_{sat})_i = \delta (T_{EB})_i \quad (4.35)$$

onde:

$\delta ()_i$ = incerteza (desvio) numa parcela (ou temperatura) causada pela fonte i .

c) Para calcularmos a incerteza final em T_P e T_{EB} devido a tôdas as fontes de incerteza consideramos dois métodos, conforme definições do § 3.1.4:

- no método convencional, considerando tôdas as fontes de incerteza estatisticamente dependentes e atuando simultaneamente no sentido mais desfavorável, somamos as incertezas de cada temperatura (T_P e T_{EB}) devidas a cada uma das fontes que nelas atuam:

$$\delta (T_P)_1 + \delta (T_P)_2 + \dots + \delta (T_P)_i + \dots + \delta (T_P)_n = \delta_c (T_P) \quad (4.36)$$

$$\delta (T_{EB})_1 + \delta (T_{EB})_2 + \dots + \delta (T_{EB})_i + \dots + \delta (T_{EB})_m = \delta_c (T_{EB}) \quad (4.37)$$

onde:

$\delta_c (T_P)$ = incerteza em T_P obtida pelo método convencional

$\delta_c (T_{EB})$ = incerteza em T_{EB} obtida pelo método convencional

- no método estatístico admitindo que, as fontes de incerteza atuam estatisticamente independentes entre si, porém tôdas elas "conservando" o sentido mais desfavorável, sabemos do cálculo estatístico que: as incertezas de T_P e de T_{EB} , resultantes das incertezas parciais provenientes de cada fonte atuante segundo a hipótese acima, são obtidas pela raiz quadrada da somatória das incertezas, de cada fonte, elevadas ao quadrado (conservando o sinal). Assim, com as incertezas (desvios) obtidas conforme b) temos:

$$\delta_s (T_P) = \left[\sum_{i=1}^n \delta (T_P)_i^2 \right]^{1/2} \quad (4.38)$$

$$\delta_s (T_{EB}) = \left[\sum_{i=1}^m \delta (T_{EB})_i^2 \right]^{1/2} \quad (4.39)$$

onde:

$\delta_s (T_P)$ = incerteza na temperatura T_P obtida pelo método estatístico

$\delta_s (T_{EB})$ = incerteza na temperatura T_{EB} obtida pelo método estatístico

Neste último método, de acordo com as hipóteses do § 3.1.4 e ainda segundo a estatística, a função de distribuição resultante da soma das funções de distribuição dos desvios causados por cada uma das fontes, é uma função gaussiana e os valores $\delta_s (T_P)$ e $\delta_s (T_{EB})$ calculados correspondem à três vezes os desvios padrões das distribuições respectivas.

Assim, as temperaturas obtidas:

$$\begin{aligned} T_{Ps} &= T_P + \delta_s (T_P) \\ T_{EBs} &= T_{EB} + \delta_s (T_{EB}) \end{aligned}$$

onde:

- T_P = temperatura da superfície da placa calculada sem fatores de incerteza
- T_{Ps} = idem, calculada com fatores de incerteza pelo método estatístico
- T_{EB} = temperatura de início de ebulição calculada sem fatores de incerteza
- T_{EBs} = idem, calculada com fatores de incerteza pelo método estatístico,

tem valores tais que: com 99,87% de confiança, podemos ter:

$$\begin{aligned} T_P \text{ real} &\leq T_{Ps} \\ T_{EB} \text{ real} &\geq T_{EBs} \end{aligned}$$

4.4.3 Distribuição das temperaturas $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$ para as novas condições de operação do reator

De acordo com as explicações e motivos apresentados em capítulos anteriores, somente nos interessam as distribuições de temperaturas no canal mais quente.

Assim, dados os seguintes valores:

- T_E = temperatura da água na entrada do caroço = 38 °C
- P_N = potência nominal do reator = 5 MW e 10 MW
- W_T = vazão global no caroço = 818 m³/h e 1283 m³/h;

com as expressões da seção 4.3, os mesmos valores adotados e métodos utilizados nos § 4.4.1 e § 4.4.2 fizemos os seguintes cálculos:

a) a partir da vazão global W_T e com a relação deduzida no § 4.2.5 (Fig. 5.1 do capítulo 5), determinamos a vazão no canal mais quente W_c e desta, a respectiva velocidade de escoamento V_c .

b) com os valores de V_c assim determinados, calculamos as distribuições das temperaturas $T_p(z)$ e $T_{EB}(z)$ segundo os três critérios considerados para o cálculo de incertezas nessas temperaturas.

c) construímos os gráficos dos três pares de curvas resultantes, para cada valor de P_N e V_c utilizados.

Finalmente, todos os cálculos envolvidos nos métodos apresentados nesta seção 4.4 foram executados com a utilização do programa TEMPPC elaborado em Fortran II-D para o computador IBM-1620. A sua descrição e listagem encontram-se no Apêndice 3.

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E COMENTÁRIOS

De acôrdo com as descrições dos vários métodos empregados para o cálculo térmico do canal mais quente do caroço (v. cap. 4), chegamos às seguintes formas de resultados: primeiramente, obtivemos os valores calculados por meio dos programas elaborados para o computador IBM-1620 (Apêndice 3); depois, no desenvolvimento dos métodos, foi necessário a construção de gráficos para facilitar a determinação de certos valores e para visualização dos resultados obtidos.

Estes gráficos e as tabelas comparativas destes resultados, são apresentados neste capítulo 5. As tabelas dos resultados do cálculo das distribuições das temperaturas no canal e das vazões no caroço, utilizadas para a construção dos gráficos, encontram-se no Apêndice 4.

Na figura 5.1, estão representadas as variações da vazão global (W_T) e da vazão no elemento combustível de contrôle (W_C) em função da perda de carga no caroço (ΔH_T), pelas retas B e A respectivamente (escalas logarítmicas).

As retas B e A foram traçadas com os valores calculados de W_T e W_C , a partir de vários valores atribuídos à perda de carga ΔH_T , de acôrdo com a Tabela A.4.1 (Apêndice 4).

Esta figura foi utilizada como instrumento para obter os valores da vazão global a partir da velocidade no canal mais quente e vice-versa.

As distribuições das temperaturas $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$ ao longo do canal mais quente, calculadas segundo três diferentes critérios, com os valores das velocidades V_{CB} (mínimas) tais que, tornam tangentes os pares de curvas que lhes correspondem graficamente, estão representadas nas figuras de 5.2 a 5.6, para cada um dos níveis de potência (P_N) impostos.

Na figura 5.2 estão traçados os pares de curvas A e B ($T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$), correspondentes às velocidades mínimas V_{CB} , obtidas sem aplica-

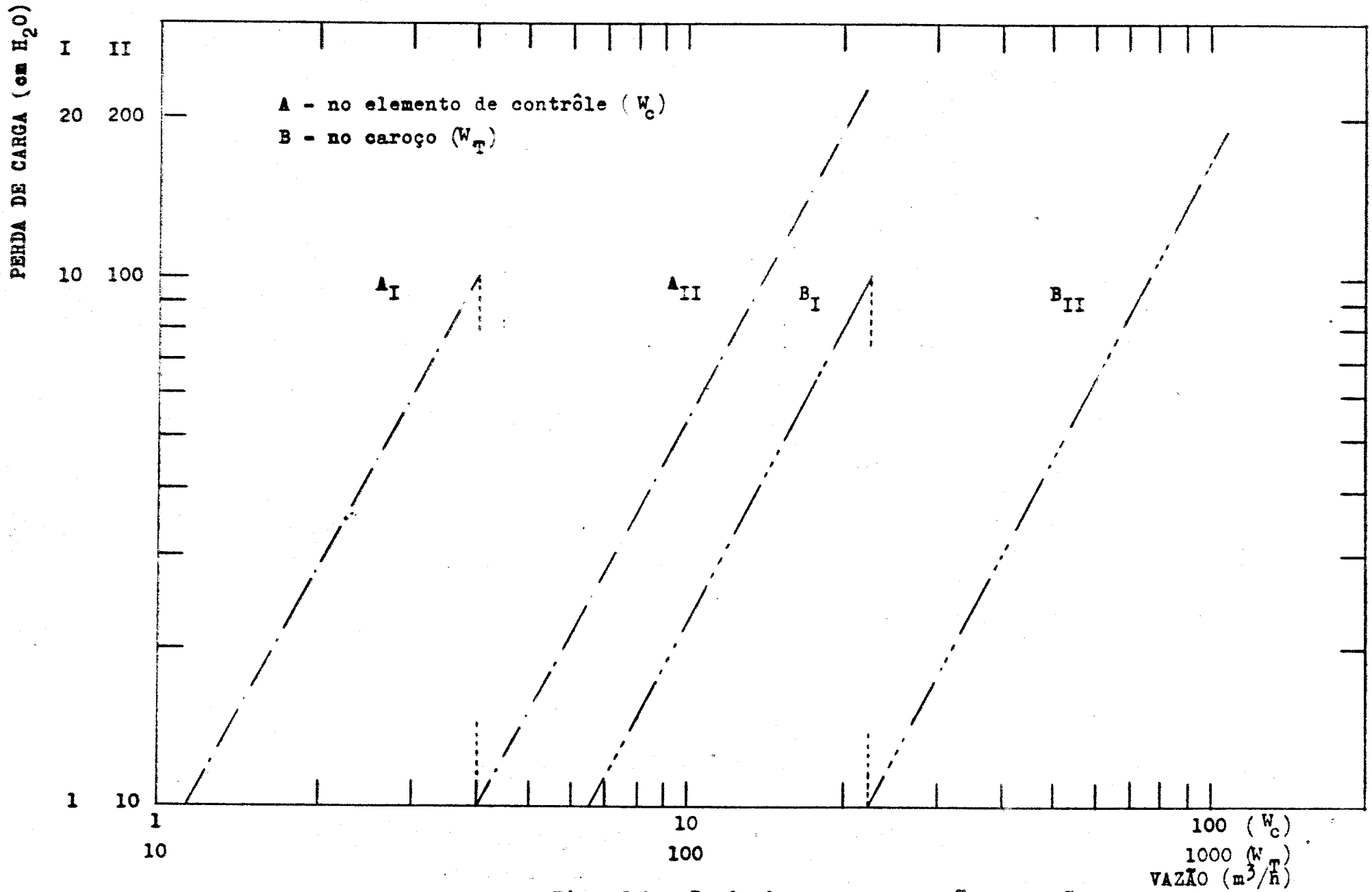


Fig. 5.1- Perda de carga em função da vazão

ção dos fatores de incerteza, para as potências de 2, 5 e 10 MW. A figura 5.3 representa o gráfico com as curvas destas temperaturas, traçada, para condições idênticas mas, com os valores V_{CB} correspondentes ao caso de aplicação dos fatores de incerteza, segundo o método convencional.

Com os valores das potências e os valores das velocidades correspondentes aos pares de curvas tangentes: 1A - 1B, 2A - 2B, 3A - 3B, procuramos fazer as comparações dos dois critérios adotados para o cálculo dos valores plotados nessas figuras.

Assim, sendo:

$$R_P = \frac{P''_N}{P'_N} \quad \text{a relação de aumento da potência de } P'_N \text{ para } P''_N ;$$

$$R_V = \frac{V''_{CB}}{V'_{CB}} \quad \text{a relação de aumento das respectivas velocidades mínimas: } V'_{CB} \text{ e } V''_{CB} .$$

e em que pese a imprecisão dos gráficos, os resultados obtidos fornecem a seguinte tabela:

Potência (MW)			V_{CB} sem incerteza		V_{CB} com incerteza	
P''_N	P'_N	R_P	R_V	$100 (1 - R_V/R_P)$	R_V	$100 (1 - R_V/R_P)$
10	5	2	2,11	5,5%	2,19	9,5%
5	2	2,5	2,69	7,5%	2,78	11,0%
10	2	5	5,67	13,5%	6,08	21,5%

Tabela 5.1. - Relação percentual entre a relação de aumento R_V e a relação de aumento R_P , nos casos das Figs. 5.2 e 5.3.

Esta tabela mostra, não só que a porcentagem de R_V maior que R_P aumenta com a relação R_P , como também que, estas porcentagens são quase o dobro quando a determinação de V_{CB} é feita a partir das temperaturas calculadas com fatores de incerteza (método convencional).

- 1 - Potência: 2 MW; velocidade: 27,5 cm/s
 2 - Potência: 5 MW; velocidade: 74,0 cm/s
 3 - Potência: 10 MW; velocidade: 156,0 cm/s
 A - Temperatura da parede
 B - Temperatura de ebulição
 $T_E = 40^\circ\text{C}$

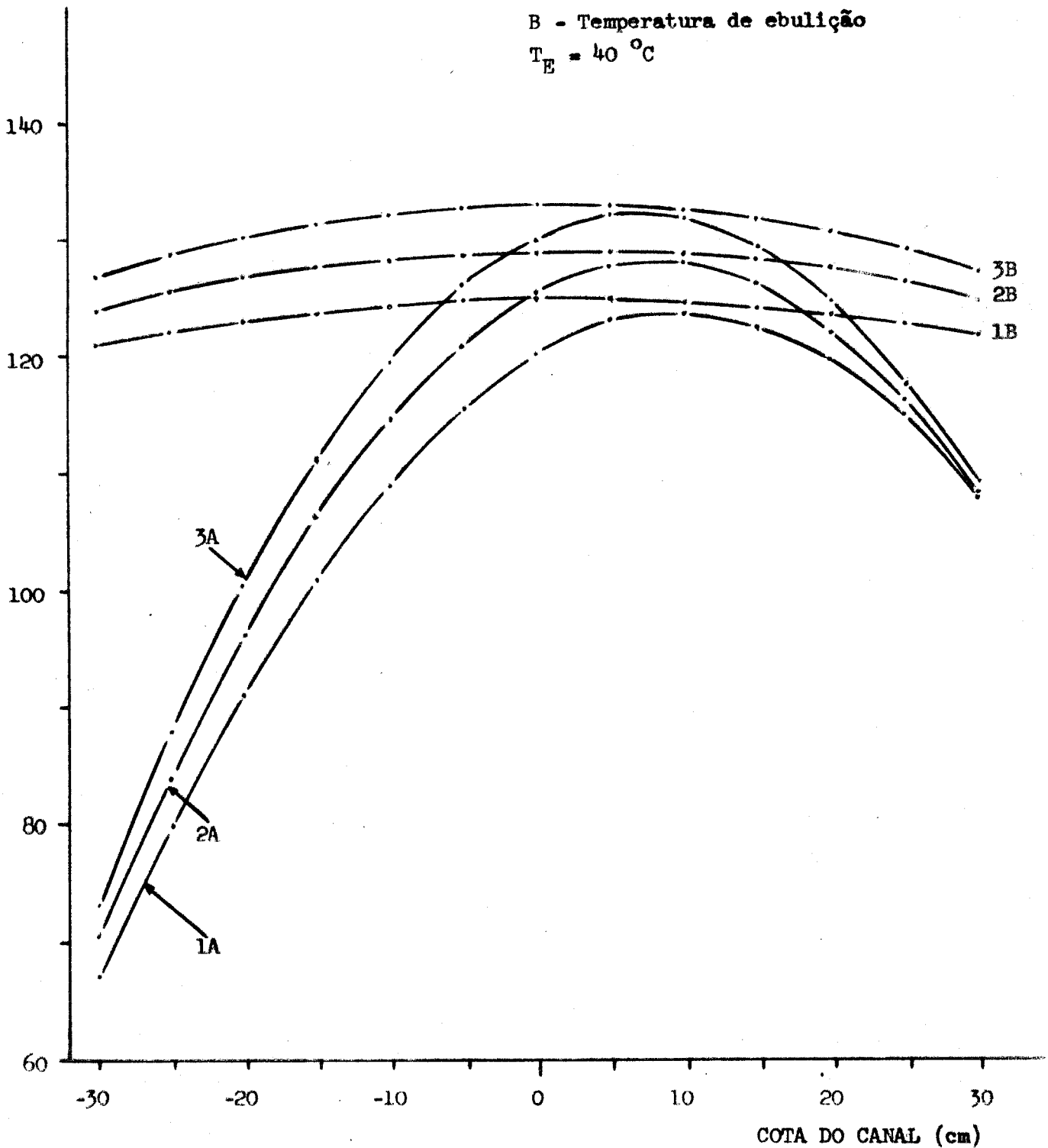


Fig. 5.2- Distribuição de temperaturas ao longo do canal
 (sem incertezas)

- 1 - Potência: 2 MW; velocidade: 49,0 cm/s
- 2 - Potência: 5 MW; velocidade: 136,0 cm/s
- 3 - Potência: 10 MW; velocidade: 298,0 cm/s
- A - Temperatura da parede
- B - Temperatura de ebulição
- $T_E = 40\text{ }^\circ\text{C}$

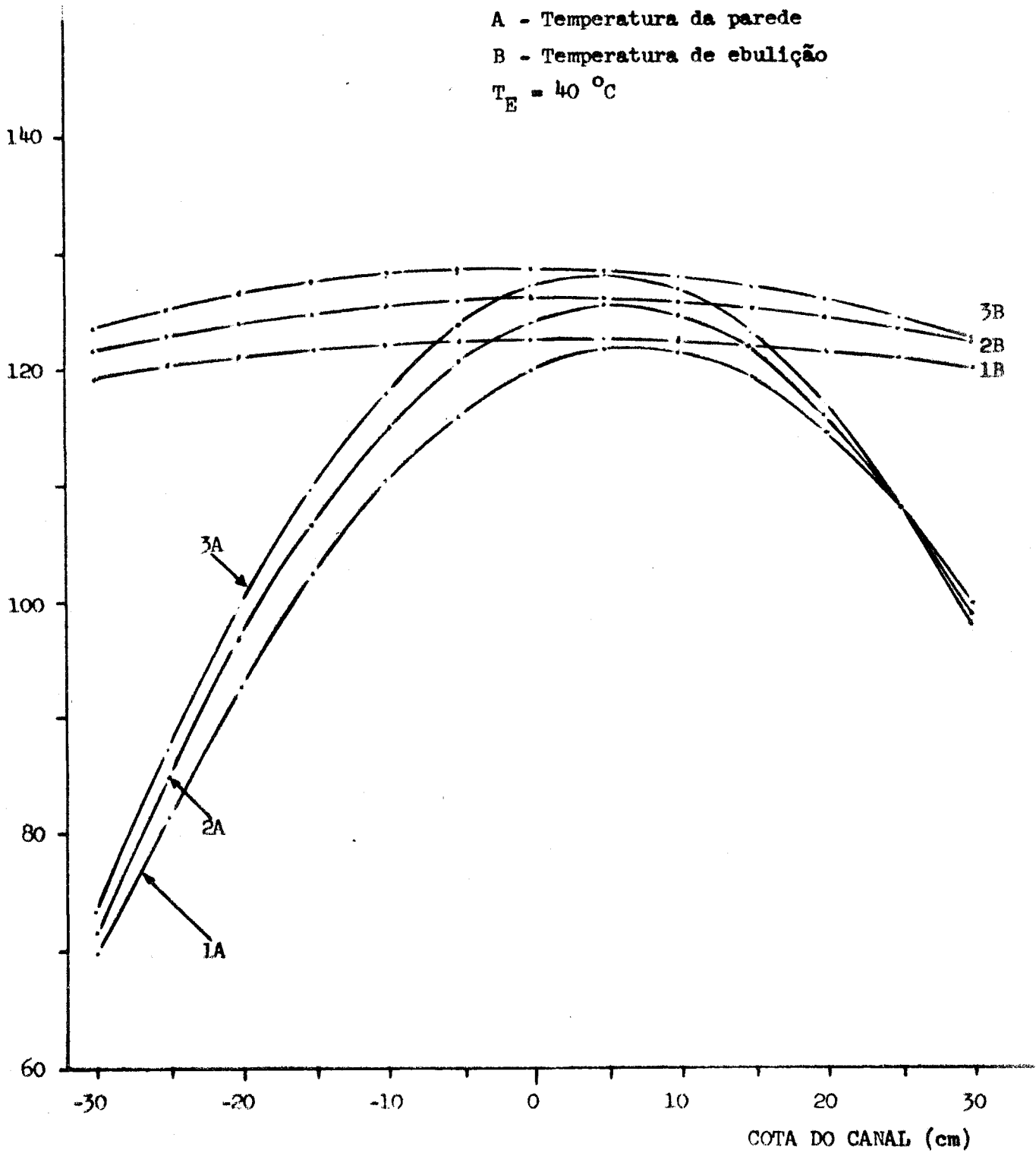


Fig. 5.3- . Distribuição de temperaturas ao longo do canal
(com incertezas - método convencional)

A consequência imediata destes resultados é a necessidade de termos melhores condições de refrigeração (sistema mais custoso) no caso quando os limites de segurança de operação são calculados com aplicação dos fatores de incerteza.

Em cada uma das figuras 5.4, 5.5 e 5.6 temos três curvas A de $T_p(z)$ e três (uma é sobreposta) curvas B de $T_{EB}(z)$: as curvas IA e IB são obtidas do cálculo das temperaturas sem considerar fatores de incerteza; as curvas IIA e IIB são obtidas do cálculo das temperaturas com fatores de incerteza combinados segundo o método estatístico e as curvas IIIA e IIIB são obtidas do cálculo das temperaturas com fatores de incerteza combinados segundo o método convencional. As figuras representam os casos de determinação da velocidade mínima V_{CB} pela tangência das curvas IIA e IIB (temperaturas com incertezas obtidas pelo método estatístico), respectivamente para as potências de 2, 5 e 10 MW.

As comparações entre as curvas IA, IIA e IIIA, nas três figuras, evidencia a grande diferença de temperaturas máximas de $T_p(z)$, obtidas segundo cada um dos critérios de cálculo acima referidos.

Assim, as condições existentes no canal mais quente, segundo cada um destes critérios, conforme demonstrada pela posição relativa das curvas A e B nas figuras 5.4, 5.5 e 5.6 são:

- curvas I : escoamento forçado e convecção sem ebulição;
- curvas II : escoamento forçado e convecção próxima da ebulição;
- curvas III : escoamento forçado e convecção com ebulição.

Observamos ainda que as curvas IIB e IIIB, são praticamente coincidentes. Isto é, as diferenças entre as incertezas em $T_{EB}(z)$ calculadas pelos dois métodos, são desprezíveis.

Com os valores das velocidades mínimas (V_{CB}) obtidos segundo os três critérios, para cada valor dado à potência de operação (P_N), calculamos as correspondentes vazões (W_{CB}) no elemento de controle. Utilizando a figura 5.1, determinamos para cada W_{CB} a respectiva vazão global no caso (W_{TR}).

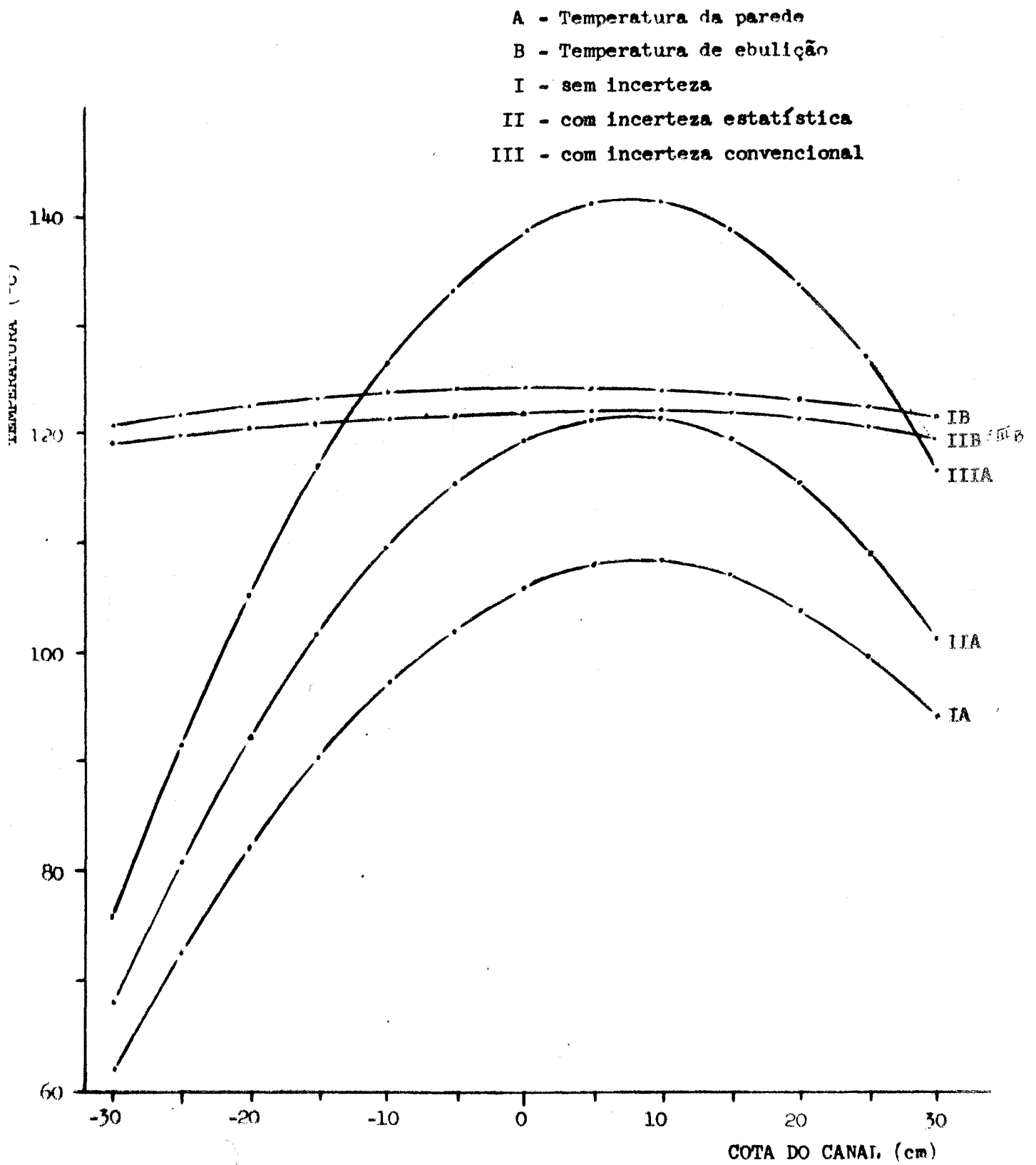


Fig. 5.4 - Distribuição de temperaturas ao longo do canal
Potência: 2 MW - Velocidade: 36 cm/s - $T_E = 40^\circ\text{C}$

- A - Temperatura da parede
- B - Temperatura de ebulição
- I - sem incerteza
- II - com incerteza estatística
- III - com incerteza convencional

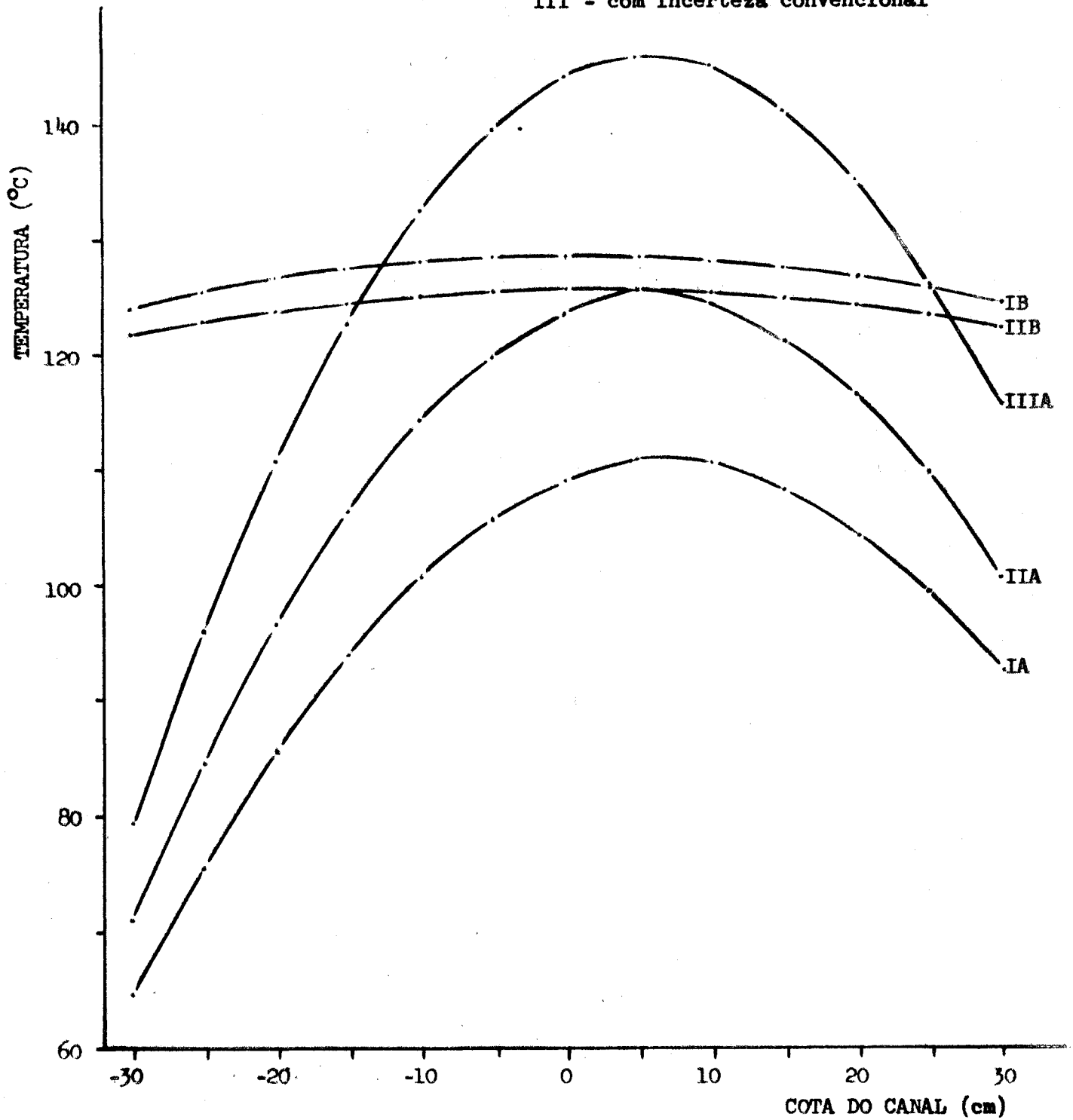


Fig. 5.5- Distribuição de temperaturas ao longo do canal
Potência: 5 MW - Velocidade: 100 cm/s - $T_E = 40^\circ C$

- A - Temperatura da parede
- B - Temperatura de ebulição
- I - sem incerteza
- II - com incerteza estatística
- III - com incerteza convencional

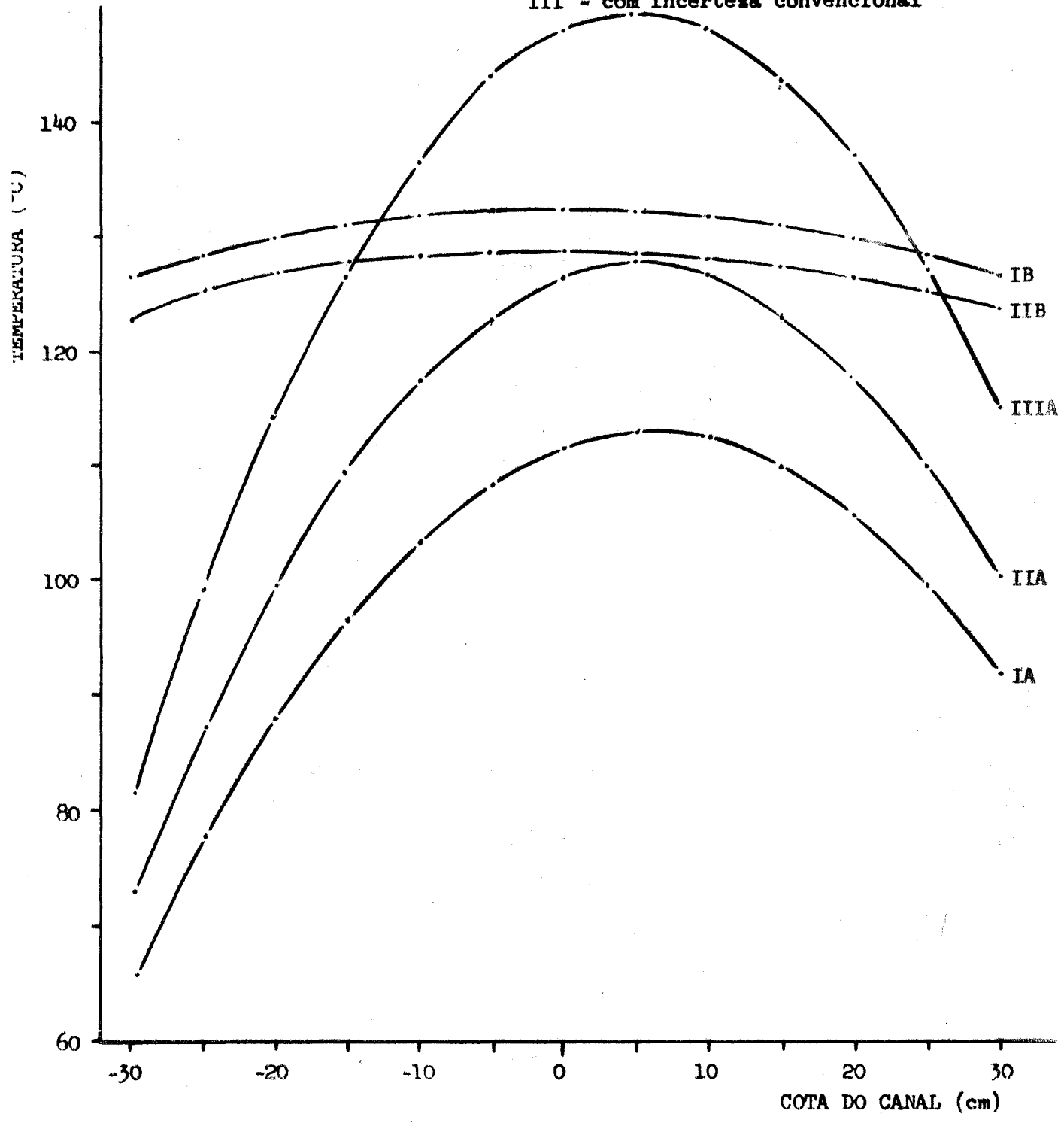


Fig. 5.6- Distribuição de temperaturas ao longo do canal
Potência: 10 MW - Velocidade: 218 cm/s - $T_R = 40^\circ\text{C}$

Os valores das vazões mínimas no caroço, assim obtidas, são apresentadas na Tabela 5.2.

potência (Kw)	elemento de controle		caroço	
	velocidade V_{CB} (cm/s)	vazão W_{CB} (m ³ /h)	vazão total	
			W_{TB} (m ³ /h)	W_{TB} (gpm)
2000	27,5	1,93	112	493
	36,0	2,52	143	629
	49,0	3,43	192	845
5000	74,0	5,18	285	1255
	100,0	7,00	388	1709
	136,0	9,52	522	2298
10000	156,0	10,91	591	2600
	218,0	15,25	820	3610
	298,0	20,85	1120	4930

Tabela 5.2. - Velocidades mínimas no elemento combustível de controle. Vazão total no caroço

As comparações entre os valores de W_{TB} , para cada potência P_N , mostram que:

a) a vazão mínima, obtida quando consideramos as incertezas em $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$, calculadas pelo método estatístico, é cerca de 33% maior que a vazão mínima obtida quando não consideramos incertezas nestas temperaturas.

b) a vazão mínima, obtida quando consideramos as incertezas em $T_P(z)$ e $T_{EB}(z)$ calculadas pelo método convencional, é cerca de 35% maior que a vazão mínima obtida quando usamos o método estatístico e cerca de 83% maior que a vazão mínima obtida quando não consideramos incertezas nas temperaturas.

A partir das vazões globais no caroço (W_T) na condição atual de operação do reator (§ 2.2.4) e nas condições possíveis com a nova capacidade projetada para o circuito primário para operação do reator, respectivamente nas potências de 5 e 10 MW (seção 2.3 do cap. 2), determinamos as correspondentes vazões no elemento de controle (W_c), com o uso da Fig.5.1. Com êstes valores de W_c , calculamos as velocidades correspondentes no canal dêste elemento (V_c) considerado como o canal mais quente do caroço (§ 3.2.4).

Os valores de V_c , assim calculados, estão na tabela 5.3.

potência (Kw)	vazão global		vazão no elemento de controle m^3/h	velocidade no canal cm/s
	gpm	m^3/h		
2000	2500	567,81	10,4	148,50
5000	3600	817,65	15,0	214,20
10000	5650	1283,25	24,0	342,80

Tabela 5.3. - Valores calculados da velocidade da água no canal, para dados valores da vazão global no caroço

De acôrdo com o método exposto no § 4.4.3, com os valores da potência (P_N) e os correspondentes valores da velocidade da água no canal (V_c), da tabela 5.3, foram calculadas as distribuições das temperaturas $T_p(z)$ e $T_{EB}(z)$ ao longo do canal. Com os resultados dêste cálculo, tabelados no Apêndice 4, construímos as curvas das figuras 5.7 e 5.8.

Nestas figuras, as curvas IA, IIA, IIIA, IB, IIB e IIIB, têm as mesmas significações que as curvas representadas nas figuras 5.4, 5.5 e 5.6, já descritas neste capítulo.

Considerando os pares de curvas IA-IB, IIA-IIB, IIIA-IIIB, notamos que:

a) nas duas figuras, os pontos de máximo das curvas A (distribuição de $T_p(z)$) estão abaixo das respectivas curvas B (distribuição de $T_{EB}(z)$); isto é, a operação do reator à potências de 5 e 10 MW e com as

- A - Temperatura da parede
- B - Temperatura de ebulição
- I - sem incerteza
- II - com incerteza estatística
- III - com incerteza convencional

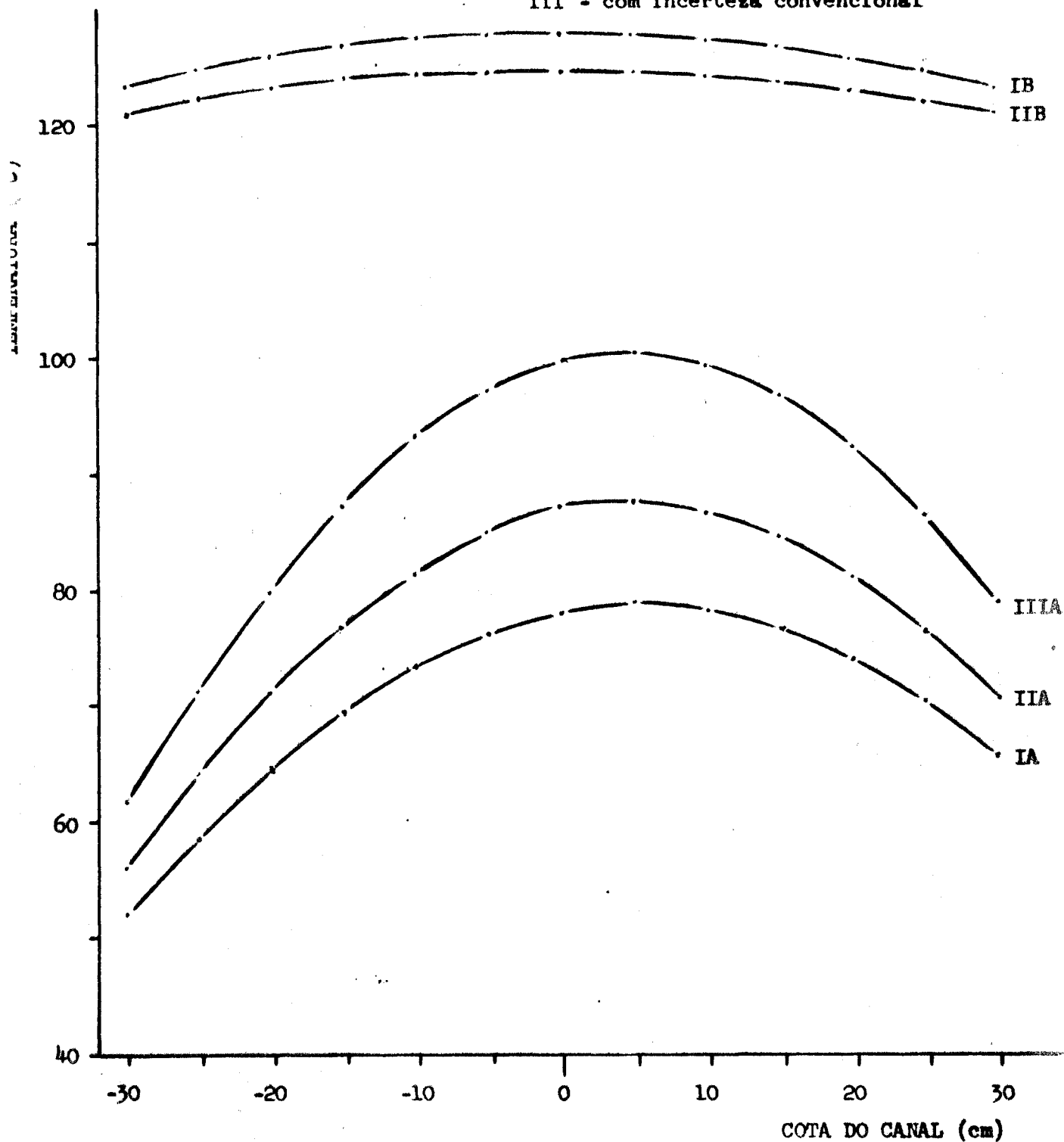


Fig. 5.7- Distribuição de temperaturas ao longo do canal
Potência: 5 MW - Velocidade: 214,2 cm/s - $T_E = 38^\circ\text{C}$

- A - Temperatura da parede
- B - Temperatura de ebulição
- I - sem incerteza
- II - com incerteza estatística
- III - com incerteza convencional

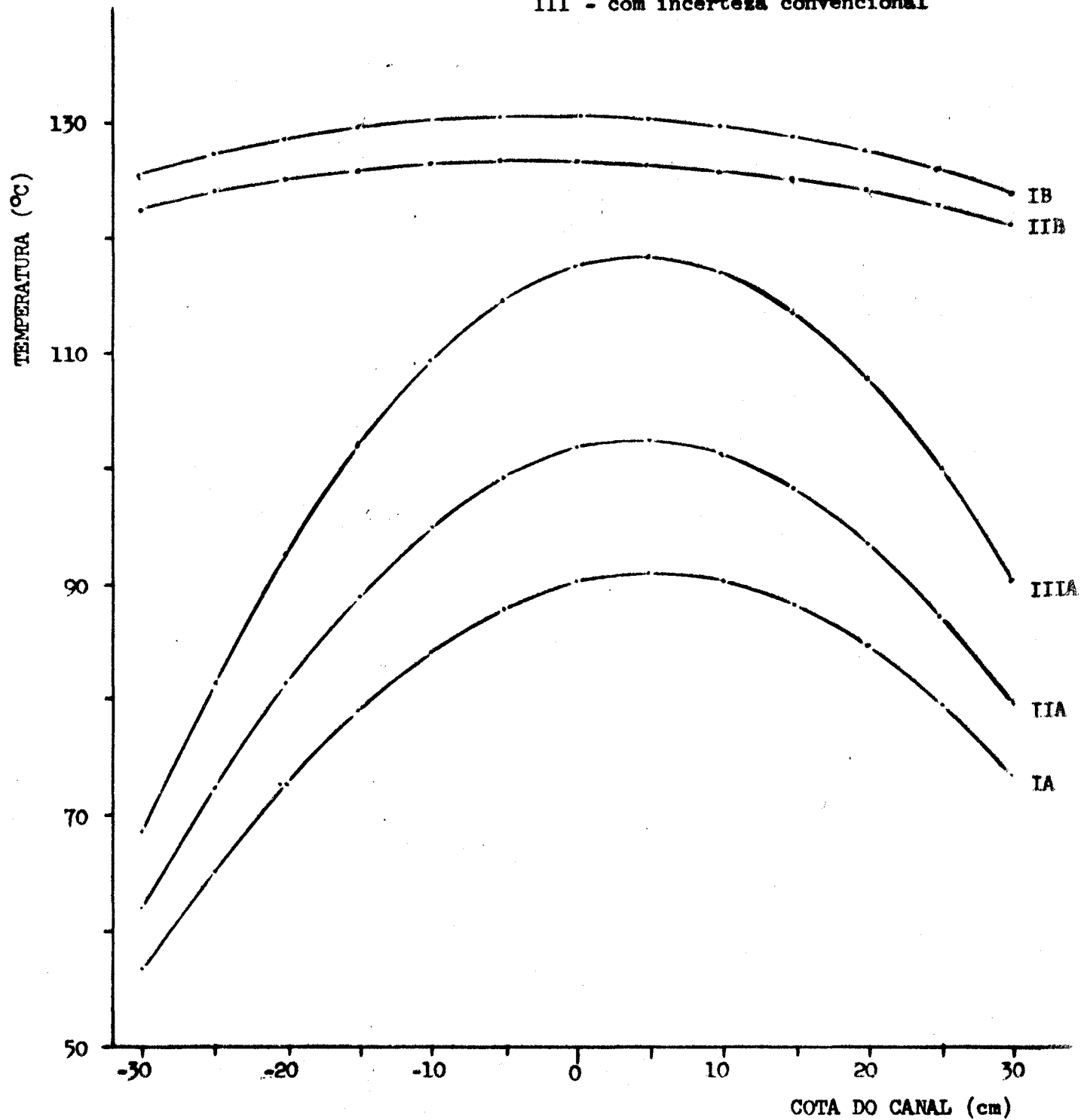


Fig. 5.8- Distribuição de temperaturas ao longo do canal
Potência: 10 MW - Velocidade: 342,8 cm/s - $T_B = 38^\circ\text{C}$

respectivas vazões no caroço determinadas pelo novo sistema de refrigeração, leva à condições térmicas no canal mais quente que têm margens de segurança relativamente ao perigo de início de ebulição, segundo os três critérios de cálculo das temperaturas;

b) o menor afastamento entre IA e IB, é aproximadamente duas vezes o menor afastamento entre IIIA e IIIB, para a figura 5.7 ($P_N = 5\text{ MW}$, $V_c = 214,2 \text{ cm/s}$);

c) o menor afastamento entre IA e IB é aproximadamente cinco vezes o menor afastamento entre IIIA e IIIB, para a figura 5.8 ($P_N = 10 \text{ MW}$, $V_c = 342,8 \text{ cm/s}$).

Destas duas últimas observações podemos deduzir que: quando a velocidade de escoamento é próxima da velocidade mínima obtida com o cálculo de incertezas das temperaturas pelo método convencional (velocidade mínima maior), existe grande diferença nas margens de segurança relativamente à ebulição, entre os três modos de calcular as temperaturas. Se a velocidade V_c é muito superior à maior velocidade mínima, então as diferenças nas margens de segurança obtidas pelos três diferentes critérios, são muito pequenas.

Para melhor visualização destas margens de segurança, construímos com os valores das velocidades mínimas obtidas pelos três critérios, para cada valor do fluxo calorífico máximo do caroço, as curvas da figura 5.9. Elas representam as curvas limites do fluxo calorífico máximo (q''_0) se são dadas as velocidades no canal correspondente. Representam as curvas limites das velocidades mínimas admissíveis (V_{cB}) se são dados os valores do fluxo calorífico máximo. Nesta figura podemos notar os pontos de operação e suas margens de segurança, relativamente aos valores das curvas limites.

Para a avaliação das margens de segurança, na tabela 5.4 apresentamos os valores calculados dos coeficientes de segurança nas condições de operação do reator à potência atual de 2 MW e a potência de 5 e 10 MW. Estes coeficientes foram calculados pelas relações entre as vazões no caroço previstas com o novo sistema de refrigeração projetado (v. tabela 5.3) e as vazões mínimas obtidas com o cálculo das temperaturas sem incertezas e com incertezas, pelos dois métodos; (v. tabela 5.2):

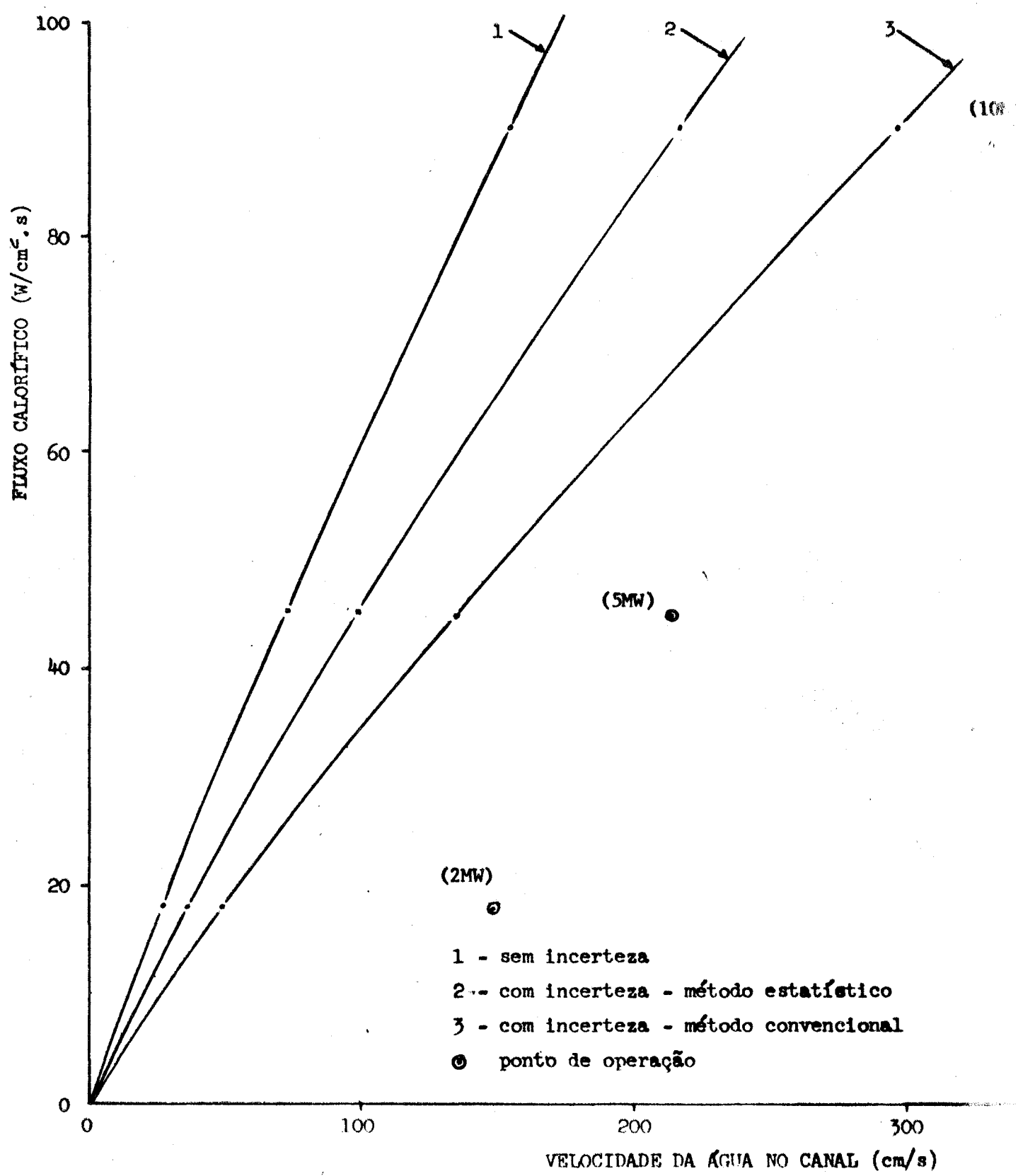


Fig. 5.9- Curva limite de inicio de ebulição local
 $\phi_{max}/\bar{\rho}_{caroço} = 3,05 - T_E = 40 \text{ }^\circ\text{C}$

potência (Kw)	temperatura de entrada (°C)	vazão (m ³ /h)	coeficiente de segurança sôbre a vazão mínima		
			sem incerteza	com incerteza; <u>m</u> todo estatístico	com incerteza; <u>m</u> todo convencional
2000	38	567,8	5,07	3,97	2,95
5000	38	817,7	2,87	2,11	1,57
10000	38	1283,3	2,17	1,56	1,15

Tabela 5.4. - Coeficientes de segurança nas vazões de operação à potência de 2, 5 e 10 MW.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

A grande diferença entre os resultados obtidos segundo cada um dos três critérios, indica primeiramente o grau de importância da aplicação dos fatores de incerteza nos cálculos térmicos do reator, e portanto, dos valores adotados para esses fatores. Em segundo lugar, a escolha de um dos métodos de combiná-los para a obtenção da incerteza final, irá depender da aceitação das hipóteses admitidas sobre as relações de dependência estatística entre as fontes de incerteza consideradas, e da aceitação do risco estimado ao adotarmos como referência uma das limitações resultantes com o cálculo das temperaturas segundo os três critérios.

Os resultados obtidos com os cálculos térmicos do caroço do reator, impondo os valores da temperatura da água na entrada e a vazão através do caroço (prevista para operação à potência de 10 MW), mostraram que estas condições são seguras, mesmo tomando-se como referência e limite calculado pelo método convencional (coeficiente de 1,15).

No caso de um reator de pesquisa, como o IEAR-1, a escolha de um dos métodos de cálculo da incerteza final numa temperatura, isto é, a escolha do valor limite tomado como referência para a determinação das margens de segurança na operação do reator, tem, relativamente uma menor importância no custo de sua construção e manutenção que no caso de uma central nuclear.

Neste último caso, um programa de pesquisa para um melhor conhecimento dos tipos de distribuição e das grandezas dos desvios nas fontes de incertezas, das relações de dependência entre elas e o método para combiná-las, resultará numa grande economia uma vez que o aspecto segurança e o custo da construção estão intimamente relacionados.

APÊNDICE 1

ÁREAS E DIÂMETROS HIDRÁULICOS NAS PASSAGENS DE ÁGUA NO CAROÇO

Conforme exposto nos § 4.2.1 e § 4.2.3, subdividimos o cálculo em:

A.1.1. - Passagens internas dos elementos do carço

De acordo com as indicações apresentadas nas figuras A.1.1, A.1.2, A.1.3 e A.1.4, os valores calculados são os seguintes:

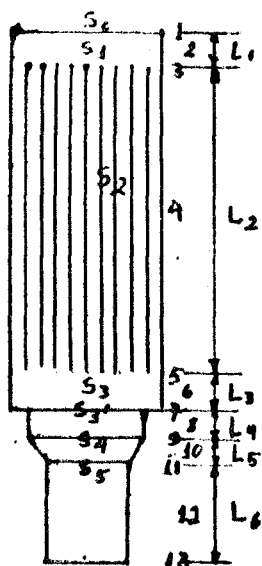


Fig. A.1.1. Elem. padrão

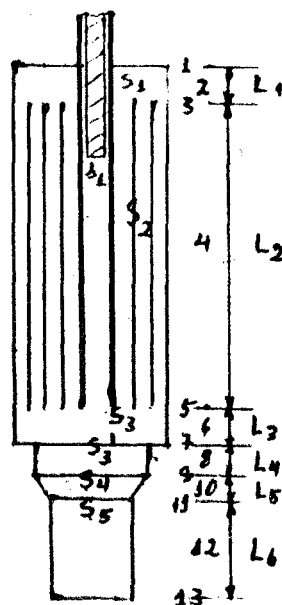


Fig. A.1.2. Elem. de controle

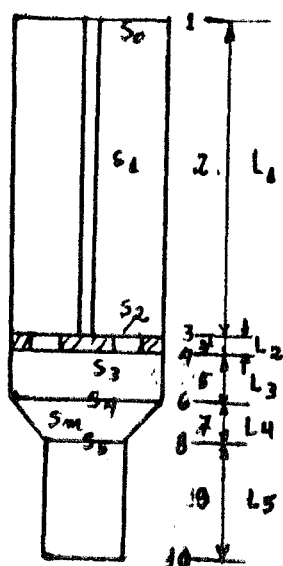


Fig. A.1.3. Elem. Gresil

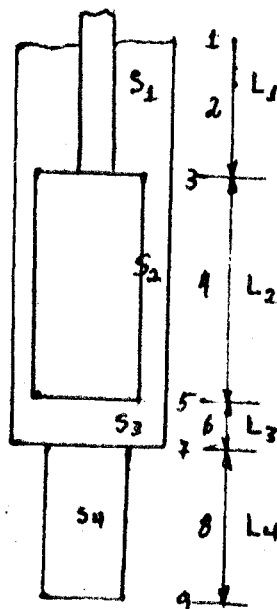


Fig. A.1.4. Elem. de câmara de fissão

trecho	comprimento L (cm)	áreas S (cm ²)	diâmetro hidráulico D (cm)
1 - 3	L ₁ = 5,08	S ₁ = 49,0	D ₁ = 6,99
3 - 5	L ₂ = 62,55	S ₂ = 32,77	D ₂ = 0,56
5 - 7	L ₃ = 2,54	S ₃ = 49,0	D ₃ = 6,99
7 - 9	L ₄ = 2,54	S ₄ = 31,67	D ₄ = 6,35
9 - 11	L ₅ = 1,905	S _m = 25,36	D _m = 5,70
11 - 13	L ₆ = 12,70	S ₅ = 20,77	D ₅ = 5,08

Tabela A.1.1. - Comprimentos, áreas e diâmetros hidráulicos no elemento combustível padrão

trecho	comprimento L (cm)	áreas S (cm ²)	diâmetro hidráulico D (cm)
1 - 3	L ₁ = 5,08	S ₁ = 26,55	D ₁ = 3,07
3 - 5	L ₂ = 62,55	S ₂ = 19,45	D ₂ = 0,62
5 - 7	L ₃ = 2,54	S ₃ = 49,0	D ₃ = 6,99
7 - 9	L ₄ = 2,54	S ₄ = 31,67	D ₄ = 6,35
9 - 11	L ₅ = 1,905	S _m = 25,56	D _m = 5,70
11 - 13	L ₆ = 12,70	S ₅ = 20,77	D ₅ = 5,08
canal da barra		s ₁ = 10,60	d ₁ = 1,23

Tabela A.1.2. - Comprimentos, áreas e diâmetros hidráulicos no elemento combustível de controle

trecho	comprimento L (cm)	áreas S (cm ²)	diâmetro hidráulico D (cm)
1 - 3	L ₁ = 39,2	S ₁ = 45,56	D ₁ = 3,37
3 - 4	L ₂ = 1,0	S ₂ = 17,85	D ₂ = 1,75
4 - 6	L ₃ = 23,2	S ₃ = 51,8	D ₃ = 7,19
6 - 8	L ₄ = 1,75	S _m = 21,99	D _m = 5,29
8 - 10	L ₅ = 17,0	S ₅ = 19,64	D ₅ = 5,0

Tabela A.1.3. - Comprimentos, áreas e diâmetros hidráulicos no elemento Gresil

trecho	comprimento L (cm)	áreas S (cm ²)	diâmetro hidráulico D (cm)
1 - 3	L ₁ = 109,69	S ₁ = 33,25	D ₁ = 4,44
3 - 5	L ₂ = 36,83	S ₂ = 6,65	D ₂ = 0,64
5 - 7	L ₁ = 109,69	S ₃ = 38,32	D ₃ = 6,99
7 - 9	L ₄ = 17,14	S ₄ = 11,40	D ₄ = 3,81

Tabela A.1.4. - Comprimentos, áreas e diâmetros hidráulicos no elemento da câmara de fissão

A.1.2. - Passagens externas dos elementos do caroço

Baseados nas configurações das "formas de passagem", da figura A.1.5, e nos desenhos dos tipos de espaçamentos existentes, como os representados nas figuras A.1.6 e A.1.7, calculamos as áreas e diâmetros hidráulicos de cada trecho destas passagens, entre a entrada (A) e a saída (C) do caroço. Os valores calculados estão nas tabelas A.1.5, A.1.6 e A.1.7.

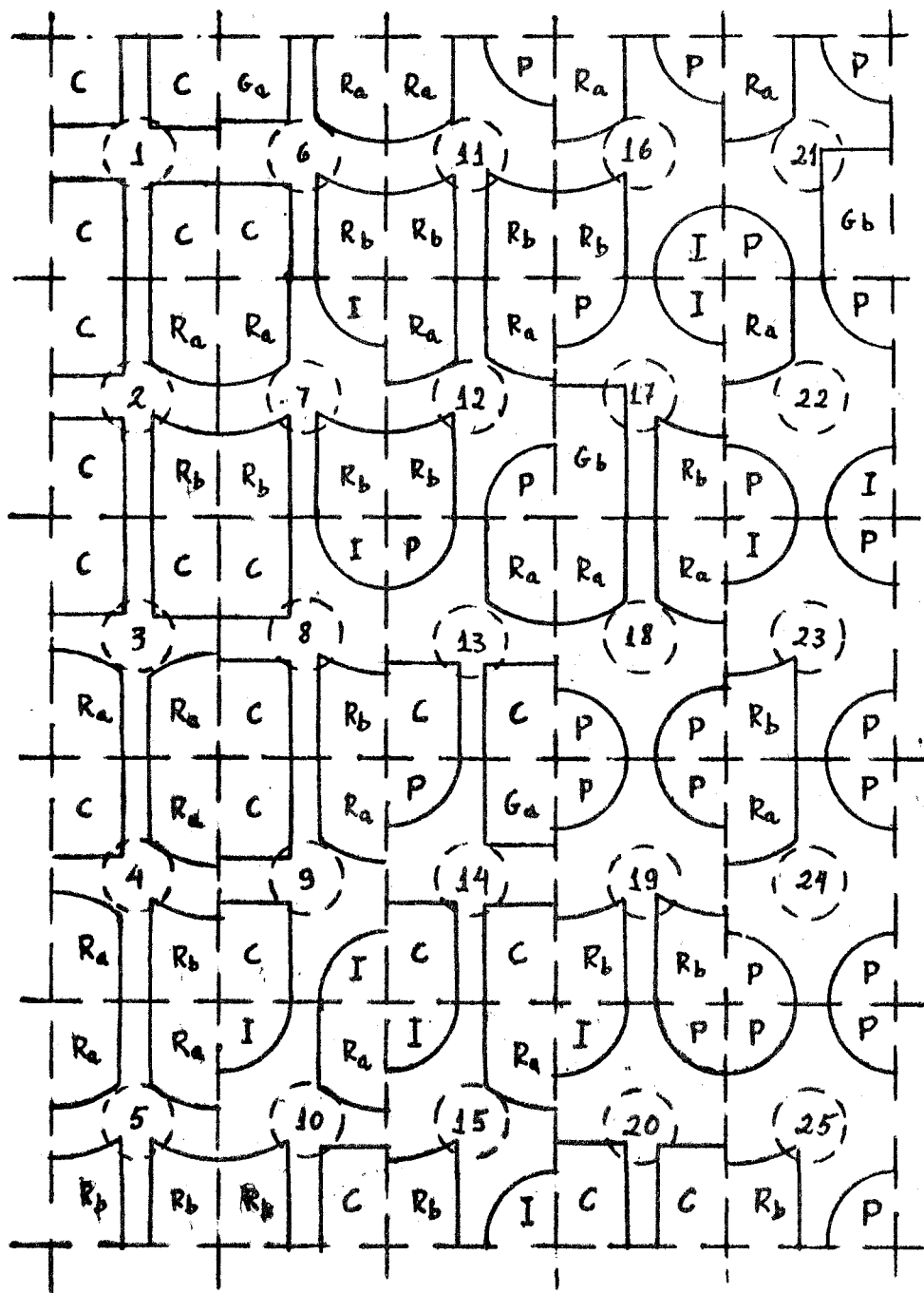


Fig. A.1.5. Formas de passagens externas aos elementos

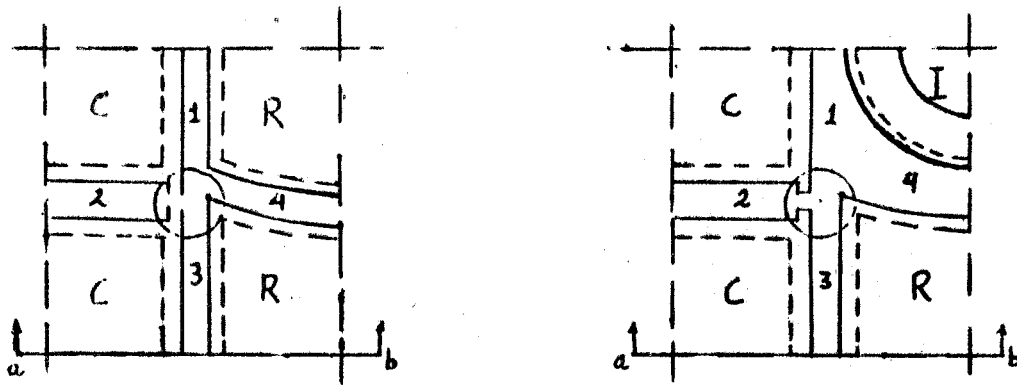


Fig. A.1.6. - Formas de passagem 2 e 8

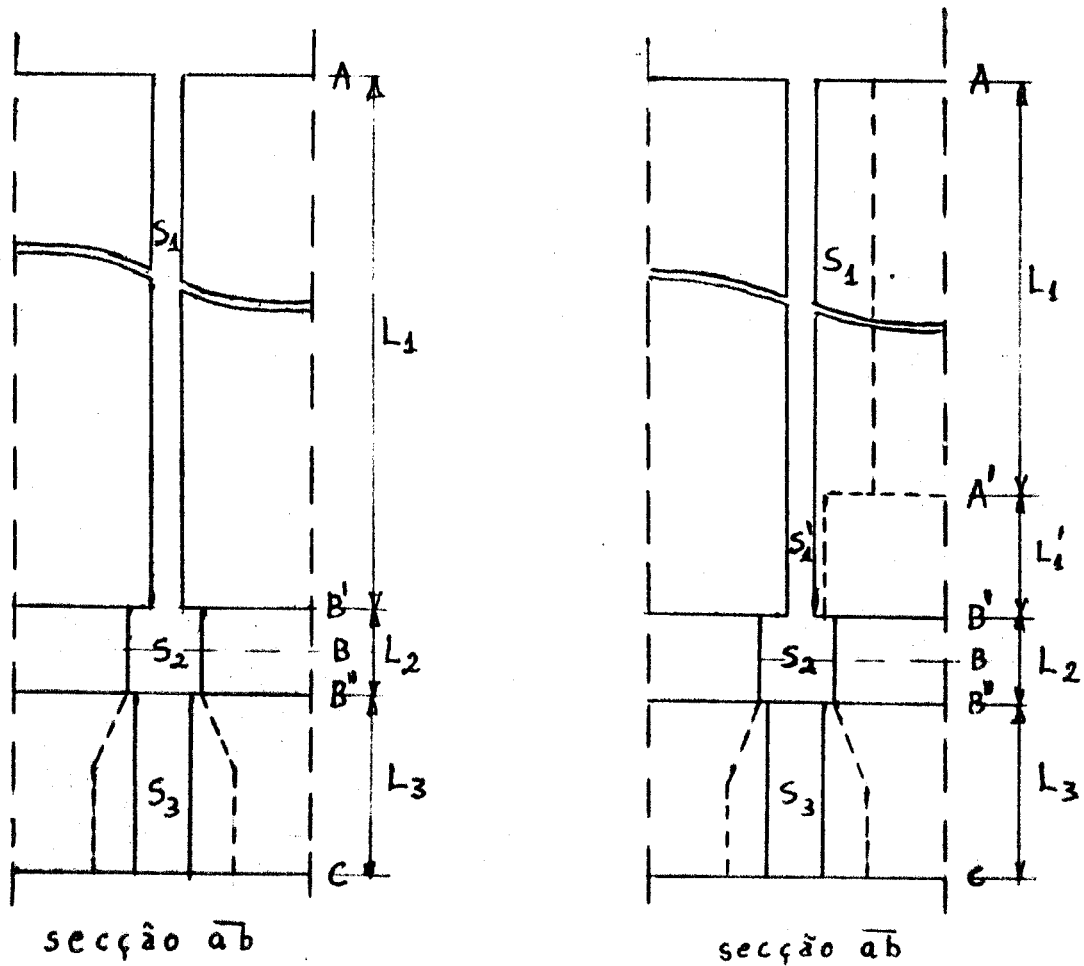


Fig. A.1.7. - Espaçamentos de ordem 1 e 3 das formas 2 e 8

espaçamento	Trecho A-A'			Trecho A'-B'			Trecho B'B''	configuração do espaçamento
	comprimento (cm)	diâmetro hidráulico (cm)	área da secção (cm ²)	comprimento (cm)	diâmetro hidráulico (cm)	área da secção (cm ²)	área de secção (cm ²)	
I	L ₁	D ₁	S ₁	L' ₁	D' ₁	S' ₁	S ₂	
1	71,44	0,20	0,41	0	0	0	4,25	C-C
2	71,44	0,40	0,81	0	0	0	4,05	C-Ra, C-Rb
3	75,49	0,60	1,22	0	0	0	3,85	Ra-Ra, Ra-Rb, Rb-Rb
4	71,44	0,41	0,83	0	0	0	3,36	Ra-Ga, Rb-Gb
5	71,44	0,77	1,52	0	0	0	2,46	C
6	71,44	0,99	1,90	0 (A'≡B')	0	0	3,31	C
7	71,44	1,15	2,89	0	0	0	3,19	C
8	75,49	0,58	1,08	0	0	0	3,21	Ra-Ra, Ra-Rb, Rb-Rb
9	75,49	1,37	4,75	0	0	0	7,27	C-I, Ra-Rb
10	71,44	1,24	4,35	0	0	0	7,48	C-I, Ra-Rb
11	71,44	1,62	5,56	0	0	0	8,41	C-I, Ra-Rb
12	75,49	1,41	4,75	0	0	0	7,27	C-I, Ra-Rb
13	75,49	1,41	4,75	0	0	0	7,27	C-I, Ra-Rb
14	75,49	1,73	5,96	0	0	0	8,21	C-I, Ra-Rb
15	70,17	9,02	16,16	5,32	1,37	4,75	7,27	C-I, Ra-Rb
16	70,17	8,51	17,36	5,32	1,69	5,96	8,21	C-I, Ra-Rb
17	65,49	9,22	16,98	5,95	1,67	5,58	7,37	C-I, Ra-Rb
18	65,49	8,91	16,59	5,95	1,55	5,19	6,88	C-I, Ra-Rb
19	70,17	6,09	21,04	5,32	1,95	9,64	12,27	C-I, Ra-Rb
20	70,17	17,88	33,51	5,32	2,20	10,71	12,57	C-I, Ra-Rb

Tabela A.1.5. - Comprimentos, áreas e diâmetros hidráulicos nos "espaçamentos" externos (entre elementos), da entrada A até secção B"

(continua)

espaçamento	Trecho A-A'			Trecho A'-B'			Trecho B'B''	configuração do espaçamento
	comprimento (cm)	diâmetro hidráulico (cm)	área da secção (cm ²)	comprimento (cm)	diâmetro hidráulico (cm)	área da secção (cm ²)	área da secção (cm ²)	
I	L ₁	D ₁	S ₁	L' ₁	D' ₁	S' ₁	S ₂	
21	70,17	15,12	31,09	5,32	1,64	8,29	10,70	
22	65,49	16,55	32,74	5,95	2,00	9,24	10,89	
23	65,49	5,02	18,01	5,95	1,36	6,61	10,79	
24	65,49	8,13	31,45	5,95	1,26	8,65	15,08	
25	70,17	11,32	37,19	5,32	2,29	14,39	16,63	
26	70,17	10,17	35,98	5,32	2,02	13,18	15,70	
27	70,17	27,15	48,59	5,32	2,29	14,39	16,63	
28	70,17	25,54	47,38	5,32	2,02	13,18	15,70	

Tabela A.1.5. - Comprimentos, áreas e diâmetros hidráulicos nos "espaçamentos" externos (entre elementos), da entrada A até secção B''

Trecho B''-C		
comprimento (cm)	área da secção (cm)	diâmetro hidráulico (cm)
L ₃	S ₃	D ₃
12,70	3,88	2,22

Tabela A.1.6. - Comprimento, área e diâmetro hidráulico nas passagens externas, de B'' até a saída C (através da placa matriz)

forma de passagem	perímetro da secção em B (cm)	comprimento do trecho B'-B'' (cm)
N	P _m	L ₂
1	29,52	1,27
2	29,69	1,27
3	29,69	1,27
4	29,78	1,91
5	29,87	1,91
6	29,86	1,91
7	28,39	1,91
8	28,21	1,27
9	28,21	1,27
10	28,30	1,91
11	26,90	1,91
12	28,39	1,91
13	28,39	1,91
14	28,21	1,27
15	28,29	1,27
16	26,90	1,91
17	26,99	1,91
18	26,90	1,91
19	26,90	1,91
20	26,73	1,27
21	25,74	1,91
22	24,52	1,91
23	25,37	1,91
24	24,52	1,91
25	25,37	1,91

Tabela A.1.7. - Perímetros na secção B e alturas nos trechos B'-B''
das passagens externas

APÊNDICE 2

FATORES DE EFEITO

Com a aplicação dos fatores de incerteza, nas fórmulas e seus parâmetros, conforme exposto no § 4.3.5, deduzimos, a partir da teoria dos erros, os valores e as expressões dos respectivos fatores de efeito (FL_i , FP_i , FT_i e FS_i) que foram empregados para o cálculo das incertezas em cada parcela considerada (ΔT_L , ΔT_P , T_{sat} e ΔT_{sat}). Tabelas A.2.1, A.2.2, A.2.3 e A.2.4.

fontes de incerteza	fator de incerteza	fatores de efeito em ΔT_L (FL_i)
quantidade de Urânio em uma placa	$F_1 = 1,02$	+ 0,02
medida da potência	$F_2 = 1,05$	+ 0,05
variação da superfície ativa	$F_3 = 1,05$	+ 0,05
variação da secção do canal	$F_4 = 1,10$	+ 0,10
variação da velocidade no canal	$F_5 = 1,10$	- 0,10

Tabela A.2.1. - Fatores de efeito no aumento de temperatura da água

fontes de incerteza	fator de incerteza	fatôres de efeito em ΔT_p (FP_i)
quantidade de Urânio em uma placa	$F_1 = 1,02$	+ 0,02
medida da potência	$F_2 = 1,05$	+ 0,05
variação da velocidade no canal	$F_5 = 1,10$	- 0,08
repartição de Urânio nas placas	$F_6 = 1,08$	+ 0,08
espessura de Urânio nas placas	$F_7 = 1,10$	+ 0,10
validade da fórmula de DITTUS-BOELTER	$F_8 = 1,20$	+ 0,20

Tabela A.2.2. - Fatôres de efeito na diferença entre a temperatura da parede e a temperatura da água do canal

fontes de incerteza	fator de incerteza	fatôres de efeito em T_{sat} (FT_i)
variação da velocidade no canal	$F_5 = 1,10$	+ $(0,0510 (\Delta H_h + \Delta H_v) + 0,04463 \Delta H_a^s) / P_{abs}^v(z)$
variação da pressão atmosférica	$F_9 = 1,04$	- 0,01387 $(H_o/P_{abs}(z))$
variação do nível da piscina	$F_{10} = 1,01$	- 0,00255 $(H_h/P_{abs}(z))$
variação do peso específico da água	$F_{11} = 1,005$	- 0,00128 $(H_h/P_{abs}(z))$
validade das perdas de carga por atrito	$F_{12} = 1,10$	- 0,0255 $(\Delta H_a/P_{abs}(z))$
validade das perdas de carga singular	$F_{13} = 1,10$	- 0,0255 $(\Delta H_s/P_{abs}(z))$

Tabela A.2.3. - Fatôres de efeito na temperatura de saturação da água no canal

fontes de incerteza	fator de incerteza	fatôres de efeito em ΔT_{sat} (FS _i)
quantidade de Urânio em uma placa	F ₁ = 1,02	+ 0,0070
medida da potência	F ₂ = 1,05	+ 0,0175
variação da velocidade no canal	F ₅ = 1,10	- (0,046 ($\Delta H_a + \Delta H_v$) + 0,04025 ΔH_a^s) / $\bar{P}_{abs}(z)$
repartição de Urânio nas placas	F ₆ = 1,08	+ 0,0280
espessura de Urânio nas placas	F ₇ = 1,10	+ 0,0350
variação da pressão atmosférica	F ₉ = 1,04	+ 0,01251 ($H_o/P_{abs}(z)$)
variação do nível da piscina	F ₁₀ = 1,01	+ 0,0023 ($H_h/P_{abs}(z)$)
variação do peso específico da água	F ₁₁ = 1,005	+ 0,00115 ($H_h/P_{abs}(z)$)
validade das perdas de carga por atrito	F ₁₂ = 1,10	+ 0,023 ($\Delta H_a/P_{abs}(z)$)
validade das perdas de carga singular	F ₁₃ = 1,10	+ 0,023 ($\Delta H_s/P_{abs}(z)$)
validade da fórmula do sobreaquecimento	F ₁₄ = 1,20	- 0,200

Tabela A.2.4. - Fatôres de efeito no sobreaquecimento da parede

PROGRAMAS DO CÁLCULO HIDRÁULICO E TÉRMICO

Os programas foram elaborados em linguagem Fortran-II-D, e executados no computador IBM-1620/60 do I.E.A.

Com êstes programas calculamos: a distribuição da vazão global pelas várias passagens existentes no carôço (Programa VAZCOR) e as distribuições das temperaturas da água (TL), da superfície da placa (TP) e a de início de ebulição (TB), ao longo do canal mais quente (Programa TEMPPC).

Para o cálculo da distribuição da vazão, necessitamos antes fazer os cálculos das perdas de carga nas passagens internas dos elementos (Programa PECAEL) em tôdas as passagens externas dos elementos do carôço (Programas : PECAAB e PECABC). Os cálculos da perda de carga de B até C (PECABC), exigiriam, ainda, a elaboração de programas de cálculo das relações entre as velocidades nos espaçamentos AB de uma mesma forma de passagem (Programa REVEL), cálculo das áreas e diâmetros hidráulicos na cota da secção de convergência dos espaçamentos (Programa AREDIB) e cálculo das vazões resultantes nestas secções de cota B, para cada forma de passagem (Programa VAZB) (V.Figura A.3.1.).

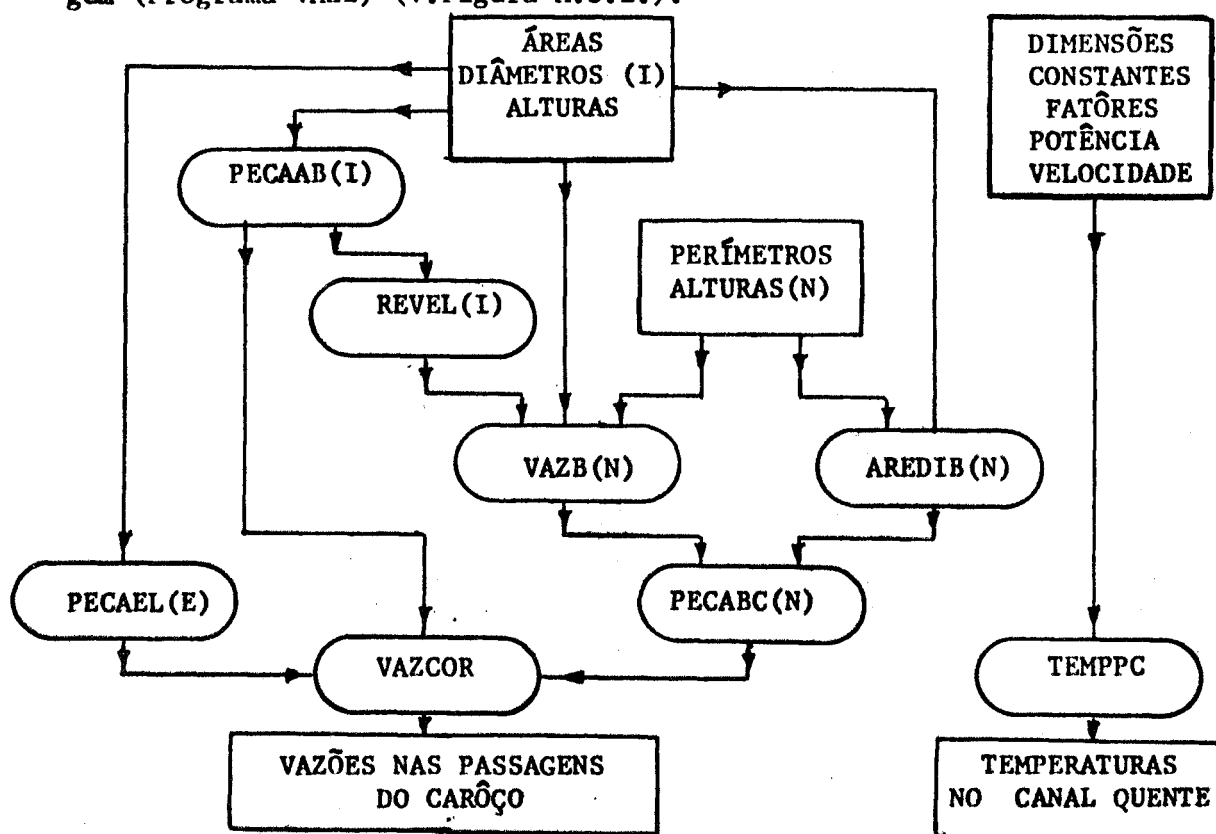


Figura A.3.1. - Fluxograma dos Programas

PROGRAMA 1

PROGRAMA TEMPPC

Cálculo das temperaturas da água, da superfície da placa e de início de ebulição

A) Dados de entrada: equivalência de nomenclatura

- 1) características dimensionais da placa e do canal de um elemento combustível:

AL = a (meia largura da placa em cm)
 BL = b (meia largura do canal em cm)
 AL1 = a' (meia largura ativa da placa em cm)
 DH = D_h (diâmetro hidráulico do canal em mm)
 H = H (meia altura ativa da placa em cm)
 H1 = H_e (meia altura extrapolada em cm)

- 2) áreas de troca de calor do elemento padrão e do elemento de controle; número de elementos padrão e números de controle constituintes do caroço:

AN = A_s (superfície de troca do elemento padrão em cm^2)
 AC = A_c (superfície de troca do elemento de controle em cm^2)
 EN = N_s (número de elementos padrão)
 EC = N_c (número de elementos de controle)

- 3) condições locais, aceleração da gravidade e pressão atmosférica:

G = g (aceleração da gravidade em cm^2/s)
 HO = H_o (pressão atmosférica em mm Hg)

- 4) altura da coluna de água acima dos elementos combustíveis e dimensões do elemento combustível:

HH = H_h (pressão hidrostática da coluna de água no topo em cm de água)
 HA = H_a (distância do topo do elemento até topo da placa em cm)
 HL = H_l (comprimento da placa em cm)

5) fatores de efeito em ΔT_L , ΔT_p , T_{sat} e ΔT_{sat} devido às várias fontes de incerteza:

FL = FL (fator de efeito ΔT_L)
 FP = FP (fator de efeito ΔT_p)
 FT = FT (fator de efeito em T_{sat})
 FD = FS (fator de efeito em ΔT_{sat})

6) temperatura da água na entrada do caroço e propriedades físicas da água:

TE = T_E (temperatura da água na entrada do caroço em $^{\circ}C$)
 RO = ρ (pêso específico da água em g/cm^3)
 CP = C_p (calor específico da água em $cal/g^{\circ}C$)

7) incerteza na temperatura de entrada:

DTE = ΔT_E (em $^{\circ}C$)

8) coeficientes da reta representativa da função $K(T_f)$ no intervalo de temperatura em que é válida:

AO = a_0 (coeficiente do termo constante)
 A1 = a_1 (coeficiente do termo linear)

9) relação entre o fluxo máximo e fluxo médio no caroço:

FATOR K = F_K (fluxo máximo/fluxo médio) caroço

10) valores da potência nominal:

PT = P_N (potência nominal em Kw)
 VX e VY = V_c (velocidade da água no canal em cm/s)

B) Cálculos efetuados; equivalência de nomenclatura

Este programa permite o cálculo de:

- 1) AT = A_T (área total de troca de calor em cm^2)
- 2) FLUXM = q_m'' (fluxo calorífico médio no caroço, em watts/cm^2)
- 3) Z = z (cota do canal a partir do centro, em cm)
- 4) TL = T_L (temperatura da água no canal na cota z (K), sem fatores de incerteza, em $^{\circ}\text{C}$)
- 5) TP = T_P (temperatura da parede na cota z, sem fatores de incerteza, em $^{\circ}\text{C}$)
- 6) PRE = P_{abs} (pressão na cota z do canal, em cm de água)
- 7) TSAT = T_{sat} (temperatura de saturação da água no canal, na cota z, sem fatores de incerteza, em $^{\circ}\text{C}$)
- 8) DTSAT = ΔT_{sat} (sobreaquecimento da placa, na cota z, sem fatores de incerteza, em $^{\circ}\text{C}$)
- 9) TB = T_{EB} (temperatura de ebulição da água na cota z, sem fatores de incerteza, em $^{\circ}\text{C}$)
- 10) TL1 temperatura da água no canal, na cota z, com fatores de incerteza, método estatístico, em $^{\circ}\text{C}$.
- 11) TL2 temperatura da água no canal, na cota z, com fatores de incerteza, método convencional, em $^{\circ}\text{C}$.
- 12) TP1 temperatura da parede, na cota z, com fatores de incerteza, método estatístico, em $^{\circ}\text{C}$.
- 13) TP2 temperatura da parede, na cota z, com fatores de incerteza, método convencional, em $^{\circ}\text{C}$.
- 14) TB1 temperatura de ebulição da água, na cota z, com fatores de incerteza, método estatístico, em $^{\circ}\text{C}$.
- 15) TB2 temperatura de ebulição da água, na cota z, com fatores de incerteza, método convencional, em $^{\circ}\text{C}$.

C PROGRAMA TEMPPC
 C TEMPERATURAS DA AGUA E DA PLACA NO CANAL MAIS QUENTE
 C TEMPERATURAS DE EBULICAO NO CANAL MAIS QUENTE

```

  DIMENSION PT(5),FLUXM(5),Z(31),TL(31),TP(31),PRE(31),
*TSAT(31),DTSAT(31),TB(31),VX(5),VY(5),PXY(5)
  DIMENSION FL(8),FP(8),VARTL(8),VARTP(8),TL1(31),
*TP1(31),FD(5),VARTB(5),TR1(31),DESVL(8),DESV(8),
*DESVB(5),RL2(31),FP2(31),TB2(31)
  READ 2,FATORK,DTE
  READ 4,A0,A1
  READ 5,AL,BL,AL1,DH,H,HI,AN,AC,EN,EC
  READ 10,G,H0,HH,HA,HL
  READ 201,(FL(I),FP(I),I=1,8)
  READ 203,(FD(I),I=1,5)
14 READ 103,(PT(I),VX(I),VY(I),PXY(I),I=1,3)
  READ 1,TE,RO,CP
  AT=EN*AN+EC*AC
  DO 6 I=1,3
  FLUXM(I)=PT(I)*0.9*1000./AT
  PRINT 15,PT(I),FLUXM(I)
  PRINT 10,FATORK,TE
  VN=VX(I)
  PAS=PXY(I)
11 VN=VN+PAS
  DO 7 K=1,13
  XK=K
  Z(K)=-30.00+(XK-1.)*5.
  TL(K)=TE+(FATORK/(4.18*RO*CP))*(2.*H1*AL1/(3.1416*AL*
*BL))*(FLUXM(I)/VN)*(SIN(3.1416*Z(K)/(2.*H1))+
*SIN(3.1416*H/(2.*H1)))
  A=A1/2.
  B=A0+A1*TL(K)
  C=-FATORK*(DH**0.2)*(FLUXM(I)/((VN/100.）**0.8))*
*COS(3.1416*Z(K)/(2.*H1))
  DELTA=B*B-4.*A*C
  TP(K)=TL(K)+(-B+SQRT(DELTA))/(2.*A)
  PST=1.36*H0+HH
  HAL=HA+HL
  DHS=0.469*(VN*VN)/(2.*G)
  DHA=(5.497+0.172*Z(K))*(VN**1.75)/(2.*G)
  DHL=DHS+DHA
  DHV=(VN*VN)/(2.*G)
  PRE(K)=PST+HAL+Z(K)-DHI-DHV
  TSAT(K)=100.*((PRE(K)/1033.2)**0.255)
  FLUX=FATORK*FLUXM(I)*COS(3.1416*Z(K)/(2.*H1))
  DTSAT(K)=4.57*((1033.2/PRE(K))**0.23)*(FLUX**0.25)
  TB(K)=TSAT(K)+DTSAT(K)
  CTL=TL(K)-TE
  DTP=TP(K)-TL(K)
  SDVSVL=DTE
  SDVSV=DESVL
  SOMATL=DTE*DTE
  SOMATP=DTE*DTE
  DO 202 J=1,8

```

```

DESVL(J)=FL(J)*DTL
DESVL(J)=FL(J)*DTL+FP(J)*DTP
VARTL(J)=DESVL(J)*DESVL(J)
VARTP(J)=DESVL(J)*DESVL(J)
SDESVL=SDESVL+DESVL(J)
SDESVL=SDESVL+DESVL(J)
SOMATL=SOMATL+VARTL(J)
202 SOMATP=SOMATP+VARTP(J)
SIGTL=SQRT(SOMATL)
SIGTP=SQRT(SOMATP)
TL1(K)=TL(K)+SIGTL
TL2(K)=TL(K)+SDESVL
TP1(K)=TP(K)+SIGTP
TP2(K)=TP(K)+SDESVL
TS=TSAT(K)
DTS=DTSAT(K)
SDESB1=0.
SOMTB1=0.
DO 204 J=1,5
DESVB(J)=FD(J)*DTS
VARTB(J)=DESVB(J)*DESVB(J)
SDESB1=SDESB1+DESVB(J)
IF(FD(J))205,204,204
205 VARTB(J)=-VARTB(J)
204 SOMTB1=SOMTB1+VARTB(J)
FT6=(0.051*(DHS+DHV)+0.04463*DHA)
FD6=-0.046*(DHS+DHV)+0.04025*DHA)
FT7=-0.01387*HO
FD7=0.01251*HO
FT8=-0.00255*HH
FD8=0.00230*HH
FT9=-0.00128*HH
FD9=0.00115*HH
FT0=-0.02550*DHA
FD0=0.02300*DHA
FT1=-0.02550*DHS
FD1=0.02300*DHS
SOMAT6=(FT6*TS+FD6*DTS)/PRE(K)
SOMAT7=(FT7*TS+FD7*DTS)/PRE(K)
SOMAT8=(FT8*TS+FD8*DTS)/PRE(K)
SOMAT9=(FT9*TS+FD9*DTS)/PRE(K)
SOMAT0=(FT0*TS+FD0*DTS)/PRE(K)
SOMAT1=(FT1*TS+FD1*DTS)/PRE(K)
SDESB2=SOMAT6+SOMAT7+SOMAT8+SOMAT9+SOMAT0+SOMAT1
SDESB=SDESB1+SDESB2
TB2(K)=TB(K)+SDESB
VARTB6=(SOMAT6*SOMAT6)
IF(SOMAT6)211,212,212
211 VARTB6=-VARTB6
212 VARTB7=(SOMAT7*SOMAT7)
IF(SOMAT7)213,214,214
213 VARTB7=-VARTB7
214 VARTB8=(SOMAT8*SOMAT8)
IF(SOMAT8)215,216,216
215 VARTB8=-VARTB8
216 VARTB9=(SOMAT9*SOMAT9)
IF(SOMAT9)217,218,218
217 VARTB9=-VARTB9
218 VARTB0=(SOMAT0*SOMAT0)

```

```

      IF(SOMATO)219,220,220
219 VARTB0=-VARTB0
220 VARTB1=(SOMAT1*SOMAT1)
      IF(SOMAT1)221,222,222
221 VARTB1=-VARTB1
222 SOMTB2=(VARTB6+VARTB7+VARTB8+VARTB9+VARTB0+VARTB1)
      SOMATB=SOMTB1+SOMTB2
      IF(SOMATB)206,207,207
206 SOMATB=-SOMATB
      SIGTB=-SQRT(SOMATB)
      GO TO 7
207 SIGTB=SQRT(SOMATB)
      7 TB1(K)=TB(K)+SIGTB
      PRINT 20,VN
      PRINT 320
      PRINT 225
      DO 333 K=1,13
      PRINT 230,Z(K),TL(K),TL1(K),TL2(K),TP(K),TP1(K).
      *TP2(K),TB(K),TB1(K),TB2(K)
333 CONTINUE
      IF(VN-VY(I))11,11,6
      6 CONTINUE
      1 FORMAT(F5.2,2F4.2)
      2 FORMAT(F5.2,F5.2)
      4 FORMAT(2F9.7)
      5 FORMAT(4F5.3,2F5.2,2F8.2,2F3.0)
101 FORMAT(F6.2,2F5.1,2F4.1)
103 FORMAT(F6.0,2F4.0,F5.1)
201 FORMAT(2F5.2)
203 FORMAT(5F7.4)
      15 FORMAT(1H1,///,16X,10HPOTENCIA =,F10.3,2X,4H(KW),5X.
      *13HFLUXO MEDIC =,F7.3,2X,11H(WATT/CM 2))
      10 FORMAT(/,16X,18HFATOR DE FLUXO K =,F6.3,5X,
      *11HTEMP ENTR =,F7.3,2X,3H(C))
      20 FORMAT(/,16X,12HVELOCIDADE =,F7.2,2X,6H(CM/S).//)
320 FORMAT(10X,10HORDENADA Z,8X,13HTEMPERAT AGUA,2X,3H(C)
      *10X,15HTEMPERAT PAREDE,2X,3H(C),7X,
      *17HTEMPERAT EBULICAO,2X,3H(C),/)
225 FORMAT(19X,3(2X,8HSEM FATS,2X,8HM ESTATS,2X,
      *8HM CONVEN),/)
230 FORMAT(11X,F6.2,1X,9(2X,F8.3),/)
      GO TO 14
      END

```

PROGRAMA 2

PROGRAMA PECAAB

Cálculo das perdas de carga entre as cotas A e B de cada espaçamento entre elementos.

A) Dados de entrada; equivalência de nomenclatura

- H11 = L_1 (comprimento do trecho AA' da passagem em cm)
 D11 = D_1 (diâmetro hidráulico da seção do trecho AA', em cm)
 S11 = S_1 (área da seção do trecho AA', em cm^2)
 H12 = L_1' (comprimento do trecho A'B' da passagem, em cm)
 D12 = D_1' (diâmetro hidráulico da seção do trecho A'B', em cm)
 S12 = S_1' (área da seção do trecho A'B', em cm^2)
 S2 = S_2 (área da seção do trecho B'B'', em cm^2)

B) Calculos que efetua; equivalência de nomenclatura

- I (número do espaçamento considerado)
 A = K_s (coeficiente do termo de perda de carga singular, em s^{-1})
 B = K_a (coeficiente do termo de perda de carga por atrito, em s^{-1}).

```

C      PROGRAMA  PECAAB

C      CALCULO DA PERDA DE CARGA ENTRE AS COTAS A (ENTRADA)
C      E B NA PASSAGEM ENTRE QUATRO ELEMENTOS

      DIMENSION H11(50),D11(50),S11(50),H12(50),D12(50),
      *S12(50),S2(50),B21(50),B22(50),A31(50),A32(50),A(50),
      B(50)
      DO 150 I=1,28
      READ 50,H11(I),D11(I),S11(I),H12(I),D12(I),S12(I),
      *S2(I)
50  FORMAT(F7.3,2F8.4,F7.3,3F8.4)
      IF(H12(I))140,140,110
110  A1=0.05
      B21(I)=0.0946*H11(I)/(D11(I)**1.25)
      B22(I)=(0.0946*H12(I)/(D12(I)**1.25))*((S11(I)/S12(I)
      *)**1.75)
      A31(I)=0.4*(1.25-S12(I)/S11(I))*((S11(I)/S12(I))**2.)
      A32(I)=((S11(I)/S12(I))*(1.-(S12(I)/S2(I))))**2.
      A(I)=A1+A31(I)+A32(I)
      B(I)=B21(I)+B22(I)
      GO TO 150
140  B(I)=0.0946*H11(I)/(D11(I)**1.25)
      A(I)=0.5+(1.-(S11(I)/S2(I)))*(1.-(S11(I)/S2(I)))
150  CONTINUE
      PRINT 200
200  FORMAT(1H1,/,6X,1H1,10X,16HCOEFICIENTE A(I),10X,16HCO
      EFICIENTE B(I)
      C))
      PRINT 250,(I,A(I),B(I),I=1,28)
250  FORMAT(4X,I3,14X,F9.4,17X,F9.4,/)
      CALL EXIT
      END

```

PROGRAMA 3

PROGRAMA REVEL

Cálculo das relações entre as velocidades nos espaçamentos de uma mesma forma de passagem

A) Dados de entrada; equivalência de nomenclatura

N (número da forma de passagem)

A1, B1 = K_{s1}, K_{a1} (coeficientes da perda de carga no espaçamento escolhido como referência em cada forma de passagem, em s^{-1})

A2, B2 = K_{s2}, K_{a2} (coeficientes correspondentes aos outros espaçamentos de cada forma, em s^{-1})

EI, ES (extremos do intervalo onde é pesquisado o valor da raiz)

H (passo)

B) Cálculos que efetua

A partir da função $F = A1 X^2 + B1 X^{1,75} - (A2 + B2)$ pesquisamos o valor de X que torna $F = 0$

RAIZ (relação entre a velocidade no espaçamento efeito e a velocidade em outro espaçamento)

RES (função F)

C PROGRAMA REVEL
 C CALCULO DAS RELACOES DE VELOCIDADES

```

COMMON A1,B1,A2,B2
READ 2,EI,ES,H
20 READ 1,A1,B1,N,A2,B2
   E=0.000001
   E1=0.000001
   RV=EI
   POL1=F(RV)
   RV=RV+H
250 POL2=F(RV)
   IF(POL1*POL2)800,800,400
400 RV=RV+H
   IF(RV-(ES+H))80,85,85
85 PRINT 100,A1,B1,A2,B2
   PRINT 110
   GO TO 20
80 POL1=POL2
   GO TO 250
800 X1=RV-H
   X2=RV
   CALL RAINZ(X1,X2,E,E1,RAIZ)
   RES=F(RAIZ)
   PRINT 100,A1,B1,A2,B2
   PRINT200,RAIZ,N,RES
2 FORMAT(3F5.2)
1 FORMAT(2F8.4,2X,I3)
100 FORMAT(10X,2HA=,F8.4,2X,2HB=,F8.4,2X,2HC=,F8.4,2X,
*2HD=,F8.4,/)
110 FORMAT(10X,13HNAO HA RAIZES./)
200 FORMAT(10X,25HRELACAO DE VELOCIDADES = ,F8.4,5X.
*5HCASO ,I3,10X,9HTESTE F =,E14.8,///)
   GO TO 20
END

```

```

FUNCTION F(X)
COMMON A1,B1,A2,B2
F = A1*X*X+B1*X**1.75-(A2+B2)
RETURN
END

```

PROGRAMA 4

PROGRAMA AREDIB

Cálculo das áreas e diâmetros hidráulicos na secção de cota B.

A) Dados de entrada; equivalência de nomenclatura

J (número do espaçamento componente de cada forma de passagem)

N (número da forma de passagem)

$S_2 = S_2$ (área da secção, no trecho B'B do espaçamento, em cm^2)

$PM = P_m$ (perímetro da secção composta na cota B, em cm)

B) Cálculos que efetua: equivalência de nomenclatura

$SM = S_m$ (área na cota B igual à soma das áreas das secções dos espaçamentos de cada forma, em cm^2)

$DM = D_m$ (diâmetro hidráulico correspondente à área S_m , em cm)

C PROGRAMA AREDIB

C CALCULO DE AREAS E DIAMETROS HIDRAULICOS NA COTA B

```

DIMENSION S2(100),SM(50),PM(50),DM(50)
READ 1,(S2(J),J=1,65)
1 FORMAT(F8.4)
READ 2,(PM(N),N=1,25)
2 FORMAT(F8.4)
N=1
DO 10 J=1,24,4
SM(N)=S2(J)+S2(J+1)+S2(J+2)+S2(J+3)
N=N+1
10 CONTINUE
DO 20 J=25,48,3
SM(N)=S2(J)+S2(J+1)+S2(J+2)
N=N+1
20 CONTINUE
DO 30 J=49,60,2
SM(N)=S2(J)+S2(J+1)
N=N+1
30 CONTINUE
DO 40 J=61,65
SM(N)=S2(J)
N=N+1
40 CONTINUE
DO 3 N=1,25
3 DM(N)=4.*SM(N)/PM(N)
PRINT 50,(SM(N),DM(N),N=1,25)
50 FORMAT(5X,7HSM(N)=,F8.4,5X,7HDM(N)=,F8.4)
CALL EXIT
END

```

PROGRAMA 5

PROGRAMA VAZB

Cálculo do coeficiente dado pela relação entre a vazão numa secção composta e a velocidade no respectivo espaçamento eleito

A) Dados de entrada; equivalência de nomenclatura

J (número do espaçamento componente de cada forma de passagem)

N (número da forma de passagem)

S11 = S_1 (área da secção no trecho AA' do espaçamento eleito em cada forma de passagem, em cm^2)

RV = (relação entre a velocidade na secção de cota A' do espaçamento eleito e a velocidade na secção de outro espaçamento)

H2 = L_2 (comprimento do trecho B'B'' de cada passagem, em cm)

B) Cálculo que efetua

TM (coeficiente correspondente à relação entre a vazão na secção B de uma forma de passagem e a velocidade no respectivo espaçamento eleito, em cm^2)

```

C      PROGRAMA  VAZB
C      CALCULO DO COEFICIENTE  TM  DE  QM(N)=TM(N)*V11(N)

      DIMENSION S11(100),RV(100),GM(50),TM(50),H2(50)
      READ 11,(S11(J),RV(J),J=1,65)
11  FORMAT(2F8.4)
      READ 3,(H2(N),N=1,25)
3   FORMAT(F6.3)
      N=1
      DO 10 J=1,24,4
      GM(N)=S11(J)/RV(J)+S11(J+1)/RV(J+1)+S11(J+2)/RV(J+2)+
      *S11(J+3)/RV(J+3)
      TM(N)=GM(N)*RV(J+3)
      N=N+1
10  CONTINUE
      DO 20 J=25,48,3
      GM(N)=S11(J)/RV(J)+S11(J+1)/RV(J+1)+S11(J+2)/RV(J+2)
      TM(N)=GM(N)*RV(J+2)
      N=N+1
20  CONTINUE
      DO 30 J=49,60,2
      GM(N)=S11(J)/RV(J)+S11(J+1)/RV(J+1)
      TM(N)=GM(N)*RV(J+1)
      N=N+1
30  CONTINUE
      DO 40 J=61,65
      GM(N)=S11(J)
      TM(N)=GM(N)
      N=N+1
40  CONTINUE
      PRINT 45
45  FORMAT(///,10X,5HGM(N),10X,5HTM(N),6X,5HH2(N),9X,1HN,
      //)
      PRINT 50,(GM(N),TM(N),H2(N),N,N=1,25)
50  FORMAT(5X,F10.4,5X,F10.4,5X,F6.3,8X,I3,/)
      CALL EXIT
      END

```

PROGRAMA 6

PROGRAMA PECABC

Cálculo das perdas de carga entre as cotas B e C das passagens externas.

A) Dados; equivalência de nomenclatura

N (número da forma de passagem)

SM = S_m (área na secção de cota B, em cm^2)

DM = D_m (diâmetro hidráulico em B, em cm)

TM (coeficiente da vazão em função da velocidade eleita, em cm^2)

H2 = L_2 (comprimento do trecho B'B'', em cm)

B) Cálculos que efetua

N (número da forma de passagem)

A = K_s (coeficiente do termo de perda de carga singular, em s^{-1})

B = K_a (coeficiente do termo de perda de carga por atrito, em s^{-1})

```

C      PROGRAMA  PECABC
C      CALCULO DA PERDA DE CARGA ENTRE AS COTAS  B  F  C  NA
C      PASSAGEM ENTRE QUATRO ELEMENTOS

      DIMENSION SM(50),DM(50),TM(50),H2(50),RVM(50),RV4(50)
      *,B4(50),B6(50),C(50),A5(50),A7(50),A(50),B(50)
      READ 1000,(SM(N),DM(N),N=1,25)
      READ 1000,(TM(N),H2(N),N=1,25)
1000  FORMAT(2F8.4)
      S4= 3.8794
      D4= 2.2200
      RV6= 0.1800
      H3= 12.7000
      DO 5 N=1,25
      RVM(N)=TM(N)/SM(N)
      RV4(N)=TM(N)/S4
      B4(N)=(0.0946*H2(N)/(DM(N)**1.25))*(RVM(N)**1.75)
      B6(N)=(0.0946*H3/(D4**1.25))*(RV4(N)**1.75)
      IF(S4/SM(N)-0.715)3,3,4
4     C(N)=0.75*(1.-S4/SM(N))
      GO TO 6
3     C(N)=0.4*(1.25-S4/SM(N))
6     A5(N)=C(N)*(RV4(N)*RV4(N))
      A7(N)=((RV4(N)-RV6)*(RV4(N)-RV6))
      A(N)=A5(N)+A7(N)
5     B(N)=B4(N)+B6(N)
      PRINT 8
      PRINT 10,(N,A(N),B(N),N=1,25)
8     FORMAT(1H1,/,10X,1HN,5X,16HCOEFICIENTE A(N),5X,16HCOEF
      FICIENTE B(N)
      C,/)
10    FORMAT(8X,13,7X,F9.4,12X,F9.4,/)
      CALL EXIT
      END

```

PROGRAMA PECAFI.

Cálculo da perda de carga nas passagens dos elementos

A) Dados de entrada

SR (área da secção no trecho escolhido como referência em cm^2)S1 (área da secção na entrada do convergente, em cm^2)S2 (área da secção na saída do convergente, em cm^2)

H12 (altura do trecho convergente, em cm)

K (número de trechos antes do trecho convergente \overline{K})

N (número de trechos de cada elemento)

S (área da secção em cada trecho de um elemento, em cm^2)

D (diâmetro hidráulico da secção, em cm)

H (comprimento do trecho, em cm)

B) Cálculos que efetua

A1, B1 (coeficientes de perda de carga singular e por atrito no elemento considerado)

C PROGRAMA PECAEL

C CALCULO DA PERDA DE CARGA DE UM ELEMENTO DO CARCO

```

DIMENSION S(10),D(10),H(10),B(10),A(10),C(10)
30 READ 100,SR,S1,S2,F12,K,N
READ 200,(S(J),D(J),H(J),J=1,N)
AE=0.5*(SR/S(1))*(SR/S(1))
SOMAA=0.00
SOMAB=0.00
DO 20 J=1,N
B(J)=(0.0946*H(J)/(D(J)**1.25))*((SR/S(J))**1.75)
IF(J-K)2,1,9
1 SA=S(J+1)
S(J+1)=S1
2 IF(1.-S(J+1)/S(J))3,8,4
3 A(J)=(SR/S(J)-SR/S(J+1))*(SR/S(J)-SR/S(J+1))
GO TO 10
4 IF(S(J+1)/S(J)-0.715)5,5,6
5 C(J)=0.4*(1.25-S(J+1)/S(J))
GO TO 7
6 C(J)=0.75*(1.-S(J+1)/S(J))
7 A(J)=C(J)*((SR/S(J+1))*(SR/S(J+1)))
GO TO 10
8 A(J)=0.05*(SR/S1)*(SR/S1)
GO TO 10
9 IF(J-N)2,12,12
12 A(J)=(SR/S(J)-0.20)*(SR/S(J)-0.20)
10 SOMAA = SOMAA+A(J)
SOMAB = SOMAB+B(J)
IF(J-K)20,16,20
16 S(J+1)=SA
20 CONTINUE
PRINT 25
PRINT 50,AE
PRINT60,(A(J),B(J),J=1,N)
IF(S1-S2)22,22,23
22 A1=SOMAA+AE
B1=SOMAB
GO TO 40
23 SM=(S1-S2)/LOG(S1/S2)
DM=(4.*SM/3.1416)**0.5
BM=(0.0946*H12/(DM**1.25))*((SR/SM)**1.75)
AM=0.05*((SR/S2)*(SR/S2))
A1=SOMAA+AE+AM
B1=SOMAB+BM
PRINT60,AM,BM
40 PRINT 300,A1,B1
25 FORMAT(///,15X,6HCOEF A,13X,6HCOEF B,/)
50 FORMAT(/,10X,E14.8,/)
60 FORMAT(10X,E14.8,5X,E14.8,/)
100 FORMAT(4F8.4,2I3)
200 FORMAT(2F8.4,F9.4)
300 FORMAT(//,10X,E14.8,5X,E14.8,/)
GO TO 30
END

```

PROGRAMA VAZCOR

Cálculo da vazão total a partir das vazões em cada passagem do caroço.

A) Dados de entrada

K (número do tipo de elemento com passagem interna)

J (número do tipo de passagem externa)

TM (coeficiente do cálculo da vazão em função da velocidade em cada forma de passagem, em cm^2)

AI, BI (coeficiente da perda de carga entre a cota A e a cota B de cada forma de passagem, em s^{-1})

AN, BN (coeficientes da perda de carga entre a cota B e a cota C de cada forma de passagem, em s^{-1})

AE; BE (coeficientes da perda de carga em cada um dos elementos, em s^{-1})

B) Cálculos que efetua

P, Q (coeficientes das perdas de carga em função da vazão para todas as passagens existentes)

VAZÃO (vazão em cada tipo de passagem, em m^3/h)

VAZENE (vazão em todas passagens de um mesmo tipo, em m^3/h)

VAZTOT (vazão global no caroço, em m^3/h)

C) O subprograma PKVAZ calcula a vazão para um dado valor da perda de carga no caroço

C PROGRAMA VAZCOR

C CALCULO DA VAZAO TOTAL NO CAROCO
C CALCULO DA VAZAO NOS ELEMENTOS COMBUSTIVEIS

```

      DIMENSION AI(25),BI(25),AN(25),BN(25),TM(25),AF(5),
*BE(5),SE(5),P(30),Q(30)
      COMMON A1,B1,A2,B2,P,Q
      READ 500,(TM(J),J=1,25)
      READ 900,(AI(J),BI(J),J=1,25)
      READ 1000,(AN(J),BN(J),J=1,25)
      READ 1500,(AE(K),BE(K),SE(K),K=1,4)
      G=980.00
      DO 200 K=1,4
      P(K)= AE(K)/((SE(K)*SE(K))*2.*G)
200  Q(K)= BE(K)/((SE(K)**1.75)*2.*G)
      DO 100 K=5,29
      J=K-4
      P(K)=(AI(J)+AN(J))/((TM(J)*TM(J))*2.*G)
100  Q(K)=(BI(J)+BN(J))/((TM(J)**1.75)*2.*G)
      500 FORMAT(F8.4)
      900 FORMAT(2F8.4)
      1000 FORMAT(2F9.4)
      1500 FORMAT(3F8.4)
      CALL LINK(REVEL)
      END
```

C SUB PROGRAMA PKVAZ

```

      DIMENSION P(30),Q(30),VAZAO(30),ENE(30),VAZENF(30)
      COMMON A1,B1,A2,B2,P,Q
      READ 2,EI,ES
      READ 1,A2,B2
      READ 3,(ENE(K),K=1,29)
      PRINT 315
      E=.01
      E1=.01
30  H=(ES-EI)/10.
      K=1
      KONT=1
20  A1=P(K)
      B1=Q(K)
22  RV=EI
      POL1=F(RV)
      RV=RV+H
250 POL2=F(RV)
      IF(POL1*POL2)800,800,400
400 RV=RV+H
      IF(RV-(ES+H))80,85,85
85  H=H/2.
      KONT=KONT+1
      IF(KONT-4)22,22,32
```

```

32 PRINT 300,A1,B1,A2,H
   KONT=1
   PRINT 310
   GO TO 40
80 POL1=POL2
   GO TO 250
800 X1=RV-H
   X2=RV
   CALL RAIN(X1,X2,E,E1,RAIZ)
   VAZAO(K)=RAIZ*.0036
   VAZENE(K)=VAZAO(K)*ENE(K)
40 K=K+1
   IF(K-29)20,20,25
25 VAZTOT= .00
   DO 24 K=1,29
24 VAZTOT=VAZTOT+VAZENE(K)
   PRINT 320,A2,VAZTOT,VAZAO(1),VAZAO(2),VAZAO(5)
   A2=A2+50.
   IF(A2-700.)30,30,35
   2 FORMAT(F3.0,F6.0)
   1 FORMAT(F5.0,F3.0)
   3 FORMAT(15F3.0)
315 FORMAT(6X,14HPERDA DE CARGA,2X,11HVAZAO TOTAL,2X,9HFI
* PADRAO,2X,11HEL CONTROLE,2X,9HENTRE 4EC,/)
300 FORMAT(10X,2HP=,E14.8,2X,2HO=,E14.8,2X,3HDH=,F14.8,
*6HPASSO=,E14.8,/)
310 FORMAT(10X,20HNAO ENCONTROU RAIZES,/)
320 FORMAT(9X,F8.2,5X,F9.3,3(4X,F8.4),/)
35 CALL EXIT
   END

```

```

FUNCTION F(X)
DIMENSION P(30),Q(30)
COMMON A1,B1,A2,B2,P,Q
F = A1*X*X+B1*X**1.75-(A2+B2)
RETURN
END

```

RESULTADOS NUMÉRICOS

Os gráficos apresentados no cap. 5 foram traçados com os valores calculados com os programas do apêndice 3, conforme as seguintes tabelas:

Na tabela A.4.1, para dados valores da perda de carga, temos as vazões no elemento combustível padrão, no elemento combustível de controle, entre 4 elementos combustíveis e as respectivas vazões globais no caroço.

Nas tabelas A.4.2 à A.4.10, temos, as temperaturas da água da superfície da placa, e de ebulição ao longo do canal, calculadas segundo três critérios diferentes (sem fatores de incerteza, com fatores de incerteza segundo o método estatístico e fatores da incerteza segundo o método convencional) para três níveis de potência e velocidades de escoamento tais que $T_p(\bar{z}) = T_{EB}(\bar{z})$ em uma só cota \bar{z} , de acordo com cada um dos critérios.

Nas tabelas A.4.11 à A.4.13, temos, as temperaturas da água, da superfície da placa, e de início de ebulição, ao longo do canal mais quente, calculadas segundo os três critérios, para os níveis de potência considerados no cálculo anterior (2, 5 e 10 MW) e com valores das velocidades de escoamento correspondentes às vazões globais no caroço, impostas pelas novas condições do sistema de refrigeração do reator.

perda de carga (cm de água)	vazão total (m ³ /h)	elemento padrão (m ³ /h)	elemento controle (m ³ /h)	entre 4 elementos combustíveis (m ³ /h)
50.00	525.437	14.474	9.622	1.844
100.00	759.319	21.000	14.007	2.690
150.00	941.418	26.093	17.439	3.353
200.00	1096.327	30.433	20.368	3.919
250.00	1233.700	34.285	22.971	4.423
300.00	1358.532	37.788	25.341	4.882
350.00	1473.810	41.026	27.533	5.307
400.00	1581.488	44.052	29.583	5.704
450.00	1682.933	46.904	31.517	6.079
500.00	1779.140	49.610	33.352	6.435
550.00	1870.867	52.191	35.104	6.775
600.00	1958.702	54.663	36.782	7.101
650.00	2043.114	57.039	38.397	7.414
700.00	2124.483	59.331	39.954	7.716

Tabela A.4.1 - Vazões no caroço, no elemento padrão, no elemento de controle e entre quatro elementos combustíveis em função da perda de carga no caroço.

PN = 2000.000 (KW)

FLUXM = 5.912 (WATT/CM²) FLUMAX = 18.032 (WATT/CM²)

TE = 40.000 (C)

VN = 27.50 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	66.939	120.711
-25.00	42.354	79.653	121.914
-20.00	45.523	90.971	122.801
-15.00	49.385	100.762	123.461
-10.00	53.790	108.918	123.935
-5.00	58.570	115.354	124.243
0.00	63.541	119.998	124.395
5.00	68.513	122.795	124.395
10.00	73.293	123.699	124.240
15.00	77.698	122.682	123.920
20.00	81.560	119.729	123.416
25.00	84.729	114.846	122.689
30.00	87.083	108.059	121.649
COM FATORES - METODO ESTATISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	74.128	119.024
-25.00	44.389	89.525	120.027
-20.00	47.708	103.052	120.768
-15.00	51.882	114.552	121.322
-10.00	56.762	123.920	121.724
-5.00	62.142	131.089	121.991
0.00	67.793	136.013	122.131
5.00	73.478	138.669	122.147
10.00	78.963	139.051	122.036
15.00	84.031	137.174	121.791
20.00	88.479	133.078	121.396
25.00	92.133	126.837	120.816
30.00	94.849	118.583	119.980
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	83.217	119.019
-25.00	45.108	102.174	120.106
-20.00	49.291	118.826	120.910
-15.00	54.388	132.995	121.510
-10.00	60.203	144.549	121.945
-5.00	66.513	153.392	122.231
0.00	73.075	159.454	122.377
5.00	79.637	162.689	122.388
10.00	85.947	163.069	122.260
15.00	91.762	160.587	121.984
20.00	96.859	155.259	121.544
25.00	101.042	147.122	120.904
30.00	104.150	136.243	119.986

Tab. A.4.2. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo sem fatores de incerteza, à potência de 2MW.

PN = 2000.000 (KW)
 FLUXM = 5.912 (WATT/CM²) FLUMAX = 18.032 (WATT/CM²)
 TE = 40.000 (C)
 VN = 36.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	62.064	120.704
-25.00	41.798	72.588	121.906
-20.00	44.219	82.000	122.791
-15.00	47.169	90.147	123.450
-10.00	50.534	96.910	123.922
-5.00	54.185	102.195	124.229
0.00	57.983	105.929	124.380
5.00	61.780	108.059	124.379
10.00	65.432	108.547	124.222
15.00	68.797	107.375	123.901
20.00	71.747	104.544	123.396
25.00	74.168	100.076	122.666
30.00	75.966	94.016	121.626
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	68.062	119.017
-25.00	43.819	80.819	120.018
-20.00	46.329	92.085	120.758
-15.00	49.472	101.696	121.311
-10.00	53.145	109.511	121.712
-5.00	57.204	115.439	121.977
0.00	61.478	119.422	122.116
5.00	65.787	121.428	122.130
10.00	69.952	121.449	122.018
15.00	73.804	119.502	121.772
20.00	77.187	115.634	121.375
25.00	79.969	109.928	120.794
30.00	82.037	102.526	119.956
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	75.758	119.013
-25.00	44.374	91.482	120.098
-20.00	47.569	105.374	120.901
-15.00	51.463	117.220	121.500
-10.00	55.905	126.861	121.933
-5.00	60.725	134.180	122.218
0.00	65.739	139.099	122.364
5.00	70.750	141.556	122.373
10.00	75.570	141.536	122.243
15.00	80.012	139.037	121.967
20.00	83.906	134.086	121.525
25.00	87.101	126.741	120.884
30.00	89.476	117.092	119.964

Tab. A.4.3. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo com fatores de incerteza e método estatístico, à potência de 2MW.

PN = 2000.000 (KW)

FLUXM = 5.912 (WATT/CM²) FLUMAX = 18.032 (WATT/CM²)

TE = 40.000 (C)

VN = 49.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	57.502	120.689
-25.00	41.321	65.933	121.889
-20.00	43.100	73.509	122.772
-15.00	45.267	80.075	123.428
-10.00	47.739	85.507	123.898
-5.00	50.422	89.712	124.202
0.00	53.212	92.618	124.350
5.00	56.002	94.176	124.346
10.00	58.685	94.355	124.187
15.00	61.157	93.146	123.864
20.00	63.324	90.560	123.356
25.00	65.103	86.632	122.624
30.00	66.424	81.418	121.580
COM FATORES - METODO ESTATISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	62.414	119.002
-25.00	43.332	72.608	120.001
-20.00	45.160	81.698	120.738
-15.00	47.436	89.472	121.288
-10.00	50.089	95.784	121.687
-5.00	53.022	100.534	121.949
0.00	56.116	103.655	122.085
5.00	59.243	105.110	122.097
10.00	62.272	104.890	121.982
15.00	65.077	103.013	121.733
20.00	67.545	99.527	121.334
25.00	69.575	94.521	120.750
30.00	71.086	88.137	119.909
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	68.779	119.000
-25.00	43.744	81.401	120.083
-20.00	46.092	92.618	120.883
-15.00	48.952	102.208	121.480
-10.00	52.216	110.001	121.911
-5.00	55.757	115.871	122.193
0.00	59.440	119.732	122.336
5.00	63.123	121.529	122.343
10.00	66.664	121.239	122.211
15.00	69.927	118.871	121.932
20.00	72.788	114.460	121.488
25.00	75.136	108.075	120.844
30.00	76.880	99.820	119.921

Tab. A.4.4. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo com fatores de incerteza e método convencional, à potência de 2MW.

PN = 5000.000 (KW)
 FLUXM = 14.780 (WATT/CM2) FLUMAX = 45.081 (WATT/CM2)
 TE = 40.000 (C)
 VN = 74.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	70.191	123.702
-25.00	42.187	83.902	125.319
-20.00	45.131	95.918	126.499
-15.00	48.719	106.136	127.368
-10.00	52.812	114.471	127.979
-5.00	57.253	120.853	128.362
0.00	61.871	125.224	128.530
5.00	66.490	127.541	128.488
10.00	70.931	127.771	128.233
15.00	75.024	125.898	127.750
20.00	78.611	121.918	127.013
25.00	81.555	115.847	125.968
30.00	83.743	107.719	124.492
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	78.183	121.458
-25.00	44.217	94.877	122.788
-20.00	47.292	109.328	123.761
-15.00	51.154	121.415	124.479
-10.00	55.670	131.059	124.989
-5.00	60.653	138.209	125.313
0.00	65.890	142.832	125.464
5.00	71.161	144.918	125.444
10.00	76.251	144.471	125.250
15.00	80.953	141.520	124.873
20.00	85.082	136.115	124.289
25.00	88.474	128.344	123.453
30.00	90.996	118.360	122.266
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	88.192	121.695
-25.00	44.887	108.712	123.150
-20.00	48.774	126.478	124.216
-15.00	53.509	141.358	125.002
-10.00	58.912	153.250	125.559
-5.00	64.774	162.082	125.911
0.00	70.870	167.800	126.072
5.00	76.967	170.375	126.044
10.00	82.829	169.795	125.825
15.00	88.231	166.069	125.404
20.00	92.967	159.226	124.755
25.00	96.853	149.319	123.830
30.00	99.741	136.424	122.520

Tab. A.4.5. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente, Velocidade mínima segundo cálculo sem fatores de incerteza, à potência de 5MW.

PN = 5000.000 (KW)

FLUXM = 14.780 (WATT/CM²) FLUMAX = 45.081 (WATT/CM²)

TE = 40.000 (C)

VN = 100.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	64.191	123.645
-25.00	41.618	75.339	125.253
-20.00	43.797	85.164	126.426
-15.00	46.452	93.533	127.286
-10.00	49.480	100.337	127.889
-5.00	52.767	105.495	128.264
0.00	56.185	108.944	128.424
5.00	59.602	110.640	128.374
10.00	62.889	110.556	128.109
15.00	65.917	108.686	127.618
20.00	68.572	105.039	126.871
25.00	70.751	99.649	125.815
30.00	72.370	92.570	124.329
COM FATORES - METODO ESTATISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	70.706	121.400
-25.00	43.635	84.281	122.720
-20.00	45.887	96.129	123.685
-15.00	48.701	106.075	124.395
-10.00	51.987	114.002	124.897
-5.00	55.620	119.830	125.213
0.00	59.449	123.509	125.354
5.00	63.312	125.017	125.326
10.00	67.049	124.354	125.123
15.00	70.507	121.546	124.737
20.00	73.546	116.650	124.143
25.00	76.044	109.761	123.298
30.00	77.903	101.036	122.100
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	79.012	121.645
-25.00	44.136	95.728	123.093
-20.00	47.012	110.304	124.151
-15.00	50.516	122.550	124.929
-10.00	54.514	132.325	125.478
-5.00	58.852	139.527	125.822
0.00	63.364	144.086	125.974
5.00	67.875	145.962	125.939
10.00	72.213	145.145	125.712
15.00	76.211	141.646	125.281
20.00	79.715	135.510	124.624
25.00	82.591	126.805	123.689
30.00	84.728	115.635	122.370

Tab. A.4.6. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo com fatores de incerteza e método estatístico, à potência de 5MW.

PN = 5000.000 (KW)
 FLUXM = 14.780 (WATT/CM2) FLUMAX = 45.081 (WATT/CM2)
 TE = 40.000 (C)
 VN = 136.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	59.226	123.537
-25.00	41.190	68.195	125.131
-20.00	42.792	76.144	126.290
-15.00	44.744	82.927	127.136
-10.00	46.971	88.430	127.725
-5.00	49.387	92.565	128.086
0.00	51.900	95.269	128.231
5.00	54.413	96.499	128.166
10.00	56.830	96.234	127.886
15.00	59.057	94.473	127.378
20.00	61.009	91.237	126.615
25.00	62.611	86.567	125.542
30.00	63.801	80.533	124.036

COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	64.544	121.290
-25.00	43.199	75.451	122.596
-20.00	44.841	85.050	123.546
-15.00	46.882	93.141	124.242
-10.00	49.259	99.586	124.728
-5.00	51.885	104.294	125.029
0.00	54.657	107.203	125.156
5.00	57.459	108.283	125.112
10.00	60.176	107.533	124.894
15.00	62.693	104.978	124.492
20.00	64.909	100.676	123.882
25.00	66.732	94.722	123.019
30.00	68.089	87.275	121.803

COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	71.416	121.552
-25.00	43.571	84.889	122.986
-20.00	45.685	96.715	124.030
-15.00	48.262	106.683	124.794
-10.00	51.202	114.634	125.329
-5.00	54.391	120.453	125.660
0.00	57.709	124.062	125.798
5.00	61.026	125.417	125.748
10.00	64.215	124.504	125.506
15.00	67.155	121.343	125.061
20.00	69.732	115.981	124.388
25.00	71.846	108.500	123.437
30.00	73.418	99.017	122.100

Tab. A.4.7. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo com fatores de incerteza e método convencional, à potência de 5MW.

PN = 10000.000 (KW)

FLUXM = 29.561 (WATT/CM²) FLUMAX = 90.162 (WATT/CM²)

TE = 40.000 (C)

VN = 156.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	72.959	126.525
-25.00	42.075	87.532	128.536
-20.00	44.868	100.162	129.991
-15.00	48.272	110.775	131.048
-10.00	52.155	119.305	131.778
-5.00	56.368	125.693	132.216
0.00	60.750	129.893	132.379
5.00	65.131	131.869	132.274
10.00	69.345	131.598	131.895
15.00	73.228	129.067	131.225
20.00	76.631	124.281	130.229
25.00	79.424	117.258	128.837
30.00	81.500	108.034	126.892
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	81.640	123.703
-25.00	44.102	99.445	125.341
-20.00	47.013	114.700	126.527
-15.00	50.667	127.319	127.389
-10.00	54.939	137.244	127.986
-5.00	59.655	144.436	128.347
0.00	64.614	148.875	128.486
5.00	69.608	150.557	128.408
10.00	74.431	149.495	128.108
15.00	78.888	145.721	127.573
20.00	82.802	139.291	126.774
25.00	86.018	130.298	125.654
30.00	88.410	118.898	124.085
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	92.427	124.224
-25.00	44.739	114.288	126.030
-20.00	48.426	133.026	127.338
-15.00	52.919	148.549	128.291
-10.00	58.044	160.784	128.950
-5.00	63.606	169.673	129.349
0.00	69.390	175.179	129.503
5.00	75.173	177.283	129.416
10.00	80.735	175.982	129.085
15.00	85.861	171.295	128.494
20.00	90.353	163.257	127.612
25.00	94.040	151.926	126.376
30.00	96.780	137.378	124.646

Tab. A.4.8. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo sem fatores de incerteza, à potência de 10MW.

PR = 10000.000 (KW)

FLUXO = 29.561 (WATT/CM²) FLUMAX = 90.162 (WATT/CM²)

TE = 40.000 (C)

VN = 218.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	65.801	126.238
-25.00	41.485	77.420	128.218
-20.00	43.483	87.560	129.641
-15.00	45.919	96.100	130.666
-10.00	48.698	102.945	131.362
-5.00	51.713	108.018	131.766
0.00	54.848	111.265	131.894
5.00	57.984	112.648	131.753
10.00	60.999	112.147	131.336
15.00	63.777	109.762	130.627
20.00	66.213	105.509	129.589
25.00	68.212	99.426	128.152
30.00	69.697	91.573	126.158
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	72.711	123.411
-25.00	43.499	86.910	125.015
-20.00	45.559	99.192	126.167
-15.00	48.130	109.397	126.995
-10.00	51.131	117.420	127.557
-5.00	54.449	123.189	127.883
0.00	57.947	126.659	127.986
5.00	61.479	127.812	127.871
10.00	64.898	126.656	127.533
15.00	68.062	123.220	126.959
20.00	70.845	117.565	126.119
25.00	73.133	109.791	124.955
30.00	74.835	100.059	123.339
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	81.476	123.975
-25.00	43.960	98.941	125.749
-20.00	46.598	114.036	127.026
-15.00	49.813	126.591	127.947
-10.00	53.481	136.479	128.574
-5.00	57.461	143.608	128.940
0.00	61.600	147.917	129.060
5.00	65.739	149.375	128.939
10.00	69.718	147.976	128.572
15.00	73.386	143.742	127.944
20.00	76.601	136.724	127.022
25.00	79.240	126.998	125.744
30.00	81.200	114.671	123.569

Tab. A.4.9. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo com fatores de incerteza e método estatístico, à potência de 10MW.

PO = 10000.000 (KW)

FLUXM = 29.561 (WATT/CM²) FLUMAX = 90.162 (WATT/CM²)

TF = 40.000 (C)

VN = 298.00 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	40.000	60.447	125.725
-25.00	41.086	69.786	127.652
-20.00	42.548	77.986	129.022
-15.00	44.330	84.910	129.991
-10.00	46.363	90.449	130.632
-5.00	48.568	94.522	130.978
0.00	50.862	97.070	131.048
5.00	53.156	98.056	130.845
10.00	55.361	97.465	130.363
15.00	57.394	95.301	129.586
20.00	59.176	91.588	128.476
25.00	60.638	86.377	126.960
30.00	61.724	79.739	124.879
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	42.000	66.056	122.889
-25.00	43.093	77.456	124.437
-20.00	44.589	87.401	125.533
-15.00	46.446	95.703	126.304
-10.00	48.605	102.232	126.808
-5.00	50.990	106.899	127.074
0.00	53.507	109.648	127.117
5.00	56.053	110.455	126.939
10.00	58.523	109.321	126.537
15.00	60.812	106.276	125.896
20.00	62.828	101.382	124.987
25.00	64.487	94.739	123.750
30.00	65.723	86.510	122.057
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	42.000	73.284	123.529
-25.00	43.434	87.344	125.251
-20.00	45.364	99.584	126.476
-15.00	47.716	109.803	127.343
-10.00	50.399	117.851	127.915
-5.00	53.310	123.619	128.226
0.00	56.338	127.036	128.289
5.00	59.366	128.064	128.109
10.00	62.277	126.696	127.681
15.00	64.960	122.957	126.989
20.00	67.312	116.903	126.000
25.00	69.242	108.623	124.649
30.00	70.676	98.239	122.795

Tab. A.4.10. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Velocidade mínima segundo cálculo com fatores de incerteza e método convencional, à potência de 10MW.

PN = 2000.000 (KW)

FLUXM = 5.912 (WATT/CM²) FLUMAX = 18.032 (WATT/CM²)

TE = 38.000 (C)

VN = 148.50 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	38.000	45.559	120.433
-25.00	38.436	49.255	121.597
-20.00	39.022	52.608	122.444
-15.00	39.737	55.519	123.065
-10.00	40.553	57.903	123.499
-5.00	41.439	59.695	123.767
0.00	42.359	60.847	123.879
5.00	43.280	61.330	123.838
10.00	44.165	61.130	123.641
15.00	44.981	60.252	123.278
20.00	45.696	58.718	122.731
25.00	46.283	56.566	121.957
30.00	46.719	53.855	120.870
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	40.000	48.344	118.742
-25.00	40.437	52.689	119.704
-20.00	41.029	56.665	120.405
-15.00	41.757	60.106	120.919
-10.00	42.594	62.894	121.280
-5.00	43.512	64.945	121.506
0.00	44.476	66.204	121.605
5.00	45.450	66.639	121.579
10.00	46.393	66.244	121.426
15.00	47.269	65.036	121.139
20.00	48.042	63.057	120.699
25.00	48.679	60.380	120.075
30.00	49.154	57.116	119.192
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	40.000	51.566	118.778
-25.00	40.575	57.128	119.827
-20.00	41.350	62.136	120.593
-15.00	42.294	66.439	121.155
-10.00	43.371	69.915	121.552
-5.00	44.539	72.471	121.799
0.00	45.754	74.041	121.907
5.00	46.969	74.586	121.879
10.00	48.138	74.094	121.711
15.00	49.215	72.580	121.395
20.00	50.159	70.082	120.914
25.00	50.933	66.667	120.231
30.00	51.509	62.427	119.267

Tab. A.4.11. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Cálculo com velocidade obtida da vazão de operação de 567,8 m³/h e potência de 2MW.

PN = 5000.000 (KW)

FLUXO = 14.780 (WATT/CM²) FLUMAX = 45.081 (WATT/CM²)

TE = 38.000 (C)

VN = 214.20 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (C)	TP (C)	TB (C)
-30.00	38.000	51.798	123.189
-25.00	38.755	58.303	124.743
-20.00	39.772	64.100	125.861
-15.00	41.012	69.053	126.665
-10.00	42.426	73.054	127.212
-5.00	43.960	76.022	127.530
0.00	45.556	77.898	127.632
5.00	47.151	78.646	127.522
10.00	48.685	78.251	127.196
15.00	50.099	76.717	126.641
20.00	51.339	74.072	125.828
25.00	52.356	70.365	124.701
30.00	53.112	65.668	123.138
COM FATORES - METODO ESTATISTICO			
Z (CM)	TL1 (C)	TP1 (C)	TB1 (C)
-30.00	40.000	55.861	120.937
-25.00	40.759	63.729	122.201
-20.00	41.792	70.726	123.108
-15.00	43.069	76.651	123.761
-10.00	44.546	81.366	124.204
-5.00	46.174	84.774	124.461
0.00	47.890	86.815	124.544
5.00	49.626	87.455	124.455
10.00	51.312	86.690	124.191
15.00	52.878	84.546	123.741
20.00	54.258	81.078	123.082
25.00	55.395	76.380	122.168
30.00	56.242	70.597	120.899
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (C)	TP2 (C)	TB2 (C)
-30.00	40.000	61.111	121.250
-25.00	40.997	70.905	122.644
-20.00	42.340	79.561	123.649
-15.00	43.976	86.878	124.373
-10.00	45.842	92.703	124.867
-5.00	47.867	96.922	125.157
0.00	49.973	99.458	125.253
5.00	52.080	100.267	125.161
10.00	54.105	99.340	124.875
15.00	55.971	96.697	124.385
20.00	57.607	92.390	123.664
25.00	58.950	86.504	122.664
30.00	59.947	79.159	121.275

Tab. A.4.12. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Cálculo com velocidade obtida da vazão de operação de 817,7 m³/h e potência de 5MW.

PN = 10000.000 (KW)
 FLUXM = 29.561 (WATT/CM²) FLUMAX = 90.162 (WATT/CM²)
 TE = 38.000 (°C)
 VN = 342.80 (CM/S)

SEM FATORES			
Z (CM)	TL (°C)	TP (°C)	TB (°C)
-30.00	38.000	56.636	125.364
-25.00	38.944	65.166	127.256
-20.00	40.215	72.664	128.590
-15.00	41.764	78.992	129.523
-10.00	43.531	84.045	130.125
-5.00	45.448	87.740	130.432
0.00	47.442	90.021	130.461
5.00	49.436	90.854	130.216
10.00	51.354	90.223	129.690
15.00	53.121	88.134	128.865
20.00	54.670	84.617	127.705
25.00	55.941	79.722	126.134
30.00	56.885	73.524	123.992
COM FATORES - METODO ESTADISTICO			
Z (CM)	TL1 (°C)	TPI (°C)	TBI (°C)
-30.00	40.000	61.815	122.525
-25.00	40.950	72.219	124.036
-20.00	42.246	81.317	125.093
-15.00	43.852	88.916	125.826
-10.00	45.717	94.884	126.290
-5.00	47.774	99.132	126.517
0.00	49.945	101.604	126.518
5.00	52.142	102.271	126.299
10.00	54.274	101.136	125.853
15.00	56.253	98.229	125.167
20.00	57.995	93.610	124.210
25.00	59.430	87.379	122.924
30.00	60.499	79.696	121.179
COM FATORES - METODO CONVENCIONAL			
Z (CM)	TL2 (°C)	TP2 (°C)	TB2 (°C)
-30.00	40.000	68.513	123.217
-25.00	41.246	81.366	124.904
-20.00	42.924	92.571	126.093
-15.00	44.969	101.928	126.924
-10.00	47.301	109.287	127.460
-5.00	49.832	114.538	127.732
0.00	52.464	117.610	127.757
5.00	55.096	118.465	127.536
10.00	57.627	117.096	127.066
15.00	59.960	113.531	126.330
20.00	62.004	107.824	125.294
25.00	63.682	100.067	123.893
30.00	64.929	90.386	121.984

Tab. A.4.13. - Distribuição de temperaturas no canal mais quente. Cálculo com velocidade obtida da vazão de operação de 1283,3 m³/h e potência de 10MW.

REFERÊNCIAS

- (1) CHASTAIN, J.W.JR. - "U.S. Research Reactor Operation and Use", Addison-Wesley Publishing Company, Inc., (1958).
- (2) The BABCOCK and WILCOX Co., "Instruction Book Open-Pool Research Reactor IEAR-1", (1957).
- (3) DOMR - PROMON ENG., "Projetos de Reforma do Reator IEAR-1"; IEA (1969).
- (4) GLASSTONE & SESONSKE, "Nuclear Reactor Engineering", D. Van Nostrand Company Inc., (1963).
- (5) UNITED NUCLEAR CORPORATION - FUELS DIVISION, "Desenhos de Projeto nº D 400000 e nº D 400050", (1967).
- (6) EL WAKIL, M.M., "Nuclear Power Engineering", McGraw-Hill Book Company (1962).
- (7) SOGRÉÁH, "Pile MELUSINE", R. 4709, (1958).
- (8) CENG, "Rapport de Sureté du SILOE", R-2307, vol. 3, CEA, (1963).
- (9) CENG, "Rapport de Sureté du 'MELUSINE' après Augmentation de Puissance a 4 MW", R-3131, vol. 2, CEA (1967).
- (10) PATTOU, A., "Carte de Flux Thermique du Coeur MELUSINE, Barres en Rideau. Coeur nº 34" Int/Pi 906/205/66, (1966).
- (11) VAN SICE, R.B., "Hydraulic Flow Calculations for MTR-ETR Experiments Standard Practices Manual", IDO-16368, (1957).
- (12) LAFAY, J., "Formules Utilizables pour le Calcul Thermique d'un Reacteur de Recherche Refrigere a L'eau", CEA, CENG, STT, Note TT nº 167/168.
- (13) SKOK, J., "Calcul des Pertes de Charge dans le Coeur", CEA, CENG, EPI/61-191, (1961).

- (14) SKOK, J., "Calcul des Pertes de Charge autour de L'element de Contrôle", CEA, CENG, EPI/61-204, (1961).
- (15) SKOK, J., "Calcul des Pertes de Charge autour de L'element de Beryllium et de L'element Combustible (plaques planes)", CEA, CENG, EPI/61-203, (1961).
- (16) BOST, J., PUJOS, P., SKOK, J., - "Essais Hydrauliques des Elements du Coeur de la Pile Piscine", CEA, CENG, EPI/62-122, (1962).
- (17) CHABRIER, A., - "Perte de Charge dans le Circuit Primaire de SILOE. Debit de Refroidissement. Debit Utilizable pour les Manipulations", CEA, CENG, SPI-C.R. stage n° 16, (1962).
- (18) PHILLIPS PETROLEUM CO., ATOMIC ENERGY DIVISION, "Fundamentals in the Operation of Nuclear Test Reactors", v. 1. IDO-16871-1, (1963).
- (19) VERNIER, P., FOURNIER, J., "Calcul de la Temperature de Paroi au Point Chaud et de la Repartition de Flux Calorifique dans Reacteurs à Recherche", CEA, CENG, STT, Note TT n° 171.
- (20) LAFAY, J., "Flux Maximum Admissible dans le Canal Chaud en evitant L'ebullition Locale", CEA, CENG, STT, Note TT n° 149, (1963).
- (21) GRIMSEY, R.A., "An Estimate of the Heat Generation and Distribution in the MTR", IDO-16443, (1958).
- (22) SANDERS, J.P., "Heat Transfer and Pressure Loss in Proposed ORR Fuel Assemblies", CF-54-3-57, (1954).
- (23) MERCHIE, F., "Etude Thermique de L'augmentation de Puissance de SILOE", CEA, CENG, SPI-760-1314/65, (1965).
- (24) JAQUEMAIN, M., "Refonte de MELUSINE Augmentation de Puissance", CEA, CENG, G/PI-347-1123/65, (1965).
- (25) ORSONI, L., "Modifications of SORIN'S Pool Type Reactor Avogadro RS1 for Higher Power Operation", Energia Nucleare, v. 12. n° 9, (1965).

- (26) GRIMBLE, L.E and LE TOURNEAU L.E., "Engineering Hot-Channel Factors for Nuclear Reactor Design", Nuclear Science and Engineering, vol.1, (1956).
- (27) LOTES, P.A., "Nuclear Reactor Heat Transfer", ANL-6469.
- (28) NERTENEY, R.J., "Calculated Surface Temperatures for Nuclear Systems and Analysis of this Uncertainties", IDO-16343, (1957).
- (29) TINGEY, F.H., "Error Propagation in Hot-Channel and Hot-Spot Analysis", IDO-16558, (1959).
- (30) WALKER, V.A., "Heat Transfer in ETR Fuel Assemblies for Cycle 13", IDO-16562, (1959).
- (31) ROBINSON, M.J., "Notas de Aula do Curso de Térmica de Reatores", IEA, DFR, (1970).
- (32) FERRY, J., "Chemical Engineering Handbook", McGraw-Hill Book Company, Inc., New York.
- (33) ETHERINGTON, H., "Nuclear Engineering Handbook, McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, N.Y., (1958).