

SÃO PAULO
1999

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do título
de Mestre em Engenharia

**ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DE
TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM
ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS NUCLEARES
COM DIVERSOS FORMATOS DE SEÇÃO
TRANSVERSAL**

LUCIANO ABE

SÃO PAULO
1999

Orientador:
Prof. Dr. João Batista de Aguiar

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do título
de Mestre em Engenharia

**ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DE
TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM
ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS NUCLEARES
COM DIVERSOS FORMATOS DE SEÇÃO
TRANSVERSAL**

LUCIANO ABE

AGRADECIMENTOS

Agradeço imensamente às seguintes pessoas:

Ao Professor e orientador João Batista de Aguiar pelo enorme interesse e ajuda no trabalho, e, também pela amizade, disponibilidade e bom humor durante todo o período do mestrado.

Ao Professor Carlos Tu por ter sugerido a ideia do formato do glóbulo vermelho sanguíneo no elemento combustível de um reator nuclear e por sua grande dedicação à Ciência.

Aos Engenheiros José Augusto Perrota e Eduardo Cabral, do IPEN, pela disposição em ajudar nesse trabalho.

A todos os professores e colegas que colaboraram de alguma forma para que esse trabalho tornasse possível.

SUMÁRIO

Nomenclatura
Resumo
Abstract

1	INTRODUÇÃO	1	
1	1.1 Objetivo Principal de um Projeto de Reator Nuclear	1	
5	1.2 Limite atual da Potência Específica	5	
7	1.3 Revisão Bibliográfica	7	
2	FUNDAMENTAÇÃO DE ELEMENTOS FINITOS PARA	2	
9	TRANSMISSÃO DE CALOR	9	
9	2.1 Principais Equações de Transferência de Calor	9	
12	2.2 Equações Incrementais	12	
14	2.3 Discretização de Elementos Finitos das equações de Transferência de Calor	14	
3	CÁLCULO DA POTÊNCIA ESPECÍFICA PC PARA O ELEMENTO	3	
17	COMBUSTÍVEL CILÍNDRICO DE UM REATOR TIPO BWR	17	
17	3.1 Relação da geração de calor média com a P_c	17	
18	3.2 A Limitação do q''' pelo fluxo de calor crítico	18	
26	3.3 Resumo do Modelo de Elementos Finitos	26	
26	3.4 Relação entre a geração de calor q''' e o fluxo de calor na superfície	26	
28	3.5 Cálculo do fluxo de calor na superfície do elemento combustível	28	
29	3.6 Cálculo do diâmetro hidráulico	29	
29	3.7 Cálculo do fluxo de calor crítico	29	
32	3.8 Análise dos resultados para o elemento combustível cilíndrico	32	
37	4	FORMATO DO GLOBULO VERMELHO	37
37	4.1 Razão de ser do glóbulo vermelho	37	
39	4.2 Descrição Analítica do formato do glóbulo vermelho	39	
5	CÁLCULO DAS ÁREAS E PERÍMETROS DAS CURVAS RESULTANTES	5	
43	DA TRANSFORMAÇÃO $z = a \operatorname{cn}(w)$	43	
43	5.1 Funções Elípticas Jacobianas	43	
48	5.2 Cálculo das Coordenadas Resultantes da Transformação $z = a \operatorname{cn}(w)$	48	
50	5.3 Perímetro e área de uma Figura com $v=0$ nas coordenadas transformadas u e v	50	
55	6	CÁLCULO DA PC PARA O NOVO FORMATO EM REATORES TIPO BWR	55
55	6.1 Cálculo das coordenadas da superfície da camisa	55	
58	6.2 Cálculo da q'''_{co} para um formato específico	58	
62	6.3 Cálculo da q'''_{co} para o formato $m=0.8$ e $v=0.4$ K'	62	
65	6.4 Resumo dos modelos de elementos finitos	65	
66	6.5 Otimização do formato para máxima q'''_{co}	66	

6.6	Cálculo da P_c para um formato específico em um reator BWR (limite é o q''_{cr})	74
6.7	Cálculo da P_c para o formato $m=0.8$ e $v=0.2$ K' (limite é o fluxo de calor crítico)	77
7	CÁLCULO DA POTÊNCIA ESPECÍFICA EM REATORES TIPO PWR	88
7.1	Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção	88
7.2	Cálculo do diâmetro equivalente para o canal do elemento combustível cilíndrico	90
7.3	Correlação para o cálculo do fluxo de calor crítico	91
7.4	Cálculo da potência específica para o elemento combustível circular	92
7.5	Cálculo da potência específica para o novo formato	96
7.6	Cálculo do coeficiente de aproveitamento do perímetro	101
8	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	116
	BIBLIOGRAFIA	118
	Apêndice	

Nomenclatura

a	= distância do centro do sistema de coordenadas até um dos focos	mm
c	= calor específico	KJ/Kg °C
C ₁	= coeficiente de eficiência do formato no que diz respeito à geração de calor	
cn(u)	= função "ce ene" elíptica Jacobiana	
dn(u)	= função "de ene" elíptica Jacobiana	
d	= espessura da camisa	mm
d _e	= diâmetro hidráulico do canal	mm
dxu	= derivada parcial de x com relação à u	
dyy	= derivada parcial de y com relação à u	
f _{ax}	= fator de pico axial	
f _{loc}	= fator de pico local	
f _{rad}	= fator de pico radial	
f _{tot}	= fator de pico total	
G	= fluxo de massa da água	Kg/m ² s
h	= coeficiente de convecção	W/m ² °C
h	= entalpia da mistura de água e vapor (item 7.4)	KJ/Kg
h _{fg}	= entalpia de vaporização a uma dada pressão	KJ/Kg
h _{lv}	= o mesmo que o anterior	KJ/Kg
h _{sat}	= entalpia do líquido saturado a uma dada pressão (item 7.4)	KJ/Kg
H ^(m)	= matriz de interpolação temperatura-temperatura do elemento m	
K	= integral elíptica completa e/ou um quarto do período	
K'	= integral elíptica completa complementar e um quarto do período	
kc	= condutividade térmica da camisa	W/m °C
kt	= condutividade térmica do gás na folga entre a pastilha de UO ₂ e a camisa	W/m °C
L	= altura do elemento combustível	m
m	= parâmetro das funções elípticas Jacobianas	
m ₁	= parâmetro complementar das funções elípticas Jacobianas	
n	= parâmetro da correção de Biasi	
n ₁	= coordenada geral qualquer	
p	= pressão	bar
P	= perímetro do formato sugerido pela célula vermelha	mm
Pc	= Potência específica do reator	KW/Kg.U
Pr	= número de Prandtl	
\bar{q}	= geração de calor média por unidade de volume de combustível	W/m ³
q ^{co}	= geração de calor máxima por unidade de volume de combustível	W/m ³

q''_{cr}	= fluxo de calor na superfície externa da camisa	W/mm^2
q''_{cr}	= fluxo de calor crítico	W/mm^2
r	= coordenada correspondente aos raios em um sistema de coordenadas polares	mm
R	= raio da pastilha de combustível	mm
R_c	= raio externo da camisa	mm
Re	= número de Reynolds	
$sn(u)$	= função "esse ene" elíptica Jacobiana	
St	= número de Stanton	
T	= variável temperatura	$^{\circ}C$
T_{co}	= temperatura máxima no centro da pastilha	$^{\circ}C$
T_{sc}	= temperatura na superfície da pastilha de UO_2	$^{\circ}C$
T_{ci}	= temperatura na superfície interna da camisa do elemento combustível	$^{\circ}C$
T_{cf}	= temperatura na superfície externa da camisa do elemento combustível	$^{\circ}C$
u	= coordenada no plano w	
u	= velocidade média do fluido (capítulo 7)	m/s
v	= coordenada no plano w	
w	= número complexo	
x	= qualidade termodinâmica do vapor	
X_i	= coordenada da superfície externa da camisa novo formato	mm
Y_i	= coordenada da superfície da pastilha cilíndrica com o novo formato	mm
Y_{ic}	= coordenada da superfície externa da camisa	mm
z	= número complexo	
\underline{z}	= conjugado do número complexo	
ρ_{uz}	= densidade da pastilha de UO_2	g/mm^3
θ	= variável temperatura	$^{\circ}C$
θ^s	= temperatura na superfície do corpo	$^{\circ}C$
η	= viscosidade do fluido	$Kg/m \cdot s$

RESUMO

O formato biconcavo do glóbulo vermelho sanguíneo humano permite uma difusão de gases para dentro dele mais rápida do que o formato esférico. Como a equação de condução de calor é similar à de difusão, o uso do formato do glóbulo vermelho para a seção transversal do elemento combustível nuclear poderá aumentar a transferência de calor nos reatores nucleares.

Nesse trabalho, investigamos esta possibilidade, usando o método dos elementos finitos em uma análise de transferência de calor não-linear do elemento combustível nuclear. Os vários formatos analisados foram obtidos a partir da transformação $z = a \cosh(w)$, que usa os parâmetros u , v e m . A partir dos resultados obtidos, conclui-se que o melhor formato, dentre os analisados, é aquele cujos parâmetros são $m=0.8$ e $v=0.2$ K'. Este formato permite um aumento de 56 % na geração de calor dentro do combustível no caso de um reator tipo PWR.

Um resultado interessante desse trabalho é que a ideia de que o aumento na área de troca de calor aumenta a transferência de calor nem sempre é verdadeira. Quando o limite da geração de calor no combustível é o fluxo de calor crítico, a afirmação é, na maioria das vezes, falsa, principalmente, quando aplicado aos formatos que se assemelham ao glóbulo vermelho.

ABSTRACT

The biconcave human red blood cell shape permits a faster mass diffusion to its inside than the spherical one. Since the heat conduction equation is similar to the diffusion one, the use of the red blood cell shape for the cross section of nuclear fuel elements will be able to increase the heat transfer in nuclear reactors.

We investigated this possibility in this work, using the Finite Element Method in a nonlinear heat transfer analysis of the nuclear fuel element. The shapes analysed were obtained from the transformation $\bar{z} = a \cosh(w)$, which uses the parameters u , v and m . From the results obtained, we concluded that the best shape, among the ones analysed, is the one whose parameters are $m=0.8$ and $v=0.2$ K. This shape permits a gain of 56 % in the heat generation within the fuel in PWR nuclear reactors.

One interesting result from this work is that the idea that a rise in heat exchange area causes a rise in heat transfer is not always true. When the heat generation limit is the critical heat flux, the statement is usually false, specially when applied to shapes which resemble the red blood cell.

1 INTRODUÇÃO

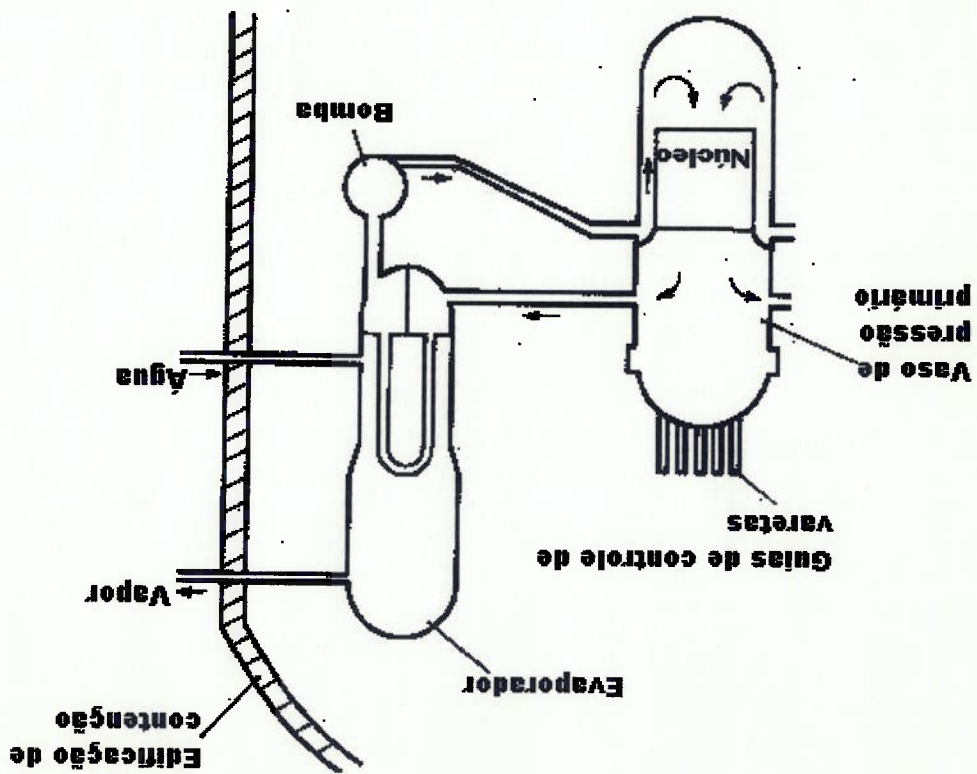
1.1 Objetivo Principal de um Projeto de Reator Nuclear

Existem dois tipos de reatores comerciais de água leve que são os mais bem sucedidos. O primeiro tipo é o PWR (Pressurized Water Reactor), reator de água pressurizada, sem geração de vapor no núcleo do reator, e o outro é o BWR (Boiling Water Reactor), com geração de vapor no núcleo do reator. O combustível é contido em varetas, que, por sua vez, ficam inseridas no núcleo, o qual é uma das principais partes do vaso de pressão.

Para uma dada potência e um dado tipo de reator, quanto menor for o vaso de pressão, mais barata será toda a usina. Para uma dada pressão de operação, o que determina o diâmetro desses vasos é essencialmente a quantidade de combustível presente. Portanto, quanto menor for a quantidade de combustível (que nos casos de PWR e BWR é UO_2) para uma dada potência, mais barato será o reator. Em outras palavras, quanto maior for a taxa de liberação de energia (em Kw_t) por massa de combustível (em KgU), mais econômico será o reator. Esse parâmetro (Kw_t/KgU), chamado de Potência específica, P_c , é a potência fornecida por quilo de urânio usado, e serve, portanto, como índice econômico geral de um dado reator.

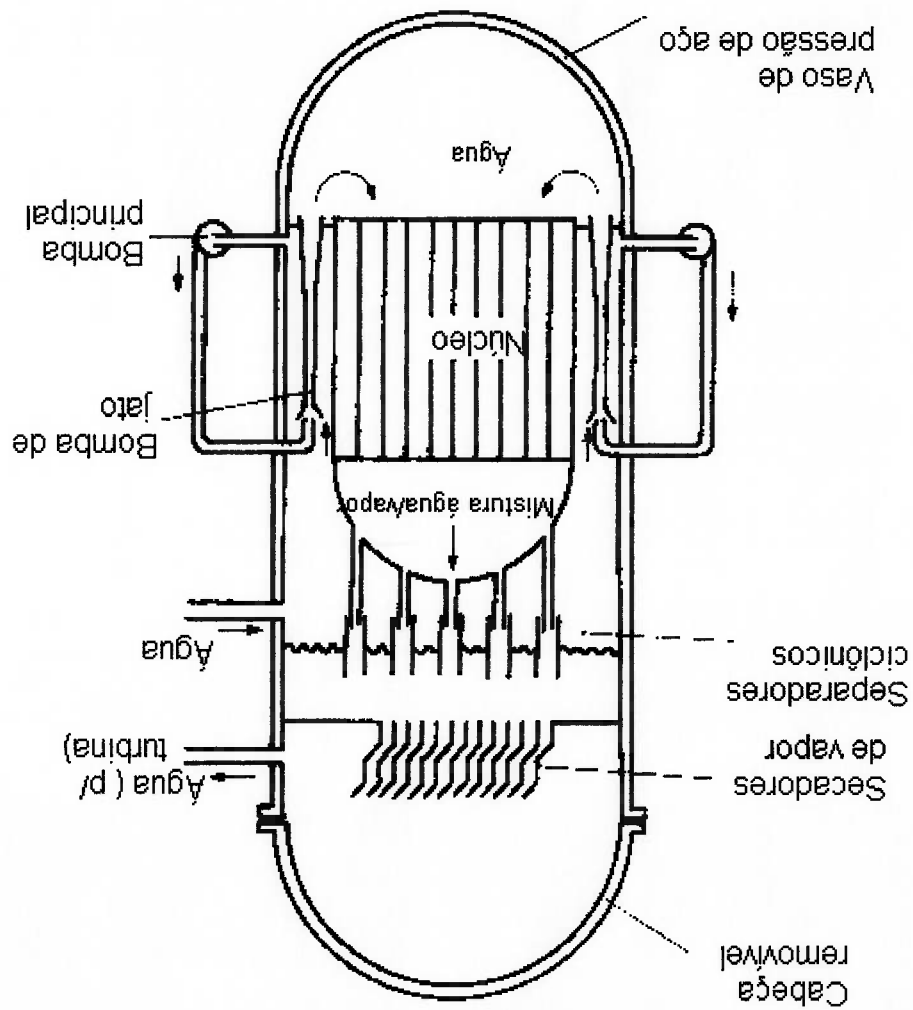
Por outro lado, se a quantidade de combustível for a mesma e houver aumento no valor da P_c , o valor da potência do reator nuclear aumenta, o que é desejável no caso de aumento de demanda de energia elétrica. Assim, um dos objetivos importantes do projeto de reatores nucleares deve ser o aumento da potência específica, P_c . Porém, existem limites que o P_c não poderá ultrapassar, em função do tipo de reator.

Fig. 1.1- Desenho esquemático de um reator PWR

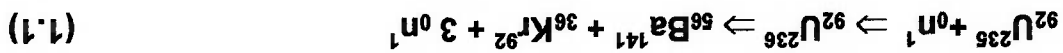


Um explosivo nuclear, pesando talvez algumas toneladas, libera a energia em frações de segundos, atingindo uma taxa de bilhões de Kw. Nesse processo, de curtíssima duração, a sua estrutura é completamente vaporizada. Já num reator nuclear, mesmo contendo mais material físsil que um explosivo nuclear, a sua estrutura não pode e nem deve ser danificada durante o processo de liberação de energia, pois, espera-se usar um reator, por pelo menos trinta anos. Isto limita definitivamente a potência específica do reator, como será visto em seguida.

Fig. 1.2- Desenho esquemático de um reator BWR



A energia nuclear aquece o combustível localizado dentro de vaso de pressão, devido às reações nucleares provocadas pelos neutrons. Na reação nuclear de fissão, ocorre a divisão de um átomo grande em dois átomos menores. Uma reação possível, que ocorre quando o isótopo de urânio-235 é bombardeado por neutrons, é a seguinte:



Quando se adiciona neutrons, a taxa de reação nuclear aumenta, o que aumenta a geração de calor no combustível e, consequentemente, a temperatura do mesmo. Como a temperatura de fusão do UO_2 é de cerca de 2800°C e não se pode permitir a fusão de qualquer parte do combustível, essa temperatura de 2800°C limita a potência específica, P_c , isto é, limita a taxa de reação nuclear.

Em volta do elemento combustível de um reator nuclear BWR, ocorre escoamento de água em ebulição. Sabe-se que este é um fenômeno complicado e que limita o valor do máximo fluxo de calor na superfície da camisa do elemento combustível e, portanto, limita a P_c . Este valor do máximo fluxo de calor na superfície do elemento combustível é também um dos principais limitadores da P_c em um reator PWR.

Outro problema refere-se à velocidade do escoamento de água ao redor do elemento combustível. Quando ocorre muita geração de calor no

Uma solução alternativa para aumentar potência específica P_c é proposta neste trabalho, em que se analisa um novo formato de elemento combustível, mudando a atual seção transversal, de circular, para uma inspirada no formato do glóbulo vermelho do sangue humano (Fig.1.3). A técnica de cálculo que usaremos será o método dos elementos finitos e faremos uso do software ALGOR para o cálculo de temperaturas e fluxos de

(fatores de pico).

Desde o primeiro reator nuclear comercial, os projetos têm tentado aumentar o valor da potência específica P_c . Segundo o relatório WASH 1082 (2), os valores da potência específica dos BWR e PWR quase duplicaram desde os primeiros reatores devido a reduções em vários fatores de segurança

1.2 Limite atual da Potência Específica

Em resumo, um dos objetivos importantes de um projeto de reator é aumentar a potência específica P_c até o seu valor máximo, que é limitado pelos fatores acima mencionados.

combustível, a água em volta do elemento combustível precisa retirar muito calor e, para isso a velocidade do escoamento da água precisa ser alta, o que provoca vibrações e flambagem do elemento combustível (1).

calor. Será realizada, ainda, uma otimização do formato pelo método das tentativas.

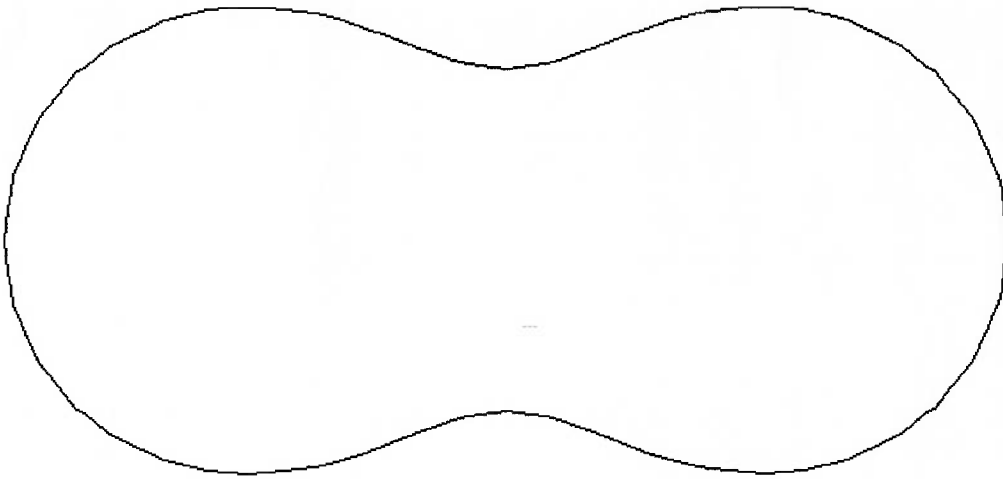


Fig. 1.3-Formato transversal do glóbulo vermelho do sangue humano

As vantagens deste formato são anunciadas no Capítulo 4, onde um resumo sobre alguns fatos pertinentes aos glóbulos vermelhos é apresentado e onde se esclarecerá porque uma mudança de formato transversal do elemento combustível poderá resultar em grandes benefícios.

1.3- REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Como a ideia de usar a seção transversal de um glóbulo vermelho para o elemento combustível nuclear é nova, não há muita literatura sobre o assunto.

A base desse trabalho é a dissertação de Mestrado do Engenheiro Carlos Tu (3), na qual se analisou um possível formato com seção transversal semelhante à de um glóbulo vermelho e verificou-se que o formato oferece possibilidade de ganhos enormes no valor da potência específica Pc. Foi feita uma analogia entre a equação diferencial de condução de calor e a de uma membrana fina. A flecha da membrana é análoga à temperatura e foi medida experimentalmente para o formato proposto.

A referência 3 explica, ainda, como calcular, analiticamente, as coordenadas da curva inspirada no glóbulo vermelho. Parte dessa explicação será usada neste trabalho.

Outras referências importantes são os livros "Thermal Design of Nuclear Reactors(1)", de R.H.S.Winterton, e "Nuclear Reactor Engineering(4)", de Glasstone e Sesonski, que além de fornecerem os princípios fundamentais de Engenharia Nuclear, fornecem, também, as equações de transferência de calor e hipóteses usadas no projeto de elementos combustíveis nucleares.

Parte importante desse trabalho é o cálculo das coordenadas do novo formato. Contudo, antes disso, é necessário, o estudo das funções elípticas jacobianas. Uma boa referência é o livro *Mecânica Racional*, dos autores Griffith e Synge(5), que traz uma explicação rápida, porém bastante fácil de entender.

2 FUNDAMENTAÇÃO DE ELEMENTOS FINITOS PARA TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Neste Capítulo, estudaremos as principais equações de transferência de calor e à seguir, as utilizaremos para a formulação de elementos finitos.

2.1 Principais Equações de Transferência de Calor

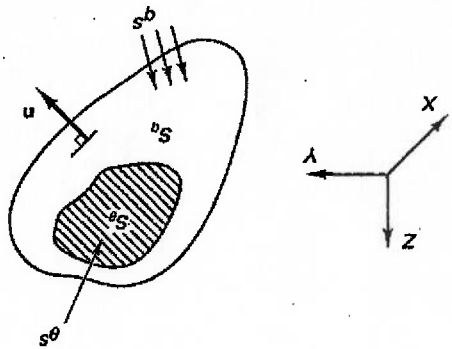


Fig.2.1- Corpo Sujeito à transferência de calor

Um corpo tridimensional em condições de transferência de calor em regime permanente é mostrado na Fig.2.1. Para a análise de transferência de calor, nós assumimos que o material obedece à lei de condução de calor de Fourier,

$$q_x = -k_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad q_y = -k_y \frac{\partial \theta}{\partial y} \quad q_z = -k_z \frac{\partial \theta}{\partial z}$$

onde \$q_x, q_y, q_z\$ são os fluxos de calor conduzidos por unidade de área, \$\theta\$ é a temperatura do corpo. Fazendo o balanço dos fluxos de calor que entram e saem do corpo mais o calor gerado no interior do corpo, nós obtemos

denotado por S_θ em (2.2).

A temperatura pode ser prescrita em pontos específicos e superfícies do corpo,

Condições de temperatura

transferência de calor:

Uma variedade de condições de contorno são encontradas na análise de

corpo permanecem praticamente os mesmos.

deformações, e, dessa forma, as dimensões do corpo, assim como a forma do

aceitável, uma vez que as tensões térmicas não causam grandes

desacopladas das condições de tensões. Neste trabalho, essa hipótese é

é que as condições de transferência de calor podem ser analisadas

um termo para a transferência de calor convectivo para o fluido. Outra hipótese

transferência de calor para um fluido escoando, é necessário incluir em (2.1)

Para o uso de (2.1) a (2.3), foram assumidas algumas hipóteses. Se existir

$$k_n \frac{\partial \theta}{\partial n} \Big|_{s_p} = q_s \quad (2.3)$$

$$\theta \Big|_{s_\theta} = \theta_s \quad (2.2)$$

satisfeitas:

Nas superfícies do corpo, as seguintes condições devem ser

$$\nabla \cdot (k \cdot \nabla \theta) = -q_B$$

escrever a equação acima é:

onde q_B é a taxa de calor gerado por unidade de volume. Outra forma de se

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) = -q_B \quad (2.1)$$

onde

$$(2.7) \quad \int_{\theta_s}^{\theta_r} k \theta^2 d\theta = \int_{\theta_s}^{\theta_r} \rho q_B dV + \int_{\theta_s}^{\theta_r} \rho q_S dS + \sum_i \bar{Q}_i \bar{\theta}_i$$

Usando o princípio das temperaturas virtuais(6), (2.1) transforma-se em

emissividade de materiais absorventes e radiantes e de fatores geométricos.

A variável h_r é determinada à partir da constante de Stefan-Boltzmann, da

$$(2.6) \quad k = h_r \left[(\theta_r)^2 + (\theta_s)^2 \right] (\theta_r + \theta_s)$$

coeficiente:

onde θ_r é a temperatura da fonte radiativa externa conhecida e k é um

$$(2.5) \quad q_s = k(\theta_r - \theta_s)$$

Condições de contorno de radiação são também especificadas em (2.3) com

Condições de contorno de radiação

conhecida, mas a temperatura da superfície θ_s é desconhecida.

e h é o coeficiente de convecção. Aqui, a temperatura do fluido θ_e é

$$(2.4) \quad q_s = h(\theta_e - \theta_s)$$

Incluídas em (2.3) onde

Condições de contorno de convecção

especificados em (2.3).

superfícies do corpo. Estas condições de contorno de fluxo de calor estão

A entrada de fluxo de calor pode ser prescrito em pontos específicos e

Condições de fluxo de calor

O princípio das temperaturas virtuais expressa o equilíbrio de fluxo de calor em todos os tempos de interesse. Para um esquema de solução geral de problema linear e não linear, regime permanente e transiente e precisamos desenvolver equações de equilíbrio incrementais. Assumimos que as condições no tempo t foram calculadas e que as temperaturas são para ser determinadas no tempo $t + \Delta t$, onde Δt é o incremento de tempo.

2.2- Equações Incrementais

O princípio das temperaturas virtuais é uma equação de equilíbrio de fluxo de calor : para que θ seja a solução de temperatura no corpo sobre consideração, (2.7) deve ser válida para distribuições de temperaturas (contínuas) virtuais arbitrárias que são zero em S_{θ} .

Q' são fluxos de calor concentrados. Cada Q' é equivalente a uma entrada de fluxo de calor de superfície sobre uma área muito pequena. A barra sobre a temperatura θ indica que uma distribuição de temperaturas virtuais está sendo considerada.

$$\mathbf{k} = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

$$\theta, T = \left[\frac{\delta \theta}{\delta x} \quad \frac{\delta \theta}{\delta y} \quad \frac{\delta \theta}{\delta z} \right] \quad (2.8)$$

Condições de Regime Permanente

Considerando, primeiramente, condições de regime permanente, no qual o incremento de tempo é, meramente, usado para descrever o carregamento de fluxo de calor, o princípio das temperaturas virtuais aplicado no tempo $t + \Delta t$ fornece:

$$\int_V \underline{\theta}_{t+\Delta t} \mathbf{k} \cdot \nabla \mathbf{P} \, dV = \int_{S_c} \underline{\theta}_{t+\Delta t} h_{t+\Delta t} \mathbf{p} \, dS + \int_{S_p} \underline{\theta}_{t+\Delta t} \mathbf{p} \, dS + \int_{S_i} \underline{\theta}_{t+\Delta t} \mathbf{k} \cdot \nabla \underline{\theta}_{t+\Delta t} \, dS \quad (2.13)$$

onde o super-escrito $t + \Delta t$ denota "no tempo $t + \Delta t$ ", S_c e S_p são as áreas com condições de contorno de convecção e radiação, respectivamente, e $\underline{\theta}_{t+\Delta t}$ corresponde ao carregamento de fluxo de calor externo adicional ao sistema no tempo $t + \Delta t$. Note que em (2.13) a temperatura $\underline{\theta}_{t+\Delta t}$ e conhecida, ao passo que $\underline{\theta}_{t+\Delta t}$ e a temperatura de superfície desconhecida em S_c e S_r . A quantidade $\underline{\theta}_{t+\Delta t}$ inclui o os efeitos da geração de calor interna $\underline{q}_{t+\Delta t}$, os carregamentos de fluxo de calor superficial $\underline{q}_{t+\Delta t}$ que não estão incluídos nas condições de contorno de convecção e radiação, e os carregamentos de fluxo de calor concentrados $\underline{Q}_{t+\Delta t}$,

$$\int_V \underline{\theta}_{t+\Delta t} \mathbf{r} \, dV = \int_V \underline{\theta}_{t+\Delta t} \mathbf{b} \, dV + \int_{S_p} \underline{\theta}_{t+\Delta t} \mathbf{p} \, dS + \sum_i \underline{\theta}_{t+\Delta t} \underline{Q}_i \quad (2.14)$$

Considerando a relação geral de equilíbrio de fluxo de calor em (2.13), nós notamos que na análise linear \mathbf{k} e $h_{t+\Delta t}$ são constantes e as condições de contorno de radiação não são incluídas. Portanto, a relação em (2.13) pode ser rearranjada para obter na análise linear,

e é possível resolver diretamente para a temperatura desconhecida $\theta^{t+\Delta t}$.

Na análise de transferência de calor não linear, a temperatura é calculada iterativamente e o método de Newton-Raphson é empregado.

2.3- Discretização de Elementos Finitos das Equações de transferência de calor

Para obtermos a solução de elementos finitos das equações de transferência de calor, inicialmente, dividimos um corpo completo em elementos finitos. No tempo $t + \Delta t$, para o elemento m , temos:

$$\begin{aligned} \mathbf{H}^{(m)} \theta^{t+\Delta t} &= \mathbf{H}^{(m)} \theta^{t+\Delta t} \\ \mathbf{H}_S^{(m)} \theta^{t+\Delta t} &= \mathbf{H}_S^{(m)} \theta^{t+\Delta t} \\ \mathbf{B}^{(m)} \theta^{t+\Delta t} &= \mathbf{B}^{(m)} \theta^{t+\Delta t} \end{aligned}$$

(2.16)

onde o super-escrito (m) denota elemento m e $\theta^{t+\Delta t}$ é um vetor de temperaturas de todos os pontos nodais no tempo $t + \Delta t$.

$$(2.17) \quad \theta_{T}^{t+\Delta t} = [\theta_1^{t+\Delta t} \theta_2^{t+\Delta t} \dots \theta_n^{t+\Delta t}]$$

As matrizes $H^{(m)}$ e $B^{(m)}$ são as matrizes de interpolação do elemento de temperatura e gradiente de temperatura, respectivamente, e a matriz $H^{S(m)}$ é a matriz de interpolação de temperatura superficial. Nós avaliamos em (2.16), temperaturas e gradientes de temperaturas no tempo $t + \Delta t$, mas as mesmas matrizes de interpolação são também empregadas para calcular as condições de temperatura do elemento em qualquer outro tempo, e portanto, para temperaturas incrementais e gradientes de temperatura incrementais.

Condições de Regime Permanente Linear

Usando as relações em (2.16) e substituindo em (2.15), nós obtemos as equações de elementos finitos na análise de transferência de calor linear:

$$(2.18) \quad (K_K + K_C) \theta^{t+\Delta t} = \theta^{t+\Delta t} Q_c$$

onde K_K é a matriz de condutividade

$$(2.19) \quad K_K = \sum_{V^{(m)}} \int B^{(m)T} K^{(m)} B^{(m)} dV^{(m)}$$

e K_C é a matriz de convecção

$$(2.20) \quad K_C = \sum_{Sc^{(m)}} \int h^{(m)} H^{S(m)T} H^{S(m)} dSc^{(m)} P S^{(m)}$$

O vetor de carregamento de fluxo de calor dos pontos nodais

$\theta^{t+\Delta t}$ é dado por

$$(2.21) \quad \theta^{t+\Delta t} Q_B + \theta^{t+\Delta t} Q_S + \theta^{t+\Delta t} Q_C$$

A formulação acima é efetivamente usada com os elementos finitos isoparamétricos de número de nós variáveis discutidos no Capítulo 5 da referência(6).

$$(2.24) \quad \sum_{m=1}^m \int_{S_c^{(m)}} h^{(m)} H_{S^{(m)}}^T H_{S^{(m)}} \theta_{e, t+\Delta t}^e dS^{(m)}$$

onde $\theta_{e, t+\Delta t}^e$ são dados nodais e Q_c é um vetor de carregamento de fluxo de calor do ponto nodal concentrado. A contribuição de fluxo de calor do ponto nodal $\theta_{e, t+\Delta t}^e$ é devido a condições de contorno de convecção. Usando as interpolações de temperatura de superfície do elemento para definir a temperatura do fluido $\theta_{e, t+\Delta t}^e$ nas superfícies do elemento em termos das temperaturas do fluido dos pontos nodais dados $\theta_{e, t+\Delta t}^e$, nós temos:

$$(2.23) \quad \sum_{m=1}^m \int_{S_q^{(m)}} H_{S^{(m)}}^T b_{t+\Delta t}^{(m)} dS^{(m)} = Q_s^{t+\Delta t}$$

$$(2.22) \quad \sum_{m=1}^m \int_{V^{(m)}} H_{V^{(m)}}^T b_{t+\Delta t}^{(m)} dV^{(m)} = Q_B^{t+\Delta t}$$

onde

3 CÁLCULO DA POTÊNCIA ESPECÍFICA P_c DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL CILÍNDRICO DE UM REATOR TIPO BWR

Nos reatores tipo BWR, o valor da Potência Específica P_c é limitado essencialmente pelo fluxo de calor máximo na superfície do elemento combustível. Para ilustrar esse limite, será calculado o valor da P_c para um elemento combustível de um BWR(1), com as seguintes dimensões.

1. Diâmetro da Pastilha Cilíndrica de UO_2 1,24 cm
2. Espessura da Camisa de Zrly-2 0,081cm
3. Folga entre a camisa e a pastilha 0,015cm

3.1 - Relação da geração de calor média com a P_c

Admitindo-se que 96% de geração de calor ocorre nas pastilhas de UO_2 , a geração de calor média é dada por:

$$q''' = P_c \rho_{UO_2} \frac{238}{1} (238 + 32) 0,96 \quad W/mm^3$$

O valor da massa específica da pastilha (ρ_{UO_2}) é igual a 10.412 g/cm³ (admitiu-se 95% da densidade teórica) e, portanto:

$$P_c = \frac{q'''}{9.3657} \quad Kw_t / KgU$$

(3.1)

3.2- A Limitação do q''' pelo fluxo de calor crítico

O elemento combustível de um BWR moderno é composto de uma camisa de Zircaloy-2, uma folga cheia de He e outros gases, produtos de fissão, e a pastilha sintetizada cilíndrica de UO_2 , de raio R (Fig.3.1). Em volta do elemento combustível, há a circulação de água no sentido axial.

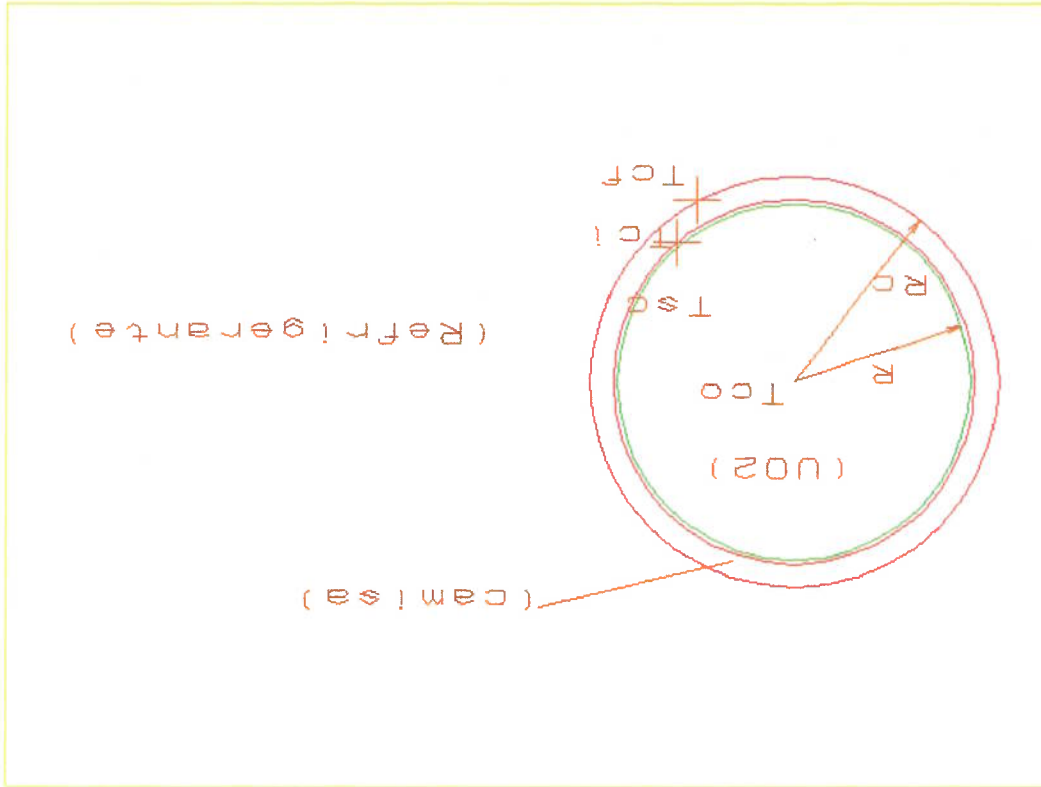


Fig.3.1- O elemento combustível cilíndrico

A equação para o elemento combustível é a seguinte:

$$(3.2) \quad \nabla \cdot [k(T) \cdot \nabla T] = -q'''$$

onde $k(T)$ é a condutividade térmica do material e é função da temperatura T .

A transferência de calor na direção axial é muito menor que

nas outras direções, pois o comprimento do elemento combustível é muito

grande e a variação da temperatura no sentido axial é pequena. Além do mais, a variação de temperatura na seção transversal é da ordem de 2000°C. Dessa forma, a equação(3.2) será resolvida bidimensionalmente.

Num BWR, grande parte da água em volta do elemento combustível está em ebulição e, por isso o valor do coeficiente de convecção h é muito alto (7). Dessa forma, a temperatura da parede externa do elemento combustível é praticamente constante. Tipicamente, a parede está a uma temperatura de somente 15°C acima da temperatura do refrigerante (8). Para um BWR moderno típico, a temperatura da água é mantida a 285°C (correspondente à temperatura de saturação a uma pressão de 71 atm). Portanto, pode-se admitir que a temperatura na superfície externa da camisa é de 300°C.

Uma vez que a folga entre a pastilha de UO₂ e a superfície interna da camisa é muito pequena, não há a possibilidade de existirem correntes de convecção e a transferência de calor ocorre por condução(1). Inicialmente, o gás existente na folga é hélio, todavia, com o passar do tempo, cada vez mais gases resultantes da fissão são liberados e no final, o gás é composto quase inteiramente por xenônio e kriptonio.

A fim de simplificar o problema, admitir-se-á que "q" é constante, de acordo com (1).

Para resolver a equação(3.2), usaremos o software ALGOR e desenharemos o seguinte modelo de elementos finitos (Fig.3.2):

Para o combustível dióxido de urânio, não é válido admitir condutividade constante devido ao enorme gradiente de temperatura encontrado. A curva de condutividade térmica do dióxido de urânio em função da temperatura está mostrada na Fig.3.3. Quando se tem condutividade térmica variável com a temperatura, a análise de transferência de calor por elementos finitos que se faz é não linear

condutividade térmica dos gases $k_f=0.006 \text{ W/cm}^\circ\text{C}$

condutividade térmica da camisa $k_c=0.15 \text{ W/cm}^\circ\text{C}$

As propriedades térmicas dos materiais estão listadas abaixo:

Fig. 3.2 - Modelo de elementos finitos para o elemento combustível cilíndrico

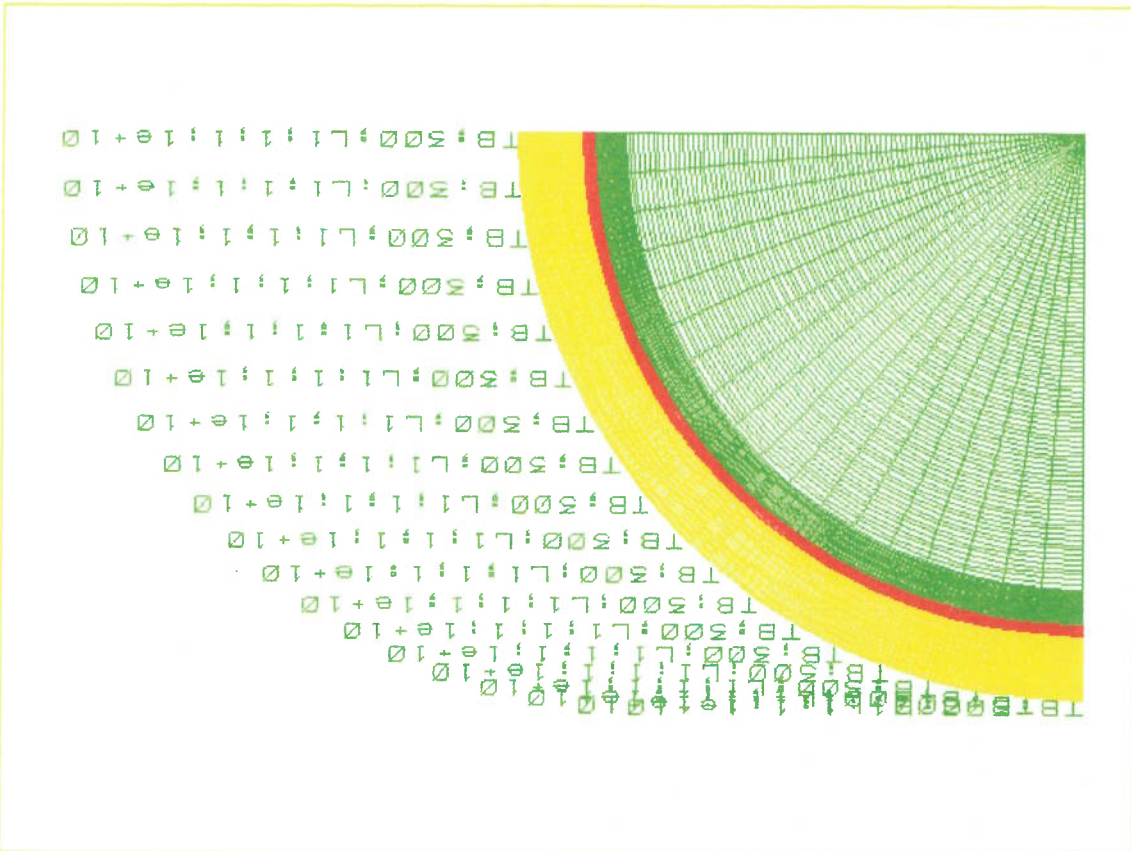
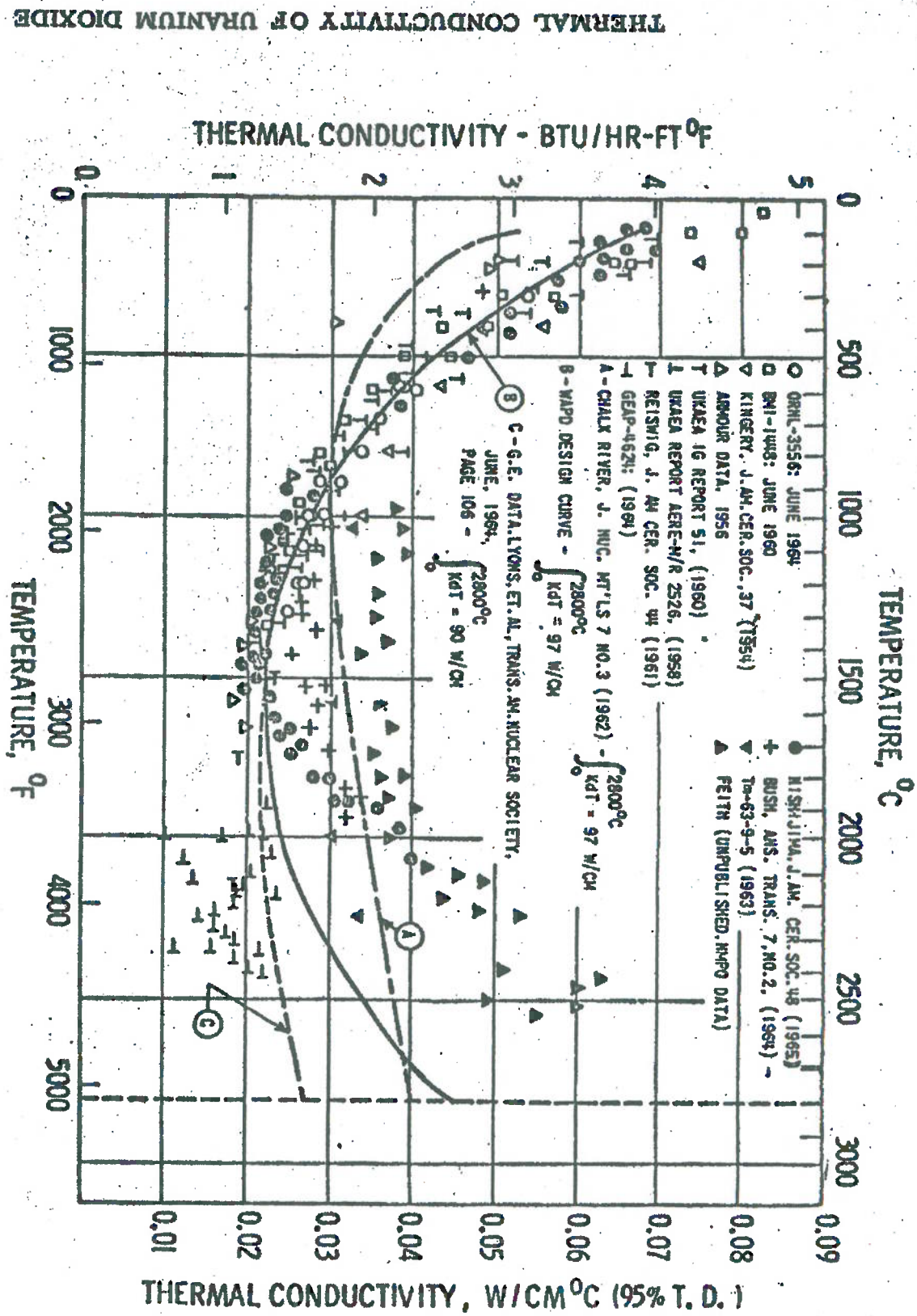


Fig.3-3-Conductividade térmica do dióxido de urânio - Fonte: WAPD



No ALGOR, o modelo é desenhado no Superdraw II (9), à seguir, transfere-se esse modelo para o Decoder, no qual é decodificado a geometria, os carregamentos e as condições de contorno e lido as informações referentes ao tipo de elemento, materiais, cores, etc. Nesta etapa, são lidos os valores da condutividade térmica, densidade, geração de calor, etc. O Decoder processa as informações e escreve o arquivo de entrada. À seguir, processa-se o arquivo de entrada com o processador do ALGOR adequado para o objetivo, por exemplo o SSAP0h para o caso de análise linear de tensão ou o SSAP10h para o caso de análise térmica em regime permanente.

No ALGOR, é possível, ainda, calcular as temperaturas, quando se tem condutividade variável com a temperatura. Para isso, deve-se escolher no Decoder material ortotrópico e desta forma, é possível entrar com uma tabela de temperatura e condutividade térmica. O processamento se torna mais demorado do que para condutividade constante, visto que o cálculo de temperaturas é por iteração.

Os resultados do processamento podem ser visualizados através do programa SuperView. O SuperView pode ser usado antes do processamento para ver se a malha e as condições de contorno estão corretas. Para cada tipo de análise existe um SuperView específico, por exemplo, o SuperView de tensões, o de temperatura, o de fluidos, etc. O SuperView apresenta, ainda, o Menu precision, que permite visualizar a precisão dos resultados e mostra as regiões onde a malha de elementos finitos precisa ser refinada.

Neste cálculo, será considerado que a geração de calor máxima q'''_{co}

é aquela que proporciona um fluxo de calor na superfície externa do elemento combustível igual ao fluxo de calor crítico. O fenômeno do fluxo de calor crítico, bem como o cálculo do seu valor serão explicados nos itens seguintes. Como no ALGOR, o fluxo de calor é saída e a geração de calor por unidade de volume é dado de entrada, o valor da q'''_{co} pode ser obtido através de tentativas. Contudo, esse procedimento exige que o processamento seja feito mais de uma vez, o que é bastante entediante. Observamos, no entanto, após algumas tentativas, que a relação (q'''_{co}/q'''_{cr}) se mantém constante, mesmo variando a temperatura no centro do elemento combustível. Em outras palavras,

$$\frac{q'''_{co}}{q'''_{cr}} = C_1, \text{ não importando a distribuição de temperaturas.}$$

Tal relação está demonstrada no item 3.4. Observamos, à partir da relação acima, que o cálculo do valor da q'''_{co} necessita que o processamento seja feito apenas uma vez. Dessa forma, usa-se um valor qualquer de q'''_{co} como entrada, processa-se o modelo e obtêm-se o q'''_{cr} da superfície externa da camisa. A seguir, aplica-se uma regra de três, para a determinação do valor de q'''_{co} , que corresponde ao fluxo de calor crítico q'''_{cr} . Continuando o procedimento, o processamento é realizado mais uma vez, apenas para a determinação da distribuição das temperaturas e fluxos de calor.

O valor do fluxo de calor crítico calculado no item 3.6 é $q''_{cr}=0.61$ W/mm² e a densidade de potência (geração de calor por unidade de volume) correspondente é $q'''_{co}=0.2253$ W/mm³

Outros Valores calculados pelo Algor:

$$T_{sc}=504\text{ }^{\circ}\text{C} \text{ e } T_{ci}=334\text{ }^{\circ}\text{C}$$

Para calcular a q'''_{co} , consideramos o elemento cilíndrico do canal quente, que é um dos canais da região central do núcleo. As condições mais severas deverão ocorrer nesse canal e o fluxo de calor pode se aproximar do valor máximo permitido.

A distribuição de temperaturas e fluxos de calor obtidos estão mostrados nas Fig. 3.4 e 3.5, respectivamente, no fim do capítulo.

Usando a Eq. 3.1, obtêm-se:

$$P_c = \frac{225.3}{9.366 f_{tot}}$$

Onde f_{tot} é a razão entre a geração de calor máxima q'''_{co} e a geração de calor média \bar{q}''' e é chamado de fator de pico total.

$$f_{tot} = \frac{q'''_{co}}{\bar{q}'''}$$

(3.3)

$$P_c = \frac{225,3}{9,366 \times 1,40 \times 1,50 \times 1,28} = 8,95 \text{ kw / kgU}$$

local de 1,28 (3), obtemos que a potência específica é:

Usando-se os fatores de pico radial de 1,40, axial de 1,50 e

combustível, distorções das mesmas, etc.

provocadas, por exemplo, pelas imperfeições no posicionamento das barras de conta as eventuais alterações locais da razão água sobre combustível de projeto ótimo da razão (água/combustível). O fator de pico local f_{loc} , leva em lado, a água leve, também absorve esses neutrons. Portanto, haverá um valor neutrons são termalizados e, portanto, maior será a geração de calor. Por outro moderador sobre o volume do combustível. Quanto maior esse valor, mais q''' : O mais importante desses fatores é a variação da razão volume do a distribuição do fluxo neutrônico e, portanto, a distribuição da geração de calor Num reator real, há muitos fatores que tendem a desuniformizar

$$q''' = f_{ax} f_{rad} f_{loc} = f_{tot}$$

(3.4)

de calor radial, axial e local.

O fator de pico total f_{tot} leva em conta as variações da geração

Para o elemento circular, os parâmetros usados para a sua modelagem e processamento no Algor foram os seguintes:

Título: CIRC9

Processador: SSAP10 Análise de transferência de calor em

regime permanente.

Condição de contorno: temperatura de 300°C na superfície

externa da camisa e fluxo de calor normal aos eixos y e z igual a zero.

Tipo de elemento: 40- 2-DIM ortotrópico

Cores: 1(verde)- combustível, 2(vermelho)- folga, 3(amarlo)-

camisa

Grupos:1(verde)- combustível, 2(vermelho)- folga, 3(amarlo)-

camisa

Número de nós: 3934

Número de elementos: 3798

Linha de comando: SSAP10h circ9 /nl,1,15,1e-4,0,1.0/run

3.4- Relação entre a geração de calor q''' e o fluxo de calor na superfície

externa da camisa

Uma vez que no nosso problema, temos regime permanente, o calor gerado dentro do combustível terá de sair através da superfície externa da camisa. Dessa forma, o fluxo de calor por unidade de área (W/mm^2), que neste caso é uniforme devido a geometria, pode ser calculado da seguinte forma:

$$q'''_{cr} = \frac{q'' \pi R_c^2 L}{2\pi R_c L}$$

(Ver fig. 3.1)

$$\text{ou } \frac{q''}{2R_c} = \frac{q'''_{cr}}{R_c}$$

$$\frac{q''}{q'''_{cr}} = C_1$$

Na relação acima, observa-se que q''' é proporcional a q'''_{cr} ,

não importando a distribuição de temperaturas e o valor de q''' . A relação abaixo, veremos, nos capítulos seguintes, que é válida no caso do novo formato, e será importante na "otimização" do formato.

No limite de fluxo de calor crítico, temos:

$$q'''_{co} = C_1 q'''_{cr}$$

onde $C_1 = 2 R_c / R_c^2$ para o formato cilíndrico

Substituindo os valores, obtemos:

$C_1 = 0.3725 \text{ mm}^{-1}$ para o formato cilíndrico com as dimensões

usadas neste capítulo.

O valor de C_1 pode ser calculado, também, usando a relação

$$\frac{q''}{q'''} = \frac{q''_{cr}}{q'''_{co}} = C_1$$

Tomando os valores $q'''_{co} = 0.2253 \text{ W/mm}^3$ e $q''_{cr} = 0.61 \text{ W/mm}^2$,

obtemos:

$C_1 = 0.3693 \text{ mm}^{-1}$, que é bastante próximo do calculado acima

3.5- Cálculo do fluxo de calor na superfície do elemento combustível

O fluxo de calor na superfície externa da camisa será calculado por dois métodos e uma comparação dos resultados será feita:

1- Geração de calor

Uma vez que todo o calor gerado no combustível terá de ser

perdido através da superfície externa da camisa, o fluxo de calor q'' (W/mm²)

pode ser calculado como o calor gerado no combustível (W) dividido pela área

de troca de calor da camisa (mm²). Usando o valor de q'''_{∞} calculado pelo

ALGOR, obtém-se:

$$q'' = \frac{q''' R^2 L}{2\pi R^2 L} = \frac{0.2253 \cdot 6.2^2}{2 \cdot 7.16} = 0.6048 \text{ W / mm}^2$$

2- Cálculo do fluxo de calor pelo ALGOR

O SuperView de temperaturas possui o Menu Flux Magnitude,

através do qual podem ser visualizados os valores dos fluxos de calor em todos

os pontos do elemento combustível. Para os pontos da superfície externa da

camisa, o valor calculado pelo ALGOR (Ver Fig.3.5) é :

$$q'' = 0.61 \text{ W/mm}^2$$

Quando se tem líquido em ebulição, a superfície fica coberta de vapor, e a transferência de calor da camisa para o líquido ocorre até um certo limite, que é o fluxo de calor crítico (CHF- "critical heat flux"). Há várias correlações para o cálculo do fluxo de calor crítico. Neste trabalho, usaremos a correlação de Biasi e seguiremos o procedimento do exemplo 12.7.1 da referência(10). A correlação de Biasi é válida para condições de escoamento de alta qualidade, nas quais o vapor existirá, predominantemente, no núcleo.

3.7- Cálculo do fluxo de calor crítico

portanto, $D_e = 17,1 \text{ mm}$

perímetro do canal = $45,0 \text{ mm}$

perímetro do canal = $2\pi 7,16$

Área da secção transversal do escoamento = $193,14 \text{ mm}^2$

Área da secção transversal do escoamento = $18,82^2 - \pi 7,16^2$

$$D_e = 4 \frac{\text{Área da secção transversal do escoamento}}{\text{perímetro do canal}} \quad (3.6)$$

Consideramos na fig.3.6, no fim do capítulo, um arranjo retangular(quadrado), e calcularemos, à seguir, o diâmetro hidráulico.

3.6- Cálculo do diâmetro hidráulico

As condições dentro do reator são os seguintes:

$$p = 70 \text{ bar}$$

$$D = 17.1 \text{ mm}$$

$$L = 3.66 \text{ m}$$

$$T_m = 204^\circ \text{C}$$

$$G = 2000 \text{ Kg/m}^2 \text{ s}$$

A correlação de Biot é a seguinte:

$$q''_{\text{Biot}} = 15.048 * 10^7 (100D)^{-n} G^{-0.6} H(p_{\text{bar}})(1-x)$$

$$H(p_{\text{bar}}) = -1.159 + 0.149 p_{\text{bar}} \exp(-0.019 p_{\text{bar}}) + 9 p_{\text{bar}} / (10 + p_{\text{bar}}^2)$$

$$= -1.159 + 0.149(70) \exp(-0.019 * 70) + 9(70) / (10 + 70^2) = 1.728$$

$$n = 0.4$$

Nós precisamos de uma expressão para x que é obtida do balanço de calor:

$$q_{\text{cr}} = m x h_{\text{fg}} + m \Delta h_{\text{sub}}$$

$$x(z) = \frac{q_{\text{cr}}}{m h_{\text{fg}}} - \frac{\Delta h_{\text{sub}}}{4 q_{\text{cr}} z} = \frac{GD h_{\text{fg}}}{\Delta h_{\text{sub}}} - \frac{h_{\text{fg}}}{\Delta h_{\text{sub}}}$$

Para aquecimento uniforme, nós queremos $z=L$ e $q''_{\text{Biot}} = q''_{\text{cr}}$.

$$\Delta h_{\text{sub}} = 0.389 * 10^6 \text{ J/kg}$$

$$h_{\text{fg}} = 1.51 * 10^6 \text{ J/kg}$$

fluxo de calor crítico está no meio do elemento combustível e o fator de serem diferentes dos valores típicos. A posição axial em que foi calculado o pode ser explicada pelo fato de os valores fluxo de massa da água usados valor típico, que é de 1.1 W/mm^2 nos BWR(4), notamos bastante diferença, que Comparando o valor do fluxo de calor máximo calculado com o

reatores tipo PWR, no capítulo 7.

correção em reatores tipo BWR, usamos o mesmo fator que usaremos nos calor crítico axial. Como não obtivemos dados a respeito desse fator de correção, que é a do fator de correção para não-uniformidade do fluxo de cálculo feito nesse item. A correção W-3 vem acompanhada por outra desenvolvida para distribuição uniforme de fluxo de calor axial, igualmente ao correção de Tong, mais conhecida como W-3. Esta correção foi não é possível usar a correção de Biasi. A correção mais usada é a Para o cálculo do fluxo de calor crítico em reatores tipo PWR,

$$q''_{cr} = 0.61 \text{ W / mm}^2$$

de 1.2 para a não uniformidade do fluxo de calor axial, obtemos:

Utilizando um fator de segurança de 2.3 e um fator de correção

$$q''_{cr} = 1.7 \text{ W / mm}^2$$

$$q''_{cr} = 15.048 \cdot 10^7 [100(0.017)]^{-0.4} (2000)^{-0.6} (1.728) \times \left[1 - \frac{4q''_{cr}(3.66)}{0.386 \cdot 10^6} - \frac{2000(0.017)(1.51 \cdot 10^6)}{1.51 \cdot 10^6} \right]$$

Portanto, nós temos:

correção refere-se à essa posição; se mudarmos a posição, naturalmente, o fator de correção mudará.

3.8- Análise dos resultados para o elemento combustivel cilíndrico

Na fig.3.4., as cores estão associadas a valores de temperaturas. Através das cores, percebemos que as linhas isotérmicas são circunferenciais. Entretanto, ao verificarmos os valores de temperatura, observamos que há variação circunferencial de temperatura na região do combustivel e da camisa que está próxima à folga. Para eliminarmos a falta de precisão nessa região, a malha foi refinada nessa região e obtivemos uma variação de $\pm 1\%$ em relação ao valor médio da temperatura na superfície do combustivel. Esta é a região que apresentou a maior variação circunferencial de temperatura e como o erro não é grande, consideramos que a malha não precisa mais ser refinada.

Observamos que as imprecisões que aparecem em uma região muito pequena do elemento combustivel são causados pelas diferenças nos valores de condutividades dos três materiais. O valor da condutividade da camisa, por exemplo, é mais de 20 vezes o valor de condutividade da folga. Se usarmos o valor de condutividade da camisa na folga, e fizermos a simulação, notamos, no Menu Precision, que as imprecisões diminuem bastante.

Neste Capítulo, utilizamos o método dos elementos finitos em uma análise não-linear de transferência de calor em regime permanente. Esta

análise requer, segundo Bathé(6), que a derivada da condutividade térmica com relação à temperatura seja conhecida a fim de que os valores de temperatura calculados sejam totalmente corretos. Contudo, no Algor, a entrada dos valores de condutividade térmica é através de uma tabela condutividade versus temperatura e, dessa forma, a descrição analítica da condutividade térmica não é feita, não permitindo assim, o cálculo exato de sua derivada e o cálculo da distribuição correta de temperaturas.

Outro problema que dificulta o cálculo correto da distribuição de temperaturas é o fato de os valores de condutividade térmica do dióxido de urânio serem difíceis de medir nas condições de temperatura e irradiação que existem dentro do reator. Na Fig.3.3, por exemplo, existem 3 curvas de condutividade térmica do dióxido de urânio, sendo que a curva utilizada nesse trabalho foi a c. A determinação dos valores de condutividade corretos deve levar em conta diversos fatores entre os quais a porosidade do combustível, etc

No cálculo da potência específica, há inúmeros fatores que não foram levados em conta neste Capítulo, pois o trabalho tem o fim de comparar, apenas, o elemento combustível cilíndrico com o formato que se assemelha com o glóbulo vermelho.

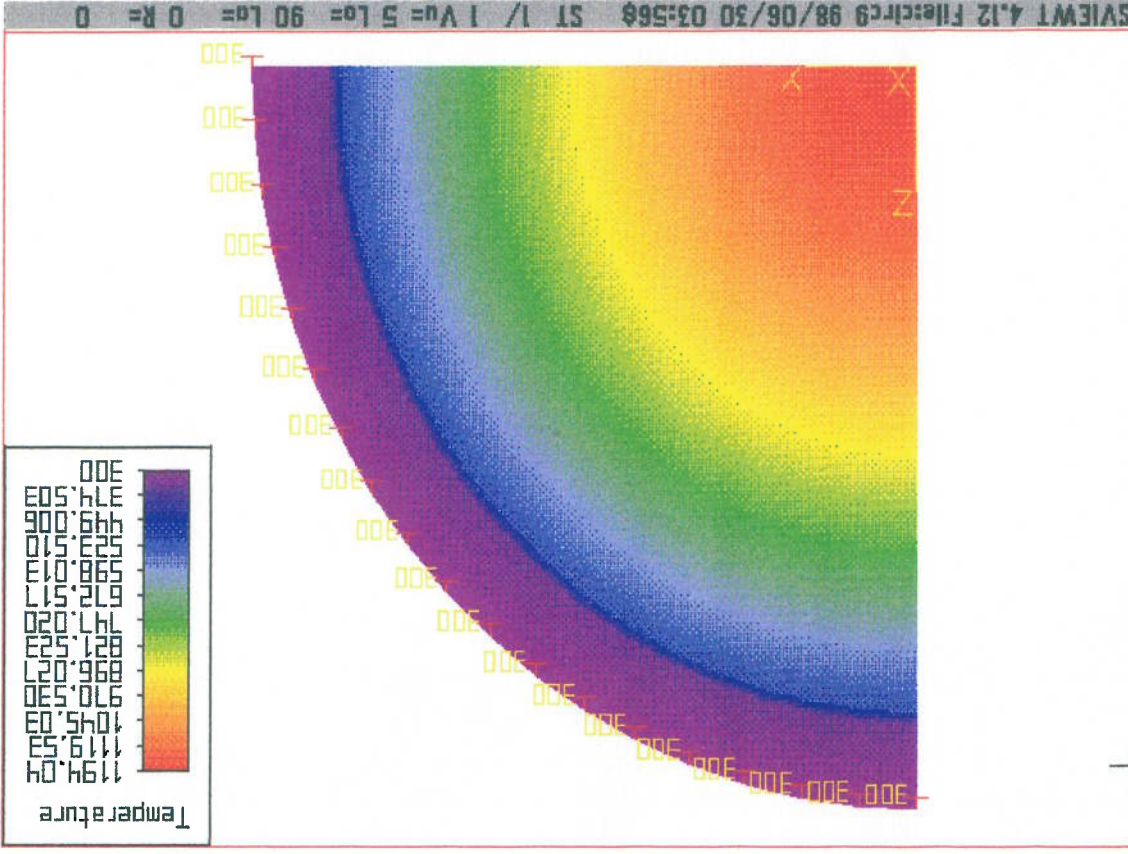


Fig.3.4 - Distribuição de temperaturas no elemento combustível cilíndrico

Fig.3-5- Distribuição de fluxos de calor no elemento combustível cilíndrico

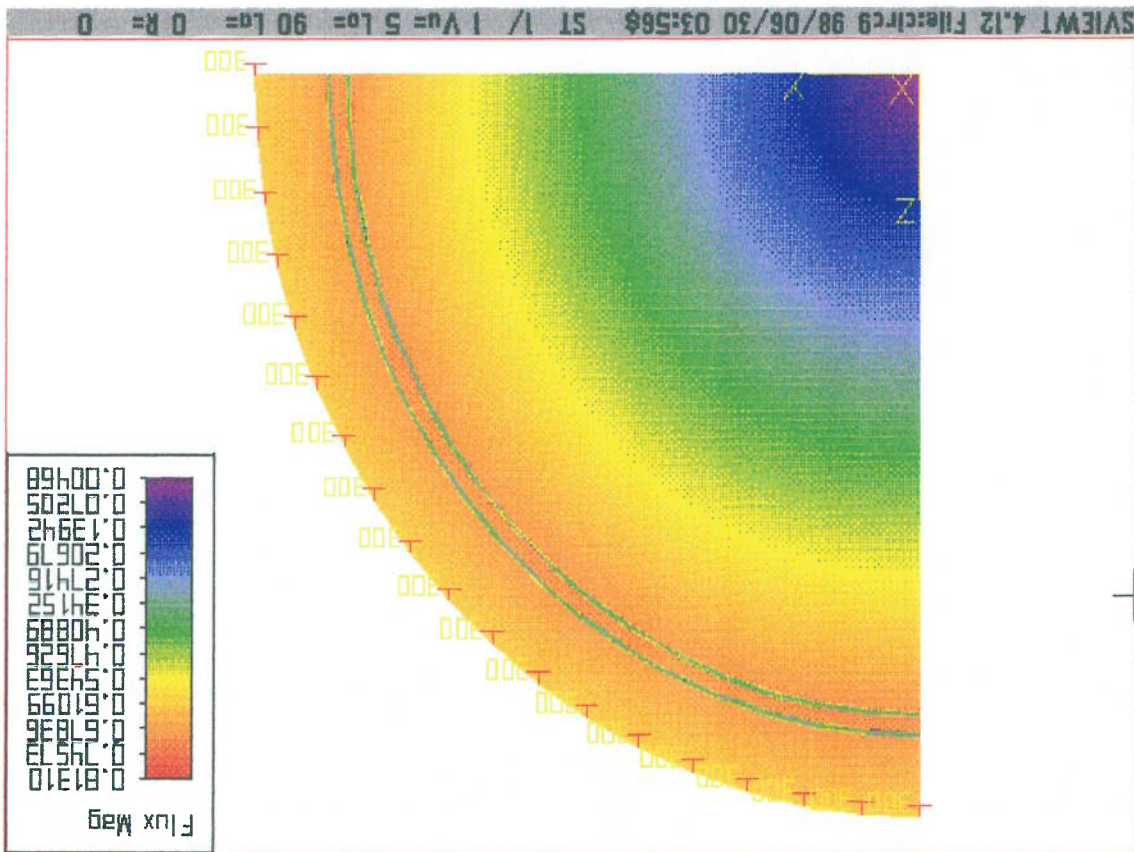
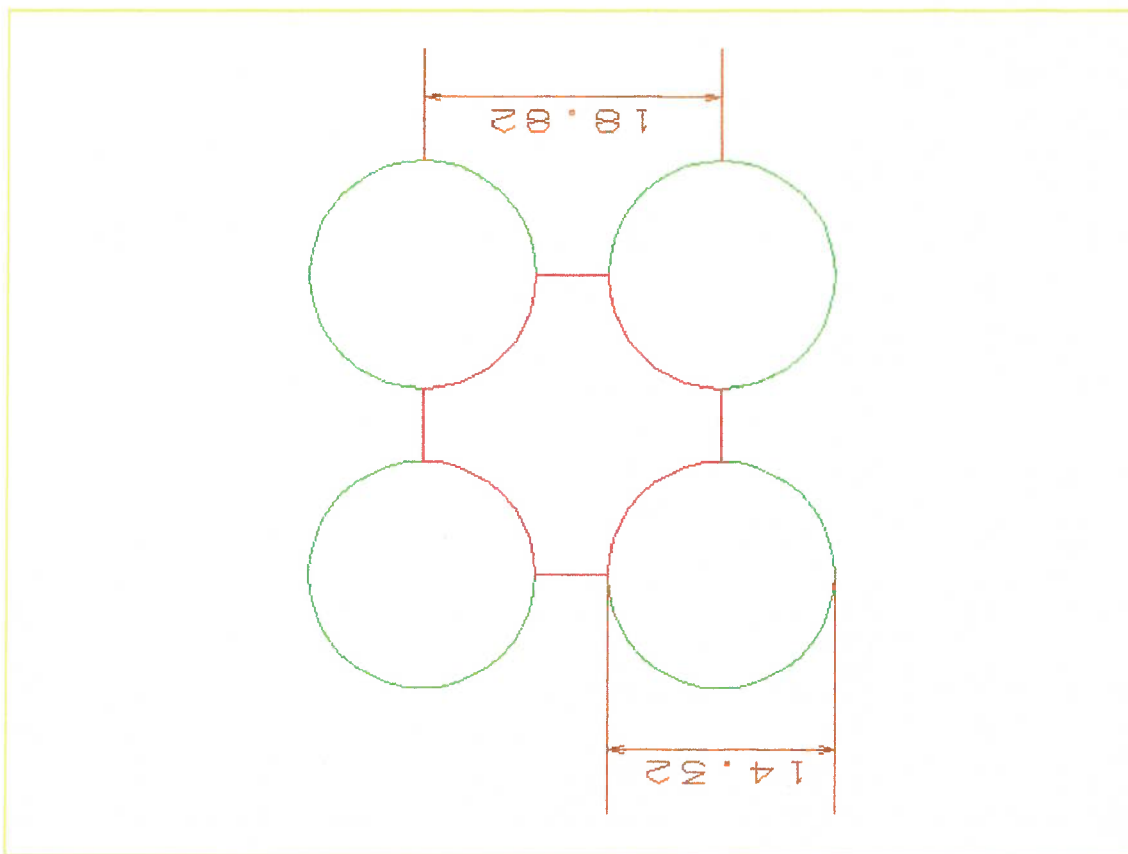


Fig.3-6- Arranjo retangular (quadrado) de elementos combustíveis de um BWR



Com a criação destas células, o oxigênio precisa ter a capacidade de penetrar e sair das mesmas, num tempo bem curto, através dos água.

obtem-se uma viscosidade aproximada de quatro a cinco vezes maior que a das suspensões sólidas). Com a aglomeração das hemoglobinas nas células, viscoso como o melado) o sangue contém mais da metade do seu peso em dos animais mais simples, o líquido sanguíneo humano tornar-se-ia quase tão Estima-se que se a hemoglobina fosse suspensa livremente como no sangue alimentar o grande consumo de oxigênio exigido pelos mamíferos e aves. Deus, durante a concepção dos mamíferos, criou essa célula tendo como uma O glóbulo vermelho é uma maravilha da engenharia biológica.

4.1 Razão de ser do formato do glóbulo vermelho

formato. desta célula. Isto ajudará na percepção das características especiais do novo vermelho sanguíneo humano, é interessante descrever alguns fatos acerca transversal do elemento combustível atual pelo formato sugerido pelo glóbulo Antes de estabelecer as vantagens de uma mudança do formato

4 FORMATO DO GLÓBULO VERMELHO

pulmões, e combinar com todas as hemoglobinas. O tempo para oxigenar 50% de um glóbulo vermelho, $T_{1/2}$ é de aproximadamente 10^{-4} segundos (11). O formato que permite essa difusão tão rápida é um disco achatado bicôncavo, com uma depressão no centro. A seção transversal do glóbulo é ilustrada na figura(1.3). Estima-se que se o formato do glóbulo vermelho fosse esférico, seria necessário um número nove vezes maior desses glóbulos para executar o mesmo trabalho que o formato atual (12):

As teorias acerca desse peculiar formato ainda permanecem conflitantes, e as explicações sobre a eficiência e rapidez na difusão de oxigênio não foram além da descrição de fatos quase óbvios. Hartridge, em 1920 forneceu uma explicação qualitativa (13) que até hoje é bem aceita. Ele chamou a atenção para o fato que o formato do glóbulo vermelho se encontra entre uma esfera e um disco chato infinitamente fino. O caminho a percorrer por uma molécula de gás oxigênio até alcançar a região central, a partir da superfície externa, para esses dois casos extremos, seria o mesmo para qualquer ponto da superfície externa. Porém, a esfera é um formato que minimiza a área superficial para um dado volume, e portanto, limita a taxa de penetração de gases. Por outro lado, um disco chato bem fino pode ser danificado facilmente e os gases penetrariam no seu interior mais na região central do disco do que nas extremidades. O formato bicôncavo está entre esses dois extremos. Esse formato, também permite mudanças moderadas de volume sem esticar a membrana do glóbulo, o que explica a sua grande durabilidade, mesmo tendo de passar por capilares com diâmetros menores que o seu próprio. (16) (17) (18).

Sabe-se que a equação de difusão de massa simples e a de condução de calor são similares. Portanto, se o formato do globo vermelho otimiza de alguma forma a difusão de O_2 para dentro do globo, deve, fazer também o mesmo com o calor. Um elemento combustível de seção transversal com o formato de um globo vermelho, poderia, portanto, eventualmente, permitir a condução de calor para dentro e para fora com maior facilidade. Isto significa que, primeiramente, a temperatura no centro poderia ser mais baixa se os outros fatores permanecessem iguais. Alternativamente, a taxa de liberação de calor por unidade de massa poderia ser aumentada de modo que a temperatura central fosse a mesma que anteriormente. Isto implicaria no aumento da P_c , com consequente aumento da potência do reator sem um equivalente aumento do inventário da massa físsil ou do vaso de pressão.

4.2 Descrição Analítica do Formato do Globo Vermelho

A família de curvas que melhor descreve analiticamente o globo vermelho é definida pela transformada conforme (19).

$$\underline{z} = a \operatorname{cn}(w)$$

onde $\operatorname{cn}(w)$ é uma função jacobiana elíptica, cujos formatos não só dependem do valor equipotencial ($v=v_0=\text{constante}$) como do parâmetro das integrais elípticas, m . Os gráficos seguintes mostram essa família de curvas para diferentes valores de m . Quando $m=0$, é fácil deduzir que a família de curvas é constituída simplesmente por círculos. No Capítulo seguinte, será explicado a maneira de se obter essas curvas e suas respectivas áreas e perímetros.

Fig.4.1- Representação da curva $z = a \operatorname{ch}(w)$ para $m=0.1$

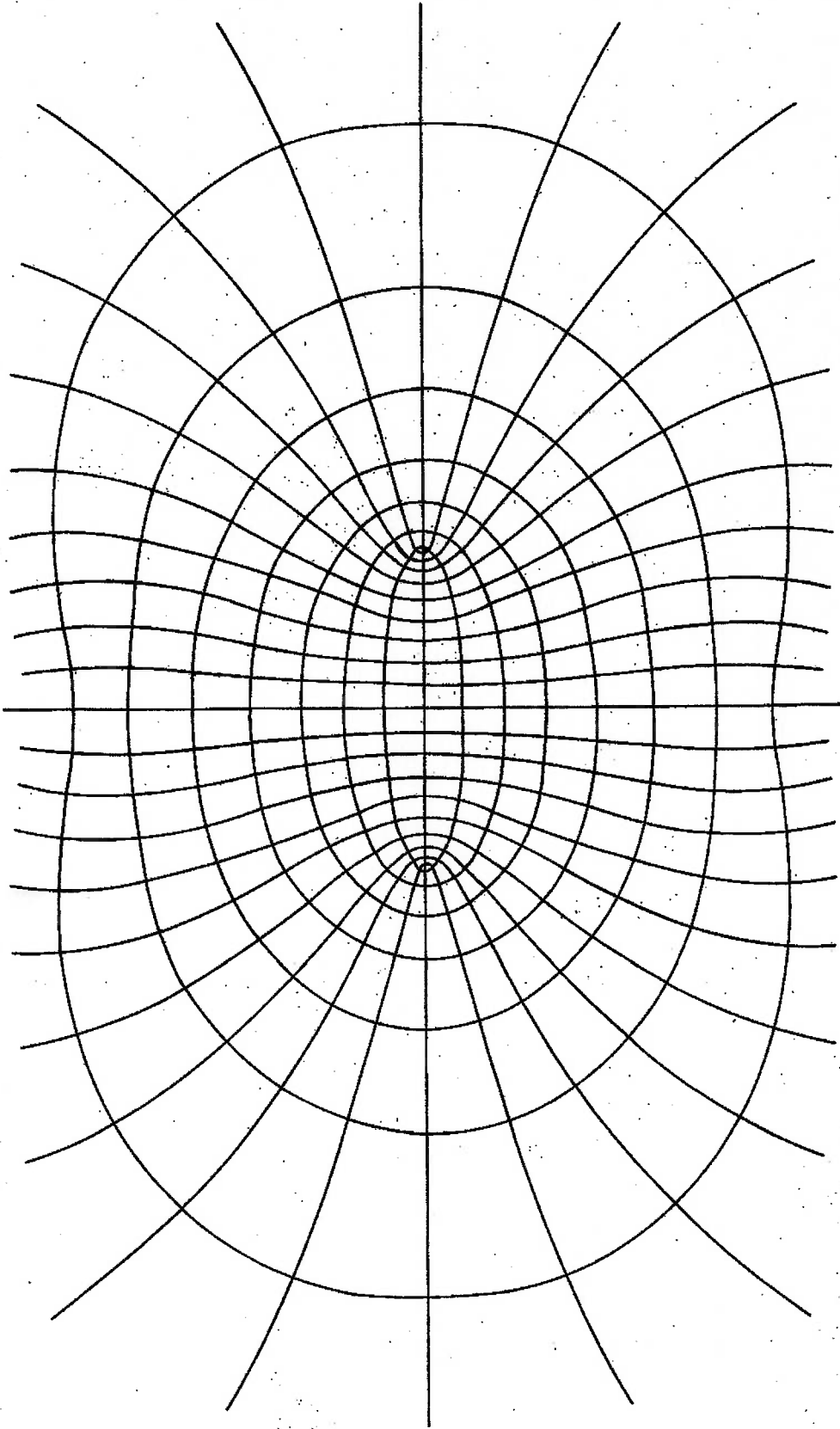


Fig.4-2- Representação da curva $z = a \operatorname{cn}(w)$ para $m=0.5$

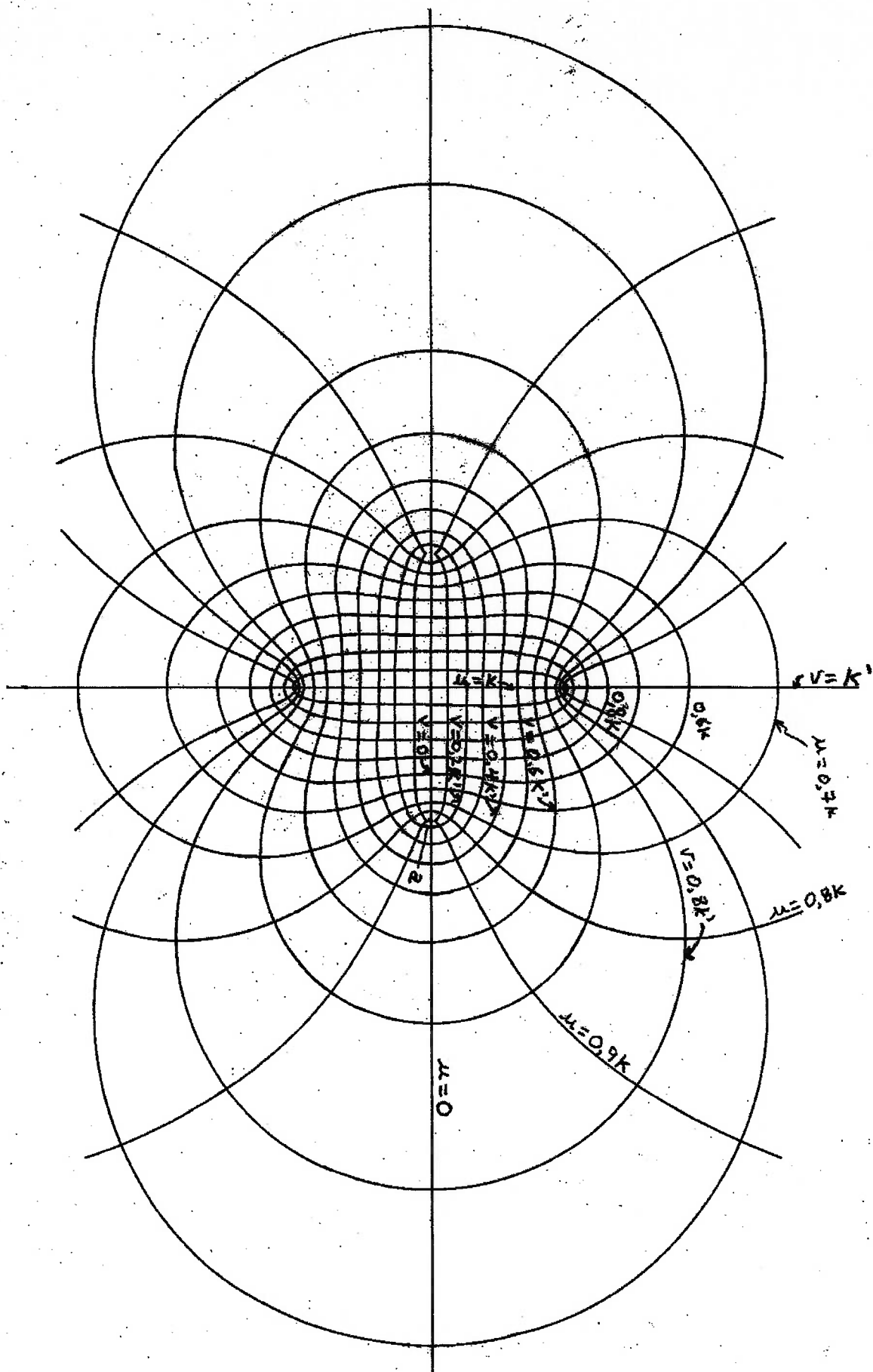
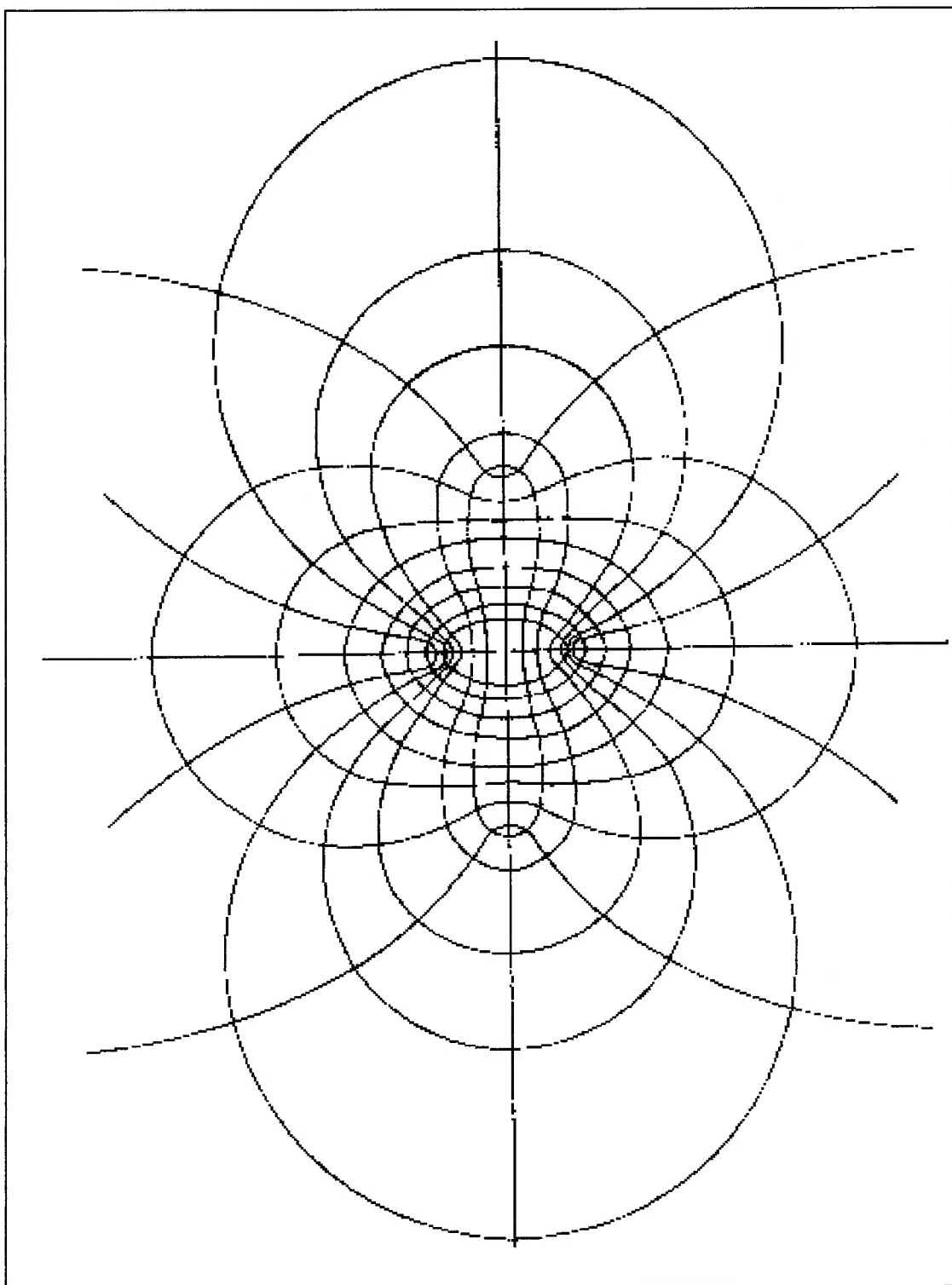


Fig. 4.3 – Representação da função $z = a \cdot \text{cn}(w)$ para $m = 0.9$



5 CÁLCULO DAS ÁREAS E PERÍMETROS DAS CURVAS RESULTANTES

DA TRANSFORMAÇÃO $z = a \operatorname{cn}(w)$

Antes de calcular as coordenadas das curvas que poderiam representar o formato do glóbulo vermelho, será apresentada uma introdução às funções elípticas jacobianas.

5.1 Funções Elípticas Jacobianas

Geralmente, a função $x = \operatorname{sn}(w)$ é facilmente obtida a partir de um triângulo. Analogamente, pode obter-se essa mesma função em termos de uma série infinita.

Por outro lado, a função $x = \operatorname{sn}(w)$ pode ser obtida através de uma equação diferencial tal como

$$\frac{d^2x}{dw^2} + x = 0$$

com as condições iniciais: $x = 0, \frac{dx}{dw} = 1$ para $w=0$. A solução desta equação

com essas condições iniciais na forma de uma tabela, ou em séries infinitas, serviria perfeitamente para a sua definição.

Contudo, a equação diferencial linear com coeficientes constantes dados acima, não é a única equação que poderá definir $x = \text{sn}(w)$. A equação abaixo serviria, também, para a mesma finalidade

$$\left(\frac{dw}{dx}\right)^2 = (1-x^2)$$

com as condições iniciais: $x = 0$, $\frac{dw}{dx} = 1$, para $w=0$

Considerando somente o valor positivo quando se extrai a raiz

quadrada acima, obtêm-se:

$$dw = \frac{\sqrt{1-x^2}}{dx}$$

ou

$$w - 0 = \int_x^0 \frac{\sqrt{1-x^2}}{dx}$$

Essa equação é facilmente integrável (20) e a solução é:

$$\int_x^0 \frac{\sqrt{1-x^2}}{dx} = \text{sen}^{-1} x = w$$

Nota-se que tanto x como w pode ser uma variável complexa.

De uma forma análoga, pode-se definir a função $x = \text{sn}(w)$

através da equação diferencial

$$(5.1) \quad \left(\frac{dw}{dx}\right)^2 = (1-x^2)(1-mx^2)$$

onde $0 < m < 1$.

Define-se a função elíptica jacobiana $\text{sn}(w)$ ("esse-ene") como sendo a solução dessa equação, satisfazendo as condições adicionais

de $x=0$, $dx/dw > 0$ para $w=0$. Essa solução pode ser obtida integrando-se

numericamente, ou por série, a seguinte integral resultante:

$$dw = \frac{\sqrt{(1-x^2)(1-mx^2)}}{dx}$$

$$w - 0 = \int_x^0 \frac{\sqrt{(1-x^2)(1-mx^2)}}{dx} = \text{sn}^{-1} x$$

Essa integral já foi amplamente estudada e os valores da

integração tabeladas em livros como o de Milne-Thomson(22). Nota-se que o

seu valor depende não somente de w mas também do parâmetro m .

Conventionalmente o valor desse parâmetro é limitado a ser inferior a 1, e

define-se o parâmetro complementar, m_1 , como sendo

$$m_1 = 1 - m$$

Geralmente, distingue-se facilmente qual o valor de m que está

sendo usado. Porém, para ser bem explícito sobre o valor dessa constante,

usa-se a forma $\text{sn}(w|m)$. Pode-se pensar que a função $\text{sn}(w)$ é uma

generalização da função $\text{sen}(w)$, pois, essa última pode ser obtida como um

caso especial da função $\text{sn}(w)$, quando se faz $m=0$.

As outras funções elípticas jacobianas, de interesse, podem ser

facilmente definidas através de equações diferenciais, ou por suas relações

com a função $\text{sn}(u)$ (23)

$$\text{sn}^2 u + \text{cn}^2 u = 1$$

(5.2)

$$m \text{sn}^2 u + \text{dn}^2 u = 1$$

A figura 5.1, mostra as funções $sn(u)$, $cn(u)$ e $dn(u)$ para alguns

valores do parâmetro m . Nota-se, nesses gráficos, que essas funções são periódicas e seus valores estão sempre entre -1 e 1 . O período dessas

funções é facilmente calculável observando-se o seguinte: Para $m=0$, vê-se na

Fig. 5.1, que $sn(\pi/2, 0) = \text{sen}\pi/2 = 1$. Ou, analogamente,

$$\frac{\pi}{2} = \text{sen}^{-1} 1 = w = \int_0^1 \frac{dx}{\sqrt{(1-x^2)(1-0x^2)}}$$

Nesse caso, $\pi/2$ é o "Quarto do período". Em geral, quando

$m \neq 0$, o quarto do período varia, dependendo do valor de m . Este quarto do

período é, designado de $K(m)$ ou simplesmente K . Quando o parâmetro usado

é m_1 , $K(m_1)$ é chamado de quarto do período complementar e é designado de

K' . O valor de K é calculado através da seguinte equação:

$$K = \int_0^1 \frac{dx}{\sqrt{(1-x^2)(1-mx^2)}} = \text{sn}^{-1} 1 \quad (5.3)$$

que é conhecida também como integral elíptica completa jacobiana de primeira

espécie, e seu valor é tabelado em livros como o "CRC Mathematical Tables".

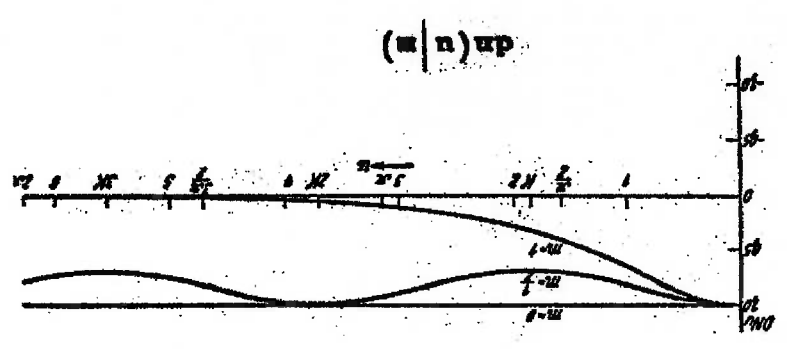
É fácil ver pela Equação 5.3 que $sn(K|m)=1$.

É conveniente especificar os valores de w em frações de K . Por exemplo,

quando $m=0$ e $sn(w)=\text{sen}(w)$, o valor de w num quarto do período variará de 0,

0.5K- ($\pi/4$), etc. até K- ($\pi/2$).

Fig. 5.1- Variações de Sn, Cn e Dn



Substituindo-se a equação 5.4 na equação acima e igualando-se as duas partes reais e as duas partes imaginárias, obtêm-se facilmente

$$(5.5) \quad z = a \operatorname{cn}(w) \text{ torna-se } (x - iy) = a \operatorname{cn}(u + iv)$$

As relações entre x , y e u, v são obtidos através do desenvolvimento da equação $z = a \operatorname{cn}(w)$. Definindo-se as funções complexas, como sendo $z = x - iy$ e $w = u + iv$,

5.2 Cálculo das Coordenadas Resultantes da Transformação $z = a \operatorname{cn}(w)$

$$\frac{dw}{dz} = -m \operatorname{sn}(w) \operatorname{cn}(w)$$

$$\frac{dw}{dz} = -\operatorname{sn}(w) \operatorname{dn}(w)$$

$$\frac{dw}{dz} = \operatorname{cn}(w) \operatorname{dn}(w)$$

obtidas e estão resumidas abaixo:

As derivadas das funções sn , cn e dn são também facilmente

$$(5.4) \quad \operatorname{cn}(u + iv) = \frac{\operatorname{cn}^2(u \setminus m) \operatorname{cn}(v \setminus m_1) - i \operatorname{sn}(u \setminus m) \operatorname{dn}(u \setminus m) \operatorname{sn}(v \setminus m_1) \operatorname{dn}(v \setminus m_1)}{\operatorname{cn}^2(v \setminus m_1) + m \operatorname{sn}^2(u \setminus m) \operatorname{sn}^2(v \setminus m_1)}$$

Uma outra relação importante para o cálculo dos valores da função $z = a \operatorname{cn}(w)$ é a fórmula da soma. Analogamente às identidades trigonométricas elementares para $\cos(x+iy)$ e outros (24).

$$\frac{\partial x}{\partial y} = \frac{\partial u}{\partial v}$$

$$\frac{\partial x}{\partial y} = -\frac{\partial v}{\partial u}$$

Essas novas coordenadas são ortogonais, pois, são resultado de transformações por funções analíticas complexas de coordenadas retangulares. Uma transformação dessa forma sempre resulta em sistemas de coordenadas ortogonais (25). Outra propriedade desses novos sistemas é que as equações da Cauchy-Riemann são satisfeitas, a saber:

Para facilitar os cálculos, um pequeno programa de computador foi escrito em Fortran. Este programa chama-se CONT (Apêndice B) e a entrada de dados é através de um arquivo de entrada. O programa escreve os resultados em um arquivo de saída. Para se escrever o arquivo de entrada, deve-se usar, de preferência, o Editor do Dos.

Para se obter as curvas das Figuras 4.1 e 4.2, que são curvas de $v_0 = \text{constante}$, e $u = u_0 = \text{constante}$, basta especificar m , u e v , ($m^2 = 1 - m$) e calcular x e y pelas relações acima usando-se as Tabelas de $\text{sn}(w)$, $\text{cn}(w)$ e $\text{dn}(w)$.

$$(5.6) \quad \begin{aligned} x = a \frac{\text{cn}(u|m)\text{cn}(v|m_1)}{\text{sn}(u|m)\text{dn}(u|m)\text{sn}(v|m_1)\text{dn}(v|m_1)} \\ y = a \frac{\text{cn}_2(v|m_1) + m\text{sn}_2(u|m)\text{sn}_2(v|m_1)}{\text{sn}(u|m)\text{dn}(u|m)\text{sn}(v|m_1)\text{dn}(v|m_1)} \end{aligned}$$

5.3- Perímetro e Área de uma Figura com $v=v_0$ nas

Coordenadas Transformadas u e v

Para cálculos de transferência de calor por convecção, é necessário conhecer o perímetro e a área transversal do elemento combustível no novo formato. Essas expressões serão obtidas em seguida.

Nas coordenadas cartesianas, uma distância é dada por:

$$(\Delta s)^2 = (\Delta x)^2 + (\Delta y)^2$$

ou no limite $ds^2 = dx^2 + dy^2$

Por outro lado, em coordenadas polares,

$$ds^2 = dr^2 + r^2 d\theta^2$$

Isto sugere que para outros tipos de coordenadas ortogonais tem-se:

$$ds^2 = g_1^2 du^2 + g_2^2 dv^2$$

onde g_1 e g_2 são chamados coeficientes métricos (26). Para a distância infinitesimal genérica nas coordenadas u e v , tem-se, portanto,

$$ds^2 = g_u^2 du^2 + g_v^2 dv^2$$

Moon e Spencer (26) apresentam a expressão geral para obter

os coeficientes g_1 e g_2 em qualquer sistema de coordenadas ortogonais:

$$g_1 = \left(\frac{\partial x}{\partial u}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial u}\right)^2$$

ou no caso em estudo,

$$g_u = \left(\frac{\partial x}{\partial u}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial u}\right)^2$$

As relações entre x, y e u, v foram anteriormente obtidas através

da equação $z = a \operatorname{cn}(w)$. Como as equações de Cauchy-Riemann são satisfeitas

por essa transformação, resulta que $g_u = g_v$, pois,

$$g_u = \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)_z + \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_z + \left(-\frac{\partial v}{\partial x} \right)_z$$

ou

$$g_u = \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)_z + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)_z$$

Os termos do membro direito da equação acima são exatamente a definição de

g_v . Portanto, conclui-se que $g_u = g_v$.

Voltando à equação 5.6, usando as relações de diferenciação, e

as identidades mencionadas, obtêm-se

$$g_u = a \frac{D_z}{N_z} \quad \text{onde}$$

$$N_z = \left[\operatorname{sn}_z^2(v|m_1) + \operatorname{sn}_z^2(u|m) \operatorname{cn}_z^2(v|m_1) \right] \left[\operatorname{dn}_z^2(v|m_1) - m \operatorname{sn}_z^2(u|m) \right]$$

$$D_z = 1 - \operatorname{dn}_z^2(u|m) \operatorname{sn}_z^2(v|m_1)$$

Nota-se que $d\bar{s} \cdot d\bar{s} = ds^2$ se

$$d\bar{s} = \sqrt{(g_u) du} + \sqrt{(g_v) dv} \quad (5.7)$$

pois e_u e e_v são vetores unitários ortogonais.

Como foi visto antes, uma das curvas de $v_0 = \text{constante}$ no novo

sistema de coordenadas obtidas pela relação de funções conjugadas

$\bar{z} = a \operatorname{cn}(w)$ poderá representar o formato transversal desejado. Portanto, para

definir o formato, basta especificar v_0 e m .

Para achar o perímetro do formato novo, segue-se o mesmo método usado para determinar o perímetro de um círculo. Para o círculo com $r=r_0$ = constante, a relação para a distância infinitesimal é dada pela equação

$$ds = \sqrt{g_\theta} d\theta = r_0 d\theta$$

Portanto,
$$\oint ds = r_0 \int_0^{2\pi} d\theta = 2\pi r_0$$

Para o formato do glóbulo vermelho definido por $v=v_0$, análogo ao caso do $r=r_0$, o perímetro P é dado pela Equação 5.7.

$$\oint ds = \int_K^K g_u du$$

ou
$$P = a \int_K^K \frac{D}{N} du$$

$$\frac{P}{a} = \int_K^K \frac{D}{N} du$$

(5.8)

Nota-se que a integral da equação 5.8 só depende de v_0 e m dados. Portanto, para cada formato (definido por v_0 e m), um cálculo será suficiente para qualquer tamanho definido pela constante a .

Para achar a área do formato sugerido pela célula vermelha,

segundo métodos usuais, tem-se:

$$\Delta A = (\text{incremento em } u) (\text{incremento em } v)$$

$$dA = (\sqrt{gu} \, du)(\sqrt{gv} \, dv)$$

como $gu = gv$, $dA = g \, du \, dv$,

resulta

$$\frac{A}{a^2} = \int_{K'}^{0} \int_{K''}^{\frac{D}{2}} du \, dv \quad (5.9)$$

Essa integração é, também, bem complexa. Porém, para cada formato ou dado

vo e m, basta calcular esta integral uma só vez, qualquer que seja o valor de a.

Para ilustração, será calculado em seguida o valor de A/a^2 para

uma possível curva do formato do novo elemento. Essa curva será $m=0.5$ e

$$v_0 = 0.7 \, K'$$

Pela equação 5.9,

$$\text{area} = A = a^2 \int_{K'}^{0} \int_{K''}^{\frac{D}{2}} du \, dv \quad \text{ou}$$

$$\frac{A}{a^2} = \int_{K'}^{0} \int_{K''}^{\frac{D}{2}} \frac{1 - \frac{1}{2} \frac{du}{u} \left[\frac{1}{2} \frac{dv}{v} \left(\frac{1}{m} + \frac{1}{m} \right) + \frac{1}{2} \frac{dv}{v} \left(\frac{1}{m} - \frac{1}{m} \right) \right]}{1 - \frac{1}{2} \frac{du}{u} \left[\frac{1}{2} \frac{dv}{v} \left(\frac{1}{m} + \frac{1}{m} \right) + \frac{1}{2} \frac{dv}{v} \left(\frac{1}{m} - \frac{1}{m} \right) \right]} du \, dv$$

O cálculo analítico dessa integral é uma tarefa quase impossível. Para resolvermos essa integral, o programa Trapezio, escrito em Fortran, será usado. Nesse programa, a integral é resolvida pelo método trapezoidal e por isso é necessário trabalhar com um número grande de pontos da curva para se

obter boa precisão. Os pontos da curva do novo formato são gerados através de outro programa, o SN03.

Para $m=0.5$, $v_0=0.7$ K' e $a=2.8$ cm, o valor da integral obtida foi $A=83.0$ cm². Como $a=2.8$ cm e $a^2=7.84$ cm², obtém-se a seguinte relação:

$$A/a^2 = 10.59$$

Portanto, se for desejado usar o formato definido por $v_0=0.7$ K'e $m=0.5$, com área seccional igual ao do elemento circular usado atualmente,

bastará usar a relação acima. Sabe-se que (pg.17) o diâmetro da pastilha de UO_2 real é de 1.24 cm. Portanto, a área é de 1.207 cm². Como $Área/a^2 = 10.6$,

conclui-se que $a=0.339$ cm.

6 CÁLCULO DA PC PARA O NOVO FORMATO EM REATORES TIPO BWR

Na avaliação do novo elemento combustível, a fim de compará-la

com o elemento combustível cilíndrico convencional, conservou-se constante a área transversal, A_t , da pastilha de combustível. Para uma dada área, o círculo oferece o menor perímetro possível. Logicamente, o novo formato terá mais área superficial. Portanto, de uma forma geral, as quedas de temperatura entre o centro e a superfície serão menores no novo formato do que no elemento combustível cilíndrico. Neste Capítulo, o valor de q'''_{co} será calculado para os formatos resultantes da transformação $z = a \operatorname{cn}(w)$ com os parâmetros $m=0.7$ e $v=0.5$, e $m=0.8$ e $v=0.4$, usando o software de elementos finitos ALGOR. No modelo que será calculado a seguir, a folga não existe, sendo que a camisa está apoiada na pastilha de combustível. A inexistência de folga foi sugerida pelo Engenheiro do IPEN José Perrotta e poderá resultar no aumento do valor da q'''_{co} .

Para o cálculo de q'''_{co} é necessário conhecer as coordenadas dos pontos da superfície externa da camisa, o que será feito no item seguinte.

6.1 - Cálculo das coordenadas da superfície da camisa

Primeiramente, calcularemos a derivada da reta normal a um ponto da curva que define o formato do glóbulo vermelho.

Para calcularmos as coordenadas da superfície externa da camisa, manteremos a espessura constante. Dessa forma, a distância entre os

$$m_s = -\frac{dy}{dx} = -\frac{\frac{\partial y}{\partial u}}{\frac{\partial x}{\partial u}} = -\frac{DYU}{DXU} \quad (6.4)$$

A seguir, obtêm-se:

$$e \quad A = CV^2 + m SU^2 SV^2$$

onde SU, CU e DU são $sn(u|m)$, $cn(u|m)$ e $dn(u|m)$, respectivamente. SV, CV e DV são $sn(v|m_1)$, $cn(v|m_1)$ e $dn(v|m_1)$, respectivamente.

$$DYU = \frac{\partial y}{\partial u} = \frac{SVDV[(CU DU^2 - m SU^2 CU)A - 2m SU^2 DU^2 SV^2 CU]}{A^2} \quad (6.3)$$

$$DXU = \frac{\partial x}{\partial u} = \frac{-SUDCV[A + 2m CU^2 SV^2]}{A^2} \quad (6.2)$$

obtem-se:

Usando as relações entre x, y e u, v , e fazendo $v = \text{constante}$,

$$\text{por} \quad m_s = -\frac{dy}{dx} \quad (6.1)$$

$m_s = -1/m_1$, então a derivada da reta normal a curva do glóbulo vermelho é dada

dy/dx . Uma vez que a derivada da reta perpendicular a essa reta é

A derivada m_1 da reta tangente em um ponto da curva é dado por

pontos da superfície do combustível e da camisa é constante. Sendo assim,

conforme se vê na fig. I do Apêndice F, pode-se escrever:

$$(6.5) \quad \sqrt{(X_{ic} - X_i)^2 + (Y_{ic} - Y_i)^2} = d$$

onde $i=1, \dots, n$; n é o número de pontos da curva do glóbulo.

Como X_{ic} , Y_{ic} e X_i e Y_i são pontos da reta definida pelo vetor

normal a curva do glóbulo vermelho, obtêm-se:

$$(6.6) \quad Y_{ic} - Y_i = m_s (X_{ic} - X_i)$$

Resolvendo as 2 equações acima, obtêm-se:

$$X_{ic} = X_i - \frac{\sqrt{1+m_s^2}}{d} \text{ se } m_s < 0$$

$$(6.7) \quad X_{ic} = X_i + \frac{\sqrt{1+m_s^2}}{d} \text{ se } m_s \geq 0$$

$$(6.8) \quad Y_{ic} = Y_i + m_s (X_{ic} - X_i)$$

Para facilitar os cálculos, o programa CONT (Apêndice B) foi

escrito em Fortran com o fim de determinar as coordenadas da superfície

externa da camisa.

6.2- Cálculo da q'''_{∞} (T=2800 °C) para um formato específico

Um formato específico - $m=0.7$ e $v=0.5$ será usado para o cálculo da geração de calor máxima q'''_{∞} (T=2800 °C), não sendo este, necessariamente, aquele que otimiza a q'''_{∞} .

Primeiramente, usando o programa SN03 e o programa Trapézio, calcularemos os pontos da superfície do combustível. A seguir, usaremos o programa Cont para calcularmos os pontos da superfície externa da camisa. Uma vez calculadas as coordenadas da camisa e do combustível, um modelo de um quarto do elemento combustível é desenhado no SuperDraw.

A equação para o elemento combustível com o novo formato é a mesma para o elemento combustível cilíndrico e é a seguinte:

$$\nabla \cdot [k(T) \cdot \nabla T] = -q''' \quad (3.4)$$

O coeficiente de convecção é muito alto, devido a água estar no estado saturado, e dessa forma a diferença de temperatura entre a superfície externa da camisa e a água é pequena. Dessa forma, a temperatura na superfície externa da camisa não tem quase variação e como no caso circular, admite-se que $T_{cf} = 300$ °C.

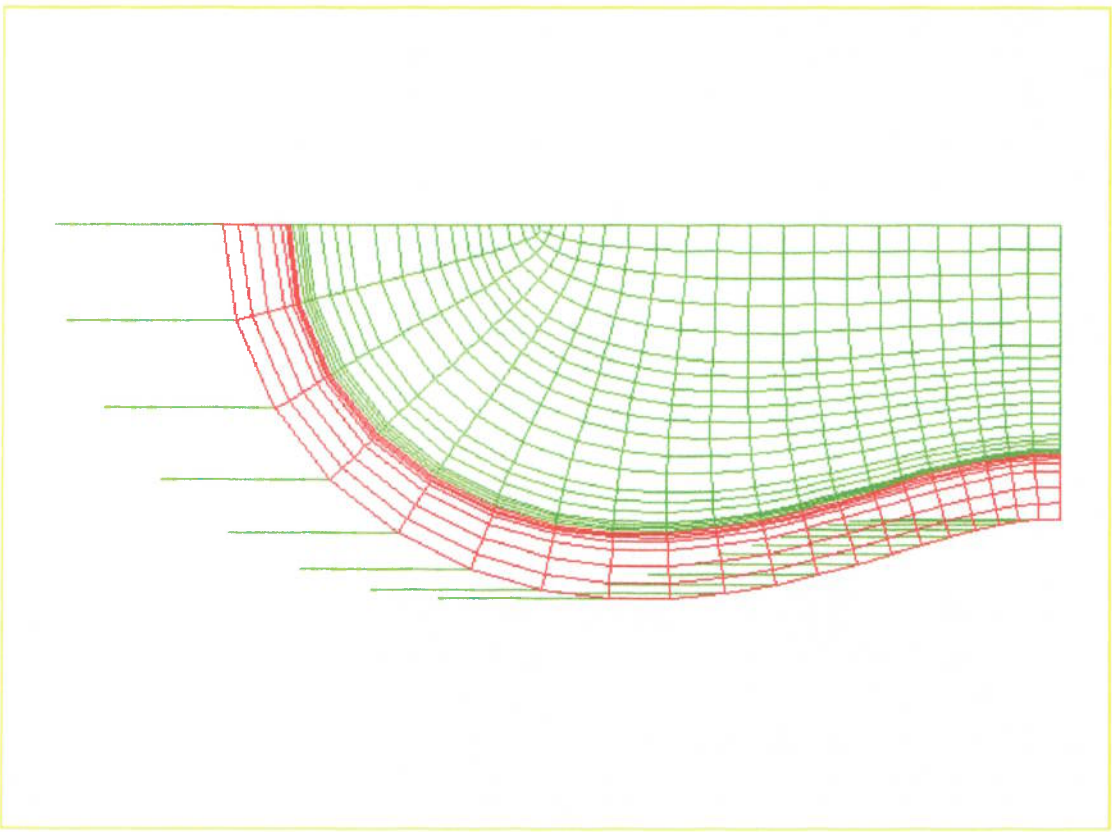
Para resolver a equação (3.4), o modelo da figura (6.1) foi desenhado no SuperDrawll nas coordenadas y-z e resolvido com o auxílio do ALGOR. O modelo apresenta apenas dois materiais: o combustível UO_2 e camisa de Zrly-2. Uma vez pronto o modelo, ele foi decodificado no Decoder Térmico e, depois disso, foi processado no SSAP10.

Uma região tanto da camisa quanto do combustivel que está próxima do contorno do combustivel apresenta imprecisão nos valores de

estão nesta região.

combustivel. De fato, as maiores temperaturas na superficie do combustivel uma vez que o fluxo de calor é maior na região mais fina do elemento constante e sofre variações da ordem de 130 °C. Tal resultado já era esperado, SuperView, verificamos que a temperatura na superficie do combustivel não é seguem aproximadamente o formato do contorno da camisa. Com ajuda do observa-se, com o auxílio das cores, que as linhas de temperatura constante A Figura 6.2, mostra os resultados do processamento, onde

Fig.6.1- Modelo de Elementos Finitos para o formato $m=0.7$ e $v=0.5$



temperatura. Como a região é muito pequena se comparado com o elemento combustível todo e o processamento consome bastante tempo devido ao tamanho da malha e ao fato de o ALGOR calcular iterativamente a temperatura no caso de a condutividade ser variável, o refinamento da malha não será feito.

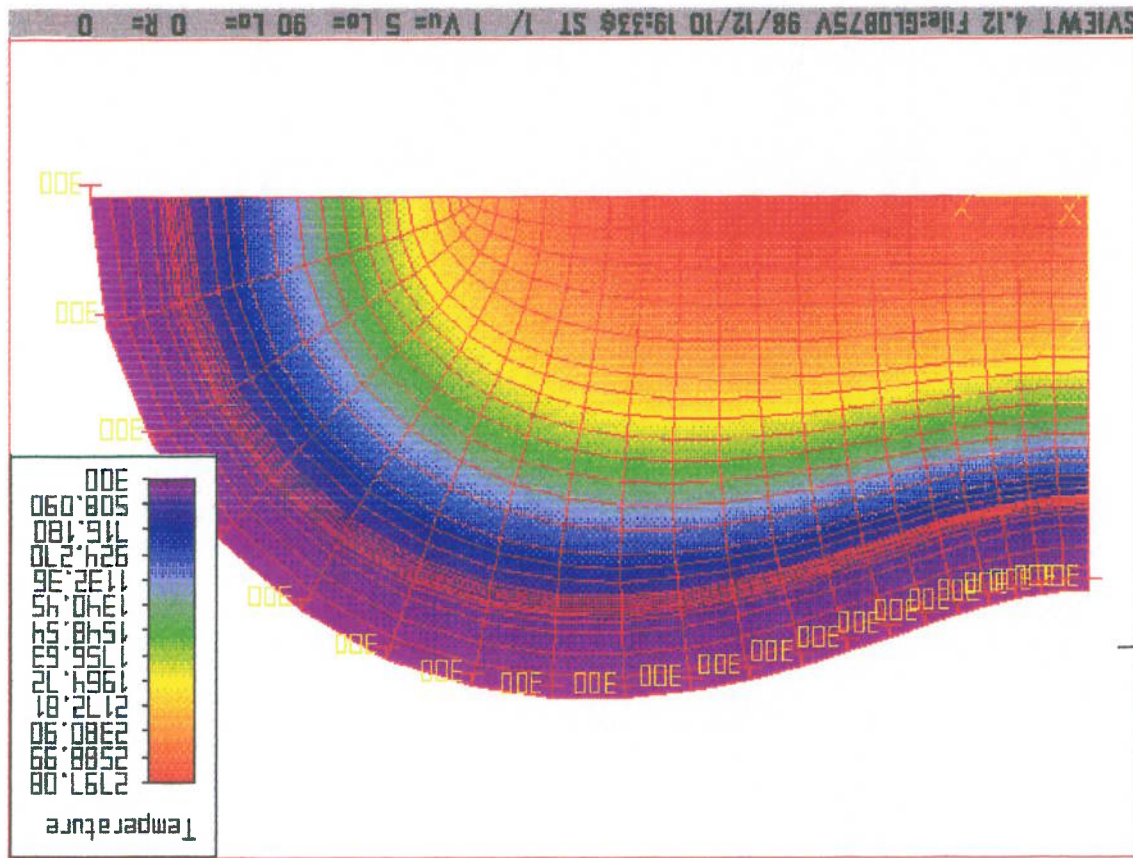


Fig.6.2- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.7$ e $v=0.5$

Na Fig.6.2, observa-se que a variação de temperatura na camisa é pequena, quando comparado com a variação de temperatura no combustível e a cor roxa permanece a mesma ao longo de toda a camisa. Nota-se, também, que na região central do combustível, perto do eixo y , a variação de temperatura nas direções y e z é pequena, já que no eixo y está localizado o

ponto de máxima temperatura. Nas outras regiões do combustível, a variação de temperatura é bem maior.

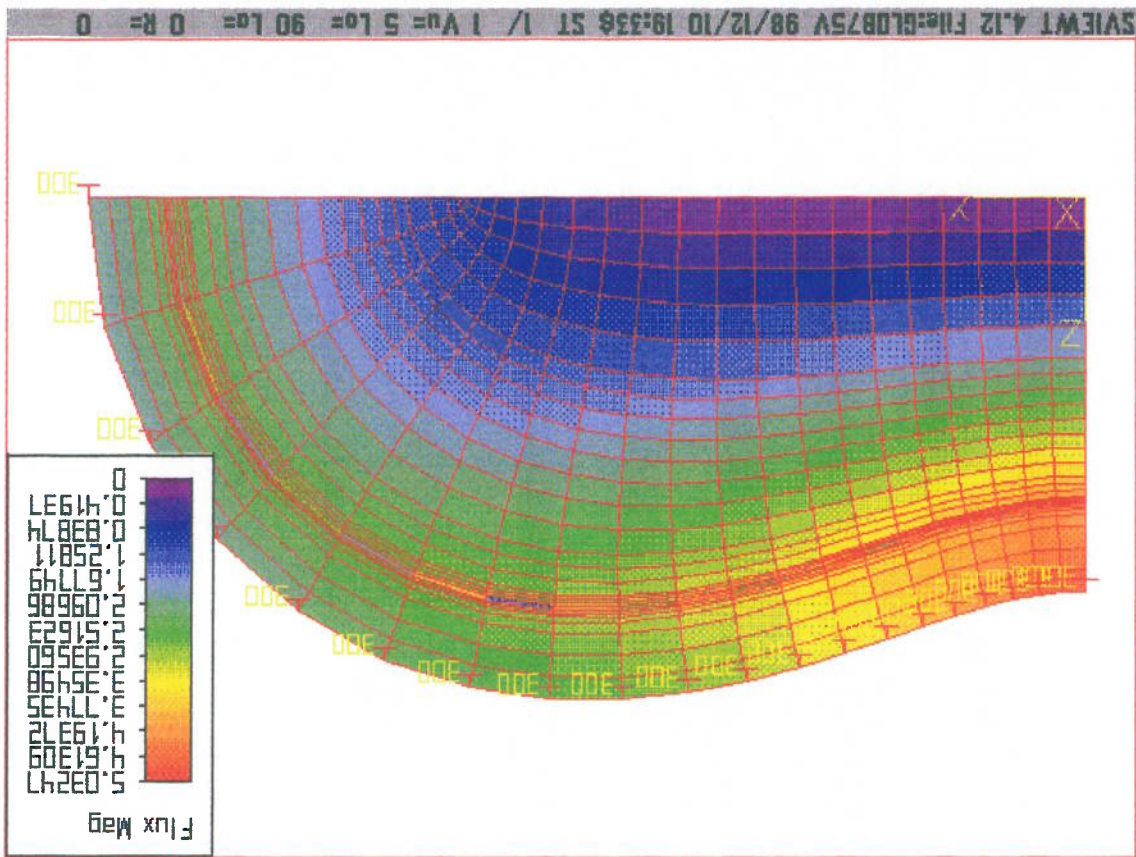


Fig. 6.3- Distribuição de fluxos de calor no formato $m=0.7$ e $v=0.5$

Outro fato a observar-se, na fig.6.2, é que as cores mudam rapidamente na região perto do eixo z, já que o fluxo de calor é maior nesta região.

Os valores calculados pelo ALGOR são:

$$q'''_{\infty} = 1,154 \text{ W/mm}^3$$

$$T_{sc} = T_{ci} = 411,63 \text{ a } 539,89 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$T(0,0) = 2682,75 \text{ } ^\circ\text{C}$$

6.3- Cálculo da q'''_{co} ($T=2800^{\circ}C$) para o formato $m=0.8$ $v=0.4$

Para resolver a equação(3.4) para o formato definido por $m=0.8$ e $v=0.4$, usamos as mesmas hipóteses do formato anterior no modelo da fig.6.4, e usando o software ALGOR, chegamos a resultados similares. A malha automaticamente pelo programa Supergen, sendo necessário apenas desenhar o contorno. Como existem 2 materiais, é necessário o uso de 2 layers, um para cada material, para que se possa usar a geração automática de malhas.

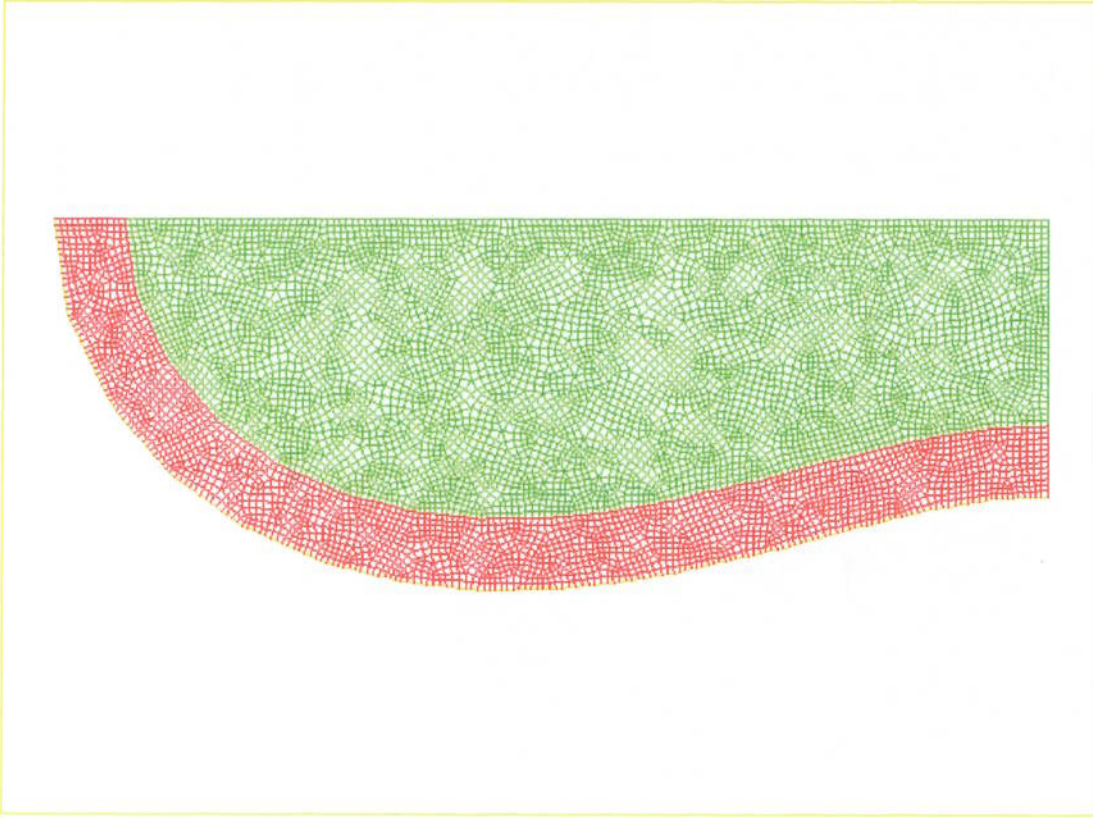


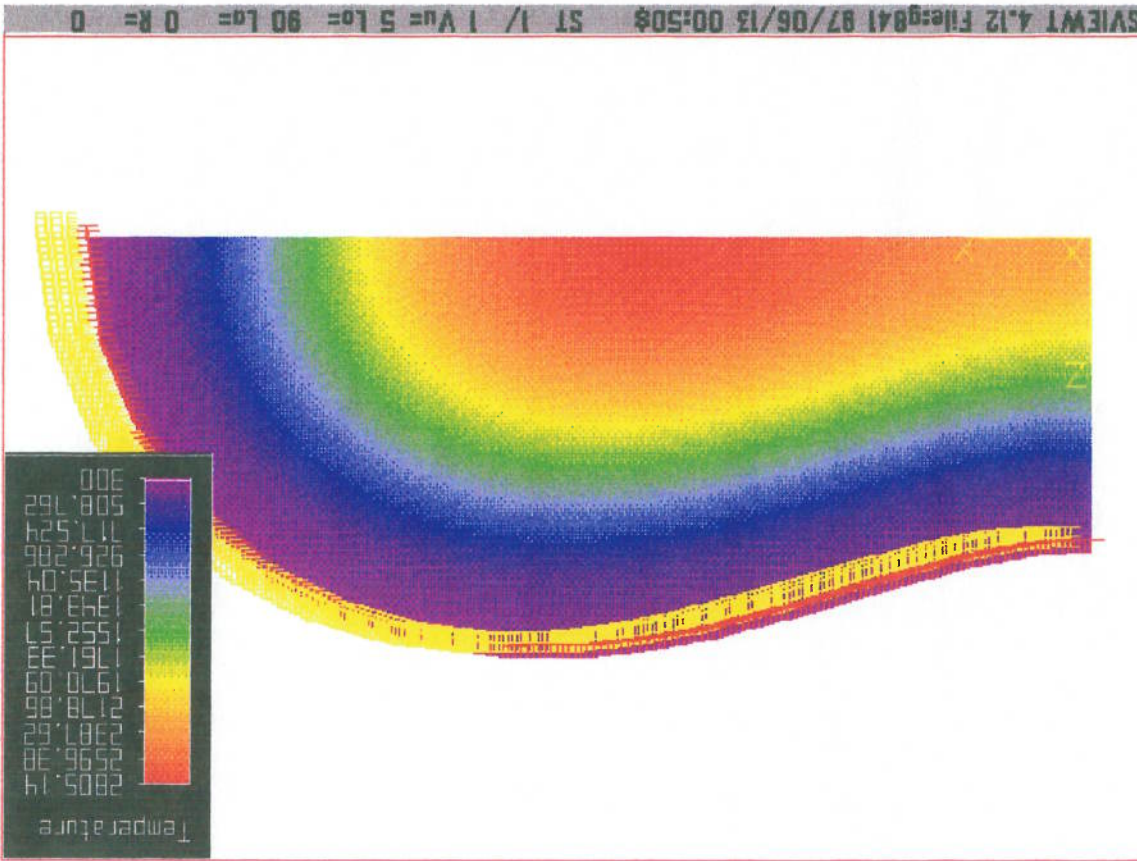
Fig.6.4- Modelo de Elementos Finitos para o formato $m=0.8$ e $v=0.4$

$$T_{sc}=T_{ci}=410 \text{ a } 533 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$q'''_{co} = 1,377 \text{ W/mm}^3$$

O ALGOR calculou, ainda, os seguintes valores:

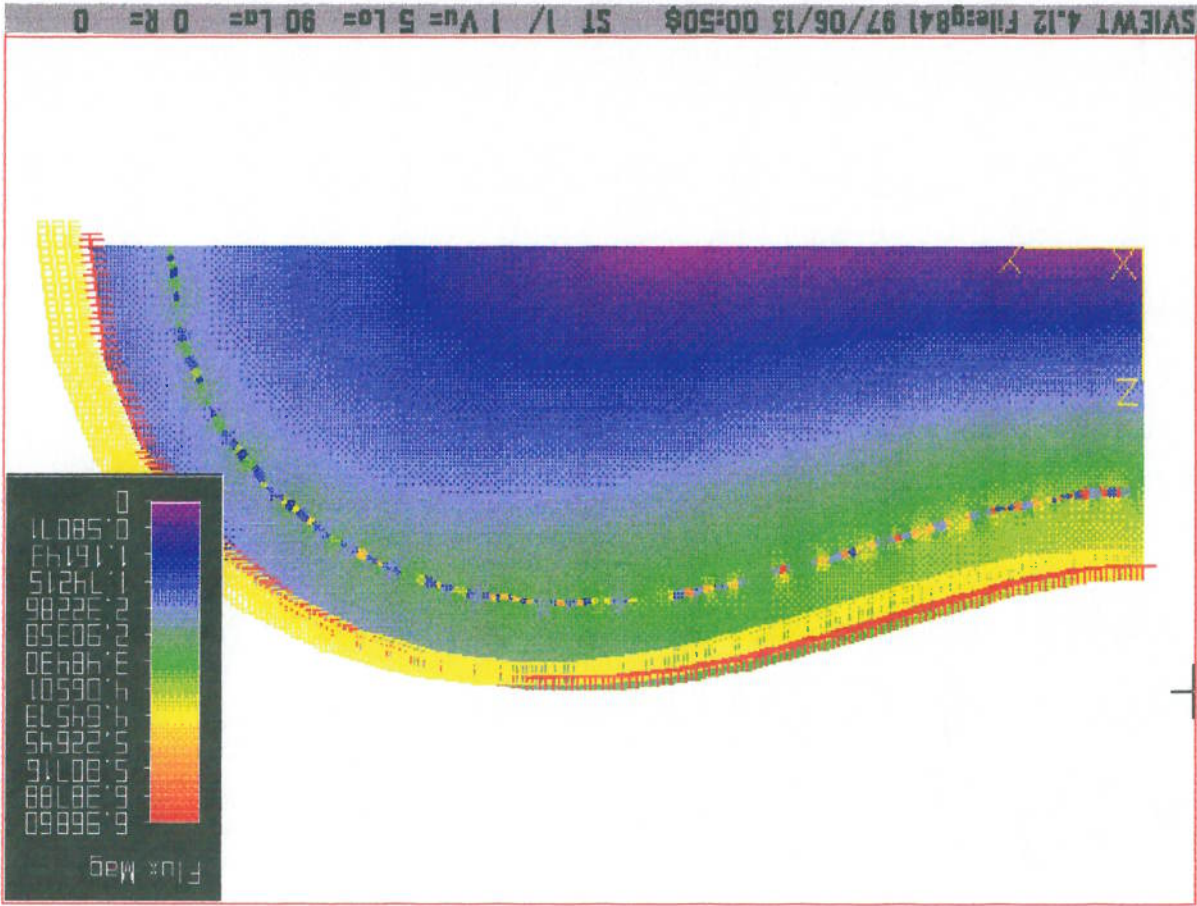
Fig.6.5- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.8$ e $v=0.4$



Observa-se na Fig.6.5, que o ponto de temperatura máxima $T=2800 \text{ } ^\circ\text{C}$ está distante do ponto $(0,0)$, já que o lugar de maior espessura está distante do eixo z . A temperatura no ponto $(0,0)$ é de $2338 \text{ } ^\circ\text{C}$ e o ponto de temperatura máxima é $(4,93827, 0)$.

Deve-se salientar que o cálculo de q''_{co} levou em conta apenas a temperatura de fusão do elemento combustível como único fator limitante e o fenômeno de fluxo de calor crítico, que ocorre tanto em reatores BWR como PWR, foi ignorado. Outro fato a considerar é a temperatura na camisa, pois acima de 400°C , o Zrly-2 da camisa reage com o UO_2 , o que não foi feito no cálculo acima e no anterior.

O objetivo dos cálculos acima, na realidade, não era determinar a máxima q''_{co} , mas comparar os modelos com camisa com modelos sem camisa com o fim de fazer a otimização.



6.6- Distribuição de fluxos de calor no formato $m=0.8$ e $v=0.4$

6.4- Resumo dos modelos de elementos finitos

Para os formatos analisados anteriormente, os parâmetros usados para as suas modelagem e processamentos no Algor foram os seguintes:

M=0.7 v=0.5

Nome: GLOB75V

Processador: SSAP10

Condição de contorno: temperatura de 300 °C no contorno da camisa e fluxo de

calor normal aos eixos y e z igual a zero.

Tipo de elemento: 2D ortotrópico plano

Cores, Grupos, Layers: 1(verde)- combustível, 2(vermelho)- camisa

Malha: 586 nós e 539 elementos

Linha de comando: SSAP10h glob75v /nl,1,15,1e-4,0,1.0/run

M=0.8 v=0.4

Nome: G841

Processador: SSAP10

Condição de contorno: 300 °C no contorno da camisa e fluxo de calor normal

igual a zero por motivo de simetria.

Tipo de elemento: 2D ortotrópico plano.

Cores, Grupos e Layers: 1(verde)- combustível, 2(vermelho)- camisa

Malha: 8185 nós e 7981 elementos

Linha de comando: SSAP10h g841 /nl,1,15,1e-4, 0, 1.0/run

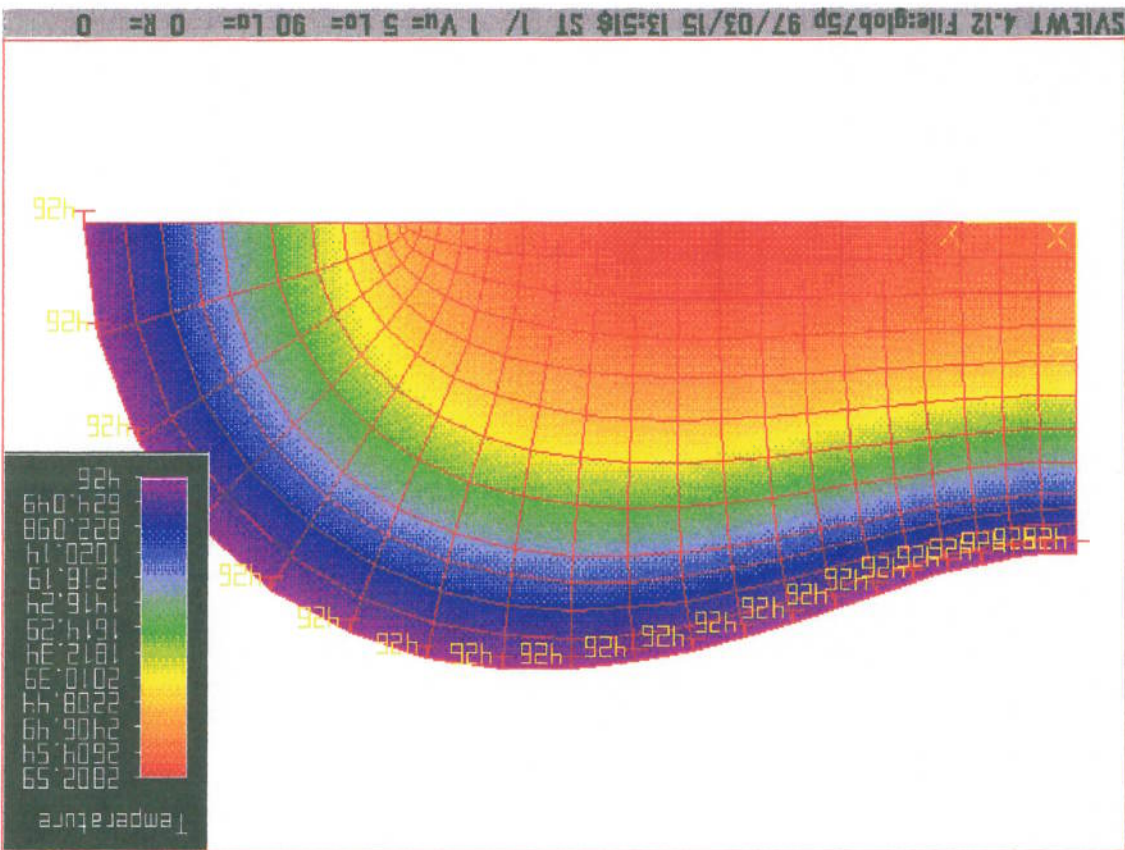
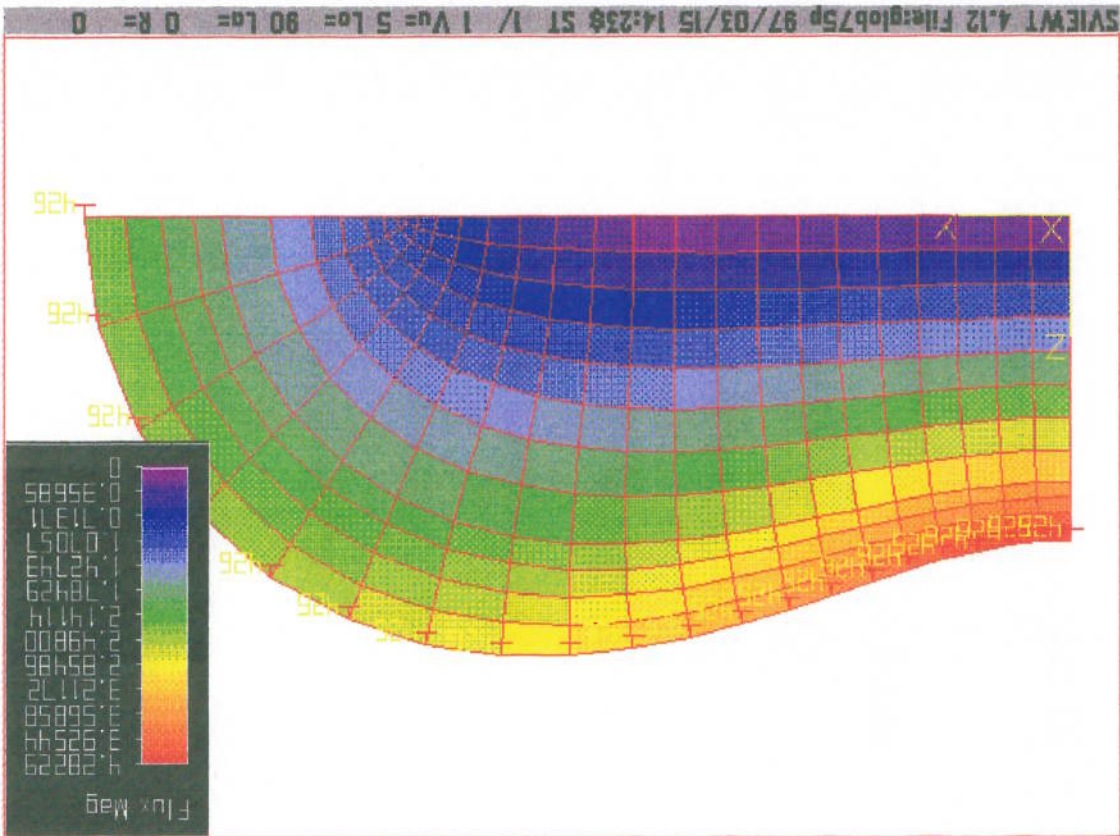
6.5- Otimização do formato para máxima q'''_{co}

Para a determinação do formato que otimiza a q'''_{co} , o método escolhido é o de tentativas. O ALGOR possui um programa, o Eagle, para otimização, mas o seu funcionamento, ao nosso entender, é muito parecido com o método das tentativas. Sendo assim, este foi o método escolhido, e, para usá-lo precisamos usar simplificações. Uma delas é o uso de temperatura constante na superfície do combustível dióxido de urânio, Esta aproximação permite que o modelamento seja feito somente no combustível, o que, de acordo com a experiência adquirida nesse trabalho, permite que se trabalhe com um número muito menor de elementos, já que o número de materiais é somente um. A temperatura constante no contorno do combustível permite resultados aproximadamente iguais aos do modelo com a camisa, o que será visto logo a seguir.

Tu(3) calculou para o formato $m=0.5$ $v=0.7$, usando o método de analogias físicas, o valor $T_{sc}=426$ °C para o contorno do combustível. No problema resolvido por ele, a folga também não existe. Ele adota como temperatura máxima no combustível a temperatura de fusão do UO_2 $T=2800$ °C. Este valor $T_{sc}=426$ °C será usado, também, para todos os formatos.

Para $m=0.7$ e $v=0.5$, o modelo sem camisa foi desenhado no SuperDraw e a distribuição de temperatura obtida está mostrada na figura(6.7).

Fig.6.7- temperaturas e fluxos do modelo sem camisa do formato $m=0.7$ e $v=0.5$



Comparando com o modelo com camisa, na Fig.6.2, verificamos

que as linhas de temperatura constante são aproximadamente iguais nos dois

modelos. Além disso, foram obtidos os seguintes valores:

$$T(y=0, z=0) = 2629,9 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$q'''_{\infty} = 1,189 \text{ W/mm}^3$$

Comparando com os valores do modelo com camisa, a variação

percentual é de -2,0 % e +3,0 %, respectivamente.

Uma vez que a distribuição de temperatura é muito semelhante e

o valor de q'''_{∞} não apresenta grande diferença nos dois modelos, chegamos à

conclusão que a temperatura $T_{sc}=426 \text{ } ^\circ\text{C}$ é uma boa aproximação para o

formato $m=0,7$ e $v=0,5 \text{ K}$.

Para os outros formatos, admitir-se-á que $T_{sc}=426 \text{ } ^\circ\text{C}$ é uma boa

aproximação.

O número de formatos resultantes da transformação $z = a \text{ cn}(w)$ é

infinito, pois m e v são números reais. Nessa otimização por tentativas, no

entanto, apenas alguns formatos serão analisados. Os valores de m serão 0,2,

0,4, 0,6, 0,8. Para cada m serão analisados os valores de

$v=0,2 \text{ K}, 0,4 \text{ K}, 0,6 \text{ K}, 0,8 \text{ K}$. O melhor desses formatos, provavelmente, estará

perto do formato ótimo, sendo que mudando um pouco o valor de m e v , poderá

se chegar ao formato ótimo. Nessa otimização, a área transversal do elemento combustível foi mantida constante, e dessa forma, a quantidade de combustível em cada elemento combustível é a mesma para todos os formatos, o que permite a comparação dos mesmos.

Nota-se que a discretização do modelo sem camisa é muito menor do que no modelo com a camisa e, sem a aproximação de temperatura constante no contorno do combustível, a otimização se tornaria quase impossível devido ao tempo de processamento.

Nas Fig.6.8 a 6.13, os campos de temperatura e fluxos de calor para vários formatos são mostrados. A temperatura máxima em todos os formatos é 2800°C , a fim de comparar com os resultados obtidos por $Tu(3)$. O resultado da tentativa de otimização com limitação pela temperatura de 2800°C mostra que o melhor formato dentre os simulados é aquele que possui os parâmetros $m=0.8$ e $v=0.2\text{ K}$, conforme se observa na tabela 6.1. Analisando-se os resultados da tabela, nota-se que os melhores formatos são aqueles que possuem os menores valores de v . Quando esse parâmetro v aproxima-se de zero, o formato aproxima-se de uma placa de comprimento infinito e espessura tendendo a zero. Tal resultado é óbvio, uma vez que a placa de comprimento infinito tem um perímetro infinito, e, portanto área de troca de calor infinita, permitindo assim, uma geração de calor infinita (o calor gerado tem de sair através da superfície externa da camisa, pois o problema é de regime permanente).

No problema resolvido por Tu , não foi feito o cálculo de fluxos de calor e assim, não observou-se que os valores de fluxos de calor estão altos para um modelo compatível com a realidade. Para diminuir os valores de fluxos

de calor é necessário diminuir a temperatura máxima, de modo que o fluxo máximo na superfície externa da camisa não exceda o valor do fluxo de calor crítico. Em condições normais de escoamento da água, o valor do fluxo de calor crítico é bem menor que o valor de fluxo de calor máximo na superfície externa da camisa correspondente a temperatura máxima de 2800 °C, que está mostrado na Fig.6.3, para o formato $m=0.7$ e $v=0.5$. Quando dizemos que os valores de fluxos de calor estão altos, estamos admitindo, inicialmente, o mesmo diâmetro equivalente do elemento cilíndrico para o novo formato no cálculo do fluxo de calor crítico, usando a correlação de Biasi (pg.30). Portanto, o valor do fluxo de calor crítico é o mesmo do caso circular. O valor de fluxo de calor máximo na superfície externa da camisa mostrado na Fig.6.3, é $q''=4.71$ W/mm², portanto, superior ao valor do fluxo de calor crítico $q''=0.61$ W/mm².

Os resultados acima mostram que o que limita a P_c do novo formato, na verdade, não é a temperatura de fusão do UO₂, mas o fluxo de calor crítico.

Uma vez que o fluxo de calor crítico é que, de fato, limita a P_c , o cálculo da q''_{co} para um dado formato pode ser feito por tentativas. Contudo, este procedimento é desnecessário, pois foi observado que para um dado formato, mantidas as suas dimensões, mudando o valor da geração de calor q''_{co} , e, portanto, os valores de temperaturas e fluxos de calor, a relação (q''_{co}/q''_{max}) se mantém constante. Esta relação foi demonstrada para o elemento combustível cilíndrico, no capítulo 3.

Admitiremos, inicialmente, que o fluxo de calor crítico é o mesmo para todos os formatos. Uma vez que q''_{cr} é um valor fixo, o formato que otimiza a geração de calor máxima q'''_{co} é aquele que apresenta o maior valor de C_1 , como se vê na equação (6.10).

Se todos os formatos trabalharem com o mesmo valor de fluxo de calor máximo, logicamente, o melhor formato será aquele que tem o maior C_1 , conforme se vê na equação (6.9).

para se determinar o valor de q'''_{co} .

$$q'''_{co} = C_1 q''_{cr} \quad (6.10)$$

Dessa forma, um valor arbitrário de q'''_{co} é usado como primeira tentativa para determinar o valor correto de q'''_{co} . Nessa primeira tentativa, faz-se a determinação de C_1 . A seguir, usa-se a relação abaixo:

$$\text{Escrevendo de outra forma } q'''_{co} = C_1 q''_{max}$$

para um dado formato, não importando o valor de q'''_{co} .

$$(q'''_{co} / q''_{max}) = C_1 \quad (6.9)$$

Em resumo,

Todavia, como na "otimização", os modelos não têm camisa, não

é possível calcular os valores de fluxos de calor máximos na superfície da camisa q''_{max} , e dessa forma usaremos o valor do fluxo máximo na superfície do combustível, ao invés do valor da superfície da camisa, para a determinação do valor de C_1 . Esse novo valor de C_1 é diferente do anterior e apresenta variação de no máximo 10 % em relação ao valor anterior. Esse novo valor de C_1 será usado para determinar a eficiência de um formato em relação a outro. Apesar de não utilizar o valor do fluxo de calor na superfície externa da camisa, ele não altera a ordem de eficiência dos formatos no que diz respeito a q''_{co} . O valor dessa nova constante C_1 está listado na tabela 6.1. Nesta tabela, adotamos a nomenclatura GLOB m v. Um exemplo poderia ser GLOB68, ou seja, $m=0.6$ e $v=0.8$ K.

Pela tabela, observamos que o formato que apresenta o maior valor de C_1 é o formato GLOB82, ou seja, dentre os formatos verificados, é o que apresentará a maior q''_{co} , supondo o mesmo valor para o fluxo de calor crítico para todos os formatos. Outro resultado obtido é que, para um dado valor de m , quanto menor o valor de v , maior é o C_1 . Portanto, os formatos que se aproximam de uma placa de comprimento infinito e espessura tendendo a zero, apresentarão os maiores C_1 .

No Capítulo seguinte, faremos o cálculo da q''_{co} , usando os modelos com camisa, e poderemos usar o valor de C_1 , ao invés de C_1' . Serão feitos apenas alguns modelos, pois os modelos com camisa necessitam de maior discretização para se obter boa precisão.

Tabela 6.1 Valores de fluxos de calor máximos, geração de calor máxima

(2800 °C) e coeficiente C₁'

glob mv	q'''max	q'''co	C ₁ '
	W/mm ²	W/mm ³	mm ⁻¹
22	3,15612	0,995	0,31526
24	2,55409	0,74	0,28973
26	2,69742	0,738	0,27359
28			
42	3,71536	1,277	0,34370
44	3,03782	0,87	0,28638
46	3,34958	0,87	0,25973
48	5,61666	1,115	0,19851
62	4,45208	1,74	0,39082
64	3,69378	1,111	0,30077
66	4,1583	1,072	0,25779
68	6,23305	1,198	0,19220
82	4,70825	2,168	0,46046
84	4,08049	1,404	0,34407
86	4,54019	1,249	0,27509
88	6,46452	1,255	0,19413
52	4,05194	1,474	0,36377
54	3,31489	0,97	0,29261
55	3,39623	0,932	0,27442
56	3,79158	0,98	0,25846
57	4,55251	1,054	0,23152
63	3,90545	1,295	0,33158
65	3,79419	1,062	0,27990
67	4,92647	1,13	0,22937
73	4,12507	1,475	0,35756
74	4,10726	1,272	0,30969
75	4,28229	1,189	0,27765
76	4,4379	1,17	0,26363

6.6-Cálculo da P_c para um formato específico em um reator BWR (limite é

$$\frac{0.61 q''_{cr}}{m})$$

Utilizaremos o formato $m=0.7$ e $v=0.5$ para o cálculo da q''_{co} .

levando em conta o fluxo de calor crítico, e mostraremos que esse formato específico não oferece vantagens em relação ao cilindro em um reator BWR. O fluxo de calor crítico é igual ao do formato cilindro de mesma área, portanto, $q''_{cr}=0.61 \text{ W/mm}^2$. O modelo é o mesmo da Fig.6.1 e a distribuição de temperaturas e fluxos de calor está mostrada nas Fig.6.14 e 6.15, respectivamente.

O valor da q''_{co} calculado pelo ALGOR é $q''_{co}=0.1512 \text{ W/mm}^3$.

Este valor é, portanto, inferior ao valor obtido para o formato cilindro, $q''_{co}=0.2253 \text{ W/mm}^3$, o que mostra que esse formato específico é pior do que o cilindro no que diz respeito à transferência de calor em reatores tipo BWR. No cálculo acima, não foi levado em conta o diâmetro equivalente do formato no cálculo do fluxo de calor crítico. A fim de simplificar, usamos o mesmo valor calculado para o formato cilindro, pois conforme mostramos, nos capítulos anteriores, o cálculo usando a correlação de Biasi (pg.30) não é tão simples. O uso da correlação de Biasi nos ensina que, aumentando o diâmetro, o fluxo de calor crítico aumenta.

A área da seção transversal do escoamento para o novo formato, supondo arranjo retangular, deve ser mantida igual a do elemento combustível cilíndrico, pois do contrário, em um mesmo valor de área transversal do núcleo, o número de elementos combustíveis com o novo

formato será diferente do número de elementos combustíveis cilíndricos, e um eventual ganho obtido na transferência de calor com um único elemento combustível poderá ser perdido pelo menor número de elementos combustíveis.

Como o perímetro do formato $m=0.7$ e $v=0.5$ K' é maior do que o circular, o diâmetro equivalente é menor, e desta forma, o fluxo de calor crítico é menor, e, por consequência, a densidade de potência e a potência específica são ainda menores que os valores calculados. Inicialmente, era de se esperar que esse formato específico apresentasse ganhos na transferência de calor já que o perímetro é maior. Se a distribuição de fluxos de calor (W/mm^2) na superfície fosse uniforme e o valor de fluxo de calor na superfície fosse igual ao do circular, o ganho na transferência de calor seria igual ao ganho do perímetro. Contudo, o fluxo de calor não é uniforme nesse formato específico e o fluxo de calor máximo concentra-se em uma região muito pequena do elemento combustível (fig.6.15), e, portanto, o aproveitamento do maior perímetro é muito pequeno. Isso tem forte influência no baixo valor do coeficiente C_1 . Nesse formato, nas regiões da superfície relativamente próximas ao local de fluxo de calor máximo superficial, o fluxo de calor (W/mm^2) diminui significativamente. No formato GLOB82 (fig.6.17), por exemplo, uma região relativamente grande tem valores de fluxo de calor próximos aos do valor máximo, e, portanto, o aproveitamento do perímetro maior é melhor, o que influencia no valor relativamente grande do C_1 . O outro formato que aproveita bem o perímetro é o próprio círculo, em que o fluxo de calor é uniforme na superfície. O conceito de coeficiente de aproveitamento do perímetro será

definido no capítulo seguinte e discutiremos a eficiência de cada formato na transferência de calor.

Dentre os formatos calculados, apenas os formatos GLOB 62 e GLOB 82 poderão apresentar ganhos na densidade de potência ao cilindrico, já que apenas esses têm o coeficiente C_1 maior que o cilindrico. Se supormos valores de fluxo de calor crítico iguais ao do cilindrico, o ganho na densidade de potência será, portanto, de 20 %. Entretanto, o diâmetro equivalente do formato GLOB 82 é menor, e dessa forma, o fluxo de calor crítico também é menor, o que deverá eliminar parte dos ganhos que o maior C_1 proporciona. Como o ganho na densidade de potência não deverá ultrapassar os 20 %, não nos sentimos muito estimulados a fazer cálculos levando em conta o diâmetro equivalente. Eventualmente, poderemos ter formatos melhores que o GLOB82, mas, provavelmente, serão aqueles de comprimento infinito, os quais deverão apresentar geração de calor não uniforme, visto que o fluxo de neutrons varia radialmente dentro do núcleo. Esses formatos estão, portanto, fora das hipóteses formuladas neste trabalho e não devem ser considerados.

Outro aspecto dos formatos de comprimento infinito é que para manter a área da seção transversal de escoamento do fluido constante, a distância entre eixos de dois elementos combustíveis deverá diminuir por causa do próprio comprimento. Assim, um elemento combustível deverá trabalhar muito próximo um do outro.

6.7- Cálculo da densidade de potência para o formato m=0.8 e v=0.2K'

(limite é o fluxo de calor crítico)

Utilizaremos o mesmo valor de fluxo de calor crítico calculado para o elemento circular na determinação da densidade de potência máxima para o formato m=0.8 e v=0.2 K' e as distribuições de temperaturas e fluxos de calor serão mostradas nas figuras 6.16 e 6.17.

O valor da densidade de potência máxima é $q'''_{co} = 0.2770$ W/mm³, portanto, superior ao valor do elemento combustível cilíndrico.

Contudo, o valor do fluxo de calor crítico usado no cálculo não levou em conta o diâmetro equivalente correto do formato, e, assim, a densidade de potência máxima do formato é menor que o valor calculado acima.

Como a área transversal de escoamento do formato cilíndrico deve ser igual à do formato que se assemelha ao glóbulo, o diâmetro equivalente pode ser calculado como

$$d_e = 4 \frac{P}{P}$$

Nesse Capítulo, entretanto, o diâmetro equivalente não foi usado nos cálculos da densidade de potência, visto que percebemos que o ganho de densidade de potência para o novo formato é maior nos PWR, e, sendo assim, maior cuidado será tomado, apenas, nos cálculos em reatores desse tipo.

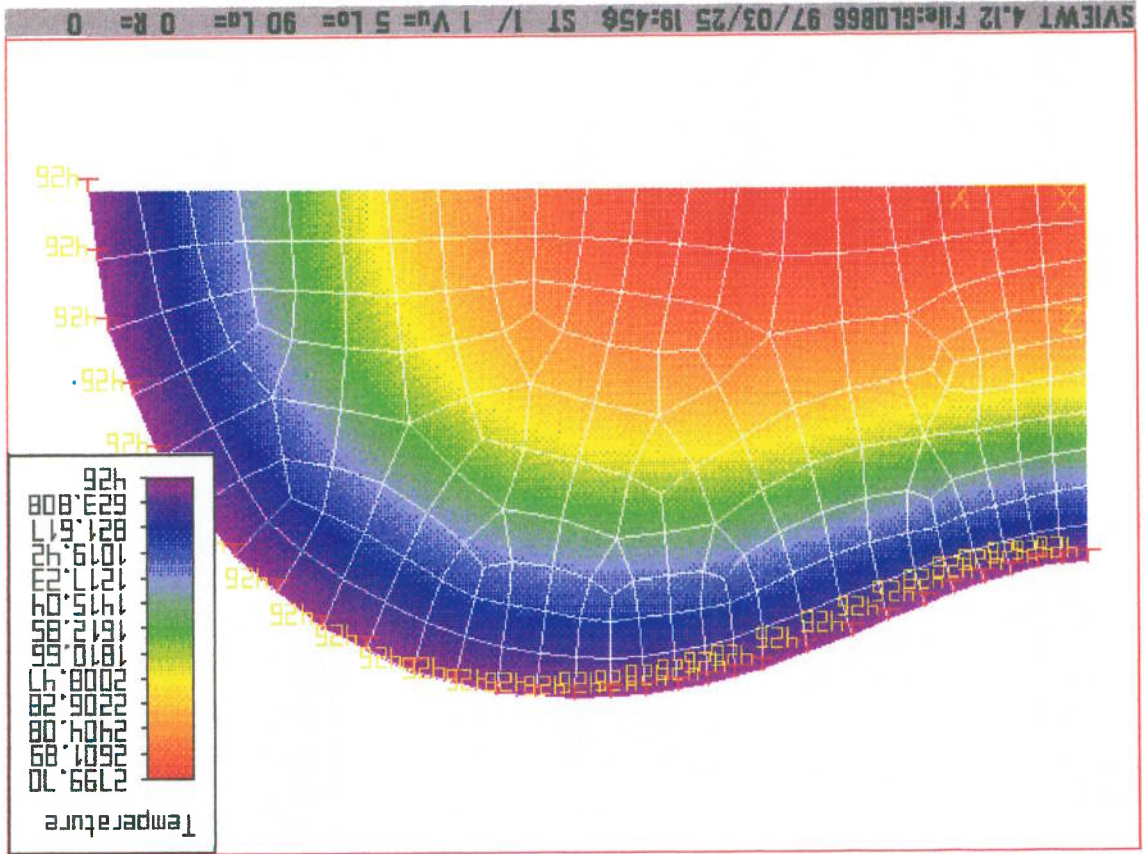


Fig.6.8- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.6$ e $v=0.6$

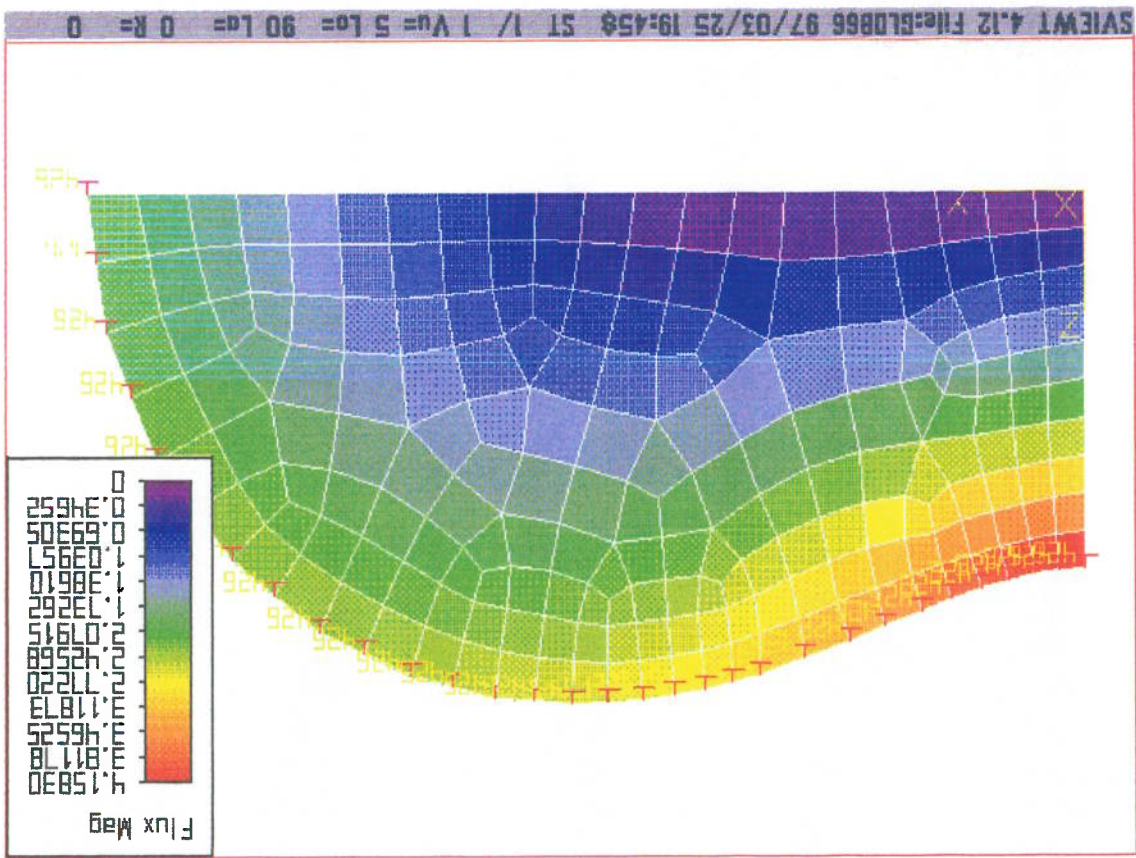


Fig.6-9- Distribuição de fluxos de calor no formato $m=0.6$ e $v=0.6$

Fig. 6.12- temperaturas e fluxos de calor no formato m=0.6 e v=0.8 K

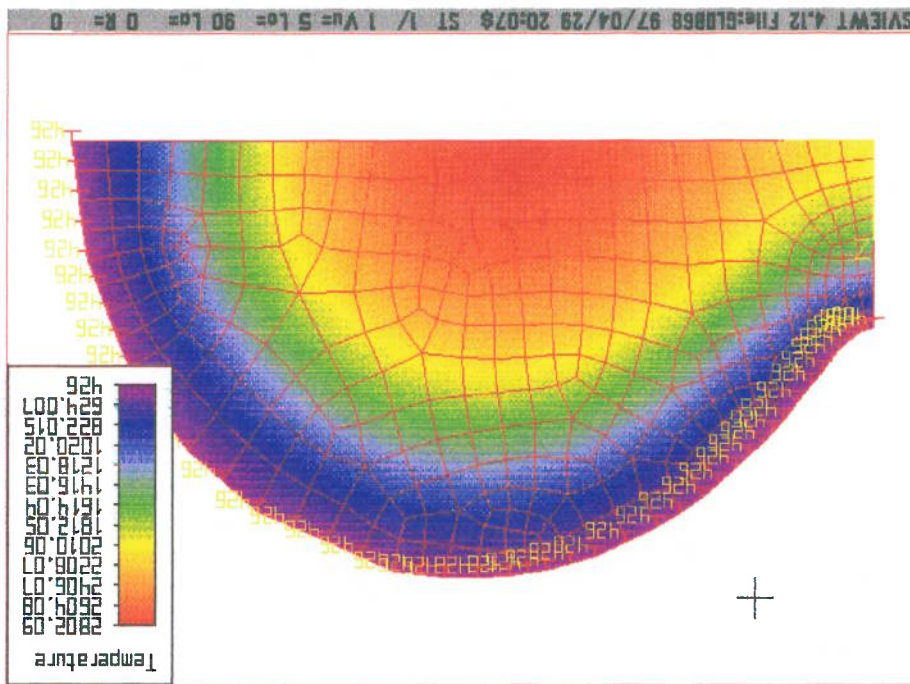
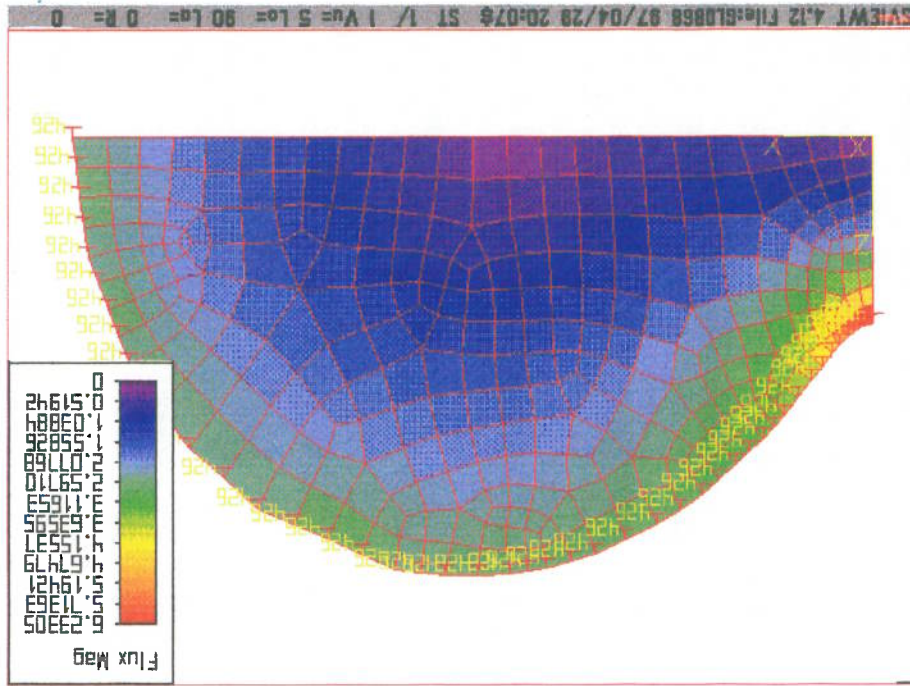
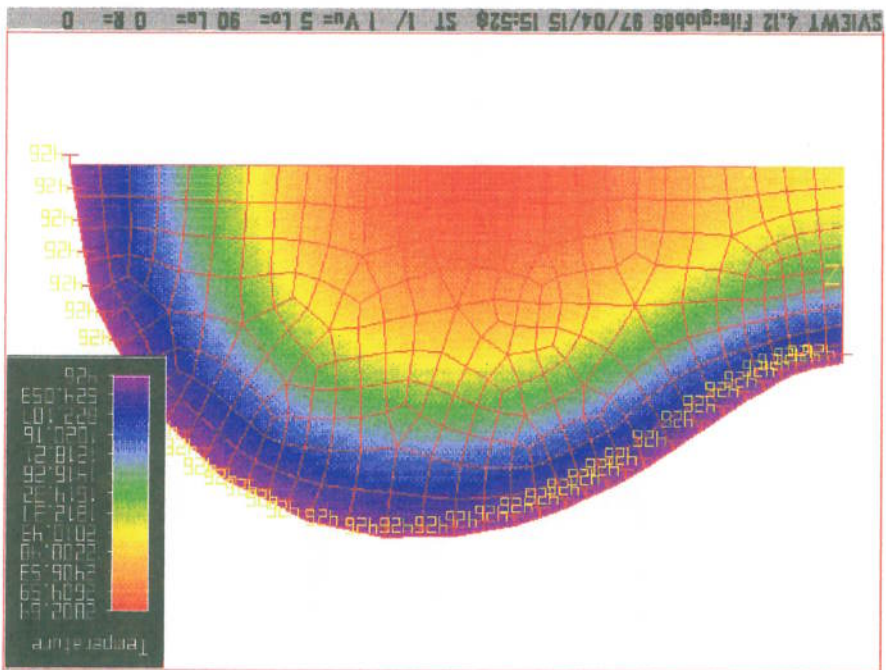
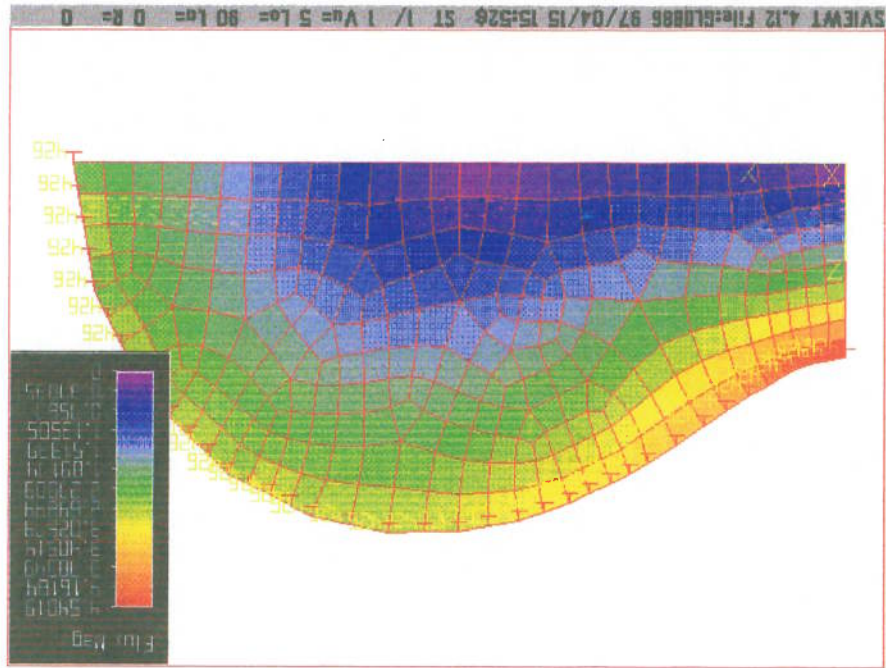


Fig.6.13 - temperaturas e fluxos de calor no formato m=0.8 e v=0.6



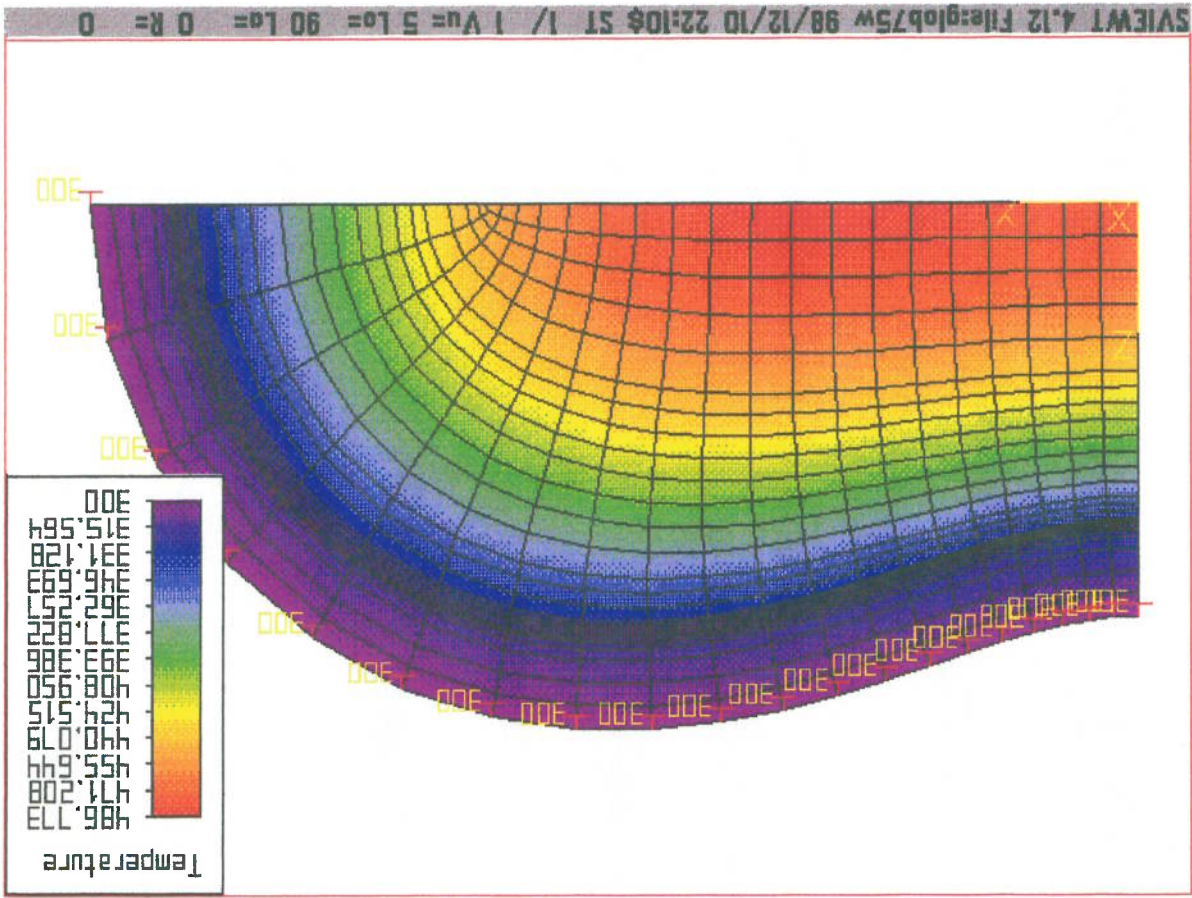


Fig.6.14- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.7$ e $v=0.5$ K'

Fig. 6.15- Distribuição de fluxos de calor no formato $m=0.7$ e $v=0.5$ K'

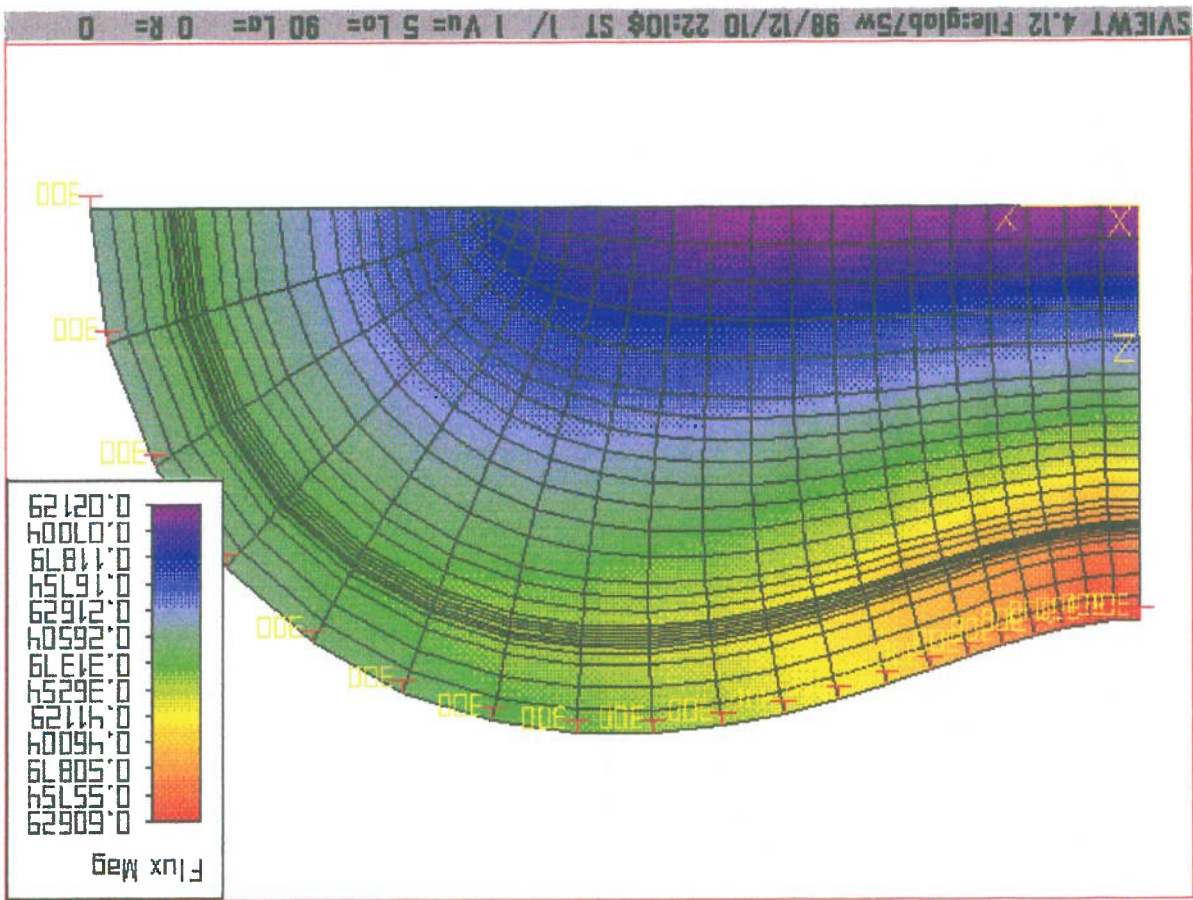


Fig. 6.16- Distribuição de temperaturas no formato m=0.8 e v=0.2 K'

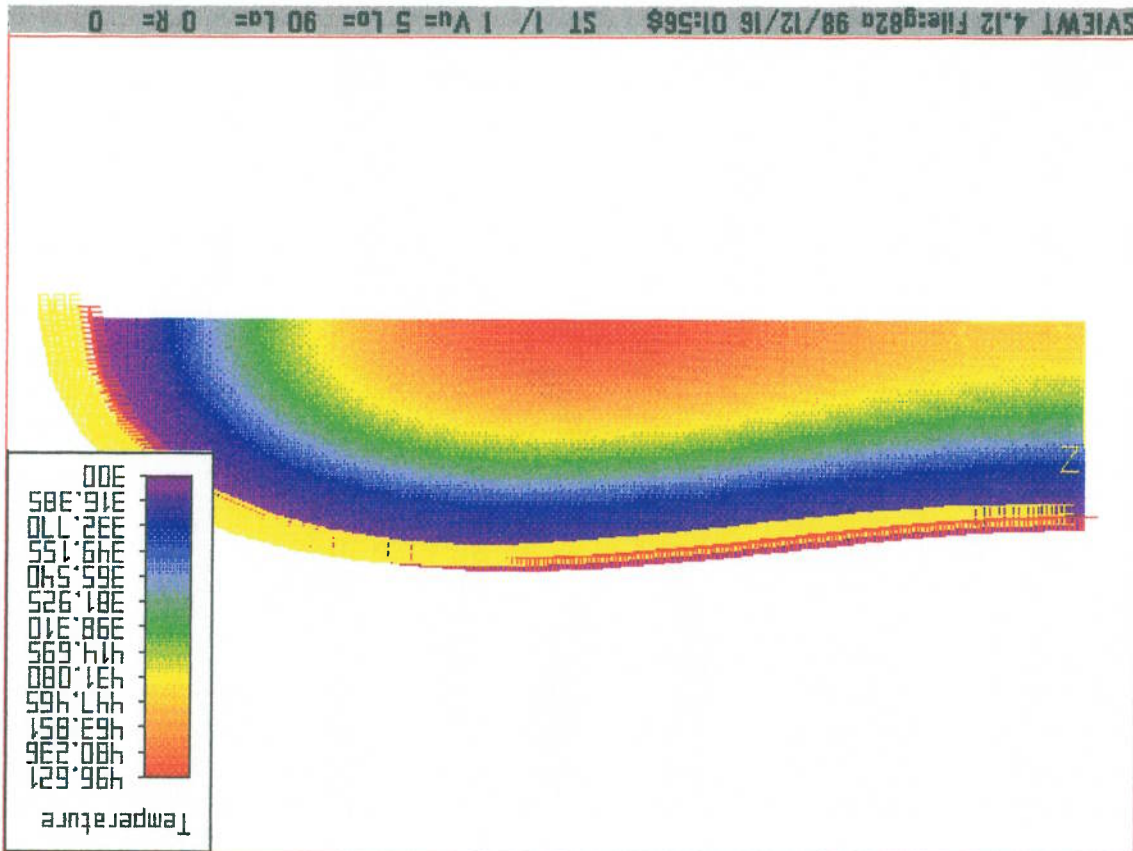
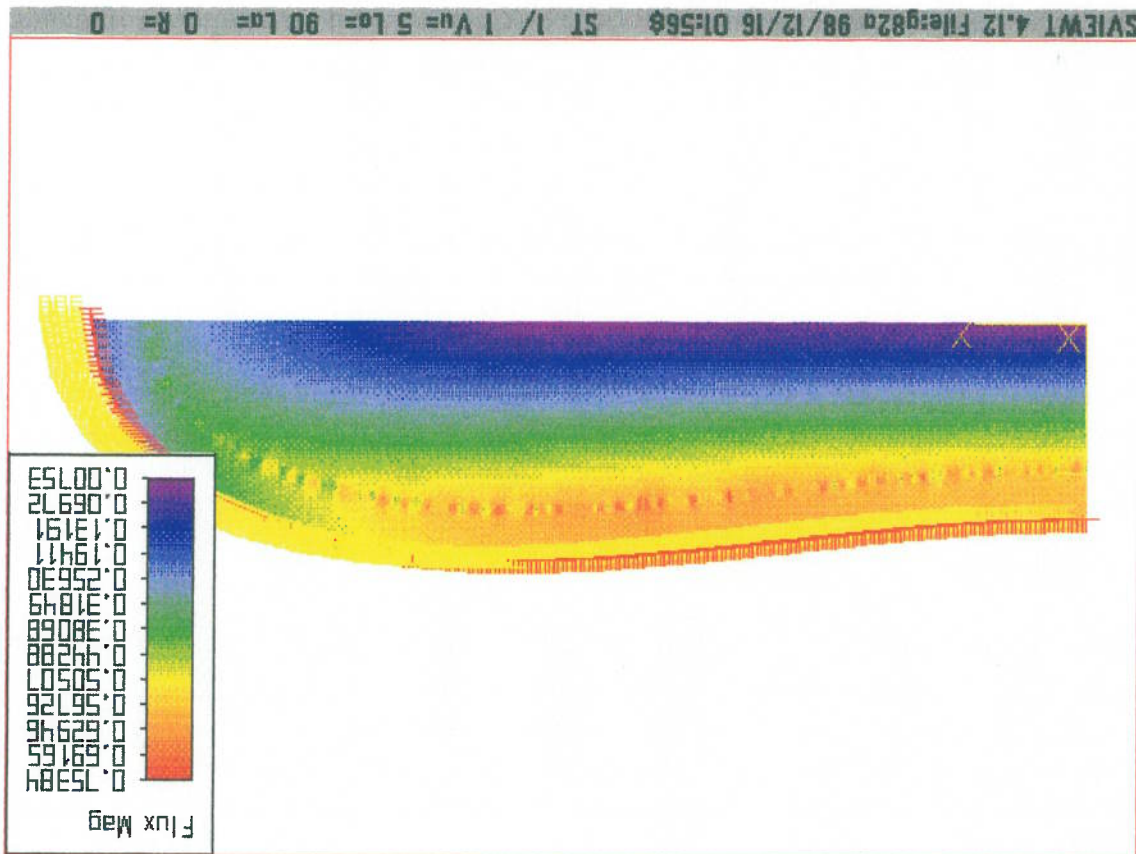


Fig.6.17- Distribuição de fluxos de calor no formato m=0.8 e v=0.2 K'



7 CÁLCULO DA POTÊNCIA ESPECÍFICA EM REATORES TIPO PWR

Nos reatores tipo PWR, a pressão da água ao redor do elemento combustível é muito maior que nos reatores tipo BWR, de modo a impedir que a água entre em ebulição. O fluxo de calor crítico e, portanto, a densidade de potência também são maiores, o que permite que se trabalhe com elementos combustíveis menores e assim, o vaso de pressão fica menor.

Nesse capítulo, calcularemos a potência específica para elementos combustíveis com seção transversal circular e semelhante à de um globo vermelho em reatores tipo PWR. Nesse tipo de reator, a diferença de temperatura entre o líquido refrigerante e a superfície do elemento combustível é maior que nos BWR, e, dessa forma, será utilizada uma correlação específica para calcular o coeficiente de transferência de calor por convecção. As demais hipóteses são as mesmas utilizadas no caso do reator tipo BWR.

7.1 - Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção

Para escoamento turbulento plenamente desenvolvido de um gás ou líquido não-metálico em um canal reto e comprido, a correlação mais largamente utilizada para o coeficiente de transferência de calor é a de Dittus e Boelter:

$$St = 0.023 Re^{-0.2} Pr^{-0.6}$$

(7.1)

Após testarmos vários valores para o coeficiente de convecção e rodarmos o programa Algor, verificamos que, no caso circular, é preciso grandes alterações no valor do coeficiente de convecção para que ocorram mudanças significativas na temperatura superficial do elemento combustível.

$$h = St_{puc} = St_{Gc} = 3.9 \times 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{C}$$

Usando a definição do número de Stanton, temos que:

Da equação 7.1, obtemos $St = 0.00161$

$$Pr = \frac{\mu_c}{k} = \frac{8.8 \times 10^{-6} \times 6.6 \times 10^3}{0.518} = 1.06$$

$$Re = \frac{\rho u}{dG} = \frac{\mu}{0.012 \times 3700} = 5.0 \times 10^5$$

é de 11.8 mm e o fluxo de massa da água é de 3700 kg/s m²; portanto: A temperatura média da água refrigerante é de 311 °C, o diâmetro equivalente condições:

Para o elemento combustível circular, temos as seguintes

Reynolds e Pr é o número de Prandtl.

Na correlação 7.1, St é o número de Stanton, Re é o número de

onde $St = \frac{h}{\rho u c_p}$

$$Re = \frac{\rho u}{\mu_c}$$

$$Pr = \frac{\mu_c}{k}$$

No formato de glóbulo, o mesmo foi verificado, e, portanto, apesar dos diâmetros equivalentes de cada formato serem diferentes, e, por consequência, o coeficiente de transferência de calor para cada formato, se usarmos o mesmo coeficiente de transferência de calor usado no caso circular, não teremos erros significativos na distribuição de temperatura superficial e no interior do elemento combustível. Por essa razão, o coeficiente de transferência de calor que usaremos para o formato de glóbulo será o mesmo do caso circular.

7.2- Cálculo do diâmetro equivalente para o canal do elemento

combustível cilíndrico

Considerando um arranjo retangular (quadrado) de elementos combustíveis cilíndricos, como mostrado na fig. 7.1, no fim do capítulo, temos que:

$$D_e = 4 \times \frac{\text{Área da seção transversal de escoamento}}{\text{perímetro do canal}}$$

$$\text{Área da seção transversal de escoamento} = 12,6^2 - \frac{1}{4} \pi 9,5^2$$

$$= 87,9 \text{ mm}^2$$

$$\text{perímetro molhado} = \pi 9,5$$

$$= 29,8 \text{ mm}$$

Portanto: $D_e = 11.8 \text{ mm}$

Este valor é o mesmo usado no cálculo do coeficiente de transferência de calor no item anterior.

7.3- Correlação para o cálculo do fluxo de calor crítico

Uma correlação para o cálculo do fluxo de calor crítico em reatores PWR, bastante conhecida e utilizada, é a correlação de Tong, também conhecida como W-3. Essa correlação é a seguinte:

$$q_{crit} = [(2.022 - 0.006 238p) + (0.1722 - 0.001 427p)e^{(18.177 - 0.059 87p)x}] \times [(0.1484 - 1.596x + 0.1729x |x|) 2.326G + 3271] \times [1.157 - 0.869x] \times [0.2664 + 0.8357e^{-124.14x}] \times [0.8258 + 0.000 341 3(h_{sat} - h_m)]$$

(7.2)

A correlação de Tong foi desenvolvida para dados obtidos em seções de teste de um canal único aquecido uniformemente. Para estender a correlação para canais aquecidos não-uniformemente, o fluxo de calor crítico para o canal aquecido uniformemente dado pela equação (7.2) é dividido por um fator F, onde

Para o cálculo da potência específica para o elemento combustível circular em um reator tipo PWR, usaremos o software Algor e o modelo que utilizaremos está mostrado na Fig.7.2 (fim do capítulo), na qual a condição de contorno na superfície externa não é mais de temperatura constante, mas uma condição de contorno de convecção. Usando uma cor diferente para a superfície externa do elemento combustível, na qual ocorre

7.4- Cálculo da potência específica para o elemento combustível circular

Esta equação para o fator F necessita de valores cuja obtenção é difícil de obter em livros. Por essa razão, utilizaremos nos cálculos seguintes o valor estimado de 1.2 para o fator F para a posição axial central. Segundo Tong(27), o valor do fator F é pequeno para escoamento sub-resfriado.

$$C = 186(1-x)^{4.31} G^{-0.478} \text{ m}^{-1}$$

aquecido uniformemente e C é dado por posição de fluxo de calor crítico, l_{crit} é a distância equivalente para um canal l é a distância do ponto no canal em que a ebulição nucleada inicia para a onde q é o fluxo de calor real como uma função da distância ao longo do canal,

$$F = \frac{C \int_0^1 q(z) \exp[-C(1-z)] dz}{q(l) \left[1 - \exp(-Cl_{crit}) \right]} \quad (7.3)$$

transferência de calor por convecção, o Algor permite aplicar essa condição de contorno.

Consideraremos que o limite para a geração de calor em um elemento combustível circular de um reator tipo PWR é o fluxo de calor crítico. Para ilustrar esse limite, será calculado o valor da P_c para um elemento combustível de um PWR(1), com as seguintes dimensões.

1. Diâmetro da Pastilha Cilíndrica de UO_2 8,19 mm
2. Espessura da Camisa de Zrly-2 0,57 mm
3. Folga entre a camisa e a pastilha 0,085 mm

O outro limite para a geração de calor é a temperatura de fusão do UO_2 , que é de cerca de $2800^\circ C$. Na realidade, essa temperatura de fusão diminui para cerca de $2650^\circ C$, durante o funcionamento do reator. Contudo, o fluxo de calor crítico é o limite mais importante da potência específica para o elemento combustível com as dimensões usadas neste capítulo, que são iguais aos valores típicos.

Nesse cálculo, será considerado que a geração de calor máxima por unidade de volume q''' é aquela que proporciona o fluxo de calor de $1,48 W/mm^2$, que é o fluxo de calor crítico calculado no item seguinte. O procedimento de cálculo é o mesmo do capítulo 3, visto que o limite da geração de calor é o fluxo de calor crítico, conforme veremos no próximo item.

Os valores obtidos são:

$$q_{co}'''' = 0.84176 \text{ W/mm}^3 \quad T_{sc} = 638.4 \text{ }^\circ\text{C} \text{ e } T_{ci} = 403.1 \text{ }^\circ\text{C} \quad T_{cf} = 344.6 \text{ }^\circ\text{C}$$

A distribuição de temperaturas e fluxos de calor obtida está mostrada na fig. 7.3, no fim do capítulo.

O cálculo da potência específica não será, efetivamente, feito

nesse capítulo, uma vez que surgiram dúvidas quanto a validade da relação 3.1. Nessa relação, a potência específica e a densidade de potência são

proporcionais. Contudo, ao tomarmos os valores de um BWR típico e um avançado do Nuclear Reactor Engineering(4), verificamos que, no avançado, a potência específica é maior, porém a densidade de potência é menor e, portanto, essas grandezas não seriam proporcionais.

Para o fim de comparação dos formatos, utilizaremos apenas a densidade de potência e o cálculo da potência específica dos formatos circular e que se assemelham ao glóbulo não será feito nesse capítulo.

Calcularemos à seguir o valor exato do coeficiente C_1 , usando-se as dimensões do elemento combustível circular:

$$C_1 = 2 \frac{R_c}{R_z} = 2 \frac{4.75}{4.095^2} = 0.5665 \text{ mm}^{-1}$$

ou tomando os valores usados pelo ALGOR, obtemos:

$$q''_r = 1.48 \text{ W/mm}^2$$

aquecidos uniformemente de 1.2, obtemos:

Usando um fator de segurança de 2.0 e um fator de correção para canais não-

$$q''_r = 3.57 \text{ W/mm}^2$$

Substituindo os valores e usando $G=3700 \text{ kg/m}^2\text{s}$ na correlação W-3, obtemos:

$$x = -\frac{1571 - 1450.6}{1070.9} = -0.11$$

Portanto:

$$x = -\frac{h_{lv}}{h_{sat} - h}$$

definida como:

líquido refrigerante está abaixo da saturação, a qualidade sub-resfriada é uma estimativa de temperatura da água refrigerante de 318 °C. Quando o Para a posição axial central do elemento combustível do canal quente, temos

$p=138 \text{ bar}$ $D=1.8 \text{ mm}$ sub-resfriamento na entrada $=50^\circ \text{C}$
As condições dentro do reator são as seguintes:

Cálculo do fluxo de calor crítico

Portanto, o erro do valor de C_1 calculado pelo Algor é 0.4 %.

$$C_1 = q''' = \frac{q''}{1.48} = \frac{0.8418}{0.5688} \text{ mm}^{-1}$$

A malha usada pelos modelos será uniforme e será gerada pelo programa Supergen. Segundo o Tutorial do Algor, a malha refinada na interface combustivel-camisa pode trazer resultados com maior precisão. Contudo, nos poucos modelos em que a malha foi refinada nessa região, a

camisa é constante.

Como no capítulo anterior, a camisa está encostada no combustivel e a folga não existe. Outra semelhança é que a espessura da

assemelha ao glóbulo vermelho.

foram desprezados tanto no formato circular quanto no formato que se fenômenos que não foram levados em conta no cálculo da potência específica portanto, é possível fazer a comparação dos formatos, uma vez que os mesmas usadas para o elemento combustivel circular desse capítulo e, formatos resultantes da transformação $z = a \cdot \cos(w)$. As hipóteses são as Nesse item, calcularemos a potência específica para alguns

7.5 - Cálculo da potência específica para o novo formato

Esse valor está bastante próximo do valor típico de fluxo de calor máximo utilizado nos reatores tipo PWR, que é de 1.46 W/mm^2 , e, portanto, o valor do fator de correção deve estar razoavelmente próximo do valor que seria obtido através da equação (7.3), uma vez que os valores usados na correlação W-3 são praticamente os valores típicos.

Os resultados são similares aos obtidos no capítulo anterior e entre os aspectos mais importantes estão: a distribuição de fluxos de calor bem como a de temperaturas na superfície externa da camisa não é uniforme; o fluxo de calor máximo na superfície ocorre, em geral, na região de menor

GLOB62, GLOB82, GLOB84.

Nas Fig. 7.4 a 7.13, estão mostrados os modelos de elementos finitos, distribuição de temperaturas e fluxos de calor para os formatos

Considerando as mesmas condições do elemento combustível circular, e usando o diâmetro equivalente dado pela relação (7.4) na correlação W-3, calcularemos o fluxo de calor crítico. O fator de segurança, bem como o fator de correção para aquecimento não-uniforme também são os mesmos.

onde o perímetro P será calculado pelo programa escrito em Fortran Peri.

$$d_e = 4 \frac{P}{\pi} \text{ mm} \quad (7.4)$$

A área da seção transversal de escoamento da água refrigerante no novo formato é a mesma do elemento combustível circular, de modo que em uma mesma unidade de área transversal do núcleo, o número de elementos combustíveis seja igual ao do circular. Portanto, o diâmetro equivalente será

melhora na precisão dos resultados foi insignificante e por isso, utilizaremos, em todos os formatos, a malha uniforme, que é mais simples de desenhar.

A tabela 7.1 mostra os valores de C_1 , fluxo de calor crítico e densidade de potência (geração de calor por unidade de volume). Devemos lembrar que a constante C_1 compara os formatos quando submetidos ao mesmo valor de fluxo de calor máximo. Observamos, no entanto, que, dentre os formatos simulados nesse Capítulo, aqueles que possuem os maiores valores de C_1 são também aqueles que têm os maiores valores de densidade de potência. Resumindo, o coeficiente C_1 mediria a eficiência dos formatos quando submetidos ao valor de fluxo de calor crítico, ou seja, o melhor formato em um reator tipo PWR seria aquele que apresentasse o maior C_1 . No entanto,

Um resultado interessante é que, no formato $m=0.8$ e $v=0.2$ K, o fluxo de calor máximo ocorre próximo à região de maior espessura, ao invés da de menor espessura, proporcionando uma melhor distribuição do fluxo de calor, o que permite um ganho na densidade de potência maior que o dos outros formatos. A mudança de posição do fluxo de calor máximo, todavia, não chega a ser algo extraordinário, já que a diferença entre os valores dos fluxos de calor máximo e da posição de menor espessura não é muito significativa.

Alguns aspectos sobre a influência da distribuição dos fluxos de calor na superfície externa da barra de combustível no valor da densidade de potência forma antecipados no capítulo anterior.

potência específica é o mesmo do capítulo anterior. limitante da potência específica e, portanto, o procedimento de cálculo da espessura e no limite máximo, é igual ao fluxo de calor crítico; este é o fator

para se ter uma maior segurança sobre tal afirmação, seria aconselhável uma amostra com mais formatos analisados.

Na tabela 7.1, observa-se que o coeficiente C_1 do formato GLOB82 é 21.8% maior que o do circular. Sendo assim, se o formato GLOB82 apresentasse, na região de maior fluxo de calor, valor igual ao fluxo de calor crítico do formato circular, o ganho na densidade de potência seria de 21.8%. Todavia, no formato GLOB82, além desse coeficiente, o fluxo de calor crítico também é maior, aumentando o ganho na densidade de potência para 56%.

Outro fato que merece destaque é o aumento do coeficiente C_1 de cada formato e, conseqüentemente, da densidade de potência devido a diminuição das dimensões, principalmente do combustível, em relação às dos elementos dos BWR. Por outro lado, a diminuição das dimensões causa aumento do fluxo de calor crítico nos PWR, o que também aumenta a densidade de potência.

A tabela 7.2 mostra o diâmetro equivalente dos formatos simulados e a faixa de variação das temperaturas das superfícies externas e internas da camisa.

Os valores de temperatura na superfície interna da camisa tanto no formato resultante da transformação $\bar{z} = a \cos(\omega)$, como no formato circular ultrapassam 400°C, o que, a rigor, não poderia acontecer, já que nessa temperatura o zircaloy-2 reage com o dióxido de urânio. Como as

Tabela 7.1 Valores de C_1 , fluxo de calor crítico e densidade de potência

glob m v	C_1	q''_{cr}	q'''_{co}
	mm^{-1}	W/mm^2	W/mm^3
62	0.5761	1.78	1.02
82	0.6929	1.89	1.31
84	0.4715	1.70	0.80

Tabela 7.2 Diâmetro equivalente e temperaturas máximas e mínimas nas superfícies externas e internas da camisa

glob m v	D_e	$T_{CF MIN}$	$T_{CF MAX}$	$T_{CI MIN}$	$T_{CI MAX}$
	mm	$^{\circ}C$	$^{\circ}C$	$^{\circ}C$	$^{\circ}C$
62	8.90	321.5	352.4	347.2	417.9
82	8.07	324.5	355.5	355.8	427.0
84	9.60	325.7	351.1	354.4	413.4

$$q_{\text{IDEAL}} = q''_{\text{max}} P L$$

Portanto:

e igual a esse valor de fluxo de calor máximo. transferência de calor (W) seria quando o fluxo de calor (w/mm^2) fosse uniforme valor de fluxo de calor máximo, a situação (idealizada) que permitiria a máxima Para um dado perímetro (área de troca de calor) e um dado

7.6- Cálculo do coeficiente de aproveitamento do perímetro

Nesse trabalho, não consideramos muito importante o limite de temperatura na camisa de zircaloy-2, uma vez que a bibliografia consultada quase não se refere a esse aspecto, e o único autor que informa algo a respeito é o Winterton(1), mesmo assim na forma de uma tabela. Os resultados obtidos mostram que o novo formato deve apresentar temperaturas mais altas na camisa que o circular, podendo, na prática ultrapassar os 400 °C. Uma solução para o problema poderia ser a mudança de material para o aço inoxidável, que, inclusive, já foi usado, na prática, anteriormente ao zircaloy-2.

caso circular como no formato que se assemelha ao glóbulo, de comparação, já que as propriedades dos materiais são as mesmas tanto no projeto. Os resultados obtidos, podem, no entanto, ser usadas para a finalidade do livro Nuclear Reactor Engineering não devem ser usadas para fim de O próprio Glasstone(4), enfatiza que as tabelas de propriedade dos materiais esperar que os valores calculados não fossem exatamente os valores típicos. condutividades térmicas que usamos não são os valores exatos, era de se

Definiremos o coeficiente de aproveitamento do perímetro como:

$$\text{coef. aproveitamento} = \frac{q}{q_{\text{ideal}}}$$

O calor transferido, na situação real, é igual ao calor gerado no combustível,

portanto:

$$q = q'' \quad V = q''' \quad \pi R_2 L = C_1 q'' \quad \pi R_2 L$$

Logo, o coeficiente de aproveitamento do perímetro é dado por:

$$CA = \frac{C_1 q'' \quad \pi R_2 L}{q''' \quad 2 \pi R_c G_p L}$$

onde G_p é o ganho no perímetro em relação ao circular. Reescrevendo a

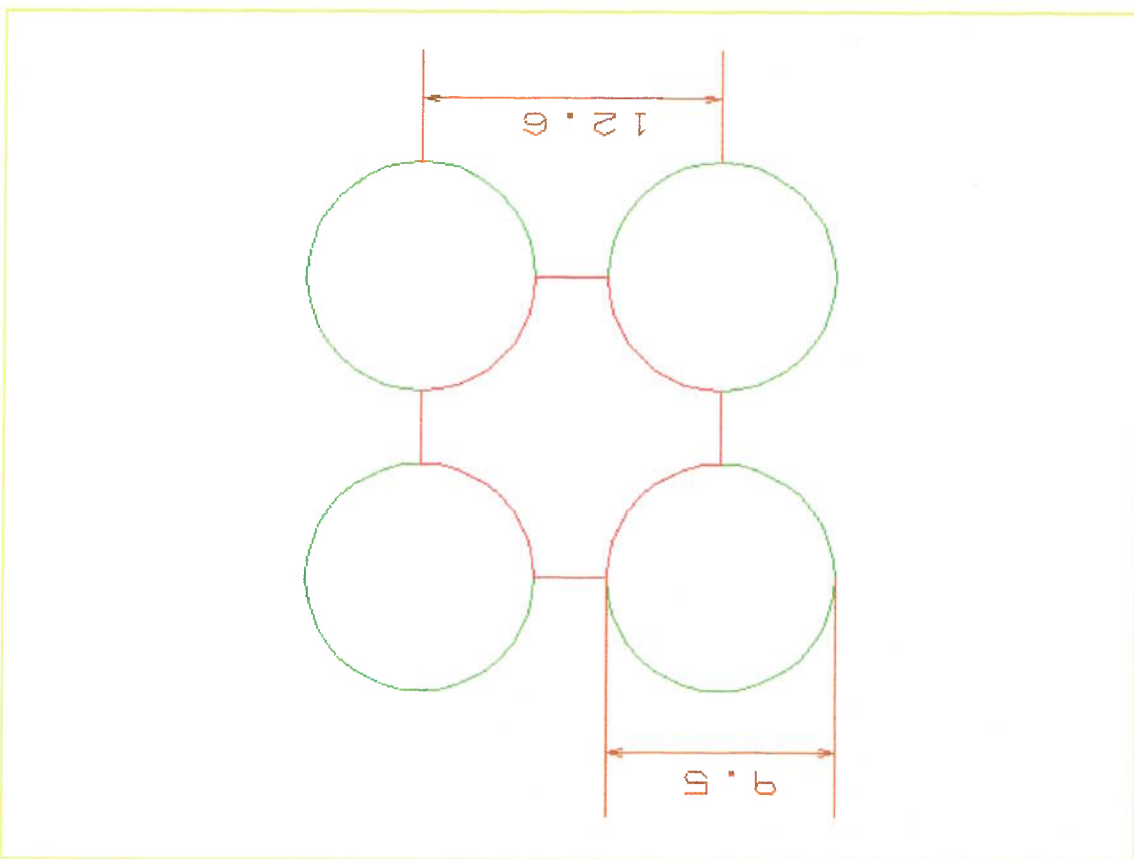
equação acima, temos:

$$CA = \frac{C_1}{C_1 \text{circ} G_p}$$

Portanto, para ter-se um coeficiente de aproveitamento de 1 (caso do circular), supondo que o circular e o novo formato sejam submetidos ao mesmo valor de fluxo de calor máximo, se houver um aumento no perímetro G_p , o C_1 deve aumentar na mesma proporção e, portanto, a densidade de potência e a transferência de calor também.

No entanto, na maioria dos formatos analisados, o C_1 diminui, ao invés de aumentar, mesmo tendo perímetro maior que o circular. Dessa forma, o Coeficiente de aproveitamento do perímetro é baixo para a maioria dos formatos. Tal fato está relacionado com a distribuição de fluxos de calor, que não é uniforme e sofre grandes variações ao longo do perímetro.

Fig. 7.1- Arranjo retangular (quadrado) de elementos cilíndricos de um PWR



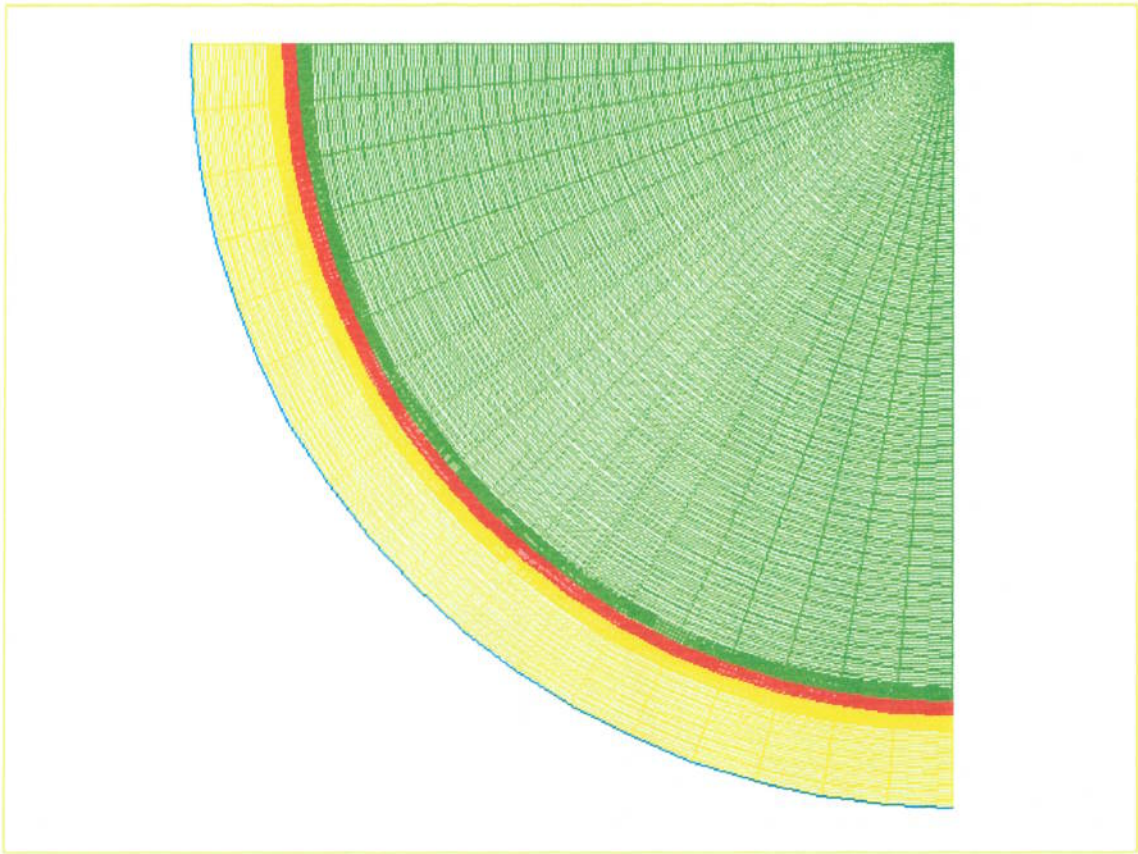


Fig. 7.2- Modelo de elementos finitos para o elemento combustível cilíndrico

Fig. 7.3- Temperaturas e fluxos de calor no elemento cilíndrico de um PWR

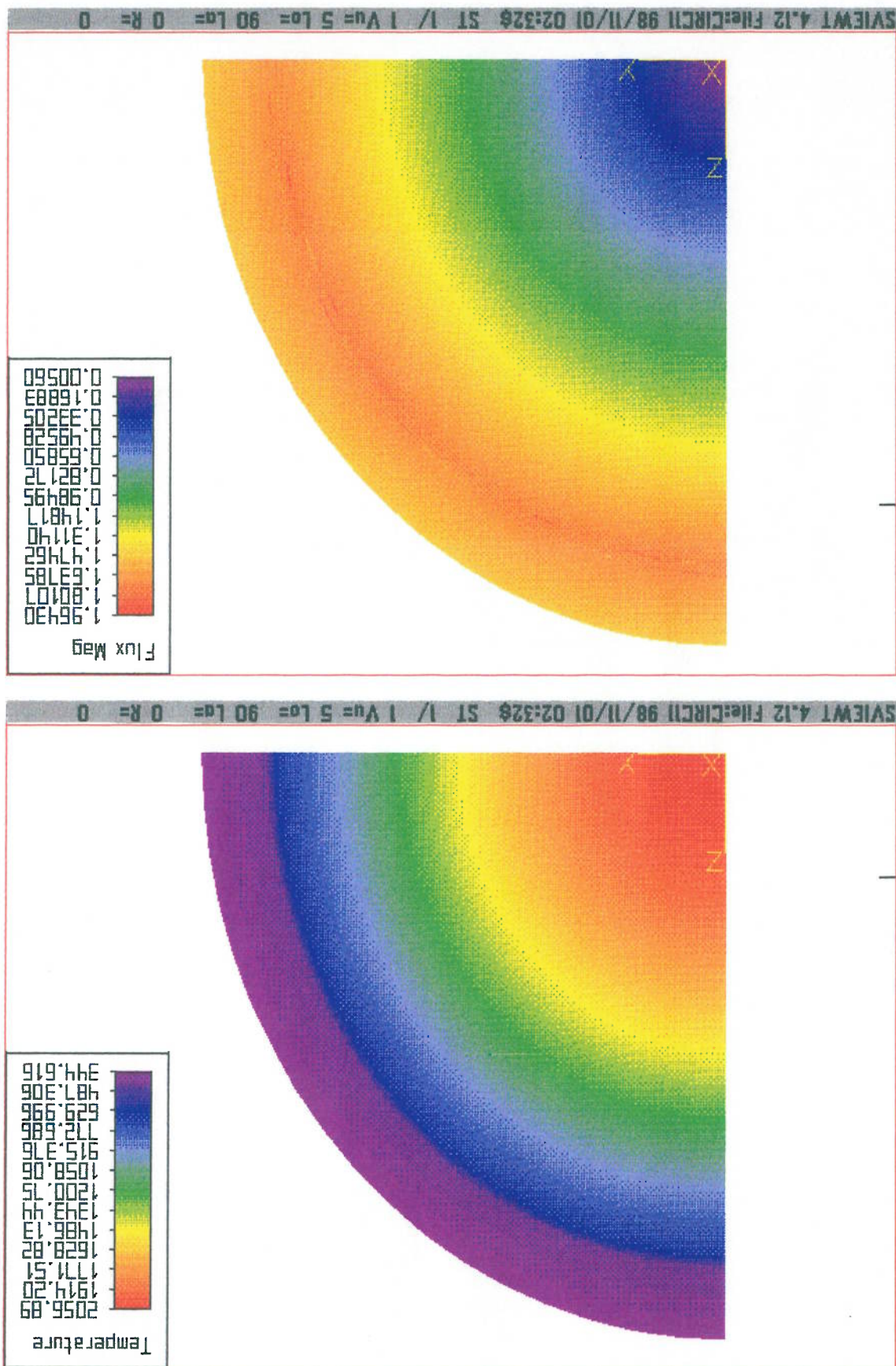
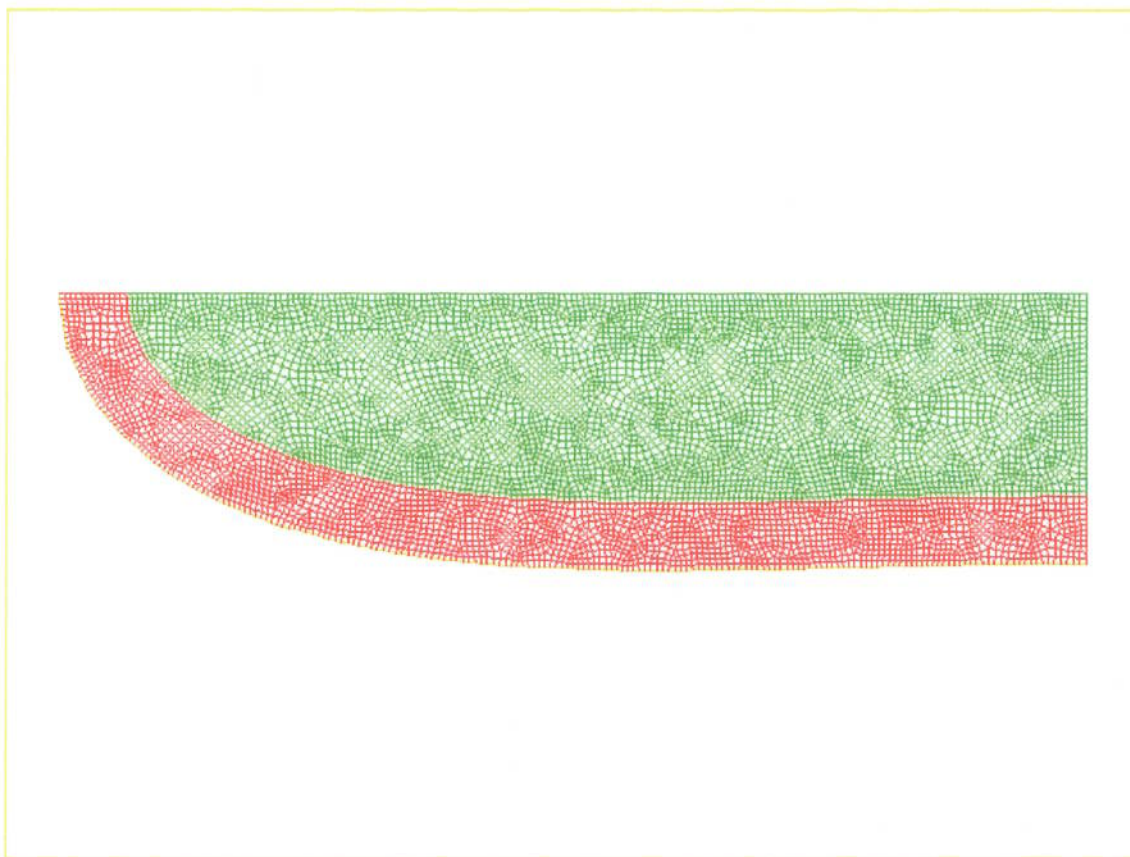


Fig. 7.4- Modelo de elementos finitos para o formato $m=0.6$ e $v=0.2$ K'



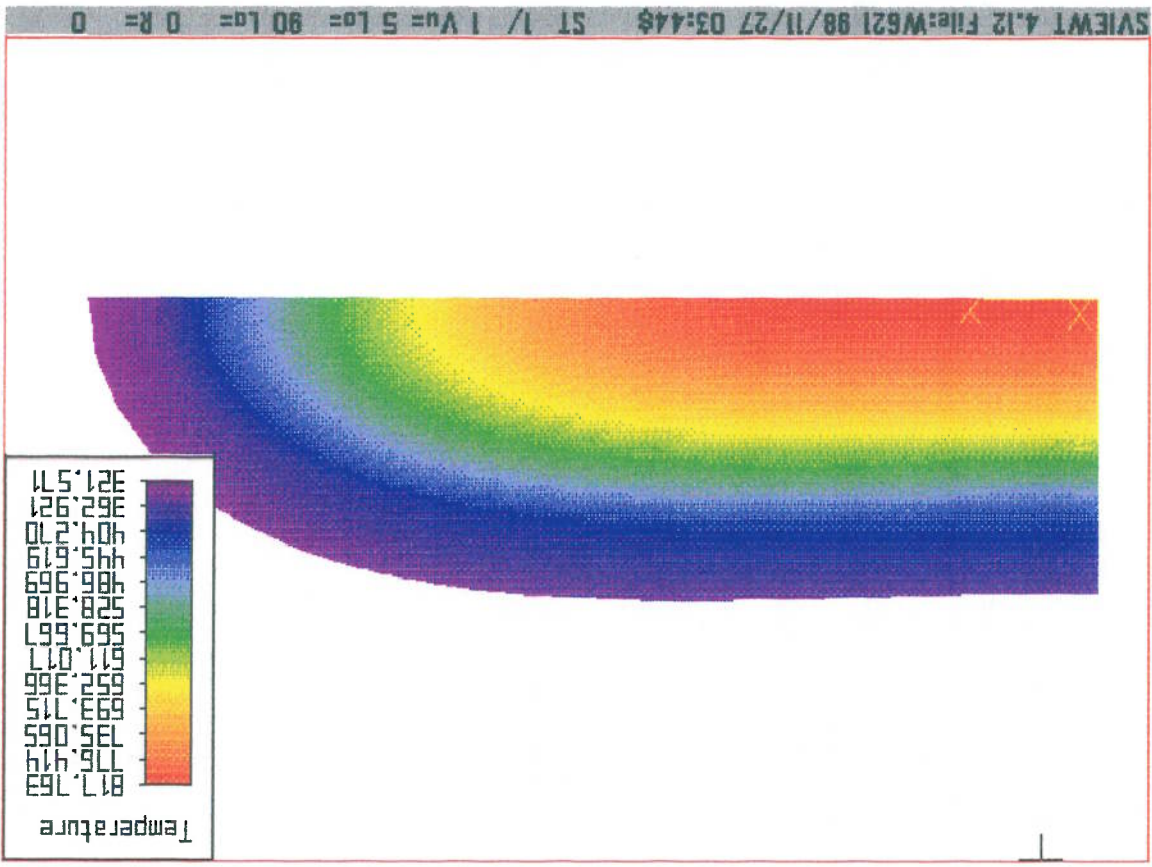


Fig. 7.5- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.6$ e $v=0.2$ K

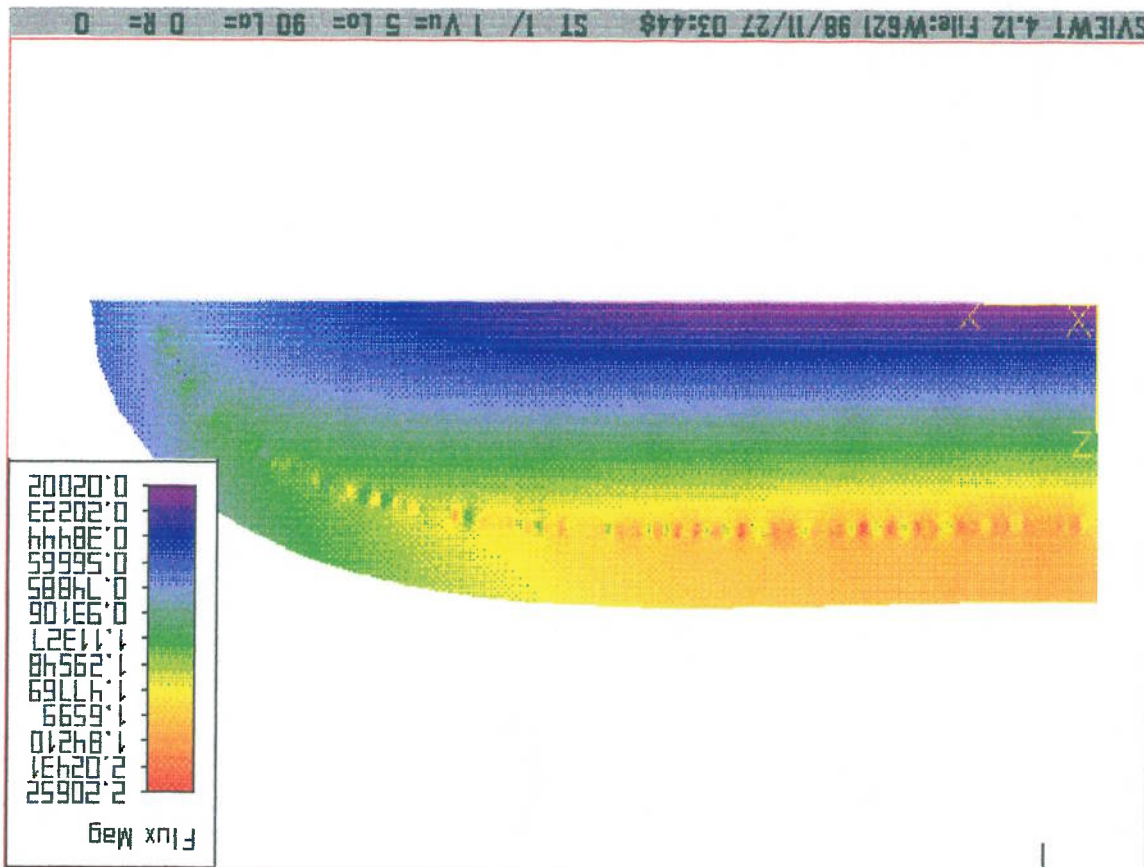


Fig. 7.6- Distribuição de fluxos de calor no formato $m=0.6$ e $v=0.2$ K'

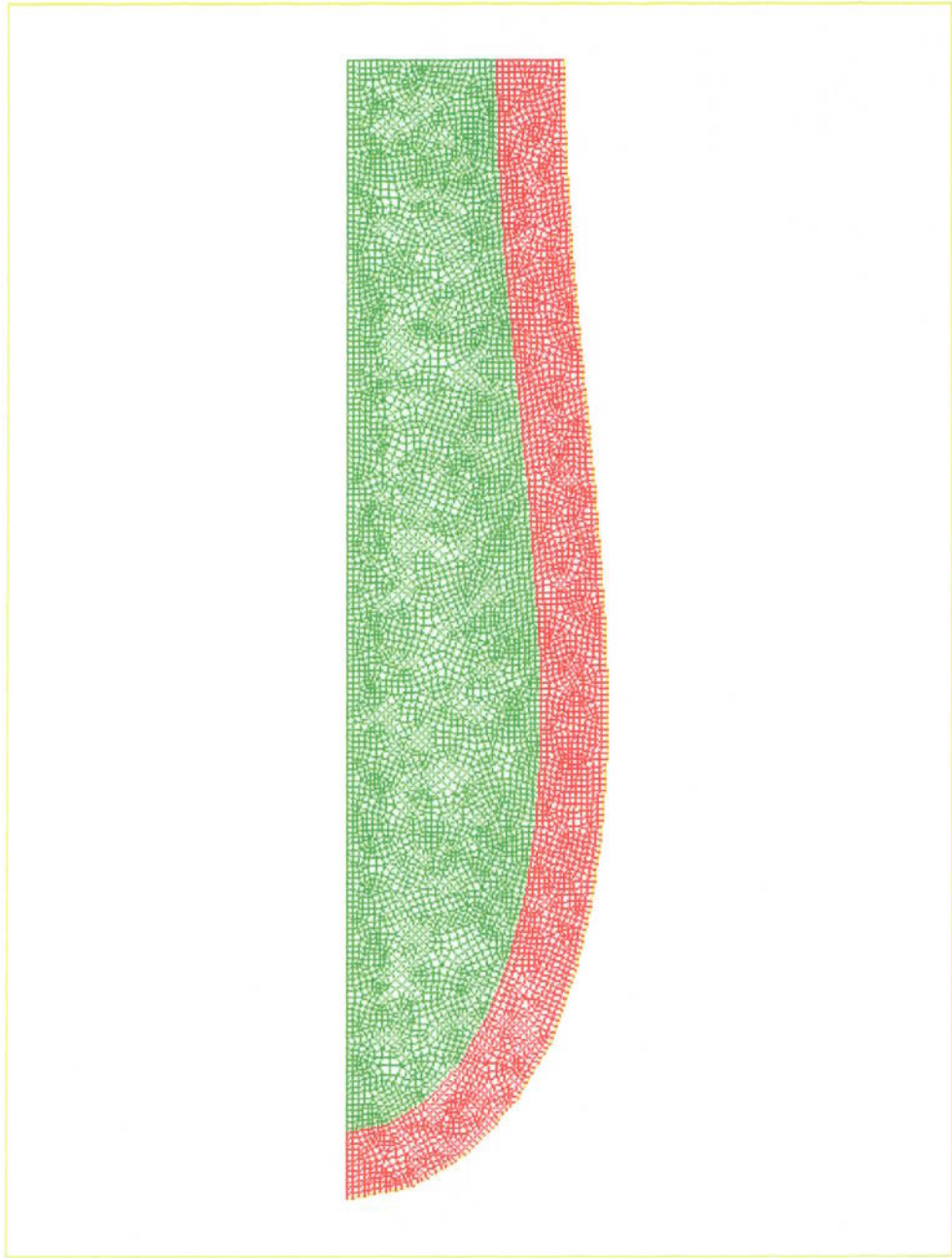


Fig. 7.7- Modelo de elementos finitos para o formato $m=0.8$ e $v=0.2$ K'

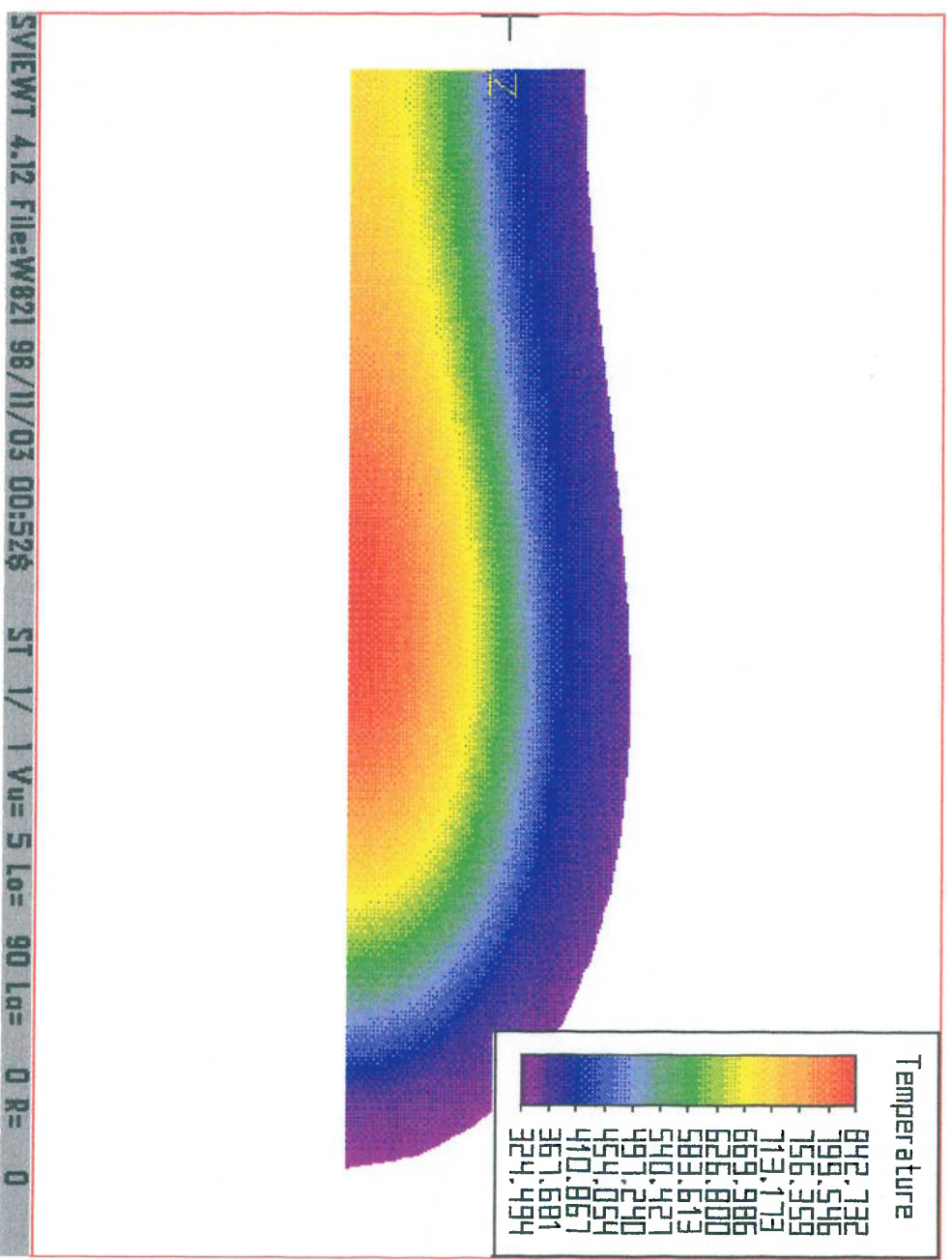


Fig. 7-8- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.8$ e $v=0.2$ K'

Fig. 7.9 - Linhas isotérmicas no formato $m=0.8$ e $v=0.2$ K'

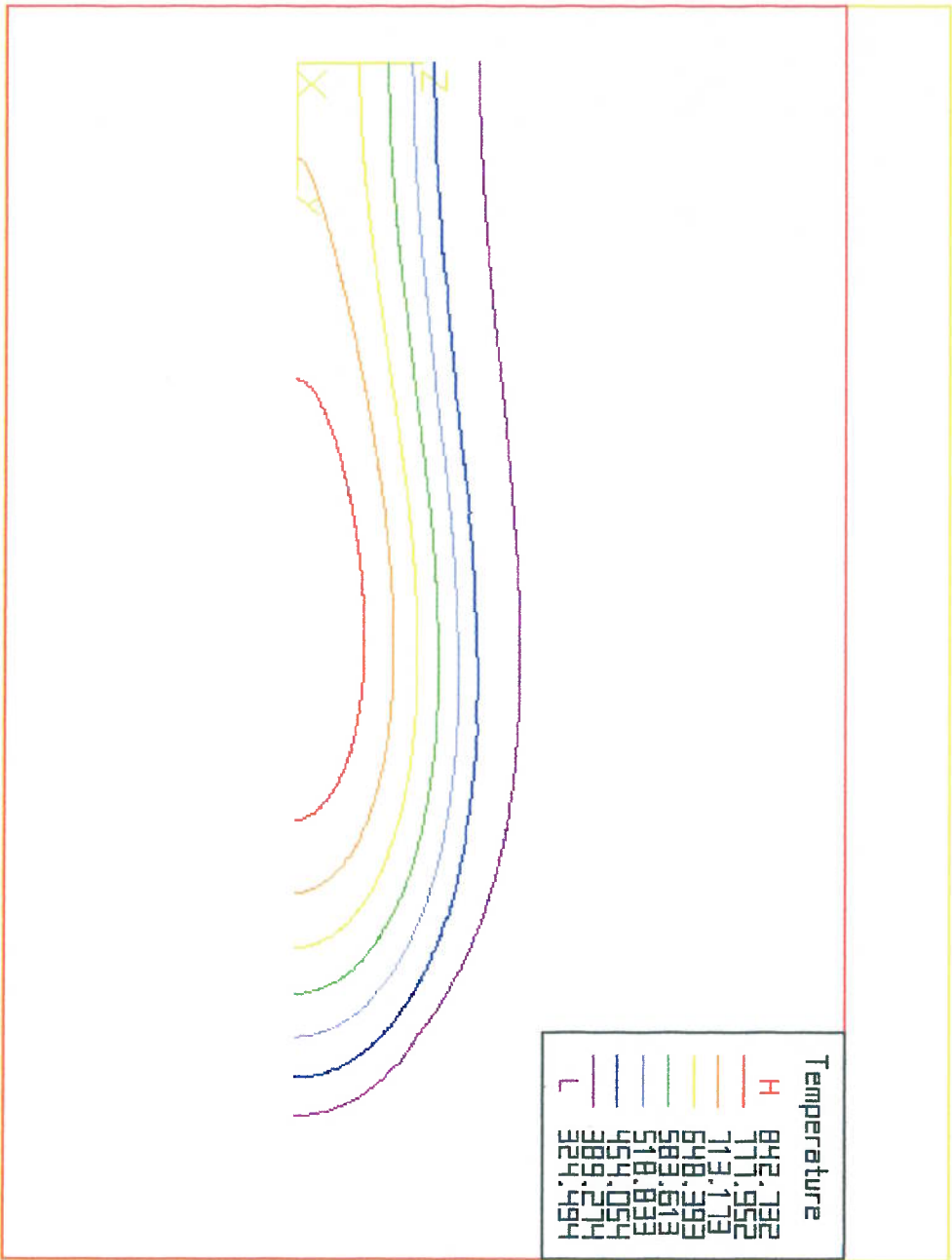
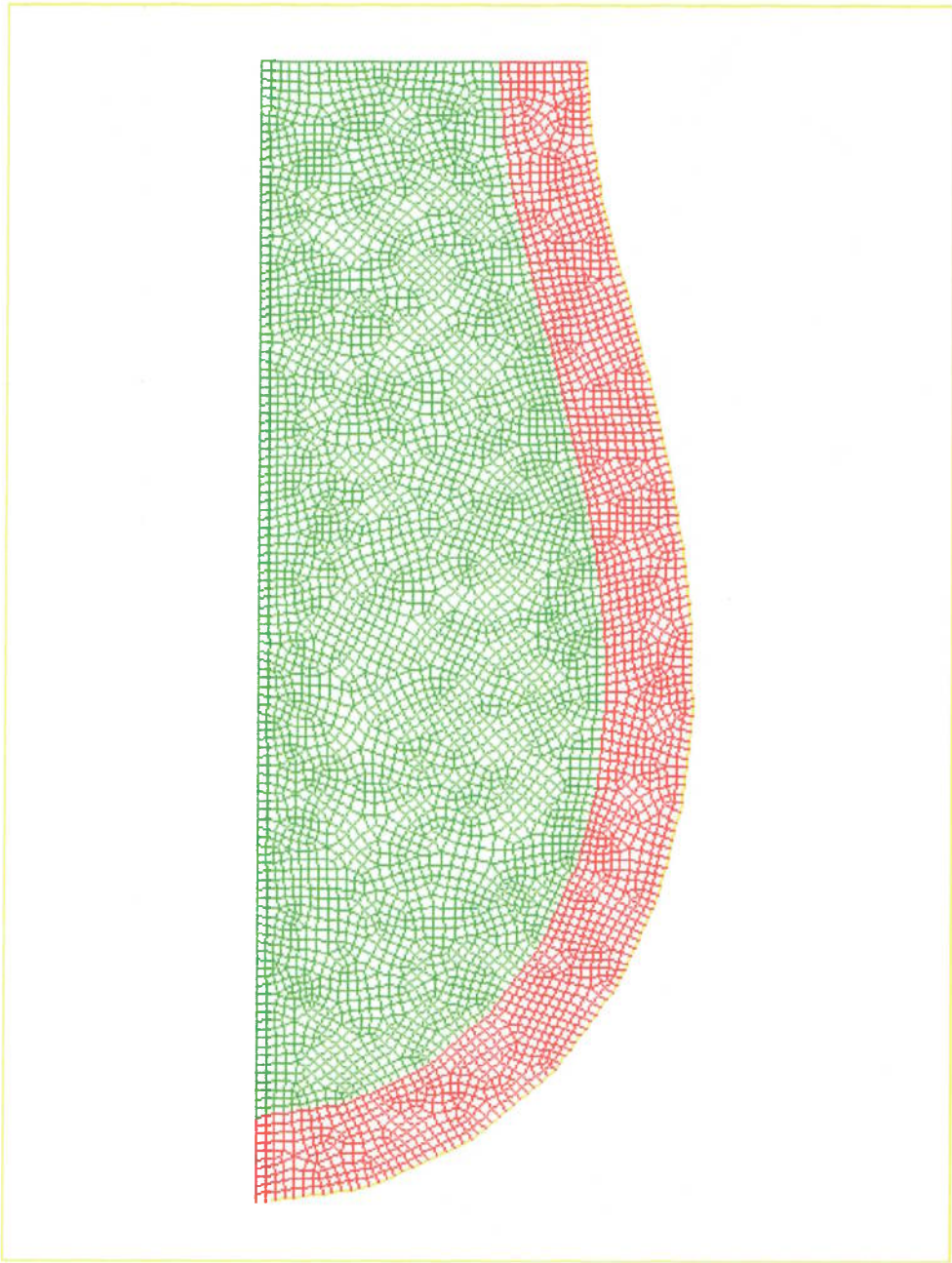


Fig. 7.10- Distribuição de fluxos de calor no formato m=0.8 e v=0.2 K



Fig. 7.11- Modelo de elementos finitos para o formato m=0.8 e v=0.4 K'



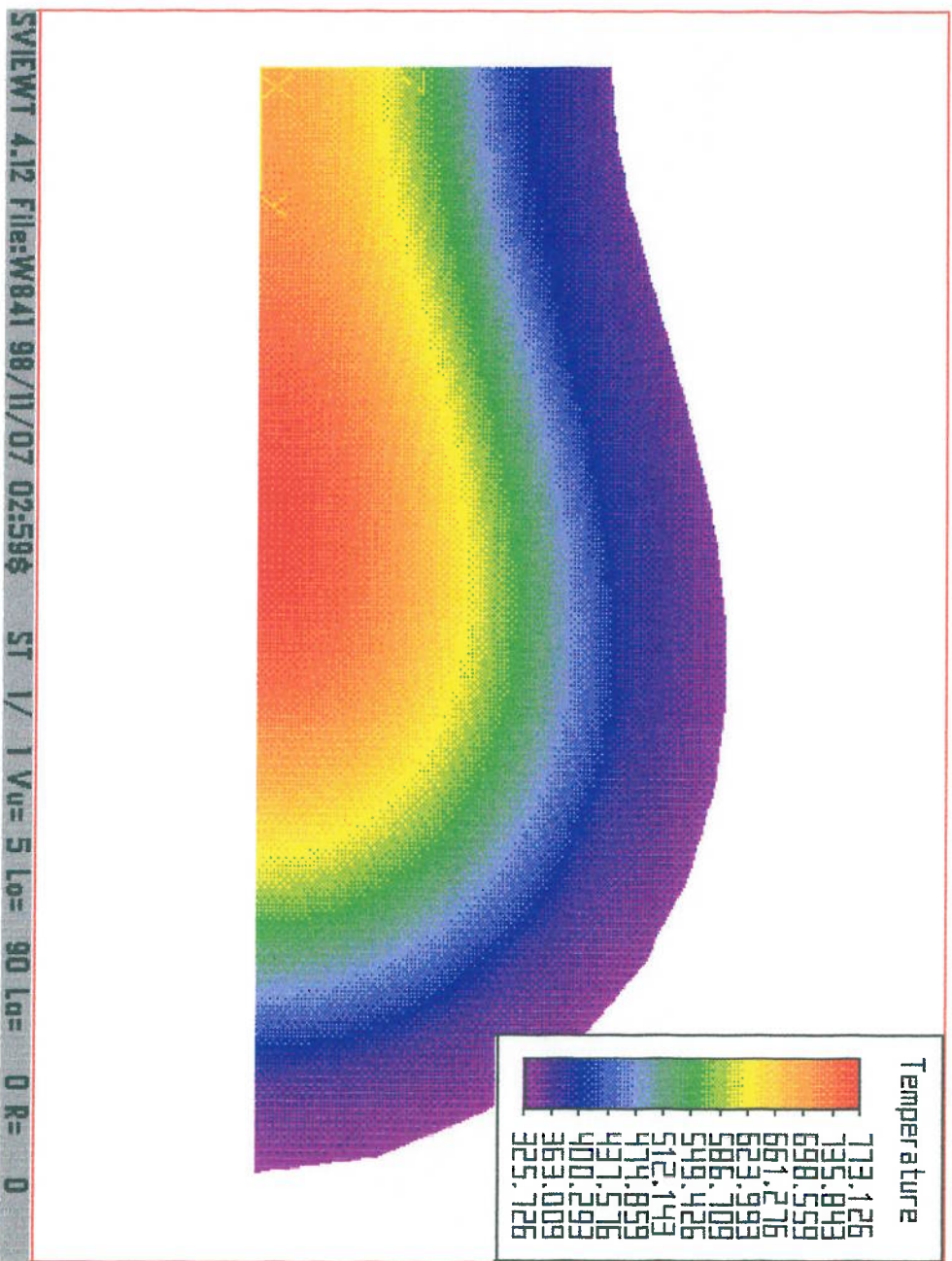
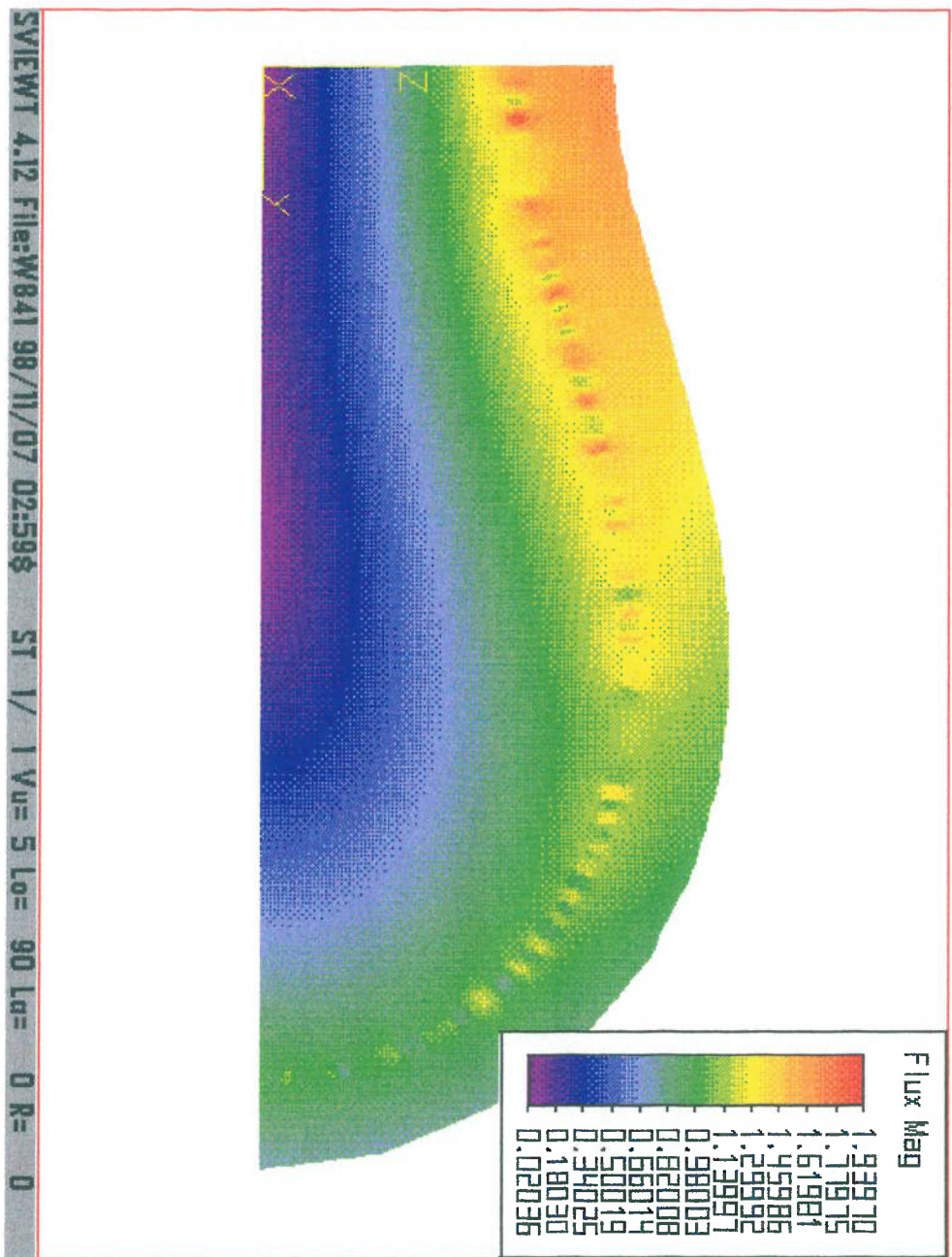


Fig. 7.12- Distribuição de temperaturas no formato $m=0.8$ e $v=0.4$ K'

Fig. 7.13 - Distribuição de fluxos de calor no formato m=0.8 e v=0.4 K



8 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Após ter verificado cerca de 30 formatos com a mesma área transversal de combustível, tanto em reatores tipo BWR como PWR, chegamos às seguintes conclusões:

1- O aumento da área de troca de calor nem sempre traz aumento da transferência de calor. Na maior parte dos formatos analisados, a área de troca de calor é maior que o circular, porém, a densidade de potência é menor tanto em reatores tipo BWR como PWR.

2- A distribuição de fluxos de calor na superfície tem papel tão importante quanto o aumento da área de troca de calor no aumento da transferência de calor.

3- O grande aumento teórico na densidade de potência e potência específica do formato GLOB82 em reatores tipo PWR, faz com que as incertezas das correlações de fluxo de calor crítico e coeficiente de transferência de calor não sejam suficientes para fazer desaparecer o ganho que será obtido na prática. No entanto, para uma melhor avaliação dos resultados que serão obtidos na prática, é recomendável a fabricação de experimentos para se ter uma idéia mais exata do fluxo de calor crítico.

4- Caso se confirme, na prática, os enormes aumentos na transferência de calor previstos por este trabalho, é preciso avaliar se estes aumentos serão convenientes, já que a realimentação de combustível deverá ser feita com

maior frequência. Outra alternativa seria administrar o ganho na transferência de calor, o que poderia ser feito, por exemplo, diminuindo a velocidade da água refrigerante e a potência de bombeamento.

5- Os valores de temperatura na camisa do novo formato nos reatores tipo PWR estão acima de 400°C , o que não é muito desejável. Uma alternativa seria usar uma espessura variável, usando as curvas de $v=\text{constante}$, por exemplo, e, dessa forma, os locais de maior fluxo de calor teriam menor espessura, e, portanto, temperaturas menores que com espessura constante. A outra alternativa seria a mudança de material da camisa.

6- As temperaturas máximas no combustível obtidas para o novo formato são bem mais baixas que as obtidas para o formato circular, o que significa que o novo formato é mais seguro, visto que menores temperaturas significam menos energia armazenada.

7- Caso haja mudanças nas condições de escoamento e portanto, no fluxo de calor crítico, o cálculo da densidade de potência máxima não necessita de processamento no ALGOR, bastando usar a relação $q'''_{\text{co}} = C_1 q_{\text{CR}}$. Todavia, se o fluxo de calor crítico aumentar exageradamente e a temperatura atingir a temperatura de fusão, a expressão acima não é mais válida, e o cálculo da densidade de potência máxima deve ser feito através do processamento do modelo.

- [1] Winterton, R.H.S. Thermal Design of Nuclear Reactors. Oxford, England, Pergamon International Library, 1^a Ed., 1981.
- [2] Wash-1082. Current Status and Future Technical and Economic Potential of LWR. Washington, D.C., USAEC, pg. 1-21, 1-26.
- [3] Tu, Carlos Chien-Ching. Estudo Preliminar sobre as vantagens de uma barra de combustível com seção transversal semelhante à de um globo vermelho. São Paulo, 1974. Dissertação(Mestrado). Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [4] Glasstone e Sesonski. Nuclear Reactor Engineering, 4^a Edição. New York, Chapman&Hall Press, 1994. vol.1.
- [5] Synge, J.L. e Griffith, B.A Mecânica Racional, São Paulo, 1960. Editora Globo, pg. 396.
- [6] Bathe, Klaus-Jürgen. Finite Element Procedures in Engineering Analysis, 2nd Ed. New Jersey, Prentice-Hall, 1995.
- [7] Holman, J.P. Transferência de Calor. São Paulo, 1988. McGraw-Hill do Brasil.
- [8] Baumgartl, B.J. Boiling Light Water Reactors. Apostila do curso de Programa Alemão de Ensino. IEA da USP. São Paulo, agosto de 1970.
- [9] Tutorial do Algor
- [10] Apostila do IPEN.
- [11] Prankerd, T.A.J. The Red Blood Cell. Oxford, Blackwell Scientific Publications, 1961. Pg. 32.
- [12] Ponder, E. The red blood cell. Scientific American, 1957.
- [13] Hartridge, H. Journal of Physiology, 1919-1920. P.lxxxii.
- [16] Prankerd, T.A.J. op. cit. Pg. 1.
- [17] Burton, A.C. Role of geometry, of size and shape in the microcirculation. Federation Proceedings. Vol. 25, 1966. Pg. 1753.
- [18] Fung, Y. C. Theoretical considerations of the elasticity of red cells and small blood vessels. Federation Proceedings. Vol. 25, pg. 1761.
- [19] Moon, P. e Spencer, D.E. Field Theory Handbook. Berlin, Germany, Springer Verlag, 1961. Pg. 72.
- [20] Thomas, Jr., G.B. Calculus and Analytic Geometry. Mass, USA, Addison-Wesley Publishing Co., 1960. 3^a Ed.
- [22] Milne-Thomson, L. M. Jacobian Elliptic Function Tables. New York, Dover Publications, 1950.
- [23] Byrd, P.F. e Friedman, M.D. Handbook of Elliptic Integrals for Engineers and Physicists. Berlin, Springer-Verlag, 1954. Pg. 20.
- [24] Cayley, A. An Elementary Treatise on Elliptic Functions. New York, Dover Publications, 2^a Ed., 1961 e 1895, pg. 63.
- [25] Boas, M.L. Mathematical Methods in the Physical Sciences. New York, John Wiley and Sons, 1966, pg. 512.
- [26] Moon, P. e, Spencer, D.E. Field Theory for Engineers. Princeton, N.J., USA, D.Van Nostrand Co., 1961. Pg.66.
- [27] Tong,L.S. e Weisman,J. Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors. American Nuclear Society, 1970.

BIBLIOGRAFIA


```

60 CONTINUE
80 CONTINUE
CLOSE (INP)
CLOSE (IPR)
STOP
END

SUBROUTINE sncndn (uu, emmc, sn, cn, dn)
  REAL cn, dn, emmc, sn, uu, CA
  PARAMETER (CA=.0003)
  INTEGER i, j, l, l1, l3
  REAL a, b, c, d, emc, u, em (l3), en (l3)
  LOGICAL bo
  emc=emmc
  u=uu
  IF (emc.ne.0.) THEN
    bo=(emc.lt.0.)
    IF (bo) THEN
      d=l.-emc
      emc=-emc/d
      d=sqrt (d)
      u=d*u
    ENDIF
    a=l.
    dn=l.
    DO l1 i=1, l3
      l=i
      em (i)=a
      emc=sqrt (emc)
      en (i)=emc
      c=0.5*(a+emc)
      IF (abs (a-emc).le.CA*a) GOTO 1
      emc=a*emc
    END
    a=c
  11 CONTINUE
  u=c*u
  sn=sin (u)
  cn=cos (u)
  IF (sn.eq.0.) GOTO 2
  a=cn/sn
  c=a*c
  DO l2 i=1, l, -1
    b=em (i)
    a=c*a
    c=dn*c
    dn=(en (i)+a)/(b+a)
    a=c/b
  12 CONTINUE
    a=l./sqrt (c**2+1.)
    IF (sn.lt.0.) THEN
      sn=-a
    ELSE
      sn=a
    ENDIF
  ENDF
  cn=c*sn
  dn=dn
  cn=a
2 CONTINUE
  END

```

```
sn=sn/d
endif
else
cn=1./cosh(u)
dn=cn
sn=tanh(u)
endif
return
END
```


Programa que calcula as coordenadas das superfícies externas da camisa e do combustível

APÊNDICE B

```

PROGRAM CONT
COMMON nu, emmc, sn, cn, dn
REAL XM, A, K, KJ, RS, G, H, P, BB
REAL UR, VR, FA, FB
REAL X, Y, SU, CU, DU, SV, CV, DV
REAL ms, dxu, dyu
REAL D(20), XX(20), YY(20)
CHARACTER*12 FILEIN, FILEOUT
EXTERNAL sncndn
INP=7
I PR=8
WRITE(*, '(A)') 'NAME OF INPUT FILE'
READ(*, '(A)') FILEIN
OPEN(INP, FILE=FILEIN, STATUS='OLD')
WRITE(*, '(A)') 'NAME OF OUTPUT FILE'
READ(*, '(A)') FILEOUT
OPEN(IPR, FILE=FILEOUT, STATUS='NEW')
READ(INP, *) XM, RS
READ(INP, *) K, KJ
emmc=1-XM
READ(INP, *) FA
UR=FA*K
READ(INP, *) FB
VR=FB*KJ
READ(INP, *) (D(I), I=1, 5)
BB=sqrt(1.21/RS)*10
uu=UR
CALL sncndn (uu, emmc, sn, cn, dn)
SU=sn
CU=cn
DU=dn
emmc=1-emmc
uu=VR
CALL sncndn (uu, emmc, sn, cn, dn)
nu=UR
CALL sncndn (nu, emmc, sn, cn, dn)
DU=dn
CU=cn
SU=sn
emmc=1-emmc
A=CV**2.+XM*(SU**2.)*SV**2.
X=BB*CV/A
Y=BB*SU*DV/A
G=-SU*DU*CV
H=SV*DV
F=2*XM*CU*(SU*DU*SV)**2
P=2*XM*(CV**2+XM*(SU*SV)**2+2*XM*(CU*SV)**2)
dyu=H*(CU*DU**2-XM*(SU**2))*A-P)

```

```

ms=-dxu/dyu
DO 30 I=1,5
IF(ms.lt.0.)
$then
XX(I)=X-D(I)/sqrt(1+ms**2)
else
XX(I)=X+D(I)/sqrt(1+ms**2)
ENDIF
YY(I)=Y+ms*(XX(I)-X)
CONTINUE
30
WRITE(IPR,50) (FA,D(I),XX(I),YY(I),I=1,5)
FORMAT(4(2X,F8.3))
50
CLOSE (INP)
CLOSE (IPR)
STOP
END
SUBROUTINE sncndn (uu,emnc,sn,cn,dn)
REAL cn,dn,emnc,sn,uu,CA
PARAMETER (CA=.0003)
INTEGER I,II,13
REAL a,b,c,d,emc,u,em(13),en(13)
LOGICAL bo
emc=emnc
u=uu
IF(emc.ne.0.) then
bo=(emc.lt.0.)
IF(bo) then
d=1.-emc
emc=-emc/d
d=sqrt(d)
u=d*u
ENDIF
a=1.
dn=1.
do II I=1,13
l=I
em(I)=a
emc=sqrt(emc)
en(I)=emc
c=0.5*(a+emc)
IF(abs(a-emc).le.CA*a) goto 1
emc=a*emc
a=c
continue
u=c*u
sn=sin(u)
cn=cos(u)
IF(sn.eq.0.) goto 2
a=cn/sn
c=a*c
do I2 I=1,1,-1
b=em(II)
a=c*a
c=dn*c
dn=(en(II)+a)/(b+a)
a=c/b
2

```

```

12 continue
a=1./sqrt(c**2+1.)
if (sn.lt.0.) then
  sn=-a
else
  sn=a
endif
cn=c*sn
if (bo) then
  a=dn
  dn=cn
  cn=a
  sn=sn/d
endif
else
  cn=1./cosh(u)
  dn=cn
  sn=tanh(u)
endif
return
END

```

APÊNDICE D
Programa que calcula o perímetro de um formato

```
PROGRAM per1  
INTEGER I,N  
REAL S  
REAL X(40),Y(40)  
CHARACTER*10 FILEIN  
INP=3  
IPR=4  
WRITE(*,'(A)') 'NAME OF INPUT FILE'  
READ(*,'(A)') FILEIN  
OPEN(INP,FILE=FILEIN,STATUS='OLD')  
READ(INP,*) N  
READ(INP,*) (X(I),Y(I), I=1,N)  
S=0.0  
DO 40 I=1,N-1  
S=S+ sqrt((X(I+1)-X(I))**2 + (Y(I+1)-Y(I))**2)  
40 CONTINUE  
WRITE(*,*) S  
END
```

APÊNDICE C
Programa que calcula a área de um formato

```
PROGRAM TRAPEZIO
  INTEGER I,N
  REAL SUM,AR
  REAL X(40),Y(40)
  CHARACTER*10 FILEIN
  INP=3
  IPR=4
  WRITE(*,'(A)', ) ' NAME OF INPUT FILE'
  READ(*,'(A)', ) FILEIN
  OPEN(INP,FILE=FILEIN,STATUS='OLD')
  READ(INP,* ) N
  READ(INP,* ) (X(I),Y(I), I=1,N)
  SUM=0.0
  DO 10 I=1,N-1
    SUM=SUM+(Y(I)+Y(I+1))*(X(I+1)-X(I))/2
    AR=4*SUM
  CONTINUE
  WRITE(*,'* ) SUM
  WRITE(*,'* ) AR
  END
```

