

JAERI - M  
89-049

高温工学試験研究炉の炉心入口冷却材  
温度の評価

1989年5月

藤本 望・丸山 創・数上 幸夫

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。  
入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）  
まで、お申しこしください。なお、このほか、財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城  
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

*JAERI-M reports are issued irregularly.*

*Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department  
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,  
Ibaraki-ken 319-11, Japan.*

C Japan Atomic Energy Research Institute, 1989

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 山田軽印刷所

高温工学試験研究炉の炉心入口冷却材温度の評価

日本原子力研究所大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

藤本 望・丸山 創・数上 幸夫

(1989年4月5日受理)

本報は、現在、設計を進めている高温工学試験研究炉（HTTR）について、原子炉圧力容器入口から、炉心入口部までの冷却材の熱流動解析についてまとめたものである。HTTRにおいて、原子炉圧力容器に流入した冷却材は、炉心と原子炉圧力容器の間を上方へ流れて上部プレナムへ至り、上部プレナム内で反転して下降流となり炉心へ流入する。本報では、冷却材が炉心と原子炉圧力容器間を上昇する際の温度上昇及び温度上昇誤差の評価、上部プレナム内における冷却材の流動解析による温度混合の評価についてまとめたものである。

また、炉心入口温度の燃料最高温度評価に及ぼす影響についても検討を加えた。

Evaluation of Core Inlet Coolant Temperature of HTTR

Nozomu FUJIMOTO, Soh MARUYAMA and Yukio SUDO

Department of HTTR Project  
Oarai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received April 5, 1989)

The Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) has been planning the construction of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR) which is 30MW in thermal power, 850°C and 950°C in outlet coolant temperature and 40Kg/cm<sup>2</sup>G in primary coolant pressure.

In the HTTR, coolant flows upward in channels between core and Reactor Pressure Vessel (RPV), then mixed in the upper plenum and flows into the core.

This report presents the evaluation results of the core inlet temperature, which is a fundamental value of maximum fuel temperature calculation. Temperature behavior at the core side channel is calculated by FEM code and temperature mixing characteristics is calculated by thermal-hydraulic code "STREAM". The evaluation error of core inlet temperature is one of the hot spot factors for the maximum fuel temperature calculation.

Keywords : HTTR, Temperature Calculation, Core Inlet Coolant Temperature, Turbulence, Mixing Analysis, Maximum Fuel Temperature, Hot Spot Factor, STREAM Code

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 炉心側部流路における冷却材温度上昇 .....	3
2.1 解析条件 .....	3
2.2 解析ケース .....	4
2.3 解析結果 .....	5
2.4 炉心側部での温度上昇誤差の評価 .....	5
3. 上部プレナムにおける温度混合評価 .....	21
3.1 解析体系及び方法 .....	21
3.2 解析結果 .....	22
3.3 燃料最高温度に対する影響評価 .....	24
4. おわりに .....	50
謝 辞 .....	51
参考文献 .....	51
附録 VCSへの放熱量の保守性について .....	52

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Temperature Evaluation at the Core-side Channels .....	3
2.1 Numerical Conditions .....	3
2.2 Calculation Cases .....	4
2.3 Numerical Results .....	5
2.4 Error Evaluation of Coolant Temperature .....	5
3. Thermal Mixing Evaluation at the Upper Plenum .....	21
3.1 Numerical Conditions and Method .....	21
3.2 Numerical Results .....	22
3.3 Influence to the Maximum Fuel Temperature .....	24
4. Conclusion .....	50
Acknowledgements .....	51
References .....	51
Appendix Heat Removal by VCS .....	52

## 1. はじめに

現在、日本原子力研究所では高温ガス炉の技術基盤の確立と高温に関する先端的基礎研究のための照射として、高温工学試験研究炉（High Temperature Engineering Test Reactor : HTTR）の設計を進めている<sup>(1)</sup>。

HTTRは熱出力30 MW、原子炉出口冷却材温度850°C及び950°Cの高温ガス炉である。図1.1にHTTRの炉心の構造図を示す。

1次冷却材であるヘリウムガス（圧力約40 kg/cm<sup>2</sup>G）は原子炉圧力容器（以下圧力容器と呼ぶ）に395°Cで流入し、炉心支持構造物を冷却して炉心の側部へ流れ、炉心拘束機構、圧力容器等を冷却しながら固定反射体と側部遮へい体及び側部遮へい体と圧力容器との間隙を上方へ流れ、上部プレナムで反転して炉心へ配分される。

また、圧力容器の外側には、非常用冷却設備としての炉容器冷却設備（Vessel Cooling System : VCS）の水冷パネルが設置されており、通常時において炉心全発熱量の1～2%の除熱を行なっている。

HTTRは、原子炉出口温度が950°Cと高温であるため、燃料温度も高くなり、炉心は熱的に厳しい条件下にある。このことから原子炉の燃料温度評価において炉心入口冷却材温度は評価の基礎となるものであり、合理的な保守性を持った評価が必要となる。

これまでにHTTRの燃料温度評価<sup>(2)</sup>及び評価に用いられている工学的安全係数<sup>(3)</sup>については、既に報告が行なわれており、本報においては、燃料温度評価に用いられている炉心入口温度及びその誤差についてその詳細を報告する。

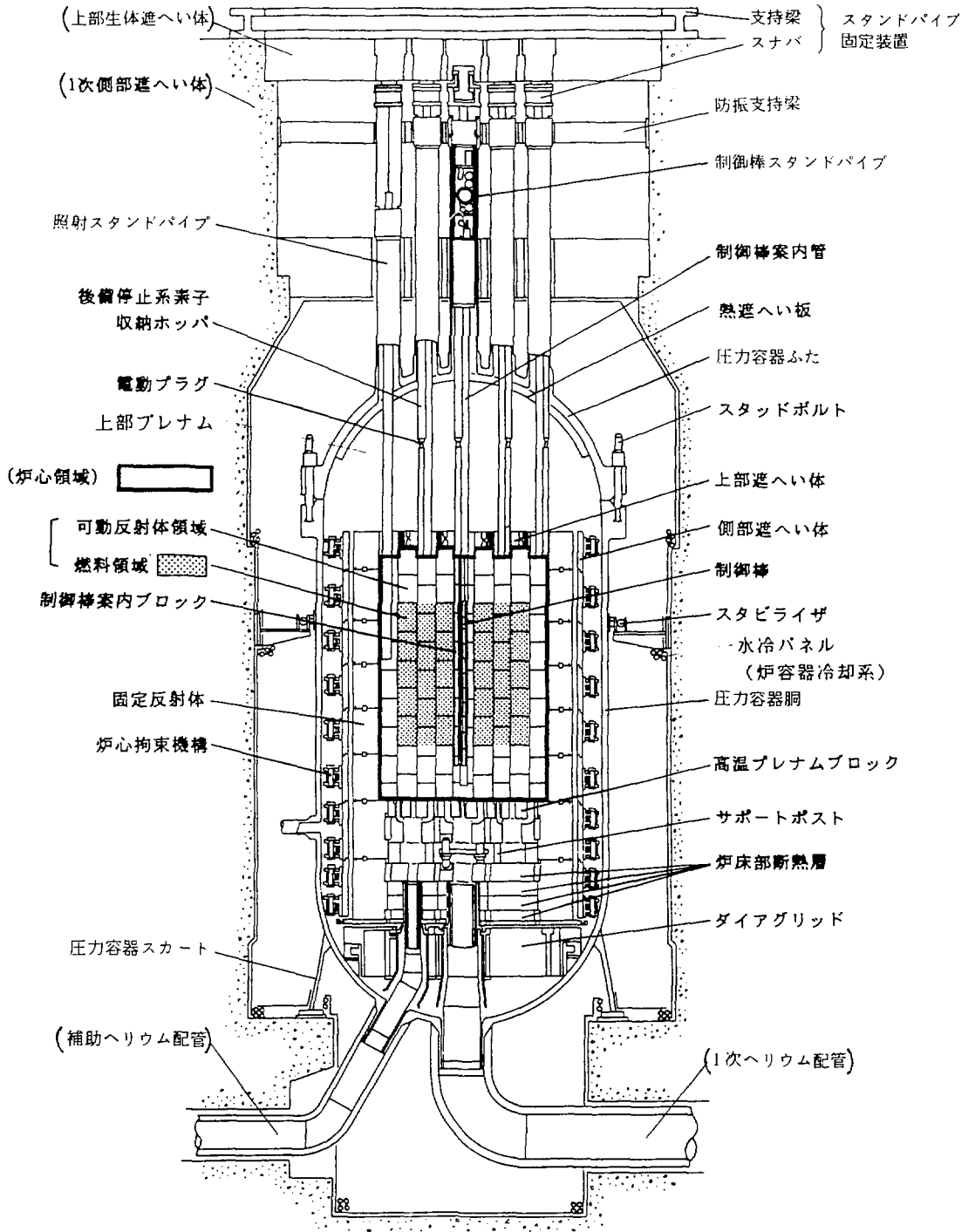


図 1.1 HTTR炉心構造図

## 2. 炉心側部流路における冷却材温度上昇

1次ヘリウム配管の外管から圧力容器内に流入した冷却材は、炉床部の金属構造物を冷却して炉心側部へと流れる。

炉心側部には固定反射体の外側に側部遮へい体が設けられており、固定反射体と側部遮へい体の間隙と側部遮へい体と圧力容器の間隙の2つの流路が存在する。冷却材はこの2つの流路を流れて上部プレナムへ達する。

ここでは炉心側部流路における冷却材の温度上昇についての検討を行った。

### 2.1 解析条件

#### (1) 解析モデル

解析は、炉心の半径方向については炉心外周カラムから圧力容器の外側に設けられているVCSまで、軸方向については燃料体最上段レベルから炉床部断熱層までをモデル化して行っている。また、燃料体と可動反射体、可動反射体と固定反射体との間にはカラム間ギャップをモデル化している。解析モデル図を図2.1に示す。解析モデルは $r-\theta$ 2次元の軸対称モデルである。

解析には汎用有限要素法コードNASTRANを用いた。

#### (2) 解析に用いたデータ<sup>(4)</sup>

解析は、燃料温度が最も高くなる原子炉出口温度950°C運転状態を基に行った。以下に主要なデータについて述べる。

##### (i) カラム間ギャップ

カラム間ギャップ幅及びカラム間ギャップ流量は炉内流量配分解析<sup>(4)</sup>から得られる軸方向の平均値を用いた。

##### (ii) 燃料体ブロック熱伝導率

燃料体ブロックの熱伝導率は、炉内流量配分解析<sup>(4)</sup>に用いられている等価熱伝導率を用いた。

##### (iii) 燃料チャンネル

燃料チャンネルは外周カラムを模擬し、燃料棒は発熱量、伝熱面積、熱伝導率等を外周カラム分まとめて単チャンネルで模擬している。

ただし、燃料棒から燃料体ブロックへの輻射伝熱面積及び燃料チャンネル冷却材から燃料体ブロックへの伝熱面積については、炉心から反射体領域への熱の流れを考慮するため、炉心外周辺数×5チャンネル（ $1/6$ ブロック当りのチャンネル数）を用いている。

##### (iv) VCSによる除熱量

VCSによる圧力容器外表面からの除熱は、自然対流とふく射が主であり、定常状態における炉心全体の温度分布解析より、圧力容器各部位からの除熱量は次のようになる。



	ふく射	自然対流	
上 鏡	$2.97 \times 10^4$		
胴 部	$2.68 \times 10^5$	$4.55 \times 10^4$	
下 鏡	$5.54 \times 10^4$		[Kcal / h]

よって、胴部からの除熱量は、全体の78.7%となり、これをまとめて80%とする。また、VCSによる除熱量は、原子炉出力の1~2%であることから、安全側に除熱量を原子炉出力の2%とした<sup>(注)</sup>。

よって、胴部からの除熱量は

$$2 \times 0.8 = 1.6 (\%)$$

となる。ここで、か心側部流路での冷却材温度上昇を保守的に高く見積るよう0.1%の余裕を見て、圧力容器胴部からのVCSによる除熱量を原子炉出力の1.5%とした。

### (3) その他のデータ<sup>(4)</sup>

解析に使用したデータをまとめて表2.1に示す。

## 2.2 解析ケース

解析ケースは、工学的安全係数を考慮して、次の4ケースとした。

### (1) ケース1

基準とするノミナルのケースである。

燃料棒発熱量、冷却材全流量、物性値ともノミナル値を用いる。ただし、ふく射率については保守的にランダム誤差の20%を考慮する。

### (2) ケース2

次のシステマティック因子を考慮したケースである。

燃料発熱量……… 2.5%

冷却材全流量…… 1.0%

ただしふく射率についてはケース1と同じとする。

### (3) ケース3

ケース2に、さらに熱伝導率のランダム因子を考慮したケースである。物性値のランダム誤差によるか心側部での温度上昇量は、各ブロックが同一の特性を示し、誤差分布が正規分布であると仮定して、以下の方法で求める。

- i) ノミナルケースの結果から、か心側部流路での軸方向分割段のうち、最も温度上昇の大きな一段を選ぶ。この一段において、物性値を誤差分(3 $\sigma$ )変化させてか心側部での温度上昇の変化を求め、この値からさらに1°Cのノミナル冷却材温度上昇に対するランダム温度上昇率を求める。

(注) 附録参照

ii) 炉心側部の他の段においても、i) と同一のランダム温度上昇率が生じるとして、各段でのランダム温度上昇を求め、この温度上昇分の root mean square を炉心側部全体でのランダム温度上昇分とする。

#### (4) ケース 4

ケース 2 ではカラム間ギャップ及びカラム間ギャップ流量を考慮しているが、本ケースは、このうちカラム間ギャップ流量を零としたケースである。本ケースによってカラム間ギャップ流量の効果を求めることができる。

## 2.3 解析結果

各ケースの解析結果をまとめて表 2.2 に示す。

また、各ケースの等温線図及び冷却材温度分布を図 2.2 ～ 2.9 に示す。

ケース 4 (ギャップ流量零) の炉心側部流路混合平均温度をケース 2 と比較すると、熱抵抗の増加によって側部への移動熱量が減少し、冷却材温度の上昇量は小さくなっている。このことから、炉心入口温度設定にはギャップ流量を考慮した方が安全側であることがわかる。

また、上部フレナム入口部では側部遮へい体内外の流路で約 35°C の温度差が生じている。

## 2.4 炉心側部での温度上昇誤差の評価

表 2.2 に示した解析結果に基づき、炉心入口冷却材温度及び誤差を設定する。このとき、本解析でモデル化されていない圧力容器入口から炉心側部流路までの温度上昇分 (炉内構造物温度解析結果より 3°C) を考慮する。

(1) ノミナル 炉心入口温度 …… 409°C

$$\frac{406.3 - 407.3}{1.40 - 1.23} (1.5 - 1.4) + \frac{406.3}{3} + \frac{3}{3} - 408.7 \quad (^\circ\text{C})$$

{ ケース 1 及びケース 1 の補足ケースから放熱量 1.5% の状態を評価 } (ケース 1) (炉心側部流路入口までの上昇分)

(2) システムティック炉心入口温度上昇分

(1) 炉心側部温度上昇誤差 …… 1°C

$$\frac{407.1 - 408.0}{1.41 - 1.24} (1.5 - 1.41) + \frac{407.1}{3} + \frac{3}{3} = 409.6 \quad (^\circ\text{C})$$

{ ケース 2 及びケース 2 の補足ケースから放熱量 1.5% の状態を評価 } (ケース 2) (炉心側部流路入口までの上昇分)

$$409.6 - 408.7 = 0.9$$

(2) 原子炉入口温度制御誤差<sup>(3)</sup> …… 2°C

(3) ランダム炉心入口温度上昇分 …… 0.5°C

ケース3とケース2の結果から

$$407.3 - 407.1 = 0.2$$

図2.3と図2.7から、この0.2°Cは、ランダム因子を考慮した一段に対するランダム変化量となる。図2.3より、この一段でのノミナル冷却材温度上昇は4°C（固定反射体と側部遮へい体間の流路）である。よって、ノミナル冷却材温度上昇1°Cに対するランダム温度上昇は $\frac{0.2}{4}$ °Cとなる。他の層についても、同一の温度上昇率が生じるとして各層ごとのランダム温度上昇を求め、このroot mean square を求めてランダムか心入口温度誤差とする。

$$\sqrt{\left(1 \times \frac{0.2}{4}\right)^2 \times 6 + \left(2 \times \frac{0.2}{4}\right)^2 \times 3 + \left(3 \times \frac{0.2}{4}\right)^2 \times 2 + \left(4 \times \frac{0.2}{4}\right)^2 \times 3} = 0.46 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

このランダムか心入口温度誤差は、燃料温度評価上はか心入口温度では考慮せず、燃料チャンネル流量配分誤差のランダム誤差で、1.8%をまらめて2.0%としているところ<sup>(3)</sup>で評価する<sup>(注)</sup>。

---

注) 0.2%の流量の変化は、燃料温度にして約1°Cの変化となり、これに0.46°Cが含まれるとしても十分余裕がある。

表 2.1 表解析条件 (1/4)

## A 流路データ

流路号	熱伝達式	流量	等価直径	伝熱面積 (単位長さあたり)
① <sup>*1</sup>	$Nu = 0.02 Re^{0.8} Pr^{0.4}$	5.10 (kg/s) (ノミナル) 3.05 (kg/s) (システムティック)	0.1 m	0.683 m <sup>2</sup>
②	同上	同上	0.91 m	7.211 m <sup>2</sup>
③	同上	5.44 (kg/s) <sup>*6</sup> (ノミナル) 3.39 (kg/s) (システムティック)	0.007 m	59.6 m <sup>2</sup> (内側) <sup>*2</sup> (=0.034π×31×18) 27.05 m <sup>2</sup> (外側) <sup>*3</sup> (=0.041π×5×7×6)
④	$Nu = 8.23$	5.32×10 <sup>-2</sup> <sup>*7</sup> (kg/s) (ノミナル) 5.27×10 <sup>-2</sup> (kg/s) (システムティック)	1.35×10 <sup>-3</sup> <sup>*8</sup> m	8.730 m <sup>2</sup> <sup>*4</sup> (=0.2078×7×6)
⑤	同上	2856×10 <sup>-2</sup> <sup>*7</sup> (kg/s) (ノミナル) 2827×10 <sup>-2</sup> (kg/s) (システムティック)	0.96×10 <sup>-3</sup> <sup>*8</sup> m	11.224 m <sup>2</sup> (=0.2078×9×6)
VCS 自然 対流	$Nu = 0.0215 Gr^{2/5} Pr^{7/15}$ $\times \frac{1}{(1+0.494 \cdot Pr^{0.4})^{0.4}}$	-	代表長さ 1.28 m	18.045 m <sup>2</sup> (=2×π×2.872)

\*1 流路①の部分には別途側部遮蔽体と固定反射体との伝熱路を模擬した熱伝達率を与えている。

\*2 外周カラムのピン数；(31ピン×18カラム)

\*3 可動反射体に接する辺の1/6ブロック内のピン数；5ピン×(7×6)辺

\*4 可動反射体に接する炉心外周辺数；(7×6)辺

\*5 固定反射体に接する可動反射体の辺数；(9×6)辺

\*6 FLOWNET計算結果に基づく炉心外周カラム流量軸方向平均値

\*7 " " カラム間ギャップ " "

\*8 FLOWNET計算に用いたカラム間ギャップ量の平均値

表 2-1 解析条件 (2/4)

B 材料物性値 (その1)

材 料	項 目	計 算 式
① 燃料コンパクト (UO <sub>2</sub> ・IG-110)	熱伝導率	6026 kcal/mh℃ ……ノミナル (=0.03×31×18×360) <sup>*1</sup> 8035 kcal/mh℃ ……ランダム (=(0.03+0.01)×31×18× <sup>1</sup> / <sub>3</sub> 60)
	輻射率	1.0 (0.8+0.2)
② ヘリウムギャップ (40atmHe)	熱伝導率	40 atmヘリウム熱伝導率×31×18 <sup>*1</sup>
③ 燃料スリーブ (IG-110)	熱伝導率	K(t)=K <sub>0</sub> ・f(t)・a { a=1.0 ……ノミナル a=1.2 ……ランダム K <sub>0</sub> =108×31×18 <sup>*1</sup> (kcal/mh℃) f(t)=1.02748-1.35887×10 <sup>-3</sup> ・t +1.11271×10 <sup>-6</sup> ・t <sup>2</sup> -4.76484×10 <sup>-10</sup> ・t <sup>3</sup> +8.69490×10 <sup>-14</sup> ・t <sup>4</sup> (t: 温度℃)
	輻射率	1.0 (0.8+0.2)
④ 燃料ブロック (IG-110)	熱伝導率	炉心内部用等価熱伝導率 (等価熱伝導率の項目参照) に おいて、燃料チャネルの熱伝導率を550 kcal/mh℃ として求めた値を円筒用に換算し、さらに7×6 <sup>*2</sup> 倍 して使用。
	輻射率	1.0 (0.8+0.2)
⑤ 可動反射体 (IG-110)	熱伝導率	③に同じ。ただし k <sub>0</sub> =108(kcal/mh℃)

\*1 炉心外周カラムの燃料チャネルを単チャネルで模擬するために外周のピン数 (31×18) 倍した。

\*2 炉心外周に面するブロック辺数倍してある。

表2.1 解析条件 (3/4)  
B 材料物性値 (その2)

材 料	項 目	計 算 式
⑥ 固定反射体 (PGX)	熱 伝 導 率	$K(t) = ko f(t) + a \quad \begin{cases} a=0 \dots \text{ノミナル} \\ a=9 \dots \text{ランダム} \end{cases}$ (kcal/mh°C) $ko(t) = 9.0.0$ $f(t) = 1.01891 - 8.99883 \times 10^{-4} \cdot t$ $+ 4.02929 \times 10^{-7} \cdot t^2 - 5.85158 \times 10^{-11} \cdot t^3$ (t; 温度°C)
	輻 射 率	1.0 (0.8+0.2)
⑦ 炉床前断熱層 (ASR-ORB)	熱 伝 導 率	$K(t) = ko \cdot f(t) + a \quad \begin{cases} a=0 \dots \text{ノミナル} \\ a=0.9 \dots \text{ランダム} \end{cases}$ (kcal/mh°C) $ko = 7.06$ $f(t) = 0.988315 + 7.28178 \times 10^{-4} \cdot t$ $- 4.66499 \times 10^{-7} \cdot t^2 + 1.04522 \times 10^{-10} \cdot t^3$ (t; 温度°C)
	輻 射 率	1.0 (0.8+0.2)
⑧ 出口管部 (アルミナ)	熱 伝 導 率	2.0 (kcal/mh°C)
⑨ 側部遮熱体 (B, C部)	熱 伝 導 率	3.24 (kcal/mh°C) ……ノミナル 3.96 (kcal/mh°C) ……ランダム (3.24+7.2)
	輻 射 率	1.0 (0.8+0.2)
⑩ 側部遮熱体 (SUS304)	熱 伝 導 率	$K(t) = 1.226 + 1.6945 \times 10^{-2} \cdot t$ $- 8.2650 \times 10^{-6} \cdot t^2 + 3.7472 \times 10^{-9} \cdot t^3$ (kcal/mh°C)
	輻 射 率	0.6

表2.1 解析条件 (4/4)

B 材料物性値 (その3)

材 料	項 目	計 算 式
①圧力容器 (2・1/4Cr -Mo)	熱伝導率	$K(t) = 3.060 + 1.7682 \times 10^{-2} \cdot t - 5.9824 \times 10^{-5} \cdot t^2 + 3.6242 \times 10^{-8} \cdot t^3$ (kcal/mh°C)
	輻射率	0.79
VCS	輻射率	0.79

C 発熱密度

燃料体 段レベル	*1 燃料コンパクト	*2 可動反射体	*2 固定反射体
1	$3.5746 \times 10^6$	$1.24 \times 10^4$	$1.08 \times 10^3$
2	$4.4893 \times 10^6$	$2.72 \times 10^4$	$2.36 \times 10^3$
3	$3.7658 \times 10^6$	$3.75 \times 10^4$	$3.25 \times 10^3$
4	$2.3535 \times 10^6$	$2.74 \times 10^4$	$2.37 \times 10^3$
5	$1.5097 \times 10^6$	$1.93 \times 10^4$	$1.67 \times 10^3$
	燃料体 より下の レベル	705	

\*1 燃焼330日の発熱  
密度ブロック平均値

\*2 合計で全炉心出力  
の1%

(単位; kcal/m<sup>3</sup>・h)

表 2.2 解析結果のまとめ

解析ケース	解析条件	放熱量	側部流路 混合平均 温度	流路1の 出口温度	流路2の 出口温度
ケース 1	燃料発熱量: ノミナル 原子炉全流量: " 物性値 * 1: " ギャップ流量: 有	1.40%	406.3 °C	422 °C	390 °C
ケース 2	燃料発熱量: 2.5% 増 原子炉全流量: 1.0% 減 物性値 * 1: ノミナル ギャップ流量: 有	1.41%	407.1 °C	424 °C	390 °C
ケース 3	燃料発熱量: 2.5% 増 原子炉全流量: 1.0% 減 物性値 * 1: 側部熱伝導率に考慮 * 2 ギャップ流量: 有	1.41%	407.3 °C	424 °C	391 °C
ギャップ流量零ケース (ケース 4)	燃料発熱量: 2.5% 増 原子炉全流量: 1.0% 減 物性値 * 1: ノミナル ギャップ流量: 無	1.40%	406.7 °C	423 °C	390 °C
ケース 1 * 3 補 促 ケース	ケース 1 に同じ	1.23%	407.3 °C		
ケース 2 * 3 補 促 ケース	ケース 2 に同じ	1.24%	408.0 °C		

\* 1 輻射率のみは解析の容易性を考慮し、ランダム誤差 20% をどのケースでも考慮。

\* 2 ケース 2 の解析結果から、側部流量の温度上昇が最も大きい一層について、熱伝導率にランダム誤差を考慮。

\* 3 放熱量 1.5% の際の値を外挿によって求めるために行なった解析ケース。



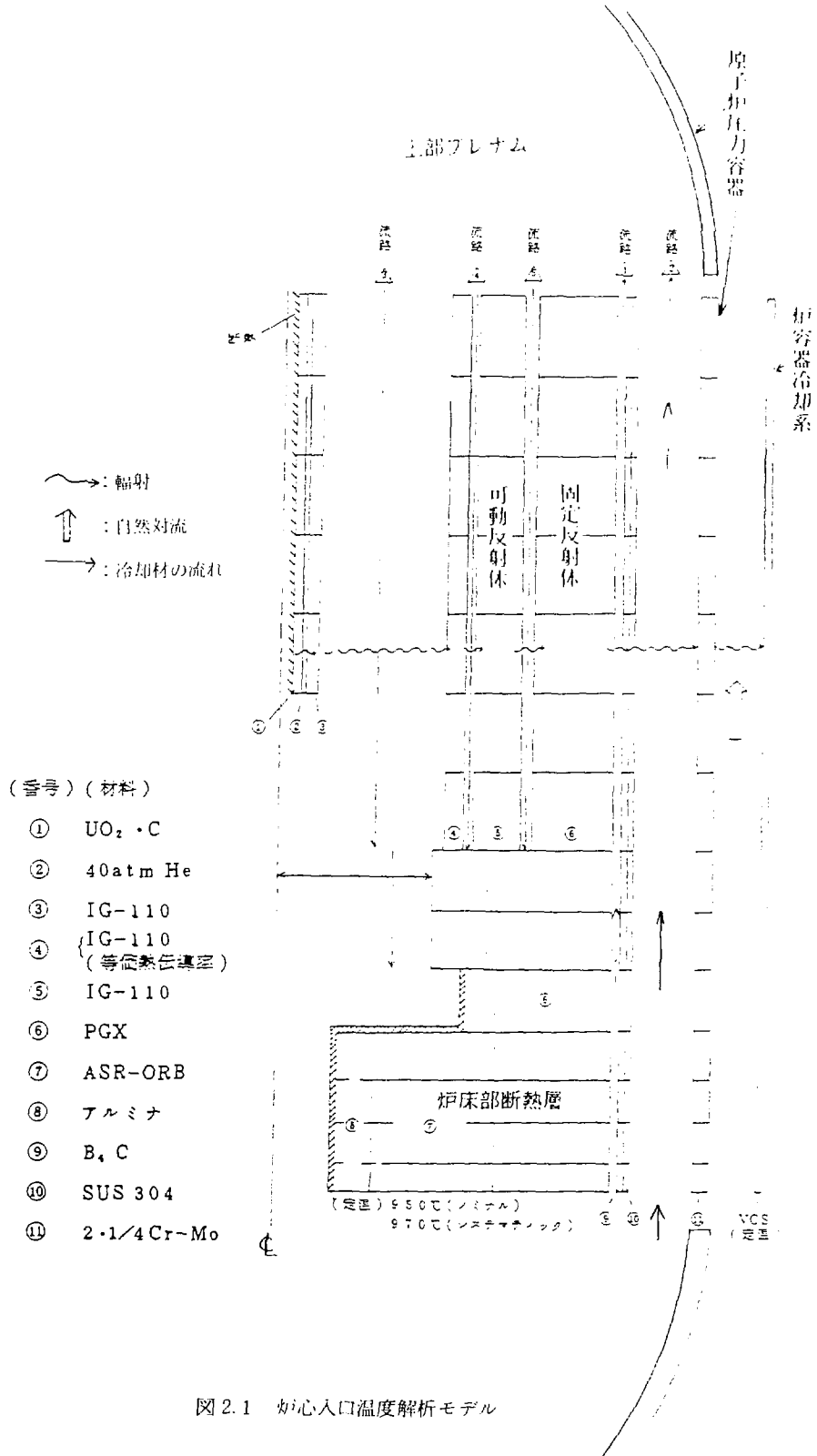
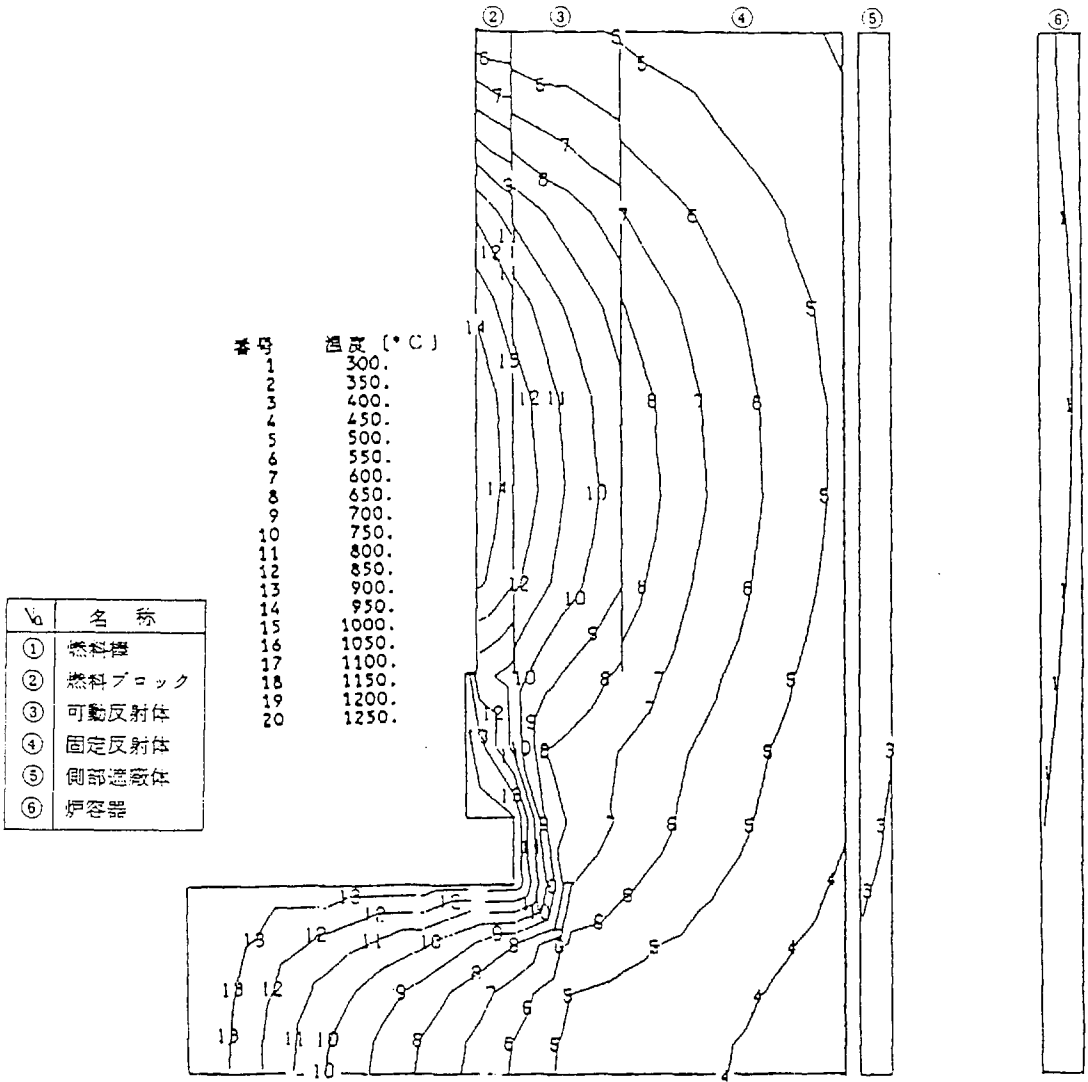


図 2.1 炉心入口温度解析モデル



放熱量;  $3.61 \times 10^5$  kcal/h  
(1.40%)

図 2.2 ケース 1 での等温線図

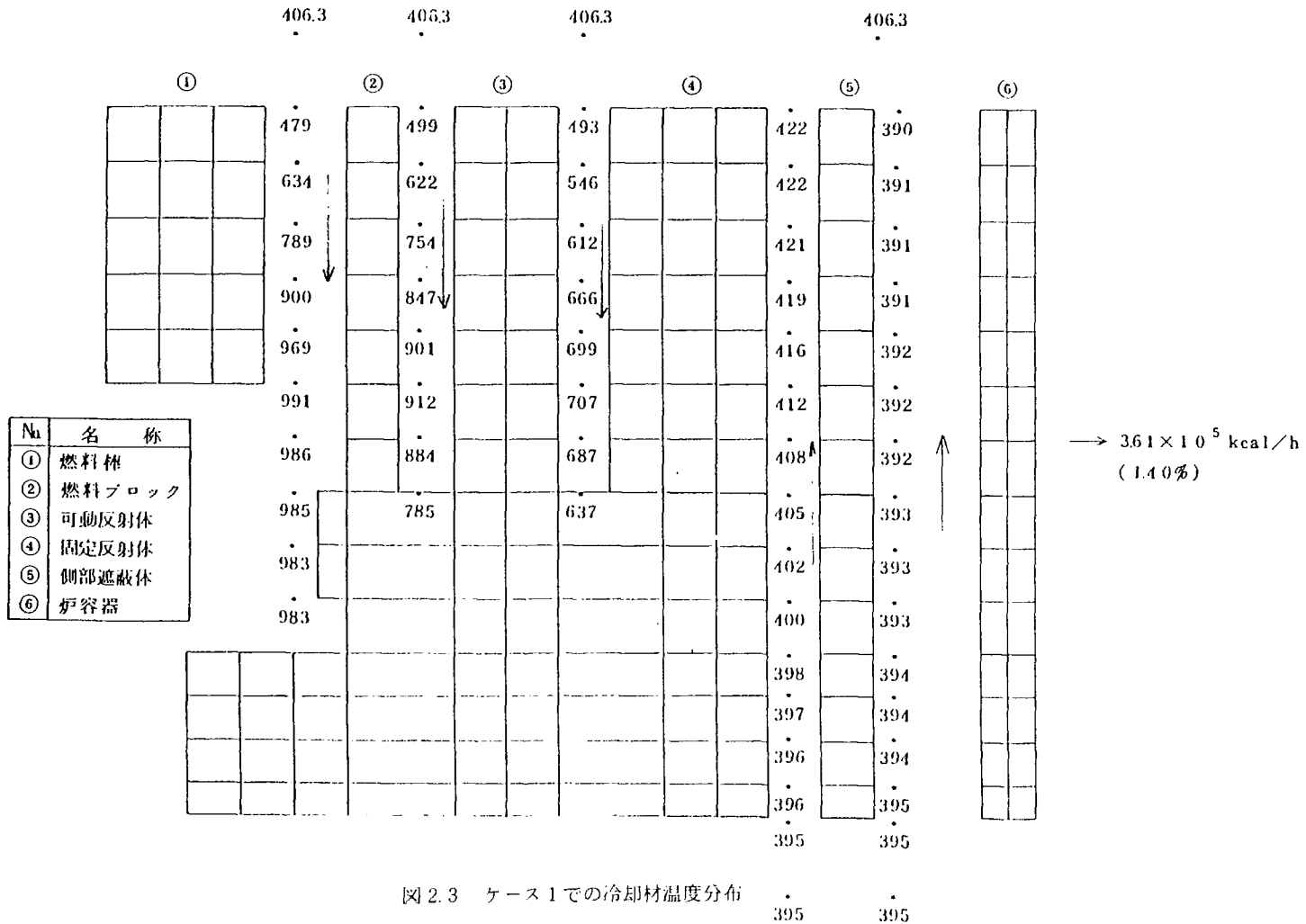
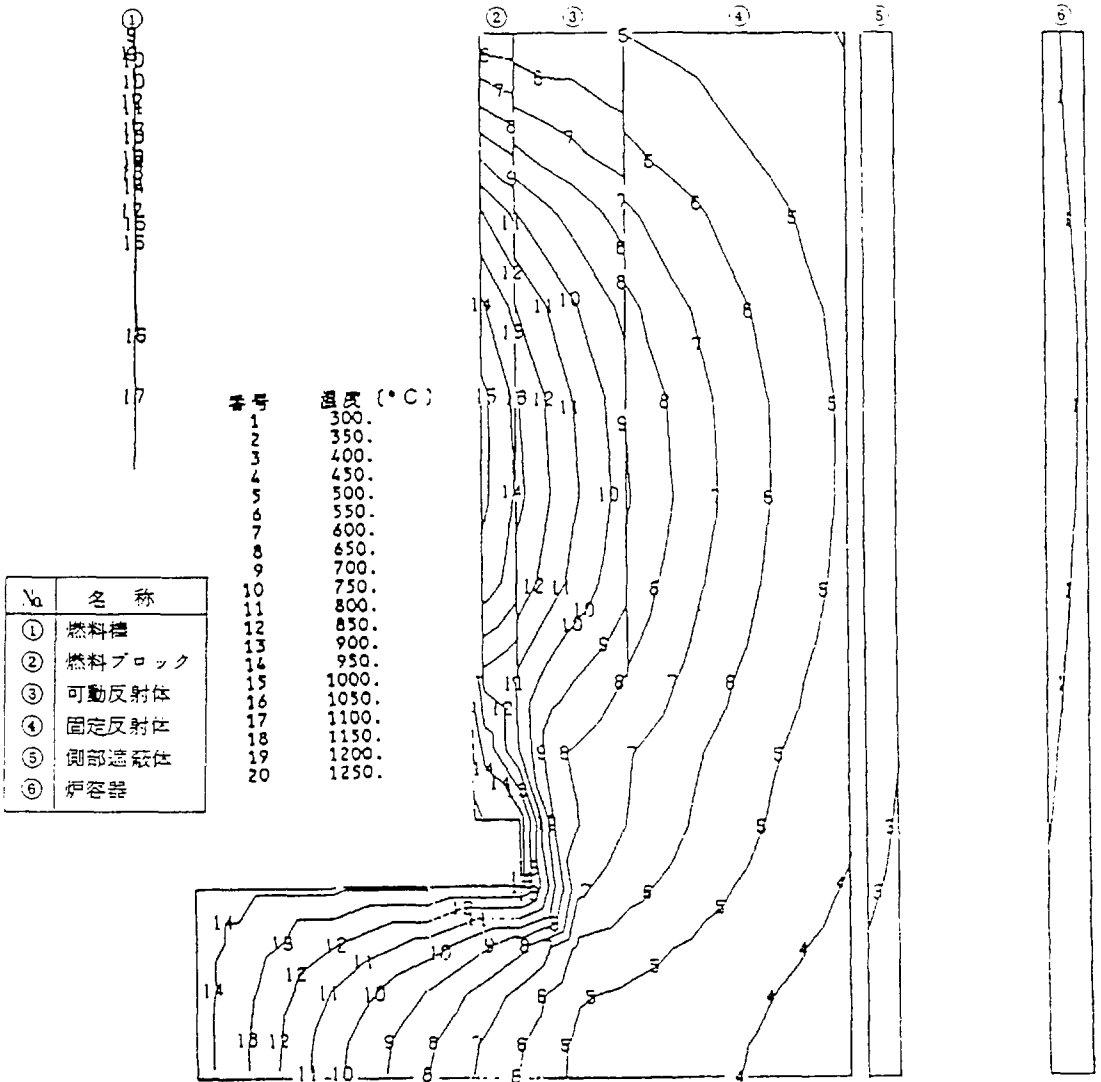


図 2.3 ケース 1 での冷却材温度分布



熱流量:  $3.63 \times 10^9$  kcal/h  
(1.41%)

図2.4 ケース2での等温線図

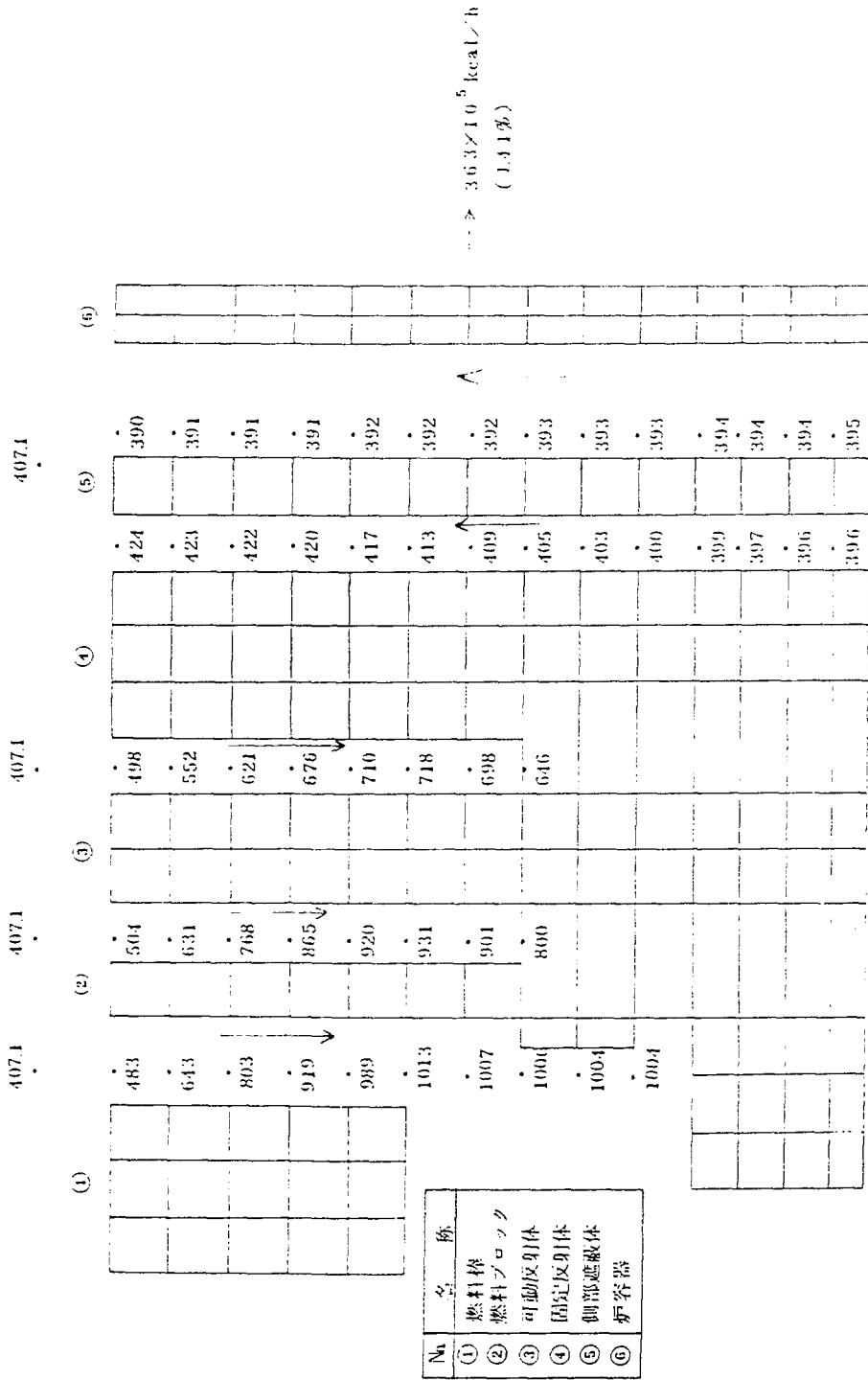
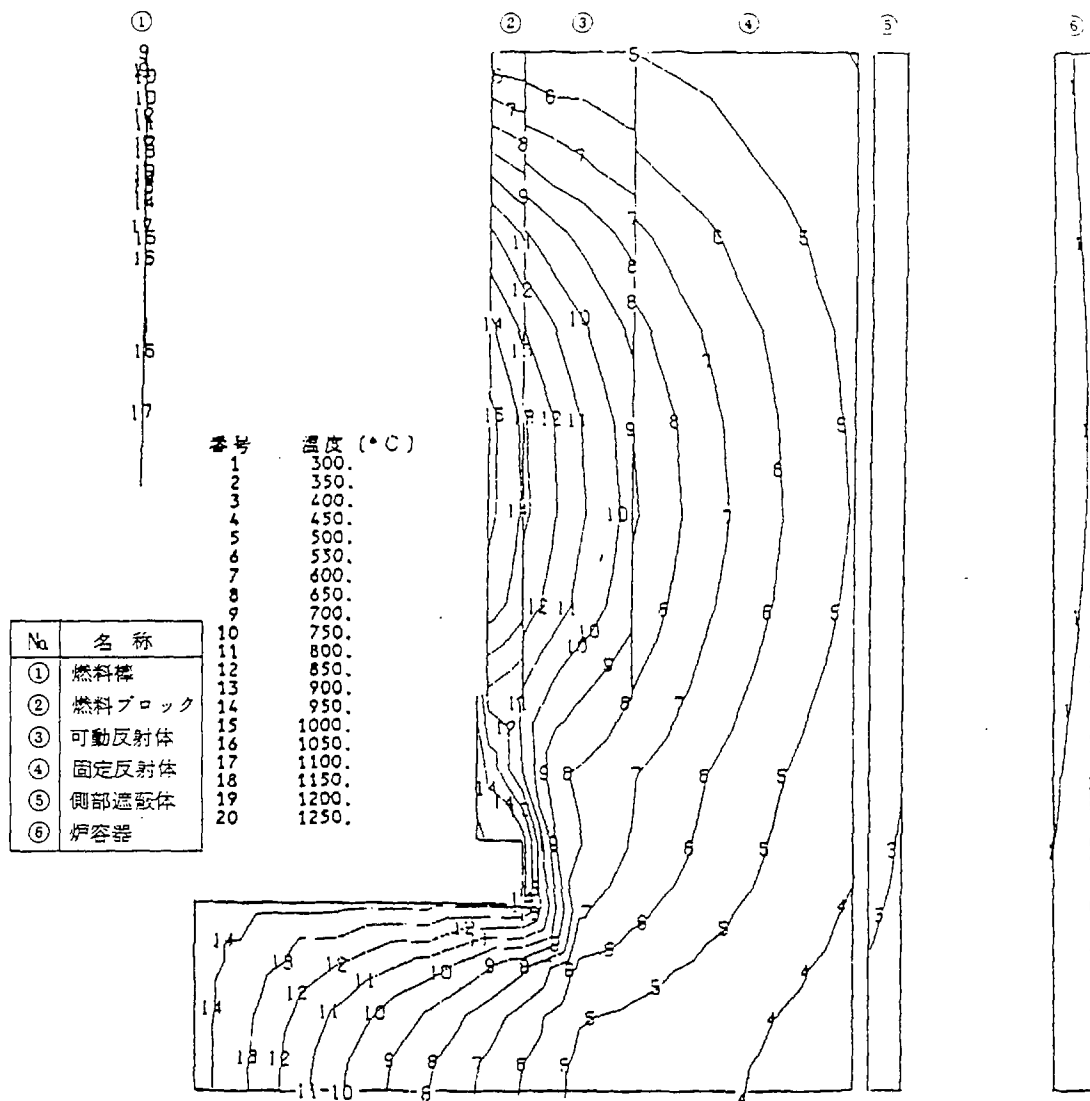


図2.5 ケース2での冷却材温度分布



放熱量;  $3.64 \times 10^3$  kcal/h  
(1.41%)

図 2.6 ケース 3 での等温線図

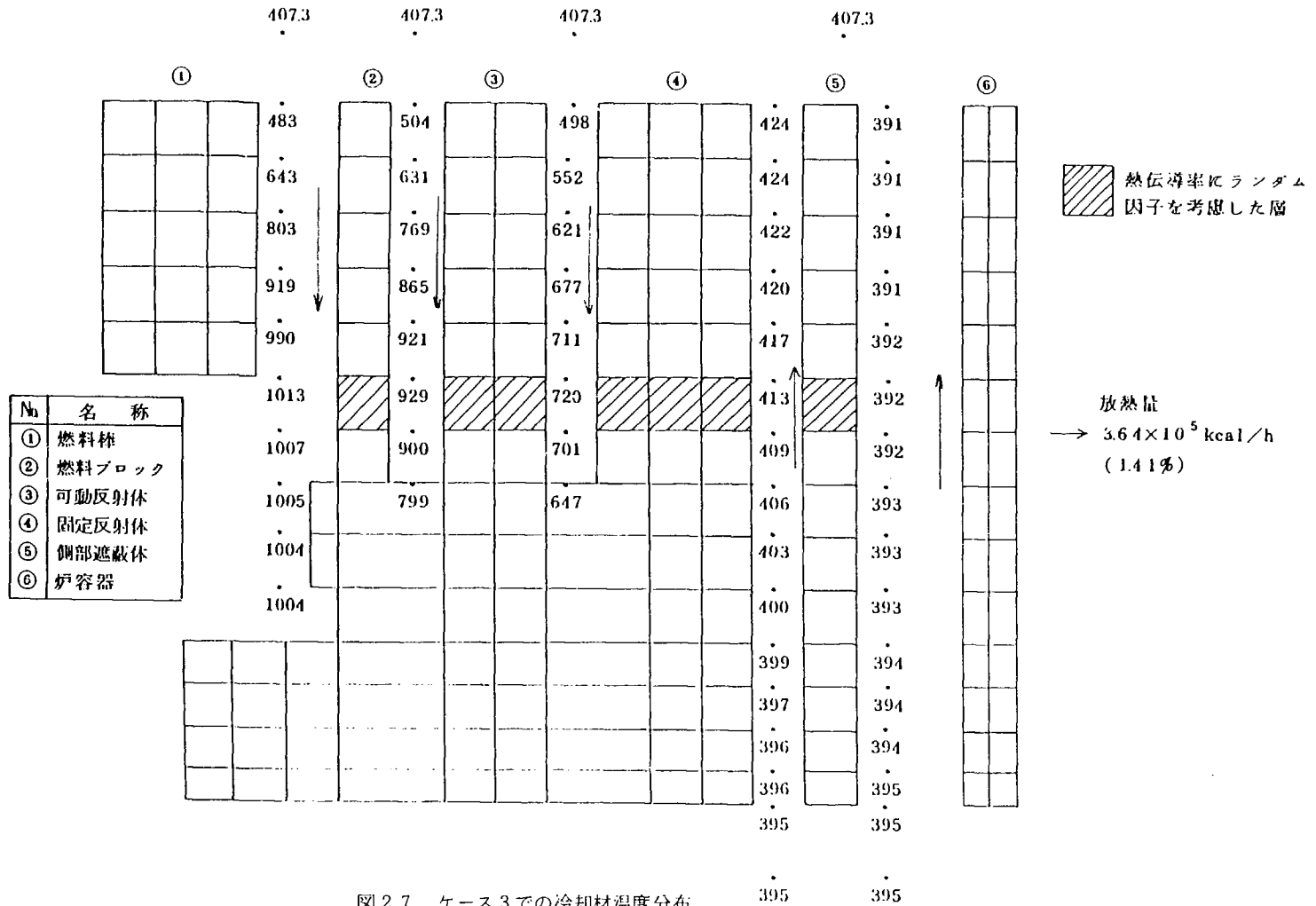


図 2.7 ケース 3 での冷却材温度分布

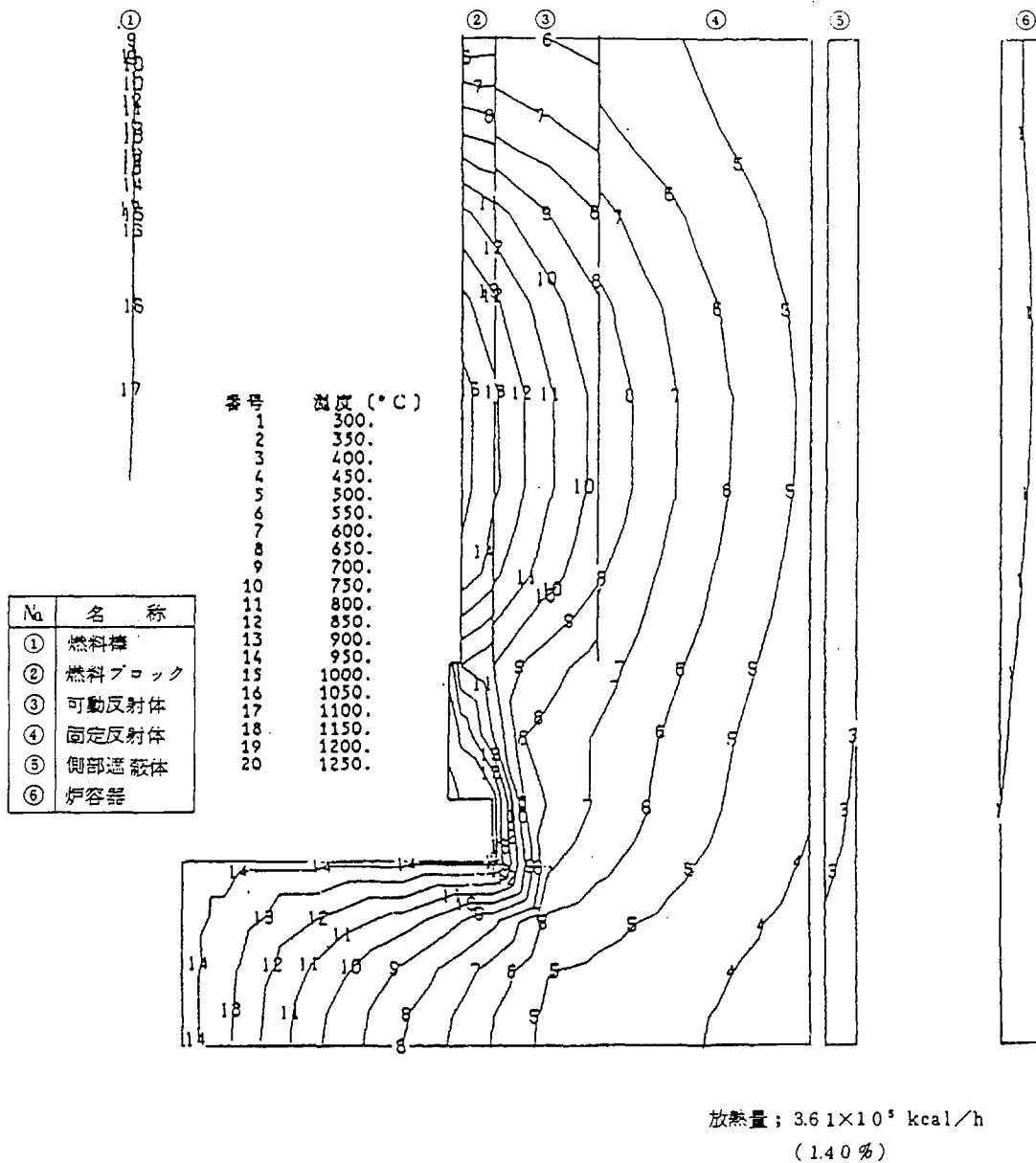


図 2.8 ケース 4 での等温線図



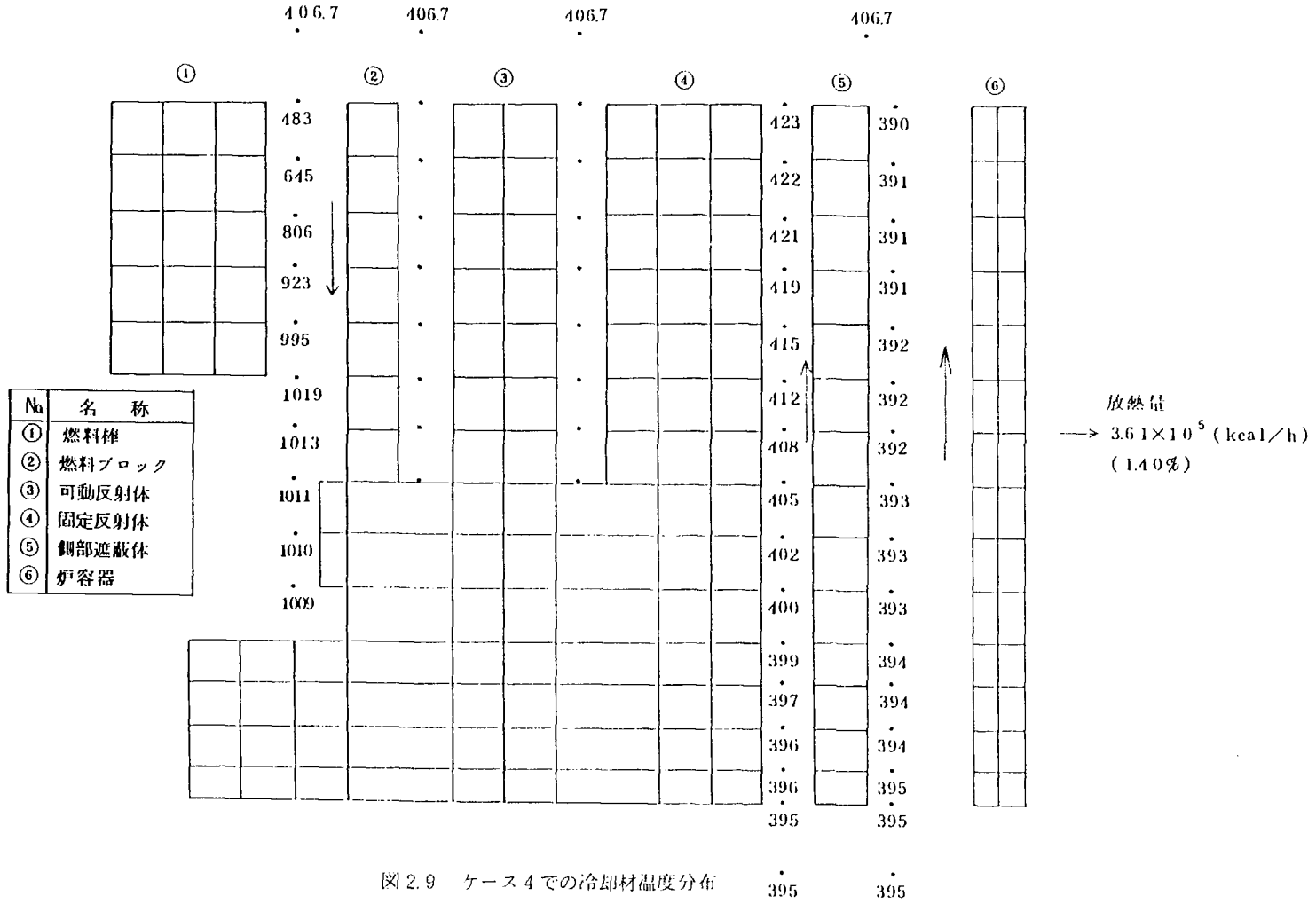


図 2.9 ケース 4 での冷却材温度分布

### 3. 上部プレナム内における温度混合評価

#### 3.1 解析体系及び方法

HTTRの上部プレナムにおいては、中心側部から冷却材が流入し、混合反転して中心へ配分される。図3.1に上部プレナムでの流動の概念図を示す。

上部プレナムへの冷却材の流路としては、固定反射体と側部遮へい体の間の流路と、側部遮へい体と圧力容器の間の流路がある。ここでは前者を流路1、後者を流路2と呼ぶこととする。

流路1と流路2から上部プレナムに流入した冷却材は混合、反転して中心へ配分されるが、上部プレナム内には制御棒案内管等が存在し、複雑な形状となっている。また、2章に示したように流路1と流路2を流れる冷却材の間には最大で約35°Cの温度差が生じている。

ここでは上部プレナム内における熱流動解析を行い、温度混合の程度を定量的に明らかにした。解析には3次元熱流体解析コードSTREAM<sup>(5),(6)</sup>を用いた。

本コードは乱流モデルとしてk-εモデルを採用しており、HTTRの設計あるいは他の原子炉の設計においても使用されている<sup>(6)</sup>。

熱流動解析においては、予備解析として2次元解析を行い、その後3次元解析により詳細な評価を行った。また、3次元解析においては、計算の精度評価としてメッシュ分割数をハラメータとして計算を行い、メッシュサイズの妥当性を評価した。

計算は、前章と同様、原子炉出口冷却材温度950°C運転の条件で行った。(中心流量10.2kg/s)

上部プレナム内での温度混合に影響を与えるハラメータとしては、流路1と流路2の冷却材温度、流量が考えられる。計算にあたっては、流路1の冷却材出口温度 $T_1$ と流路2の冷却材出口温度 $T_2$ とそれぞれの流路の流量から、流量配分比 $\alpha$ と冷却材入口流路温度差 $\Delta T_{in}$ の2つのハラメータを設定した。

$$\alpha = \frac{\text{(流路1の流量)}}{\text{(流路1の流量)} + \text{(流路2の流量)}}$$

$$\Delta T_{in} = T_1 - T_2$$

ここで、 $T_1$ 及び $T_2$ の値は、上部プレナム入口部での混合平均温度が400°Cとなるよう、全流量と $\alpha$ 、 $\Delta T_{in}$ から定める。HTTRの設計においては、 $\alpha = 0.5$ と計画されている。

2.3より、原子炉出口温度950°C運転時には $\Delta T_{in}$ は最大で約35°Cである。そのため、この値を中心に、計算に用いる $\alpha$ と $\Delta T_{in}$ の値を定めた。表3.1に計算に用いた $\alpha$ と $\Delta T_{in}$ の値を示す。

上部プレナム内での温度混合の程度を表す指標として中心入口部での無次元温度 $\Delta T_{core} / \Delta T_{in}$ を定義する。

$$\Delta T_{\text{Core}} / \Delta T_{\text{In}} = \frac{T - T_{\text{ave}}}{\Delta T_{\text{In}}}$$

T：温度（℃）

$T_{\text{ave}}$ ：炉心入口部での平均温度（℃）

上部プレナム内での温度混合の程度は、 $\Delta T_{\text{Core}} / \Delta T_{\text{In}}$  の最大値の大小で表すこととする。

## 3.2 解析結果

### (1) 2次元解析

上部プレナム内の混合挙動解析において、予備解析として2次元での解析を行った。図3.3に計算に用いたメッシュ分割の例を示す。

2次元解析では、2次元r-z座標系を用い、炉心は1メッシュで模擬し、炉心入口部には燃料ブロックと同等の開口率を与える。物性値等は、原子炉出口冷却材温度950℃運転時の値を用いている。また、上部プレナム内での混合平均温度は400℃とした。

2次元解析では、 $\alpha = 0.4, 0.5, 0.6$ 、 $\Delta T_{\text{In}} = 60^\circ\text{C}$ の解析を行った。図3.4～3.9にそれぞれのケースでの流動状況と等温線図を示す。

同図に示すケースでは、流路1と流路2の流量比は2：3～3：2であるが、流路1の幅は流路2の幅より小さいため、流路1からの冷却材の流速は、流路2からのものより大きくなっている<sup>(注)</sup>。このため、上部プレナム内に大小2つの渦が生じている。また、 $\alpha$ が大きくなるにつれ、流路1からの流速が大きくなり、反射体領域直上に生じる渦が大きくなるとともに上部プレナム内での温度分布が平坦になり、炉心入口部での温度差が小さくなっている。

図3.10に、 $\Delta T_{\text{Core}} / \Delta T_{\text{In}}$ の最大値と $\alpha$ の関係を示す。同図によると $\alpha$ が大きくなるに従い $\Delta T_{\text{Core}} / \Delta T_{\text{In}}$ の値が小さくなり、上部プレナム内での温度混合が促進されていくことがわかる。

ここで、 $\Delta T_{\text{Core}} / \Delta T_{\text{In}}$ の最大値はすべて炉心領域の最外周部に生じており、炉心入口部での温度分布は炉心中心で低く、外周部で高くなっている。

### (2) 3次元解析

#### (i) 解析モデル

3次元解析は、構造の対称性から図3.1に示す60°の部分を解析の対象とする。3次元解析用のメッシュ分割例を図3.11～3.13に示す。

上部プレナム内には、制御棒案内管2本と後備停止系素子の案内管1本が1つのグループとなり、制御棒カラムの上に存在している。ここでは、この3本をひとつにまとめ、1本の柱状の物体としてモデル化する。(図3.12参照)2次元解析より、上部プレナム内で生じる流れは大小2つの渦で代表され、この渦の大きさは、制御棒案内管等の大きさ、配置の寸法に

(注)  $\alpha = 0.5$  のとき、流路1からの冷却材の流速 …… 約 2.6 m/s  
 流路2 “ “ 約 0.3 m/s

比べて十分大きいので、3本の案内管を1本の柱状物体としてモデル化することは十分妥当である。

図3.13に炉心入口部のモデルを示す。炉心は六角柱状のブロックで構成されているため、炉心入口部は燃料カラムと制御棒カラムの配置を考慮してモデル化している。また炉心入口部には燃料ブロックに相当する開口率と圧力損失係数を与えている。

炉心入口部以外の流体と固体が接する面はすべてすべり壁としている。上部プレナム内の流動解析においては、2次元解析の結果から、渦による混合が支配的であり、壁の存在によるせん断流の効果は小さいと考えられる。そのため流体と物体の接する面にすべり壁の条件を用いることは妥当であると考えられる。

2.2の温度分布解析の結果に基づいて、反射体領域の上面は450°Cの定温壁とし、これ以外の面はすべて断熱境界とした。

図3.14に示すように、解析モデルは上部プレナムの形状、制御棒配置及び炉心入口部の形状を考慮した体系となっている。

解析に用いた流量、物性値は2次元解析に用いたものと同じである。

### (ii) メッシュ効果

上部プレナム内での流動解析のような実規模の体系での解析においては、十分な精度の解を得るために必要なメッシュ数を知ることが必要である。そのため、3次元解析用メッシュの分割数をパラメータとして計算を行い、 $\Delta T_{\text{core}}/\Delta T_{\text{in}}$ の最大値と分割数の関係を調べた。

表3.2に計算に用いたメッシュ分割を示す。計算は同表に示したメッシュを用いて、 $\alpha = 0.5$ 、 $\Delta T_{\text{in}} = 60^\circ\text{C}$ 、 $30^\circ\text{C}$ の条件で行った。図3.15にメッシュ分割数と $\Delta T_{\text{core}}/\Delta T_{\text{in}}$ の最大値の関係を示す。

メッシュ分割が細かくなるにつれて $\Delta T_{\text{core}}/\Delta T_{\text{in}}$ は大きくなるが、メッシュ分割数が約26,000以上になると一定値に収束する。

メッシュ分割は約48,000までとしているが、この分割では炉心外周部のメッシュ寸法は5cm角程度となる。燃料ブロックの対面距離は360mmであり、入口温度評価の観点から、パラメータとしてのメッシュ分割数は最大50,000程度で十分である。

以上より、3次元計算においてはメッシュ分割数を約26,000以上にすれば十分である。

### (iii) 解析結果

メッシュ効果の解析結果から、メッシュ分割数が26,000以上のメッシュを用いて3次元の解析を行なった。解析条件としては冷却材の混合平均温度を400°Cとして、 $\Delta T_{\text{in}} = 60^\circ\text{C}$ 、 $30^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 0.4, 0.5, 0.6, 0.7$ とした。

図3.16に上部プレナム内での流動状況を示す。 $(\alpha = 0.5, \Delta T_{\text{in}} = 60^\circ\text{C})$  同図は、一垂直断面での流動状況を示しており、2次元計算の場合と同様、大小2つの渦が生じていることがわかる。渦の規模も2次元計算とよく一致している。

図3.17～3.19に、炉心入口部の、流動状況と温度分布を示す。同図から、最外周の制御棒の後方で冷却材が反射体へ衝突している。また、制御棒の存在により流れが大きく影響を受けている。炉心入口平面での温度分布についても、流動状況と同様に制御棒の存在による

影響を受けている。また、 $\alpha$ が小さいケースでは、上部プレナム内での混合が促進されず、炉心入口部で大きな温度差が生じている。また、 $\alpha$ の値にかかわらず、炉心の中心では冷却材温度は低く、外側で高くなっており、また炉心入口外周部での周方向の冷却材温度分布も同じ形を示している。

図3.20に炉心入口での最高温度が生じる半径方向の無次元温度を示す。 $\alpha$ が大きくなるに従って、プレナム内での温度混合が促進され、炉心入口での温度が均一になっていることがわかる。

図3.21に以上の結果から得られた $\Delta T_{\text{core}}/\Delta T_{\text{in}}$ の最大値と $\alpha$ の関係を示す。

解析結果の包絡線から、 $\alpha = 0.5$ での $\Delta T_{\text{in}}/\Delta T_{\text{core}}$ は9%となる。HTTRでは、側部遮へい体の内外の流量割合は1:1、すなわち $\alpha = 0.5$ であり、HTTRでの $\Delta T_{\text{in}}$ は、2.3より35°C程度となる。

よって、上部プレナム内での温度の未混合分として、

$$35 \times 0.09 = 3.15 \div 3 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

から3°Cとする。

### 3.3 燃料最高温度に対する影響評価

2章および3.2の結果から、HTTRの炉心入口部での冷却材温度は次のように求められる。

- 1) ノミナル温度 409°C
- 2) システマティック温度
  - i) 炉心側部温度上昇誤差 1°C
  - ii) 原子炉入口温度制御誤差 2°C
  - iii) 上部プレナム内温度未混合分 3°C

$$\text{よって } 409 + 1 + 2 + 3 = 415^\circ\text{C}$$

HTTRの燃料温度評価には、システマティック温度が用いられている。

HTTRの燃焼を通しての燃料最高温度は高温試験運転(原子炉出口温度950°C)の状態が生じ、1495°C(燃料濃縮度種類16種の炉心)<sup>(注)</sup>となる。この燃料最高温度が生ずる位置と、炉心入口温度の分布の比較を図3.22に示す。同図には、炉心半径方向の1断面について、その断面での各カラムの燃料最高温度の分布と、炉心入口温度の平均値からのずれを示している。

HTTRの燃料最高温度は、炉心中心の制御棒案内カラムのまわりの燃料カラムに生じる。また、炉心入口での径方向の温度分布について見ると、冷却材温度は混合平均温度に対して中心部で約2°C低く、周辺部で約3°C高くなっている。

一方、燃料最高温度1495°Cは、炉心入口温度を415°Cとし、炉心入口部一定の温度として求められている。また、炉心入口温度415°Cには、システマティック因子として上部プレナム内混合誤差3°Cが考慮されており、この混合誤差3°Cは、炉心外周での炉心入口温度をもとに定められている。

(注) このうち、燃料濃縮度は12種類に低減された。このときの燃料最高温度は1492°Cである。

以上のことから、燃料最高温度 1495°C が生じる時点での燃料最高温度の生じる位置と炉心入口冷却材温度分布を考慮すると、上部プレナム内混合誤差 3°C は燃料最高温度評価の観点からはシステマティックな誤差ではなく、余裕と見なすことができる。

しかしながら燃焼を通じての燃料最高温度評価においては上部プレナム内混合誤差 3°C はシステマティック因子として考慮することとする。

表 3.1 計算に用いたパラメータ

$\alpha$	0.4, 0.5, 0.6, 0.7
$\Delta T_{in}$	60°C, 30°C

表 3.2 計算に用いたメッシュ分割数

メッシュ数	( $r \times \theta \times Z$ )
約 4500	(21 × 12 × 18)
約 9400	(30 × 12 × 26)
約 13000	(36 × 12 × 31)
約 25000	(40 × 20 × 32)
約 35000	(45 × 20 × 39)
約 48000	(53 × 20 × 46)

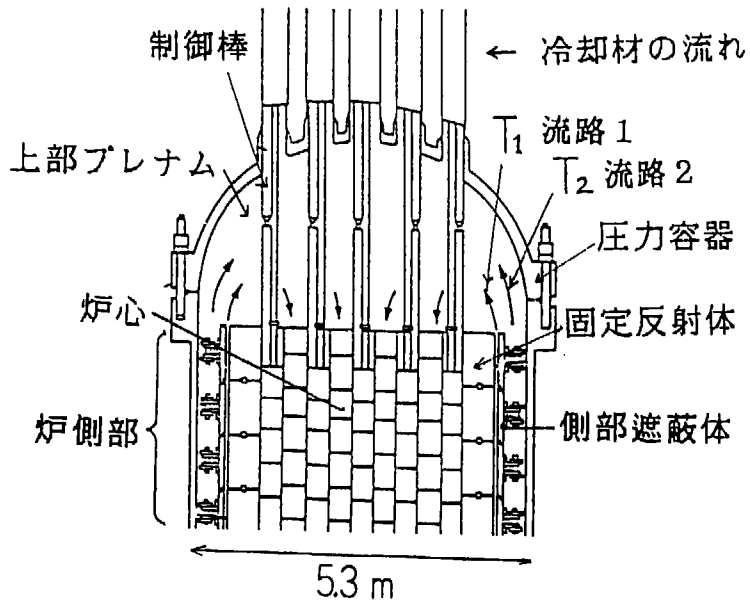


図 3.1 上部プレナムでの流動の概念図

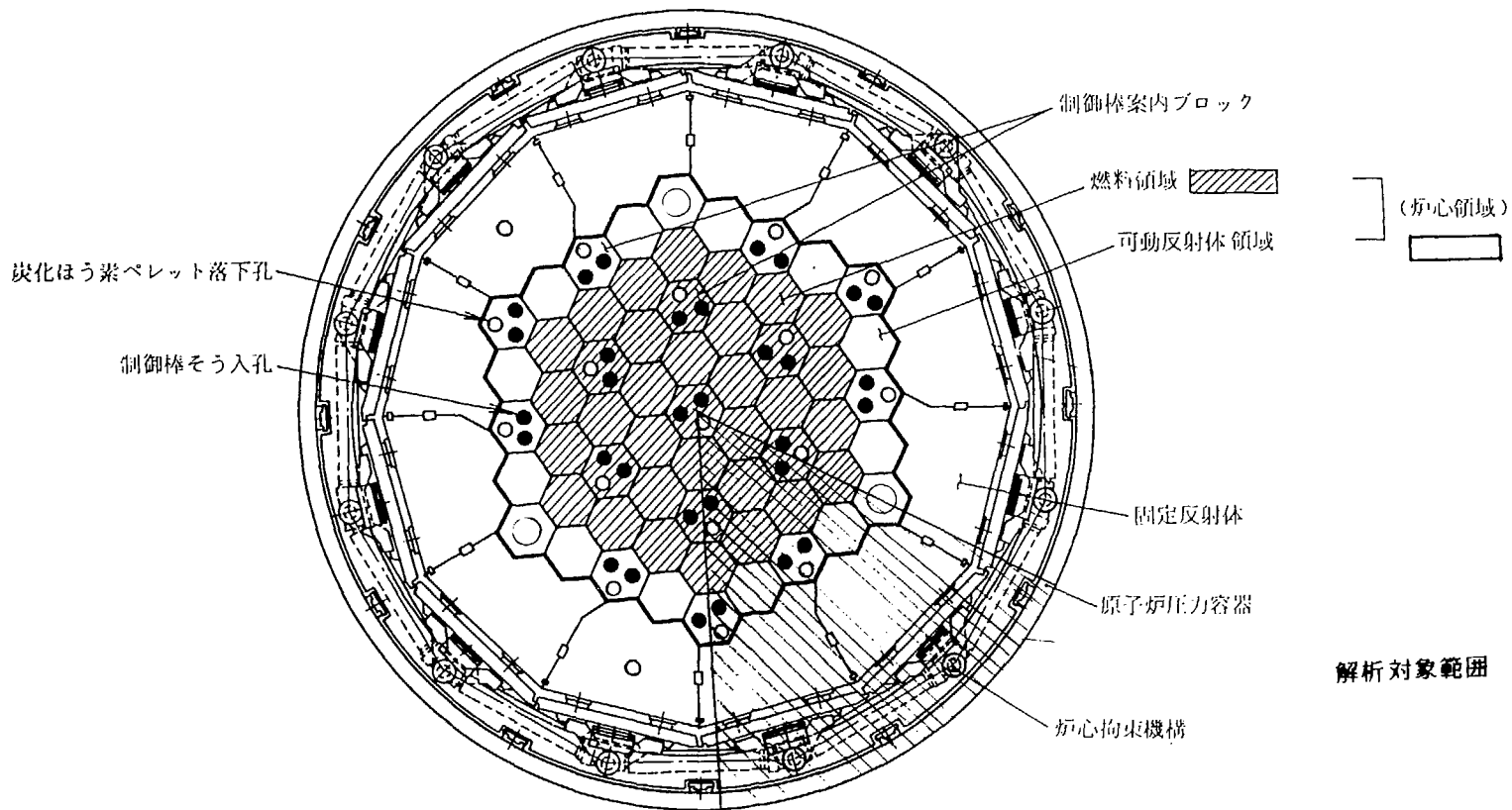


図 3.2 3次元解析対象範囲



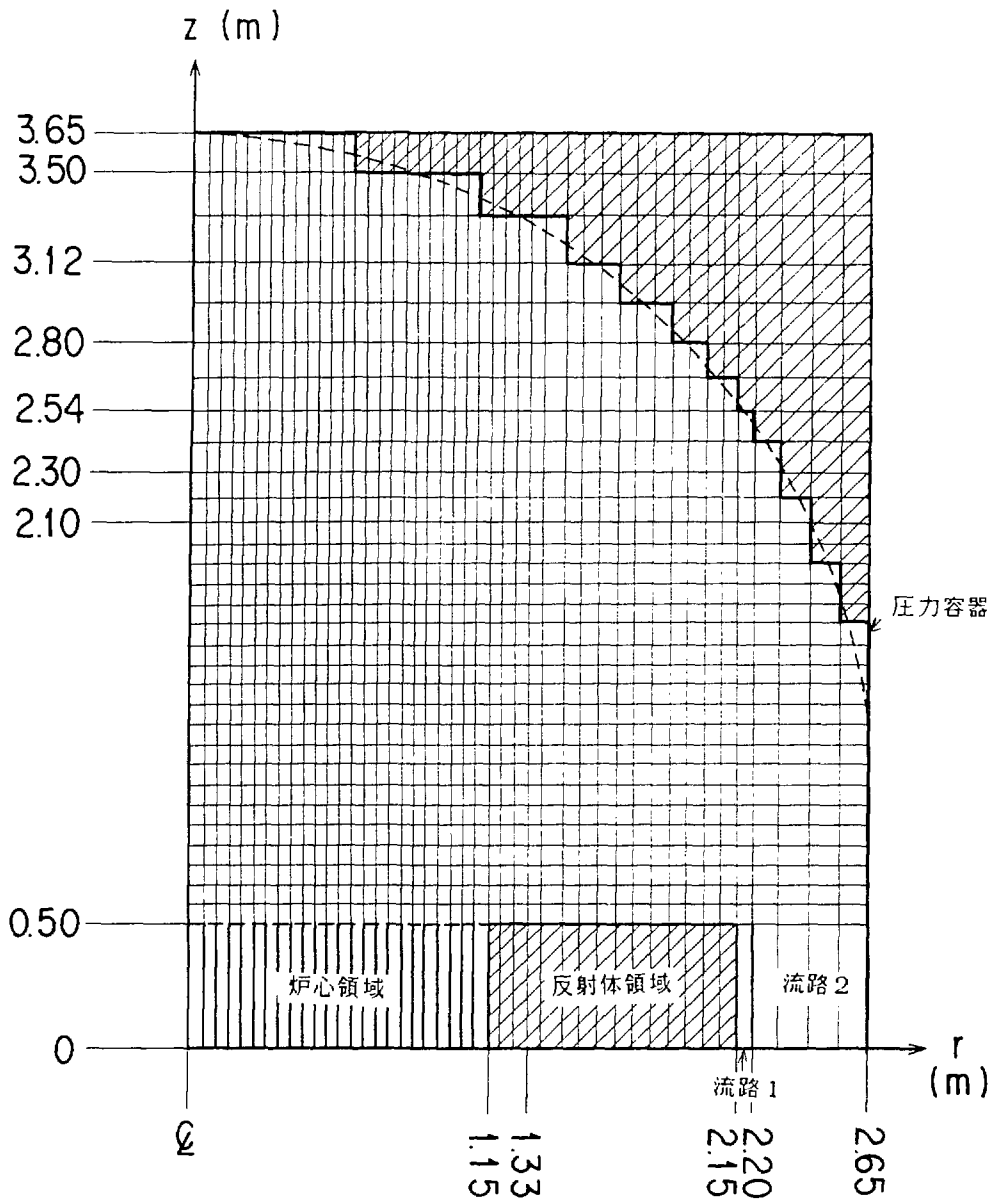


図3.3 2次元計算用メッシュ分割の例

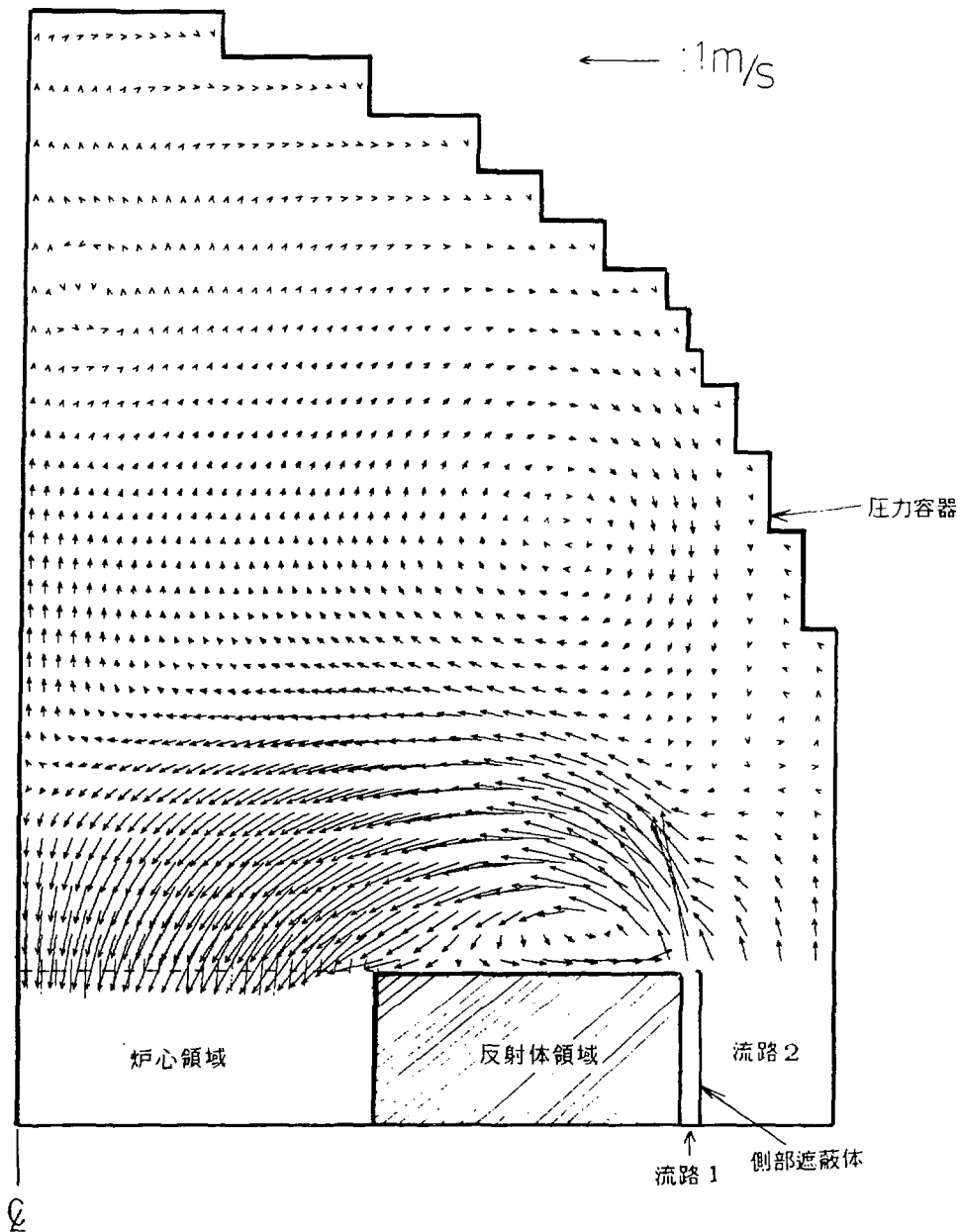


図 3.4 プレナム内流動状況の例 ( $\alpha = 0.4$ ,  $\Delta T_n = 60^\circ\text{C}$ )

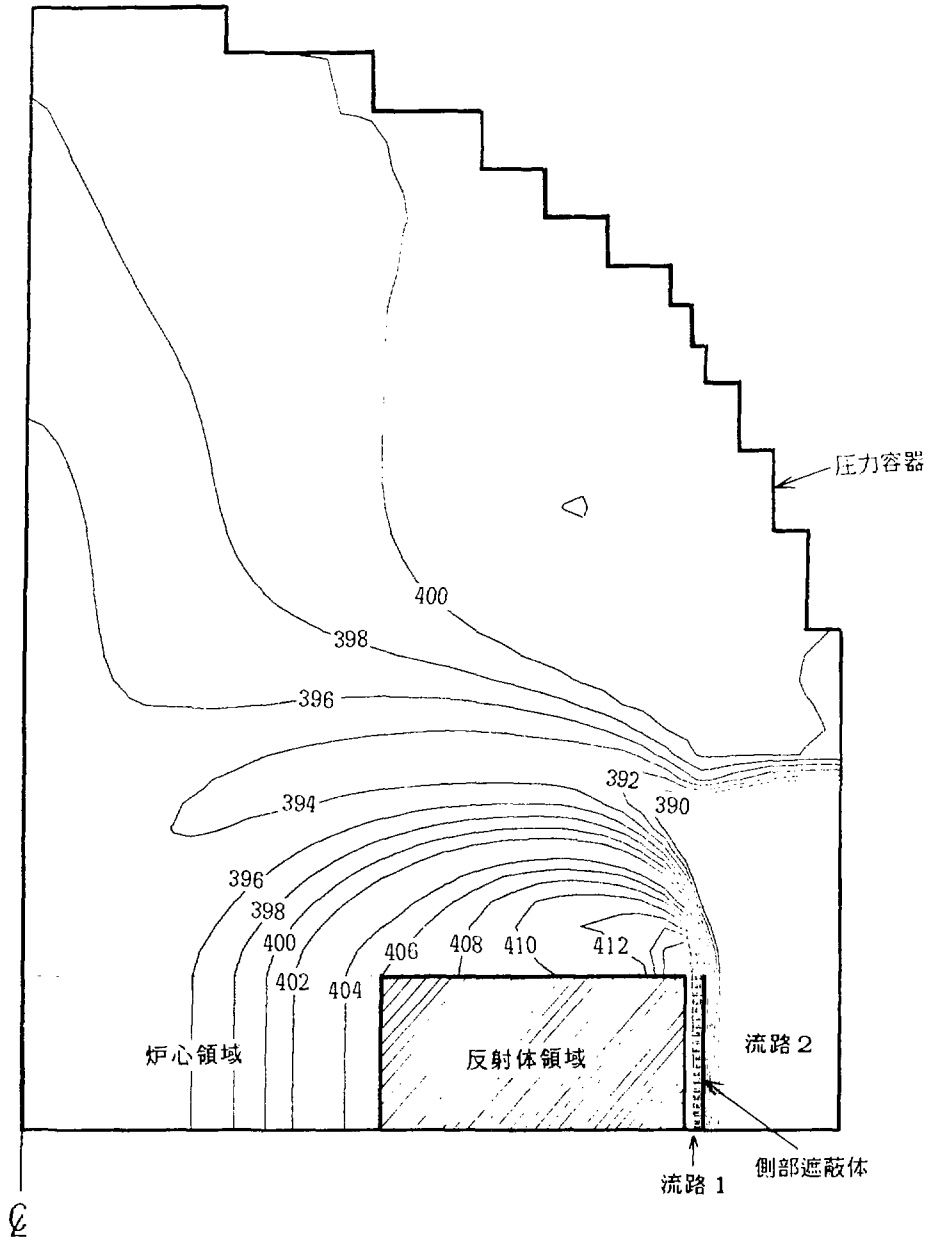


図 3.5 プレナム内等温線図 ( $\alpha = 0.4, \Delta T_{in} = 60^\circ\text{C}$ )

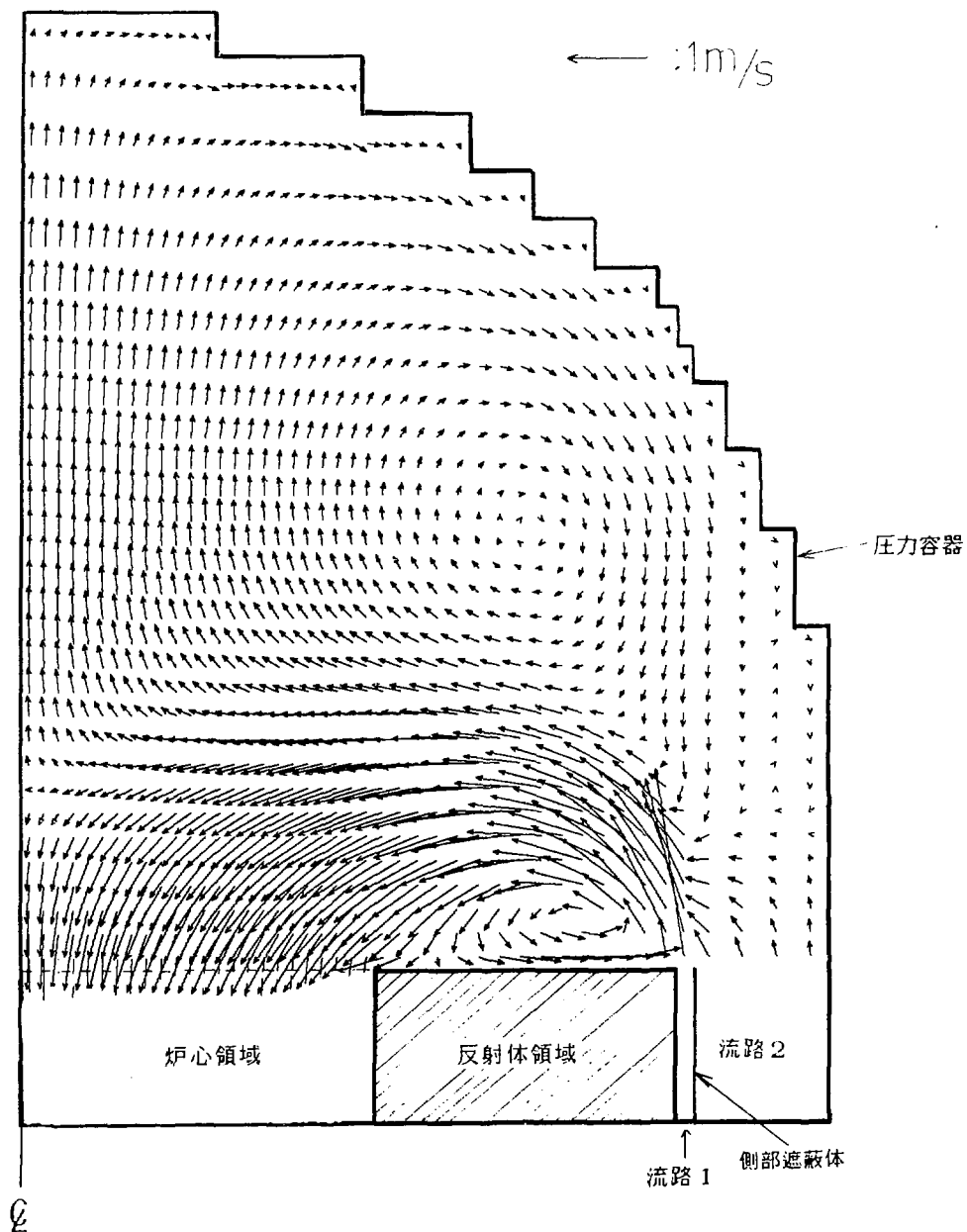


図 3.6 プレナム内流動状況の例 ( $\alpha = 0.5$ ,  $\Delta T_{in} = 60^\circ\text{C}$ )

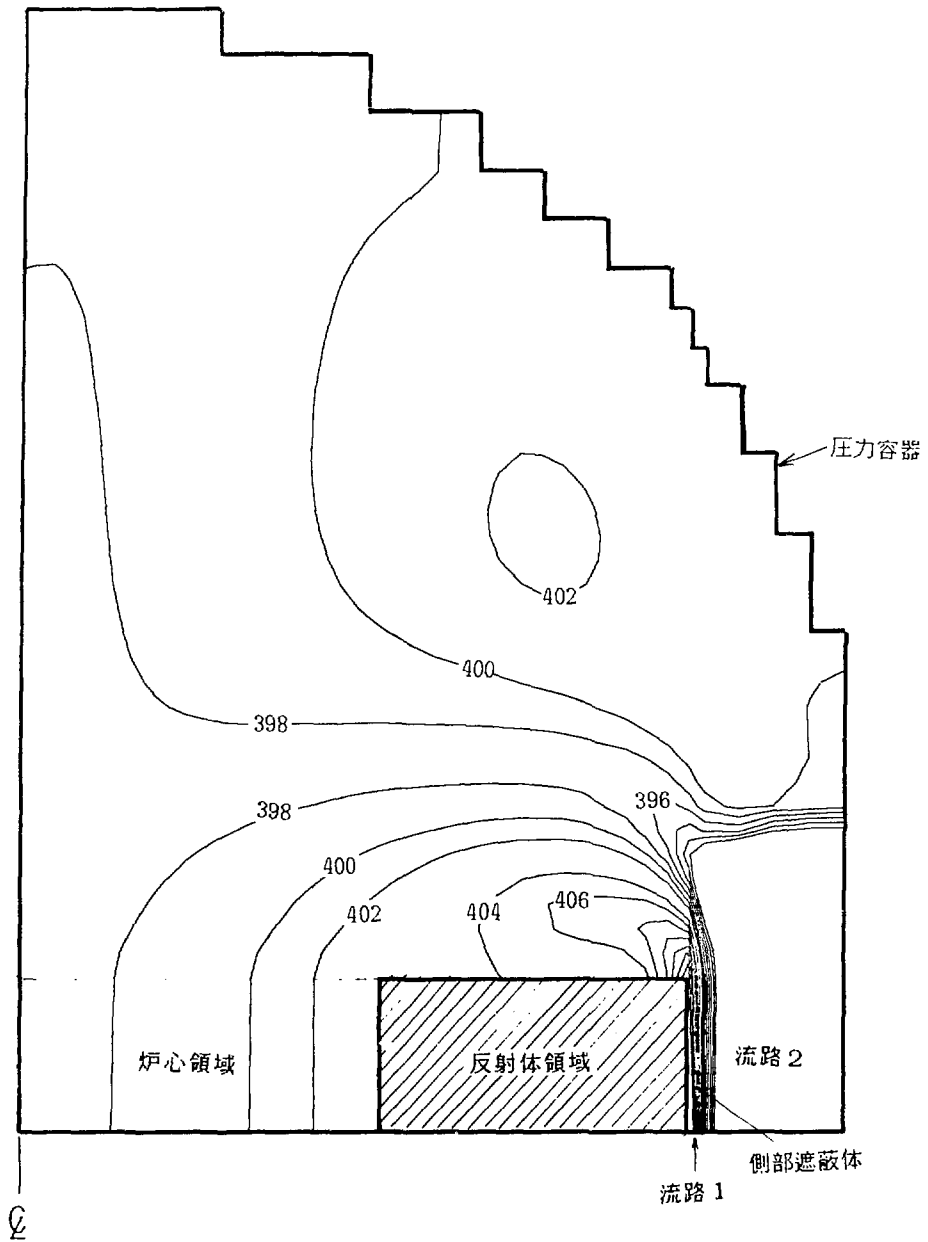


図 3.7 プレナム内等温線図 ( $\alpha = 0.5, \Delta T_{in} = 60^\circ\text{C}$ )

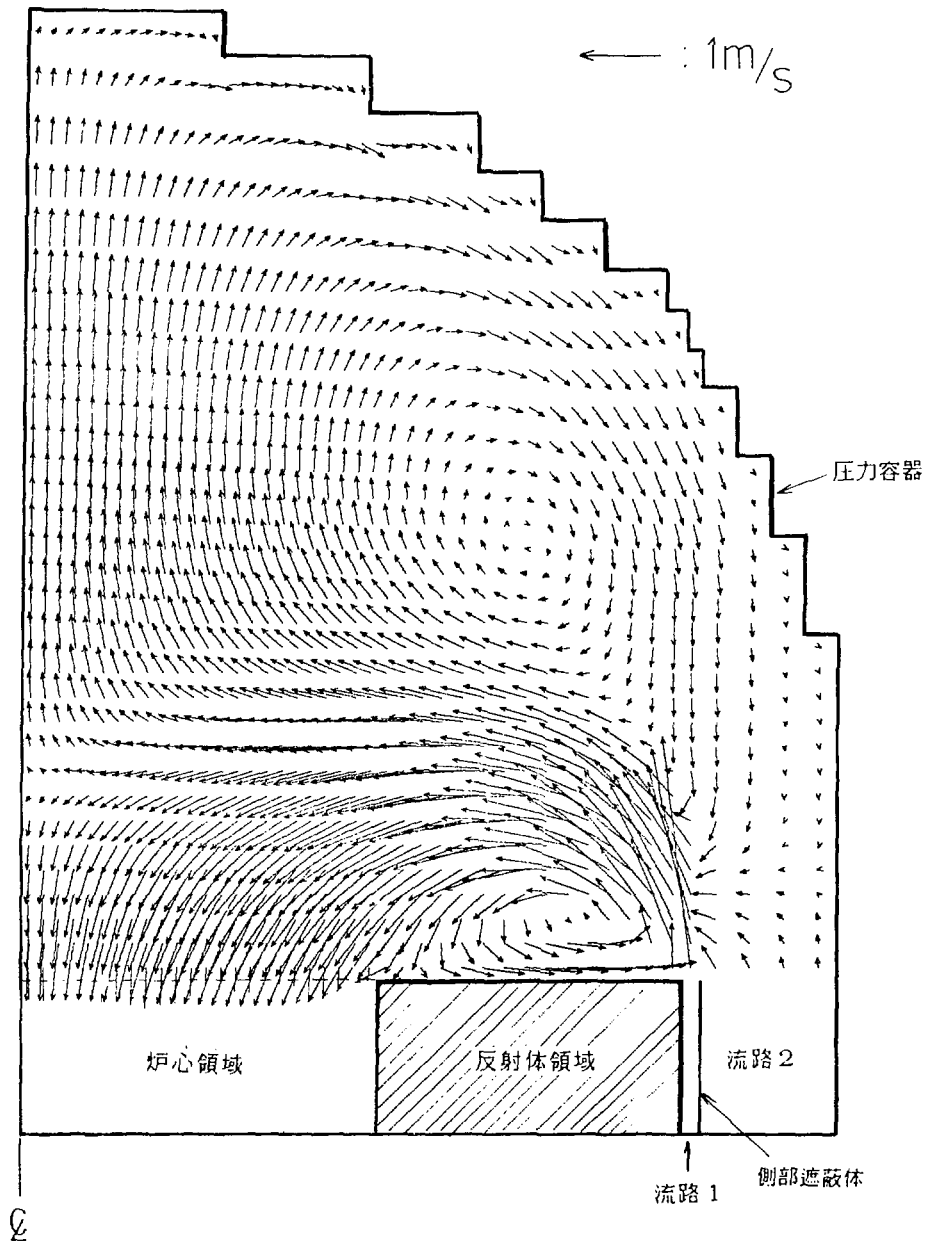


図 3.8 プレナム内流動状況の例 ( $\alpha = 0.6$ ,  $JT_{in} = 60^\circ\text{C}$ )

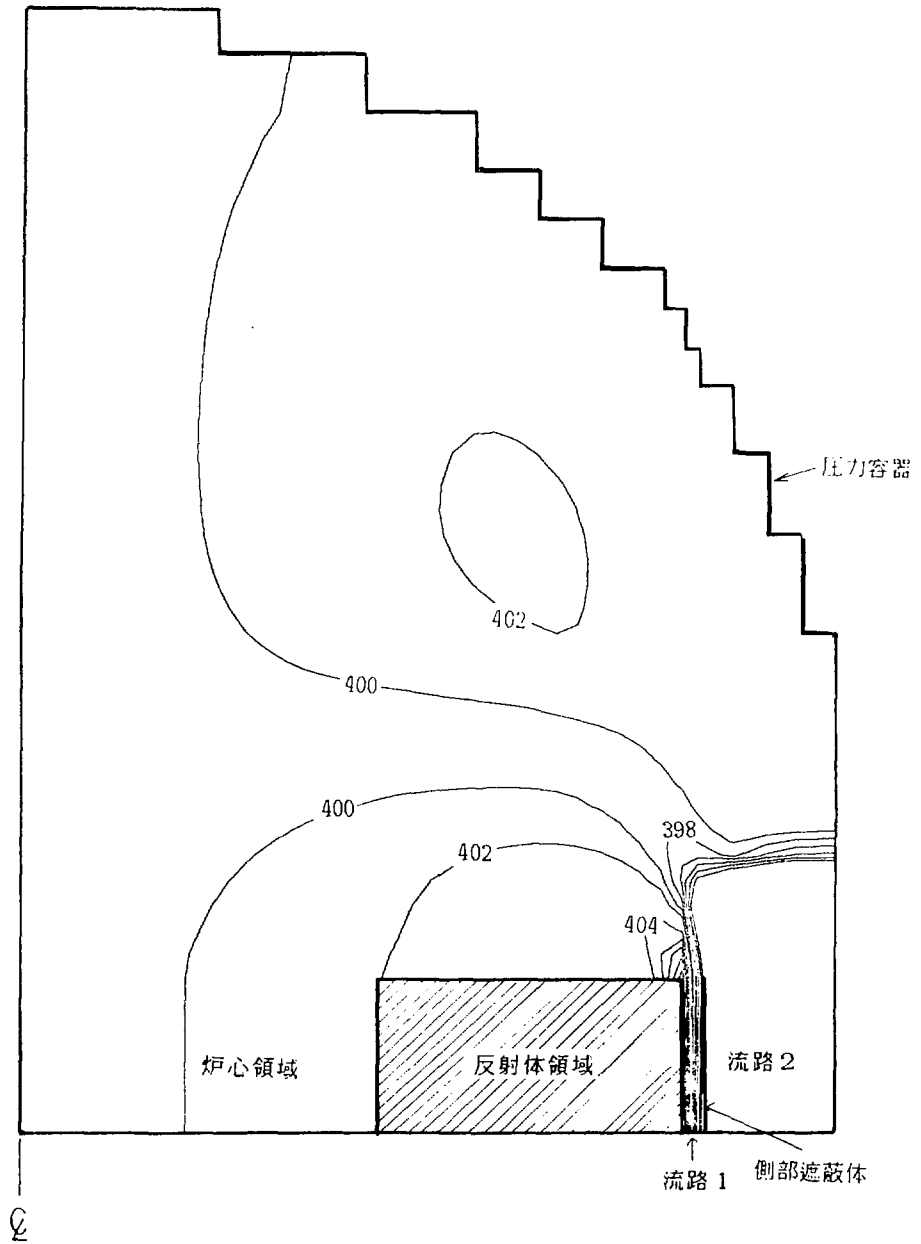


図3.9 フレナム内等温線図 ( $\alpha = 0.6$ ,  $JT_n = 60^\circ\text{C}$ )

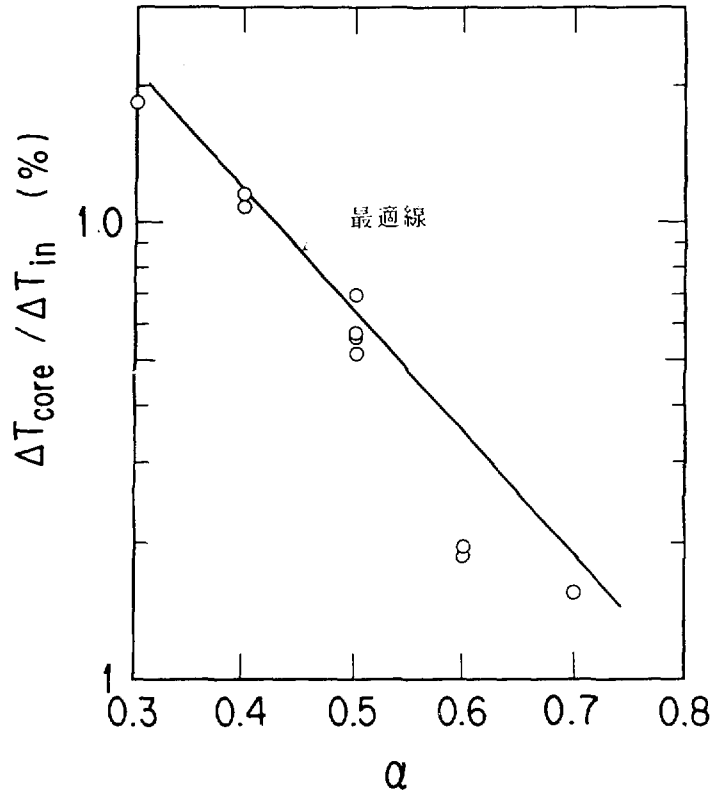


図 3.10 2次元解析での無次元温度と流量配分比の関係



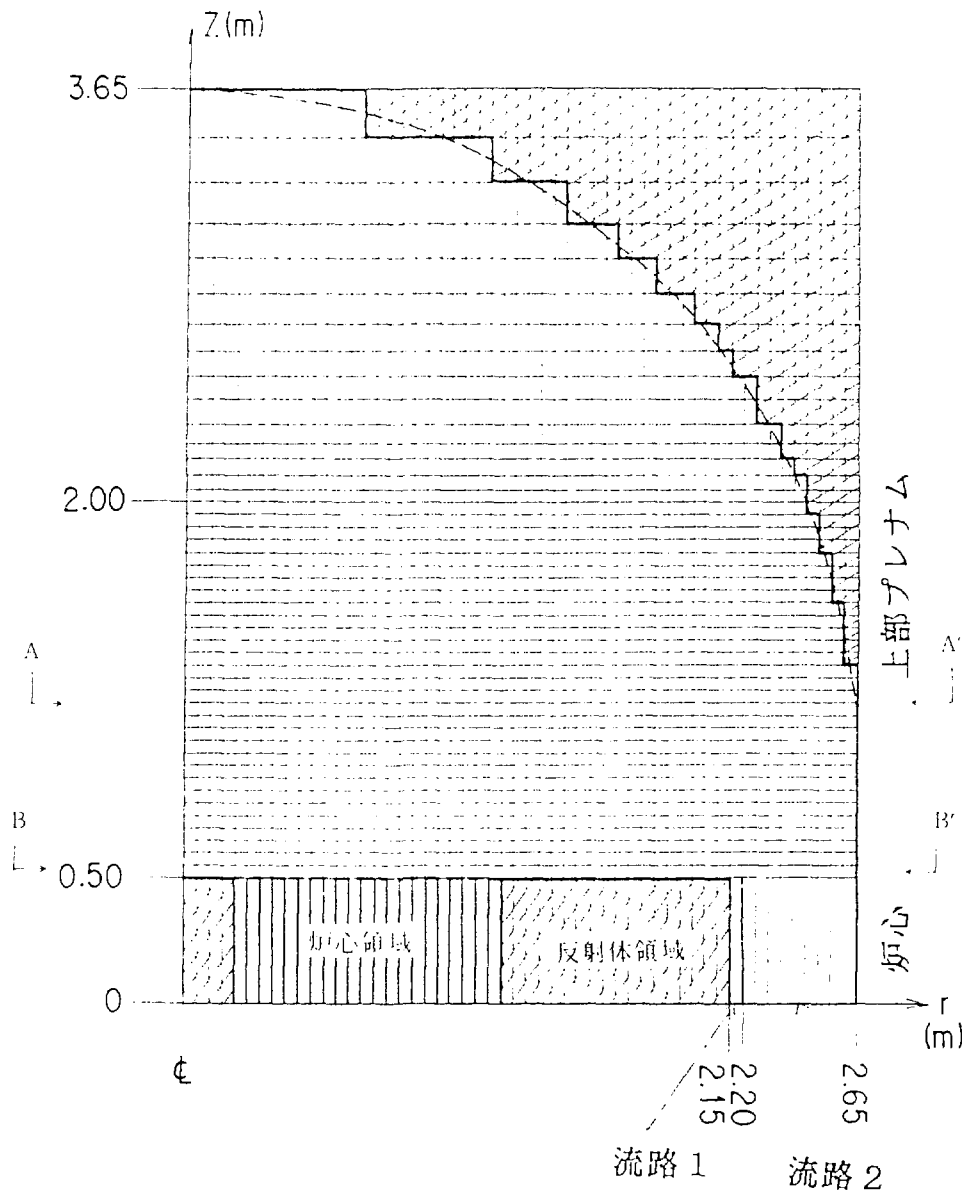


図3.11 計算メッシュの例 (r-z平面)

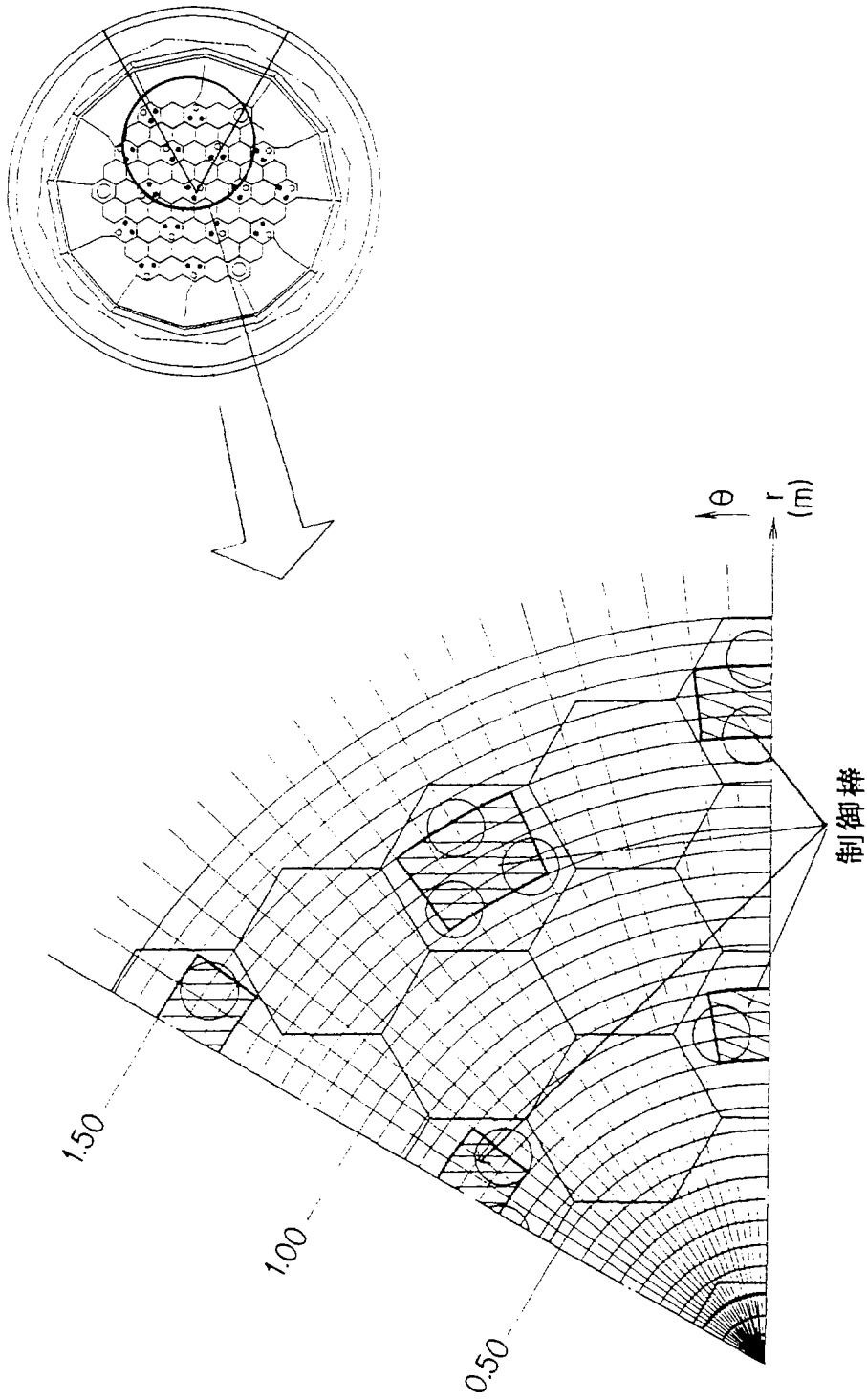


図 3.12 制御棒配置 (A-A' 断面)

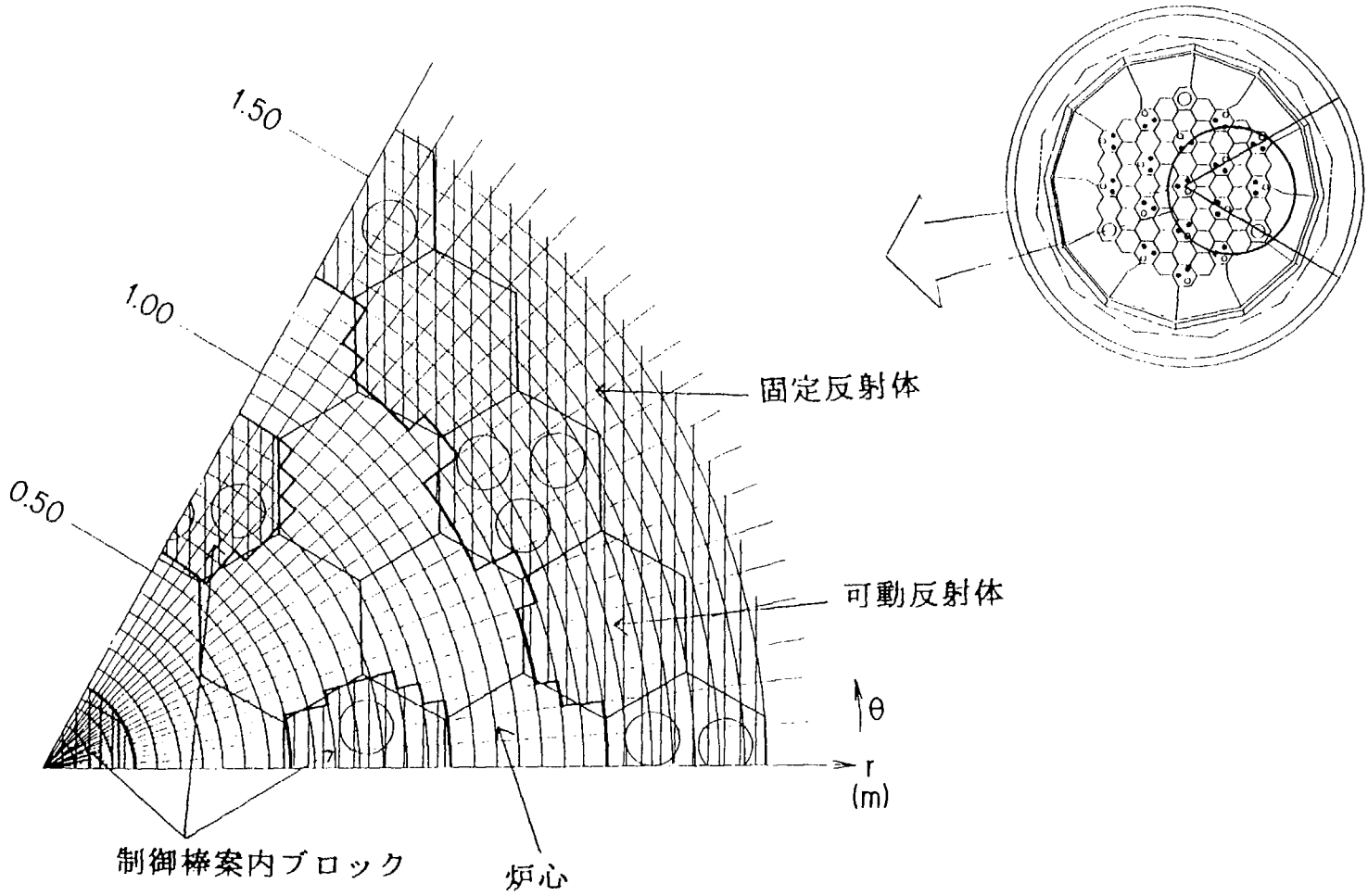


図 3.13 炉心入口部モデル (B-B' 断面)

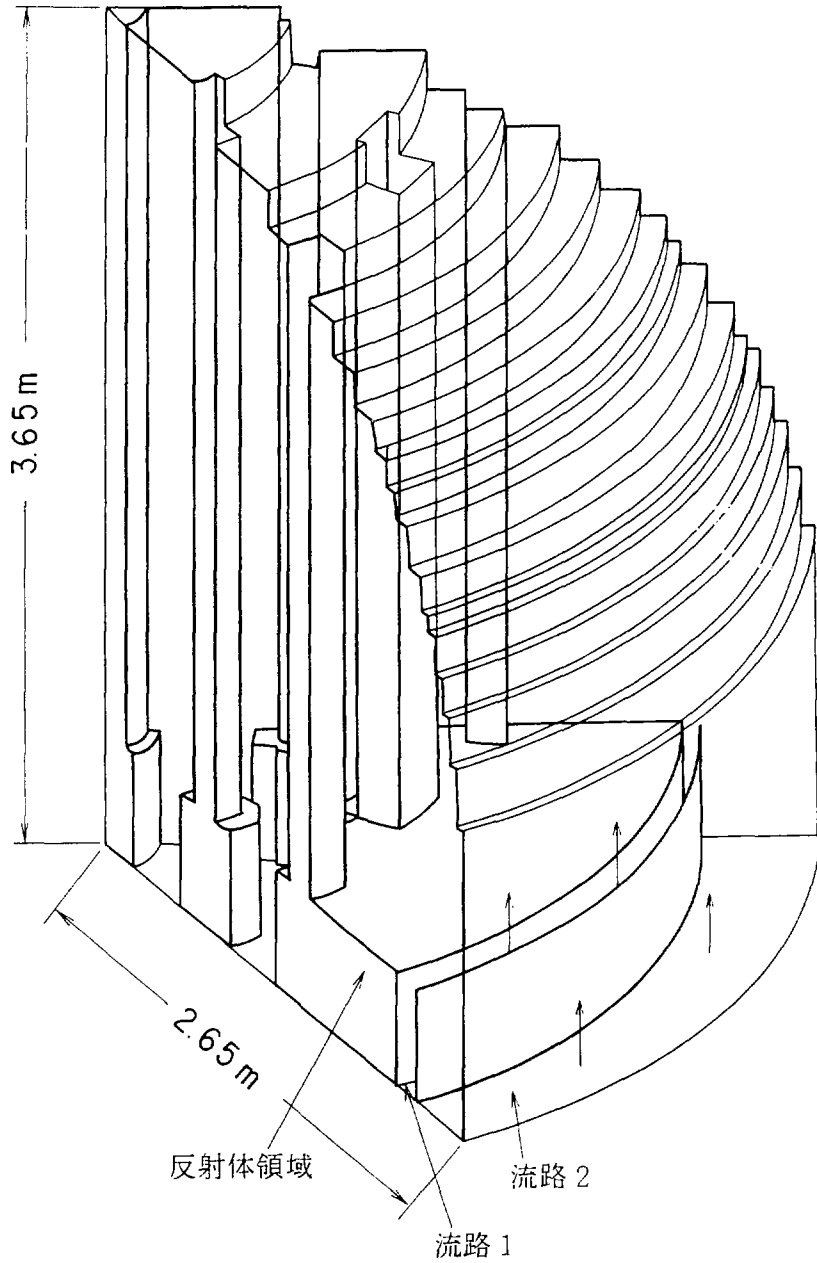


図 3.14 解析体系の鳥かん図

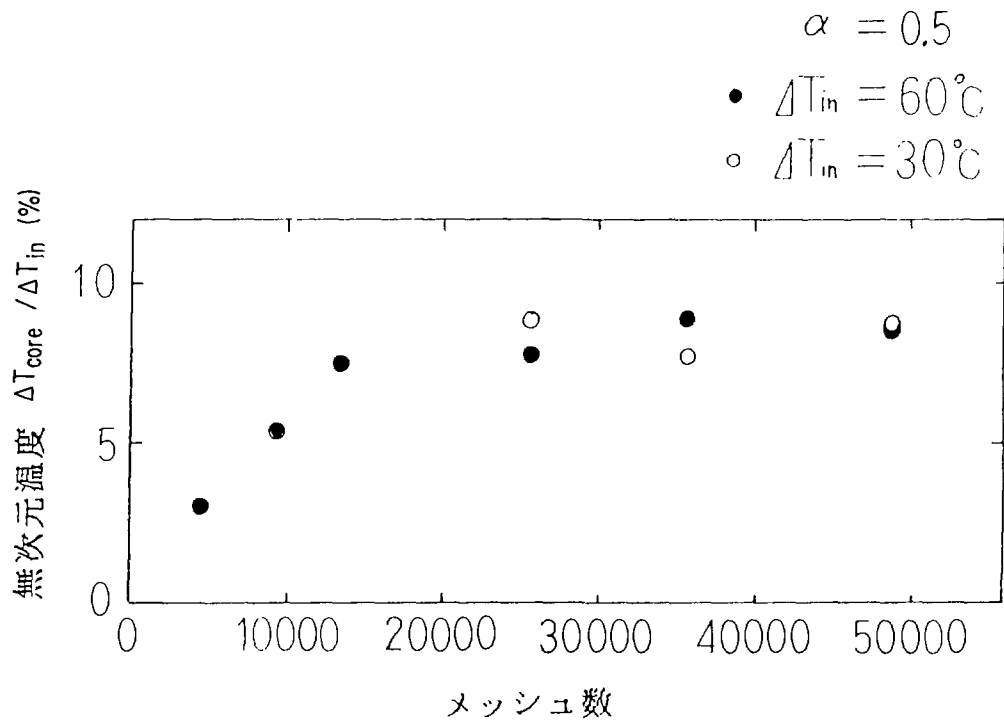


図3.15 メッシュ効果

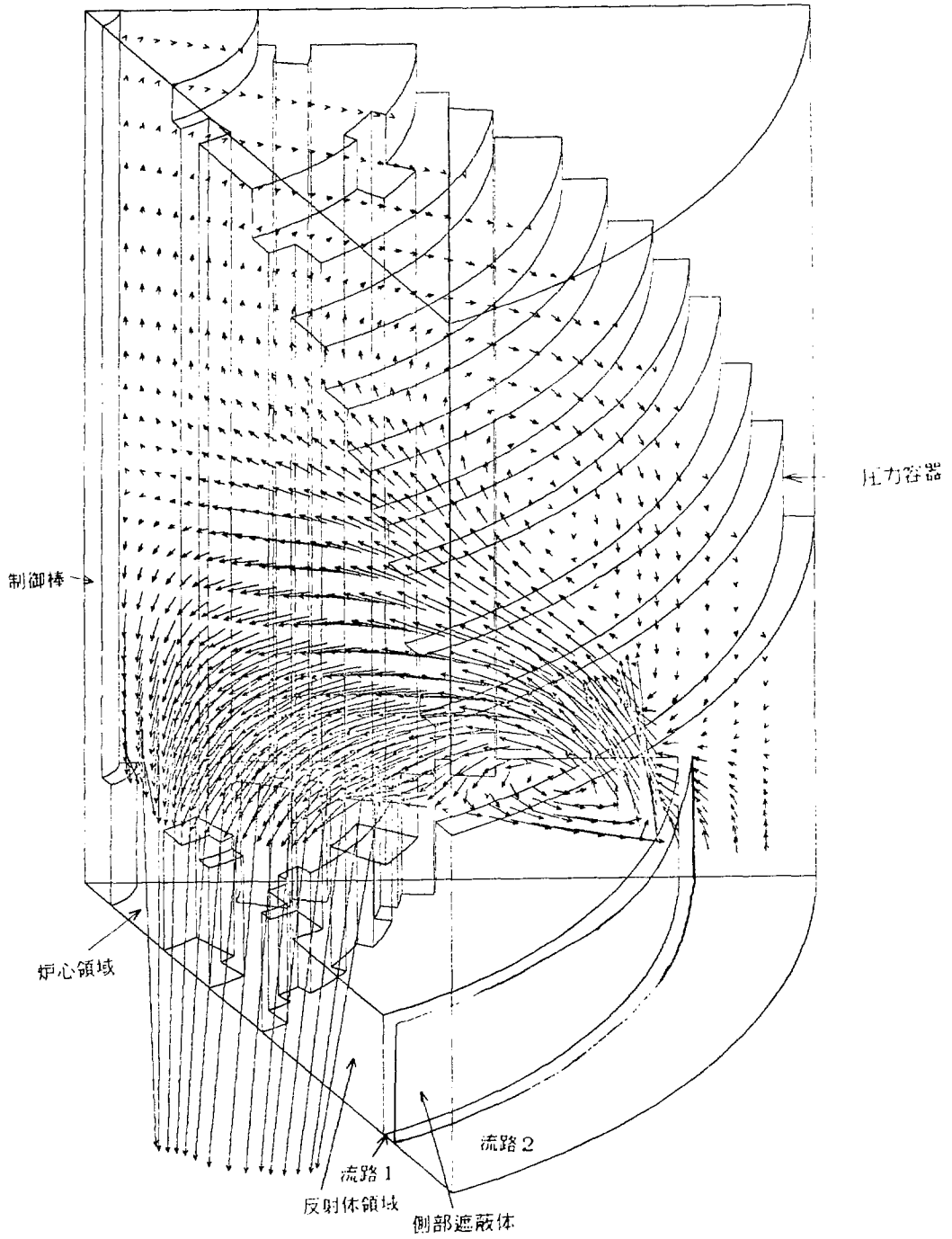


図3.16 フレナム内流動状況の例 ( $\alpha = 0.5$ ,  $J_{T_0} = 60^\circ\text{C}$ )

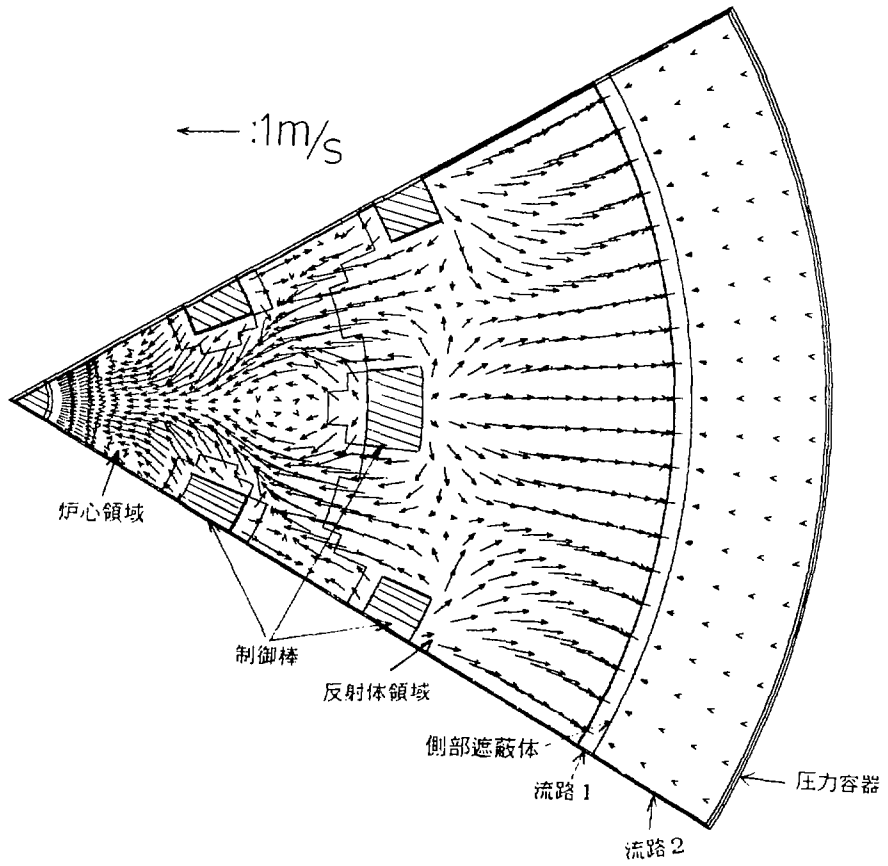


図3.17(a) 炉心入口部での流動状況 ( $\alpha = 0.4$ ,  $\Delta T_{in} = 60^\circ\text{C}$ )

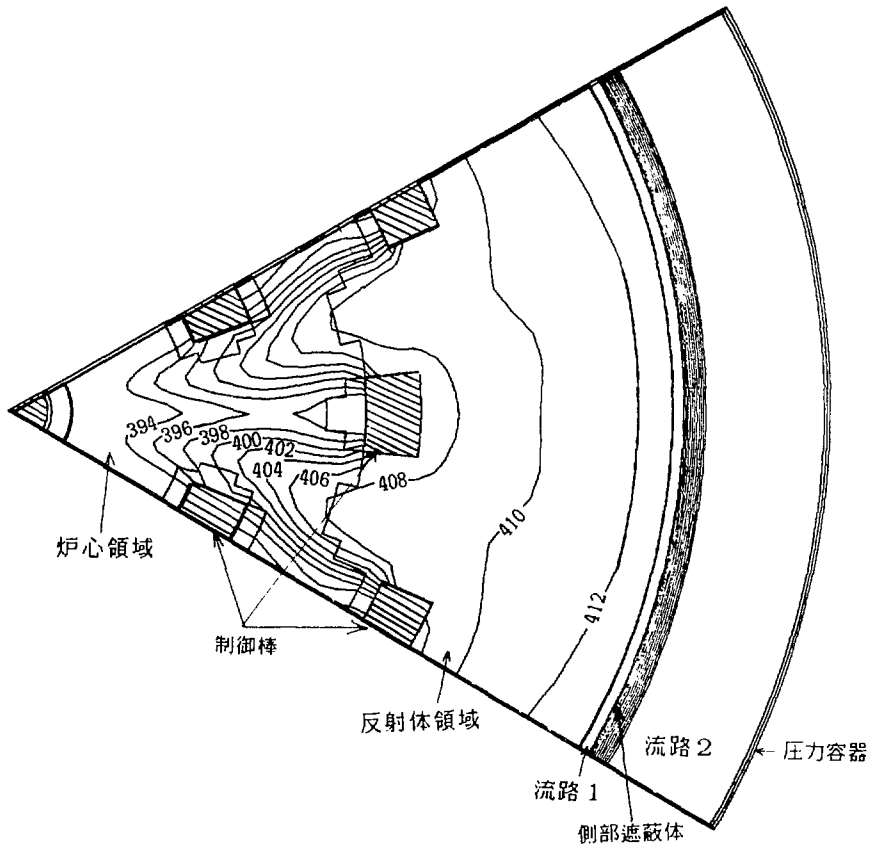


図 3.17 (b) 炉心入口部での等温線図 ( $\alpha = 0.4$ ,  $\Delta T_n = 60^\circ\text{C}$ )



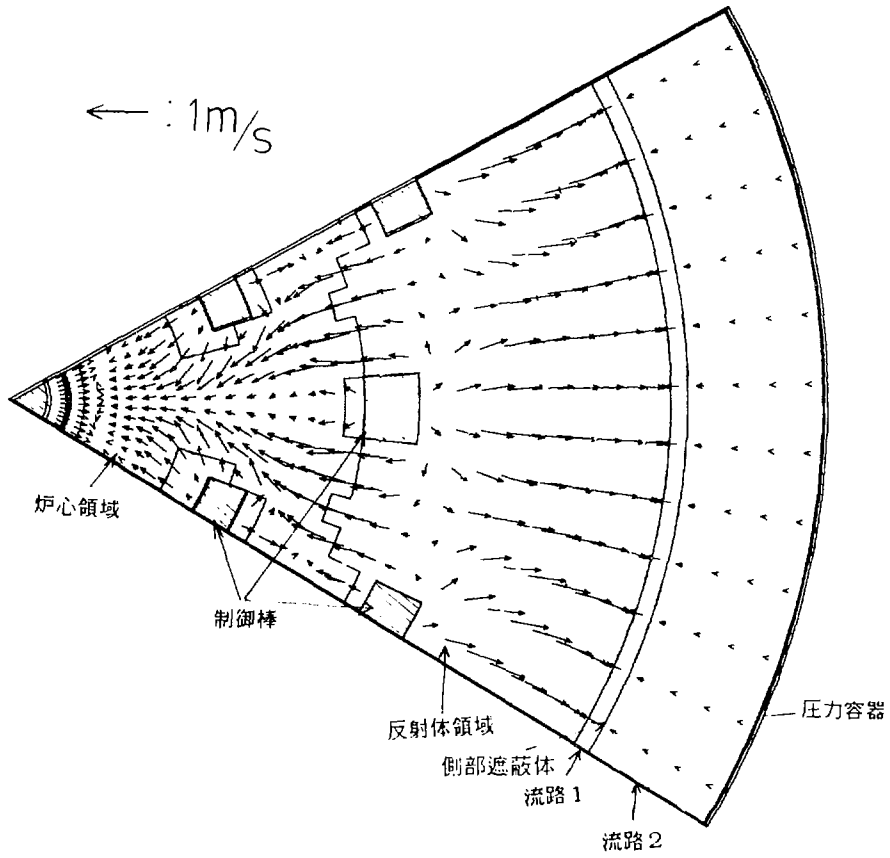


図 3. 18(a) 炉心入口部での流動状況 ( $\alpha = 0.5$ ,  $T_{in} = 60^{\circ}\text{C}$ )

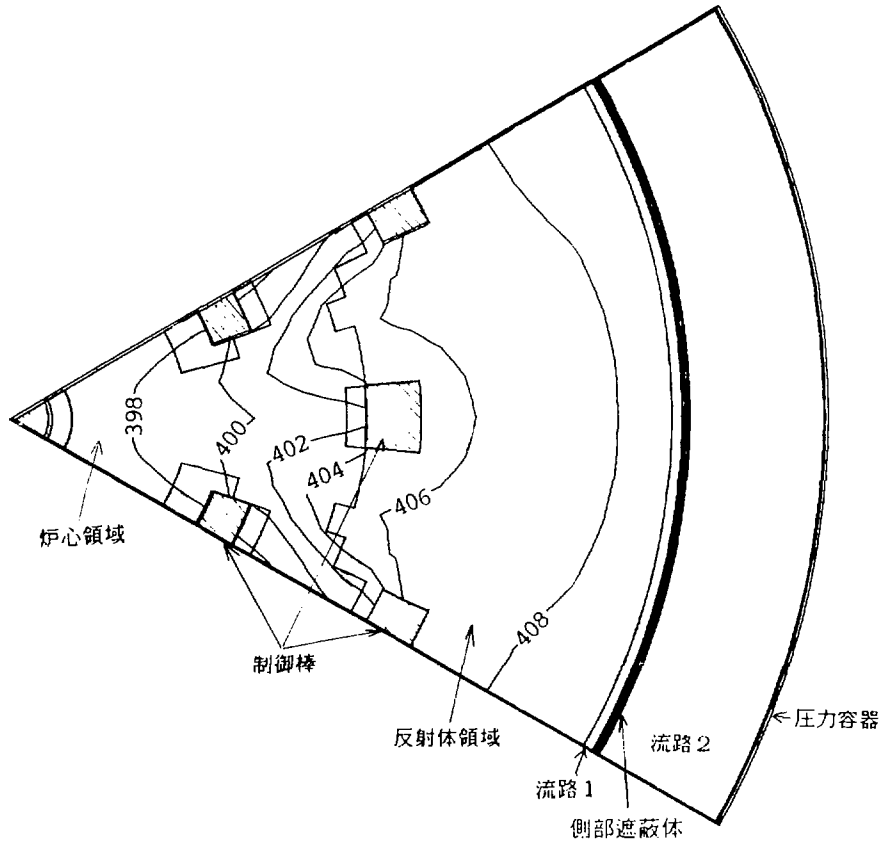


図3.18(b) 炉心入口部での等温線図 ( $\alpha = 0.5$ ,  $T_{in} = 60^\circ\text{C}$ )

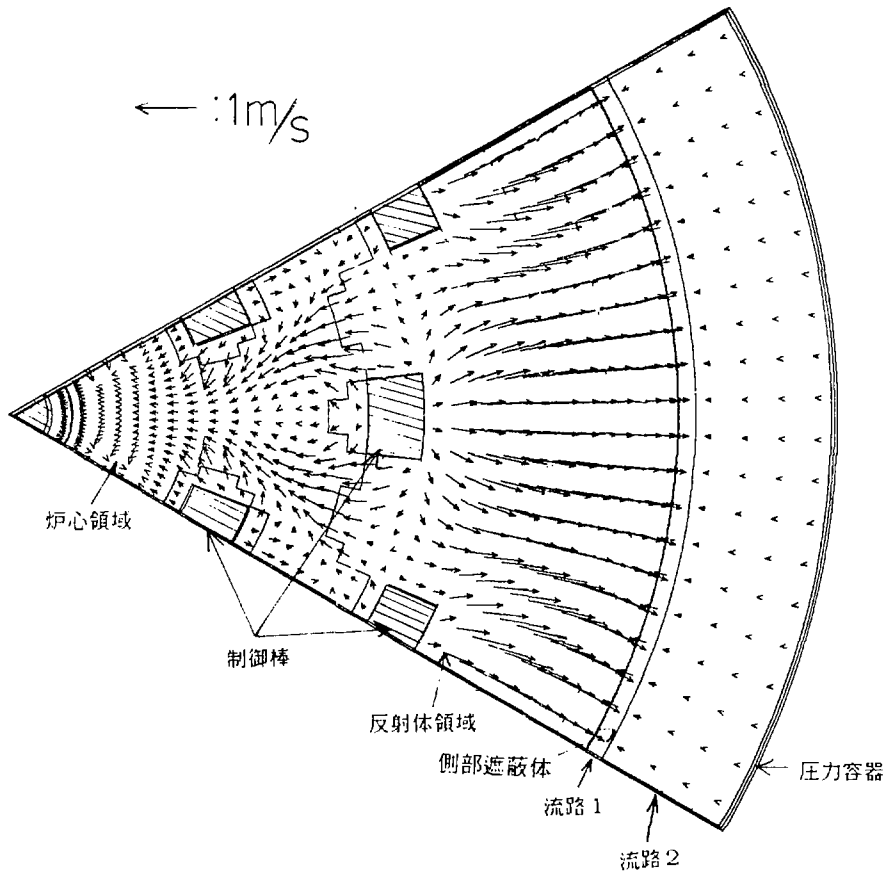


図 3.19 (a) 炉心入口部での流動状況 ( $\alpha = 0.6$ ,  $J_{T_{in}} = 60^\circ\text{C}$ )

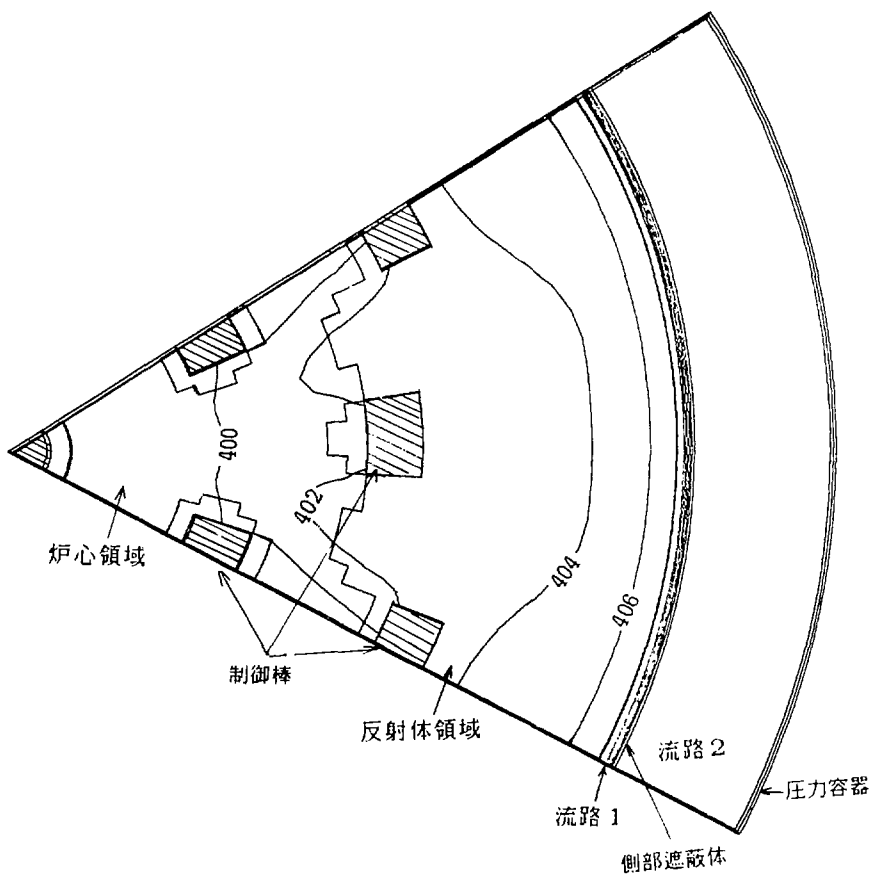


図 3.19(b) 炉心入口部での等温線図 ( $\alpha = 0.6, J_{T_{in}} = 60^{\circ}\text{C}$ )

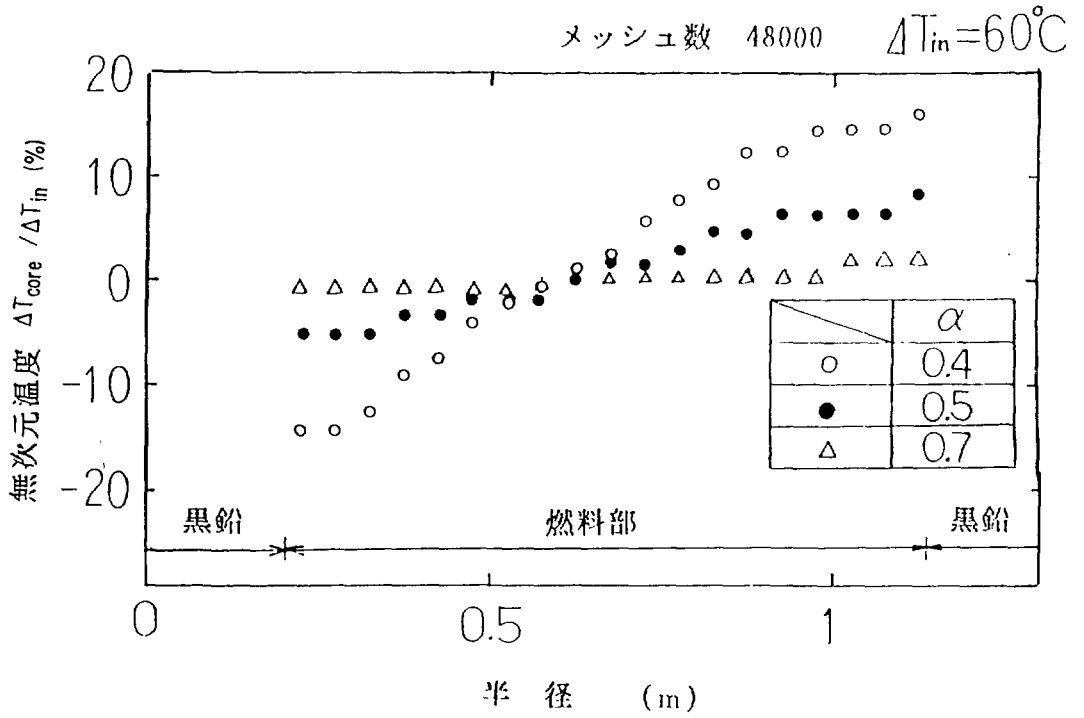


図 3.20 半径方向の無次元温度分布

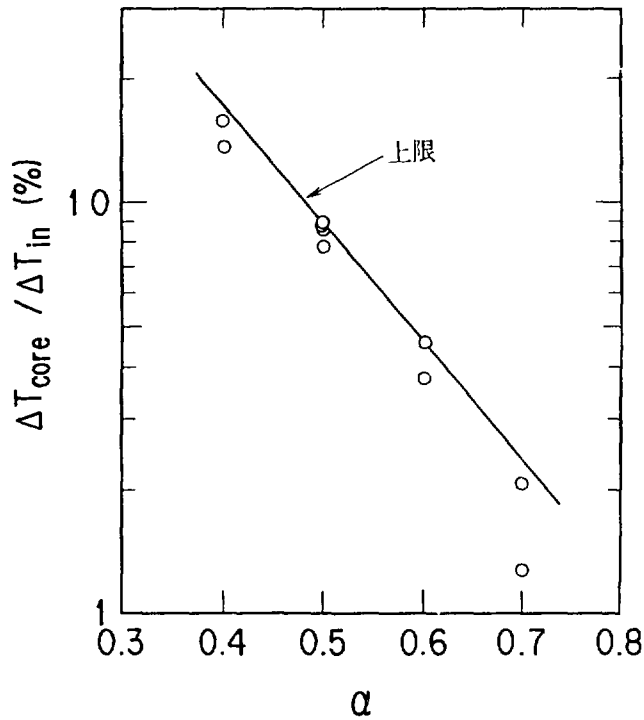


図 3.21 3次元解析での無次元温度と流量配分比の関係

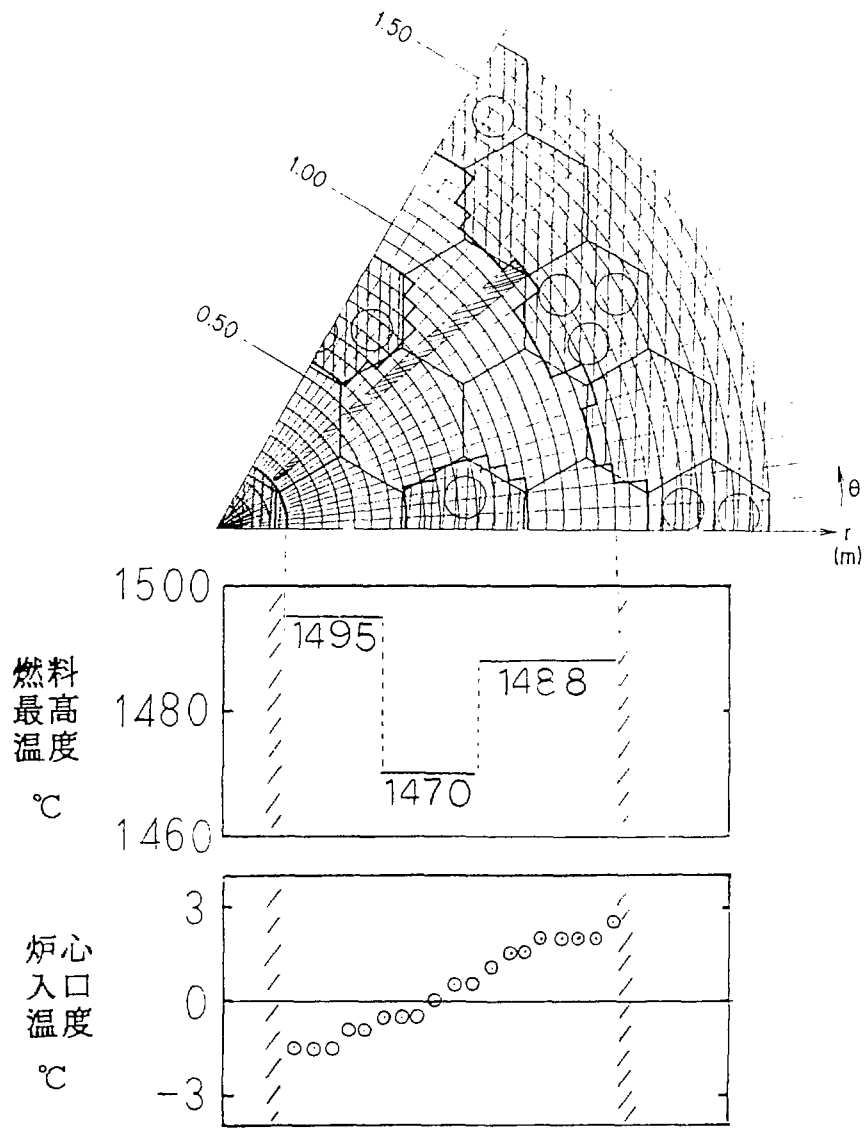


図 3.22 燃料最高温度分布と炉心入口温度分布

## 4. おわりに

HTRの炉心入口冷却材温度評価のため、炉心側部での冷却材の温度上昇及び上部プレナム内での温度混合について解析を行った。

その結果、炉心入口温度のノミナル値、システマティック値及びシステマティック因子について以下のようになることがわかった。

炉心入口温度

ノミナル温度 409°C

システマティック温度 415°C

システマティック因子

i) 炉心側部温度上昇誤差 1°C

ii) 原子炉入口温度制御誤差 2°C

iii) 上部プレナム内温度未混合分 3°C

上部プレナム内の3次元熱流動解析から、炉心入口部の冷却材温度分布は中心部で低く、周辺部で高くなっている。iii)の値は、炉心入口の周辺部に生じる炉心入口平均温度との差を基に定めている。

このため、炉心入口冷却材温度は十分に保守性を有した値となっている。

## 謝 辞

本報告書をまとめるに当り、終始御指導いただいた高温工学試験研究開発部次長齋藤伸三氏および同部原子炉建設室各位に深く感謝致します。

また、本報告書をまとめるに当り多大なる御協力いただいた富士電機（株）木曾芳広氏および関係各位に深く感謝致します。

## 参 考 文 献

- (1) 日本原子力研究所：「高温工学試験研究の現状」1988年
- (2) 丸山 創 他：「高温工学試験研究炉炉心熱流体力設計」JAERI-M 88-255（1988）
- (3) 丸山 創 他：「高温工学試験研究炉炉心燃料最高温度計算用工学的安全係数の評価」  
JAERI-M 88-250（1988）
- (4) 丸山 創 他：「高温工学試験研究炉の炉心内流量配分計画と評価」  
JAERI-M 88-154（1988）
- (5) 功力 資彰他：「3次元熱流体解析コード‘STREAM’のベクトル化と高機能化」  
JAERI-M 88-119（1988）
- (6) 井川 博雅他：「熱流体解析コードSTREAMを用いた容器内3次元流動解析」  
JAERI-M 86-093（1986）



## 附録 VCSへの放熱量の保守性について

ここでは2.1(2)で、VCSによる除熱量設定について、VCSによる除熱量2%のほうが、除熱量1%より保守的であるとしていることの根拠について述べる。

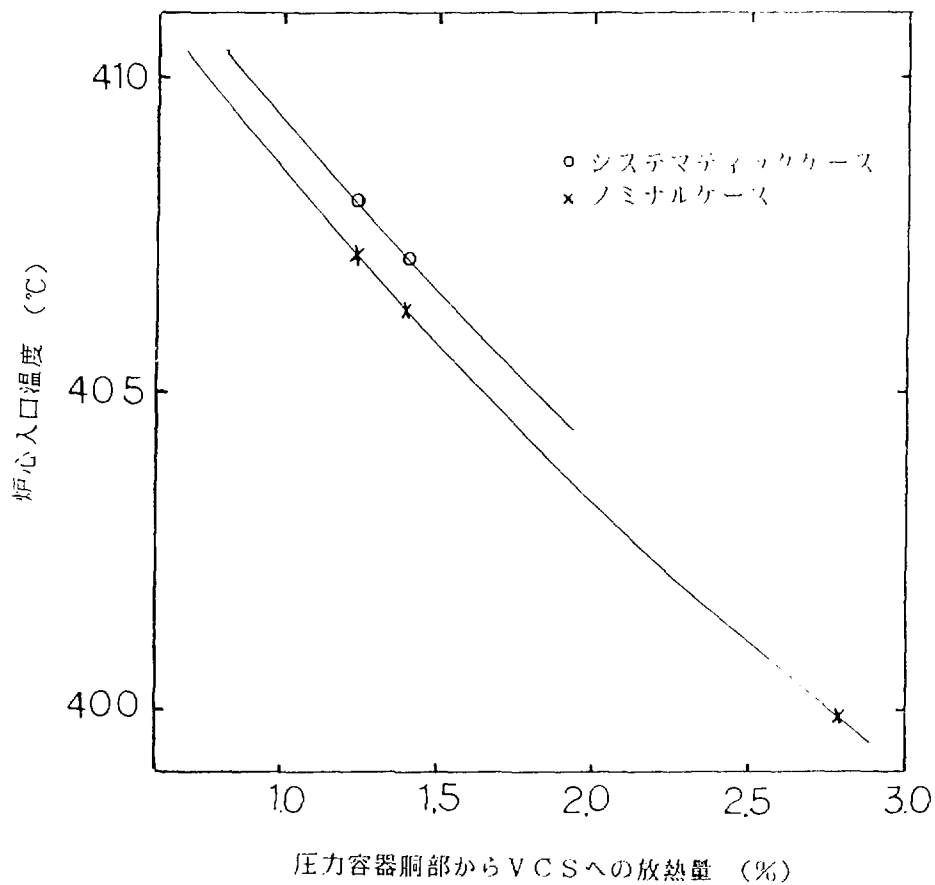
附図1に、圧力容器胴部からの放熱量と中心入口温度の関係を示す。同図では、圧力容器胴部からの除熱量について整理しているのので、同図の0.8%と1.6%が、VCSによる全除熱1%と2%に対応する。同図より、ノミナルケース、システムティックケースとも中心入口温度は除熱量1.6%のケースが除熱量0.8%のケースより約5°C低くなる。

VCSによる1%の除熱量の増加は、出口冷却材温度一定の運転時において、冷却材流量の1%減少に対応する。

燃料温度評価において、冷却材流量の減少は冷却材温度上昇及び膜温度差は、あわせて約7～8°C上昇し、これにより燃料最高温度も同じく上昇する。

よって、VCSによる除熱量1%の増加は、燃料最高温度にして7～5～2°C程度の上昇となる。

ゆえに、VCSによる除熱量を2%とすることは保守的である。



附図1 圧力容器胴部からVCSへの放熱量と炉心入口温度の関係