

JAERI - M
85-019

HEATING5 コードによるJRR-3 改造炉
の安全解析

1985年2月

安藤弘栄・井川博雅・吉村和美*・大西信秋

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊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）あて、お申しこしください。なお、このほかに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.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 桜高野高速印刷

HEATING 5コードによる JRR-3 改造炉の安全解析

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部
安藤 弘栄・井川 博雅・吉村 和美*・大西 信秋

(1985年1月28日受理)

本報告書は、JRR-3 改造炉の安全評価解析のうち、熱伝導解析コード HEATING 5 を用いて解析した「炉心流路閉塞事故」及び「重水流量喪失」の解析結果について述べたものである。

「炉心流路閉塞事故」の解析においては、最も苛酷な条件である 1 流路完全閉塞の場合においても、燃料芯材最高温度はホットスポットにおいて約 150℃であり、最小 DNBR は 1.0 を下まわらないことを確認した。

また、「重水流量喪失」の場合には、熱交換器による重水の除熱を無視しても、重水タンク内の重水の温度上昇は、最大約 94℃であり、飽和温度を下まわることを確認した。

*ニュークリア・データ(株)

Safety Analysis of the Upgraded JRR-3
with HEATING5 Code

Hiroei ANDO, Hiromasa IKAWA, Kazuyoshi YOSHIMURA*
and Nobuaki OHNISHI

Department of Research Reactor Operation
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received January 28, 1985)

As a part of the safety evaluation of the upgraded JRR-3, two design basis events, the channel flow blockage and the loss of heavy water flow, were analysed with a heat conduction computer program HEATING5.

The results indicate that in the severest case of the channel flow blockage, where a cooling channel is completely blocked, the maximum fuel meat temperature is 150 °C and the minimum DNBR is above unity. Also in the loss of heavy water flow, the maximum heavy water temperature is no higher than 94 °C and remains subcooled even in the case of instantaneous flow loss.

Keywords: Safety Analysis, Design Basis Event, JRR-3, Heat Conduction, HEATING5, Accident, Flow Blockage, Loss of Flow, Heavy Water

* Nuclear Data Corporation

目 次

1. まえがき	1
2. 炉心流路閉塞事故の解析	2
2.1 事故の概要	2
2.2 事故の解析	2
2.2.1 1 流路閉塞時の解析	2
2.2.2 2 流路閉塞時の解析	6
2.2.3 パラメータ解析	8
3. 重水流量喪失の解析	9
3.1 過渡変化の概要	9
3.2 解析条件	9
3.3 入力データの設定	10
3.4 計算結果	13
4. まとめ	14
謝 辞	14
参考文献	15
付録A DOT 3.5 コード等による発熱密度計算の概要	39

Contents

1. Introduction	1
2. Channel flow blockage	2
2.1 Outline of event	2
2.2 Analysis of event	2
2.2.1 One-channel flow blockage	2
2.2.2 Two-channel flow blockage	6
2.2.3 Parametric study	8
3. Loss of heavy water flow	9
3.1 Outline of event	9
3.2 Conditions for analysis	9
3.3 Input variables	10
3.4 Results	13
4. Conclusions	14
Acknowledgement	14
References	15
Appendix A Outline of Nuclear Heating Calculation	39

1. ま え が き

JRR-3改造炉は、定格熱出力20MWの軽水冷却重水反射体付プール型原子炉で、各種の照射試験、ビーム実験を行うための研究炉である。炉心は、高い中性子束密度を得るため小型で（直径約60cm、高さ約75cm）で、出力密度はかなり高く、約160KW/ℓである。本原子炉で使用する燃料は、ETR型の板状燃料であり、研究炉や材料試験炉で広く用いられている。また、反射体として、重水が用いられており、重水は内径60cm、外径200cm、高さ160cmの中空円筒容器に納められている。重水は炉心からのガンマ線等により発熱するので独自に冷却ループを設けている。

本報告書は、JRR-3の設置変更許可申請に際して行った、原子炉施設の安全評価の解析のうち、特に非定常温度分布計算コードHEATING⁵⁽¹⁾⁽²⁾で解析した設計評価用事象の解析結果について述べたものである。すなわち、次の2つの事象について解析条件、パラメータ解析結果などが述べられている。

- (1) 炉心流路閉塞事故
- (2) 重水流量喪失

設計評価用事象は、原子炉の寿命期間中に予想される機器の単一故障や運転員の単一誤操作などによって、通常運転を超えるような外乱が原子炉に加えられた状態にいたる「運転時の異常な過渡変化」及び発生頻度がより少く、プラント及び周辺公衆により重大な影響を与える恐れのある「事故」に分類される。

本原子炉施設の安全評価においては、運転時の異常な過渡変化時の安全性を判断する基準として以下のものを定めている。

- (1) 最小DNBRは1.5以上であること。
- (2) 燃料芯材最高温度は、ブリスト発生温度（余裕をとり、400℃とする）以下であること。
- (3) 燃料板に有意な変形がないこと。
- (4) 1次冷却系設備にかかる圧力は、最高使用圧力の1.1倍以下であること。

判断基準(1)は、バーンアウトによる燃料の損傷を防止するためのもので、(2)は、ブリスト発生による燃料の損傷および冷却能力の低下を防止するためのものである。また、(4)は1次冷却系設備に過大な応力を発生させないためのものである。

また、事故時の判断基準として以下のものを定めている。

- (1) 炉心はいかなる場合でも冠水が維持されていること。
- (2) 炉心は大きな損傷に至ることなく、かつ、十分冷却が可能であること。
- (3) 1次冷却系設備にかかる圧力は、最高使用圧力の1.2倍以下であること。
- (4) 周辺公衆に対して、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと。

判断基準の(1)は、炉心の冠水を確保することにより、燃料の温度上昇による損傷の拡大を防止するためのものであり、(2)は金属-水反応で生じる衝撃圧力及び蒸気膨脹等の機械的エネルギーが、炉心構造物及び1次冷却系設備に作用することによる損傷を防止するためのものである。

本報告書に述べる「炉心流路閉塞事故」は事故に、「重水流量喪失」は運転時の異常な過渡変化に分類される。炉心流路閉塞事故の解析は、従来よりETR型燃料を使用している研究炉の安全評価で

よく採用されてきたとおり、1流路が完全に閉塞したと仮定した場合の計算を主とし、さらに2流路が閉塞した場合の解析を行った。また、表面熱伝達率相関式としてChenの式とDittus-Boelterの式を用いた場合の比較及び2流路閉塞した場合2次元及び3次元計算結果の比較を行った。

2. 炉心流路閉塞事故の解析

2.1 事故の概要

JRR-3の燃料は、ETR型の板状燃料であり、標準型燃料要素は20枚の燃料板からなる。炉心は26体の標準燃料要素と6体の制御棒（フォロー型燃料要素が下部に取付けられている）および照射筒から構成される。燃料板間流路は、厚さ約2.3mm、幅約6.6mm、長さ約750mmの扁平な矩形流路である。この流路において、通常、冷却材は下向きに約6.2m/sの流速で流れている。

この事故は、定格出力運転時に、異物が流路を閉塞して冷却材の流れが阻害され、炉心の一部にバーンアウトが生じることを想定したものである。ここでは、厳しめの評価をするために、流路が完全に閉塞した（すなわち、閉塞流路の冷却材流速が0）と仮定し、その近傍の燃料板内の最高温度の評価を行い、さらに最小DNBR、すなわちバーンアウト余裕の評価を行う。なお流路閉塞事故は、ETRなど板状燃料を使用した外国の原子炉で実際に発生したために、この型の燃料を使用した原子炉の安全評価用事象として広く採用されている。過去に生じた流路閉塞事故は、表1に示すように、ORR、MTR、ETRで発生している³⁾。これらのうちで、ETRの事故が最も大規模であり、約12gの²³⁵Uが1次冷却水中に放出されている。

2.2 事故の解析

2.2.1では1流路閉塞時の閉塞流路に接する燃料板内の定常温度分布を2次元モデルを用いてHEATING5コードで計算する。また、正常流路側での最小DNBRを解析的に求め安全余裕度を調べる。

次に、2流路が連続して閉塞した場合を2.2.2で検討する。この場合、閉塞流路に於ける冷却材の状態を考慮し、そこでの熱伝達形態と温度分布の関係を同コードによって調べる。

さらに、2.2.3では、伝熱条件をパラメータとして、温度分布の差を検討する。即ち、1流路閉塞問題に対し、正常流路側の单相および核沸騰熱伝達の各々の場合と温度分布の関係を調べる。また、燃料要素外側での冷却も考慮する3次元モデルについて計算し、2次元モデルの結果と比較する。さらに、閉塞流路内冷却材のボイドによる反応度低下を考慮して非定常温度分布を計算する。

これらの計算に際して用いる2次元および3次元モデルに対しては、物質境界上に格子面を置き、冷却材流れ方向を5分割して格子点上の温度を求める。

2.2.1 1流路閉塞時の解析

(1) 解析条件

燃料板および閉塞流路内での熱移動は熱伝導によるものとし、その上下端境界では断熱とする。また、正常流路側境界において、冷却材温度が飽和温度以下の領域ではDittus-Boelterの式⁴⁾に基

よく採用されてきたとおり、1流路が完全に閉塞したと仮定した場合の計算を主とし、さらに2流路が閉塞した場合の解析を行った。また、表面熱伝達率相関式としてChenの式とDittus-Boelterの式を用いた場合の比較及び2流路閉塞した場合2次元及び3次元計算結果の比較を行った。

2. 炉心流路閉塞事故の解析

2.1 事故の概要

JRR-3の燃料は、ETR型の板状燃料であり、標準型燃料要素は20枚の燃料板からなる。炉心は26体の標準燃料要素と6体の制御棒（フォロワ型燃料要素が下部に取付けられている）および照射筒から構成される。燃料板間流路は、厚さ約2.3mm、幅約6.6mm、長さ約750mmの扁平な矩形流路である。この流路において、通常、冷却材は下向きに約6.2m/sの流速で流れている。

この事故は、定格出力運転時に、異物が流路を閉塞して冷却材の流れが阻害され、炉心の一部にバーンアウトが生じることを想定したものである。ここでは、厳しめの評価をするために、流路が完全に閉塞した（すなわち、閉塞流路の冷却材流速が0）と仮定し、その近傍の燃料板内の最高温度の評価を行い、さらに最小DNBR、すなわちバーンアウト余裕の評価を行う。なお流路閉塞事故は、ETRなど板状燃料を使用した外国の原子炉で実際に発生したために、この型の燃料を使用した原子炉の安全評価用事象として広く採用されている。過去に生じた流路閉塞事故は、表1に示すように、ORR、MTR、ETRで発生している³⁾。これらのうちで、ETRの事故が最も大規模であり、約12gの²³⁵Uが1次冷却水中に放出されている。

2.2 事故の解析

2.2.1では1流路閉塞時の閉塞流路に接する燃料板内の定常温度分布を2次元モデルを用いてHEATING5コードで計算する。また、正常流路側での最小DNBRを解析的に求め安全余裕度を調べる。

次に、2流路が連続して閉塞した場合を2.2.2で検討する。この場合、閉塞流路に於ける冷却材の状態を考慮し、そこでの熱伝達形態と温度分布の関係を同コードによって調べる。

さらに、2.2.3では、伝熱条件をパラメータとして、温度分布の差を検討する。即ち、1流路閉塞問題に対し、正常流路側の单相および核沸騰熱伝達の各々の場合と温度分布の関係を調べる。また、燃料要素外側での冷却も考慮する3次元モデルについて計算し、2次元モデルの結果と比較する。さらに、閉塞流路内冷却材のボイドによる反応度低下を考慮して非定常温度分布を計算する。

これらの計算に際して用いる2次元および3次元モデルに対しては、物質境界上に格子面を置き、冷却材流れ方向を5分割して格子点上の温度を求める。

2.2.1 1流路閉塞時の解析

(1) 解析条件

燃料板および閉塞流路内での熱移動は熱伝導によるものとし、その上下端境界では断熱とする。また、正常流路側境界において、冷却材温度が飽和温度以下の領域ではDittus-Boelterの式⁴⁾に基

づく単相強制対流熱伝達とし、飽和温度以上の領域ではChenの式⁵⁾に基づく核沸騰強制対流熱伝達とする。

さらに、燃料の発熱率は、定格熱出力20MWに対するホットチャンネルの値を用いる。また、正常流路の冷却材温度は、その流路に通常時の1.5倍の熱（即ち、隣接正常流路側燃料板伝熱面から0.5倍と隣接閉塞流路側燃料板の伝熱面から1.0倍の熱）が流れ込むとして、定格の1.5倍すなわち熱出力30MWに対する熱水力計算結果を用いる。20MW及び30MWにおける発熱率、冷却材温度および初期温度を表2に示す。以上の境界条件のもとに、図1に示す2次元モデルによって温度分布の計算を行う。

(2) 強制対流熱伝達率の計算

燃料板の正常流路側表面温度 T_w の流路方向分布のうち、流路圧力に対応する飽和温度 T_s より高い領域では核沸騰熱伝達となるため、以下のChenの式を適用する。即ち、核沸騰熱流束 q_{NBS} は

$$q_{NBS} = 0.023 \frac{\lambda_\ell^{0.6} G^{0.8} C_{pl}^{0.4}}{\mu_\ell^{0.4} De^{0.2}} (T_w - T_b) + 0.0122 \cdot S \cdot \frac{\lambda_f^{0.79} C_{pf}^{0.45} r_f^{0.49}}{\sigma_f^{0.5} \mu_f^{0.29} h_{fg}^{0.24} r_g^{0.24}} (T_w - T_s)^{1.24} (P_w - P)^{0.75}$$

で表わされる。ここで

$$S = \begin{cases} \frac{1}{1 + 0.12 Re^{1.14}} & Re < 32.5 \\ \frac{1}{1 + 0.42 Re^{0.78}} & 32.5 < Re < 70.0 \\ 0.1 & 70.0 < Re \end{cases}$$

$$Re = \frac{G \cdot De}{\mu_f} \times 10^{-4}$$

であり、各記号の内容は以下のとおりである。

- λ : 熱伝導率 (kcal/msec $^{\circ}C$) , G : 比熱 (kcal/kg $^{\circ}C$)
- r : 比重 (kg/m 3) , σ : 表面張力 (N/m)
- μ : 粘性係数 (Nsec/m 2) , h_{fg} : 蒸発潜熱 (kcal/kg)
- G : 質量流量 (kg/m 2 sec) , De : 水力等価直径 (m)
- P : 冷却材圧力 (N/m 2) , q_{NBS} : 熱流束 (kcal/m 2 sec)
- Re : レイノルズ数 (-) ,
- P_w : 燃料板の正常流路側表面温度 T_w で評価した冷却水の飽和圧力
- 添字 ℓ : 冷却材温度 T_b で評価した冷却材の物性値
- f : T_s で評価した冷却材の物性値

g : T_g で評価した蒸気の物性値

上式第2項は、 T_w で評価すべき冷却材の飽和圧力値 P_w を含む。他方 T_w は、上式より得られる熱伝達率を用いた HEATING 5 コードの計算結果から決まる。従って、 P_w を決めるためには、変数 T_w が一定値に収束するまで、熱伝達率と T_w の計算を交互にくり返す必要がある。結局、 T_w が収束したと見なしたときの同コードによる温度分布が Chen の式の熱伝達関係を満たしていることになる。

一方、 $T_w < T_g$ となる領域では单相流熱伝達となるため、Dittus-Boelter の式を適用する。冷却材の動粘性係数 ν 、プラントル数 Pr 、レイノルズ数 $Re (= U \cdot De / \nu)$ および熱伝導率 λ は温度依存の変数であり、従ってヌッセルト数 $Nu = 0.023 Pr^{0.4} Re^{0.8}$ により得られる熱伝達率 $h_c (= Nu \cdot \lambda / De)$ も温度依存となる。これを図2に示す。ここでは h_c を冷却材バルク温度で評価した値を用いる。

(3) 解析結果

HEATING 5 コードの計算結果から得られる各空間格子点上の温度は、前述の反復計算により求められ、収束時の燃料芯材および燃料板表面の温度を図3に示す。いずれの温度分布も燃料の発熱分布に対応して流路上端から45 cm 下付近で最大値を示す。この定常温度は、閉塞流路側燃料表面から閉塞流路内部に至る領域ではその方向に対してほとんど一定であり、正常流路側に向かって下降する。この場合2次元効果は顕著に現われない。図3に示すように、1流路閉塞時の最大温度は153°Cである。

(4) 最小 DNBR

最小 DNBR を以下のように計算する。⁶⁾

まず、DNB熱流束 q_{DNB} を

$$q_{DNB} = h_{fg} \left\{ \left(\frac{\sigma}{r_l} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot g r_l r_g \right\}^{\frac{1}{2}} \cdot q_{DNB}^*$$

により求める。ここで無次元量 q_{DNB}^* は

$$q_1^* = 0.005 G^{*0.611}$$

$$q_2^* = \frac{A}{A_H} \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} G^*$$

のいずれか小さい値をとる。ただし、この値が

$$q_3^* = 0.7 \left(\frac{A}{A_H} \right) \cdot \left\{ w \left(\frac{r_l}{\sigma} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{2}} \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{r_g}{r_l} \right)^{\frac{1}{4}} \right\}^2$$

より小さいときは、 q_3^* の値とする。また、無次元量 G^* は

$$G^* = G / \left\{ \left(\frac{\sigma}{r_l} \right)^{\frac{1}{2}} g r_l r_g \right\}^{\frac{1}{2}}$$

である。各パラメータの意味と値を以下に示す。

30 MW出力時のホットスポットに於ける圧力 P_H 及び冷却材温度 T_H は、熱水力計算結果より各々 $P_H = 519$ mmHg, $T_H = 61^\circ\text{C}$ である。また、流路入口に於ける圧力 P_{in} 及び冷却水温度 T_b は各々 $P_{in} = 889$ mmHg, $T_b = 35^\circ\text{C}$ である。このとき各パラメータは以下の値をとる。

h_{fg}	: 蒸発の潜熱 (P_H のとき)	$= 545$ (kcal/kg)
T_{sat}	: 飽和温度 (P_H のとき)	$= 89.6$ ($^\circ\text{C}$)
G	: 質量流量	$= 6.13 \times 10^3$ (kg/m ² sec)
r_l^H	: 冷却水比重量 (T_H のとき)	$= 983$ (kg/m ³)
r_l	: " (T_{sat} のとき)	$= 965$ (")
r_g	: 蒸気比重量 (T_{sat} のとき)	$= 4.23 \times 10^{-1}$ (kg/m ³)
σ	: 表面張力 (T_{sat} のとき)	$= 6.20 \times 10^{-3}$ (kg/m)
C_p	: 比熱 (T_b のとき)	$= 9.98 \times 10^{-1}$ (kcal/kg $^\circ\text{C}$)
Δh	: 入口サブクールエンタルピ (P_{in} のとき)	$= 69.3$ (kcal/kg)
A	: 流路面積	$= 1.52 \times 10^{-4}$ (m ²)
A_H	: 加熱面積	$= 9.24 \times 10^{-2}$ (m ²)
w	: 流路幅	$= 6.66 \times 10^{-2}$ (m)
g	: 重力加速度	$= 9.81$ (m/sec ²)

これより各熱流束値 q_1^* , q_2^* , q_3^* は

$$q_1^* = 5.10 \times 10^{-1}, \quad q_2^* = 4.04 \times 10^{-1}, \quad q_3^* = 4.51 \times 10^{-3}$$

となる。よって $q_{DNB} = 698$ kcal/m² sec を得る。

次に、最大熱流束 q_{MAX} を次のように求める。

$$q_{MAX} = (\text{燃料表面における平均熱流束}) \times (\text{熱流束に関するホットスポットファクタ}) \times 2$$

であるから*

$$\text{平均熱流束} = (\text{原子炉熱出力}) / (\text{全伝熱面積})$$

であり、

$$\text{標準型燃料要素1体の伝熱面積} : 7.5 \times 6.16 \times 20 \times 2 = 1.848 \times 10^4 \text{ cm}^2$$

$$\text{フォロワ型燃料要素1体の伝熱面積} : 7.5 \times 4.90 \times 16 \times 2 = 1.176 \times 10^4 \text{ cm}^2$$

核的ホットスポットファクタを求めた炉心(第9サイクル初期)で、制御棒の位置は、6本のうち2本が全引抜き、4本が35 cm 引抜きであるから、⁷⁾

$$\begin{aligned} \text{全伝熱面積} \\ &= 1.848 \times 10^4 \times 26 + 1.176 \times 10^4 \times \left(2 + \frac{35}{75} \times 4 \right) \\ &= 5.260 \times 10^5 \text{ cm}^2 \end{aligned}$$

故に、

* 流路閉塞時は正常流路側に通常運転時の2倍の熱が流れる。

$$\begin{aligned} \text{平均熱流束} &= 20 \times 10^6 \text{ (W)} / 5.260 \times 10^5 \text{ (cm}^2\text{)} \\ &= 38.0 \text{ W/cm}^2 \end{aligned}$$

一方,

$$\begin{aligned} &\text{熱流束に関するホットスポットファクタ} \\ &= (\text{核的ホットスポットファクタ}) \times (\text{フィルム温度上昇因子の発熱側因子}) \\ &= 3.11 \times 1.17 = 3.64 \quad \text{である。}^{8)} \end{aligned}$$

従って,

$$q_{\text{MAX}} = 38.0 \times 3.64 \times 2 = 277 \text{ W/cm}^2$$

以上の結果より,

$$\begin{aligned} \text{最小 DNBR} &= q_{\text{DNB}} / q_{\text{MAX}} \\ &= 698 / 277 \\ &= 1.06 \end{aligned}$$

となる。

2.2.2 2流路閉塞時の解析

(1) 解析条件

燃料板内の熱の移動は熱伝導によるとし、燃料板および閉塞流路の上下端境界は断熱とする。本解析では、燃料板から閉塞流路内への熱伝達を、冷却材の状態に応じて次のように考える。

- 1) 冷却材の単相自然対流による熱伝達
- 2) 冷却材の核沸騰自然対流による熱伝達
- 3) 蒸気 of 自然対流熱伝達

上記1)および2)では、それぞれ Collier の式および Rohsenow の式により熱伝達率を求める。上記3)に対しては蒸気が層流状態にあると見なす。

以上の状態に対する各温度分布を図4の2次元モデルで計算する。

(2) 入力データの設定

○単相自然対流熱伝達率

閉塞流路内冷却材が自然対流で、レイノルズ数 Re が2000以下であるとき Collier の式を適用する。このとき、熱伝達率 h_c は次式で表わされる。⁹⁾

$$h_c = 0.17 \frac{k_\ell}{De} Re^{0.33} Pr_b^{0.43} \left(\frac{Pr_b}{Pr_w} \right)^{0.25} \left(\frac{De \rho_\ell g \beta}{g_c \mu_\ell^2} \right)^{0.1} (T_w - T_b)^{0.1}$$

ここで

Pr : プラントル数	μ_ℓ : 冷却材粘性係数
ρ_ℓ : 冷却材密度	k_ℓ : 冷却材熱伝導率
β : 膨張係数	De : 水力等価直径
g : 重力加速度	g_c : 重力変換定数

また、添字 b, w はそれぞれ冷却材温度 T_b および壁における境膜温度 T_w で物性値を評価することを意味する。

RETRANコード¹⁰⁾による計算結果より得られた h_c , T_w , T_b の値を表3に示す。これより、HEATING 5コードの入力形式 $h_c = h_m | T_w - T_b | h_e$ に変換し h_e , h_m を求める。従って、 $h_e = 0.1$, 平均値 $\bar{h}_m = 1.12 \times 10^{-2}$ を得る。ただしRETRAN計算結果のうち、燃料ボリウム毎の T_w に対応する T_b は流路ボリウムの温度を使用した。

○核沸騰自然対流

閉塞流路内の冷却材温度が飽和温度以上で核沸騰状態になり、質量流量が $2.71 \text{ g/cm}^2 \text{ sec}$ 以上になったとき、Rohsenow の関係式¹¹⁾

$$\frac{C_{p\ell} (T_w - T_s)}{h_{fg}} = 0.0132 q_w \frac{1}{\mu_\ell f_{fg}} \left\{ \frac{\sigma g_c}{g (\rho_\ell - \rho_g)} \right\}^{\frac{1}{2}} \left. \right|^{\frac{1}{3}} \frac{C_{p\ell} \mu_\ell}{k_\ell}$$

を適用する。ここで、

q_w : 熱流束, h_{fg} : 潜熱, T_s : 飽和温度

$C_{p\ell}$: 冷却材比熱, ρ_g : 蒸気密度

その他の変数の意味は前項に従う。

核沸騰時に $T_s = T_b$ とすると上式より熱流束は

$$q_w \propto (T_w - T_b)^3$$

となる。RETRANコードの計算結果の熱伝達率 h_{CR} を利用すれば前項で示した h_m は $h_m = h_{CR} / (T_w - T_b)^{2.0}$ となる。従って、 $h_e = 2.0$, 平均値 \bar{h}_m は表3より 4.36×10^{-4} となる。

○蒸気の層流熱伝達率

燃料板からの熱により、閉塞流路内が全て蒸気で満たされたとすると、熱伝達率 h_c は層流状態に於けるヌッセルト数 $Nu \cong 4.36$ ¹²⁾ を用いて

$$h_c = \lambda Nu / De$$

で表わされる。ここで λ は蒸気の熱伝達率、 De は流路の等価直径 0.441 cm である。このとき h_c ($\text{cal/cm}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C}$) の値は 100°C で 5.76×10^{-4} , 200°C で 7.41×10^{-4} , 300°C で 9.33×10^{-4} となる。

(3) 計算結果

閉塞流路内冷却材が单相自然対流となる熱伝達モード1)のときの温度分布を表4に示す。この場合、燃料板表面の温度が極端に上昇し、この熱伝達形態が物理的にも不合理であることが示される。

熱伝達モード2)の場合の温度分布を表5に示す。これより、閉塞流路内の冷却材が核沸騰自然対流を起こすと燃料板の熱はほぼ除去されることが示される。即ち、2流路が連続して閉塞した場合、核沸騰により発生した蒸気が閉塞流路より逃げ、新たに冷却材が入って、閉塞流路内で核沸騰自然対流の伝熱モードが保持されれば、燃料板からの熱がほぼ除去されることになる。このときの温度分布は、1流路閉塞時に正常流路で核沸騰強制対流によって熱を除去したときの温度分布とはほぼ同様な傾向を示している。しかし、流路を閉塞した異物が蒸気力で一時的にでも除去されることが無ければ、閉塞流路内は蒸気で満たされ、この伝熱モードは実際の状態に合致しなくなる。

伝熱モード3)のように、閉塞流路内が蒸気で満たされると表6で示す温度分布となる。この状態になるともはや閉塞流路内の熱は除去できなくなる。

2.2.3 パラメータ解析

(1) Chen の式と Dittus-Boelter の式による温度分布の比較

2.2.1 節では 1 流路閉塞問題に対し、Chen の式に基づいて正常流路側での核沸騰強制対流による伝熱効果を調べた。ここでは、同じ問題を Dittus-Boelter の式に基づく単相強制対流熱伝達式を用いて計算する。計算に際しては、燃料の発熱率および正常流路の冷却材温度を 2.2.1 節と同様に与える。

熱伝達率を冷却材バルク温度に対する物性値で評価したときの閉塞流路付近の燃料温度分布を図 5 に示す。さらに、図 2 で示す温度依存の熱伝達率を用いて、境界条件の設定位置での温度、即ち燃料板の正常流路側表面温度に対する物性値で熱伝達率を評価した場合の閉塞流路付近の燃料温度分布を図 6 に示す。いずれも Chen の式の場合と類似の温度分布が得られる。しかし、その中の燃料芯材最高温度は、Dittus-Boelter の式で、熱伝達率を冷却材バルク温度で評価した値の方が、Chen の式を用いて得た値（約 153℃）より大きく約 167℃となる。これは、正常流路側冷却材の境膜温度が飽和温度を越えたときでも、単相熱伝達式を用いており、熱伝達率を過小評価するためである。また、図 6 で示される燃料芯材最高温度は約 150℃であり、熱伝達率は燃料板表面温度で評価した値の方がそれを冷却材バルク温度で評価するよりも大きくなる。しかし、Dittus-Boelter の式は冷却材バルク温度で物性値を評価した実験式である。

(2) 3次元モデルによる 2 流路閉塞時の温度分布解析

2 流路閉塞時の温度分布を図 7 の 3 次元モデルを用いて計算する。この場合、燃料要素の外側にも冷却材が流れることを考慮し、そこでの伝熱モードを正常流路側と同様 Dittus-Boelter の式に基づく単相強制対流とする。また、燃料の発熱率および正常流路内の冷却材温度を 2.2.1 節と同様に与え、燃料要素外側の冷却材も同じ温度とする。熱伝達率の値は正常流路冷却材の温度で評価し、それを正常流路および燃料要素外側境界に与える。

これらの条件の下で、まず定常温度分布を計算する。

次に、閉塞流路内の冷却材にボイドが発生すると反応度が低下することを考慮する。ここでは 1 流路が閉塞され内部がすべてボイドとなったときに相当する負の反応度 $-0.5\% \Delta k/k$ が入るとして、発熱率が時間と共に減少していく過程での非定常温度分布を計算する。表 7 に EUREKA-2¹³⁾ で計算した発熱率の時間変化を示す。

温度分布の時間変化を図 8 に示す。図中の I ~ IV は 3 次元モデル図 9 のそれと対応する。t = 0.0 のときの図は負の反応度が入っていないときの定常温度分布を表わす。このときの燃料最高温度は約 346℃である。負の反応度が入ると各点の温度も急速に減少し、50 秒後には最高温度が約 118℃となる。

比較のため、図 9 で示す 2 次元モデルを用いて 2 流路閉塞時の定常温度分布を計算する。解析条件として、3 次元モデルと同様 Dittus-Boelter の式に基づく熱伝達率を用いる。ここではそれを燃料板表面温度で評価し、正常流路の冷却材温度および各点の初期温度として定格出力時に相当する温度（表 2）を与えている点で 3 次元モデルでの条件と異なる。

計算結果は、表 8 に示すように、閉塞流路で狭まれた燃料温度は非常に高い値を示す。すなわち、3 次元モデルによる温度分布が 2 次元モデルの場合より低いのは燃料要素外側での除熱効果が大いことによる。

3. 重水流量喪失の解析

3.1 過渡変化の概要

原子炉の定格出力運転中、重水タンクおよび重水は炉心部からの γ 線および中性子によって照射され、発熱する。この熱を除去するために、重水ポンプによって重水タンクと熱交換器の間で重水を循環させる。(図10参照)

重水ポンプがその電源系統の故障によって停止し重水の流量が喪失した場合、重水冷却設備は実質的にその冷却能力を喪失する。このとき「重水流量低」の信号によりスクラムし、原子炉出力は急速に低下する。しかし、原子炉出力低下後も、 γ 線や中性子の放出による崩壊熱があるため、重水タンクおよび重水が発熱する。この熱は重水タンク外側の原子炉プール水により除去されるが、除熱能力が不十分な場合、重水温度が異常に上昇することが考えられる。この事象が炉心に与える影響は微少と考えられるが、重水の温度が異常に上昇し、沸騰が長く続けば、重水冷却系に悪影響を与える恐れがある。

3.2 解析条件

解析に際して以下のような仮定をした。

- 1) 重水タンク全体を、炉心中央に中心軸をおいた2次元円筒座標系(R, Z 系)で記述する。即ち、重水タンク内にある照射筒の構造を無視し、温度分布は θ 方向に一様と見なす。
- 2) 重水タンク壁(内筒壁、外筒壁、上板および底板からなる $A\theta$ 壁)及び重水中の発熱は、冷却材で除熱されるもの以外すべて重水温度上昇に寄与するものとし、輻射による放熱は考えない。また、重水中の熱移動は熱伝導のみとする。
- 3) 重水タンク、重水およびその上部にあるHeガスの温度上昇に伴う体積変化を無視し、タンク内重水の水位は変化しないものとする。

初期条件および境界条件を以下のように設定する。

- 1) 原子炉の定格出力運転中は、重水タンク出口の重水温度は最高 42°C 、入口温度は最高 35°C で設計されている。この温度差は熱交換器での除熱によって生じる。従って、重水流量喪失時の初期温度を、厳しめに 42°C に設定する。
- 2) 重水タンク内筒壁の炉心側境界に於ける熱伝達として、炉心バイパスを流れる冷却材への自然対流熱伝達および強制対流熱伝達を考える。
- 3) 重水タンク外筒壁のプール側境界では、プール水による自然対流熱伝達を考える。
- 4) 重水タンクの上部は、Heガスの熱通過率が小さいため、断熱境界とする。
- 5) 重水タンク底板の下側境界では、下部プレナムの冷却材による自然対流熱伝達とする。

さらに計算に際しては以下の条件を与える。

- 1) 各領域の発熱密度は、定格出力に対する DOT 3.5 コード¹⁴⁾等の2次元計算結果から求める。これより、重水発熱密度の空間分布が得られる。重水タンク壁の発熱率は領域が狭いため一様と見なす。
- 2) 重水流量損失が発生すると原子炉はスクラムし、原子炉出力は時間と共に減衰する。従って、原子炉出力の減衰に対応して各領域における発熱率が減衰するものとする。

3.3 入力データの設定

前節で示した条件の下で以下の計算を行なう。

- (i) 一次冷却系の定格運転に対応して、重水タンク内筒壁外側での熱伝達を強制対流熱伝達とし、重水温度分布の時間変化を計算する。
- (ii) 一次冷却系が運転停止した場合に対応して、内筒壁外側で自然対流熱伝達を考え、同様に計算する。
- (iii) 重水タンク周囲を断熱としたときの重水温度上昇を解析的に計算し、(i)(ii)の結果と比較する。

これら(i)(ii)の項目を HEATING 5 コードで計算するために以下の様に入力データを設定する。

(1) 座標系

本計算で用いる重水タンクの2次元モデルを図11に示す。この中に半径方向を14分割し、垂直方向を7分割した空間格子を設定する。温度は格子点上で計算される。

(2) 定格出力時の各領域に於ける発熱密度

重水および重水タンク壁の発熱量は、定格出力に対する DOT 3.5 コード等の2次元計算結果により与えられる。各領域の発熱密度を表9に示す。また、付録Bに DOT 3.5 コード等による発熱密度計算の概要を示す。但し、重水タンク周囲を断熱にして重水温度上昇を見積る場合、条件 1)、2)により重水発熱量は重水および重水タンク壁発熱量の総和となる。

(3) 重水発熱率の空間分布

(i) R 方向空間分布

DOT 3.5 の計算結果によると、重水発熱率のR方向分布は炉心中心からの距離 r に対してほぼ指数関数的に減衰している。従って本計算では、そのR方向分布を

$$Q = Q_0 e^{-\alpha r} \quad (1.2.1)$$

で近似する。DOT 3.5 の計算結果より高さのほぼ中央で

$$r_1 = 0.32 \text{ m} \quad \text{のとき} \quad Q_1 = 2.09 \text{ W/cm}^3$$

$$r_2 = 0.97 \text{ m} \quad \text{のとき} \quad Q_2 = 3.85 \times 10^{-2} \text{ W/cm}^3$$

を得る。これより、

$$\alpha = \ln(Q_1/Q_2)/(r_2 - r_1) = 6.15$$

$$Q_0 = 14.9 \text{ W/cm}^3$$

となる。この値に基づく重水総発熱量は、重水タンクの内径 $a = 0.31 \text{ m}$ 、外径 $b = 0.98 \text{ m}$ 、高さ $l = 1.43 \text{ m}$ に対して

$$Q_{D_2O} = \int_a^b Q_0 e^{-\alpha r} \pi r l \, dr = \pi l Q_0 [e^{-\alpha r} (-\alpha r - 1) / \alpha^2]_a^b$$

$$= 7.37 \times 10^5 \text{ W}$$

である。この値は、DOT 3.5の計算結果より得られる重水の発熱量 $Q_{D_2O}(\text{DOT 3.5}) = 5.55 \times 10^5 \text{ W}$ および重水タンクの総発熱量 $Q_T = 6.81 \times 10^5 \text{ W}$ (162.7 kcal/s)よりも過大評価となっている。重水発熱率の(1.2.1)式に基づくR方向分布を表10で示す。

(ii) Z方向空間分布

重水発熱率のZ方向分布は炉心のほぼ中央(下端から0.615m付近)で最大値を有し、それより上方および下方で次第に小さな値となる。小さくなる割合は、内筒壁付近よりも外筒壁付近の方が緩慢である。従って、本計算では、DOT 3.5の計算結果のうち外筒壁付近($R \approx 0.97 \text{ m}$)でのZ方向分布を採用し、その最大値を1とする比率で与える。このZ方向分布を表11および図12で示す。

(4) 原子炉出力の時間変化

「重水流量低」によってスクラム信号が発信されると、0.4秒の遅れでスクラムする。このとき、原子炉出力はスクラム特性曲線に沿って急速に低下し、以後崩壊熱が支配的となる。本計算では、原子炉出力と重水発熱率が比例関係にあると仮定し、重水発熱率の時間変化として原子炉の定格出力 P_0 に対する原子炉出力 $P(t)$ の比を与える。

ここでは、このスクラム特性曲線をRETRANコードの計算結果から求める。即ち、RETRANコードでは、スクラム開始後の原子炉出力を次式で求める。

$$P(t) = P_0 \left[0.93 n(t) + \sum_{j=1}^{11} E_j e^{-\lambda_j t} \right]$$

ここで、 $n(t)$ は1点近似動特性方程式より求めた時刻 t に於ける炉心の全中性子数であり、 E_j 、 λ_j は表12で示す定数および崩壊定数である。本計算ではスクラム反応度を表13で示す値とする。このとき原子炉出力比は図13で示す時間変化をする。

任意の時間間隔 $[t, t + \Delta t]$ での重水発熱量 ΔQ は、この原子炉出力比の時間変化に基づいて近似的に次式

$$\Delta Q = \{ P(t) + P(t + \Delta t) \} \Delta t / 2$$

で求めることができる。原子炉出力比 $P(t)/P_0$ および重水発熱量 ΔQ を表14に示す。ただし、 P_0 は定格出力時の重水タンクの総発熱率で $P_0 = 162.7 \text{ kcal/sec}$ である。

(5) 自然対流熱伝達

(i) 重水タンク内筒壁および外筒壁

内筒壁および外筒壁の冷却材側境界では、垂直な伝熱面および周囲の流体の温度が一樣な場合の自然対流熱伝達率の計算式¹²⁾を適用する。即ち、伝熱下端から高さ ℓ までの面積平均ヌッセルト数

$$Nu = \left\{ \frac{2Pr_b}{5(1+2Pr_b+2\sqrt{Pr_b})} \right\}^{0.25} \left(\frac{\nu_b}{\nu_w} \right)^{0.21} (Gr_\ell Pr_w)^{0.25}$$

を用いると、熱伝達率 h_n は

$$h_n = \lambda_b Nu / \ell_H$$

で与えられる。ここで、高さ ℓ_H の伝熱面に対するグラスホフ数 Gr_ℓ は

$$Gr_{\ell} = \ell_H^3 g \beta (T_w - T_b) / \nu_{\infty}^2$$

で表わされる。上記の添字 w および b はそれぞれ、冷却材の壁面境界膜温度 T_w および壁から十分離れた点での冷却材温度 T_b で評価した物性値であることを示す。各パラメータの意味および $T_b = 35$ °C, $T_w = 42$ °C に対する値は以下で示される。

$$Pr \text{ (冷却材のプラントル数)} : Pr_b = 4.90, Pr_w = 4.23$$

$$\nu \text{ (動粘性係数)} : \nu_b = 7.36 \times 10^{-7} \text{ (m}^2/\text{s)}, \nu_w = 6.45 \times 10^{-7} \text{ (m}^2/\text{s)}$$

$$\lambda \text{ (冷却材の熱伝導率)} : \lambda_b = 1.49 \times 10^{-4} \text{ (kcal/msec}^\circ\text{C)}$$

$$g \text{ (重力加速度)} : g = 9.81 \text{ (m/sec}^2\text{)}$$

$$\ell_H \text{ (重水タンク内重水の高さ)} : \ell_H = 1.43 \text{ (m)}$$

$$\beta \text{ (冷却材の体膨張率 } 30^\circ\text{C} \sim 100^\circ\text{C} \text{ 間の平均値 } \bar{\beta} \text{ として与える)} : \bar{\beta} = 0.55 \times 10^{-3} \text{ (1/}^\circ\text{C)}$$

$$\text{これより, } Gr_{\ell} = 2.92 \times 10^{10} (T_w - T_b)$$

$$h_n = 3.80 \times 10^{-2} (T_w - T_b)^{0.25} \text{ (kcal/m}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C)}$$

を得る。HEATING 5 コードの入力形式

$$h_n = h_m (T_w - T_{\infty})^{h_e}$$

に従えば, $h_m = 3.80 \times 10^{-2}$, $h_e = 0.25$ となる。

(ii) 重水タンク底板

重水タンク底板の下側の冷却材による自然対流熱伝達に対しては, $10^6 < Gr_{\ell} Pr < 10^{11}$ で適用できるヌッセルト数

$$Nu_m = 0.6 (Gr_{\ell} Pr_w)^{0.2}$$

を用いる。これより自然対流熱伝達率 h_n は

$$h_n = \lambda_b Nu_m / \ell_R$$

で与えられる。各パラメータの値を(i)と同様にして与えると、

$$\ell_R \text{ (底板の半径方向幅)} = 0.67 \text{ (m)}$$

$$\lambda_b = 1.49 \times 10^{-4} \text{ (kcal/msec}^\circ\text{C)}$$

$$Gr_{\ell} = 3.00 \times 10^9 (T_w - T_{\infty})$$

$$Pr_w = 4.23$$

従って、

$$h_n = 1.73 \times 10^{-2} (T_w - T_b)^{0.2} \text{ (kcal/m}^2 \text{ sec } ^\circ\text{C)}$$

となる。

(6) 強制対流熱伝達

重水タンク内筒壁でのコアバイパス冷却材による強制対流の熱伝達率 h_c は, Dittus-Boelter の式

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

を用いて, $h_c = Nu \cdot \lambda / De$ で与えられる。ただし, 冷却材の動粘性係数 ν , プラントル数 Pr , 熱伝導率 λ , およびレイノルズ数 $Re = U \cdot De / \nu$ は温度 T に依存する。ここでは水力学的評価に基づき, 冷却材流速 $U = 3.4 \text{ m/s}$ とし, この値と等価直径 $De = 6.0 \times 10^{-3} \text{ m}$ とに対する熱伝達率 $h_c(T)$ を温度依存データで与える。内筒壁の冷却材側表面温度 T_w が冷却材温度 T_b より僅かに高く, かつ HEATING 5 コードでは h_c が境界条件設定位置での温度 T_w で評価されるため, h_c

は若干過大側で評価されることになる。表15に熱伝達率の温度依存データを示す。

3.4 計算結果

前節で示した入力データを HEATING 5 コードに入力して非定常計算を行なう。表16および表17に、それぞれ重水タンク内筒壁外側で自然対流および強制対流熱伝達の場合の $t = 2.0 \times 10^5$ sec (約2.31日後)における温度分布を示す。重水内部の最大値は内筒壁と外筒壁の中間点より炉心側にある。また、この近傍での重水温度は 100°C を上まわっている。これは重水内での熱移動を熱伝導のみとし、自然対流を無視したためである。しかし実際には、重水内部の自然対流によって温度の平均化がある程度進行すると考えられる。ここではその効果を数値的な平均操作で置きかえる。この平均値は次のようにして求められる。

重水の温度分布が $T(r, z)$ で与えられているとき、平均温度 \bar{T} は

$$\bar{T} = \iint T(r, z) 2\pi r dr dz / \iint 2\pi r dr dz$$

である。これを次式で近似する。

$$\bar{T} \approx \frac{\sum_{i=1}^N \left\{ \left(\sum_{j=1}^M T_{ij} / M \right) r_i + \left(\sum_{j=1}^M T_{i+1, j} / M \right) r_{i+1} \right\} (r_{i+1} - r_i)}{b^2 - a^2}$$

ここで、 a および b は内筒壁および外筒壁の内側半径、 T_{ij} は半径 r_i ($i = 1, 2, \dots, N$)、高さ z_j ($j = 1, 2, \dots, M$) に於ける重水温度、 N, M は重水領域の空間分割数であり各々10, 5である。

非定常計算結果から得られる重水温度の各時間に於ける平均値を、内筒壁外側が自然対流および強制対流熱伝達の場合について計算し、表14にその結果を示す。

同様に内筒壁外側が自然対流のときの内筒壁平均温度を表14に示す。この場合内筒壁の半径方向領域が狭いため、平均温度は単なる算術平均により求めた。

比較のため、重水タンク周囲が断熱の場合の重水平均温度も解析的に計算し、同じく表14に示した。これは重水タンク壁および重水の定常時に於ける総発熱量とスクラム特性曲線とによって、重水温度上昇に寄与する総発熱量を各時間間隔毎に算出し、これより重水温度の時間変化を求めたものである。即ち、各時間間隔 Δt 毎の総発熱量を ΔQ とすると、重水温度上昇 ΔT は

$$\Delta T = \Delta Q / (V \rho C_p)$$

で与えられる。ここで V, ρ, C_p は重水の体積、密度、比熱であり、それぞれ $V = 3.883 \text{ m}^3$, $\rho = 1100 \text{ kg/m}^3$, $C_p = 1.001 \text{ kcal/kg}^\circ\text{C}$ である。

これら平均温度の時間変化をまとめて図14に示す。これより以下の点が明らかとなる。

- (i) 内筒壁外側の熱伝達が強制対流の場合の重水平均温度は、自然対流の場合より僅かに低い値を示す。いずれの場合も重水平均温度は、重水タンク流量低によるスクラム信号発信時間より約 5.0×10^5 秒 (約5.8日) 後に最大となり、その値は約 94°C に達する。それ以後は次第に温度が下降する。
- (ii) 重水タンク周囲が断熱の場合の重水温度の上昇曲線は、約 5.0×10^4 sec (約13.9時間) 後ま

でタンクの周囲で熱伝達を考慮した場合の曲線とほぼ同じ時間変化を示す。それ以後は両者の変化は全く異なる。

(iii) これより、約 5.8 日以前の原子炉出力に対しては、重水タンクおよび重水の発熱率が除熱を上まわりますが、その後減衰した原子炉出力に対しては、発熱よりも除熱が支配的となって重水平均温度が下降する。

(iv) 内筒壁の平均温度はほぼ 45°C 以下であり、重水タンク流量喪失による影響は見られない。

4. ま と め

炉心流路閉塞事故においては、1 流路閉塞の場合、2 次元解析を行うと、燃料芯材最高温度は約 153°C であり、最小 DNBR は約 1.06 である。燃料芯材温度は溶融点 (640°C) より十分低く、炉心損傷に至る可能性はない。しかし、最小 DNBR は 1.5 を下まわり、バーンアウトに対する余裕は十分とは言い難い。従って、JRR-3 の安全評価では閉塞流路に接する 2 枚の燃料板が破損して内蔵する核分裂生成物が冷却水中に放出したと仮定して、事故の評価を行っている。

2 流路閉塞の場合、もし閉塞流路の熱伝達モードが、核沸騰自然対流モードであれば除熱可能である。また、单相自然対流モードであっても、3 次元モデルを採用し閉塞流路がボイドになったとし、このボイドによる負の反応度効果を考慮すれば、燃料芯材温度は溶融点よりも十分低く保たれる。

重水流量喪失の場合、重水タンク内の重水は対流を起こしていると考えられるが、ここでは対流を無視し、熱は熱伝導のみで移動するものとしている。解析結果によれば、重水流量喪失後の重水温度は、原子炉がスクラムし、原子炉プール水による除熱が行われるので、約 6 日後に最大約 94°C まで緩やかに上昇し、以後温度は低下する。すなわち、重水流量が喪失しても、原子炉がスクラムするので重水が沸騰することもなく、重水タンクも十分低い温度に保たれるので、炉心には何ら害を与えず、前記の安全評価基準に照らしても問題とならない。

謝 辞

本報告書の作成に際しては、桜井 裕研究炉管理部長をはじめ、JRR-3 改造に携わる方々の協力を得た。特に佐藤一男研究炉管理部次長兼研究炉開発室長には終始御鞭撻いただいた。ここに記し謝意を表す。

でタンクの周囲で熱伝達を考慮した場合の曲線とほぼ同じ時間変化を示す。それ以後は両者の変化は全く異なる。

- (iii) これより、約 5.8 日以前の原子炉出力に対しては、重水タンクおよび重水の発熱率が除熱を上まわりますが、その後減衰した原子炉出力に対しては、発熱よりも除熱が支配的となって重水平均温度が下降する。
- (iv) 内筒壁の平均温度はほぼ 45℃以下であり、重水タンク流量喪失による影響は見られない。

4. ま と め

炉心流路閉塞事故においては、1流路閉塞の場合、2次元解析を行うと、燃料芯材最高温度は約 153℃であり、最小 DNBR は約 1.06 である。燃料芯材温度は溶融点 (640℃) より十分低く、炉心損傷に至る可能性はない。しかし、最小 DNBR は 1.5 を下まわり、バーンアウトに対する余裕は十分とは言い難い。従って、JRR-3 の安全評価では閉塞流路に接する 2 枚の燃料板が破損して内蔵する核分裂生成物が冷却水中に放出したと仮定して、事故の評価を行っている。

2流路閉塞の場合、もし閉塞流路の熱伝達モードが、核沸騰自然対流モードであれば除熱可能である。また、单相自然対流モードであっても、3次元モデルを採用し閉塞流路がボイドになったとし、このボイドによる負の反応度効果を考慮すれば、燃料芯材温度は溶融点よりも十分低く保たれる。

重水流量喪失の場合、重水タンク内の重水は対流を起こしていると考えられるが、ここでは対流を無視し、熱は熱伝導のみで移動するものとしている。解析結果によれば、重水流量喪失後の重水温度は、原子炉がスクラムし、原子炉プール水による除熱が行われるので、約 6 日後に最大約 94℃まで緩やかに上昇し、以後温度は低下する。すなわち、重水流量が喪失しても、原子炉がスクラムするので重水が沸騰することもなく、重水タンクも十分低い温度に保たれるので、炉心には何ら害を与えず、前記の安全評価基準に照らしても問題とならない。

謝 辞

本報告書の作成に際しては、桜井 裕研究炉管理部長をはじめ、JRR-3 改造に携わる方々の協力を得た。特に佐藤一男研究炉管理部次長兼研究炉開発室長には終始御鞭撻いただいた。ここに記し謝意を表す。

でタンクの周囲で熱伝達を考慮した場合の曲線とほぼ同じ時間変化を示す。それ以後は両者の変化は全く異なる。

- (iii) これより、約 5.8 日以前の原子炉出力に対しては、重水タンクおよび重水の発熱率が除熱を上まわるが、その後減衰した原子炉出力に対しては、発熱よりも除熱が支配的となって重水平均温度が下降する。
- (iv) 内筒壁の平均温度はほぼ 45°C 以下であり、重水タンク流量喪失による影響は見られない。

4. ま と め

炉心流路閉塞事故においては、1 流路閉塞の場合、2 次元解析を行うと、燃料芯材最高温度は約 153°C であり、最小 DNBR は約 1.06 である。燃料芯材温度は溶融点 (640°C) より十分低く、炉心損傷に至る可能性はない。しかし、最小 DNBR は 1.5 を下まわり、バーンアウトに対する余裕は十分とは言い難い。従って、JRR-3 の安全評価では閉塞流路に接する 2 枚の燃料板が破損して内蔵する核分裂生成物が冷却水中に放出したと仮定して、事故の評価を行っている。

2 流路閉塞の場合、もし閉塞流路の熱伝達モードが、核沸騰自然対流モードであれば除熱可能である。また、单相自然対流モードであっても、3 次元モデルを採用し閉塞流路がボイドになったとし、このボイドによる負の反応度効果を考慮すれば、燃料芯材温度は溶融点よりも十分低く保たれる。

重水流量喪失の場合、重水タンク内の重水は対流を起こしていると考えられるが、ここでは対流を無視し、熱は熱伝導のみで移動するものとしている。解析結果によれば、重水流量喪失後の重水温度は、原子炉がスクラムし、原子炉プール水による除熱が行われるので、約 6 日後に最大約 94°C まで緩やかに上昇し、以後温度は低下する。すなわち、重水流量が喪失しても、原子炉がスクラムするので重水が沸騰することもなく、重水タンクも十分低い温度に保たれるので、炉心には何ら害を与えず、前記の安全評価基準に照らしても問題とならない。

謝 辞

本報告書の作成に際しては、桜井 裕研究炉管理部長をはじめ、JRR-3 改造に携わる方々の協力を得た。特に佐藤一男研究炉管理部次長兼研究炉開発室長には終始御鞭撻いただいた。ここに記し謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) 幾島 毅, 中里 力, HEATING 5-JR :有限差分法による非線型熱伝導計算プログラム, JAERI-M 83-184, 1983年11月.
- 2) W. D. Turner, et al., HEATING 5-An IBM 360 Heat Conduction Program, ORNL/CSD/TM-15, 1977.
- 3) 大西 武, 南賢太郎他, 原子力施設の事故〔調査報告〕, JAERI-4052, 1969年11月.
- 4) F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, Univ. Calif. Pubs. Eng., 2, 443, 1930.
- 5) J. C. Chen, A Correlation for Boiling Heat Transfer, ASME, Ser. C, 86, 365-372, 1964.
- 6) 数土幸夫, 井川博雅, 平野雅司, 大西信秋, JRR-3改造炉熱水力解析用熱伝達相関式の検討, JAERI-M 84-066, 1984年3月.
- 7) 鶴田晴通, 市川博喜, 岩崎潤一, JRR-3改造炉の核設計, JAERI-M 84-099, 1984年5月.
- 8) 数土幸夫, 安藤弘栄, 井川博雅, 篠津和夫, 大西信秋, JRR-3改造炉の熱水力設計の基本的考え方, JAERI-M 84-079, 1984年5月.
- 9) J. G. Collier, Convective Boiling and Condensation, McGraw-Hill Book Co., New York, 1972.
- 10) RETRAN-02-A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems, EPRI NP-1850-CCM.
- 11) W. M. Rohsenow, A Method of Correlating Heat Transfer Data for Surface Boiling of Liquids, Trans. ASME, 74, 969, 1952.
- 12) 日本機械学会編, 伝熱工学資料 改訂第3版, 1975.
- 13) 大西信秋, 原見太幹, 広瀬大久, 植村 睦, 軽水炉の反応度投入事象解析コード: EUREKA-2, JAERI-M 84-074, 1984.
- 14) RSIC Computer Code Collection DOT 3.5 - Two Dimensional Discrete Ordinates Radiation Transport Code, CCC-276.

表1 炉心流路閉塞事故例

原子炉	発生時期	定格出力 異常検出 出力(MW)	燃料破損の原因	事故の状況	文献
ORR	1963年 7月1日	30 — 12	ネオプレン ガスケット	溶融燃料 (^{235}U) : 約 2 gr 放出FP量: 約 1000 Ci (30分後)	ORNL- TM- 627
MTR	1962年 11月13日	40 — 40	"red rubber" ガスケット	溶融燃料 (^{235}U) : 約 0.7 gr	IDO- 17604, TID-5360
ETR	1961年 12月12日	175 — 90	アクリル板 (配き箱)	溶融燃料 (^{235}U) : 約 12.4 gr	IDO- 16780

表2 各出力時の発熱率，冷却材温度および初期温度
(COOLODコード計算結果)

Z 座 標 (cm)	発 熱 率 (cal/cm ² ・sec) 20MW出力時	冷却材温度 (°C)		初 期 温 度 (°C)			
		20MW 出力時	30MW 出力時	20MW出力時		30MW出力時	
				クラッド平均	燃料最大	クラッド平均	燃料最大
7.5	711.3	54.3	70.4	88.5	91.2	108.2	113.9
22.5	982.1	49.2	60.7	96.9	100.5	115.9	122.6
37.5	909.2	43.5	50.0	90.4	93.8	114.1	120.2
52.5	590.1	38.8	42.0	74.0	76.5	90.5	94.5
67.5	359.8	35.7	36.8	56.8	58.3	67.2	70.1

表3 单相自然対流及び核沸騰自然対流モードにおける熱伝達率
(炉心ホットチャンネルの計算結果)

流路位置	流量 (kg/s)	燃料表面温度 T_w (°C)	冷却材バルク温度 T_b (°C)	熱伝達率 h_c (cal/cm ² s °C)	熱伝達モード	h_m	(注)
1 (上部)	2.19×10^{-3}	81	76	1.29×10^{-2}	单相 (Collier)	1.09×10^{-2}	
2	2.17×10^{-3}	103	92	1.45×10^{-2}		1.14×10^{-2}	
3	2.12×10^{-3}	117	103	8.60×10^{-2}	核沸騰 (Rohsenow)	4.39×10^{-4}	
4	2.09×10^{-3}	118	103	9.74×10^{-2}		4.33×10^{-4}	
5	2.08×10^{-3}	112	87	1.60×10^{-2}	单相 (Collier)	1.15×10^{-2}	
6 (下部)	2.07×10^{-3}	84	62	1.48×10^{-2}		1.08×10^{-2}	

(注) $h_m = h_c / (T_w - T_b)^{0.1}$ 单相
 $h_m = h_c / (T_w - T_b)^2$ 核沸騰

表4 单相自然対流の場合の定常温度分布

HEATINGS

STEADY STATE TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 103.171

GROSS GRID	1	2	3	4
1	112.86	114.86	114.86	112.86
2	113.41	115.76	115.76	113.41
3	110.25	112.86	112.86	110.25
4	101.36	103.56	103.56	101.36
5	89.86	91.32	91.32	89.86
6	83.27	84.34	84.34	83.27
TIME= 0.0	NMP= 24			

FINE GRID DISTANCE 0.30 0.34 0.42 0.46

AL U AL

表5 核沸騰自然対流の場合の定常温度分布

HEATINGS

STEADY STATE TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 143 IT1

GROSS GRID	1	2	3	4
1	1	1	1	1
2	1	2	3	4
FINE GRID	0.30	0.34	0.42	0.46
DISTANCE	-----			
1	1268.39	1270.19	1270.19	1268.39
2	1453.38	1455.50	1455.50	1453.39
3	1589.92	1592.27	1592.27	1589.92
4	1352.44	1354.40	1354.41	1352.44
5	943.55	944.86	944.86	943.55
6	723.70	724.67	724.67	723.70
TIME= 0.0	-----			
	NNP= 24			

A L | U | A L

表6 蒸気の場合の定常温度分布

HEATINGS

STEADY STATE TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 146 ITERATIONS, TIME = 0.0

ROSS GRID	1	2	3	4	
	1	1	1	1	
FINE GRID	1	2	3	4	
DISTANCE	0.30	0.34	0.42	0.46	

1	0.00	28839.82	28841.68	28841.70	28839.88
2	15.00	32673.75	32675.85	32675.86	32673.75
3	30.00	35442.85	35445.16	35445.16	35442.85
4	45.00	29975.28	29977.22	29977.24	29975.30
5	60.00	20866.69	20868.02	20868.03	20866.70
6	75.00	16161.45	16162.47	16162.47	16161.47

TIME=	0.0		NNP=	24	

A L U A L

表7 -0.5% $\Delta K/K$ の反応度を添加した場合の炉出力変化
(EUREKA-2コードによる計算結果)

時間 (sec)	出力比
0	1.0
0.5	6.006×10^{-1}
1.0	5.759×10^{-1}
5.0	4.647×10^{-1}
10.0	3.892×10^{-1}
15.0	3.402×10^{-1}
20.0	3.041×10^{-1}
30.0	2.518×10^{-1}
40.0	2.140×10^{-1}
50.0	1.847×10^{-1}

表8 2 流路閉塞時の定常温度分布

FACOM M200-
10:27:45

RID	STEADY STATE TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 141 ITERATIONS, TIME = 0.0											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
GRID	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
DISTANCE	0.11	0.15	0.23	0.27	0.49	0.53	0.61	0.65	0.87	0.91	0.99	1.03
0.00	134.28	140.20	161.70	163.66	5252.81	5254.62	5254.63	5252.82	163.66	161.70	140.20	134.28
15.00	144.02	150.91	176.04	178.29	6098.53	6100.64	6100.65	6098.54	178.29	176.04	150.91	144.02
30.00	148.98	156.61	184.51	186.99	6741.94	6744.29	6744.29	6741.96	186.99	184.51	156.61	148.98
45.00	131.32	137.77	161.10	163.21	5653.96	5655.92	5653.97	5653.97	163.21	161.10	137.77	131.32
60.00	101.93	106.31	121.89	123.34	3806.38	3807.69	3807.69	3806.38	123.34	121.89	106.31	101.93
75.00	86.84	90.09	101.63	102.72	2845.84	2846.81	2846.81	2845.84	102.72	101.63	90.09	86.84
0.00	NNP= 72											

Aℓ
U
Aℓ
H₂O
Aℓ
U
Aℓ
H₂O
Aℓ
U
Aℓ

表9 定格出力時の各領域発熱量および発熱密度

領域	体積 (m ³)	発熱量(kcal/s)	発熱密度(kcal/m ³ s)
重水タンク内筒壁	2.932×10^{-2}	18.67	6.36×10^2
重水タンク外筒壁	1.903×10^{-1}	5.073	2.66×10^1
重水タンク上板	1.144×10^{-1}	2.403	2.10×10^1
重水タンク底板	8.577×10^{-2}	3.956	4.61×10^1
重水	3.883	132.7	3.42×10^1
合計	4.303	162.7	

表10 重水発熱率のR方向空間分布

半径 (m)	発熱率 (kcal/m ³ sec)
0.31	530.1
0.32	498.6
0.33	469.0
0.34	440.8
0.35	414.6
0.40	305.0
0.45	224.3
0.50	164.9
0.55	121.3
0.60	89.22
0.70	48.24
0.80	26.10
0.90	14.11
0.98	8.633

表 1 1 重水発熱率の Z 方向空間分布 (R = 0.9 7 m)

下部重水発熱率			上部重水発熱率		
Z 座標 (m)	発熱率 (W/cm ³)	対最大値比	Z 座標 (m)	発熱率 (W/cm ³)	対最大値比
0.0	1.747×10^{-2}	0.460	6.15×10^{-1}	3.847×10^{-2}	1.0
9.0×10^{-2}	2.075×10^{-2}	0.546	6.42×10^{-1}	3.835×10^{-2}	0.997
1.80×10^{-1}	2.429×10^{-2}	0.639	6.69×10^{-1}	3.810×10^{-2}	0.990
2.40×10^{-1}	2.683×10^{-2}	0.706	7.22×10^{-1}	3.718×10^{-2}	0.967
2.94×10^{-1}	2.911×10^{-2}	0.766	7.76×10^{-1}	3.574×10^{-2}	0.929
3.47×10^{-1}	3.120×10^{-2}	0.821	8.29×10^{-1}	3.385×10^{-2}	0.880
4.01×10^{-1}	3.326×10^{-2}	0.876	8.83×10^{-1}	3.183×10^{-2}	0.827
4.54×10^{-1}	3.518×10^{-2}	0.926	9.37×10^{-1}	2.977×10^{-2}	0.774
5.08×10^{-1}	3.666×10^{-2}	0.965	9.90×10^{-1}	2.754×10^{-2}	0.716
5.62×10^{-1}	3.761×10^{-2}	0.990	1.05	2.501×10^{-2}	0.650
5.88×10^{-1}	3.786×10^{-2}	0.997	1.11	2.235×10^{-2}	0.581
6.15×10^{-1}	3.799×10^{-2}	1.0	1.20	1.831×10^{-2}	0.476
			1.31	1.431×10^{-2}	0.372
			1.40	1.376×10^{-2}	0.358

表12 スクラム特性曲線における定数および崩壊定数

グループ j	定 数 E _j	崩 壊 定 数 λ_j (1/sec)
1	0.00299	1.772
2	0.00825	0.5774
3	0.01550	6.743×10^{-2}
4	0.01935	6.214×10^{-3}
5	0.01165	4.739×10^{-4}
6	0.00645	4.810×10^{-5}
7	0.00231	5.344×10^{-6}
8	0.00164	5.726×10^{-7}
9	0.00085	1.036×10^{-7}
10	0.00043	2.959×10^{-8}
11	0.00057	7.585×10^{-10}

表13 スクラム反応度

時 間 (sec)	反 応 度 (\$)
0.0	0.0
0.21	-0.1
0.31	-0.2
0.42	-3.0
0.52	-20.0
1.0×10^4	-20.0

表 1 4 炉出力比および各伝熱形態での重水平均温度の時間変化

時 間 t (sec)	時間間隔 Δt (sec)	炉出力比 P(t)/Po	重水発熱量 ΔQ (kcal)	周囲断熱時の 重水平均温度 °C	内筒壁自然対流 重水平均温度	内筒壁強制対流 重水平均温度	内 筒 壁 平均温度
0.0		1.0		42.1	42.1	42.1	35.0
0.4	0.4	1.0	65.1	42.1			
1.0	0.6	0.976	96.4	42.1	42.0	42.0	41.3
1.2	0.2	0.881	30.2	42.1			41.6
1.5	0.3	0.124	24.5	42.2			41.7
2.0	0.5	0.115	9.72	42.2	42.0	42.0	41.8
10	8.0	7.76×10^{-2}	1.25×10^2	42.2	42.0	42.0	42.0
1.0×10^2	90.4	4.44×10^{-2}	8.97×10^2	42.4	42.3	42.1	43.4
5.0×10^2	4.0×10^2	2.92×10^{-2}	2.39×10^3	43.0	42.9	42.7	44.5
1.0×10^3	5.0×10^2	2.54×10^{-2}	2.22×10^3	43.5	43.5	43.3	43.9
2.0×10^3	1.0×10^3	2.14×10^{-2}	3.80×10^3	44.4	44.5	44.3	42.8
5.0×10^3	3.0×10^3	1.58×10^{-2}	9.07×10^3	46.5	46.9	46.7	41.4
1.0×10^4	5.0×10^3	1.28×10^{-2}	1.16×10^4	49.2	50.1	49.7	40.8
3.0×10^4	2.0×10^4	9.0×10^{-3}	3.55×10^4	57.5	58.4	58.1	40.5
5.0×10^4	2.0×10^4	7.7×10^{-3}	2.72×10^4	63.9	64.1	63.7	40.4
1.0×10^5	5.0×10^4	6.3×10^{-3}	5.69×10^4	77.2	74.1	73.6	40.2
2.0×10^5	1.0×10^5	5.1×10^{-3}	9.27×10^4	98.9	85.6	84.8	40.0
1.0×10^6	8.0×10^5	3.1×10^{-3}	5.34×10^5	2.24×10^2	89.6	89.1	38.9
1.0×10^7	9.0×10^6	1.5×10^{-3}	3.37×10^6		58.7	58.1	

表 1 5 温度依存の強制対流熱伝達率

T (°C)	ν (cm^2/sec)	Re	Pr	Nu	λ ($\text{cal}/\text{cm}\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$)	hc ($\text{kcal}/\text{m}^2\cdot\text{sec}\cdot^\circ\text{C}$)
0	1.79×10^{-2}	1.165×10^4	13.3	1.159×10^2	1.358×10^{-3}	2.624
20	1.0×10^{-2}	2.085×10^4	7.09	1.436×10^2	1.403×10^{-3}	3.359
40	6.88×10^{-3}	3.121×10^4	4.39	1.637×10^2	1.508×10^{-3}	4.116
60	4.80×10^{-3}	4.344×10^4	3.02	1.836×10^2	1.561×10^{-3}	4.778
80	3.68×10^{-3}	5.666×10^4	2.23	2.012×10^2	1.606×10^{-3}	5.386
100	2.97×10^{-3}	7.020×10^4	1.76	2.173×10^2	1.628×10^{-3}	5.896

表 1 6 自然対流熱伝達の場合の重水タンク温度分布
($t = 2.0 \times 10^5 \text{ sec}$ のとき)

JRR-3 SAFETY ANALYSIS (HEAVY WATER TANK) (LOFA) FACOM M200-...
16:32:58 81-02-13

TRANSIENT TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 52 TIME STEPS, TIME = 2.000000E+05

重水タンク底板

MEATINGS	GROSS GRID		TRANSIENT TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 52 TIME STEPS, TIME = 2.000000E+05													MPP= 170		
	1	2	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13		14	15
1	0.00	37.82	37.84	36.23	36.29	36.34	36.38	36.41	36.43	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44
2	0.02	37.83	37.85	36.26	36.32	36.36	36.40	36.43	36.45	36.46	36.46	36.46	36.46	36.46	36.46	36.46	36.46	36.46
3	0.03	37.80	37.82	36.29	36.34	36.38	36.41	36.43	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44	36.44
4	0.32	40.18	40.20	40.23	40.26	40.28	40.30	40.31	40.32	40.32	40.32	40.32	40.32	40.32	40.32	40.32	40.32	40.32
5	0.60	41.25	41.29	41.32	41.34	41.35	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36	41.36
6	0.89	40.58	40.61	40.64	40.66	40.67	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68	40.68
7	1.17	39.19	39.21	39.23	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24	39.24
8	1.46	38.51	38.53	38.55	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56	38.56

重水タンク外筒壁

重水

重水タンク内筒壁

表 1 7 強制対流熱伝達の場合の重水タンク温度分布
($t = 2.0 \times 10^5$ sec のとき)

FACOM M200-***
16:42:44 84-02-13

JRR-3 SAFETY ANALYSIS (HEAVY WATER TANK (LOFA))
TRANSIENT TEMPERATURE DISTRIBUTION AFTER 36 TIME STEPS, TIME = 2.000000105

HEATINGS	GROSS GRID	FINE GRID DISTANCE	重水タンク底板														
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
	1	0.00	35.11	35.16	35.21	36.37	36.99	37.20	37.19	37.03	36.81	36.55	36.30	36.05	35.83	35.81	35.80
	2	0.02	35.10	35.14	35.19	36.40	37.01	37.22	37.20	37.05	36.82	36.56	36.30	36.05	35.83	35.81	35.80
	3	0.03	35.05	35.08	35.10	36.43	37.03	37.24	37.21	37.05	36.82	36.56	36.30	36.04	35.80	35.79	35.78
	4	0.32	35.08	35.11	35.14	112.18	138.34	138.29	125.77	108.68	91.00	74.80	60.49	47.82	35.82	35.81	35.80
	5	0.60	35.10	35.14	35.17	135.55	170.75	171.34	155.16	132.68	109.27	87.84	68.83	51.91	35.94	35.92	35.91
	6	0.89	35.08	35.12	35.15	120.73	151.19	152.19	138.68	119.56	99.49	80.93	64.40	49.72	35.86	35.85	35.84
	7	1.17	35.06	35.08	35.10	91.74	112.42	113.78	105.28	92.74	79.26	66.62	55.38	45.28	35.70	35.69	35.68
	8	1.66	35.04	35.06	35.08	78.21	94.45	95.92	89.70	80.18	69.78	60.01	51.25	43.25	35.62	35.61	35.60

重水

重水タンク外筒壁 ←

重水タンク内筒壁 →

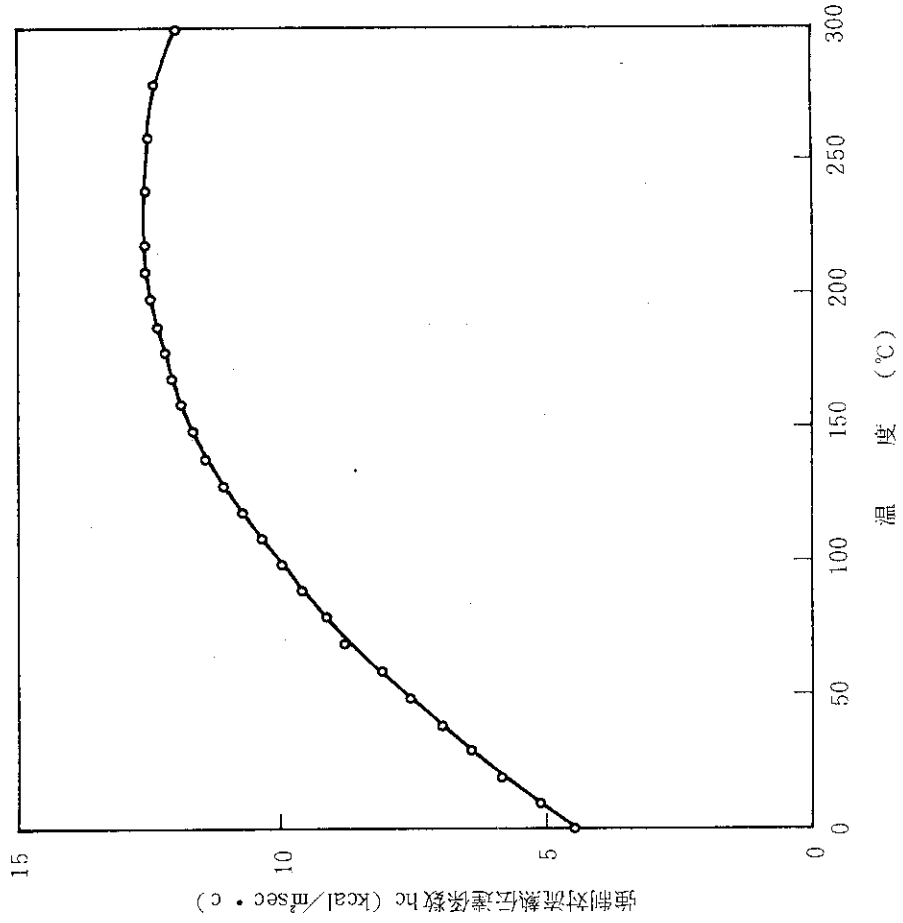


図2 強制対流熱伝達係数の温度依存性

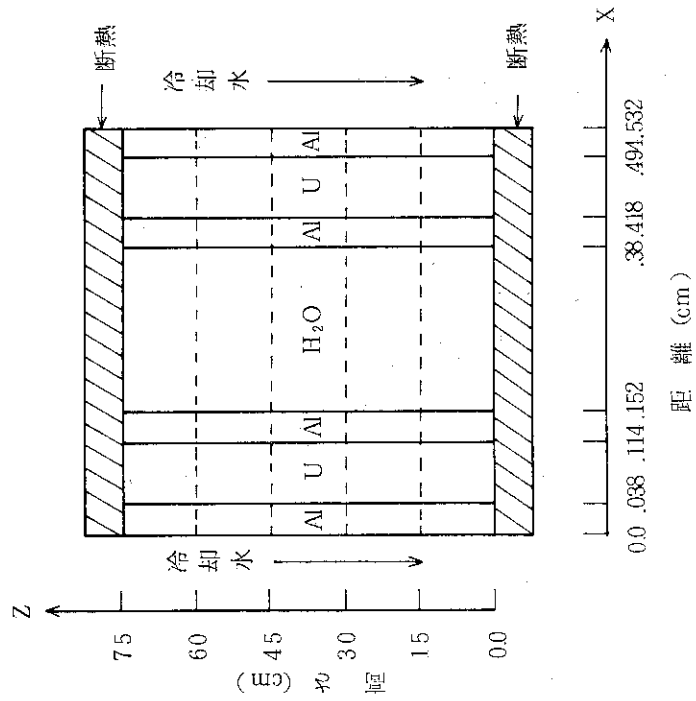


図1 1 流路閉塞モデル

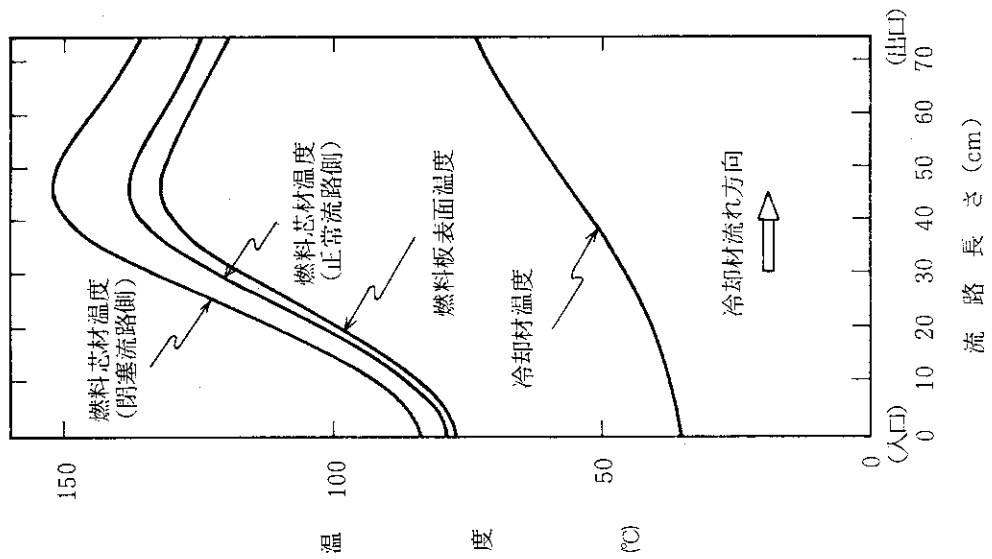


図3 1 流路閉塞時の温度分布
(Chenの式熱伝達率使用)

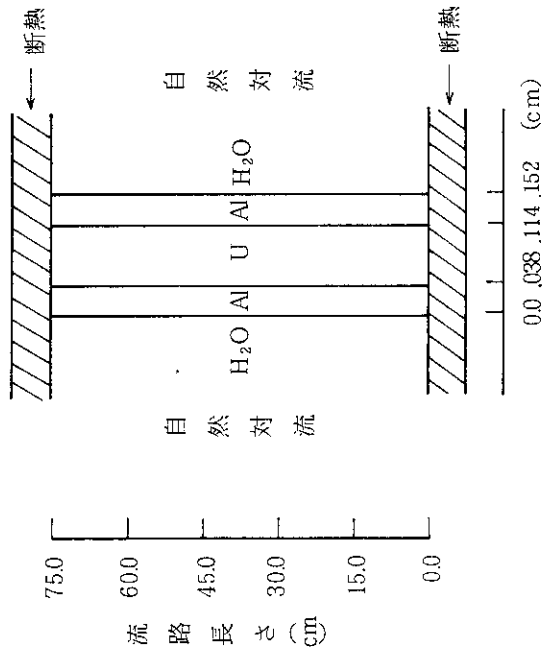


図4 2 流路閉塞モデル

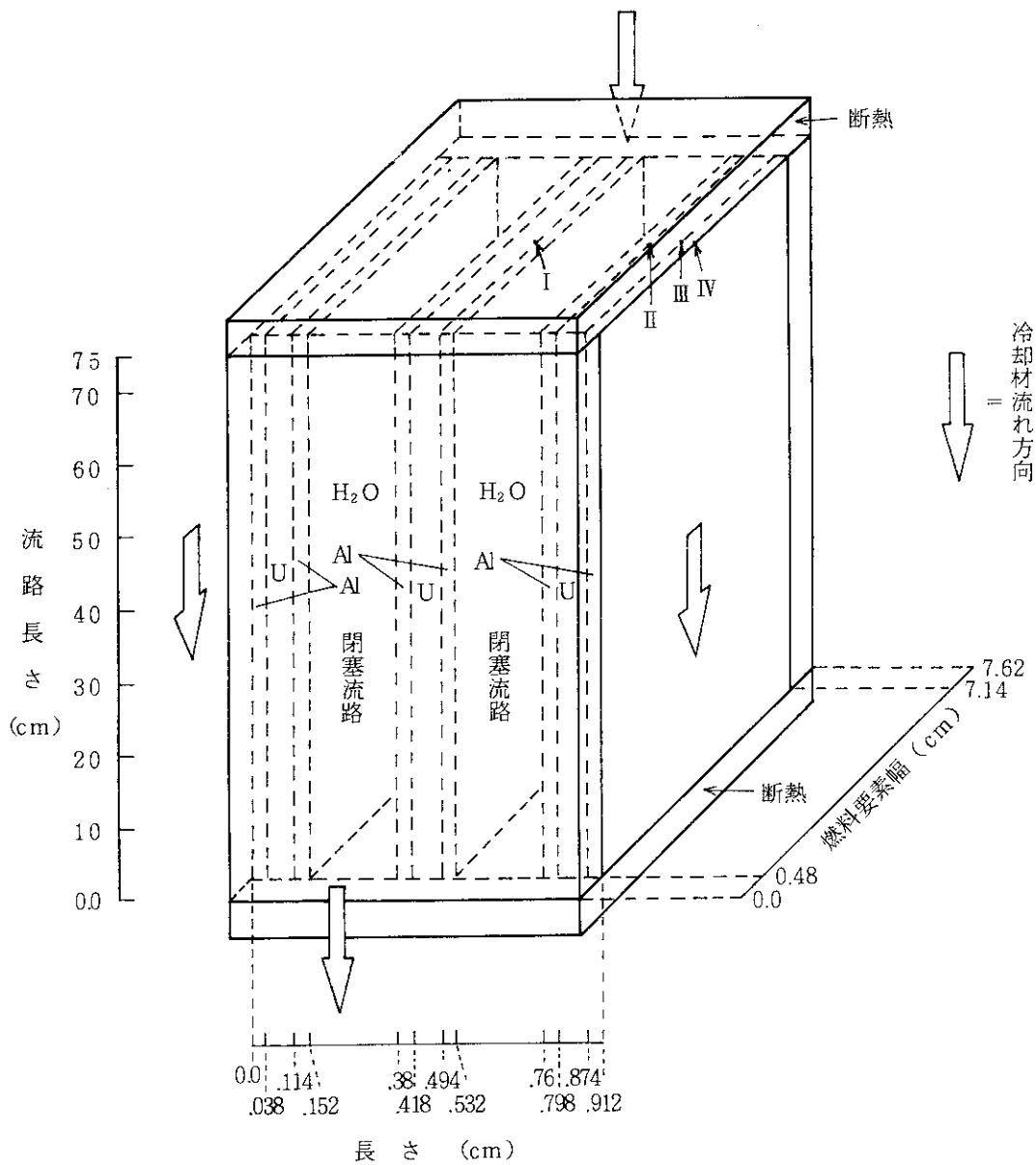


図7 2流路閉塞 3次元モデル

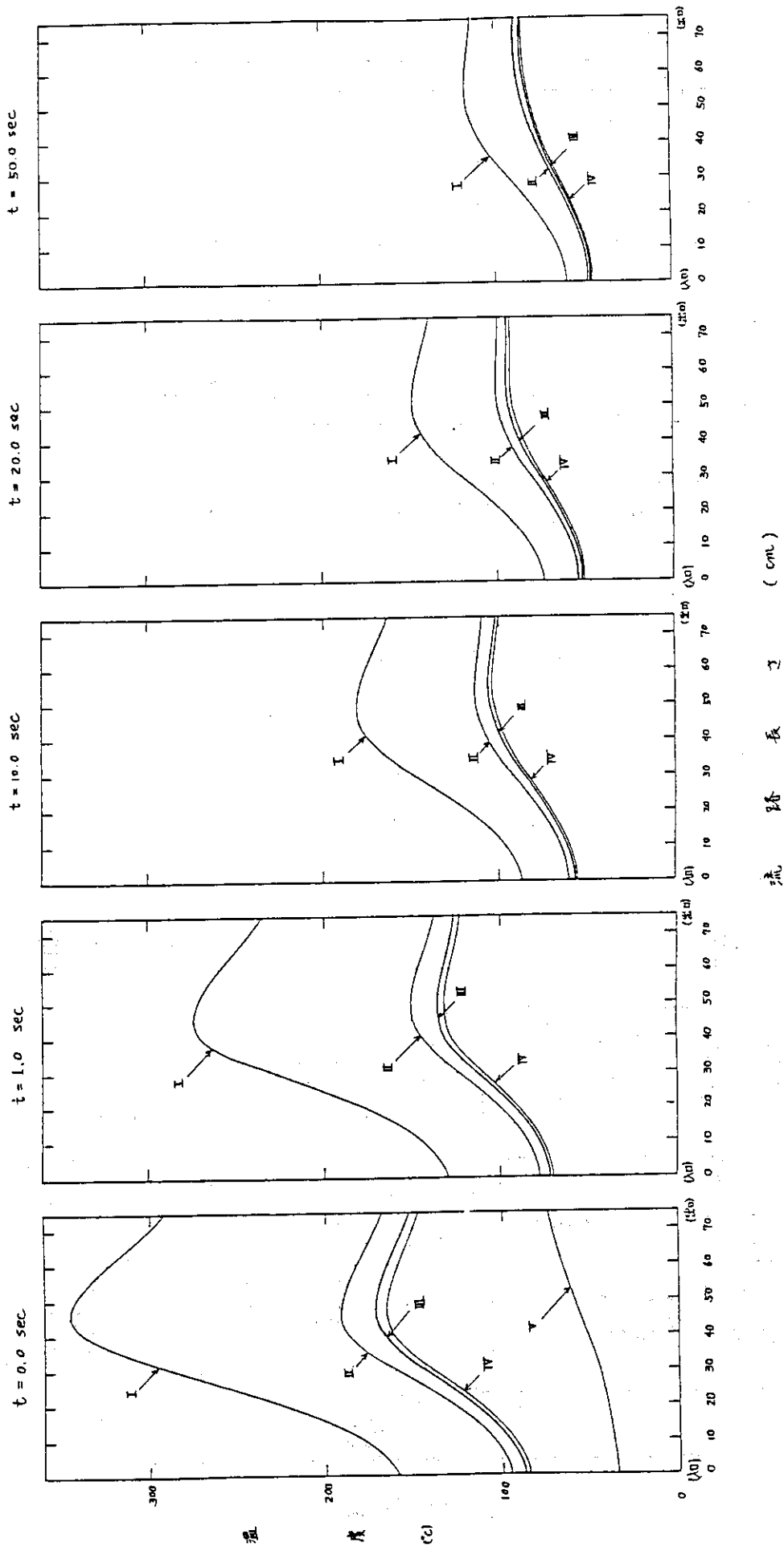


図8 負の反応度 ($-0.5 \Delta K/K$) を考慮した非定常温度分布
 I : 閉塞流路に狭まれた燃料温度 III : 正常流路側燃料温度
 II : 閉塞流路側燃料温度 IV : " 燃料板表面温度
 V : 正常流路冷却水温度

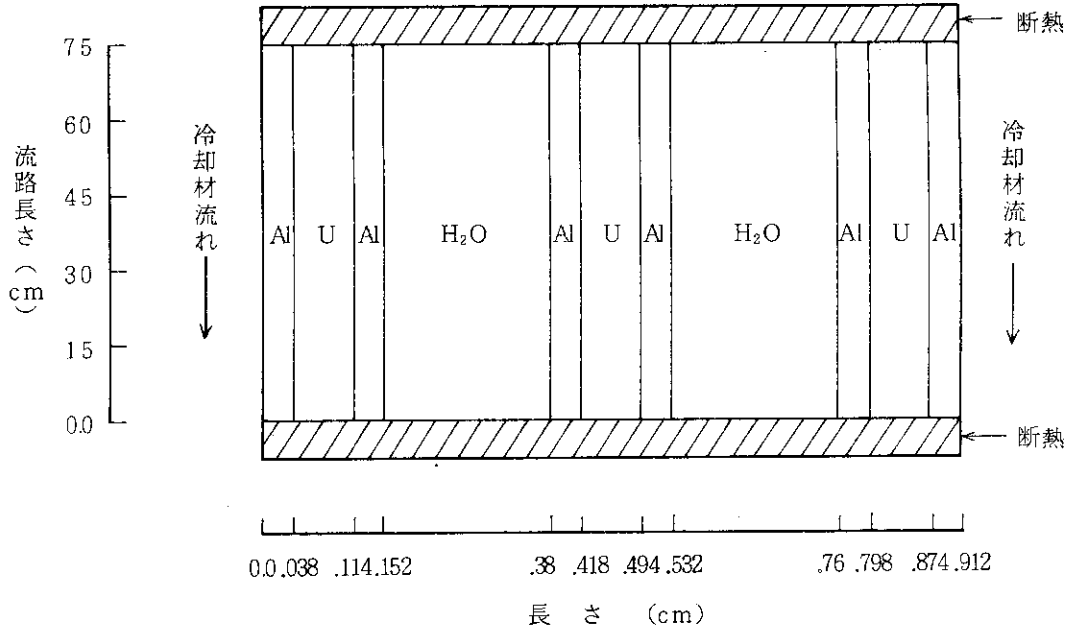


図9 2流路閉塞 閉塞モデル

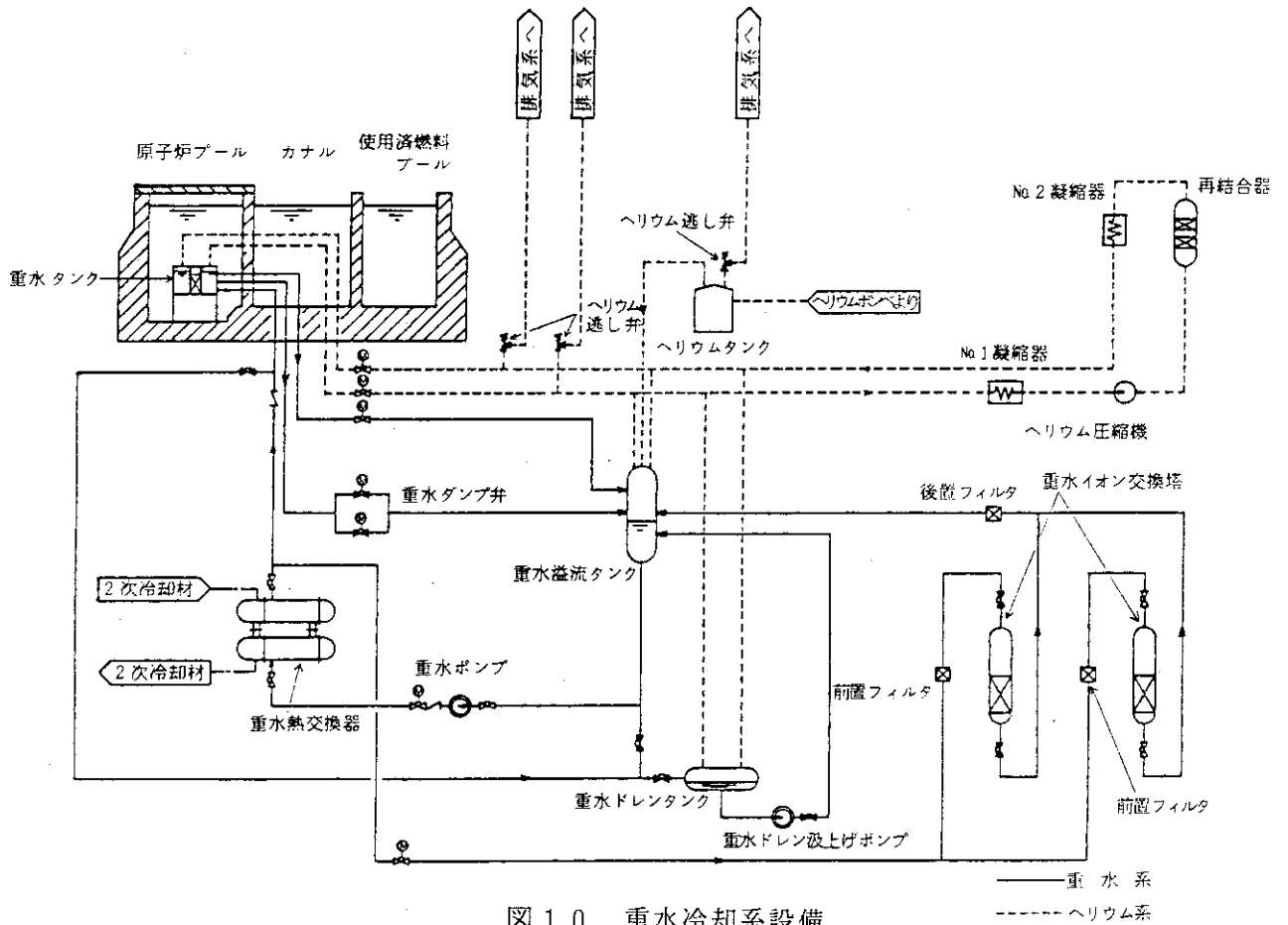


図10 重水冷却系設備

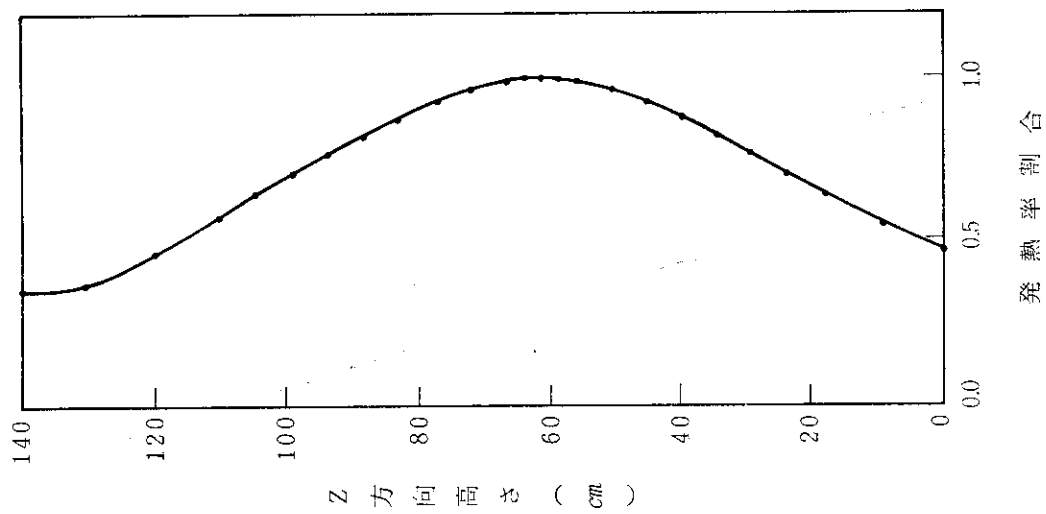


図 1.2 重水発熱率のZ方向空間分布

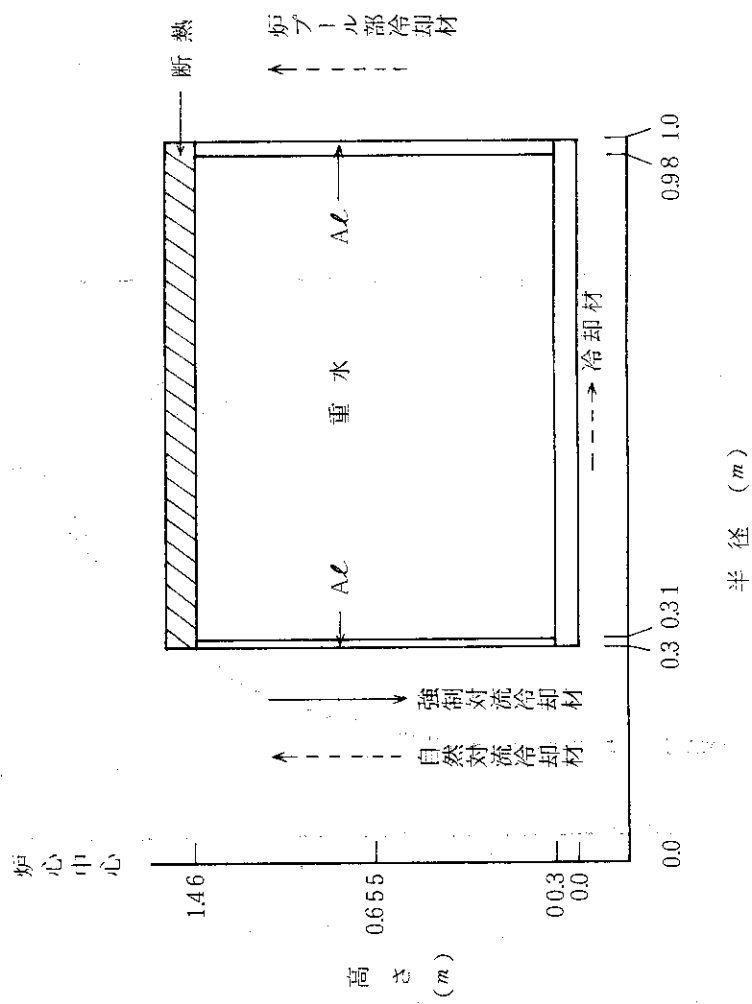


図 1.1 重水タンク計算体系

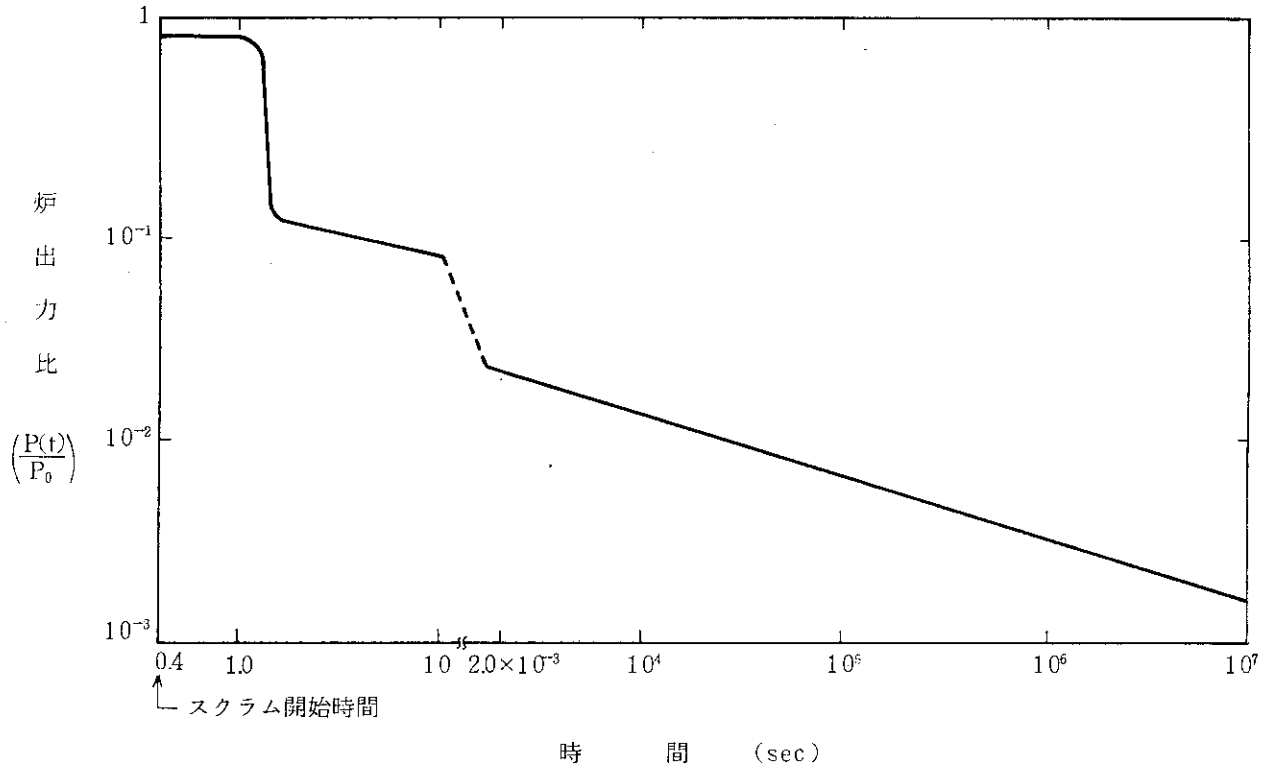


図 1 3 炉出力比の時間変化

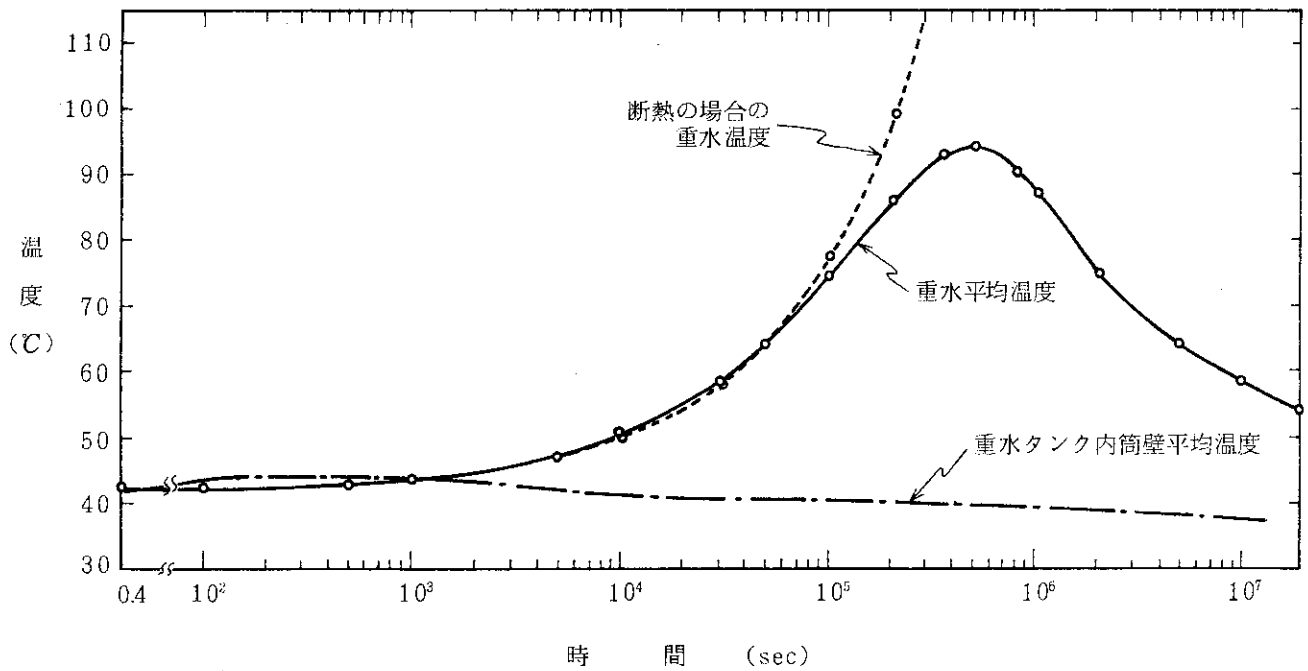


図 1 4 重水平均温度および重水タンク内筒壁平均温度の時間変化

附録A DOT 3.5コード等による発熱密度計算の概要

20 MW出力定常運転時に於ける炉体構造材の発熱密度分布を以下のように求める。

$$H(\mathbf{r}) = \int K^M(\mathbf{r}, E) \cdot \phi(\mathbf{r}, E) dE$$

$$\simeq \sum_{g=1}^G K_g^M(\mathbf{r}) \cdot \phi_g(\mathbf{r})$$

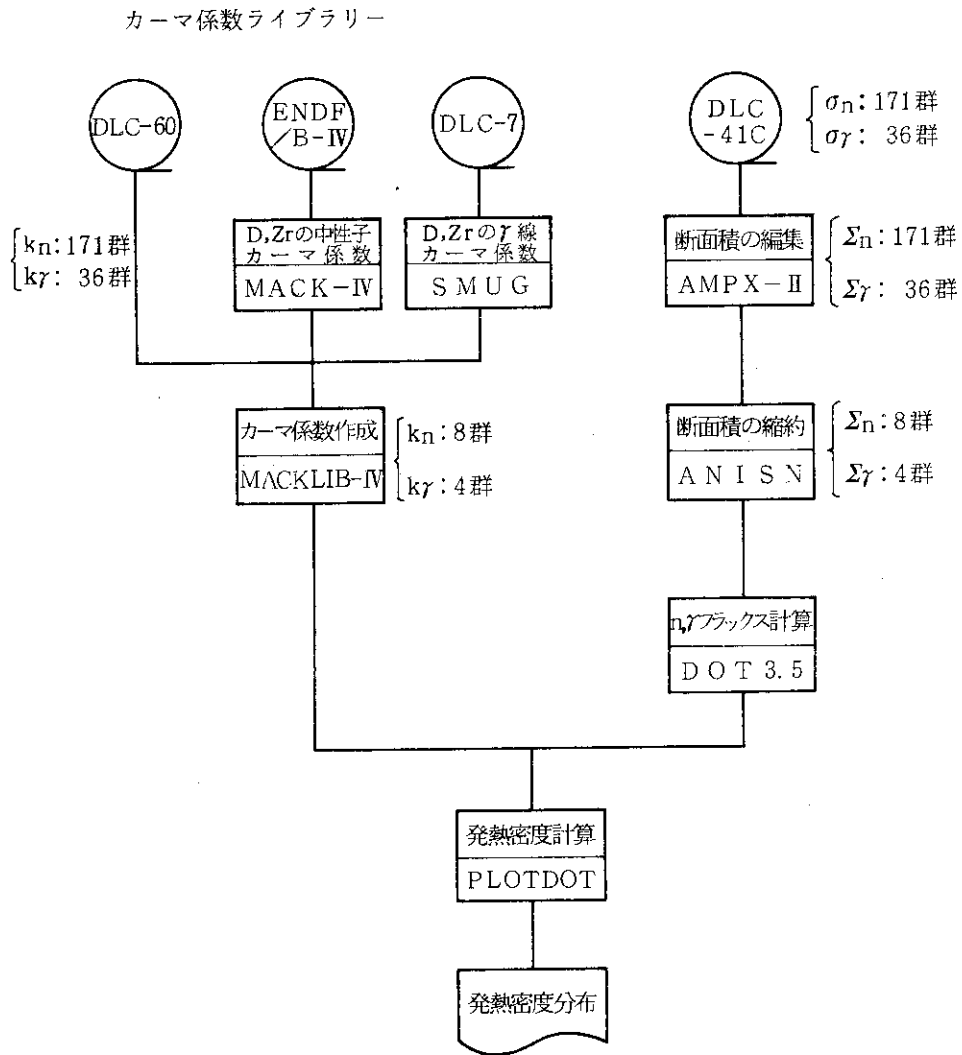
$H(\mathbf{r})$: 場所 \mathbf{r} に於ける発熱密度 (W/cm^3)

$\phi_g(\mathbf{r})$: 場所 \mathbf{r} に於ける中性子線又は γ 線の g 群フラックス ($n/cm^2 \text{ sec}$)

$K_g^M(\mathbf{r})$: 場所 \mathbf{r} に於ける材質 M の g 群カーマ係数 ($W \cdot \text{sec}/cm$)

ただし、エネルギー E についての積分を、第2式で示すように近似する。

上式中の中性子線、 γ 線フラックスは多群輸送計算コード (ANISN, DOT 3.5 等) により計算される。図A-1に発熱密度計算のフローを示す。



図A-1 発熱密度分布計算のフロー