

JAERI-M
92-043

JMTR燃料の低濃縮化に伴う
定常熱水力特性解析

1992年3月

石塚 悦男・佐藤 猛・桜井 文雄
斎藤 実・二村 嘉明

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。

入手の間合わせは、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、お申しこしてください。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, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

JMTR燃料の低濃縮化に伴う定常熱水力特性解析

日本原子力研究所大洗研究所材料試験炉部

石塚 悦男・佐藤 猛・桜井 文雄

斎藤 実・二村 嘉明

(1992年2月19日受理)

JMTR (Japan Materials Testing Reactor)では、核不拡散の観点から燃料の濃縮度を現行の約45%から約20%に低減化する作業を進めている。この作業の一環として、研究用原子炉の熱水力解析を行うために開発されたCOOLODコードを用いて低濃縮化に伴って変更する炉心の定常熱水力計算及び炉心流路閉塞事故時の熱水力計算を行った。その結果、定常熱水力計算では、沸騰開始条件及びDNB条件に対して十分な余裕があること、また、燃料フォローは、標準燃料要素より熱的な余裕があることが明かになった。炉心流路閉塞事故時の熱水力計算では、閉塞率に対するDNBRを求めた。

Thermohydrodynamic Characteristic Analysis on the Steady
State Condition of JMTR LEU Fuel Core

Etsuo ISHITSUKA, Takeshi SATO, Humio SAKURAI
Minoru SAITO and Yoshiaki HUTAMURA

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

(Received February 19, 1992)

From the point of view on Non-Proliferation of Nuclear Materials, we have been preparing to convert of JMTR (Japan Matrials Testing Reactor) core from MEU (Medium Enriched Uranium, U-235 enrichment; approx. 45wt%) fuel to LEU (Low Enriched Uranium, U-235 enrichment; approx. 20wt%) fuel. This report describes about the analytical results of the thermohydraulic characteristics under the steady state condition of JMTR LEU fuel core using COOLOD code which has been developed for the research reactors in JAERI.

It became clear that thermohydraulic characteristics of JMTR LEU fuel core were satisfied with the criteria for safety design guide which introduced in Japan. On the other hand, parametric analyses were carried out on flow blockage to the coolant subchannel.

Keywords: COOLOD, ONB, DNB, JMTR, Steady State, Flow blockage,
Thermohydraulics, LEU

目 次

| | |
|-----------------------|----|
| 1. 序 論 | 1 |
| 2. 熱設計方針 | 2 |
| 3. 計算コード | 3 |
| 4. 熱水路係数 | 5 |
| 5. 定常熱水力計算 | 6 |
| 5.1 定常モデル | 6 |
| 5.2 計算結果 | 7 |
| 6. 流路閉塞時の熱水力計算 | 7 |
| 6.1 流路閉塞モデル | 7 |
| 6.2 計算結果 | 8 |
| 7. 結 言 | 8 |
| 謝 辞 | 9 |
| 参考文献 | 9 |
| 付 録 | 35 |
| A.1 熱水路係数の詳細 | 35 |
| A.2 平均熱流束の計算 | 40 |
| A.3 定格出力運転時の圧力分布計算 | 41 |
| A.4 流路閉塞率に対する流速の計算 | 46 |
| A.5 完全流路閉塞時の燃料芯材温度の計算 | 49 |

Contents

| | |
|---|----|
| 1. Introduction | 1 |
| 2. Design of Thermohydraulic | 2 |
| 3. Calculation Code | 3 |
| 4. Hot-spot Factor | 5 |
| 5. Thermohydrodynamic Analysis on the Steady State Condition | 6 |
| 5.1 Modeling of the Steady State Condition | 6 |
| 5.2 Result | 7 |
| 6. Thermohydrodynamic Analysis at the Flow Blockage | 7 |
| 6.1 Modeling of the Flow Blockage | 7 |
| 6.2 Result | 8 |
| 7. Concluding Remarks | 8 |
| Acknowledgements | 9 |
| References | 9 |
| Appendix | 35 |
| A.1 Detail of Hot spot Factor | 35 |
| A.2 Calculation of Average Heat Flux | 40 |
| A.3 Calculation of Pressure Distribution on the Steady State Condition | 41 |
| A.4 Calculation of Velocity at the Flow Blockage | 46 |
| A.5 Calculation of Fuel Meat Temperature at the Flow Blockage | 49 |

1. 序 論

JMTR (Japan Materials Testing Reactor)では、現行の中濃縮燃料 (MEU燃料, ^{235}U 濃縮度約45wt%, $\text{UAl}_x\text{-Al}$)から低濃縮燃料 (LEU燃料, ^{235}U 濃縮度約20wt%, $\text{U}_3\text{Si}_2\text{-Al}$)へ移行するための安全評価を実施した。この安全評価の一貫として、研究用原子炉の熱水力解析を行うために開発されたCOOLODコード^{1,2)}を用いて、低濃縮化に伴って運転される炉心の定常熱水力計算を行い、定格出力運転時における炉心の熱的な安全余裕の評価を行った。

燃料の低濃縮化に伴って、移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の3種類の炉心による運転が予定されている。移行炉心は、LEU炉心への移行に先立ち、MEU炉心 (現行炉心) のうち2体をLEU燃料要素に交換配置した炉心であり、LEU燃料の健全性を確認するための炉心である。LEU炉心は、LEU燃料のみで構成した炉心であり、混合炉心は、未使用のMEU燃料要素をLEU炉心に混合して使用するもので、LEU炉心のうち1体または2体をMEU燃料要素に交換配置 (低濃縮化に伴い残部のMEU燃料を使い切るため) した炉心である。COOLODコードによる計算は、これらの各炉心に対して、核設計から得られた核的熱水路係数、熱出力、伝熱面積、冷却水流量、圧力、工学的熱水路係数等を考慮して行った。

JMTRは定格熱出力50MWの軽水減速・冷却タンク型原子炉³⁾である。冷却システムの概要を図1に示す。一次冷却水流量は、主循環ポンプ3台により $6000\text{m}^3/\text{h}$ を確保し、二次冷却水流量は、二次系循環ポンプ3台により $3900\text{m}^3/\text{h}$ を確保している。炉心部は、直径1560mm、実効高さ750mmの円筒状で原子炉圧力容器 (胴部直径3m、高さ9.5m) に納められ、通常運転時には約 $14\text{Kg}/\text{cm}^2\text{G}$ の圧力に加圧される。炉心配置を図2に示す。炉心は、標準燃料要素22本、制御棒5本 (燃料フォローが取り付けられている) の他、ベリリウム反射体、アルミニウム反射体、ループ、キャプセル等の照射装置等から成っている。主要な熱的仕様を表1に示す。また、標準燃料要素、燃料フォロー及びウォーターギャップを図3~5に示す。運転方法を図6に示す。制御棒には微調整棒 (SR-1及びSR-2) と粗調整棒 (SH-1~SH-3) があり、原子炉の運転は、最初に微調整棒SR-1及びSR-2を600mm引き抜き、次に粗調整棒SH-1とSH-3を同量分だけ引き抜き臨界をとる。原子炉の出力上昇は、SR-1及びSR-2の一方を自動に設定し出力上昇を行う。自動制御棒の補償は粗調整棒によって行う。粗調整棒SH-1とSH-3は、燃焼が進につれ上限になると次にSH-2が引き抜かれる。移行炉心は、従来のMEU炉心と同様に前半サイクル11日、後半サイクル11日の運転となるが、LEU炉心及び混合炉心は、燃料要素に可燃性吸収体 (アルミニウム合金被覆カドミウムワイヤ) を取り付けることによって運動初期の過剰反応度を抑制し、運転日数を25日にしている。各炉心の配置図を図7~図9に示す。

2. 熱設計方針

炉心の熱設計は、それに関する原子炉冷却系統施設及び計測制御系統の機能とあいまって、通常運転時及び異常な過渡変化時において、燃料の健全性を損なうことのない設計であることが要求される。このため以下の事項を満足するように熱設計を行うことをその基本方針としている^{4,5)}。

- ① 通常運転時において、炉心内の冷却水の沸騰を抑えるために燃料板表面最高温度を 200°C 以下とする。
- ② 運転時の異常な過渡変化時において、最小限界熱流束比（以下「最小 DNB R」という）は 1.5 以上とする。
- ③ 運転時の異常な過渡変化時において、燃料芯材最高温度は 400°C を越えないこととする。

炉心内の冷却水の沸騰を抑えるための制限値としては、冷却水が核沸騰を開始する時の燃料板表面温度（ONB 温度）を採用した。ONB 温度は、以下に示す Bergles-Rohsenow の関係式及び Dittus-Boelter の式によって求められる⁶⁾。Bergles-Rohsenow の関係式は、ONB 温度が評価点における静圧、熱流束及び飽和温度により定まるとして導きだした実験式であり、以下のとおりである。

$$T_s = T_{SAT} + \frac{5}{9} \left[\frac{q_o}{911 P^{1.156}} \right] \left(\frac{P^{0.0234}}{2.16} \right) \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

- T_s : 核沸騰を起こすときの燃料板表面温度 (°C)
- T_{SAT} : 飽和温度 (°C)
- q_o : 核沸騰を起こすときの局所熱流束 (kcal/m²/h)
- P : 局所冷却水圧力 (kg/cm² abs)

上式において q_o は、下記の Dittus-Boelter の式で求められる。

$$\frac{h \cdot D_e}{K} = 0.023 R_e^{0.8} \cdot P_r^{0.4} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、

- h : 熱伝達率 [= $q / (T_w - T_{SAT})$] (kcal/m²/h/°C)
- q : 局所熱流束 (kcal/m²/h)
- T_w : 燃料板表面温度 (°C)
- D_e : 等価水力直径 (m)
- K : 熱伝導率 (kcal/m/h/°C)
- R_e : レイノルズ数 (-)
- P_r : プラントル数 (-)

JMTRの場合、定格出力運転時の熱出力と圧力を使用して計算するとONB温度は200°Cとなり、この温度を一次冷却水の沸騰を抑えるための制限値として採用した。最小DNBRの評価には流路形状、冷却水の流速及び圧力を考慮して選定したDNB相関式(JRR-2及びJRR-3で使用した式に圧力の効果を考慮したもの⁷⁾で詳細は次章で述べる)を使用しており、この制限値としては、DNB評価式を決定するために実施した実験結果の誤差を考慮して1.5とした⁶⁾。燃料芯材最高温度は、ブリスト発生温度(実験では約515°C⁸⁾)に余裕を見込んだ温度(400°C)を制限値とした。

3. 計算コード

計算に使用したCOOLODコード¹⁾は、大気圧近傍で板状燃料を使用する試験研究用原子炉のために開発された定常熱水力計算コードで、主な特徴はホットチャンネルファクターを考慮して、燃料及び冷却水温度、ONB温度、DNB熱流束等の計算ができることである。

JMTRの定常熱水力計算を行うために以下の項目について検討した。

(1) DNB熱流速計算式

DNB熱流速計算式は、JRR-2及びJRR-3の安全評価で使用した式⁶⁾を用いたが、下向流の高流量域に適応する式は一部補正した⁷⁾。以下に計算したDNB熱流束計算式を示す。

$$q^*_{DNB} = 0.005 |G^*|^{0.611} \cdot f_{SUB} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$q^*_{DNB} = (A/A_H) \cdot (\Delta h_i/h_{fg}) \cdot |G^*| \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$q^*_{DNB} = 0.7 (A/A_H) \cdot \frac{\{w(\gamma_L/\sigma)^{1/2}\}^{1/2}}{\{1+(\gamma_g/\gamma_L)^{1/4}\}^2} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$q^*_{DNB} : \text{無次元DNB熱流速} \left[= \frac{q_{DNB}}{h_{fg} \{(\sigma/\gamma_L)^{1/2} \gamma_g \gamma_L g\}^{1/2}} \right]$$

$$G^* : \text{無次元質量流量} \left[= \frac{G}{\{(\sigma/\gamma_L)^{1/2} \gamma_g \gamma_L g\}^{1/2}} \right]$$

ここでサブクール度補正因子(f_{SUB})は、下向流の場合に以下の式となり、

$$f_{SUB} = 3.75 \frac{C_P \Delta T_{SUB.OUT}}{h_{fg}} + 1$$

上昇流の場合は以下の式となる。

$$f_{SUB} = 1$$

JMTRの場合、定格出力運転時の熱出力と圧力を使用して計算するとONB温度は200°Cとなり、この温度を一次冷却水の沸騰を抑えるための制限値として採用した。最小DNBRの評価には流路形状、冷却水の流速及び圧力を考慮して選定したDNB相関式（JRR-2及びJRR-3で使用した式に圧力の効果を考慮したもの⁷⁾で詳細は次章で述べる）を使用しており、この制限値としては、DNB評価式を決定するために実施した実験結果の誤差を考慮して1.5とした⁶⁾。燃料芯材最高温度は、ブリスト発生温度（実験では約515°C⁸⁾）に余裕を見込んだ温度（400°C）を制限値とした。

3. 計算コード

計算に使用したCOOLODコード¹⁾は、大気圧近傍で板状燃料を使用する試験研究用原子炉のために開発された定常熱水力計算コードで、主な特徴はホットチャンネルファクターを考慮して、燃料及び冷却水温度、ONB温度、DNB熱流束等の計算ができることである。

JMTRの定常熱水力計算を行うために以下の項目について検討した。

(1) DNB熱流速計算式

DNB熱流速計算式は、JRR-2及びJRR-3の安全評価で使用した式⁶⁾を用いたが、下向流の高流量域に適應する式は一部補正した⁷⁾。以下に計算したDNB熱流束計算式を示す。

$$q^*_{DNB} = 0.005 |G^*|^{0.611} \cdot f_{SUB} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$q^*_{DNB} = (A/A_H) \cdot (\Delta h_i/h_{fg}) \cdot |G^*| \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$q^*_{DNB} = 0.7 (A/A_H) \cdot \frac{\{w(\gamma_L/\sigma)^{1/2}\}^{1/2}}{\{1+(\gamma_g/\gamma_L)^{1/4}\}^2} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$q^*_{DNB} : \text{無次元DNB熱流速} \quad \left[= \frac{q_{DNB}}{h_{fg} \{(\sigma/\gamma_L)^{1/2} \gamma_g \gamma_L g\}^{1/2}} \right]$$

$$G^* : \text{無次元質量流量} \quad \left[= \frac{G}{\{(\sigma/\gamma_L)^{1/2} \gamma_g \gamma_L g\}^{1/2}} \right]$$

ここでサブクール度補正因子 (f_{SUB})は、下向流の場合に以下の式となり、

$$f_{SUB} = 3.75 \frac{C_P \Delta T_{SUB.OUT}}{h_{fg}} + 1$$

上昇流の場合は以下の式となる。

$$f_{SUB} = 1$$

ここで、

| | | |
|----------------------|----------------|--------------------------|
| q_{DNB} | : DNB熱流束 | (kcal/m ² /s) |
| G | : 質量流量 | (kg/s) |
| h_{fg} | : 蒸発潜熱 | (kcal/kg) |
| σ | : 表面張力 | (kg/m) |
| γ_L | : 飽和水の比重量 | (kg/m ³) |
| γ_g | : 飽和蒸気の比重量 | (kg/m ³) |
| g | : 重力加速度 | (m/s ²) |
| A | : 流路面積 | (m ²) |
| A_H | : 加熱面積 | (m ²) |
| Δh_i | : 入口サブクールエンタルピ | (kcal/kg) |
| w | : 流路の幅 | (m) |
| c_p | : 冷却水の比熱 | (kcal/kg/°C) |
| $\Delta T_{SUB.OUT}$ | : 出口サブクール度 | (°C) |

下向流のDNB熱流束は、(3)式と(4)式の値を比較して、より小さい値を採用するが、この値が(5)式の値を下回るときは(5)式の値を採用する。上昇流のDNB熱流束は、(3)式と(5)式の値を比較して、より大きい値を採用する。

(2) 軽水の物性値のデータ修正

オリジナルのCOOLODコードは、大気圧近傍の試験研究用原子炉の定常熱水力解析を行うために開発されているため、計算に使用する冷却水の物性値は大気圧の値を使用していた。このため、軽水の物性値をJMT Rの炉心部の圧力(13 Kg/cm² abs, 表2参照)⁹⁾に修正した。

(3) LEU燃料芯材の熱伝導率の追加

表3にMEU燃料及びLEU燃料の概要を示す。MEU燃料とLEU燃料の違いは、燃料芯材の変更の他、国際規格に合わせるために燃料芯材厚みを0.01mm増加させたこと、連続運転日数を延長するためウラン含有量を増やしたこと、運転初期の過剰反応度を抑制するため可燃性吸収体を挿入したことである。可燃性吸収体による熱的影響は、後述する熱水路係数の核的因子で考慮した。また、LEU燃料芯材の熱伝導率としては、以下に示す値をプログラム中に追加した。

$$\lambda_{LEU} = 0.0764 \text{ cal/cm/s/}^\circ\text{C} = 27.5 \text{ kcal/m/h/}^\circ\text{C} \quad \dots\dots (6)$$

LEU燃料芯材の熱伝導率は温度の上昇と共に増加する⁸⁾が、計算に使用した熱伝導率は、安全余裕をみて60°Cに対する値を使用し、温度に対して一定の値とした。この値は齋藤¹⁰⁾らが行った測定値と比較しても十分安全余裕がある。この値はMEU燃料の約1/3の値である。

(4) LEU燃料被覆材の熱伝導率の追加

LEU燃料の燃料被覆材はJIS A 6061 またはAG3NEが使用されるが、計算では安全側に評価できるように熱伝導率が小さいAG3NEの値を使用した(表4参照)。

4. 熱水路係数

炉内の温度、圧力、流量等の炉工学的分布を正確に評価することは、原子炉を安全に運転する上で重要である。一般にこの分布の中から最も苛酷な状態を発見し、その状態においても原子炉が安全に運転できるかどうかを評価する必要がある。燃料の健全性を評価するためには、燃料温度が大きな影響を与えるので、燃料の温度を上昇させる因子（熱水路係数）の考えを導入して安全評価を行った。熱水路係数は、核的因子と工学的因子に分けられ、工学的因子は更に冷却水バルク温度上昇因子と燃料板表面フィルム温度上昇因子に分けられる。計算に使用する熱水路係数を表5に示す。

(1) 核的因子

核的因子は、炉心内の局所的な最大出力密度の炉心平均出力密度に対する比として定義される。炉心の出力は、核計算により移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の運転時の制御棒引き抜きパターンに従い各運転サイクルを模擬した3次元炉心燃焼計算で求め、その出力密度比の最大値を核的因子(F_N)としている¹¹⁾。核的因子は、以下に示す4つの因子の積として表すことができる（詳細については付録A.1を参照）。

- ① 水平方向出力分布因子 (F_H)
- ② 垂直方向出力分布因子 (F_Z)
- ③ 局部出力因子 (F_L)
- ④ 不確定因子 (F_E)

移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の核計算の結果から核的因子を求め、核的因子が最も大きくなる要素位置を調べると、移行炉心では運転後半 ($SH-2 = 400 \text{ mm}$) に炉心位置 $H-8$ (LEU燃料) において核的因子が3.11と最も大きくなる¹¹⁾。LEU炉心では、運転開始時 ($SH-1, 3 = 500 \text{ mm}$) に炉心位置 $F-8$ (LEU燃料) で核的因子が3.14と最も大きくなる¹¹⁾。混合炉心では、LEU炉心の核特性に影響を与えない位置にMEU燃料を装荷するため核的因子はLEU炉心とほぼ同じになる。以上のことから熱計算では、移行炉心の炉心位置 $H-8$ 、LEU炉心及び混合炉心の炉心位置 $F-8$ に注目した。移行炉心及びLEU炉心における核的因子の計算結果を図10～14に示す。

(2) 工学的因子

工学的因子は、冷却水バルク温度上昇因子 (F_b) 及び燃料板表面フィルム温度上昇因子 (F_f) からなる（詳細については付録A.1を参照）。現在使用している工学的因子は、JMTR設計仕様¹²⁾に基づいて設定されており、燃料の低濃縮化に当たっては燃料の流路形状及び計測機器の変更がないためこれに関する工学的因子の変更はない。燃料の低濃縮化に当たって変更した因子は以下の4点である（表6参照）。

- ① 冷却水正味発熱割合因子及び燃料板内正味熱割合因子
- ② 燃料板内U-235分布遍在因子
- ③ 燃料板長さ因子
- ④ 熱伝達相関式誤差因子

①は、解析結果を安全側に評価するため γ 線による発熱を考慮しないこととしたためである。

②は、現行のウラン分布検査方法に合わせたためである。従来は燃料板内U-235分布遍在因子を表す因子として燃料体肉厚分布因子を採用していたが、燃料体（芯材）の肉厚分布が必ずしもウラン分布を示さないことから、現行のウラン分布検査方法に合わせたU-235分布遍在因子を採用した。

③は、LEU燃料仕様に基づいて採用したためである。

④は、燃料板の温度評価で使用する熱伝達相関式をDittus-Boelterの式に変更したため（付録A.1を参照）である。

5. 定常熱水力計算

COOLODコードを用いて移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の定常熱水力計算を行った。計算では、炉心内でのホットチャンネル（最も温度が高くなる流路）をサーベイしてから安全評価の解析を行った。ホットチャンネルは、核的熱水路係数が大きい炉心位置に現れるため、図10～12の核的熱水路係数が大きい標準燃料要素及び3箇所の燃料フォロワを選定した。3箇所の燃料フォロワを計算に考慮した理由は、前述の運転方式で各制御棒の引き抜き量が異なるためである。

5.1 定常モデル

ホットチャンネルのサーベイを行うために、1体の標準燃料要素及び3体の燃料フォロワのモデルから成る定常モデルを作成した。表7に計算に使用したLEU炉心のモデルを示す。燃料フォロワの計算に使用する各制御棒の引き抜き量は、表8に示す垂直方向出力分布因子で考慮した。

平均熱流束は、燃料伝熱部面積の平均寸法から 120 W/cm^2 を用いた（付録A.2参照）。燃料入口部の圧力は、原子炉出入口配管部での実測値を基にして、形状圧力損失から求めた（表9、図15）。圧力分布の計算では標準燃料要素の板間流速を $10\text{ m/s}^{12)}$ とし、局所抵抗係数は参考文献13)の値を使用した。また、管摩擦係数はKarman-Nikuradseの式及びBlasiusの式¹⁴⁾から求めた。圧力分布及び燃料フォロワの板間流速の計算を付録A.3に示す。

- ① 冷却水正味発熱割合因子及び燃料板内正味熱割合因子
- ② 燃料板内U-235分布遍在因子
- ③ 燃料板長さ因子
- ④ 熱伝達相関式誤差因子

①は、解析結果を安全側に評価するため γ 線による発熱を考慮しないこととしたためである。

②は、現行のウラン分布検査方法に合わせたためである。従来は燃料板内U-235分布遍在因子を表す因子として燃料体肉厚分布因子を採用していたが、燃料体（芯材）の肉厚分布が必ずしもウラン分布を示さないことから、現行のウラン分布検査方法に合わせたU-235分布遍在因子を採用した。

③は、LEU燃料仕様に基づいて採用したためである。

④は、燃料板の温度評価で使用する熱伝達相関式をDittus-Boelterの式に変更したため（付録A.1を参照）である。

5. 定常熱水力計算

COOLODコードを用いて移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の定常熱水力計算を行った。計算では、炉心内でのホットチャンネル（最も温度が高くなる流路）をサーベイしてから安全評価の解析を行った。ホットチャンネルは、核的熱水路係数が大きい炉心位置に現れるため、図10～12の核的熱水路係数が大きい標準燃料要素及び3箇所の燃料フォロワを選定した。3箇所の燃料フォロワを計算に考慮した理由は、前述の運転方式で各制御棒の引き抜き量が異なるためである。

5.1 定常モデル

ホットチャンネルのサーベイを行うために、1体の標準燃料要素及び3体の燃料フォロワのモデルから成る定常モデルを作成した。表7に計算に使用したLEU炉心のモデルを示す。燃料フォロワの計算に使用する各制御棒の引き抜き量は、表8に示す垂直方向出力分布因子で考慮した。

平均熱流束は、燃料伝熱部面積の平均寸法から 120 W/cm^2 を用いた（付録A.2参照）。燃料入口部の圧力は、原子炉出入口配管部での実測値を基にして、形状圧力損失から求めた（表9、図15）。圧力分布の計算では標準燃料要素の板間流速を $10\text{ m/s}^{12)}$ とし、局所抵抗係数は参考文献13)の値を使用した。また、管摩擦係数はKarman-Nikuradseの式及びBlasiusの式¹⁴⁾から求めた。圧力分布及び燃料フォロワの板間流速の計算を付録A.3に示す。

5.2 計算結果

LEU炉心におけるホットチャンネルのサーベイ結果を表10及び図16に示す。標準燃料要素及び燃料フォロワにおいて最も温度が高くなるのは最も狭い流路である。標準燃料要素及び燃料フォロワを比較した場合、燃料温度が高く且つ最小DNBRが小さいのは炉心位置F-8に挿入された標準燃料要素である。従って標準燃料要素の最も狭い流路(表7のa流路)がホットチャンネルとなる。混合炉心の場合は、熱水路係数がLEU炉心と同等であるので、この場合もホットチャンネルは炉心位置F-8に挿入された標準燃料要素に現れる。移行炉心の場合は、燃料フォロワがMEU燃料であるため、燃料芯材温度と燃料板表面温度との差が小さい(LEU燃料の約半分になる。)ため、ホットチャンネルは炉心位置H-8のLEU標準燃料要素に現れる。以上のことから、各炉心における燃料フォロワは、標準燃料要素より熱的余裕があることが明かとなった。

表11及び図17, 18に50MWの定格出力運転時の定常熱水力計算結果を示す。各炉心において、燃料板表面最高温度はONB温度200°C以下であり核沸騰は生じない。また、最小DNBRが1.5以上及び燃料芯材最高温度が400°C以下であることから、燃料の健全性は確保されている。以上のことから熱設計の基本方針を満足していることが明かとなった。

JMTRでは過出力の安全動作としてアラーム(55MW)、セットバック(60MW)、制御棒挿入(62.5MW)及びスクラム(65MW)があるが、アラームを無視し、セットバック及び制御棒挿入が働かないとしてスクラム設定値での定常熱水力計算を行った。この結果を表12に示す。燃料板表面最高温度はONB温度を超えていることから核沸騰を起こしているが、冷却水は飽和温度以下であり飽和沸騰には至らない。また、最小DNBRが1.5以上及び燃料芯材最高温度が400°C以下であることから、過出力運転時においても燃料の健全性は確保されている。

6. 流路閉塞時の熱水力計算

6.1 流路閉塞モデル

炉心内の異物は、運転前の点検及び一次系配管のストレーナによってほとんど取り除くことができるが、過去の米国研究炉の事故例等から安全評価用事象として燃料の流路閉塞を想定する必要がある。本来なら、流路閉塞事故は過渡解析の分野であるが、ここでは解析結果を厳しくするために、流路閉塞の定常状態を想定してCOOLODコードによる定常熱水力計算を行った。流路閉塞事故は、標準燃料要素のホットチャンネル1流路^{4,5)}が閉塞した場合を想定した。流路閉塞モデルは、燃料の安全余裕度を調べるための閉塞率をパラメータにしたモデルと事故評価を行うための完全流路閉塞モデルを作成した。

閉塞率をパラメータにしたモデルを図19(a)に示す。流路を流れる冷却水は、炉心入口部の異物によって阻止され、冷却水の流速が低下する。この状態での冷却水の流速を手計算で求め²⁾

5.2 計算結果

LEU炉心におけるホットチャンネルのサーベイ結果を表10及び図16に示す。標準燃料要素及び燃料フォローにおいて最も温度が高くなるのは最も狭い流路である。標準燃料要素及び燃料フォローを比較した場合、燃料温度が高く且つ最小DNBRが小さいのは炉心位置F-8に挿入された標準燃料要素である。従って標準燃料要素の最も狭い流路(表7のa流路)がホットチャンネルとなる。混合炉心の場合は、熱水路係数がLEU炉心と同等であるので、この場合もホットチャンネルは炉心位置F-8に挿入された標準燃料要素に現れる。移行炉心の場合は、燃料フォローがMEU燃料であるため、燃料芯材温度と燃料板表面温度との差が小さい(LEU燃料の約半分になる。)ため、ホットチャンネルは炉心位置H-8のLEU標準燃料要素に現れる。以上のことから、各炉心における燃料フォローは、標準燃料要素より熱的余裕があることが明かとなった。

表11及び図17, 18に50MWの定格出力運転時の定常熱水力計算結果を示す。各炉心において、燃料板表面最高温度はONB温度200°C以下であり核沸騰は生じない。また、最小DNBRが1.5以上及び燃料芯材最高温度が400°C以下であることから、燃料の健全性は確保されている。以上のことから熱設計の基本方針を満足していることが明かとなった。

JMTRでは過出力の安全動作としてアラーム(55MW)、セットバック(60MW)、制御棒挿入(62.5MW)及びスクラム(65MW)があるが、アラームを無視し、セットバック及び制御棒挿入が働かないとしてスクラム設定値での定常熱水力計算を行った。この結果を表12に示す。燃料板表面最高温度はONB温度を超えていることから核沸騰を起こしているが、冷却水は飽和温度以下であり飽和沸騰には至らない。また、最小DNBRが1.5以上及び燃料芯材最高温度が400°C以下であることから、過出力運転時においても燃料の健全性は確保されている。

6. 流路閉塞時の熱水力計算

6.1 流路閉塞モデル

炉心内の異物は、運転前の点検及び一次系配管のストレーナによってほとんど取り除くことができるが、過去の米国研究炉の事故例等から安全評価用事象として燃料の流路閉塞を想定する必要がある。本来なら、流路閉塞事故は過渡解析の分野であるが、ここでは解析結果を厳しくするために、流路閉塞の定常状態を想定してCOOLODコードによる定常熱水力計算を行った。流路閉塞事故は、標準燃料要素のホットチャンネル1流路^{4,5)}が閉塞した場合を想定した。流路閉塞モデルは、燃料の安全余裕度を調べるための閉塞率をパラメータにしたモデルと事故評価を行うための完全流路閉塞モデルを作成した。

閉塞率をパラメータにしたモデルを図19(a)に示す。流路を流れる冷却水は、炉心入口部の異物によって阻止され、冷却水の流速が低下する。この状態での冷却水の流速を手計算で求め²⁾

(付録A.4)．COOLODの非対称流路モデルにその流速を入力して燃料温度等を求めた。完全流路閉塞モデルを図19(b)に示す。この場合、厳しい結果を得るために、計算にあたっては、閉塞流路側に熱の伝導はない(断熱)とし、正常流路側に2倍の熱流束を仮定した。

6.2 計算結果

LEU炉心において、閉塞率をパラメータにした計算結果を表13及び図20に示す。COOLODの非対称流路モデルは、定常熱水力計算の燃料芯材温度及び燃料表面温度が各々 8°C 高くなっており、厳しい解析結果が得られている。閉塞率が大きくなると、冷却水の流速が低下して燃料板表面最高温度が上昇し、最小DNBRは小さくなるが、閉塞率が80%に達しても最小DNBRは1.5を十分上回り、燃料板の健全性は保持される。

完全流路閉塞時の計算結果を表14及び図21に示す。この時の最小DNBRは1.5を下回るので燃料の健全性が損なわれる可能性がある。しかし、燃料芯材最高温度(閉塞流路側の燃料芯材温度は芯材の中で最も高くなる。閉塞流路側の燃料芯材温度の計算方法を付録A.5に示す。)は 400°C よりも低いことから、ブリスト発生または被覆材の溶融等による破損伝播の可能性はないと考えられる。

7. 結 言

COOLODコードを用いてJMTRにおける移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の定常熱水力計算を行い、以下のことが明かとなった。

- ① 各炉心において、ホットチャンネルは標準燃料要素(LEU燃料)に現れる。
- ② 定格出力運転時において、燃料板表面最高温度は 186°C であり、ONB温度 200°C を超えないことから、炉心内の如何なる場所において沸騰は生じない。また、最小DNBRは2.6で1.5以上であり、燃料芯材最高温度は 209°C で 400°C 以下であることから、燃料の健全性は確保される。よって、炉心の熱設計の基本方針は満足している。
- ③ 流路閉塞時において、閉塞率が80%に達しても燃料の健全性は保持される。
- ④ 完全流路閉塞時において、最小DNBRは1.5を下回るが、燃料芯材最高温度が 400°C を超えないことから、破損伝播する可能性はない。

以上の結果から、JMTRで使用する燃料は、各炉心における熱水力設計値にたいして十分な余裕があり、熱設計条件を満足する結果が得られた。

(付録A.4)、COOLODの非対称流路モデルにその流速を入力して燃料温度等を求めた。完全流路閉塞モデルを図19(b)に示す。この場合、厳しい結果を得るために、計算にあたっては、閉塞流路側に熱の伝導はない(断熱)とし、正常流路側に2倍の熱流束を仮定した。

6.2 計算結果

LEU炉心において、閉塞率をパラメータにした計算結果を表13及び図20に示す。COOLODの非対称流路モデルは、定常熱水力計算の燃料芯材温度及び燃料表面温度が各々8°C高くなっており、厳しい解析結果が得られている。閉塞率が大きくなると、冷却水の流速が低下して燃料板表面最高温度が上昇し、最小DNBRは小さくなるが、閉塞率が80%に達しても最小DNBRは1.5を十分上回り、燃料板の健全性は保持される。

完全流路閉塞時の計算結果を表14及び図21に示す。この時の最小DNBRは1.5を下回ることで燃料の健全性が損なわれる可能性がある。しかし、燃料芯材最高温度(閉塞流路側の燃料芯材温度は芯材の中で最も高くなる。閉塞流路側の燃料芯材温度の計算方法を付録A.5に示す。)は400°Cよりも低いことから、ブリスト発生または被覆材の溶融等による破損伝播の可能性はないと考えられる。

7. 結 言

COOLODコードを用いてJMTRにおける移行炉心、LEU炉心及び混合炉心の定常熱水力計算を行い、以下のことが明かとなった。

- ① 各炉心において、ホットチャンネルは標準燃料要素(LEU燃料)に現れる。
- ② 定格出力運転時において、燃料板表面最高温度は186°Cであり、ONB温度200°Cを超えないことから、炉心内の如何なる場所において沸騰は生じない。また、最小DNBRは2.6で1.5以上であり、燃料芯材最高温度は209°Cで400°C以下であることから、燃料の健全性は確保される。よって、炉心の熱設計の基本方針は満足している。
- ③ 流路閉塞時において、閉塞率が80%に達しても燃料の健全性は保持される。
- ④ 完全流路閉塞時において、最小DNBRは1.5を下回るが、燃料芯材最高温度が400°Cを超えないことから、破損伝播する可能性はない。

以上の結果から、JMTRで使用する燃料は、各炉心における熱水力設計値にたいして十分な余裕があり、熱設計条件を満足する結果が得られた。

謝 辞

本計算を行うにあたり、安藤弘栄材料試験炉部照射第1課長、研究炉部JRR-4管理課の渡辺終吉氏及び同部研究炉技術開発室の神永雅紀氏に多大なる助言を頂いた。上記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 渡辺終吉, JAERI-M 84-162, 1984
- 2) 篠津和夫 他, JAERI-M 84-238, 1985
- 3) JMTR照射ハンドブック, 1987
- 4) 原子力安全委員会, 水冷却型試験研究用原子炉施設に関する安全設計審査指針, 1991
- 5) 原子力安全委員会, 水冷却型試験研究用原子炉施設の安全評価に関する審査指針, 1991
- 6) 数土幸夫 他, JAERI-M 84-079, 1984
- 7) Komori, et al. : "Experimental Study on DNB Heat Flux Correlations for JMTR Safty Analysis", RERTR Meeting, (1990)
- 8) "Safty Evaluation Report related to the Evaluation Low - Enriched Uranium Silicide - Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non - Power Reactors", NUREG-1313, (July, 1988)
- 9) S I 蒸気表, 日本機械学会, 1980
- 10) 斎藤順市 他, JAERI-M 91-065, 1991
- 11) 永岡芳春 他, JAERI-M 92-042, 1992
- 12) JMTR最終計算書, 1978
- 13) I. E. Idel'chik, Hand - book of Hydraulic Resistance, AEC-tr - 6630
- 14) 日本機械学会編, 機械工学便覧, 8 - 16 (1977)
- 15) 甲藤好郎 他, 伝熱学概論, 養賢堂

謝 辞

本計算を行うにあたり、安藤弘栄材料試験炉部照射第1課長、研究炉部JRR-4管理課の渡辺終吉氏及び同部研究炉技術開発室の神永雅紀氏に多大なる助言を頂いた。上記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 渡辺終吉, JAERI-M 84-162, 1984
- 2) 篠津和夫 他, JAERI-M 84-238, 1985
- 3) JMTR照射ハンドブック, 1987
- 4) 原子力安全委員会, 水冷却型試験研究用原子炉施設に関する安全設計審査指針, 1991
- 5) 原子力安全委員会, 水冷却型試験研究用原子炉施設の安全評価に関する審査指針, 1991
- 6) 数上幸夫 他, JAERI-M 84-079, 1984
- 7) Komori, et al. : "Experimental Study on DNB Heat Flux Correlations for JMTR Safty Analysis", RERTR Meeting, (1990)
- 8) "Safty Evaluation Report related to the Evaluation Low - Enriched Uranium Silicide - Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non - Power Reactors", NUREG-1313, (July, 1988)
- 9) S I 蒸気表, 日本機械学会, 1980
- 10) 斎藤順市 他, JAERI-M 91-065, 1991
- 11) 永岡芳春 他, JAERI-M 92-042, 1992
- 12) JMTR最終計算書, 1978
- 13) I. E. Idel'chik, Hand - book of Hydraulic Resistance, AEC-tr-6630
- 14) 日本機械学会編, 機械工学便覧, 8-16 (1977)
- 15) 甲藤好郎 他, 伝熱学概論, 養賢堂

表1 主要な熱的仕様

| 熱出力 | 50 MW |
|-----------|---------------------------|
| 平均出力密度 | 約 492 kW/l |
| 一次冷却水流量 | 約 6000 m ³ /h |
| 原子炉入口温度 | 約 49 °C |
| 原子炉出口温度 | 約 56 °C |
| 原子炉入口圧力 | 約 14 kg/cm ² G |
| 原子炉出入口圧力差 | 約 3.3 kg/cm ² |
| 原子炉全伝熱面積 | 約 41 m ² |
| 平均熱流速 | 約 120 W/cm ² |

表2 軽水の物性値 (圧力13kg/cm² abs)

| 温度 T °C | 比重量 γ kg/m ³ | 比熱 C _p cal/g/°C | 動粘性係数 ν cm ² /s × 10 ⁻² | 熱伝導率 λ kcal/m/h/°C | 温度伝導率 α m ² /h × 10 ⁻⁴ | 粘性係数 μ g/cm/s × 10 ⁻² |
|---------------|--------------------------------------|----------------------------------|--|----------------------------------|--|---|
| 0 | 1000.4 | 1.006 | 1.79 | 0.488 | 4.81 | 1.79 |
| 10 | 1000.4 | 1.002 | 1.43 | 0.500 | 4.98 | 1.43 |
| 20 | 998.9 | 0.998 | 1.07 | 0.515 | 5.17 | 1.07 |
| 30 | 996.3 | 0.998 | 0.825 | 0.529 | 5.32 | 0.822 |
| 40 | 992.8 | 0.997 | 0.689 | 0.540 | 5.45 | 0.685 |
| 50 | 988.6 | 0.998 | 0.554 | 0.551 | 5.59 | 0.547 |
| 60 | 983.7 | 0.999 | 0.487 | 0.560 | 5.69 | 0.480 |
| 70 | 978.2 | 1.000 | 0.421 | 0.567 | 5.79 | 0.412 |
| 80 | 972.2 | 1.002 | 0.370 | 0.573 | 5.89 | 0.360 |
| 90 | 965.7 | 1.004 | 0.332 | 0.578 | 5.96 | 0.321 |
| 100 | 958.7 | 1.006 | 0.295 | 0.583 | 6.04 | 0.283 |
| 120 | 943.4 | 1.013 | 0.256 | 0.585 | 6.12 | 0.242 |
| 140 | 926.4 | 1.023 | 0.218 | 0.587 | 6.20 | 0.202 |
| 160 | 907.7 | 1.036 | 0.179 | 0.589 | 6.27 | 0.162 |
| 180 | 887.1 | 1.049 | 0.141 | 0.591 | 6.36 | 0.122 |

表3 燃料の主要仕様

| 区 分 項 目 | | M E U 燃 料 | | L E U 燃 料 | |
|----------------------------|-----------------------------------|---|----------------|--|----------------|
| | | 標準燃料要素 | 燃料フォロー | 標準燃料要素 | 燃料フォロー |
| 型 式 燃 料 板 枚 数 | | 改良ETR型 19枚 | ETR型 16枚 | 改良ETR型 19枚 | ETR型 16枚 |
| 燃 料 芯 材 厚 さ (mm) | | 約 0.50 | 約 0.50 | 約 0.51 | 約 0.51 |
| 燃 料 芯 材 幅 (mm) | | 約 62 | 約 50 | 約 62 | 約 50 |
| 燃 料 芯 材 長 さ (mm) | | 約 760 | 約 750 | 約 760 | 約 750 |
| 被 覆 材 厚 さ (mm) | | 約 0.385 | 約 0.385 | 約 0.380 | 約 0.380 |
| 燃 料 板 厚 さ (mm) | | 約 1.27 | 約 1.27 | 約 1.27 | 約 1.27 |
| 燃 料 板 幅 (mm) | | 約 71 | 約 60 | 約 71 | 約 60 |
| 燃 料 板 長 さ (mm) | | 約 780 | 約 770 | 約 780 | 約 770 |
| 燃 料 要 素 寸 法 (mm) | | 約76×76 | 約64×64 | 約76×76 | 約64×64 |
| ²³⁵ U 含 有 量 (g) | | × 1,200 約 310 | × 890 約 205 | × 1,200 約 410 | × 890 約 275 |
| 冷却水 | 流路厚さ (mm) | 約2.67 (12) | 約2.59 (15) | 約2.67 (12) | 約2.59 (15) |
| | () : 流路数 | 約2.92 (2) | — | 約2.92 (2) | — |
| 流 路 | 流路数合計 | 約3.02 (4) | — | 約3.02 (4) | — |
| | | 18 | 15 | 18 | 15 |
| 燃 料 芯 材 | 種 類 | ウランアルミニウム分散 型合金 | | ウランシリコンアルミニ ウム分散型合金 | |
| | 組 成 ウラン密度 (g/cm ³) | UAl _x - Al 約 1.6 | | U ₃ Si ₂ - Al 約 4.8 | |
| 被覆材 | 種 類 | アルミニウム合金 | | アルミニウム合金 | |
| | 材 料 規 格 | DIN AlMgX (X= 1~3)、 JIS A 6061 又は相当品 | | JIS A 6061、AG3NE *1 又は相当品 | |
| 可燃性 吸収体 | 種 類 | / | | カドミウム | カドミウム |
| | 線 径 (mm) | | | 約 0.3 | 約 0.3 |
| | 長 さ (mm) | / | | 約 760 | 約 750 |
| | 被覆材種類 | | | アルミニウム合金 | アルミニウム合金 |
| | 被覆材厚さ (mm) | / | | 約 0.25 | 約 0.25 |
| | 本 数 | | | 18本 | 16本 |
| 最高燃焼度 (要素平均) (%) | | 40 | | 50 | |

注: *1 ; AG3NE は仏国で開発されたアルミニウム合金である。

表4 AG3NEの熱物性値

仏国セルカ社データ

| 温度 ℃ | 熱容量 kcal/kg/℃ | 熱伝導率 kcal/m/h/℃ |
|---------|------------------|--------------------|
| -40 | 0.21 | 104 |
| 20 | 0.22 | 112 |
| 100 | 0.23 | 122 |
| 300 | 0.25 | 149 |

表5 熱水路係数

| 炉心名 | 移行炉心 | LEU炉心及び 混合炉心 |
|--------------|-------|-----------------|
| 炉心位置 | H-8 | F-8 |
| 燃料名 | LEU燃料 | LEU燃料 |
| 核的因子 | 3.11 | 3.14 |
| ・水平方向出力分布因子 | 1.22 | 1.17 |
| ・垂直方向出力分布因子 | 1.50 | 1.48 |
| ・局部出力因子 | 1.18 | 1.26 |
| ・不確定因子 | 1.44 | 1.44 |
| 冷却水バルク温度上昇因子 | 1.33 | |
| フィルム温度上昇因子 | 1.57 | |

表6 熱水路係数の設定根拠 (LEU炉心)

| 因子 | subF | 変更 | 統計 | 設定根拠 |
|--------------------------------|-------------|------|----|-----------------------------------|
| (1)核的因子 F | 3.14 (2.61) | | | ()内は現行申請書 (MEU炉心) の値 |
| ①水平方向出力分布因子 | 1.17 | 1.34 | 無 | 核計算：制御棒位置に対する最も過酷な水平方向分布 |
| ②垂直方向出力分布因子 | 1.48 | 1.47 | 無 | 核計算：制御棒位置に対する最も過酷な垂直方向分布 |
| ③局部出力因子 | 1.26 | 1.12 | 無 | 核計算：制御棒位置に対する最も過酷な分布 |
| ④不確定因子 | 1.44 | 1.18 | 無 | サイクル間変動 (運転統計) と計算誤差 (実験) の積 |
| (2)冷却水バルク温度上昇因子 F_c | 1.33 (1.25) | | | ()内は現行申請書 (MEU炉心) の値 |
| (a)発熱側因子 | | | | |
| ①出力レベル計測誤差因子 | 1.05 | 無 | 有 | 機器仕様：計測誤差±5% |
| ②燃料板内U-235含有量誤差因子 | 1.02 | 無 | 有 | 燃料仕様：含有量誤差±2% |
| ③冷却水正味発熱割合因子 | 1.00 | 0.95 | 無 | γ 線による発熱を考慮しない |
| (b)除熱側因子 | | | | |
| ①チャンネル流量偏在因子 | 1.16 | 無 | 無 | 実験結果：流動試験 |
| チャンネル内流量分布因子 | 1.08 | 無 | 無 | 実験結果：流動試験 |
| チャンネル間流量分布因子 | 1.07 | 無 | 無 | 実験結果：流動試験 |
| ②流路断面積誤差因子 | 1.13 | 無 | 有 | 燃料仕様：流路寸法 |
| ③流量計測誤差因子 | 1.02 | 無 | 有 | 機器仕様：計測誤差±5% |
| (3)フィルム温度上昇因子 F_f | 1.57 (1.61) | | | ()内は現行申請書 (MEU炉心) の値 |
| (a)発熱側因子 | | | | |
| ①熱流束レベル測定誤差因子 | 1.05 | 無 | 有 | 機器仕様：計測誤差±5% |
| ②燃料板内U-235含有量誤差因子 | 1.02 | 無 | 有 | 燃料仕様：含有量誤差±2% |
| ③燃料板内U-235分布偏在因子* ¹ | 1.20 | — | 有 | 燃料仕様：ドックボーン部考慮 |
| ④燃料体幅分布因子 | 1.04 | 無 | 有 | 燃料仕様：幅寸法 |
| ⑤燃料体長さ因子* ² | 1.01 | — | 有 | 燃料仕様：長さ寸法 |
| ⑥燃料板内正味発熱割合因子 | 1.00 | 0.90 | 無 | γ 線による発熱を考慮しない |
| (b)除熱側因子 | | | | |
| ①熱伝達相関式誤差因子 | 1.05 | 1.25 | 無 | 実験結果：熱伝達相関式を Dittus-Boelter の式に変更 |
| ②対熱伝達係数流速偏在因子 | 1.12 | 無 | 無 | 実験結果：流動試験 |
| ③対熱伝達係数流速計測誤差因子 | 1.02 | 無 | 有 | 機器仕様：計測誤差±5% |
| ④対熱伝達係数流路断面積誤差因子 | 1.01 | 無 | 有 | 燃料仕様：流路寸法 |
| ⑤その他の因子 | 1.10 | 無 | 無 | スウェリング等の諸因子を考慮 |

変更：現行申請書 (MEU炉心) からの変更の有無。有の場合は、現行申請書 (MEU炉心) の値を表記。

統計：統計処理の有無。

*1：変更した因子。現行申請書 (MEU炉心) では燃料体肉厚分布因子(1.40)を使用していた。

*2：追加した因子。

表7 定常計算モデル (LEU炉心)

| 対応要素番号 (制御棒名) | 標準燃料要素 | 燃料フォロー | | |
|------------------------|---|---|---------------|---------------|
| | | F-8 | G-8 (SH-1) | I-6 (SR-1) |
| 引き抜き長さ | 0 mm | 500 mm | 600 mm | 500 mm |
| 要素数 | 22 | 2 | 2 | 1 |
| 要素当りの 冷却水流路 [mm] | a: 2.67×66.6(12本) b: 2.92×66.6(2本) c: 3.02×66.6(4本) d: 2.95×66.6(2本)* ¹ | a: 2.59×54.0(15本) b: 4.48×54.0(2本)* ² | | |
| 垂直方向分割数 | 10 | | | |

*1 隣合う燃料要素または反射体との流路

*2 制御棒案内管との流路

表8 垂直方向出力分布因子

| 垂直方向 炉心位置 | | 移行炉心 | LEU炉心 | | | |
|--------------|----|------|-------|------|------|------|
| | | H-8 | F-8 | G-8 | I-6 | I-8 |
| 入口 | 1 | 0.25 | 0.25 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| | 2 | 0.41 | 0.39 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 冷却 水 ↓ | 3 | 0.60 | 0.57 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| | 4 | 0.80 | 0.80 | 0.00 | 0.76 | 0.00 |
| | 5 | 1.01 | 1.05 | 0.90 | 0.98 | 0.87 |
| | 6 | 1.24 | 1.37 | 1.11 | 1.15 | 1.10 |
| | 7* | 1.50 | 1.48 | 1.18 | 1.22 | 1.18 |
| | 8 | 1.48 | 1.44 | 1.14 | 1.17 | 1.15 |
| | 9 | 1.32 | 1.23 | 0.98 | 1.01 | 1.01 |
| 出口 | 10 | 1.05 | 0.94 | 0.74 | 0.78 | 0.79 |
| | 11 | 0.80 | 0.65 | 0.51 | 0.52 | 0.55 |

* ピーク位置

表9 定常圧力分布

| | | 圧 力 損 失 kg/cm ² | 距 離 m |
|-------------|--------|-------------------------------|----------|
| 炉 心 入 口 配 管 | | 0.04 | 4.595 |
| 原子炉压力容器上部 | | 0.67 | 4.865 |
| 炉 心 部 | 燃料板入口部 | 0.08 | 0.778 |
| | 燃 料 板 | 1.43 | |
| | 燃料板出口部 | 0.05 | |
| | アダプタ 部 | 0.24 | 0.295 |
| 原子炉压力容器下部 | | 0.67 | 2.886 |
| 炉 心 出 口 配 管 | | 0.12 | 3.526 |
| 合 計 | | 3.30 | 16.945 |

表10 ホットチャンネルのサーベイ結果 (LEU炉心)

| 項 目 | 標準燃料 | 燃 料 フ ォ ロ ア | | |
|----------------|------|-------------|-----|-----|
| | F-8 | G-8 | I-6 | I-8 |
| 飽 和 温 度 (°C) | 191 | 191 | 191 | 190 |
| O N B 温 度 (°C) | 200 | 201 | 200 | 200 |
| 燃料芯材最高温度 (°C) | 209 | 205 | 206 | 191 |
| 燃料板表面最高温度 (°C) | 186 | 182 | 184 | 170 |
| 冷却水出口最高温度 (°C) | 89 | 82 | 76 | 62 |
| 最 小 D N B R | 2.6 | 2.6 | 3.6 | 6.3 |

※ 計算値は標準燃料要素、燃料フォロアの a 流路である (表7参照)。

表11 定常熱水力計算結果 (50MW)

| 項 目 | 移行炉心 | LEU炉心 | 混合炉心 |
|----------------|------|-------|------|
| | H-8 | F-8 | F-8 |
| 飽 和 温 度 (°C) | 191 | 191 | 191 |
| O N B 温 度 (°C) | 200 | 200 | 200 |
| 燃料芯材最高温度 (°C) | 208 | 209 | 209 |
| 燃料板表面最高温度 (°C) | 186 | 186 | 186 |
| 冷却水出口最高温度 (°C) | 89 | 89 | 89 |
| 最 小 D N B R | 2.6 | 2.6 | 2.6 |

表12 過出力運転時の定常熱水力計算結果 (65MW)

| 項 目 | 移行炉心 | LEU炉心 | 混合炉心 |
|----------------|------|-------|------|
| | H-8 | F-8 | F-8 |
| 飽 和 温 度 (°C) | 191 | 191 | 191 |
| O N B 温 度 (°C) | 200 | 200 | 200 |
| 燃料芯材最高温度 (°C) | 241 | 242 | 242 |
| 燃料板表面最高温度 (°C) | 212 | 212 | 212 |
| 冷却水出口最高温度 (°C) | 101 | 101 | 101 |
| 最 小 D N B R | 2.0 | 2.0 | 2.0 |

表13 流路閉塞率をパラメータとした時の計算結果 (LEU炉心)

| 計算結果項目 | 閉塞流路側 | | | | | |
|----------------|-------|-----|-----|-----|-----|-----|
| | 0 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 |
| 閉塞率 (%) | 0 | 40 | 50 | 60 | 70 | 80 |
| 冷却水流速 (m/s) | 10.0 | 8.4 | 7.8 | 6.9 | 5.7 | 4.1 |
| 飽和温度 (°C) | 191 | 192 | 193 | 194 | 194 | 195 |
| O N B 温度 (°C) | 200 | 200 | 201 | 201 | 201 | 201 |
| 燃料芯材最高温度 (°C) | 216 | 224 | 228 | 231 | 235 | 239 |
| 燃料板表面最高温度 (°C) | 194 | 204 | 208 | 212 | 217 | 222 |
| 冷却水出口最高温度 (°C) | 91 | 97 | 99 | 104 | 111 | 129 |
| 最小 D N B R | 2.6 | 2.5 | 2.5 | 2.4 | 2.3 | 2.1 |

表14 完全流路閉塞時の計算結果

| 項目 | 移行炉心 | LEU炉心 | 混合炉心 |
|----------------|------|-------|------|
| | H-8 | F-8 | F-8 |
| 飽和温度 (°C) | 191 | 191 | 191 |
| O N B 温度 (°C) | 200 | 200 | 200 |
| 燃料芯材最高温度 (°C) | 296 | 297 | 297 |
| 燃料板表面最高温度 (°C) | 228 | 228 | 228 |
| 冷却水出口最高温度 (°C) | 108 | 109 | 109 |
| 最小 D N B R | 1.3 | 1.3 | 1.3 |

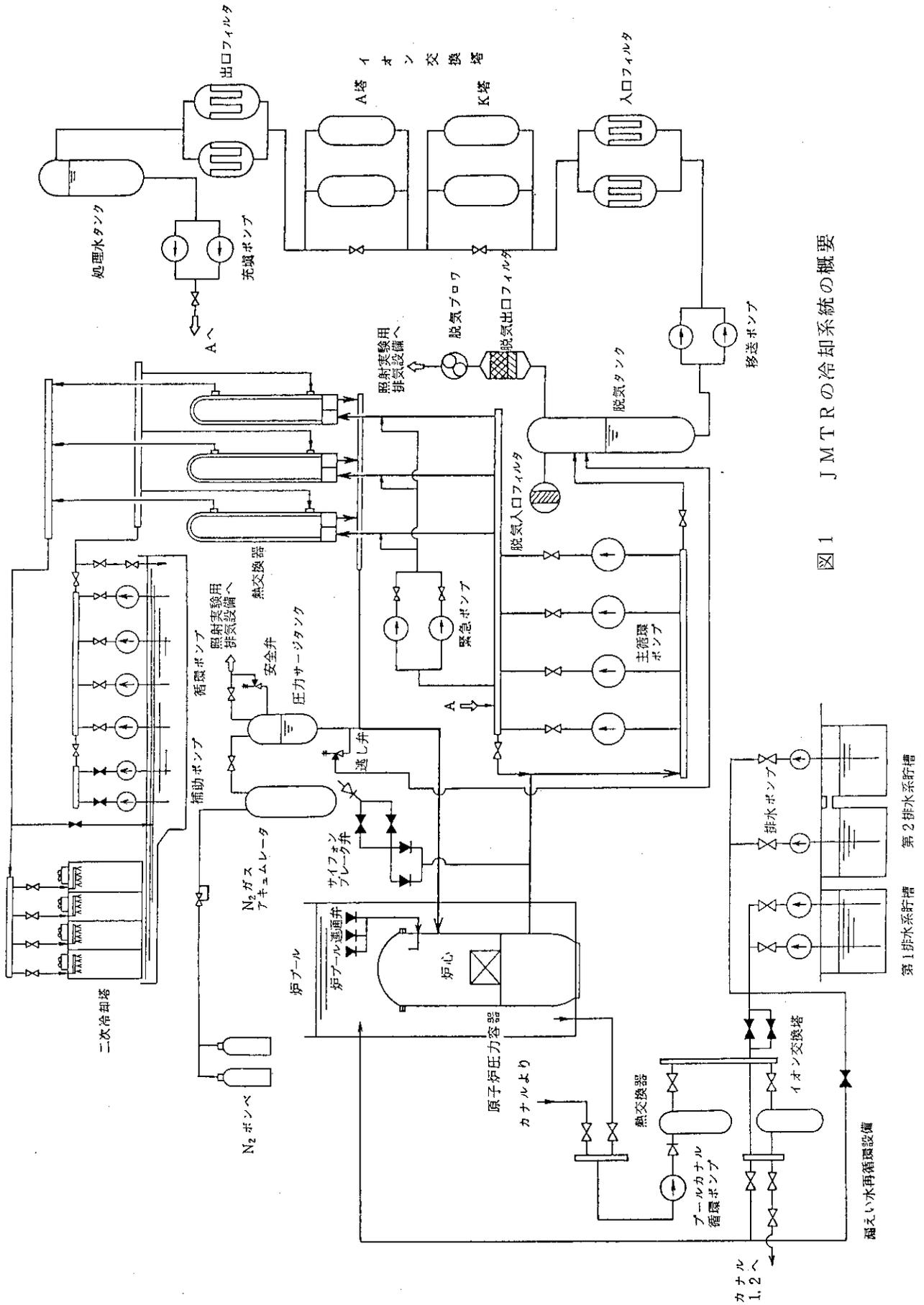


図1 JMTRの冷却システムの概要

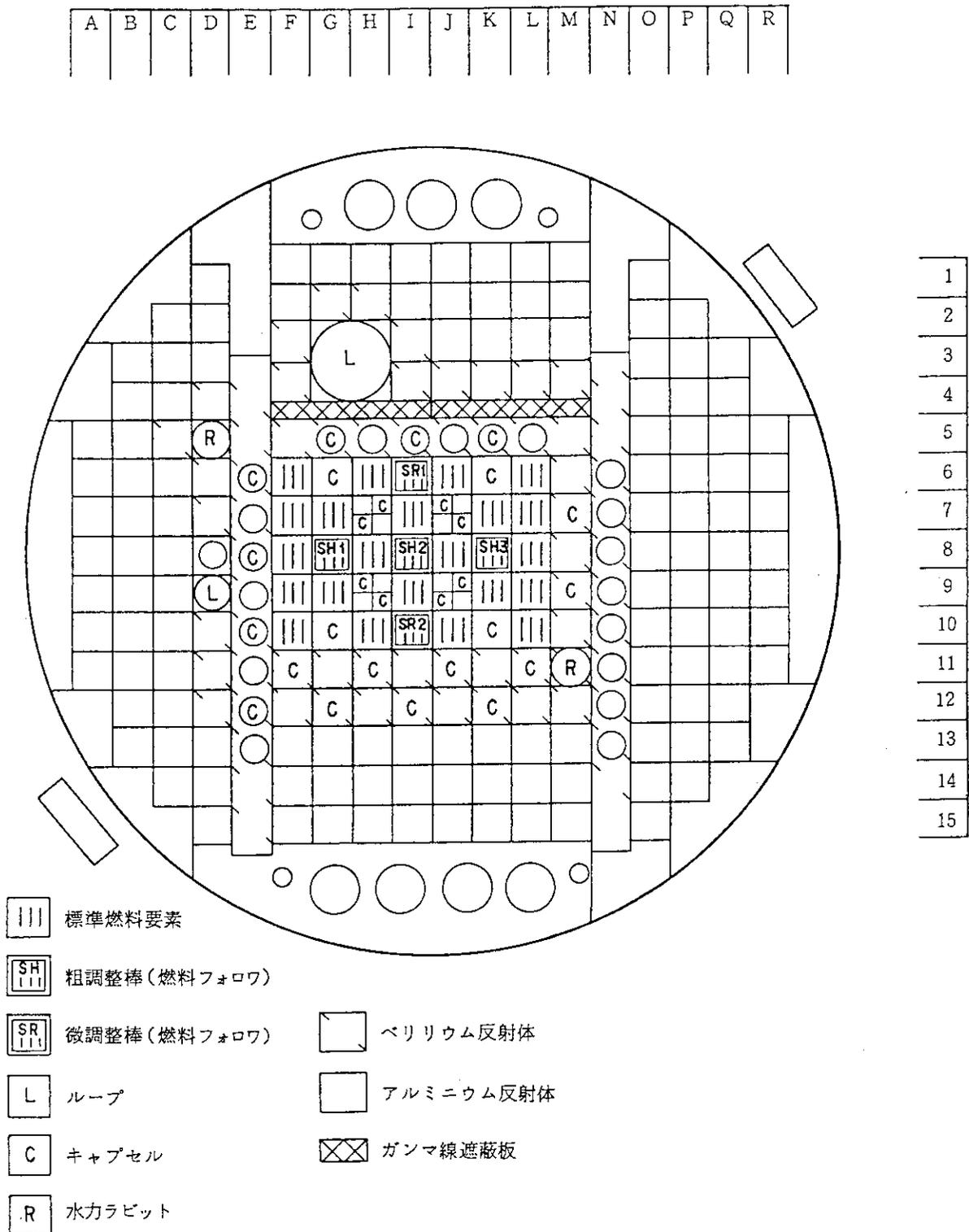
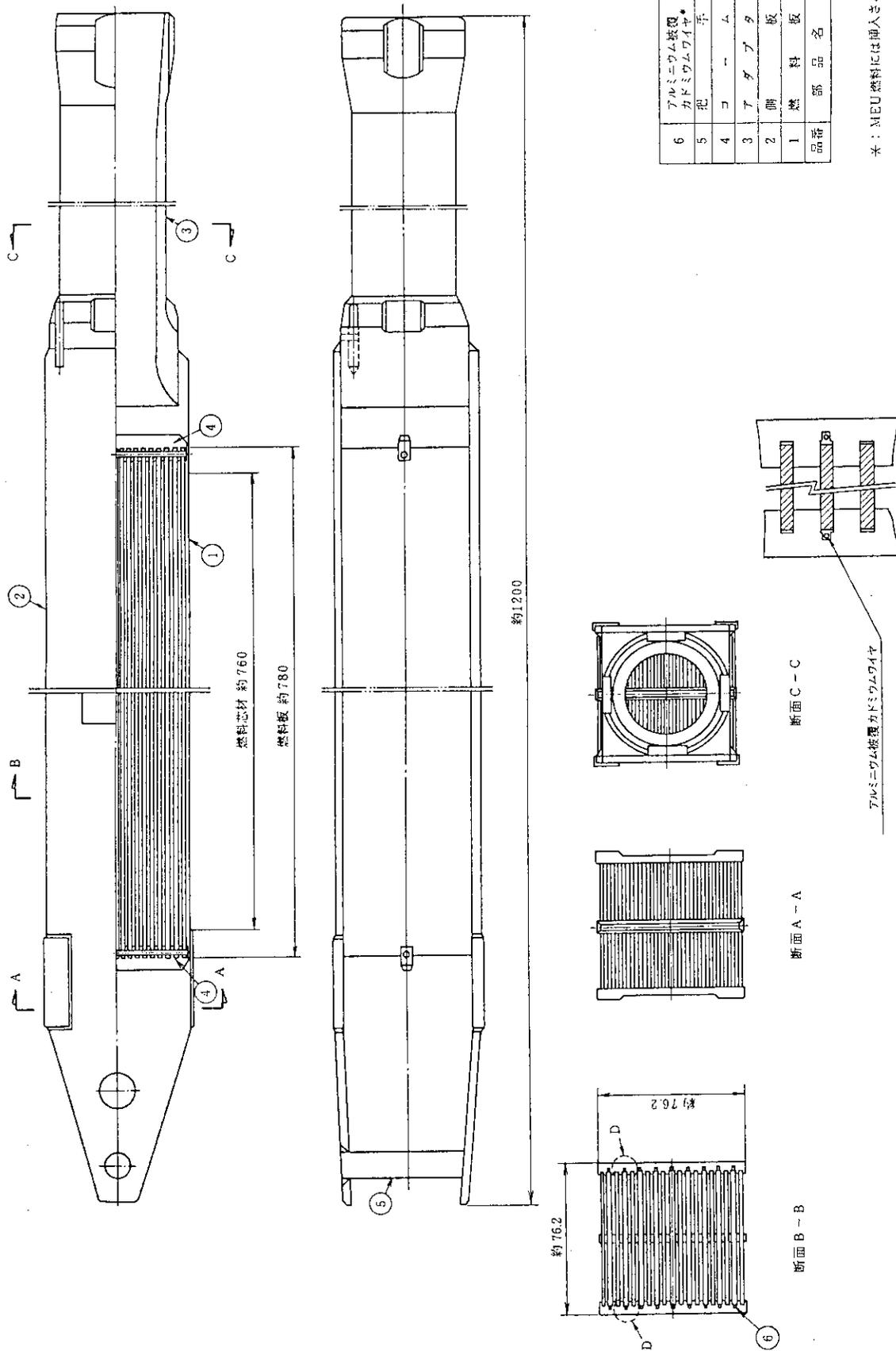


図2 炉心装置

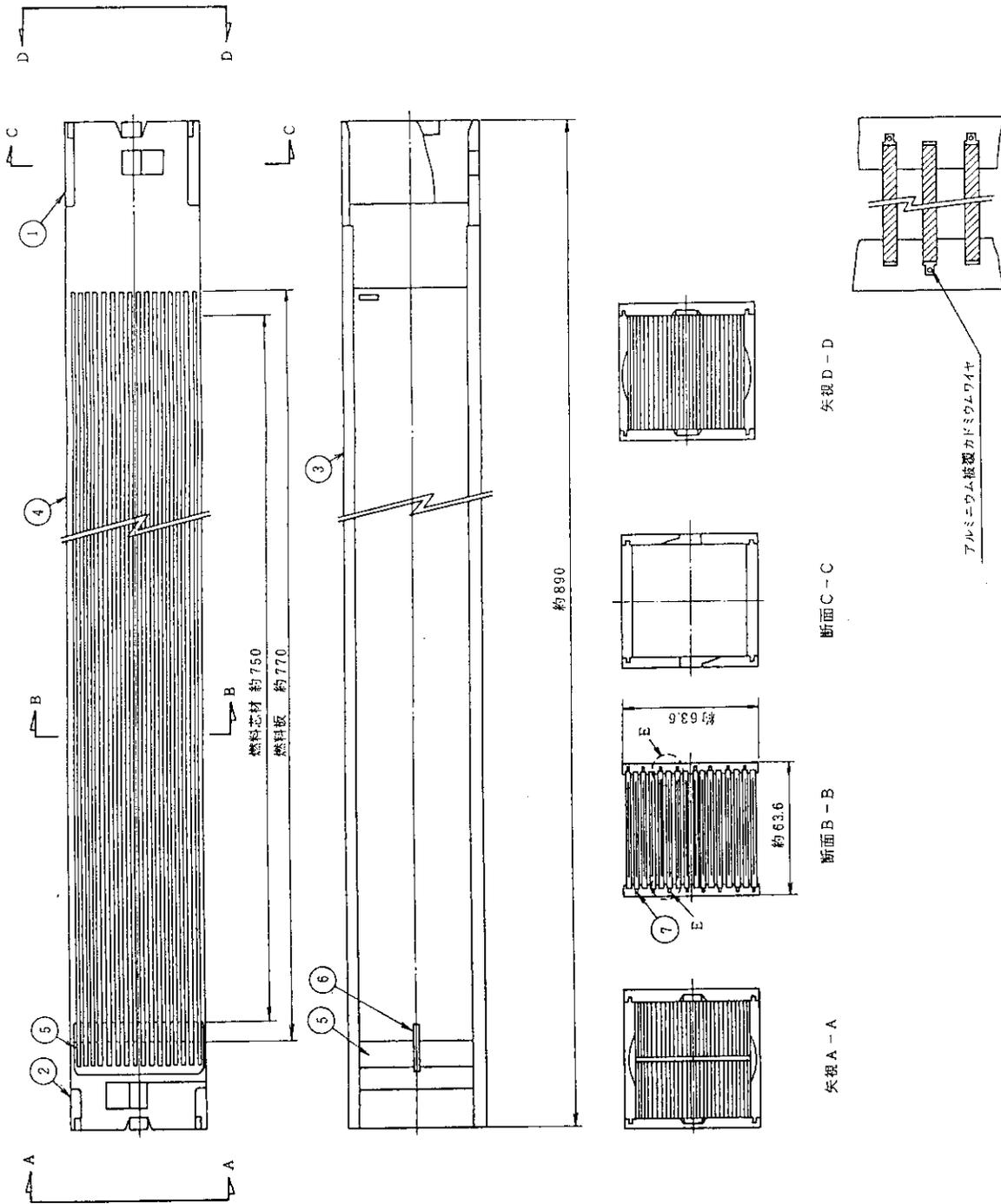


| 品番 | 部品名 |
|----|------------------|
| 1 | 燃料板 |
| 2 | 脚板 |
| 3 | コダマ |
| 4 | コダマ |
| 5 | 把 |
| 6 | アルミニウム被覆カドミウムワイヤ |

* : MEU燃料には挿入されない

D部詳細(LEU燃料要素のみ)

図3 標準燃料要素

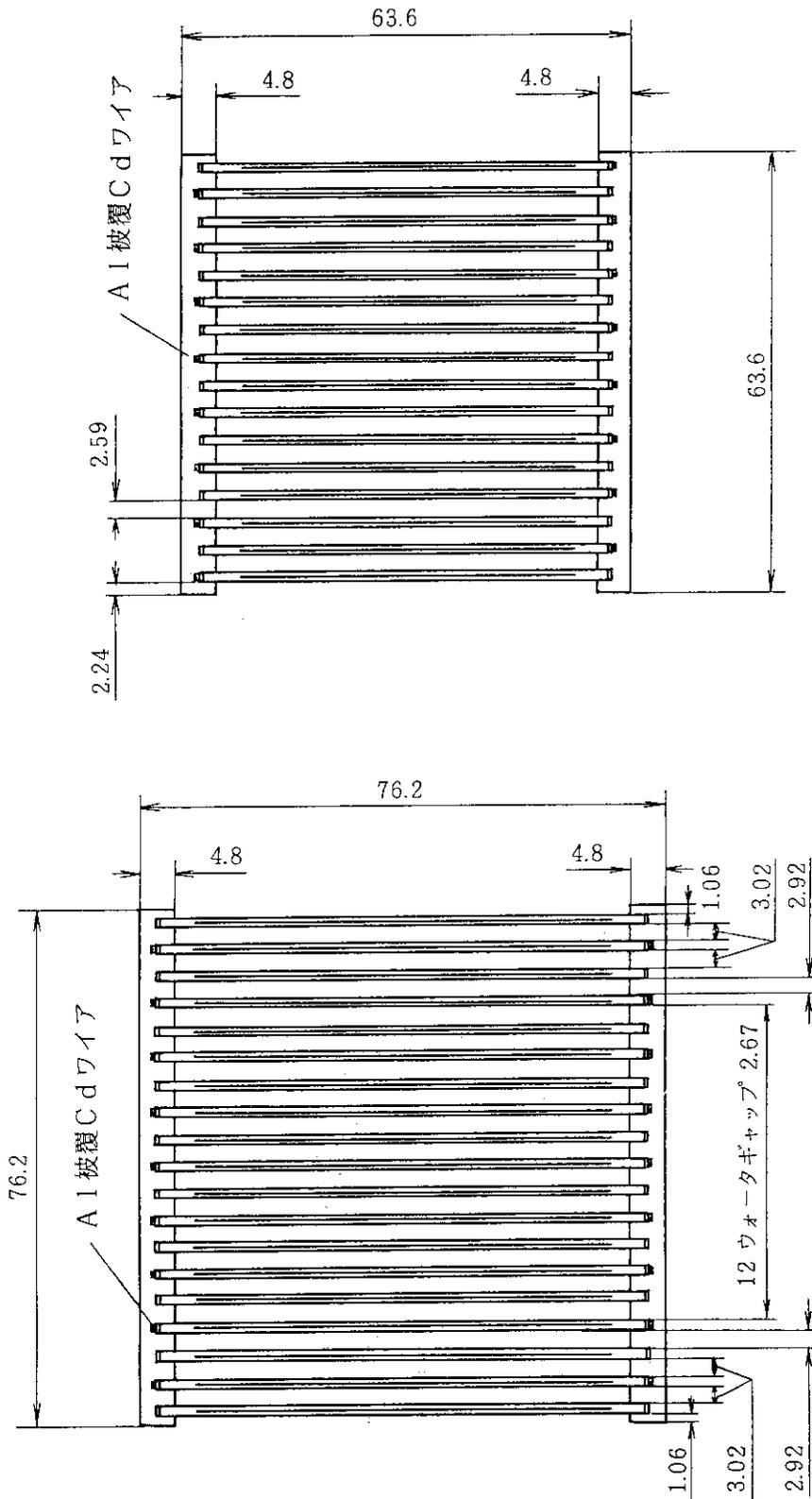


| 品番 | 燃料部品名 |
|----|------------------|
| 1 | 燃料板 |
| 2 | 上端板 |
| 3 | 下端板 |
| 4 | 中性子吸収板 |
| 5 | コーム |
| 6 | アルミニウム被覆カドミウムワイヤ |
| 7 | アルミニウム被覆カドミウムワイヤ |

*: MEU燃料には挿入されない

E部詳細(LEU燃料要素のみ)

図4 燃料フォロワ



燃料フォロワ

標準燃料

図 5 標準燃料と燃料フォロワのウオータギャップ

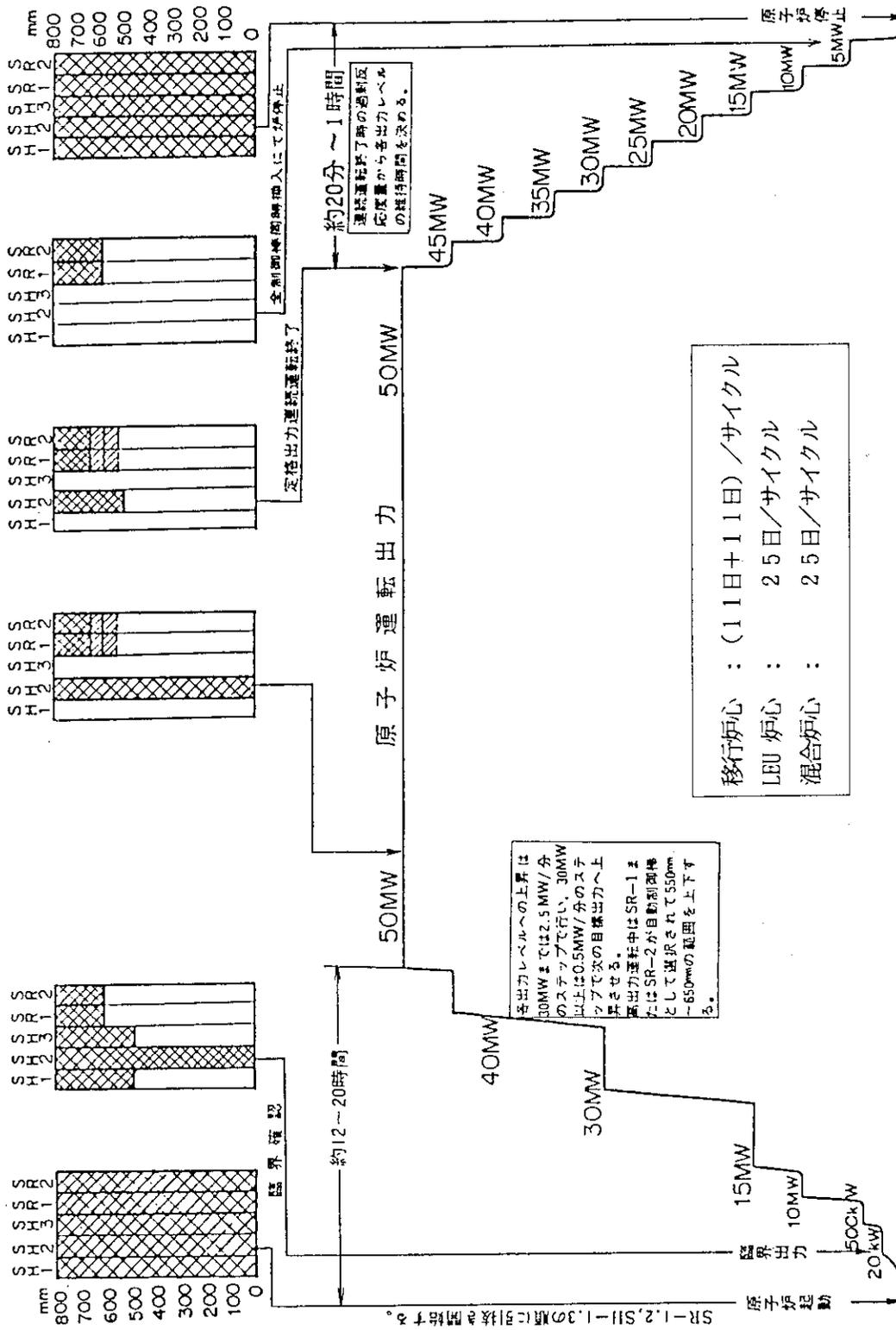
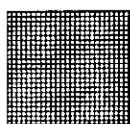
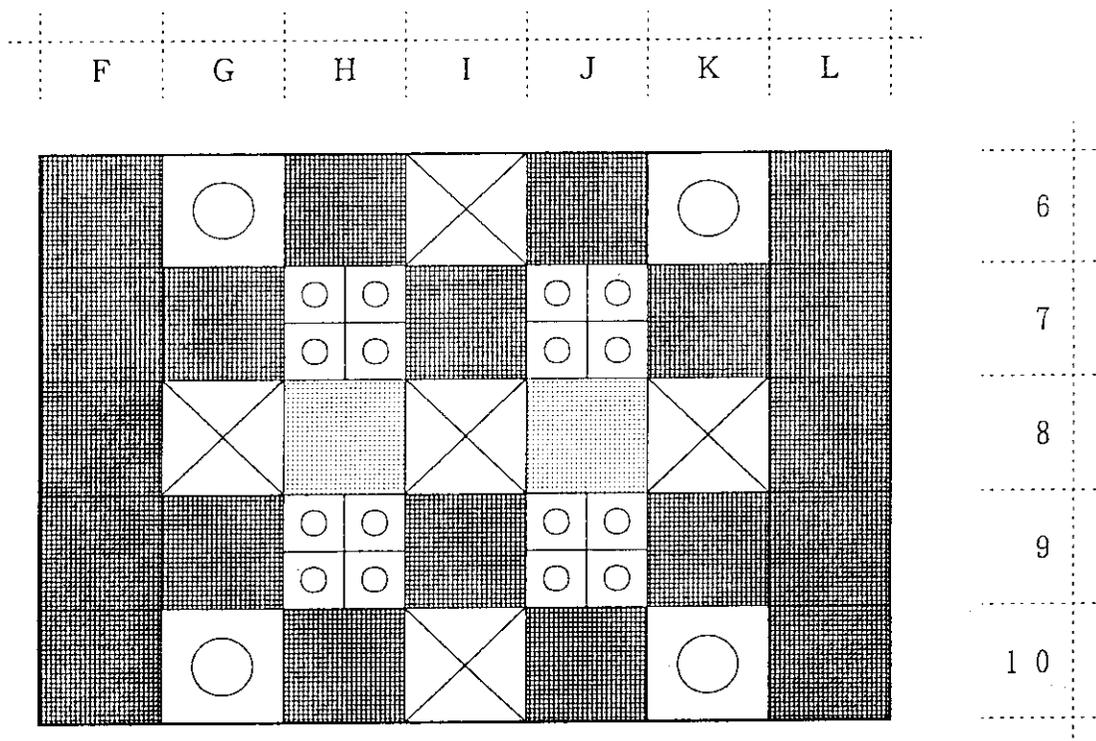
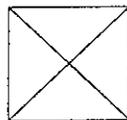


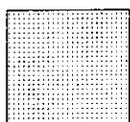
図6 JMTTRの運転方法



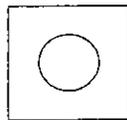
MEU燃料 (標準燃料要素)
: 20体



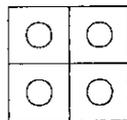
制御棒
MEU燃料 (燃料フォロー)
: 5体



LEU燃料 (標準燃料要素)
: 2体

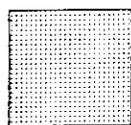
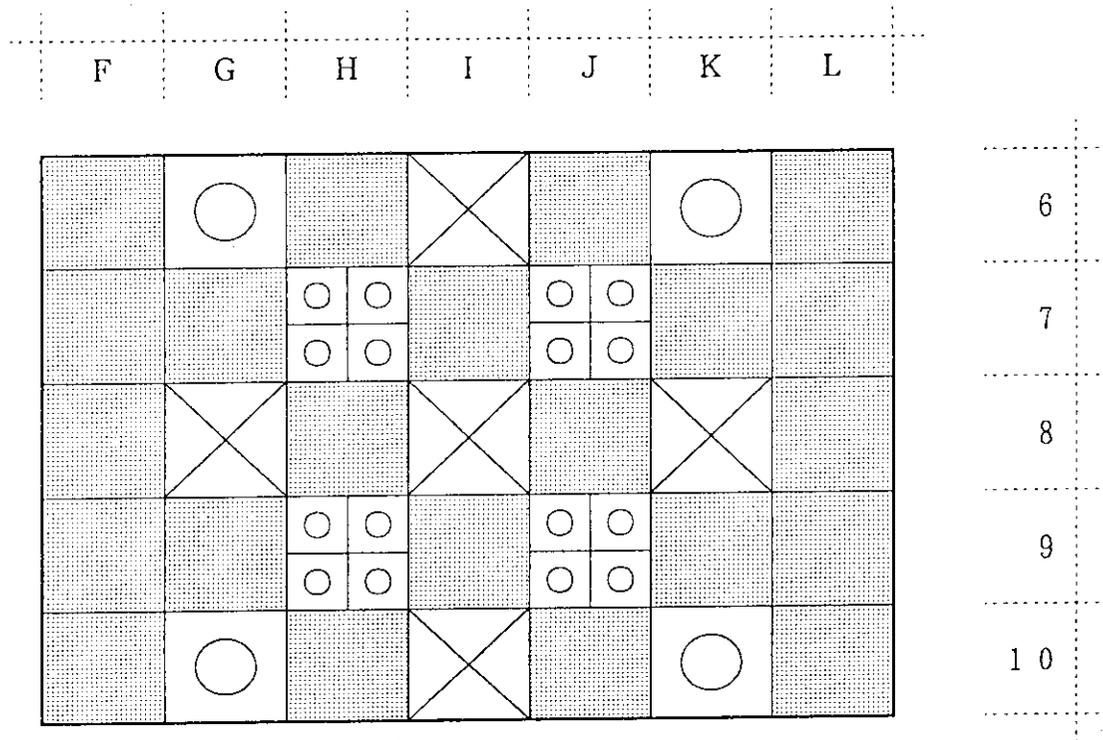


照射孔
(アルミニウム反射体)

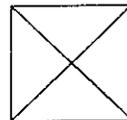


照射孔
(アルミニウム反射体)

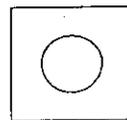
図7 移行炉心の燃料配置



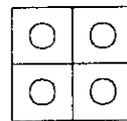
LEU燃料 (標準燃料要素)
: 22体



制御棒
LEU燃料 (燃料フォロワ)
: 5体



照射孔
(アルミニウム反射体)



照射孔
(アルミニウム反射体)

図8 LEU炉心の燃料配置

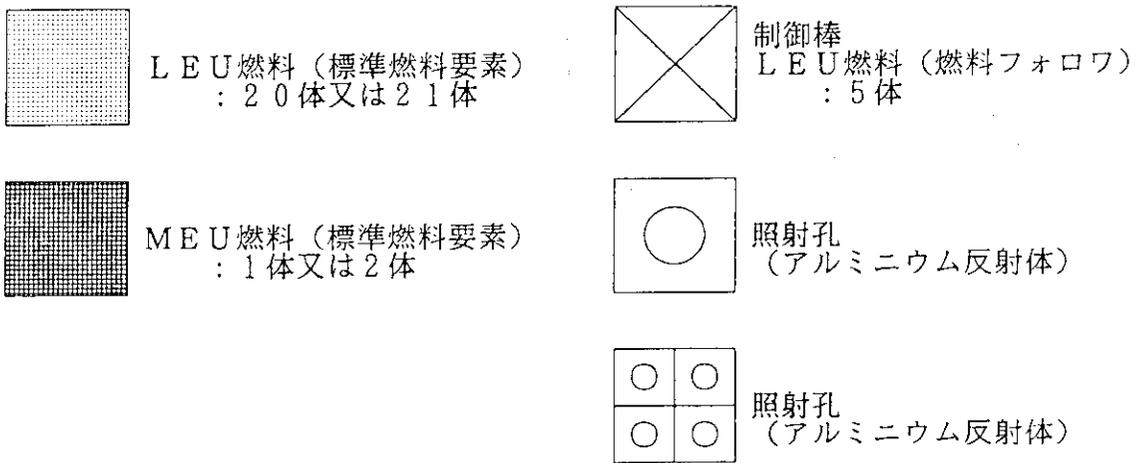
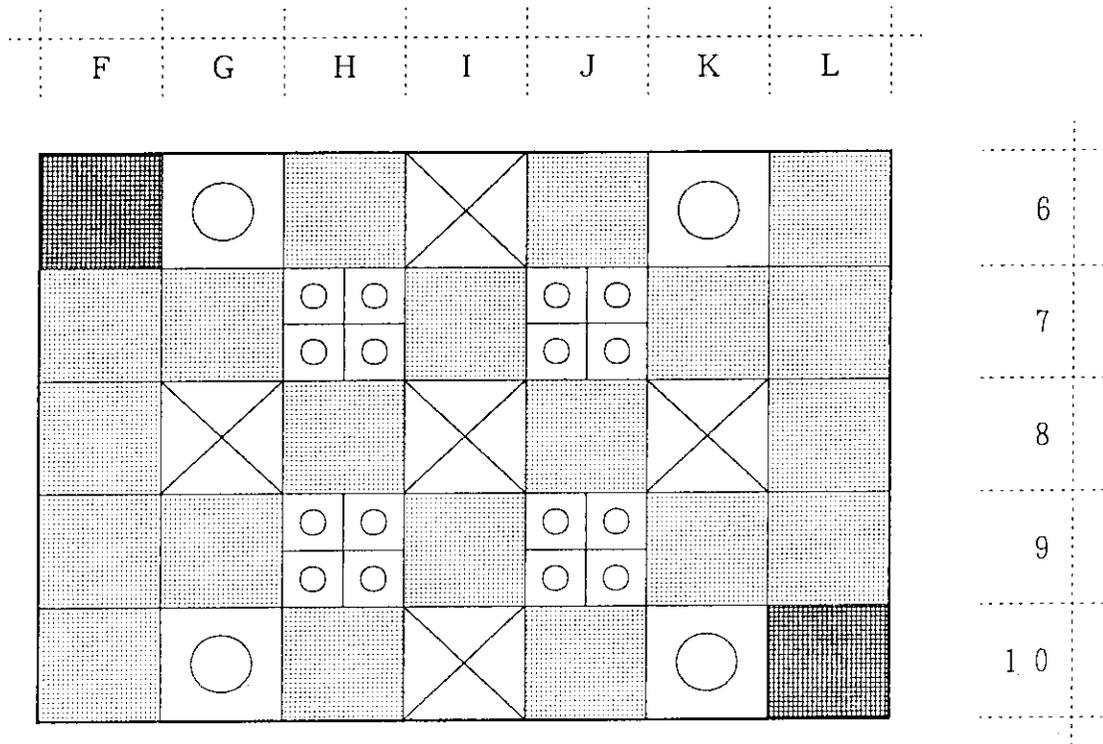


図9 混合炉心の燃料配置

| | F | G | H | I | J | K | L |
|----|--|--|---|--|--|--|--|
| 6 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.32 0.91 1.45 1.22 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.80 0.99 1.50 1.31 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 3.02 1.30 1.23 1.31 1.44 SH-1, 3=500 (SR-1) A | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.74 0.97 1.50 1.31 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.29 0.87 1.46 1.25 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.58 0.96 1.48 1.26 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.71 1.04 1.52 1.19 1.44 SH-1, 3=500 |
| 7 | f_N f_H f_Z f_L f_E 3.03 1.13 1.48 1.26 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.72 1.08 1.55 1.13 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.29 0.87 1.52 1.20 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.42 0.96 1.55 1.13 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.95 1.15 1.51 1.18 1.44 SH-2=400 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.80 1.42 1.19 1.15 1.44 SH-1, 3=500 (SH-3) A | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.90 1.08 1.48 1.26 1.44 SH-1, 3=500 |
| 8 | f_N f_H f_Z f_L f_E 3.00 1.15 1.52 1.19 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 3.09 1.58 1.18 1.15 1.44 SH-1, 3=500 (SR-1) A | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.72 1.47 1.17 1.10 1.44 SH-2=450 (SR-2) A | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.18 0.83 1.52 1.20 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.69 0.95 1.50 1.31 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.45 0.97 1.55 1.13 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.10 0.82 1.46 1.22 1.44 SH-1, 3=500 |
| 9 | f_N f_H f_Z f_L f_E 3.01 1.12 1.48 1.26 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.65 1.05 1.55 1.13 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 3.11 (F _N) 1.22 (F _H) 1.50 (F _Z) 1.18 (F _L) 1.44 (F _E) SH-2=400 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.66 0.94 1.50 1.31 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.43 0.93 1.45 1.25 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.43 0.93 1.45 1.25 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.43 0.93 1.45 1.25 1.44 SH-1, 3=500 |
| 10 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.43 0.93 1.45 1.25 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.66 0.94 1.50 1.31 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.97 1.27 1.24 1.31 1.44 SH-1, 3=500 (SR-2) A | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.69 0.95 1.50 1.31 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.10 0.82 1.46 1.22 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.10 0.82 1.46 1.22 1.44 SH-1, 3=500 | f_N f_H f_Z f_L f_E 2.10 0.82 1.46 1.22 1.44 SH-1, 3=500 |

A : M E U 新燃料
 B : M E U 半燃料
 C : M E U 1 サイクル
 L A : L E U 新燃料

注) SR-1, 2 及びSH-2位置における f_N , f_Z の値は、炉心に挿入された燃料長で求めている。

図10 移行炉心における核的因子

| | F | G | H | I | J | K | L |
|----|-------------|------------------------|------------------|------------------|-------------|------------------|-------------|
| 6 | f_N | 2.67 | | (SR-1) A 3.11 | 2.91 | | 2.34 |
| | f_H | 0.99 | | 1.31 | 0.99 | | 0.86 |
| | f_Z | 1.41 | | 1.22 | 1.47 | | 1.42 |
| | f_L | 1.33 | | 1.35 | 1.39 | | 1.33 |
| | f_E | 1.44 | | 1.44 | 1.44 | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 |
| 7 | f_N | 2.95 | 2.67 | A 2.52 | | A 2.40 | B 2.44 |
| | f_H | 1.08 | 1.11 | 1.06 | | 0.99 | 0.88 |
| | f_Z | 1.45 | 1.49 | 1.49 | | 1.50 | 1.47 |
| | f_L | 1.31 | 1.12 | 1.11 | | 1.12 | 1.31 |
| | f_E | 1.44 | 1.44 | 1.44 | | 1.44 | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | SH-2=400 | | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 |
| 8 | f_N | 3.14 (F _N) | (SH-1) A 3.02 | (SH-2) A 2.83 | B 2.35 | (SH-3) A 2.79 | A 2.86 |
| | f_H | 1.17 (F _H) | 1.56 | 1.50 | 0.91 | 1.43 | 1.05 |
| | f_Z | 1.48 (F _Z) | 1.18 | 1.18 | 1.51 | 1.19 | 1.50 |
| | f_L | 1.26 (F _L) | 1.14 | 1.11 | 1.19 | 1.14 | 1.26 |
| | f_E | 1.44 (F _E) | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 1.44 | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | SH-2=500 | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 |
| 9 | f_N | 2.90 | 2.57 | A 2.43 | | A 2.44 | B 2.73 |
| | f_H | 1.06 | 1.07 | 1.02 | | 1.01 | 0.99 |
| | f_Z | 1.45 | 1.49 | 1.49 | | 1.50 | 1.46 |
| | f_L | 1.31 | 1.12 | 1.11 | | 1.12 | 1.31 |
| | f_E | 1.44 | 1.44 | 1.44 | | 1.44 | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | SH-2=400 | | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 |
| 10 | f_N | 2.43 | | (SR-2) A 3.04 | B 2.85 | | A 2.47 |
| | f_H | 0.90 | | 1.28 | 0.97 | | 0.91 |
| | f_Z | 1.41 | | 1.22 | 1.47 | | 1.42 |
| | f_L | 1.33 | | 1.35 | 1.39 | | 1.33 |
| | f_E | 1.44 | | 1.44 | 1.44 | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 |

A : LEU新燃料
B : LEU1サイケル
使用燃料

注) SR-1,2 及びSH-2位置における f_H , f_Z の値は、炉心に挿入された燃料長で求めている。

図11 LEU炉心における核的因子

A : LEU新燃料
 B : LEU新燃料
 MA : LEU新燃料
 A : 使用燃料
 B : 使用燃料
 MA : 使用燃料

| | F | G | H | I | J | K | L | |
|----|-------------|------------------------|-------------|-------------|------------------|-----------|-------------|------------|
| 6 | f_N | 2.51 | | 2.97 | (SR-1) A 3.11 | B 2.91 | | A 2.34 |
| | f_H | 0.96 | | 1.01 | 1.31 | 0.99 | | 0.86 |
| | f_Z | 1.42 | | 1.47 | 1.22 | 1.47 | | 1.42 |
| | f_L | 1.28 | | 1.39 | 1.35 | 1.39 | | 1.33 |
| | f_E | 1.44 | | 1.44 | 1.44 | 1.44 | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | SH-1, 3=500 | | SH-1, 3=500 | |
| 7 | f_N | 2.96 | | | A 2.56 | | | B 2.42 |
| | f_H | 1.10 | | | 1.09 | | | 0.88 |
| | f_Z | 1.45 | | | 1.47 | | | 1.46 |
| | f_L | 1.29 | | | 1.11 | | | 1.31 |
| | f_E | 1.44 | | | 1.44 | | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | | SH-2=450 | | | SH-1, 3=500 | |
| 8 | f_N | 3.14 (F _N) | | | (SH-2) A 2.85 | B 2.35 | | A 2.82 |
| | f_H | 1.17 (F _H) | | | 1.51 | 0.91 | | 1.05 |
| | f_Z | 1.48 (F _Z) | | | 1.18 | 1.51 | | 1.48 |
| | f_L | 1.26 (F _L) | | | 1.11 | 1.19 | | 1.26 |
| | f_E | 1.44 (F _E) | | | 1.44 | 1.44 | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | | SH-2=500 | | | SH-1, 3=500 | |
| 9 | f_N | 2.90 | | | A 2.47 | | | B 2.77 |
| | f_H | 1.06 | | | 1.05 | | | 1.02 |
| | f_Z | 1.45 | | | 1.47 | | | 1.46 |
| | f_L | 1.31 | | | 1.11 | | | 1.29 |
| | f_E | 1.44 | | | 1.44 | | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | | SH-2=450 | | | SH-1, 3=500 | |
| 10 | f_N | 2.47 | | | (SR-2) A 3.04 | B 2.88 | | MA 2.30 |
| | f_H | 0.91 | | | 1.28 | 0.98 | | 0.88 |
| | f_Z | 1.42 | | | 1.22 | 1.47 | | 1.42 |
| | f_L | 1.33 | | | 1.35 | 1.39 | | 1.28 |
| | f_E | 1.44 | | | 1.44 | 1.44 | | 1.44 |
| | SH-1, 3=500 | | | SH-1, 3=500 | | | SH-1, 3=500 | |

注) SR-1,2 及びSH-2位置における f_H , f_Z の値は、炉心に挿入された燃料長で求められている。

図12 混合炉心における核的因子

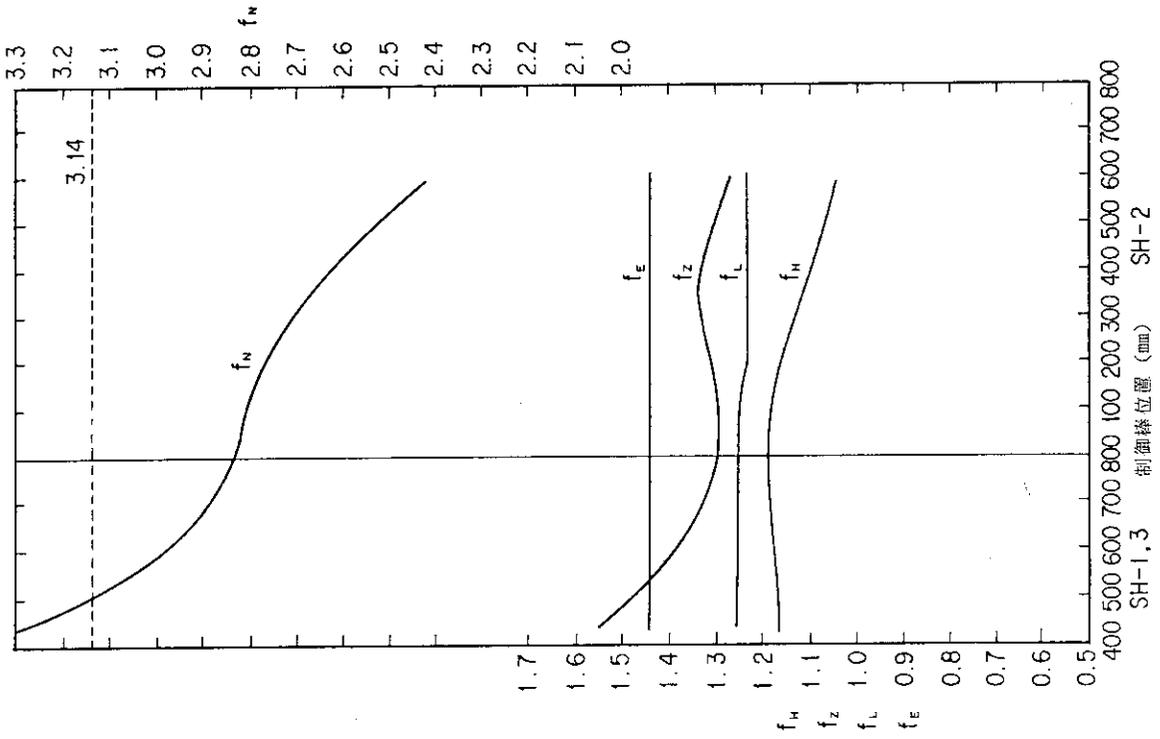


図14 LEU炉心（炉心位置：F-8）の運転に伴う核的因子の変化

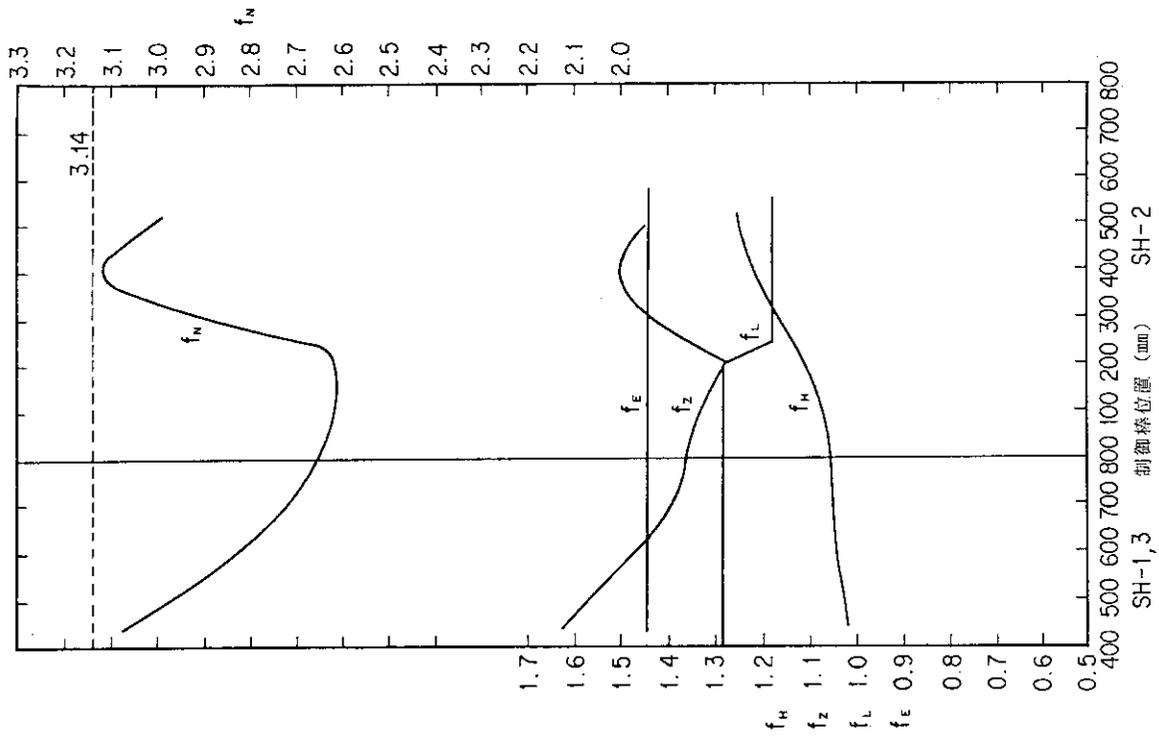


図13 移行炉心（炉心位置：H-8）の運転に伴う核的因子の変化

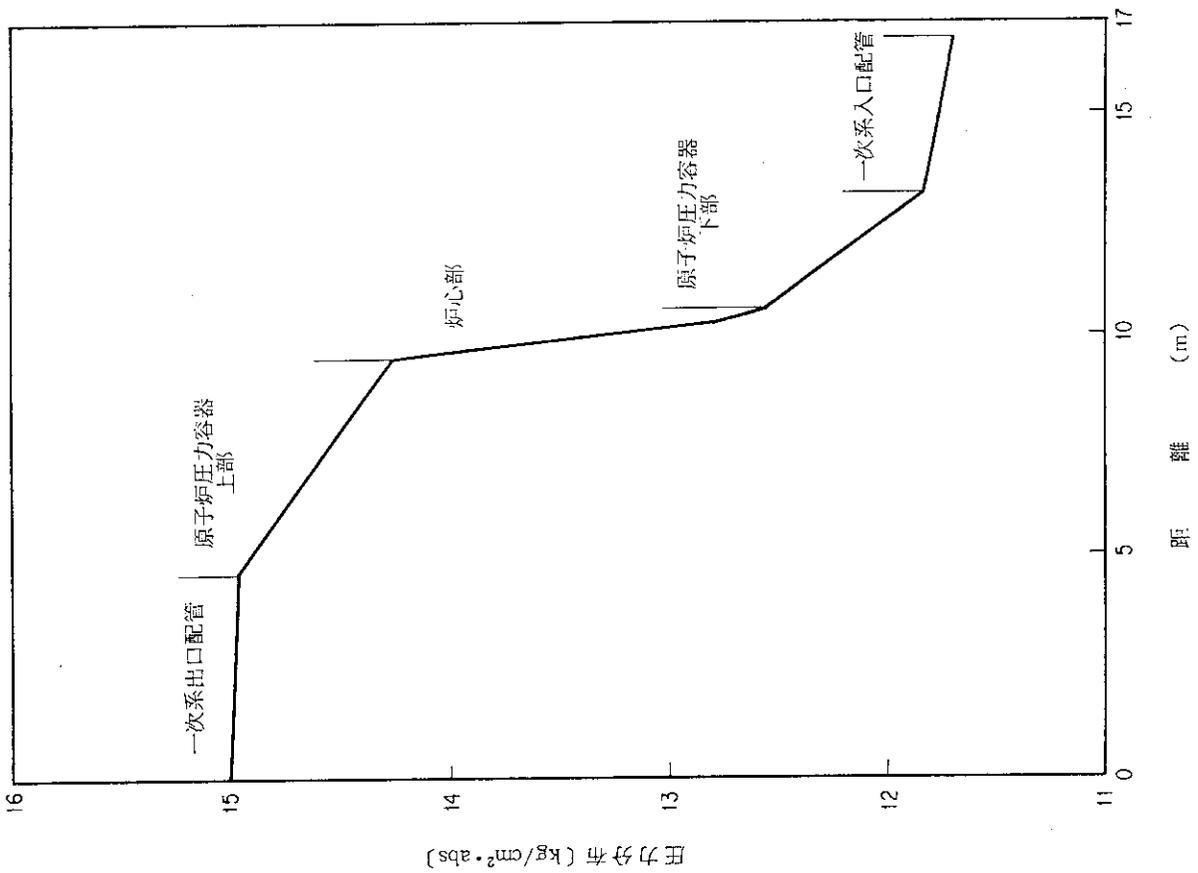


図15 定常時の圧力分布

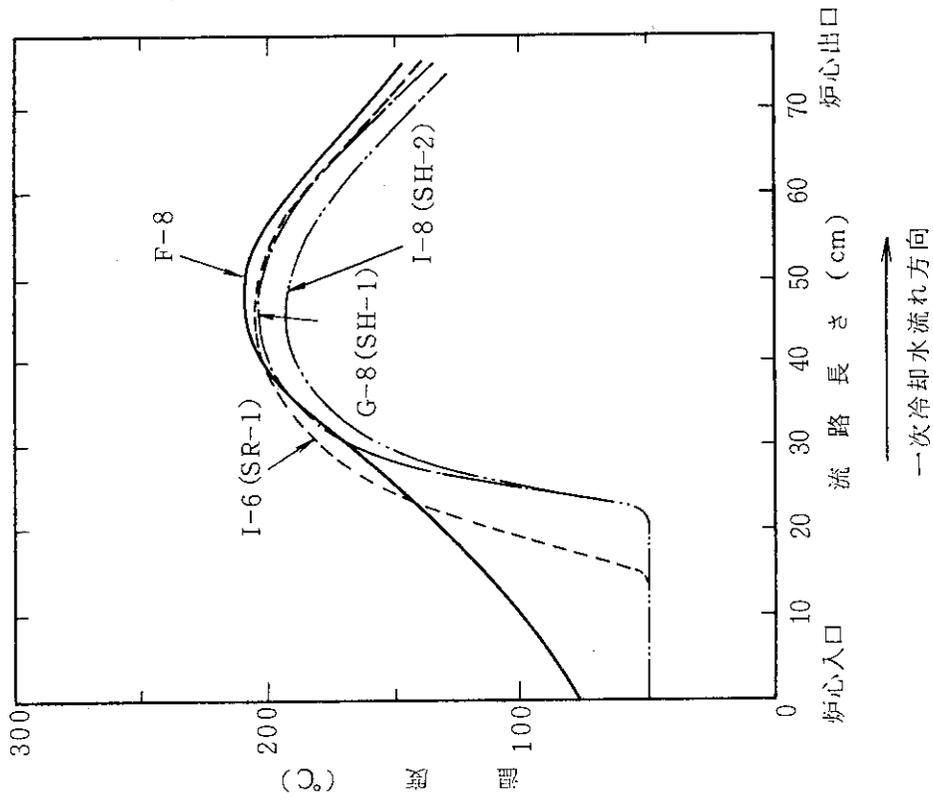


図16 標準燃料と燃料フォロワの温度分布

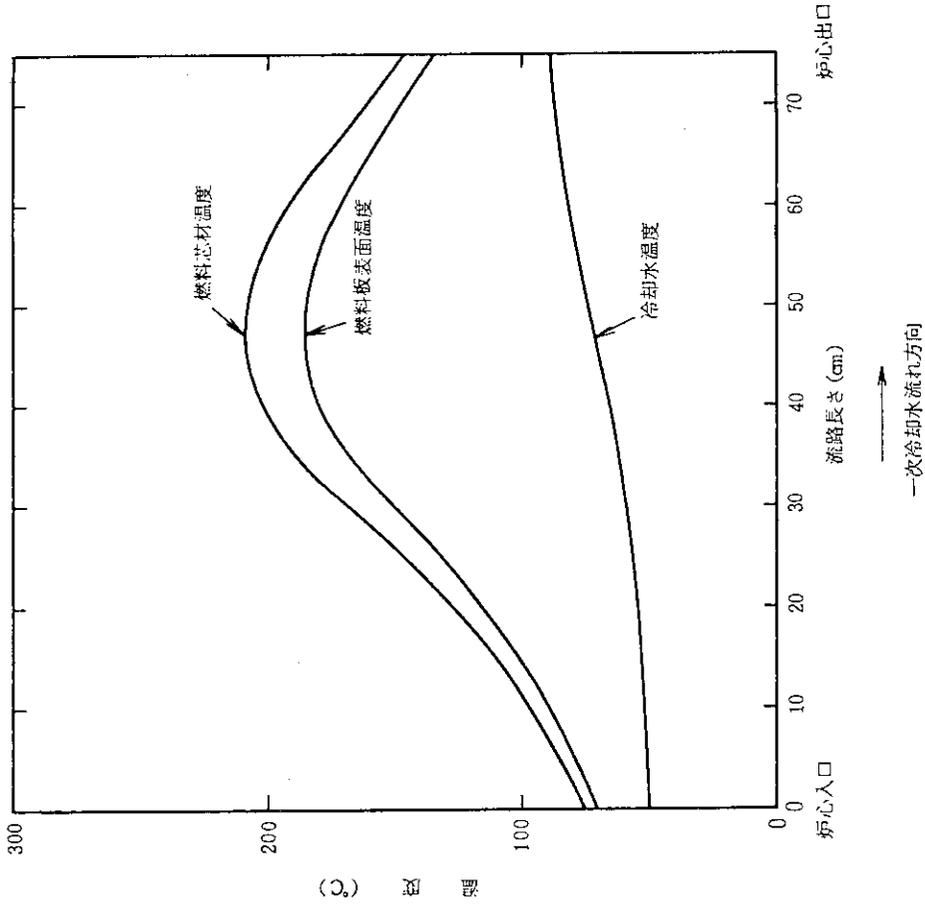


図17 定格出力運転におけるホットチャンネルの温度分布
(移行炉心)

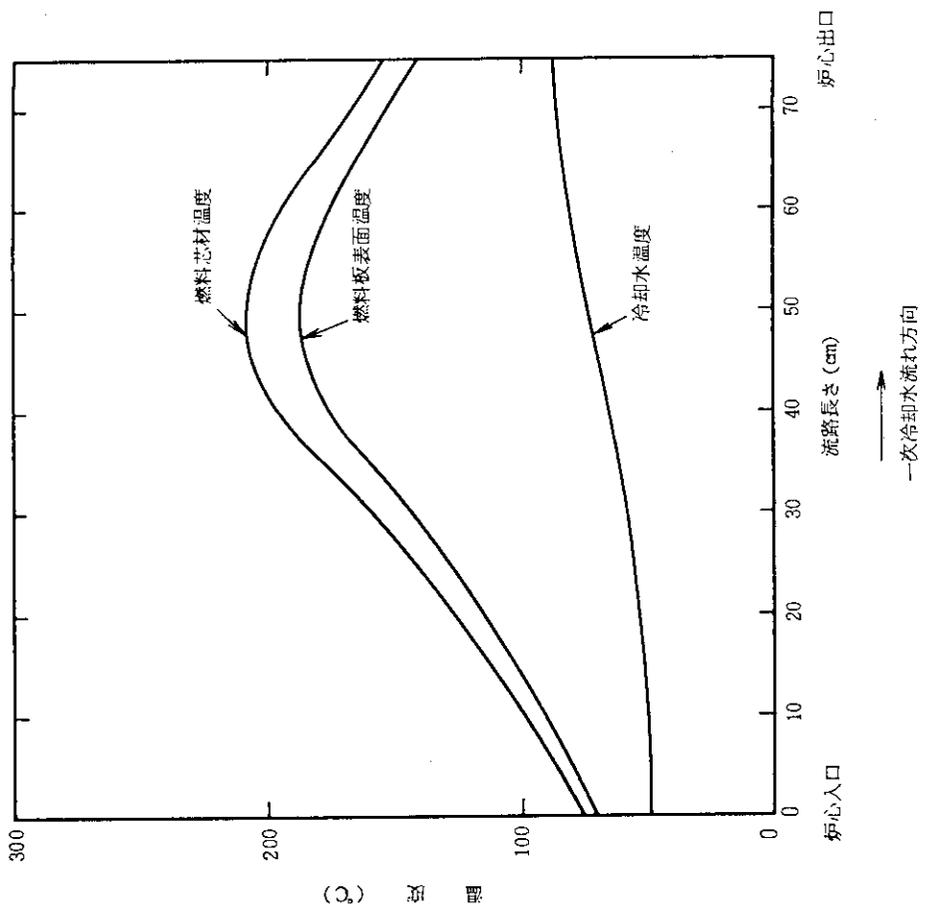
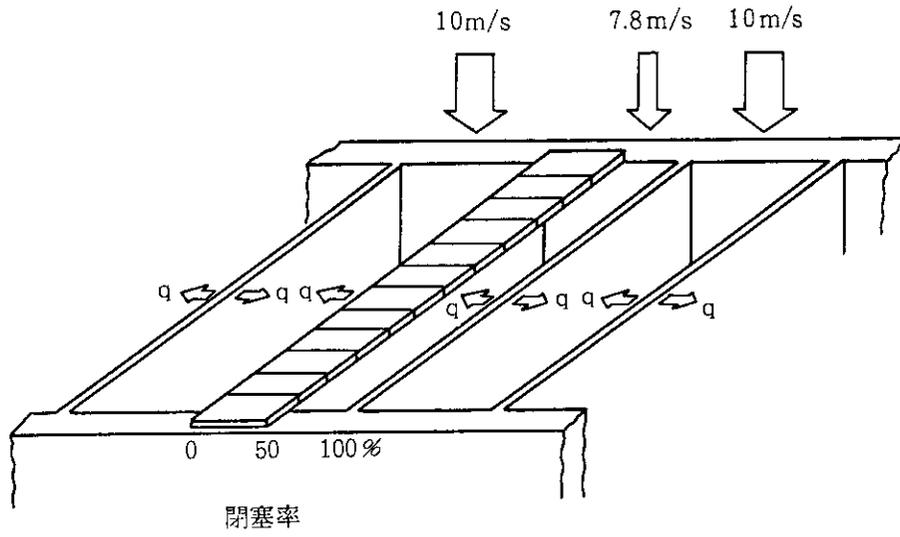
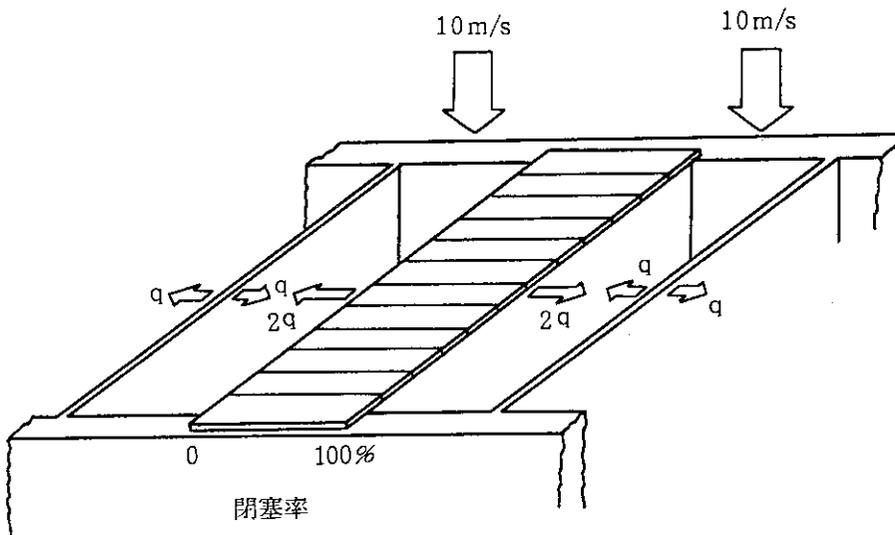


図18 定格出力運転におけるホットチャンネルの温度分布
(L E U炉心及び混合炉心)



(a) 閉塞率をパラメータとした時のモデル



(b) 完全閉塞時のモデル

図19 流路閉塞時の計算モデル

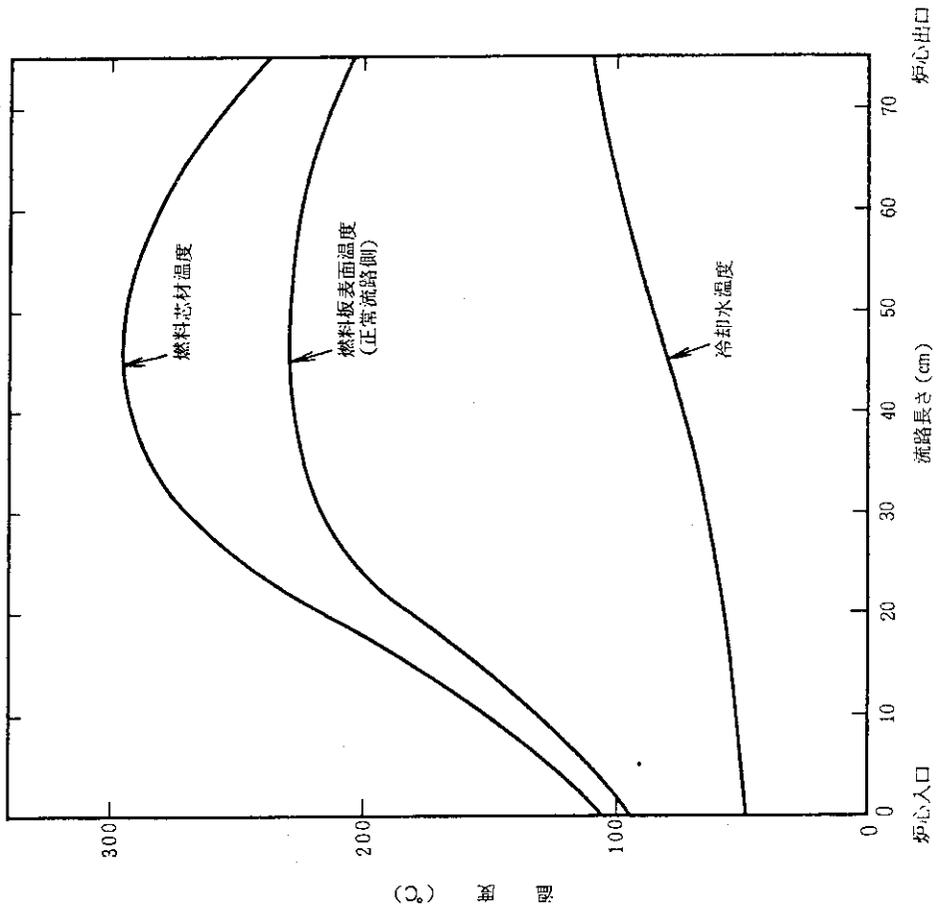


図21 完全閉塞時の計算結果

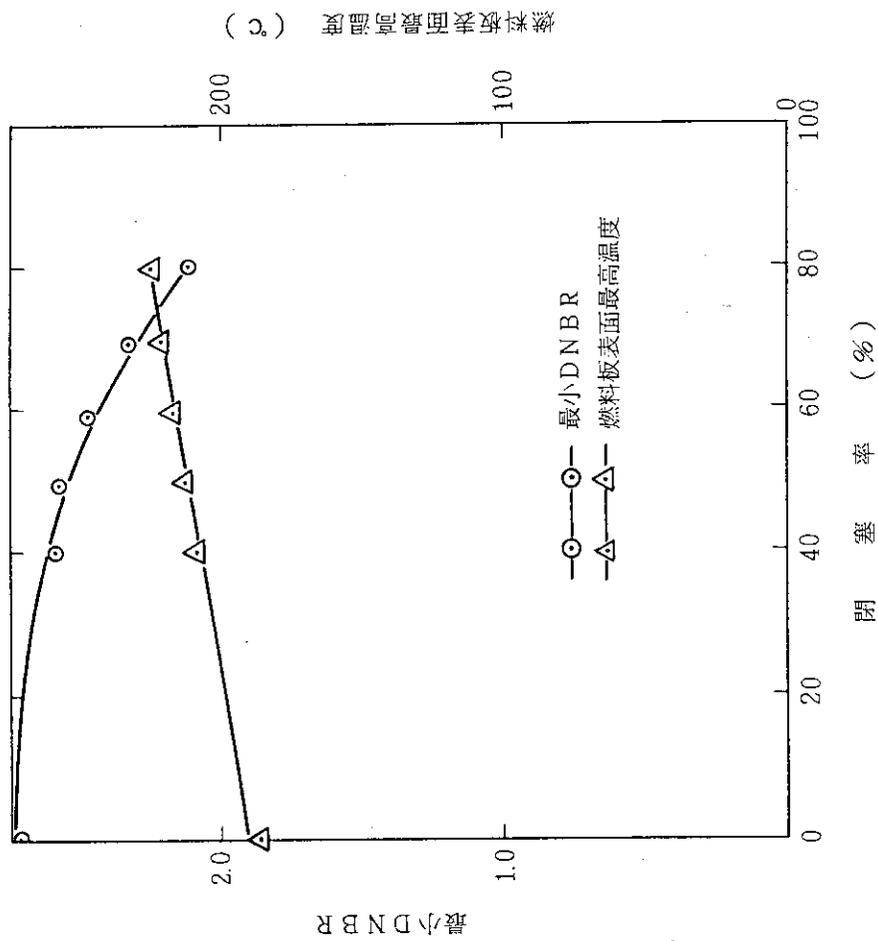


図20 閉塞率を変えた時の燃料板表面温度と最小DNBRの計算結果 (LEU炉心)

付 録

A.1 熱水路係数の詳細

熱水路係数は、核的因子と工学的因子に分けられ、工学的因子は更に冷却水バルク温度上昇因子と燃料板表面フィルム温度上昇因子に分けられる。

(I) 核的因子 (F_N)

核的因子 (F_N)は、炉心の空間的中性子束分布による出力の不均一性等を量的に示すためのものであり、以下の4つの因子の積として示される。

① 水平方向出力分布因子 (F_H)

燃料要素平均出力密度の炉心平均出力密度に対する比。

燃料要素平均出力密度は、注目する燃料要素の全出力をその領域体積で割った値である。炉心平均出力密度は、定格出力50 MWを炉心の燃料領域体積(付録A.2で示す制御棒位置での体積)で割った値である。

② 垂直方向出力分布因子 (F_z)

燃料要素における縦方向最大出力密度の燃料要素平均出力密度に対する比。

縦方向最大出力密度は、燃料要素の領域を縦方向に分割した各領域の出力をその領域体積で割った値の最大値である。

③ 局部出力分布因子 (F_L)

燃料要素における水平方向最大出力密度の燃料要素平均出力密度に対する比。

各燃料要素で縦方向出力ピーキングが生じる点(炉心下端から300 mm近傍)での水平方向分布は、炉心中央制御棒(SH-2)が挿入または引き抜き状態によって影響されるとして、2次元1/4対称炉心体系でTWO TRANで計算した。可燃性吸収体の効果を考慮するため、燃料要素はCdを含む側板部のCdは均質に混ざっているとされているが、非均質として扱ったときとの差は±約2%以内で一致することをモンテカルロ計算コードVIMとの比較で確認している。

④ 不確定因子 ($F_E = 1.44$)

出力分布の計算誤差とサイクル間の出力分布の変動割合の積。

出力分布の計算誤差は、JMTRC実験値との比較から15%である。また、各運転サイクルでの照射物等の入れ替えに伴う出力分布の変動割合は、過去の運転サイクルの燃料要素の F_H の計算値の変動から25%である。

(II) 工学的熱水路係数

以下に述べる工学的熱水路係数を考慮した。統計処理を行うものについては(※)で表記した(標準燃料と燃料フォロワの各因子が同等である場合には区別して表記しない。)

(1) 冷却水バルク温度上昇因子（標準燃料： $F_b = 1.32$ ，フォロー： $F_b = 1.33$ ）

冷却水バルク温度上昇因子は、標準燃料の場合1.32、燃料フォローの場合1.33である。詳細を以下に示す。

(a) 発熱側因子

① 出力レベル計測誤差因子（ $F_{b1} = 1.05$ ）※

出力レベルを計測する中性子検出器の計測誤差は±5%である。

$$\sigma = 0.05 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.05$$

② 燃料板内 ^{235}U 含有量誤差因子（ $F_{b2} = 1.02$ ）※

^{235}U の含有量は、燃料コンパクトを作成する時に重量を測定し管理している。製造メーカーでは、燃料が出来上がる時までの含有量を±1%まで補償しているが、ここでは安全側をとり誤差を±2%とした。

$$\sigma = 0.02 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.02$$

③ 冷却水正味発熱割合因子（ $F_{b3} = 1.00$ ）

冷却水のエンタルピを上昇させる原因は、燃料板の核分裂による直接加熱のみでなく、一部の γ 線による発熱も含まれる。各炉心部の γ 線測定結果³⁾と炉心要素の材料と重量から、 γ 線による発熱を計算すると2.54MWとなり、JMTRの定格熱出力の約5%の熱が発生する（表A.1）。しかし、ここでは安全側に評価するため γ 線による発熱を無視することにした。

(b) 除熱側因子

① チャンネル流量偏在因子（ $F_{b4} = 1.16$ ）

チャンネル内の流速分布は、単チャンネル流動試験（JMTR開発試験）における図A.1に示す様な結果が得られた。この結果から2.67mmの流路が最も厳しく流速比は約0.99、流量比は約0.92となった。よってチャンネル内流量分布因子は $1 / 0.92 = 1.08$ となる。

動的モックアップ試験（炉心部を模擬した風洞試験）では、炉内の流量分布の有意な差が見られなかった。しかし、設計では約7%の偏差を仮定しているので、チャンネル間流量偏在因子は、1.07とする。以上のことから、チャンネル流量偏在因子は、 $1.08 \times 1.07 = 1.16$ である。また、燃料フォローについては、流路が同じであるので流量分布は小さいが、標準燃料と同じ値を使用する。

② 流路断面積誤差因子（標準燃料： $F_{b5} = 1.13$ ，フォロー： $F_{b5} = 1.13$ ）※

流路断面積誤差因子は、以下の式で表される。

$$F_{b5} = [De_{(nom)} / De_{(min AV)}]^{1.69}$$

$De_{(nom)}$: 等価水力直径の公称値

$De_{(min AV)}$: 等価水力直径の最小値

• 標準燃料の場合

$$De_{(nom)} = 4 \times [\{ 76.2 - 2 \times 4.8 \} \times 2.67] / [2 \times \{ 76.2 - 2 \times 4.8 + 2.67 \}] = 5.13 \text{ mm}$$

$$De_{(min AV)} = 4 \times [\{ (76.2 - 0.1) - 2 \times (4.8 + 0.2) \} \times (2.67 - 0.2)] / [2 \times \{ (76.2 - 0.1) - 2 \times (4.8 + 0.2) + (2.67 - 0.2) \}] = 4.78 \text{ mm}$$

$$F_{b5} = (5.13 / 4.78)^{1.69} = (1.07)^{1.69} = 1.13$$

$$\sigma = (1.08 - 1) / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.08$$

$$a_i = 1.69$$

• フォロワの場合

$$De_{(nom)} = 4 \times [\{ 63.64 - 2 \times 4.8 \} \times 2.59] / [2 \times \{ 63.64 - 2 \times 4.8 + 2.59 \}] = 4.94 \text{ mm}$$

$$De_{(min AV)} = 4 \times [\{ (63.64 - 0.1) - 2 \times (4.8 + 0.2) \} \times (2.59 - 0.2)] / [2 \times \{ (63.64 - 0.1) - 2 \times (4.8 + 0.2) + (2.59 - 0.2) \}] = 4.58 \text{ mm}$$

$$F_{b5} = (4.94 / 4.58)^{1.69} = (1.08)^{1.69} = 1.13$$

$$\sigma = (1.07 - 1) / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.07$$

$$a_i = 1.69$$

③ 流路計測誤差因子 ($F_{b6} = 1.02$) ※

流量の計測誤差は $\pm 5\%$ であるが、水頭で表示した圧力差に基づくため平方根に比例する。

$$F_{b6} = (1.05)^{1/2} = 1.02$$

$$\sigma = 0.02 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.02$$

以上の冷却水バルク温度上昇因子を統計処理すると

• 標準燃料の場合

$$F_b = [1 + \{ 0.05^2 + 0.02^2 + (1.69 \times 0.07)^2 + 0.02^2 \}^{1/2}] \times 1.00 \times 1.16 = 1.32$$

・フォロワの場合

$$F_b = [1 + \{0.05^2 + 0.02^2 + (1.69 \times 0.08)^2 + 0.02^2\}^{1/2}] \times 1.00 \times 1.16$$

$$= 1.33$$

(2) 燃料板表面フィルム温度上昇因子 (標準燃料: $F_f = 1.57$, フォロワ: $F_f = 1.57$)
 燃料板表面フィルム温度上昇因子は, 標準燃料及び燃料フォロワの場合とも 1.57 である。
 以下にこの詳細について説明をする。

(a) 発熱側因子

① 熱流束レベル測定誤差因子 ($F_{f1} = 1.05$) ※

出力レベル計測器の精度は $\pm 5\%$ である。

$$\sigma = 0.05 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.05$$

② 燃料板内 ^{235}U 含有量誤差因子 ($F_{f2} = 1.02$) ※

^{235}U の含有量は, 燃料コンパクトを作成する時に重量を測定し管理している。製造メーカでは, 燃料が出来上がる時までの含有量を $\pm 1\%$ まで補償しているが, ここでは安全側をとり誤差を $\pm 2\%$ とした。

$$\sigma = 0.02 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.02$$

③ 燃料板内 ^{235}U 分布偏在因子 ($F_{f3} = 1.20$) ※

燃料板内のウラン分布は最大で 20% (ドックボーン部) としている。

$$F_{f3} = 1.20$$

$$\sigma = 0.20 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.20$$

④ 燃料体幅分布因子 ($F_{f4} = 1.04$) ※

・標準燃料の場合

燃料板の幅の公差は $61.6^{+0}_{-4.2}\text{mm}$ であるから平均値は 59.5mm である。

$$F_{f4} = 61.6 / 59.5 = 1.04$$

・フォロワの場合

燃料板の幅の公差は $49.7^{+0}_{-4.2}\text{mm}$ であるから平均値は 47.6mm である。

$$F_{f4} = 49.7 / 47.6 = 1.04$$

$$\sigma = 0.04 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.04$$

⑤ 燃料体長さ因子 ($F_{f5} = 1.01$) ※

・標準燃料の場合

燃料板の長さの公差は $749 \pm_{13}^0$ mm であるから平均値は 752.5 mm である。

$$F_{f5} = 759 / 752.5 = 1.01$$

・フォロワの場合

燃料板の長さの公差は $750 \pm_{13}^0$ mm であるから平均値は 743.5 mm である。

$$F_{f5} = 750 / 743.5 = 1.01$$

$$\sigma = 0.01 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.01$$

⑥ 燃料板内正味発熱割合 ($F_{f6} = 1.00$)

燃料板内正味発熱割合は安全余裕をみて 1.00 とした。

(b) 除熱側因子

① 熱伝達相関式誤差因子 ($F_{f7} = 1.05$)

下向流の場合の熱伝達相関式 (Dittus - Boelter の式) と実験データの最大誤差は 5 % である。Dittus - Boelter の式を選定した理由は、式の実験範囲が満足していること (表 A.2)、式が修正 Colburn の式と比較して安全側にあること (表 A.3)、既存炉の設計に使用され奨励されていること、からである。

② 対熱伝達係数流速遍在因子 ($F_{f8} = 1.12$)

対熱伝達係数流速遍在因子は、チャンネル流速分布因子から求めることが出来る。チャンネル流速分布因子は、チャンネル内流速分布因子 (図 A.1 より、0.95) とチャンネル間流速分布因子 (チャンネル間流量分布因子に比例するとして、0.90) の積であるから 0.85 となる。

$$F_{f8} = (\text{チャンネル流速分布因子})^{-0.8} = 0.85^{-0.8} = 1.12$$

③ 対熱伝達係数流速計測誤差因子 ($F_{f9} = 1.02$) ※

流速測定誤差は、 $\pm 2\%$ であるので上記②と同様にして

$$F_{f9} = (1 - 0.02)^{-0.8} = 1.02$$

$$\sigma = 0.02 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.02$$

$$a_i = 0.8$$

④ 対熱伝達係数流路断面積誤差因子 ($F_{f10} = 1.02$) ※

流路断面積誤差は、 $\pm 8\%$ であるので

$$F_{f10} = (\text{流路断面積誤差因子})^{0.2} = 1.08^{0.2} = 1.02$$

$$\sigma = 0.08 / 3$$

$$F_i = 1 + 3 \times \sigma = 1.08$$

$$a_i = 0.2$$

⑤ その他の因子 ($F_{f11} = 1.10$)

以上の因子の他に以下の諸因子を考慮し、まとめて1.10とした。

- 燃料被覆材の遍肉による不均一な発熱
- 燃料板表面の粗さや傷による不均一な発熱
- 非金属性物質の巻き込みによる不均一な発熱
- 燃料体と燃料被覆材間結合欠陥による不十分な除熱
- 高速冷却水の貫流による流路断面積の変形
- 燃料板表面の腐食、浸食による熱伝達率の低下
- 照射による燃料板の変形

以上の燃料板表面フィルム温度上昇因子を統計処理すると、標準燃料とフォローは同じ値となる。

$$F_f = [1 + \{0.05^2 + 0.02^2 + 0.02^2 + 0.04^2 + 0.01^2 + (0.8 \times 0.02)^2 + (0.2 \times 0.08)^2\}^{1/2}] \times 1.00 \times 1.05 \times 1.12 \times 1.10$$

$$= 1.57$$

以上の工学的熱水路係数をまとめると表A-4となる。

A.2 平均熱流束の計算

(1) 制御棒位置

$$SR-1, SR-2 = 600 \text{ mm}$$

$$SH-1, SH-2 = 800 \text{ mm}$$

$$SH-2 = 0 \text{ mm}$$

(2) 標準燃料

- 本数：22本
- 燃料板1枚の伝熱面積 : $5.95 \times 75.25 \times 2 = 895.475 \text{ cm}^2$
- 1要素の伝熱面積 : $895.475 \times 19 = 17014.025 \text{ cm}^2$
- 標準燃料の伝熱面積 (S_s) : $17014.025 \times 22 = 374308.55 \text{ cm}^2$

(3) 燃料フォロア

- ・燃料板 1 枚の伝熱面積： $4.76 \times 74.35 \times 2 = 707.812 \text{ cm}^2$
- ・1 要素の伝熱面積： $707.812 \times 16 = 11324.992 \text{ cm}^2$

※ SH-1, SH-3 = 800mm であるので 2 体分が炉心に挿入されている。

※ SR-1, SR-2 = 600mm 時の燃料フォロアの炉心への挿入深さは図 A.2 から 550mm となる。

よって燃料フォロアの伝熱面積 (S_F) は

$$11324.992 \times 2 + (4.76 \times 55.0 \times 2 \times 16) \times 2 = 39405.184 \text{ cm}^2$$

ゆえに伝熱面積 S は

$$374308.55 + 39405.184 = 413713.734 \text{ cm}^2$$

平均熱流束は $50 \times 10^6 / 413713.734 = 120 \text{ W/cm}^2$

A.3 定格出力運転時の圧力分布計算

A.3.1 計算式

圧力分布を計算する場合は、圧力損失を求める必要がある。圧力損失は、流路の形状に伴う形状損失 ΔP_L と摩擦による摩擦損失 ΔP_F からなる。

形状損失 ΔP_L は、以下の式で示される。

$$\Delta P_L = \rho \frac{v^2}{2g} \gamma \quad \dots\dots\dots (A3-1)$$

- ρ : 局所抵抗係数 (—)
- γ : 冷却水の比重量 (kg/m^3)
- v : 冷却水の流速 (m/s)
- g : 重力加速度 (m/s^2)

摩擦損失 ΔP_F は、以下の式で示される。

$$\Delta P_F = \lambda \frac{L}{D} \frac{v^2}{2g} \gamma \quad \dots\dots\dots (A3-2)$$

- L : 流路長 (m)
- D : 等価水力直径 (m)

λ {管摩擦係数 (-)} は、以下に示す Karman-Nikuradse の式 (A 3 - 3) 及び Blasius の式 (A 3 - 4) で求めた。

$$\lambda^{-1/2} = 2.0 \log_{10} (R_e \lambda^{1/2}) - 0.8 \quad (R_e > 10^5) \quad \dots\dots (A 3 - 3)$$

$$\lambda = 0.316 R_e^{-0.25} \quad (R_e < 10^5) \quad \dots\dots (A 3 - 4)$$

R_e : レイノルズ数

以上の式及び図 A.3 のモデルを使用して各部の圧力損失を求め圧力分布を求める。

A.3.2 圧力損失の計算

(1) 炉心入口配管

炉心入口配管の圧力損失を以下の計算で求めた。この時、冷却水の物性値は、49°C、14 kg/cm²G を使用した。

$$\begin{aligned} L_1 &= 4.000 - (0.700/2) - 0.380 + (0.700/2/\sin 45^\circ) + 0.380 + (1.95 - 1.50) \\ &= 4.60 \text{ m} \end{aligned}$$

$$D_1 = 0.899 \text{ m}$$

$$v_1 = 6000/3600 / (\pi/4 \times 0.899^2) = 2.63 \text{ m/s}$$

$$R_{e1} = D_1 \times v_1 / (5.67 \times 10^{-7}) = 4.17 \times 10^6$$

$$\lambda_1 = 9.23 \times 10^{-3}$$

$$\rho_1 = 1.00$$

$$r_1 = 9.89 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$$

(A 3 - 1) と (A 3 - 2) 式から

$$\Delta P_1 = \Delta P_{L1} + \Delta P_{F1} = 3.65 \times 10^{-2} \text{ kg/cm}^2$$

(2) 炉心部

標準燃料板間流速が 10 m/s として、標準燃料要素の各部の圧力損失を以下の様にして求めた。

① 燃料板入口部

冷却水の物性値は、49°C、14 kg/cm²G を使用した。

$$A_E \text{ (標準燃料要素入口断面積)} = 76.2 \times 66.6 = 5.07 \times 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$A_P \text{ (燃料板部断面積)} = 66.6 \times 1.27 \times 19 = 1.61 \times 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$A_{21} \text{ (流路断面積)} = A_E - A_P = 3.46 \times 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$\begin{aligned} U_{21} \text{ (ぬれぶち長さ)} &= (2.67 \times 12 + 2.92 \times 2 + 3.02 \times 4 + 2.95 \times 2) \times 2 \\ &\quad + 66.6 \times 2 \times 20 = 2.78 \text{ m} \end{aligned}$$

$$D_{21} = 4 \times A_{21} / U_{21} = 4.98 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$v_{21} = 10 \text{ m/s}$$

$$R_{e21} = D_{21} \times v_{21} / (5.67 \times 10^{-7}) = 8.78 \times 10^4$$

$Re_{21} > 10^4$ であるから

$$\rho_{21} = 0.5 \times (1 - A_{21} / A_E) = 0.158$$

$$\gamma_{21} = 9.89 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$$

(A 3 - 1) 式から

$$\Delta P_{21} = \Delta P_{L21} = 7.98 \times 10^{-2} \text{ kg/cm}^2$$

② 燃料板部

冷却水の物性値は、原子炉出口温度と原子炉入口温度の平均値 $(56 - 49) / 2 = 52.5^\circ\text{C}$ 、及び圧力 $14 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ を使用した。

$$L_{22} = 0.778 \text{ m}$$

$$D_{22} = 4.98 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$v_{22} = 10 \text{ m/s}$$

$$\gamma_{22} = 9.88 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$$

$$Re_{22} = D_{22} \times v_{22} / (5.37 \times 10^{-7}) = 9.27 \times 10^4$$

$$\lambda_{22} = 0.316 \times (9.27 \times 10^4)^{-0.25} = 1.81 \times 10^{-2}$$

(A 3 - 2) 式から

$$\Delta P_{22} = \Delta P_{F22} = 1.43 \text{ kg/cm}^2$$

③ 燃料板出口部

冷却水の物性値は、原子炉出口温度 56°C 圧力 $14 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$ を使用した。

$$D_{23} = 4.98 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$v_{23} = 10 \text{ m/s}$$

$$Re_{23} = D_{23} \times v_{23} / (5.14 \times 10^{-7}) = 9.69 \times 10^4$$

$Re_{23} > 3.5 \times 10^2$ であるから

$$\rho_{23} = (1 - A_{21} / A_E)^2 = 0.100$$

$$\gamma_{23} = 9.89 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$$

(A 3 - 1) 式から

$$\Delta P_{23} = \Delta P_{L23} = 5.06 \times 10^{-2} \text{ kg/cm}^2$$

④ アダプタ部

冷却水の物性値は，原子炉出口温度56°C 圧力14 kg/cm² G を使用した。

アダプタ部のモデルを図A.4 に示す。

形状損失は，

$$\begin{aligned} D_{24R} &= 7.62 \times 10^{-2} \text{ m} \\ Q_{24} &= A_{21} \times 10 = 3.46 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s} \\ v_{24R} &= Q_{24} / D_{24R}^2 = 5.96 \text{ m/s} \\ R_{e24R} &= D_{24R} \times v_{24R} / (5.14 \times 10^{-7}) = 8.84 \times 10^5 \end{aligned}$$

矩形流路から円形流路への変換部は， $R_{e24} > 10^4$ であるから

$$\begin{aligned} F_1 \text{ (矩形流路面積)} &= A_E \\ F_0 \text{ (円形流路面積)} &= \pi \times 44.5^2 / 4 = 1.56 \times 10^{-3} \text{ m}^2 \\ \rho_{24C} &= 0.03 \times (1 - F_0 / F_1) = 0.0208 \end{aligned}$$

円形流路の拡大部は， $\alpha / 2 = 3^\circ$ の時，面積比が $44.5^2 / 54^2 = 0.68$ となるので

$$\rho_{24CE} = 0.01$$

摩擦損失について，

矩形流路では， R_{e24R} と (A 3 - 3) 式から

$$\begin{aligned} \lambda_{24R} &= 1.18 \times 10^{-2} \\ L_{24R} &= 2.22 \times 10^{-2} \text{ m} \\ \gamma_{24R} &= 9.89 \times 10^3 \text{ kg/m}^3 \end{aligned}$$

(A 3 - 2) 式より

$$\Delta P_{24R} = \Delta P_{F24} = 6.16 \times 10^{-4} \text{ kg/cm}^2$$

円形流路では，

$$\begin{aligned} D_{24C} &= 4.45 \times 10^{-2} \text{ m} \\ L_{24C} &= 0.272 \text{ m} \\ v_{24C} &= Q_{24} / (\pi \times D_{24C}^2 / 4) = 22.3 \text{ m/s} \\ R_{e24C} &= D_{24C} \times v_{24C} / (5.14 \times 10^{-7}) = 1.93 \times 10^6 \end{aligned}$$

(A 3 - 3) 式より

$$\lambda_{24C} = 1.04 \times 10^{-2}$$

よってアダプタ部の圧力損失は、

$$\begin{aligned} \Delta P_{24} &= (\rho_{24C} + \rho_{24CE} + \lambda_{24C} \times L_{24C} / D_{24C}) \times v_{24C}^2 / 2 / g + \Delta P_{24R} \\ &= 0.237 \text{ kg/cm}^2 \end{aligned}$$

よって炉心部の圧力損失 (ΔP_2)

$$\Delta P_2 = \Delta P_{21} + \Delta P_{22} + \Delta P_{23} + \Delta P_{24} = 1.80 \text{ kg/cm}^2$$

(3) 炉心出口配管

冷却水の物性値は、56°C、14 kg/cm² G を使用した。

$$L_3 = 3.53 \text{ m}$$

$$D_3 = 0.899 \text{ m}$$

$$v_3 = 6000 / 3600 / (\pi / 4 \times 0.899^2) = 2.63 \text{ m/s}$$

$$Re_3 = D_3 \times v_3 / (5.14 \times 10^{-7}) = 4.60 \times 10^6$$

$$\lambda_3 = 9.09 \times 10^{-3}$$

$$\rho_3 = 3.30$$

$$\gamma_3 = 9.89 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$$

(A 3 - 1) と (A 3 - 2) 式から、

$$\Delta P_3 = \Delta P_{L3} + \Delta P_{F3} = 0.116 \text{ kg/cm}^2$$

(4) 原子炉圧力容器上部及び下部

原子炉圧力容器上部及び下部は、同様な構造であるので圧力損失は等しいとした。

$$\begin{aligned} \text{原子炉圧力容器上部} &= \text{原子炉圧力容器下部} \\ &= \{ \text{原子炉出入口差圧 (3.3)} - (\Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3) \} / 2 \\ &= 0.67 \text{ kg/cm}^2 \end{aligned}$$

A.3.3 燃料フォロワの板間流速の計算

標準燃料と燃料フォロワの圧力損失が等しいとして燃料フォロワの板間流速を求める。

摩擦による圧力損失 ΔP は、以下の式で示される。

$$\Delta P = \lambda_s \frac{L_s}{D_s} \frac{v_s^2}{2g} \gamma \quad \dots\dots\dots (A 3 - 5)$$

$$\Delta P = \lambda_f \frac{L_f}{D_f} \frac{v_f^2}{2g} \gamma \quad \dots\dots\dots (A 3 - 6)$$

$$\lambda = 0.316 Re^{-0.25} \quad (Re < 10^5) \quad \dots\dots\dots (A 3 - 7)$$

$$Re = D v \rho / \mu \quad \dots\dots\dots (A 3 - 8)$$

- L : 流路長 (m)
 v : 板間流速 (m/s)
 D : 等価水力直径 (m)
 g : 重力加速度 (m/s²)
 R_e : レイノルズ数
 ρ : 密度 (kg/m³)
 μ : 粘性係数 (Ps/s)
 s : 添字 (標準燃料)
 f : 添字 (燃料フローワ)

(A 3-5) = (A 3-6) として式を解くと,

$$\begin{aligned}
 D_s^{-5/4} \cdot v_s^{7/4} \cdot L_s &= D_f^{-5/4} \cdot v_f^{7/4} \cdot L_f \quad \dots\dots\dots (A 3-9) \\
 v_f &= (D_s^{-5/4} \cdot v_s^{7/4} \cdot L_s \cdot D_f^{5/4} \cdot L_f^{-1})^{4/7} \\
 &= \{(5.13 \times 10^{-3})^{-5/4} \times 10^{7/4} \times 0.778 \times (4.95 \times 10^{-3})^{5/4} \times 0.769^{-1}\}^{4/7} \\
 &= 9.8 \text{ m/s}
 \end{aligned}$$

A.4 流路閉塞率に対する流速の計算

流路閉塞率に対する流速は、参考文献 2) と同様な方法で求める。

まず、炉心部の流動損失を求める。標準燃料を図 A.5 の様に 5 つの領域に分割し、各部の流動損失係数 (K_i) を求め流動損失 (ΔP) を計算する。

$$\Delta P = \sum_{i=1}^5 P_i = \sum_{i=1}^5 K_i \frac{v_i^2}{2g}$$

$$K_i = \lambda_i \frac{l_i}{De_i}$$

ここで、

- ΔP : 流動損失水頭 (m)
 v : 流速 (m/s)
 g : 重力加速度 (m/s²)
 λ : 表面摩擦係数 (-)
 l : 流路長 (m)
 De : 等価水力直径 (m)

(I) 流動損失の計算

① 領域 1 (縮小部)

$$K_1 = 0.5$$

② 領域 2 (直流路部)

$$S_2 = 5.08 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$$

$$S_4 = 3.47 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$$

$$v_2 = 10 \times (S_4 / S_2) = 6.83 \text{ (m/s)}$$

$$De_2 = 7.11 \times 10^{-2} \text{ (m)}$$

$$\nu = 5.67 \times 10^{-7} \text{ (m}^2\text{/s)} \quad \nu : \text{動粘性係数 (49}^\circ\text{C, 14 kg/cm}^2\text{G)}$$

$$Re_2 = v_2 De_2 / \nu = 6.83 \times 7.11 \times 10^{-2} / 5.67 \times 10^{-7} = 8.61 \times 10^5$$

$$l_2 = 0.0365 \text{ (m)}$$

$$\lambda_2 = 0.316 Re_2^{-0.25} = 1.04 \times 10^{-2}$$

$$K_2 = \lambda_2 l_2 / De_2 = 5.33 \times 10^{-3}$$

③ 領域 3 (縮小部)

$$K_3 = 0.5$$

④ 領域 4 (直流路部)

$$v_4 = 10 \text{ (m/s)}$$

$$De_4 = 5.26 \times 10^{-3} \text{ (m)}$$

$$Re_4 = v_4 De_4 / \nu = 10 \times 5.26 \times 10^{-3} / 5.67 \times 10^{-7} = 9.28 \times 10^4$$

$$l_4 = 0.778 \text{ (m)}$$

$$\lambda_4 = 0.316 Re_4^{-0.25} = 1.79 \times 10^{-2}$$

$$K_4 = \lambda_4 l_4 / De_4 = 2.65$$

⑤ 領域 5 (拡大部)

$$S_6 = 5.08 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$$

$$S_5 = 3.47 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$$

$$K_5 = \{1 - (S_5 / S_6)\}^2 = 0.10$$

$$\Delta P = \sum_{i=1}^5 P_i = \sum_{i=1}^5 K_i \frac{v_i^2}{2g} = A \frac{10^2}{2 \times 9.8} = 17.8 \text{ (m)}$$

ここで $A = (0.5 + 5.33 \times 10^{-3}) \times (6.83 / 10)^2 + (0.5 + 2.65 + 0.1)$

(2) 流速の計算

① 閉塞率80%の基準流速

$$(v_{12}/v_1)^2 = \{(6.83/10)(1.0/0.2)\}^2 = 11.7$$

$$\Delta P = 17.8 \quad (\text{m}) = (A + 1.5 \times 11.7) \times \frac{v^2}{2 \times 9.8} = 1.05 v^2$$

$$v = 4.11 \quad (\text{m/s})$$

② 閉塞率70%の基準流速

$$(v_{12}/v_1)^2 = \{(6.83/10)(1.0/0.3)\}^2 = 5.19$$

$$\Delta P = 17.8 \quad (\text{m}) = (A + 1.5 \times 5.19) \times \frac{v^2}{2 \times 9.8} = 0.549 v^2$$

$$v = 5.69 \quad (\text{m/s})$$

③ 閉塞率60%の基準流速

$$(v_{12}/v_1)^2 = \{(6.83/10)(1.0/0.4)\}^2 = 2.92$$

$$\Delta P = 17.8 \quad (\text{m}) = (A + 1.5 \times 2.92) \times \frac{v^2}{2 \times 9.8} = 0.376 v^2$$

$$v = 6.87 \quad (\text{m/s})$$

④ 閉塞率50%の基準流速

$$(v_{12}/v_1)^2 = \{(6.83/10)(1.0/0.5)\}^2 = 1.87$$

$$\Delta P = 17.8 \quad (\text{m}) = (A + 1.5 \times 1.87) \times \frac{v^2}{2 \times 9.8} = 0.295 v^2$$

$$v = 7.76 \quad (\text{m/s})$$

⑤ 閉塞率40%の基準流速

$$(v_{12}/v_1)^2 = \{(6.83/10)(1.0/0.6)\}^2 = 1.30$$

$$\Delta P = 17.8 \quad (\text{m}) = (A + 1.5 \times 1.30) \times \frac{v^2}{2 \times 9.8} = 0.252 v^2$$

$$v = 8.40 \quad (\text{m/s})$$

A.5 完全流路閉塞時の燃料芯材温度の計算

一次元のポアソン方程式を解くことによって温度分布は以下の式で表せる。

$$t(x) = -\frac{q}{2k} x^2 + \alpha x + \beta$$

ここで $t(x)$ は図 A.6 に示す x 軸での温度である。

- q : 発熱分布 (W/cm^3)
- k : 熱伝導率 ($W/cm/^\circ C$)
- x : 距離 (cm)
- α : 積分定数 ($^\circ C/cm$)
- β : 積分定数 ($^\circ C$)
- L : 芯材厚み (cm)

$x = L/2$, $x = L$ の温度は, COOLODコードによって計算から T_1, T_2 と求まっているので積分定数が求まる。また, 断熱条件で $x = 0$ で $q = 0$ であるから

$$t(0) = 2T_1 - T_2 = T_1 + (T_1 - T_2)$$

表 A.1 γ 線発熱量

| 場所 | 要素名 | γ 線発熱 (MW) |
|-------------|---------------|-------------------|
| 燃料領域 | A l 反射体 | 0.60 |
| 第一層領域 | B e 反射体 | 0.46 |
| | B e 棒 | 0.71 |
| | γ 線遮蔽板 | 0.34 |
| 第一層領域 以降 | A l 反射体 | 0.40 |
| | B e 反射体 | 0.03 |
| 合計 | ————— | 2.54 |

表 A.2 Dittus-Boelterの式の実験範囲と J M T R の定常条件

| | J M T R の定常条件 | Dittus-Boelterの式 ¹⁵⁾ |
|--------|------------------------|---------------------------------|
| レイノルズ数 | $\sim 1.5 \times 10^5$ | $10^4 \sim 10^5$ |
| プラントル数 | 2.04 ~ 3.78 | 1 ~ 100 |

表 A.3 Dittus-Boelterと修正 Colburnの計算結果

| | Dittus-Boelter | 修正 Colburn |
|-----------|----------------|------------|
| 燃料板表面最高温度 | 186 °C | 172 °C |
| 燃料芯材最高温度 | 209 °C | 194 °C |

(L E U 炉心の場合)

表A.4 工学的熱水路係数

| | 標準燃料 | フォロー | 統計処理 |
|--------------------------------|------|------|------|
| 冷却水バルク温度上昇因子 | 1.32 | 1.33 | |
| 発熱側因子 | | | |
| ① 出力レベル計測誤差因子 | 1.05 | 1.05 | ※ |
| ② 燃料板内 ²³⁵ U含有量誤差因子 | 1.02 | 1.02 | ※ |
| ③ 冷却水正味発熱割合因子 | 1.00 | 1.00 | |
| 除熱側因子 | | | |
| ① チャンネル流量遍在因子 | 1.16 | 1.16 | |
| ② 流炉断面積誤差因子 | 1.13 | 1.13 | ※ |
| ③ 流路計測誤差因子 | 1.02 | 1.02 | ※ |
| 燃料板表面フィルム温度上昇因子 | 1.57 | 1.57 | |
| 発熱側因子 | | | |
| ① 熱流束レベル測定誤差因子 | 1.05 | 1.05 | ※ |
| ② 燃料板内 ²³⁵ U含有量誤差因子 | 1.02 | 1.02 | ※ |
| ③ 燃料板内 ²³⁵ U分布遍在因子 | 1.20 | 1.20 | ※ |
| ④ 燃料体幅分布因子 | 1.04 | 1.04 | ※ |
| ⑤ 燃料体長さ因子 | 1.01 | 1.01 | ※ |
| ⑥ 燃料板内正味発熱割合 | 1.00 | 1.00 | |
| 除熱側因子 | | | |
| ① 熱伝達相関式誤差因子 | 1.05 | 1.05 | |
| ② 対熱伝達係数流速遍在因子 | 1.12 | 1.12 | |
| ③ 対熱伝達係数流速計測誤差因子 | 1.02 | 1.02 | ※ |
| ④ 対熱伝達係数流路断面積誤差因子 | 1.02 | 1.02 | ※ |
| ⑤ その他の因子 | 1.10 | 1.10 | |

※：統計処理した因子を示す。

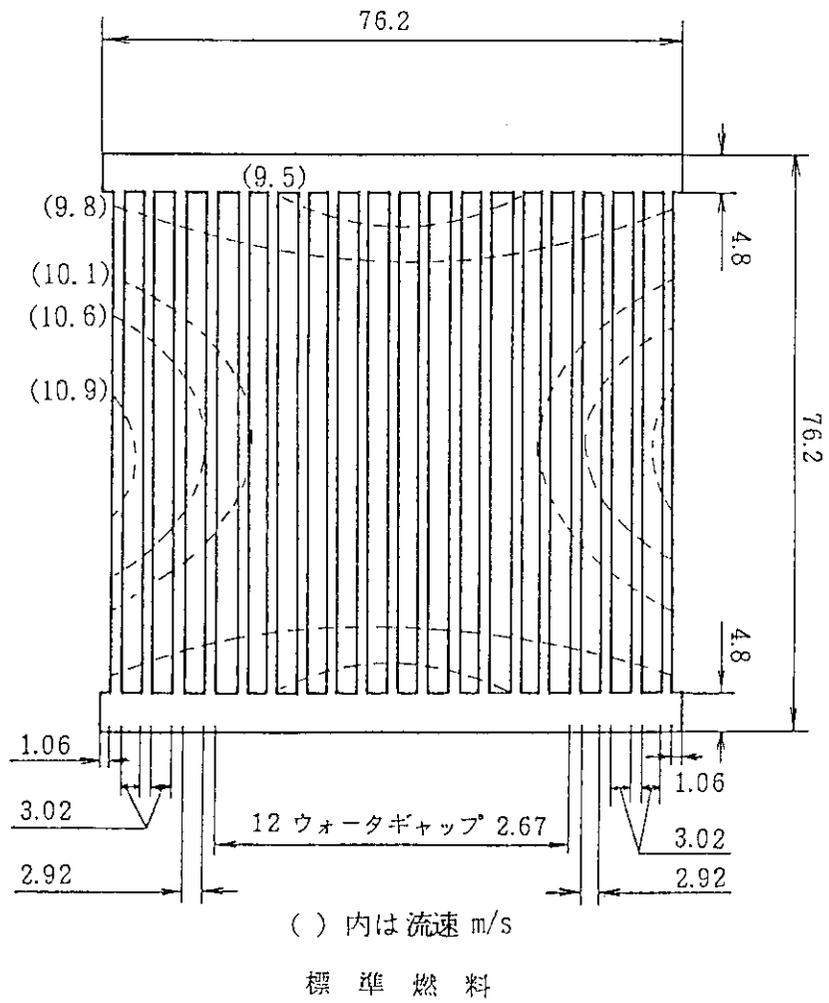


図 A.1 標準燃料要素の流路内流速分布

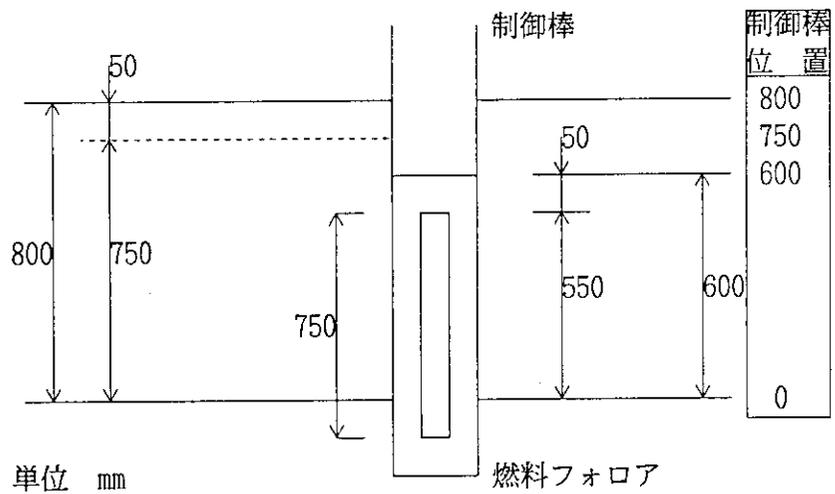


図 A.2 制御棒と燃料フォロワの位置関係

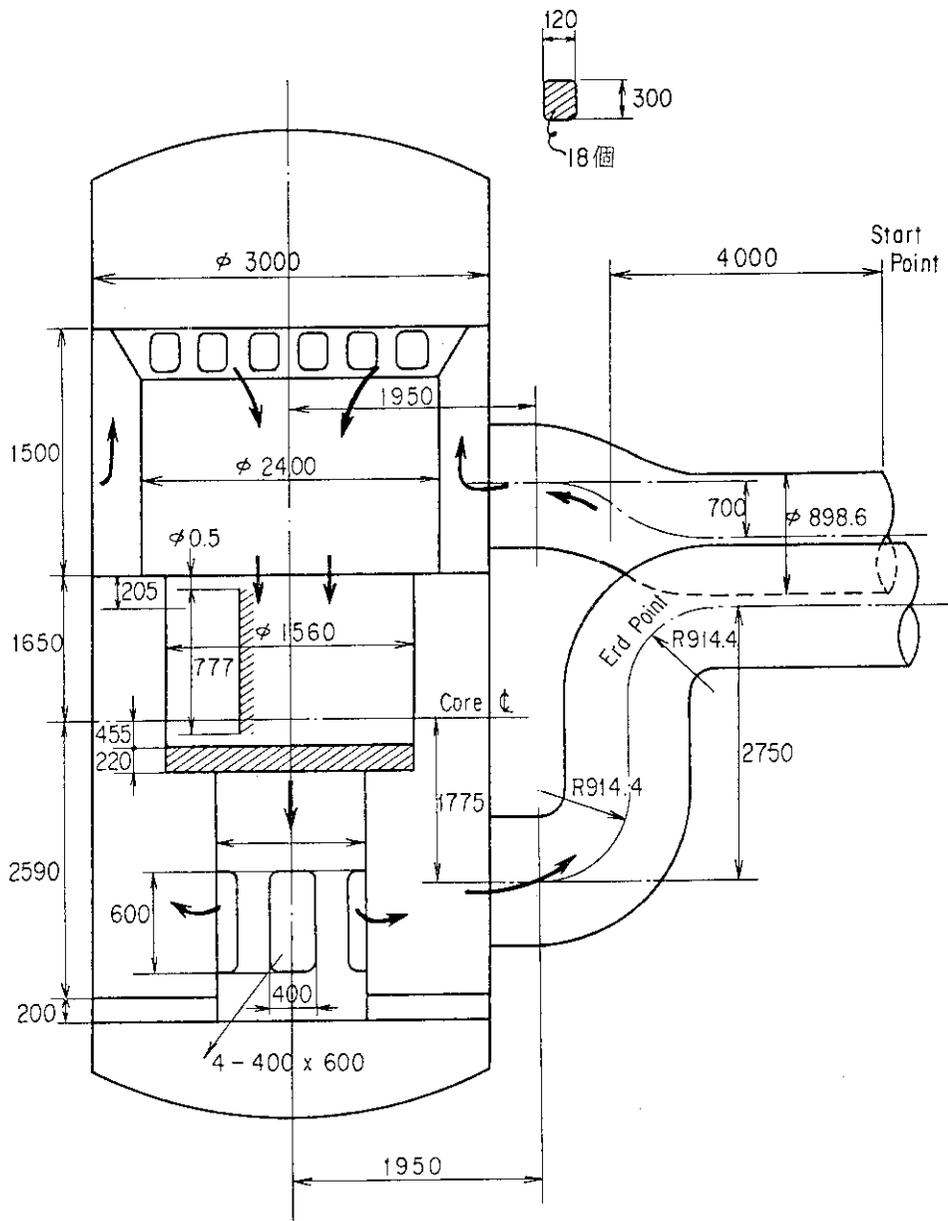


図 A.3 JMTRの圧力容器部の寸法

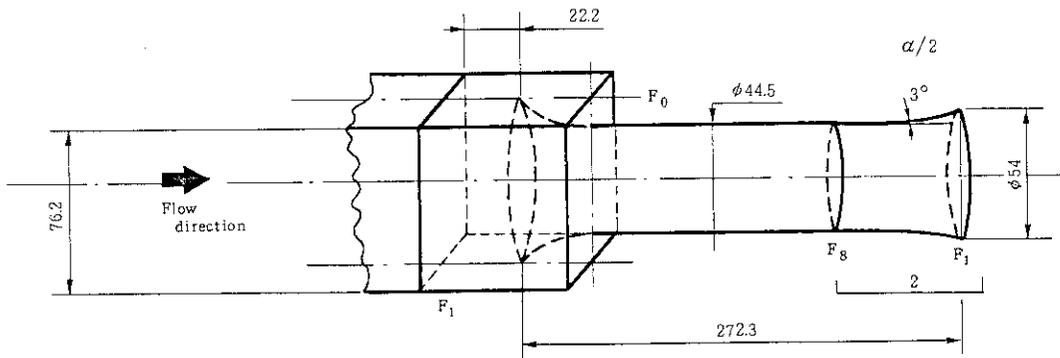


図 A.4 標準燃料要素アダプタ部のモデル

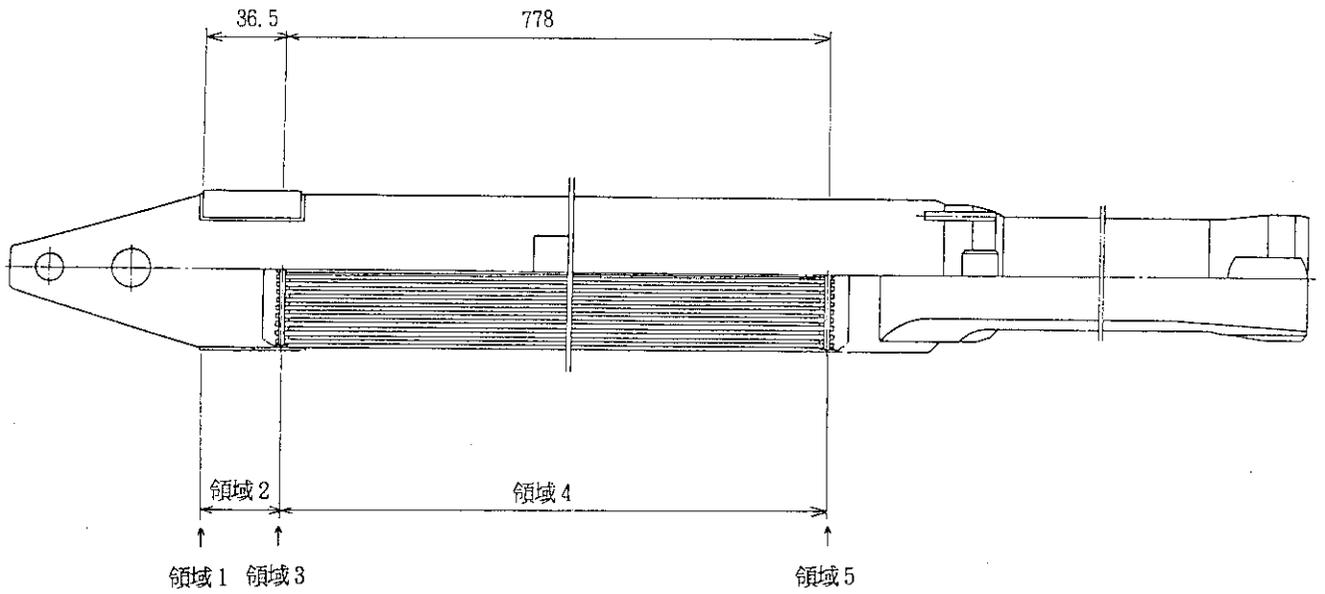


図 A.5 圧力分布計算に用いた標準燃料要素の領域

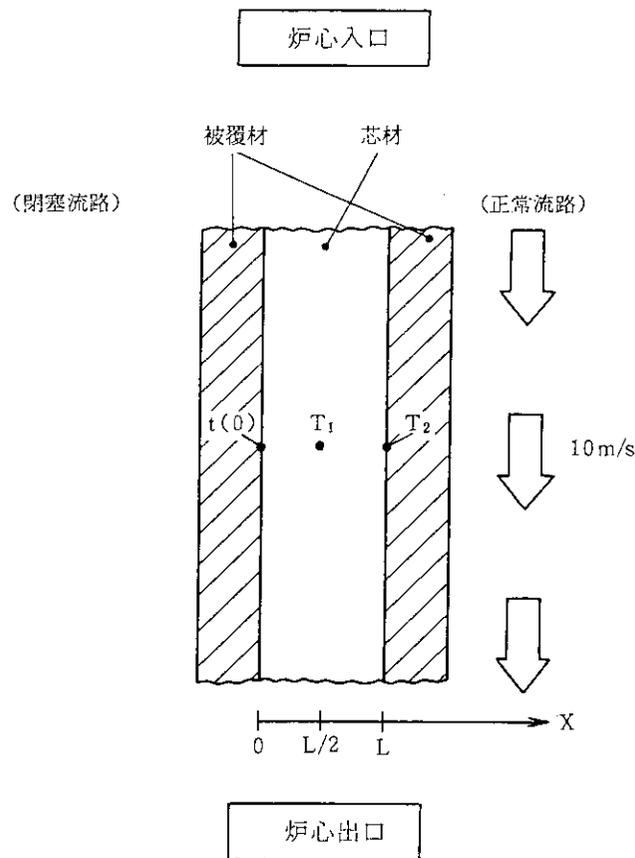


図 A.6 完全流路閉塞における燃料芯材最高温度の計算モデル