

JAERI-Tech

97-015



JRR-3シリサイド燃料炉心の炉心定常熱水力解析
及び炉心流路閉塞事故解析

1997年3月

神永雅紀

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

本レポートは、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、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越してください。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。

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1997

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 株式会社原子力資料サービス

JRR-3 シリサイド燃料炉心の炉心定常熱水力解析
及び炉心流路閉塞事故解析

日本原子力研究所東海研究所研究炉部
神永 雅紀

(1997年2月4日受理)

JRR-3 は、低濃縮板状燃料を使用した軽水軽減・冷却、ベリリウム及び重水反射体付プール型炉であり、熱出力は 20 MW である。JRR-3 では、現在、シリサイド燃料化計画が進められており、燃料としては現在のウランアルミニウム (UAl_3 -Al) 分散型燃料 (アルミナイド燃料) に代わり、ウランシリコンアルミニウム (USi_2 -Al) 分散型燃料 (シリサイド燃料) を使用する予定である。本報告書は、JRR-3 のシリサイド燃料化計画の一環として実施した JRR-3 シリサイド燃料炉心の定常熱水力解析及び炉心流路閉塞事故解析について述べたものである。JRR-3 には定格出力 20 MW の強制循環冷却モードと、最高出力 200 kW の自然循環冷却モードがある。炉心流路閉塞事故の解析では、板状燃料を用いた研究炉用定常熱水力解析コード COOLOD を、定常熱水力解析では自然循環冷却時も含め COOLOD-N2 を用いた。

解析結果から JRR-3 シリサイド燃料炉心は、通常運転時において十分な安全余裕を有することを確認した。また、炉心流路閉塞事故については、事故時の安全性を判断する基準を満足することを確認した。

Steady-state Thermal Hydraulic Analysis and
Flow Channel Blockage Accident Analysis
of JRR-3 Silicide Core

Masanori KAMINAGA

Department of Research Reactor
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 4, 1997)

JRR-3 is a light water moderated and cooled, beryllium and heavy water reflected pool type research reactor using low enriched uranium (LEU) plate-type fuels. Its thermal power is 20MW. The core conversion program from uranium-aluminum (UAl_3 -Al) dispersion type fuel (aluminide fuel) to uranium-silicon-aluminum (U_3Si_2 -Al) dispersion type fuel (silicide fuel) is currently conducted at the JRR-3.

This report describes about the steady-state thermal hydraulic analysis results and the flow channel blockage accident analysis result. In JRR-3, there are two operation mode. One is high power operation mode up to 20 MW, under forced convection cooling using the primary and the secondary cooling systems. The other is low power operation mode up to 200 kW, under natural circulation cooling between the reactor core and the reactor pool without the primary and the secondary cooling systems. For the analysis of the flow channel blockage accident, COOLOD code was used. On the other hand, steady-state thermal hydraulic analysis for both of the high power operation mode under forced convection cooling and low power operation under natural convection cooling, COOLOD-N2 code was used.

From steady-state thermal hydraulic analysis results of both forced and natural convection cooling, fuel temperature, minimum DNBR etc. meet the design criteria and JRR-3 LEU silicide core has enough safety margin under normal operation conditions. Furthermore, flow channel blockage accident analysis results show that one channel flow blockage accident meet the safety criteria for accident conditions which have been established for JRR-3 LEU silicide core.

Keywords: Flow Channel Blockage Accident, JRR-3, LEU Fuel, Plate-type-Fuel, Research Reactor, Silicide Fuel, COOLOD, COOLOD-N2

目 次

1. 緒 言	1
2. JRR-3 シリサイド炉心核設計	7
2.1 核設計の概要	7
3. 炉心定常熱水力解析	11
3.1 炉心の主要な熱水力的仕様	11
3.2 設計方針	11
3.3 熱水力設計に用いる熱水路係数	11
3.4 炉心冷却材流量配分	23
3.5 主要な解析条件	27
3.6 熱出力 20MW 時炉心定常熱水力解析	31
3.7 冷却材流量, 炉心入口温度, 原子炉出力パラメータ解析	31
3.8 熱出力 0.2MW 自然循環冷却時の炉心定常熱水力解析	37
3.9 自然循環冷却時の原子炉出力パラメータ解析	37
4. 炉心流路閉塞事故解析	41
4.1 炉心流路閉塞事故について	41
4.2 事故時の判断基準	41
4.3 炉心流路閉塞事故解析に用いた主要な条件	42
4.4 炉心流路閉塞事故解析	42
5. 結 言	44
謝 辞	44
参考文献	45
付録A ウラン密度と熱伝導率の関係について	46
付録B 1次冷却材流路の軸方向分割	48
付録C 炉心冷却材流量配分解析モデル妥当性の検討	74

Contents

1. Introduction	1
2. Neutronic Design of JRR-3 Silicide Code	7
2.1 General Description of Neutronic Design	7
3. Steady-state Thermal Hydraulic Analysis	11
3.1 Thermal Hydraulic Specification of the Reactor Core	11
3.2 Design Criteria	11
3.3 Hot Channel Factors for Thermal Hydraulic Design	11
3.4 Coolant Flow Distribution in the Core	23
3.5 Major Analysis Conditions	27
3.6 Steady-state Thermal Hydraulic Analysis at 20MW	31
3.7 Primary Coolant Flow Rate, Core Inlet Coolant Temperature and Thermal Power Parameter Analysis	31
3.8 Steady-state Thermal Hydraulic Analysis at 0.2 MW under Natural Convection Cooling	37
3.9 Thermal Power Parameter Analysis under Natural Convection Cooling	37
4. Flow Channel Blockage Accident Analysis	41
4.1 Description of Flow Channel Blockage Accident	41
4.2 Safety Criteria for Accident	41
4.3 Major Analysis Conditions for Flow Channel Blockage Accident	42
4.4 Flow Channel Blockage Accident Analysis	42
5. Concluding Remarks	44
Acknowledgments	44
References	45
AppendixA Relation between Uranium Density and Thermal Conductivity of U_3Si_2	46
AppendixB Axial Division of Primary Coolant Flow Channels in the Core	48
AppendixC Validity of Primary Coolant Flow Distribution Analysis Model	74

1. 緒言

JRR-3（改造炉）は、約20%濃縮のウランアルミニウム分散型燃料（アルミナイド燃料）を用いた軽水減速・冷却、ベリリウム及び重水反射体付きのプール型炉で、最大熱出力は20 MWである。平成2年3月に臨界を達成し、平成2年11月から共同利用運転を行っている。JRR-3は、現在、熱・冷中性子を用いたビーム実験、放射化分析、半導体用シリコンの製造（シリコン単結晶のドーピング）、RI製造などに利用されている。

しかし、高稼働率（1サイクルの運転期間4週間、7サイクル/年）と5バッチ分散方式の燃料交換であることから、比較的燃料消費量が多く、従って使用済燃料の発生量も多くなっている。一方、国内外の試験・研究炉で使用される燃料要素は、近年アルミナイド燃料から、よりウラン密度を高めることが可能なウランシリコンアルミニウム分散型燃料（シリサイド燃料）への変更が進められており、今後もアルミナイド燃料を継続して使用する場合、将来において燃料の安定供給と製作コスト等に問題が生じる可能性がでてきた。

このため、JRR-3においても、シリサイド燃料を使用することによって、燃料の安定供給の確保を図るとともに、燃料要素1体当たりのウラン量を増加させることによる燃料使用体数の削減と炉心管理をより効率的に行うことによって、使用済燃料の発生量の低減化を図ることとした。

JRR-3の変更の内容は、20%濃縮のアルミナイド燃料から20%濃縮のシリサイド燃料へ変更するとともに、最高燃焼度を約50%から60%へ変更するものである。また、これらの変更に伴い、安全設計及び安全評価等の見直しも行う。変更に当たっては、現在の原子炉の性能（熱出力、中性子束）を維持する設計とする。Table 1.1.1及びTable 1.1.2にJRR-3シリサイド燃料（標準型燃料要素及びフォロー型燃料要素）の主要な仕様をアルミナイド燃料と比較して示す。また、Fig.1.1.1にJRR-3標準型燃料要素をFig.1.1.2にJRR-3フォロー型燃料要素をそれぞれ示す。シリサイド燃料の特徴は、高燃焼度化を図るため、アルミナイド燃料に比べウラン密度が高いこと、初期の過剰反応度を抑えるために可燃性毒物としてカドミウムワイヤを側板に埋め込んでいることである。

本報告書は、JRR-3シリサイド燃料化計画の一環として実施したJRR-3シリサイド燃料炉心の炉心定常熱水力解析結果について述べたものである。JRR-3シリサイド燃料炉心定常熱水力解析では、以下に示す状態について解析した。また、炉心流路閉塞事故においては、ホットチャンネル1流路の完全閉塞を仮定し解析した。

炉心定常熱水力解析（強制循環冷却時）

- ① 熱出力20 MW、1次冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却水温度35°C
（ベースケース）
- ② 熱出力20 MW、1次冷却材流量1440 (60%)～3240 (135%) m³/h、炉心入口冷却水温度35°C（1次冷却系流量パラメータ解析）
- ③ 熱出力20 MW、1次冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却水温度25～45°C

(炉心入口冷却水温度パラメータ解析)

- ④ 熱出力18~28 MW、1次冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却水温度35°C
(熱出力パラメータ解析)

炉心定常熱水力解析(自然循環冷却時)

- ① 熱出力0.2 MW、炉心入口冷却水温度35°C
(ベースケース)
- ② 熱出力0.1~0.3 MW、炉心入口冷却水温度35°C
(熱出力パラメータ解析)

炉心流路閉塞事故解析

ホットチャンネル1流路の完全閉塞

熱出力20 MW、1次冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却水温度35°C

炉心流路閉塞事故の解析では、板状燃料を用いた研究炉用定常熱水力解析コードCOOLOD⁽¹⁾を、強制循環冷却時及び自然循環冷却時の定常熱水力解析ではCOOLODを改良したCOOLOD-N2⁽²⁾をそれぞれ用いた。

Table 1.1.1 Description of JRR-3 silicide fuel element (Standard fuel)

項目		シリサイド燃料 (変更後)	アルミナイド燃料 (変更前)
外形		約 76.2 x 76.2 x 1150 mm	同左
U-235 濃縮度		約 20 wt %	同左
U-235 含有量		約 472 g	約 300 g
ウラン密度		約 4.8 g/cm ³	約 2.2 g/cm ³
芯材	厚さ	約 0.51 mm	約 0.76 mm
	幅	約 62 mm	同左
	長さ	約 750 mm	同左
被覆材厚さ		約 0.38 mm	同左
燃料板	厚さ	約 1.27 mm	約 1.27 mm
	幅	約 71 mm	同左
	長さ	約 770 mm	同左
冷却材流路数		20	19
冷却材流路厚さ		約 2.35 mm (x 20)	約 2.28 mm (x 19)
燃料芯材		ウランシリコンアルミニウム分散型合金 (U ₃ Si ₂ -Al)	ウランアルミニウム分散型合金 (UAl _x -Al)
被覆材		アルミニウム合金 A 6061、AG3NE又は相当品	アルミニウム合金 AG3NE又は相当品
可燃性	種類	カドミウム	無し
	線径	約 0.4 mm	
吸収体	長さ	約 750 mm	
	被覆材種類	アルミニウム合金	
	被覆材厚さ	約 0.20 mm	
	本数	42	
最大燃焼度		要素平均 60 %	要素平均 50 %

Table 1.1.2 Description of JRR-3 silicide fuel element (Follower fuel)

項目		シリサイド燃料 (変更後)	アルミナイド燃料 (変更前)
外形		約 64 x 64 x 880 mm	同左
U-235 濃縮度		約 20 wt %	同左
U-235 含有量		約 302 g	約 190 g
ウラン密度		約 4.8 g/cm ³	約 2.2 g/cm ³
芯材	厚さ	約 0.51 mm	約 0.76 mm
	幅	約 49 mm	同左
	長さ	約 750 mm	同左
被覆材厚さ		約 0.38 mm	同左
燃料板	厚さ	約 1.27 mm	約 1.27 mm
	幅	約 60 mm	同左
	長さ	約 770 mm	同左
冷却材流路数		16	15
冷却材流路厚さ		約 2.40 mm (x 15)	約 2.38 mm (x 14)
燃料芯材		ウランシリコンアルミニウム分散型合金 (U ₃ Si ₂ -Al)	ウランアルミニウム分散型合金 (UAl _x -Al)
被覆材		アルミニウム合金 A 6061、AG3NE又は相当品	アルミニウム合金 AG3NE又は相当品
可燃性	種類	カドミウム	無し
	線径	約 0.4 mm	
吸収体	長さ	約 750 mm	
	被覆材種類	アルミニウム合金	
	被覆材厚さ	約 0.20 mm	
本数		34	
最大燃焼度		要素平均 60 %	要素平均 50 %

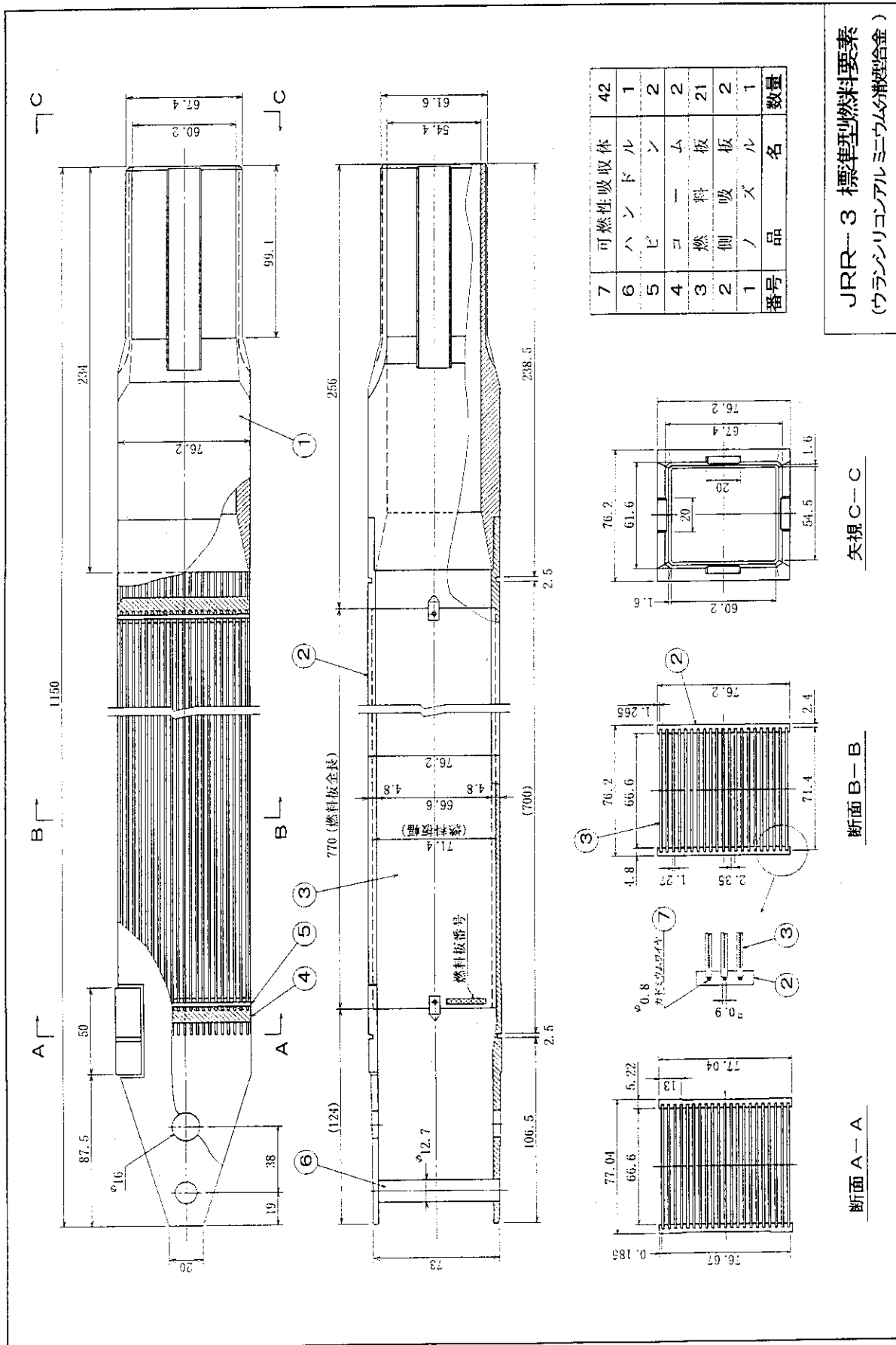


Fig.1.1.1 JRR-3 standard type fuel element (Silicide fuel)

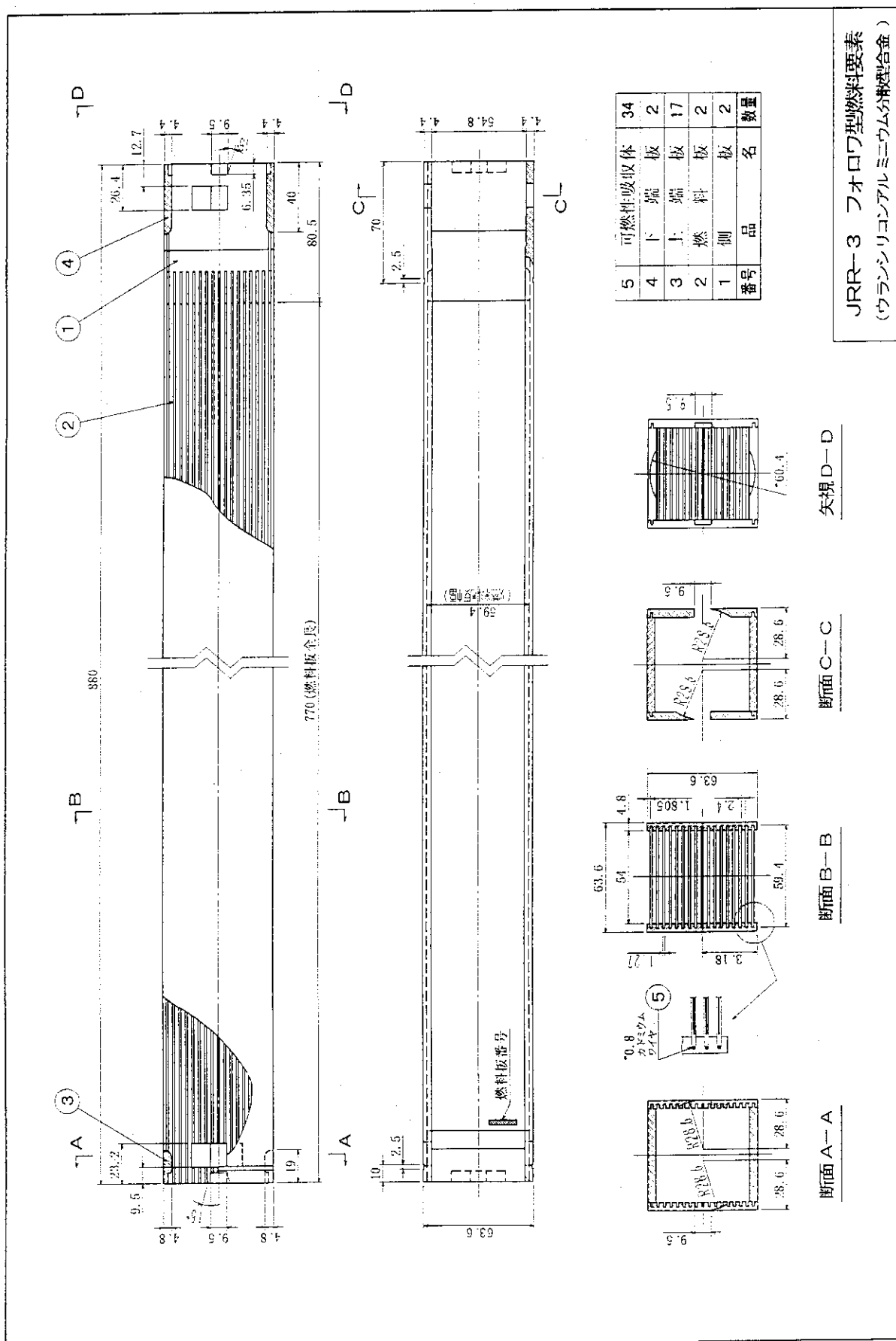


Fig.1.1.2 JRR-3 follower type fuel element (Silicidc fuel)

2. JRR-3シリサイド炉心核設計

2.1 核設計の概要

JRR-3は、熱出力20MWの軽水減速・冷却の研究用熱中性子炉である。炉心は、濃縮度20%のウラン・シリコン・アルミニウム分散型板状燃料要素26体、ハフミウム制御棒6本、フローワ型燃料要素6体、照射筒要素5体及びベリリウム反射体12体からなり、約60cmφ x 75cmの円筒形状である。Fig. 2.1.1にJRR-3シリサイド炉心の燃料要素、反射体、制御棒等の配置図を示す。

核設計では、制御棒系及び重水ダンプ系とからなる原子炉停止系の機能と制御すべき反応度を設定し、原子炉停止系が所定の機能を有するように設計する。また、原子炉の制御範囲において反応度係数が負になるように設計し、固有の安全性を有することを示す。さらに、原子炉熱出力に関しては、出力分布が平坦になるよう設計で配慮するとともに、出力レベルと出力分布に振動が生じないように設計する。

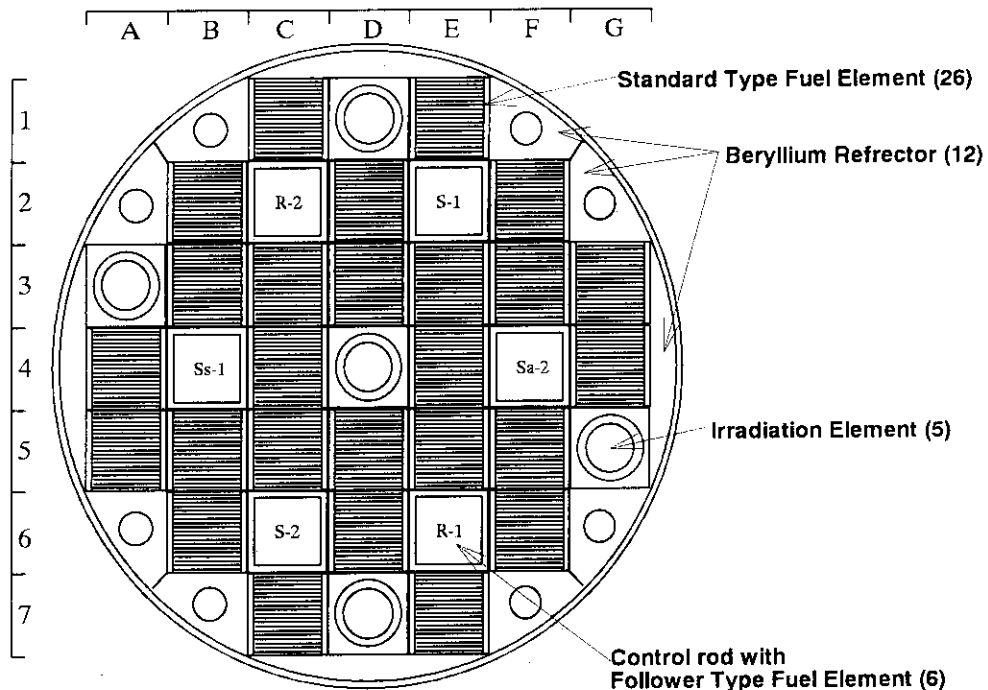


Fig. 2.1.1 JRR-3 silicide core configuration

2.1.1 設計方針

原子炉の寿命中、下記の方針を満足するように核設計を行う。

(1) 反応度停止余裕

制御棒系は、反応度効果の最も大きい制御棒が完全引抜き位置のまま、そう入できない時でも、炉心を臨界未満にできる設計とする。このため、制御棒は、最大反応度効果を持つ制御棒1本が未そう入の場合でも0.01 $\Delta k/k$ 以上の反応度停止余裕を有するように設計する。さらに制御棒が作動しないと仮定しても、重水ダンプ系により0.01 $\Delta k/k$ 以上の反応度停止余裕を持って炉心を臨界未満にできるように設計する。

(2) 添加反応度及び反応度添加率

制御棒の最大添加反応度及び最大反応度添加率は、冠水維持設備の安全性を損なわず、また、炉心冷却を損なうような炉心損傷を生じないように制限する。このため、最大添加反応度は、制御棒の異常な引抜き等において添加反応度が過度とならないように設計し、また、最大反応度添加率は、制御棒が引抜き手順上可能な最大駆動速度で引抜かれても $7.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ 以下になるように設計する。

(3) 過剰反応度

炉心の過剰反応度は、温度による反応度変化、燃焼による反応度変化及び実験物等による反応度を補償するとともに、反応度停止余裕の条件を満たすように $0.21 \Delta k/k$ 以下になるように設計する。

(4) 反応度係数

炉心は、出力レベルが変動した場合、その変動を減衰させるような反応度係数を有する設計とする。このため、炉心が固有の負の反応度フィードバック特性を持つように減速材温度係数、ボイド係数及びドプラ係数は負となるように設計し、これらを総合した反応度係数が運転時の異常な過渡変化時においても出力抑制効果を有するように設計する。

(5) 出力分布

炉心は、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料の許容設計限界を超えるような出力分布が生じないように設計する。

(6) 安定性

出力分布の振動が生じないように、炉心に十分な減衰特性を持たせた設計とするか、または、たとえ振動が生じても、それを確実に、かつ容易に検出して抑制できるように設計する。

(7) 燃焼度

燃料要素平均の最大燃焼度は60%以下となるように設計する。

2.1.2 核設計結果

核設計結果をTable2.1.1に示す。

(1) 反応度停止余裕

原子炉の反応度制御は制御棒で行う。制御棒は、粗調整棒と微調整棒で構成し、通常の起動及び停止はこれらの制御棒によって行う。原子炉停止系は、制御棒系と重水ダンプ系で構成し、それぞれ原子炉の停止機能を有する。

a. 制御棒系

制御系は、原子炉を運転するために必要な反応度を制御する機能と原子炉を安全に、かつ急速停止する機能を有する。制御棒は、最大反応度効果をもつ制御棒1本が全引抜き位置のままそう入できない場合でも、Table2.1.1に示すように残りの制御棒のみで速やかに原子炉を停止するに十分な反応度停止余裕を有する。

b. 重水ダンプ系

重水ダンプ系は、運転状態にある原子炉を重水ダンプにより未臨界にできる機能を有する。重水ダンプにより重水タンクから重水を全量排出した場合に添加される負の反応度は $0.07 \Delta k/k$ である。また、燃料有効部上端から下へ20 cm重水をダンプした場合に添加される負の反応度は $0.012 \Delta k/k$ である。このように、重水ダンプ系は原子炉を停止するに十分な反応度停止余裕を有する。

(2) 最大反応度付加率

制御棒引き抜きによる最大反応度付加率は、微調整棒を最大駆動速度5mm/s (30cm/min)で引き抜いたときで $7.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ 以下である。

a. 粗調整棒

粗調整棒は、主として炉心の実効増倍率の調整、燃料の燃焼補償及び実験物そう入等に伴う反応度変化を制御する。粗調整棒の最大反応度添加率は、粗調整棒の最大駆動速度と反応度価値から定まる。粗調整棒の最大駆動速度は約1.7 mm/sであり、最大反応度添加率は2本の粗調整棒が同時に最大駆動速度で引抜かれた場合でも $6.0 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ であり制限値を下回る。

b. 微調整棒

微調整棒は、主として原子炉出力が変化した時の燃料温度変化または冷却材温度変化等による反応度変化、実験物のそう入及び取り出し等に伴う反応度変化を制御する。微調整棒の最大反応度添加率は、微調整棒の最大駆動速度と反応度価値から定まる。微調整棒の最大駆動速度は5.0 mm/s以下であり、最大反応度添加率は1本あたり $7.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ 以下となる。微調整棒は2本同時に引抜かれることは無いので、最大反応度添加率は制限値以下である。

(3) 過剰反応度

炉心の過剰反応度は、初期炉心で $0.18 \Delta k/k$ 、過剰反応度最大炉心で $0.20 \Delta k/k$ であり、全運転期間にわたって $0.21 \Delta k/k$ 以下である。

(4) 反応度係数

反応度係数は、減速材温度、減速材密度、ボイド率及び燃料温度等の炉心状態量が増加することによる反応度の変化を示すパラメータである。各反応度係数の値をTable 2.1.1に示す。

減速材温度係数は、減速材温度の変化に対する反応度変化の割合であり、運転状態において常に負である。ボイド係数は、減速材中のボイド発生による反応度変化であるが、減速材温度係数と同様に負である。また、ドプラ係数は燃料実効温度の変化に対する反応度変化の割合であり本原子炉においては常に負である。

以上、減速材温度効果、ボイド効果及びドプラ効果は、常に負の反応度効果として働く。このため、原子炉は固有の安定性を有する。

(5) 出力分布

炉心の出力分布を平坦化するために以下の配慮をする。核的熱水路係数の値を

Table 2.1.2に示す。

- a. 制御棒は異常な出力分布状態にならないように操作する。
- b. 炉心の構成要素の配置に対称性をもたせ、かつ異常な出力分布にならないよう実験物のそう入に配慮する。

(6) 安定性

反応度係数が全て負であるため、所定の運転範囲において原子炉出力レベルの変動に対しては強い自己制御性を有している。また、炉心寸法が小さいために、中性子束分布の空間振動の可能性がなく、炉心の出力分布は安定である。

(7) 燃焼度

燃料交換方式としては、燃料要素ごとに燃焼度を管理して、燃料要素平均の最大燃焼度が60%を超えないように燃料交換を行う。

Table 2.1.1 Neutronic characteristics of JRR-3 silicide core

	Initial core	Max. Excess reactivity core	Homogeneous-Equilibrium core
Excess reactivity ($\Delta k/k$)	0.18	0.20	0.09
One rod stuck Margin ($\Delta k/k$)	0.04	0.03	0.11
Control rod worth ($\Delta k/k$)			
(a) Total rod worth	0.27	0.28	0.31
(b) Single rod worth (max.)	0.05	0.04	0.04
Reactivity worth for heavy water dump ($\Delta k/k$)		0.07	
Maximum reactivity insertion rate ($\Delta k/k/s$)		$< 7.5 \times 10^{-4}$	
Reactivity coefficient			
(a) Moderator void coefficient ($\times 10^{-3} \Delta k/k/\%$ void) (0 ~ 50 % void)	-4.1 ~ -7.0	-2.7 ~ -4.8	-2.9 ~ -5.1
(b) Moderator temperature coefficient ($\times 10^{-4} \Delta k/k/^\circ C$) (0 ~ 200 $^\circ C$)	-2.3 ~ -4.2	-2.1 ~ -3.2	-2.3 ~ -3.5
(c) Doppler coefficient ($\times 10^{-5} \Delta k/k/^\circ C$) (0 ~ 200 $^\circ C$)	-3.4 ~ -1.8	-3.0 ~ -2.2	-2.5 ~ -2.3
Kinetic parameters			
(a) Prompt neutron lifetime (s) ℓ	1.52×10^{-4}	1.59×10^{-4}	1.54×10^{-4}
(b) Effective delayed neutron fraction $(-)\beta_{eff}$	7.20×10^{-3}	6.63×10^{-3}	6.79×10^{-3}

Table 2.1.2 Hot channel factors from neutronic design of the JRR-3 silicide core

Factor	
Hot channel factor from neutronic calculation ($F_N = F_R \cdot F_L \cdot F_E \cdot F_Z$)	3.03
Radial peaking factor (F_R)	1.41
Local peaking factor (F_L)	1.36
Uncertainty factor (F_E)	1.18
Axial peaking factor (F_Z)	1.34

3. 炉心定常熱水力解析

3.1 炉心の主要な熱水力的仕様

JRR-3の熱出力20 MWは、標準型燃料要素、フォロー型燃料要素、ベリリウム反射体及び重水反射体等で発生するが、その大部分は標準型燃料要素及びフォロー型燃料要素における発生熱である。炉心及び重水タンク内で発生する熱は、1次冷却材及び重水の循環により、それぞれの熱交換器を経て2次冷却系から大気に放散する。定格出力運転時における1次冷却系の流量は2400m³/hである。一方、自然循環冷却時には、最大熱出力200kWまでの運転が可能である。この場合、炉心内で発生した熱は、原子炉プール内の自然循環冷却により除熱される。炉心の主要な熱的仕様をTable 3.1.1に示す。

Table 3.1.1 Major thermal-hydraulic characteristics of JRR-3 silicide core

Item	Forced convection cooling mode	Natural convection cooling mode
Thermal Power	20.0 MW	0.2 MW
Average power density	155 kW/ℓ	1.55 kW/ℓ
Primary coolant flow rate	2400 m ³ /min (662.7 kg/s)	2.46 kg/s
Core inlet temperature (Max.)	35.0 °C	35.0 °C
Average core outlet temperature	43.7 °C	54.9 °C
Core inlet pressure	1.55 kg/cm ² abs	1.67 kg/cm ² abs
Total heated area of the core	55.6 m ²	55.6 m ²
Average heat flux of the core	36.0 W/cm ²	0.36 W/cm ²

3.2 設計方針

JRR-3の熱水力設計では、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において燃料板被覆の損傷が起こらないように、次の方針を満足する設計とする。

- (1) 通常運転時には、炉心内のいかなる点においても1次冷却材が沸騰しないように設計する。
- (2) 運転時の異常な過渡変化時には、最小DNBRは1.5以上であるように設計する。
- (3) 運転時の異常な過渡変化時には、燃料芯材最高温度は400°Cを超えないように設計する。

3.3 熱水力設計に用いる熱水路係数

燃料温度の計算値が最大になるよう、炉心の出力分布及び工学的熱水路係数を考慮する。工学的熱水路係数のうち燃料設計に係わるものについては、Table 3.3.1に示す燃料の製作仕様に基づいて算出する。熱水力設計計算で考慮した核的因子及び工学的因子のそれぞれの値をTable 3.3.2に示す。各工学的因子の計算については「3.3.3 冷却水バルク温度上昇因子(F_b)の計算」以降に示す。

Table 3.3.1 Fuel specification for calculating engineering hot channel factors

Name of factor	Fuel specification	Memo
Uncertainty factor for U-235 content per fuel plate (F_{FC})	$22.48 \pm_{0.40}^{0.40}$ g	$\pm 2.0\%$ 以内
Uncertainty factor for U-235 distribution (F_d)	$\pm 15\%$	
Uncertainty factor for fuel meat width (F_{FW})	60.0~64.7	
Uncertainty factor for fuel meat length (F_{lm})	$750 \pm_{10}^5$ mm	
Uncertainty factor for flow area (F_{CA})	2.35 ± 0.2	

3.3.1 核的熱水路係数

炉心の空間的中性子束分布による出力の不均一性を量的に示すため、核的熱水路係数 F_N を次のように定義する。

$$f_n = \text{局所出力密度} / \text{炉心平均出力密度}$$

$$F_N = (f_n) \text{の最大値}$$

ここで最大値とは、初装荷炉心から燃料交換を考慮した平衡炉心までの炉心及び燃焼度を考慮して最大となる値である。

F_N を次の3つの空間的因子に分けて考える。

(1) 半径方向出力分布因子(F_R)

炉心の半径方向に分布した出力の不均一性を示す因子である。燃料要素セルに関して、炉心全体で平均した燃料要素出力に対する特定の燃料要素の出力の比として f_r を定義する。このとき、 F_N を与える f_r を F_R とする。

(2) 局部的出力分布因子(F_L)

特定の燃料要素セルについて、その燃料要素セル平均出力に対するセル内の最大の出力の比として f_l を定義する。このとき、 f_l の最大値を F_L とする。

(3) 軸方向出力分布因子(F_Z)

燃料要素の流路方向の出力分布の最大値と平均値の比として f_z を定義する。このとき、 F_N を与える f_z を F_Z とする。計算では、この比ばかりでなく、分布形状 $F_Z(Z)$ が重要であり、3次元計算により求めた核的熱水路係数（核的因子の最大値）を与える燃料要素セルの分布形状を熱設計に採用するものとする。

出力分布は燃焼度や燃料要素位置によって異なる。JRR-3シリサイド燃料炉心においては、出力ピーキング(f_r, f_z)は、11サイクル初期炉心において最大値をとり、以後最大値を越えないような燃料交換方式をとることとしている。計算の結果 F_R は1.41、 F_Z は

1.34である。

F_L については、燃焼度0%のクリーン炉心において最大となり、その値は1.36である。

核的熱水路係数(F_N)は、上記の F_R 、 F_Z 、 F_L に出力分布係数誤差因子 $F_E = 1.18$ を考慮すると、 F_N は3.03となる。

3.3.2 工学的熱水路係数

工学的熱水路係数は、冷却材バルク温度上昇因子(F_b)、フィルム温度上昇因子(F_f)及び熱流束因子(F_q)に分類され、各因子は次に示す方法で計算する。

(1) 統計的手法による計算⁽¹⁾

ある注目点の温度と基準温度との差 Δt が、次のような関係で表されるとき、

$$\begin{aligned} \Delta t &= \Delta t_1 + \Delta t_2 + \dots + \Delta t_m \\ \Delta t_1 &= K_1 \cdot x_1^{a11} \cdot x_2^{a12} \cdot \dots \cdot x_n^{a1n} \\ \Delta t_2 &= K_2 \cdot x_1^{a21} \cdot x_2^{a22} \cdot \dots \cdot x_n^{a2n} \\ &: \\ &: \\ \Delta t_m &= K_m \cdot x_1^{am1} \cdot x_2^{am2} \cdot \dots \cdot x_n^{amn} \end{aligned}$$

注目点の温度差の標準偏差を σ_t とすれば

$$\sigma_t^2 = \sum_{j=1}^n \left[\left(\sum_{i=1}^m a_{ij} \cdot \Delta t_i \right)^2 \frac{\sigma_{x_j}^2}{\bar{x}_j^2} \right] \quad (3-1)$$

となる。

ここで、

σ_{x_j} : 各変数 x_j の標準偏差
 \bar{x}_j : 各変数の平均値

変数 x_j の不確かさ係数 F_j を次式のように定義する。

$$F_j = \frac{A_j}{\bar{x}_j} = 1 + \lambda \cdot \frac{\sigma_{x_j}}{\bar{x}_j} \quad (3-2)$$

ただし

A_j : 各変数に対する最大値
 λ : 信頼度を表す係数

ここでは、すべての変数が正規分布をなすと仮定し、注目点の温度差 Δt も近似的に正規分布をすると考える。

ここで、次式で表されるような熱水路係数 F_{HS} を定義する。

$$F_{HS} = \frac{\Delta t_{HS}}{\Delta t_N} = 1 + \lambda \cdot \frac{\sigma_t}{\Delta t_N} \quad (3-3)$$

ここで、

Δt_{HS} : ホットスポットの温度差 ($= \Delta t_N + \lambda \cdot \sigma_t$)
 Δt_N : 各変数が平均値であるときの温度差

上式は、(3-1)式及び(3-2)を用いて次式のように表される。

$$F_{HS} = 1 + \left[\sum_{j=1}^n \{a_j (F_j - 1)\}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3-4)$$

以下の工学的熱水路係数の計算においては、 $\lambda = 3$ の場合（いわゆる3 σ 、最大値を越える確率が0.135%以下）を計算する。

また、各因子の統計的分布は、標準偏差が最大誤差 E_j の1/3になるような正規分布を仮定する。

$$\sigma_{x_j} = E_j / 3 \quad (3-5)$$

機器を設計する際、公差（公称値からのずれ）を用いることが多い。これを公称値で割ったものを用いることは便利である。そこで、上記標準偏差も同様に平均値で割ったものを

$$\sigma'_{x_j} = \sigma_{x_j} / x_j \quad (3-6)$$

とする。これは、標準偏差を規格化したものである。これを用いると(3-2)式は

$$F_j = 1 + \lambda \cdot \sigma'_{x_j} \quad (3-7)$$

となる。

(2) 統計的手法によらない計算

統計的に処理することが困難な因子に関しては累積手法によって取扱う。

(3) 工学的熱水路係数の計算

冷却水バルク温度上昇因子(F_b)及びフィルム温度上昇因子(F_f)は、統計的手法で求めた F_{HS} と累積手法で求めた F'_{HS} の積として計算される。

$$\begin{aligned} F_b \text{ または } F_f &= F_{HS} \cdot F'_{HS} \\ &= 1 + \left[\sum_{j=1}^n \{a_j (F_j - 1)\}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \cdot F'_{HS} \end{aligned} \quad (3-8)$$

3.3.3 冷却水バルク温度上昇因子(F_b)の計算

1) 発熱側因子

① 出力レベル誤差因子(F_p)

出力レベルを計測する計測機器の計測誤差は5%以内である。

$$F_p = 1.05$$

$$\sigma'_p = 0.05 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_p = 1.05$$

② 燃料板内U-235含有量誤差因子(F_{FC})

燃料板1枚当たりのU-235含有量の誤差は2%以内に設計する。

$$F_{FC} = 1.02$$

$$\sigma'_{FC} = 0.02 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{FC} = 1.02$$

③ 冷却水正味発熱割合(F_{NWP})

冷却水のエンタルピを上昇させる要因は燃料板からの熱伝達と、冷却水中での直接発熱であるが、燃料の核分裂によって発生するエネルギーの一部は1次冷却系外に漏洩する。

JRR-3では1次冷却水による熱除去と重水による熱除去を行っている。重水による熱除去は定格出力運転時において約2%であるが、ここでは安全側に $F_{NWP} = 1.0$ とする。

2) 除熱側因子

① チャンネル流量偏在因子(F_C)

この因子は炉心を巨視的にみたときの流量分布と燃料チャンネル内の流量分布に分けられる。

(イ) チャンネル内流量分布因子($F_{C(\text{micro})}$)

チャンネル内流量分布は、燃料要素単体流動試験によるチャンネル内流速分布測定結果に基づいて、燃料要素内の平均流速と最小流速の比をとると0.926である。

$$F_{C(\text{micro})} = \frac{1}{0.926} = 1.080$$

(ロ) チャンネル間流量分布因子($F_{C(\text{macro})}$)

炉心内の流量分布は、JRR-3モックアップ試験による測定値結果に基づいて、炉心全体で平均した燃料要素の平均流量と燃料要素の流量の最小値との比をとると0.952である。

$$F_{C(\text{macro})} = \frac{1}{0.952} = 1.050$$

(ハ) チャンネル流量偏在因子(F_C)

$$\begin{aligned} F_C &= F_C(\text{micro}) \times F_C(\text{macro}) \\ &= 1.080 \times 1.050 \\ &= 1.13 \end{aligned}$$

② 流路断面積誤差因子(F_{CA})

流路断面積が公称値より狭隘化しているときそこを流れる流量は減少する。流量は圧力損失を一定とするよう減少する。故にこの因子は圧力損失の大部分が摩擦損失であるとして次のように求められる。

$$\Delta P \propto \frac{\lambda V^2}{De}$$

$3/\sqrt{\lambda} = 2 \cdot \log(\text{Re} \cdot \sqrt{\lambda}) - 0.8$ (Kärman-Nikuradseの式)より

$$\text{Re} = 2 \times 10^4 \sim 10^5 \text{ で}$$

$$\lambda \propto \text{Re}^{-0.228} \propto \frac{1}{(De \cdot V)^{0.228}}$$

$$\Delta P \propto \frac{\frac{1}{(De \cdot V)^{0.228}} \cdot V^2}{De} = \frac{V^{1.772}}{De^{1.228}}$$

ここで、

ΔP : 圧力損失 (kg/m²)

λ : 摩擦損失係数 (-)

V : 流速 (m/s)

De : 等価水力直径 (m)

$$De = 4 \times \text{流路面積} / \text{ぬれぶち長さ}$$

ΔP 一定ならば

$$V \propto De^{0.693}$$

流路断面形状を平行平板と考えると、断面積 A が変化してもぬれぶち長さは影響をうけないため、

$$A \propto De$$

従って、

$$G \propto A \cdot V \propto De^{1.693}$$

ここで、

G : 冷却材流量 (m³/s)

A : 流路断面積 (m²)

$$F_{CA} = \left(\frac{De_{(nom)}}{De_{(min)}} \right)^{1.693}$$

ここで、

$De_{(nom)}$: 等価水力直径の公称値

$De_{(min)}$: 等価水力直径の最小値

$$\frac{De_{(nom)}}{De_{(min)}} = \frac{2.35}{2.15} = 1.093$$

$$F_{CA} = (1.093)^{1.693} = 1.16$$

$$\sigma'_{CA} = (0.093) / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{CA} = 1.093$$

$$a_j = 1.693$$

③ 流量計測誤差因子(F_G)

流量の計測誤差は、流量計の設計において±5%に収める。流量は水頭で表示した圧力差に基づく。

$$G \propto A \cdot V \propto \sqrt{\Delta P}$$

ここで、

G : 冷却材流量 (m³/s)

A : 流路断面積 (m²)

V : 流速 (m/s)

ΔP : 圧力差 (m)

従って、流量は圧力差の平方根に比例する。その誤差も同様である。

$$F_G = \sqrt{1.05} = 1.024$$

$$\sigma'_G = 0.024 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_G = 1.024$$

3) バルク温度上昇因子(F_b)の計算

以上の諸因子を用いてバルク温度上昇因子を計算する。

$$\begin{aligned} F_b &= \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_p)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FC})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{CA})^2 + (3 \cdot \sigma'_G)^2 \right\}^{1/2} \right] \cdot F_C \cdot F_{NWP} \\ &= \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (1.693 \times 0.093)^2 + (0.024)^2 \right\}^{1/2} \right] \times 1.13 \times 1.0 \\ &= 1.32 \end{aligned}$$

3.3.4 フィルム温度上昇因子(F_f)の計算

1) 発熱側因子

① 熱流束レベル誤差因子(F_{HF})

出力レベル計測誤差は、5%以内であるので熱流束レベル誤差も5%以内である。

$$\begin{aligned} F_{HF} &= 1.05 \\ \sigma'_{HF} &= 0.05 / 3 \\ F_j &= 1 + 3 \cdot \sigma'_{HF} = 1.05 \end{aligned}$$

② 燃料板内U-235含有量誤差因子(F_{FC})

バルク温度上昇因子 (1.2.2、1)、②) に同じ

$$\begin{aligned} F_{FC} &= 1.02 \\ \sigma'_{FC} &= 0.02 / 3 \\ F_j &= 1 + 3 \cdot \sigma'_{FC} = 1.02 \end{aligned}$$

③ 燃料板内U-235分布因子(F_d)

燃料板内U-235分布は、U-235分布平均値に対して±15%に設計する。

$$\begin{aligned} F_d &= \text{U-235分布最大値} / \text{U-235分布標準値} = 1.15 \\ \sigma'_d &= 0.15 / 3 \\ F_j &= 1 + 3 \cdot \sigma'_d = 1.15 \end{aligned}$$

④ 燃料板幅分布因子(F_{FW})

燃料板の芯材幅 W は、燃料板の製造において、次のように規定し製作する。

$$W = 60.0 \sim 64.7 \text{ mm}$$

従って、最大値と最小値の間には $(64.7-60.0)/64.7=7.3\%$ の開きがあり、平均値を中間値とすると±3.7%の誤差がある。

$$\begin{aligned} F_{FW} &= 1.037 \\ \sigma'_{FW} &= 0.037 / 3 \\ F_j &= 1 + 3 \cdot \sigma'_{FW} = 1.037 \end{aligned}$$

⑤ 燃料板長さ分布因子($F_{\ell m}$)

燃料板の芯材長さは、燃料板の製造において、次のように規定し製作する。

$$\ell = 750^{+5}_{-10} \text{ mm}$$

従って、公称値と最小値の偏差は1.4%である。

$$\begin{aligned} F_{\ell m} &= 1.014 \\ \sigma'_{\ell m} &= 0.014 / 3 \\ F_j &= 1 + 3 \cdot \sigma'_{\ell m} = 1.014 \end{aligned}$$

⑥ 燃料板内正味発熱割合(F_{NFP})

$$F_{NFP} = 1.0$$

2) 除熱側因子

① 熱伝達相関式誤差因子(F_{hE})

Dittus-Boelterの式を用いて熱伝達率を算出するが下向流の場合実験値との誤差は5%である。

$$F_{hE} = 1.05$$

② 対熱伝達係数流速偏在因子(F_{hV})

Dittus-Boelterの式を用いて算出する場合

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

$$\frac{h \cdot De}{k} = 0.023 \left(\frac{De \cdot V \cdot \rho}{\mu} \right)^{0.8} \cdot \left(\frac{Cp \cdot \mu}{k} \right)^{0.4}$$

$$\frac{1}{h} \propto De^{0.2} \cdot V^{-0.8}$$

$$\Delta T_f \propto \frac{1}{h} \propto De^{0.2} \cdot V^{-0.8}$$

ここで、

Nu	: ヌセルト数	(-)
Re	: レイノルズ数	(-)
Pr	: プラントル数	(-)
De	: 等価水力直径	(m)
V	: 冷却材流速	(m/s)
ρ	: 冷却材密度	(kg/m ³)
h	: 熱伝達率	(kW/(m ² •K))
k	: 熱伝導率	(kW/(m•K))
μ	: 冷却材粘性係数	(Pa•s)
Cp	: 冷却材定圧比熱	(kJ/(kg•K))
ΔT_f	: 境膜温度差	(K)

チャンネル内の流速分布因子は、1.08であるから、平均値に対する最小流速は $1/1.08 = 0.926$ 。チャンネル間の流速分布因子は1.05であるから平均値に対する最小流速は $1/1.05 = 0.952$ 。炉心全体の平均流速に対するチャンネルの最小流速は $0.926 \times 0.952 = 0.882$ となる。

$$F_{hV} = (0.882)^{-0.8} = 1.11$$

③ 対熱伝達係数流速計測誤差因子(F_{hVE})

流速測定誤差は、バルク温度上昇因子のうちの流量計測誤差因子に基づき、±2.4%である。

$$F_{hVE} = (1 - 0.024)^{-0.8} = 1.02$$

$$\sigma'_{hVE} = (0.024) / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{hVE} = 1.024$$

$$a_j = -0.8$$

④ 対熱伝達係数流路断面積誤差因子(F_{hA})

バルク温度上昇因子のうちの流路断面積誤差因子1.093を用いると、

$$\Delta T_f \propto \frac{1}{h} \propto De^{0.2} \cdot V^{-0.8} \quad \text{より}$$

$$F_{hA} = (1.093)^{0.2} = 1.02$$

$$\sigma'_{hA} = (0.093) / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{hA} = 1.093$$

$$a_j = 0.2$$

3) フィルム温度上昇因子(F_f)の計算

以上の各因子を用いてフィルム温度上昇因子を計算する。

$$F_f = \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_{HF})^2 + (3 \cdot \sigma'_{RC})^2 + (3 \cdot \sigma'_d)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FW})^2 + (3 \cdot \sigma'_{fm})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{hVE})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{hA})^2 \right\}^{1/2} \right] \cdot F_{hE} \cdot F_{NTP} \cdot F_{hV}$$

$$= \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (0.15)^2 + (0.037)^2 + (0.014)^2 + (-0.8 \times 0.024)^2 + (0.2 \times 0.093)^2 \right\}^{1/2} \right]$$

$$\times 1.05 \times 1.0 \times 1.11$$

$$= 1.36$$

3.3.5 熱流束因子(F_q)の計算

1) 発熱側因子

① 熱流束レベル誤差因子(F_{HF})

出力レベル計測誤差は、5%以内であるので熱流束レベル誤差も5%以内である。

$$F_{HF} = 1.05$$

$$\sigma'_{HF} = 0.05 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{HF} = 1.05$$

② 燃料板内U-235含有量誤差因子(F_{FC})

バルク温度上昇因子 (1.2.2、1)、②) に同じ

$$F_{FC} = 1.02$$

$$\sigma'_{FC} = 0.02 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{FC} = 1.02$$

③ 燃料板内U-235分布因子(F_d)

燃料板内U-235分布は、U-235分布平均値に対して±15%に設計する。

$$F_d = \text{U-235分布最大値} / \text{U-235分布標準値} = 1.15$$

$$\sigma'_d = 0.15 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_d = 1.15$$

④ 燃料板幅分布因子(F_{FW})

燃料板の芯材幅 W は、燃料板の製造において、次のように規定し製作する。

$$W = 60.0 \sim 64.7 \text{ mm}$$

従って、最大値と最小値の間には $(64.7-60.0)/64.7=7.3\%$ の開きがあり、平均値を中間値とすると±3.7%の誤差がある。

$$F_{FW} = 1.037$$

$$\sigma'_{FW} = 0.037 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{FW} = 1.037$$

⑤ 燃料板長さ分布因子($F_{\ell m}$)

燃料板の芯材長さは、燃料板の製造において、次のように規定し製作する。

$$\ell = 750^{+5}_{-10} \text{ mm}$$

従って、公称値と最小値の偏差は1.4%である。

$$F_{\ell m} = 1.014$$

$$\sigma'_{\ell m} = 0.014 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{\ell m} = 1.014$$

⑥ 燃料板内正味発熱割合(F_{NFP})

$$F_{NFP} = 1.0$$

3) 熱流束因子(F_q)の計算

以上の各因子を用いて熱流束因子を計算する。

$$F_q = \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_{HF})^2 + (3 \cdot \sigma'_{FC})^2 + (3 \cdot \sigma'_d)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FW})^2 + (3 \cdot \sigma'_{\ell m})^2 \right\}^{1/2} \right] \cdot F_{NFP}$$

$$= \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (0.15)^2 + (0.037)^2 + (0.014)^2 \right\}^{1/2} \right] \times 1.0$$

$$= 1.16$$

Table 3.3.2 Hot channel factors including sub-factors

Name of factor	Sub-factor	Hot channel factor	Memo
1. Hot channel factor from neutronic calculation	(F_N)	3.03	
Radial peaking factor	(F_R)	1.41	
Local peaking factor	(F_L)	1.36	
Axial peaking factor	(F_Z)	1.34	
Uncertainty factor	(F_E)	1.18	
2. Engineering hot channel factor			
(1) Engineering hot channel factor for bulk coolant temperature rise	(F_b)	1.32	
1) Heat generation side factor			
① Uncertainty factor for power level measurement	(F_p)	1.05	statistical method ¹⁾
② Uncertainty factor for U-235 content per fuel plate		1.02	statistical method ¹⁾
	(F_{FC})		
③ Net heat generation rate for coolant	(F_{NWP})	1.00	
2) Heat removal side factor			
① Uncertainty factor for flow distribution	(F_C)	1.13	
② Uncertainty factor for flow area	(F_{CA})	1.16	statistical method ¹⁾
③ Uncertainty factor for flow rate measurement	(F_G)	1.02	statistical method ¹⁾
(2) Engineering hot channel factor for film temperature rise	(F_f)	1.36	
1) Heat generation side factor			
① Uncertainty factor for heat flux level measurement	(F_{HF})	1.05	statistical method ¹⁾
② Uncertainty factor for U-235 content per fuel plate	(F_{FC})	1.02	statistical method ¹⁾
③ Uncertainty factor for U-235 distribution in a fuel plate		1.15	statistical method ¹⁾
	(F_d)		
④ Uncertainty factor for fuel meat width	(F_{FW})	1.04	statistical method ¹⁾
⑤ Uncertainty factor for fuel meat length	(F_{lm})	1.01	statistical method ¹⁾
⑥ Net heat generation rate for fuel	(F_{NFP})	1.00	
2) Heat removal side factor			
① Uncertainty factor for heat transfer correlation	(F_{HE})	1.05	
② Uncertainty factor for heat transfer coefficient due to flow distribution	(F_{HV})	1.11	
③ Uncertainty factor for heat transfer coefficient due to uncertainty of flow rate measurement	(F_{HVE})	1.02	statistical method ¹⁾
④ Uncertainty factor for heat transfer coefficient due to uncertainty of flow area	(F_{HA})	1.01	statistical method ¹⁾
(3) Engineering hot channel factor for heat flux	(F_q)	1.16	
1) Heat generation side factor			
① Uncertainty factor for heat flux level measurement	(F_{HF})	1.05	statistical method ¹⁾
② Uncertainty factor for U-235 content per fuel plate	(F_{FC})	1.02	statistical method ¹⁾
③ Uncertainty factor for U-235 distribution in a fuel plate		1.15	statistical method ¹⁾
	(F_d)		
④ Uncertainty factor for fuel meat width	(F_{FW})	1.04	statistical method ¹⁾
⑤ Uncertainty factor for fuel meat length	(F_{lm})	1.01	statistical method ¹⁾
⑥ Net heat generation rate for fuel	(F_{NFP})	1.00	

1) These factors are treated by statistical method as described in section 3.3.2.

3.4 炉心冷却材流量配分

3.4.1 解析方法

JRR-3 の炉心部の冷却材流路としては、以下の流路がある。

- | | |
|--------------------------|----------------|
| ① 標準型燃料要素 | 26 流路 |
| ② フォロワ型燃料要素 | 6 流路 |
| ③ 照射筒 | 5 流路 |
| ④ Be 反射体 (B, C 型) | 8 流路 |
| ⑤ コアバイパス | 1 流路 |
| ⑥ Be 反射体-側板間、Be 反射体-照射筒間 | 18 流路 |
| ⑦ 燃料側板間 | 30 流路 |
| ⑧ 照射シンブル (照射物冷却管付) | 3 流路 |
| ⑨ エア抜き孔・ドレン孔 (プレナム部) | 2 流路 |
| ⑩ 自然循環弁 | 1 流路 (自然循環冷却時) |

JRR-3 炉心部の水平方向の断面図を Fig.3.4.1 に、垂直方向の断面図を Fig.3.4.2 に示す。

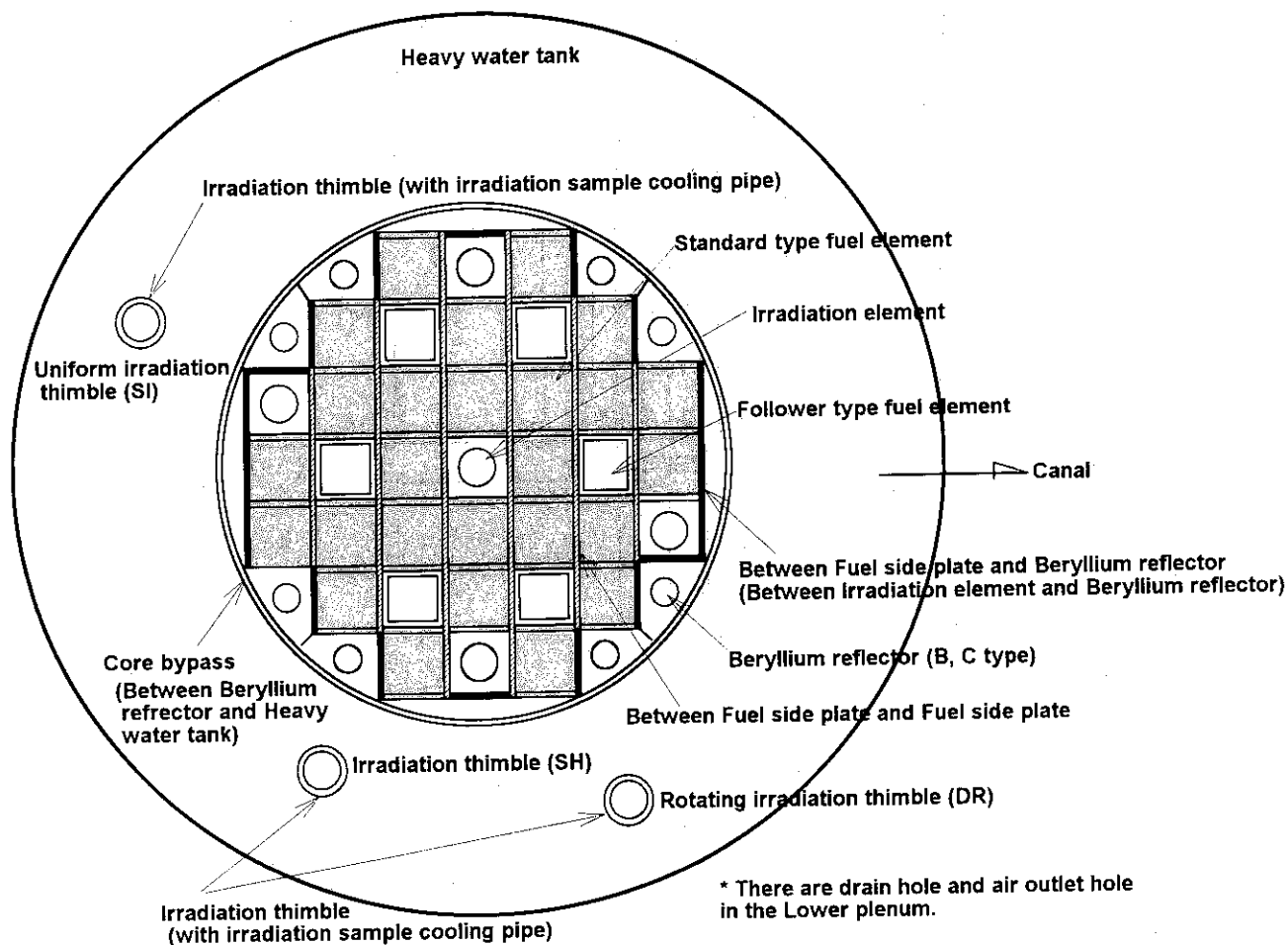


Fig.3.4.1 Horizontal view of JRR-3 silicide core

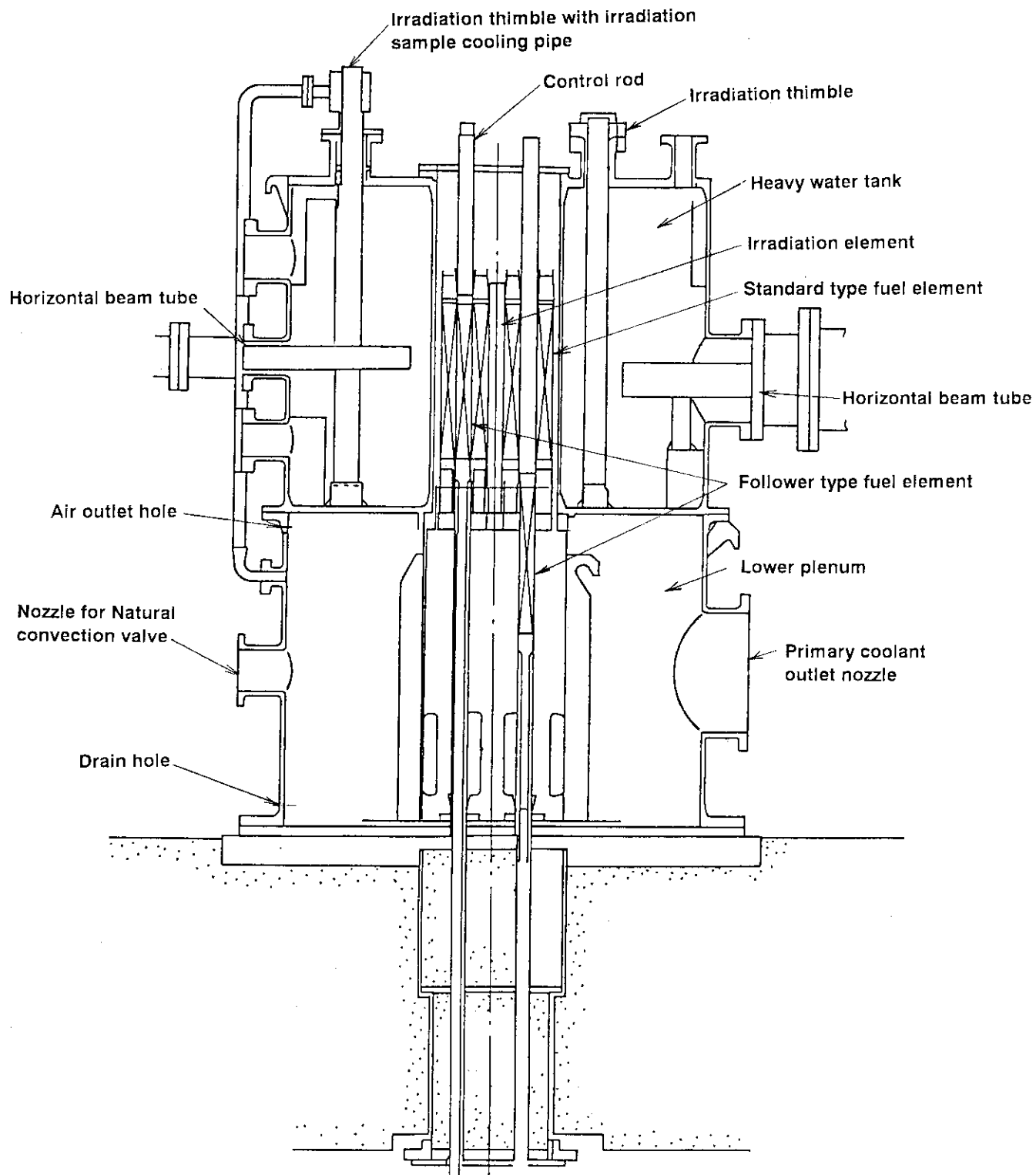


Fig.3.4.2 Vertical cross-sectional view of JRR-3 silicide core

各流路への流量配分の考え方は、現在のアルミナイド炉心の設計と同じである⁽³⁾。すなわち、炉心入口及びプレナム部の圧力が各流路に対して共通であることから、各流路の炉心入口-プレナム間の全圧力損失が一定となる条件のもとに、流路毎の流量の総和が設定した1次冷却材流量(2400m³/h)になるように定めるといものである。今回のシリサイド化に伴い変更となった個所は、燃料要素の燃料板領域のみであり、他の領域については、寸法・形状の変更はない。

ここで、形状損失 ΔP_{form} は、次に示す式で計算する。

$$\Delta P_{form} = K \cdot \frac{\rho v^2}{2g} \quad (3-1)$$

K	:形状損失係数	(-)
ρ	:密度	(kg/m ³)
v	:冷却材流速	(m/s)
g	:重力加速度	(m/s ²)

また、摩擦損失 ΔP_{fric} は、次に示す式で計算する。

$$\Delta P_{fric} = \lambda \cdot \frac{\ell}{De} \cdot \frac{\rho v^2}{2g} \quad (3-2)$$

λ	:摩擦損失係数	(-)
ℓ	:流路長さ	(m)
De	:水力等価直径	(m)
ρ	:密度	(kg/m ³)
v	:冷却材流速	(m/s)
g	:重力加速度	(m/s ²)

摩擦損失係数 λ は、 $Re \geq 4000$ の場合、次に示すコール・ブルックの式を用い $\varepsilon/d = 4 \times 10^{-4}$ として評価する。

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2.0 \log_{10} \left[\frac{\varepsilon/d}{3.71} + \frac{251}{Re \sqrt{\lambda}} \right] \quad (3-3)$$

Re	:レイノルズ数	(-)
ε/d	:表面粗さ	(-)

$Re \geq 4000$ の場合、円管流路では(3-4)式で、燃料要素内などの矩形流路では(3-5)式により、それぞれ摩擦損失係数を求める。

$$\lambda = \frac{64}{Re} \quad (3-4)$$

$$\lambda = \frac{96}{Re} \quad (3-5)$$

なお、炉心流量配分計算では、各流路を非加熱として取扱い、冷却材温度は40℃と仮定した。

3.4.2 炉心冷却材流量配分解析結果

シリサイド燃料炉心の冷却材流量配分解析結果を Table 3.4.1～Table 3.4.3 に示す。Table 3.4.1 には参考のため、アルミナイド炉心の流量割合も示した。シリサイド燃料炉心で変更したのは燃料要素のみであるため、Table 3.4.1 に示すようにアルミナイド炉心の冷却材流量配割合と比較すると、シリサイド炉心の場合は標準型燃料要素の流量割合がわずかに増加し、それに伴ってその他の流路の流量割合が少しずつ減少している。

Table 3.4.1 Flow distribution analysis results of JRR-3 silicide core
(Rated flow rate of 2400 m³/h)

No	Region	Flow area (m ²)	Velocity (m/s)	Flow rate (m ³ /h)	Flow rate ratio(%)	
					Silicide core	Aluminaide core
1	Standard type fuel element	0.08750	5.83	1836.8	76.5	75.3
2	Follower type fuel element	0.01564	5.18	291.6	12.2	12.5
3	Irradiation element	0.00226	5.37	43.7	1.8	2.0
4	Beryllium reflector (B, C type)	0.00267	5.23	50.3	2.1	2.3
5	Core bypass	0.00563	4.24	85.9	3.6	3.9
6	Be reflector - Fuel side plate	0.00256	2.43	22.4	0.9	1.0
7	Fuel side plate - Fuel side plate	0.00281	2.64	26.6	1.1	1.2
8	Irradiation thimble (with irradiation sample cooling pipe)	0.01021	0.92	19.5	0.8	0.9
9	Air outlet hole and drain hole	0.00063	10.23	23.1	1.0	1.0
Total				2400.0	100.0	100.0

注) No.1～7: Flow area and velocity are indicated at the axial center of the core.

No.8 : Flow area is indicated at irradiation thimble outer channel. Velocity is indicated at cooling pipe.

Table 3.4.2 Flow distribution analysis results of JRR-3 silicide core
(Rated flow rate of 1200 m³/h)

No	Region	Flow area (m ²)	Velocity (m/s)	Flow rate (m ³ /h)	Flow rate ratio(%)
					Silicide core
1	Standard type fuel element	0.08750	2.91	915.9	76.3
2	Follower type fuel element	0.01564	2.60	146.3	12.2
3	Irradiation element	0.00226	2.70	21.9	1.8
4	Beryllium reflector (B, C type)	0.00267	2.64	25.4	2.1
5	Core bypass	0.00563	2.14	43.3	3.6
6	Be reflector - Fuel side plate	0.00256	1.23	11.3	0.9
7	Fuel side plate - Fuel side plate	0.00281	1.31	13.2	1.1
8	Irradiation thimble (with irradiation sample cooling pipe)	0.01021	0.49	10.4	0.9
9	Air outlet hole and drain hole	0.00063	5.44	12.3	1.0
Total				1200.0	100.0

注) No.1～7: Flow area and velocity are indicated at the axial center of the core.

No.8 : Flow area is indicated at irradiation thimble outer channel. Velocity is indicated at cooling pipe.

Table 3.4.3 Flow distribution analysis results of JRR-3 silicide core
(Rated flow rate of 480 m³/h)

No	Region	Flow area (m ²)	Velocity (m/s)	Flow rate (m ³ /h)	Flow rate ratio(%)
					Silicide core
1	Standard type fuel element	0.08750	1.16	364.4	75.9
2	Follower type fuel element	0.01564	1.04	58.7	12.2
3	Irradiation element	0.00226	1.08	8.8	1.8
4	Beryllium reflector (B, C type)	0.00267	1.07	10.3	2.1
5	Core bypass	0.00563	0.87	17.5	3.7
6	Be reflector - Fuel side plate	0.00256	0.51	4.7	1.0
7	Fuel side plate - Fuel side plate	0.00281	0.56	5.7	1.2
8	Irradiation thimble (with irradiation sample cooling pipe)	0.01021	0.21	4.6	1.0
9	Air outlet hole and drain hole	0.00063	2.40	5.4	1.1
Total				1200.0	100.0

注) No.1~7: Flow area and velocity are indicated at the axial center of the core.

No.8 : Flow area is indicated at irradiation thimble outer channel. Velocity is indicated at cooling pipe.

3.5 主要な解析条件

3.5.1 主要な解析条件

定常炉心熱水解析では、以下に示す解析条件及び入力データを用いた。

- (1) 1次冷却材流量は2400 m³/hとし、そのうち標準型燃料要素領域を流れる流量は、シリサイド燃料炉心の炉心流量配分解析結果に基づき76.5% (1836.8m³/h) とした。
- (2) 炉心入口冷却材温度は35 °C、炉心入口冷却材圧力は1.55kg/cm².absとした。
- (3) 熱水力設計計算で考慮した核的因子及び工学的因子については「3.3 熱水力設計に用いる熱水路係数」で示した通りである。Table 3.5.1に熱水力設計計算に用いた軸方向出力分布因子(F_Z)、半径方向出力分布因子(F_R)及び局部的出力分布因子(F_L)等を含めた核的熱水路係数及び工学的熱水路係数を示す。

Table 3.5.1 Hot channel factors used in JRR-3 silicide core analysis

Factor	Forced convection cooling mode	Natural convection cooling mode
Hot channel factor from neutronic calculation ($F_N = F_R \cdot F_L \cdot F_E \cdot F_Z$)	3.03	3.03
Radial peaking factor (F_R)	1.41	1.41
Local peaking factor (F_L)	1.36	1.36
Uncertainty factor (F_E)	1.18	1.18
Axial peaking factor (F_Z)	1.34	1.34
Engineering hot channel factor		
For bulk coolant temperature rise (F_b)	1.32	1.32
For film temperature rise (F_f)	1.36	1.55
For heat flux rise (F_q)	1.16	1.16

(4) 軸方向の出力分布は、3次元拡散計算コードCITATIONにより求めた11サイクル初期炉心においてSa-1, Sa-2制御棒が全引抜、R-1, R-2, S-1, S-2制御棒が45cm引抜かれた臨界状態における値をCOOLOD⁽¹⁾及びCOOLOD-N2⁽²⁾の入力データ形式に合わせ修正を加えたものを用いた。定常炉心熱水力解析に使用した軸方向の出力分布をFig. 3.5.1に示す。

3.5.2 燃料芯材及び被覆材の熱伝導率

燃料芯材の熱伝導率は以下の値^{(4), (5)}を用いた。

$$k = 32.0 \text{ [W/m K]} = 27.52 \text{ [kcal/(hr m } ^\circ\text{C)]}$$

被覆材の熱伝導率^{(6), (7)}は、Table 3.5.2に示す値を用いた。

Table 3.5.2 Thermal conductivity of cladding

Temperature [°C]	Thermal conductivity [kcal/h m °C]
20.0	112.0
100.0	122.0
300.0	149.0

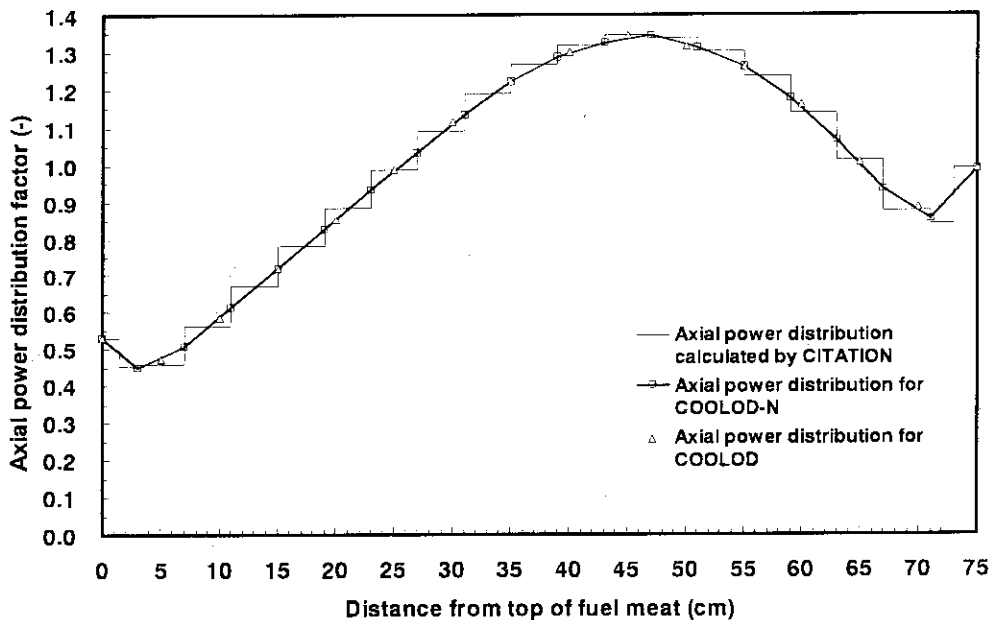


Fig. 3.5.1 Axial power distribution factors for JRR-3 silicide core steady-state thermal-hydraulic analysis

3.5.3 熱伝達相関式

JRR-3シリサイド燃料炉心の解析で使用した熱伝達相関式をTable 3.5.3に示す。Table 3.5.4は、DNB熱流束相関式を示したものである。これらの相関式は、軽水炉と比べて低温、低圧でかつ流路形状などが異なる板状燃料を用いた研究炉用に開発されたもので、これまでもJRR-2⁽⁸⁾、JRR-3M⁽⁹⁾、JMTR⁽⁶⁾及びJRR-4⁽¹⁰⁾の解析に使用してきたものである。

Table 3.5.3 Heat transfer correlations

(Unit system is MKS)

Heat Transfer Mode	Correlation
Subcooled Liquid Convection	<p>• Re < 2000</p> <p>1. Upward flow (mass flux ≥ 0.0)</p> $h = \max\left(\frac{k}{De} 4.0, h_{\text{Collier}}\right)$ <p>Collier's correlation</p> $h_{\text{Collier}} = \frac{k}{De} 0.17 \text{Re}_f^{0.33} \text{Pr}_f^{0.43} \left\{ \frac{(\text{Pr}_f)_f}{(\text{Pr}_f)_w} \right\}^{0.25} \left\{ \frac{\rho^2 \beta De^3 (T_w - T_f)}{\mu^2 g_c} \right\}_f^{0.1}$ <p>2. Downward flow (mass flux < 0.0)</p> $h = \frac{k}{De} 4.0$ <p>• 2000 \leq Re < 2500</p> <p>1. Upward flow (mass flux ≥ 0.0) h is interpolated between the Collier's correlation and the Dittus-Boelter's correlation corresponding to the Reynolds number.</p> <p>2. Downward flow (mass flux < 0.0) h is interpolated between $h = \frac{k}{De} 4.0$ and the Dittus-Boelter's correlation corresponding to the Reynolds number.</p> <p>• Re \geq 2500 [Upward and downward flow] Dittus-Boelter's correlation</p> $h = \frac{k}{De} 0.023 \text{Re}_b^{0.8} \text{Pr}_b^{0.4}$
Subcooled Nucleate Boiling	<p>Modified Chen's correlation to both upward and downward flow</p> $q = h_{\text{mic}} \Delta T_{\text{sat}} + h_{\text{mac}} (T_w - T_f)$ $h_{\text{mac}} = \frac{k}{De} 0.023 \text{Re}_b^{0.8} \text{Pr}_b^{0.4} F$ $h_{\text{mic}} = C \frac{(k_f / 0.86)^{0.79} (4186 C_p f)^{0.45} \rho_f^{0.49}}{(9.8\sigma)^{0.5} (9.8\mu_f)^{0.29} (4186 h_{fg})^{0.24} \rho_g^{0.24}} \Delta T_{\text{sat}}^{0.24} \Delta P^{0.75} S$ $C = 0.00122 \times 0.86 \times (9.8 \times 10^4)^{0.75}$ $F = 1.0$ $S = 1 / (1 + 0.12 \text{Re}'^{1.14}) \quad \text{Re}' < 32.5$ $S = 1 / (1 + 0.42 \text{Re}'^{0.78}) \quad 32.5 \leq \text{Re}' < 70.0$ $S = 0.080 \quad 70.0 \leq \text{Re}'$ $\text{Re}' = \frac{G' De}{\mu_f g} \times 10^{-4}$
Saturated Nucleate Boiling	<p>• Upward flow and downward flow ----- Chen's correlation</p> $q = (h_{\text{mic}} + h_{\text{mac}}) \Delta T_{\text{sat}}$ $h_{\text{mac}} = \frac{k}{De} 0.023 \{ \text{Re}_f (1-x) \}^{0.8} \text{Pr}_f^{0.4} F$ $F = 1.0 \quad 1/x_{tt} \leq 0.1$ $F = 2.35 (1/x_{tt} + 0.213)^{0.736} \quad 1/x_{tt} > 0.1$ $\frac{1}{x_{tt}} = \left(\frac{x}{1-x} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.1}$ $S = 1 / (1 + 0.12 \text{Re}'^{1.14}) \quad \text{Re}' < 32.5$ $S = 1 / (1 + 0.42 \text{Re}'^{0.78}) \quad 32.5 \leq \text{Re}' < 70.0$ $S = 0.080 \quad 70.0 \leq \text{Re}'$ $\text{Re}' = \frac{G(1-x)De}{\mu_f g} \times F^{1.25} \times 10^{-4}$ <p>• Upward flow $G > 271 \text{ kg/m}^2\text{s}$ under natural convection ----- Rohsenow's correlation</p> $q = \frac{g_c \mu_c h_{fg}}{\sigma} \left(\frac{1}{0.0132 \text{Pr}} \frac{C_p \Delta T_{\text{sat}}}{h_{fg}} \right)^3 \sqrt{\rho_f - \rho_g}$

Table 3.5.4 DNB heat flux correlations

(Unit system is MKS)

1. Upward Flow

$$q_{DNB} = q^* \left(h_{fg} \sqrt{\lambda \rho_g g_c (\rho_l - \rho_g)} \right)$$

$$\lambda = \frac{\sigma}{\sqrt{\rho_l - \rho_g}}$$

$$q^* = \max(q_1^*, q_3^*)$$

$$q_1^* = 0.005 G^{*0.611}, \quad G^* = \frac{G}{\sqrt{\lambda \rho_g g_c (\rho_l - \rho_g)}}$$

$$q_3^* = 0.7 \frac{A_{flow}}{A_{slab}} \frac{\sqrt{d/\lambda}}{\left\{ 1 + (\rho_g / \rho_l)^{0.25} \right\}^2}, \quad d = \text{Channel width (m)}$$

2. Downward flow

$$q^* = \max(\min(q_1^*, q_2^*), q_3^*)$$

$$q_2^* = \frac{A_{flow}}{A_{slab}} \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} G^*, \quad \Delta h_i = \text{Inlet subcooled enthalpy}$$

The other parameters are same to these shown above except that the mass flux term is represented by its absolute value.

記号

添字

h	= 熱伝達係数, [kcal/(m ² hr°C)]	b	= バルク水温度
k	= 熱伝導率, [kcal/(mhr°C)]	DNB	= DNB
De	= 等価水力直径, [m]	f	= フィルム温度
Pr	= プラントル数, $\left[\frac{Cp\mu}{k} \right]$	g	= 飽和蒸気
Re	= レイノルズ数, $\left[\frac{GDe}{\mu} \right]$	ℓ	= 液
μ	= 粘性係数, [kg s/m ²]	v	= 加熱蒸気
Cp	= 定圧比熱, [kcal/(kg°C)]	w	= 壁面
T_{sat}	= 飽和温度, [°C]		
T	= 温度, [°C]		
ΔP	= $P_w - P_b$, [kg/cm ²]		
ΔT	= $T_w - T_{sat}$, [°C]		
q	= 熱流束, [kcal/(m ² h)] or [kcal/(m ² s)]		
P	= 圧力, [kg/cm ²]		
x	= クオリティ, [-]		
ρ	= 密度, [kg/m ³]		
G	= 質量流量, [kg/m ² s]		
g_c	= 重力加速度, [m/s ²]		
σ	= 表面張力, [kg/m]		
A_{flow}	= 流路面積, [m ²]		
A_{slab}	= 加熱面積, [m ²]		
β	= 膨張率, [1/°C]		

3.6 熱出力20 MW時炉心定常熱水力解析

熱出力20 MW時炉心定常熱水力解析は、「3.5 解析に用いた主要な条件」で示したように、1次冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却材温度35°C、炉心入口冷却材圧力1.55 kg/cm²absの条件の基で行った。

解析結果をTable 3.6.1に、ホットチャンネル及び平均チャンネルの軸方向冷却材温度分布、燃料温度分布、圧力分布、熱流束分布をFig. 3.6.1及びFig. 3.6.2それぞれ示す。

解析結果から、ホットチャンネルにおいて冷却材出口温度61.0°C、燃料板表面最高温度99.4°C、燃料芯材最高温度106.7°C、最小DNBR2.49となった。燃料板表面温度が最も高くなる位置（ホットスポット）においては沸騰開始(ONB)温度113.5°C、ONB温度に対する余裕14.1°Cであるが、ONB温度に対する余裕は流路出口において最小となり、沸騰開始(ONB)温度107.2°C、ONB温度に対する余裕12.7°Cである。これらの解析結果は、「3.2 設計方針」で示した通常運転時の判断基準と比較して十分な余裕を持っている。これは、今後の運転時の異常な過渡変化及び事故の解析のベースとしても十分なものである。一方、平均チャンネルでは、冷却材出口温度43.7°C、燃料板表面最高温度57.7°C、燃料芯材最高温度60.9°Cである。沸騰開始(ONB)温度は流路出口において100.6°C、ONB温度に対する余裕44.3°C、最小DNBR6.52である。

Table 3.6.1 Steady-state thermal-hydraulic analysis results
(Forced convection cooling mode, 20 MW)

	Average channel analysis results ¹⁾	Hot channel analysis results
Coolant outlet temperature : $T_{b,out}$ (°C)	43.7	61.0
Fuel plate surface maximum temperature : T_w (°C)	57.7	99.4
Fuel meat maximum temperature : T_m (°C)	60.9	106.7
ONB temperature at hot spot: T_{ONB} (°C)	106.9	113.5
Temperature margin against T_{ONB} at hot spot : ΔT_{ONB} (°C)	49.2	14.1
ONB temperature at channel exit: T_{ONB} (°C)	100.6	107.2
Temperature margin against T_{ONB} at channel exit : ΔT_{ONB} (°C)	44.3	12.7
Minimum DNBR (-)	6.52	2.49

1) For the analysis of average channel, all the hot channel factors are assumed to be 1.00, except axial peaking factor of Fz.

3.7 冷却材流量、炉心入口温度、原子炉出力パラメータ解析

冷却材流量、炉心入口冷却材温度及び原子炉出力をパラメータとして定常炉心熱水力解析を実施した。基準となるケースは、「3.6 熱出力20 MW時炉心定常熱水力解析」で述べた冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却材温度35 °Cの場合である。冷却材流量パラメータ解析では1440 (60%)~3240 (135%) m³/h (炉心冷却材平均流速353.0~789.6 cm/s) の範囲で流量を、炉心入口冷却材温度パラメータ解析では25~45 °Cの範囲で温度を変化させた。また、原子炉出力パラメータ解析では18~28 MWの範囲で出力を変化させた。

3.7.1 解析に用いた主要な条件

解析では、変化させた冷却材流量、炉心入口冷却材温度及び原子炉出力以外は、「3.6 熱出力20 MW時炉心定常熱水力解析」で述べた炉心定常熱水力解析と同じである。

3.7.2 冷却材流量パラメータ解析

解析結果のまとめをTable 3.7.1に、また、Fig.3.7.1に冷却材出口温度、燃料板表面最高温度、燃料芯材最高温度、ONB温度、DNBRを冷却材流速を横軸にとり示す。解析結果は、いずれもホットチャンネルのものである。Fig.3.7.1から冷却材流速約375cm/s（冷却材流量1540 m³/h）以下では燃料板表面温度がONB温度を超え、ホットチャンネルにおいて燃料板表面で沸騰する。一方、最小DNBRは、冷却材流速約398cm/s（冷却材流量1440m³/h(60%)）以下1.5を下回るようになる。また、Fig.3.7.1に示したように定格流量時の冷却材流速586cm/s（冷却材流量2400m³/h）においてONB温度に対する余裕がほぼ最大となっており、現在の流量は、炉心冷却に最適なことがわかる。

Table 3.7.1 Analysis results -Coolant flow rate parameter-

Primary coolant flow rate	Coolant velocity	Hot channel outlet coolant temperature	Fuel plate surface maximum temperature	Fuel meat maximum temperature	ONB temperature	Temperature margin against T_{ONB}	Minimum DNBR
(m ³ /h)	(cm/s)	$T_{D,out}$ (°C)	T_w (°C)	T_m (°C)	T_{ONB} (°C)	ΔT_{ONB} (°C)	(-)
1440	353.0	78.2	123.0	130.2	120.7	-2.2	1.49
1560	382.1	74.9	119.9	127.1	120.2	0.4	1.62
1680	411.2	72.1	116.8	124.0	119.6	2.9	1.74
2040	498.6	65.5	107.6	114.8	117.0	9.5	2.12
2400	586.0	61.0	99.4	106.7	107.2	12.7	2.49
2760	673.4	57.6	93.0	100.3	99.5	11.4	2.86
3120	760.8	55.0	87.8	95.1	87.2	5.3	3.23
3240	789.6	53.3	86.2	93.6	82.7	6.6	3.23

3.7.3 炉心入口冷却材温度パラメータ解析

解析結果のまとめをTable 3.7.2に、また、Fig.3.7.2に冷却材出口温度、燃料板表面最高温度、燃料芯材最高温度、ONB温度、DNBRを冷却材炉心入口温度を横軸にとり示す。解析結果は、いずれもホットチャンネルのものである。Fig.3.7.2から冷却材炉心入口温度が低いほど、最小DNBR、ONB温度余裕が大きくなることが明らかであり、炉心入口温度が45°Cの場合でもONB温度余裕5.8°C、最小DNBR 2.16であり、ONB温度余裕、最小DNBRともに十分な余裕がある。

Table 3.7.2 Analysis results -Core inlet coolant temperature parameter-

Core inlet coolant temperature	Coolant velocity	Hot channel outlet coolant temperature	Fuel plate surface maximum temperature	Fuel meat maximum temperature	ONB temperature	Temperature margin against T_{ONB}	Minimum DNBR
(°C)	(cm/s)	$T_{b,out}$ (°C)	T_w (°C)	T_m (°C)	T_{ONB} (°C)	ΔT_{ONB} (°C)	(-)
25	585.4	50.9	93.7	101.0	112.2	19.7	2.82
30	585.7	55.9	96.6	103.9	106.9	16.2	2.66
35	586.0	61.0	99.4	106.7	107.2	12.7	2.49
40	586.3	66.0	102.7	109.9	107.4	9.2	2.32
45	586.5	71.0	105.8	113.0	107.5	5.8	2.16

3.7.4 原子炉出力パラメータ解析

解析結果のまとめをTable 3.7.3に、また、Fig.3.7.3に冷却材出口温度、燃料板表面最高温度、燃料芯材最高温度、ONB温度、DNBRを原子炉出力を横軸にとり示す。解析結果は、いずれもホットチャンネルのものである。Fig.3.7.3から原子炉出力27.0MW以上では、燃料板表面温度がONB温度を超え、ホットチャンネルにおいて燃料板表面で沸騰する。一方、最小DNBRは、原子炉出力28.0MW時においても1.78であり、最小DNBRの判断基準である1.5に対してまだ余裕がある。「中性子束高高（高設定）」によるスクラムの設定値は定格出力の110%、すなわち原子炉出力22.0MWであるが、22.0MW時においてもONB温度余裕8.5°C、最小DNBR 2.26であり、ONB温度余裕、最小DNBRともに十分な余裕がある。

Table 3.7.3 Analysis results -Thermal power parameter-

Reactor thermal power	Coolant velocity	Hot channel outlet coolant temperature	Fuel plate surface maximum temperature	Fuel meat maximum temperature	ONB temperature	Temperature margin against T_{ONB}	Minimum DNBR
(MW)	(cm/s)	$T_{b,out}$ (°C)	T_w (°C)	T_m (°C)	T_{ONB} (°C)	ΔT_{ONB} (°C)	(-)
18.0	585.6	58.4	93.6	100.2	106.4	17.2	2.76
20.0	586.0	61.0	99.4	106.7	107.2	12.7	2.49
22.0	586.3	63.5	104.8	112.8	107.9	8.5	2.26
24.0	586.6	66.1	109.6	118.3	108.4	4.6	2.07
26.0	587.0	68.7	113.8	123.2	108.8	1.1	1.91
27.0	587.1	70.0	115.7	125.5	109.0	-0.57	1.84
28.0	587.3	71.3	117.6	127.7	109.2	-2.23	1.78

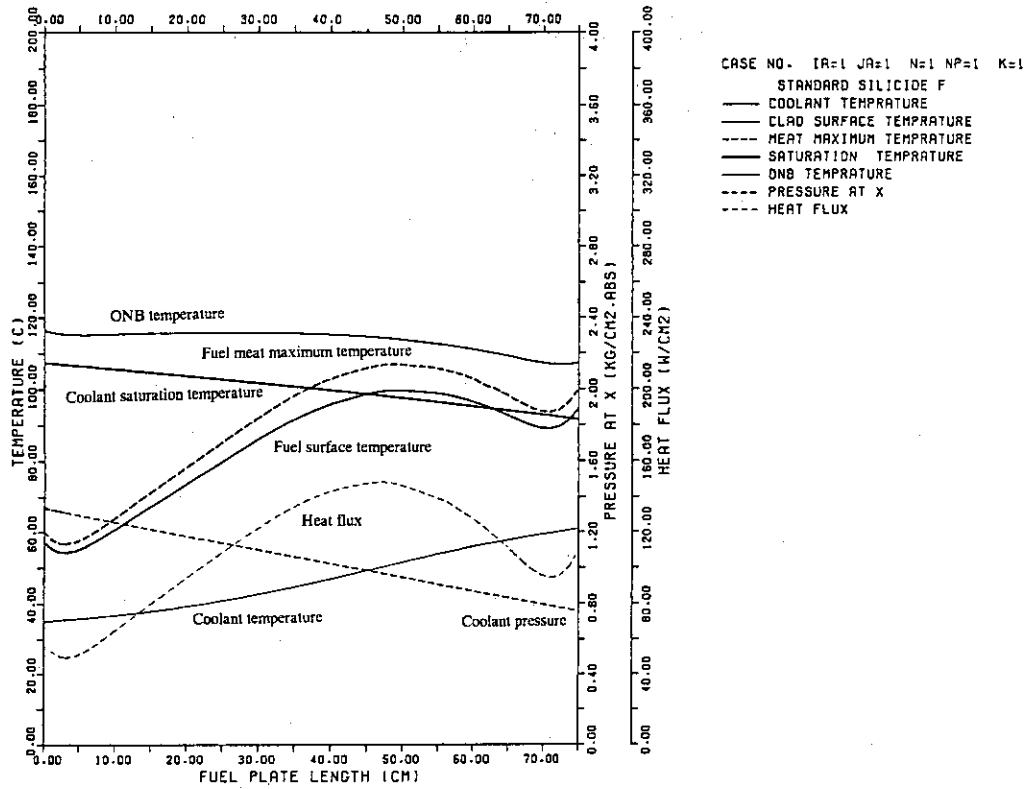


Fig.3.6.1 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for hot channel at 20 MW under forced convection cooling

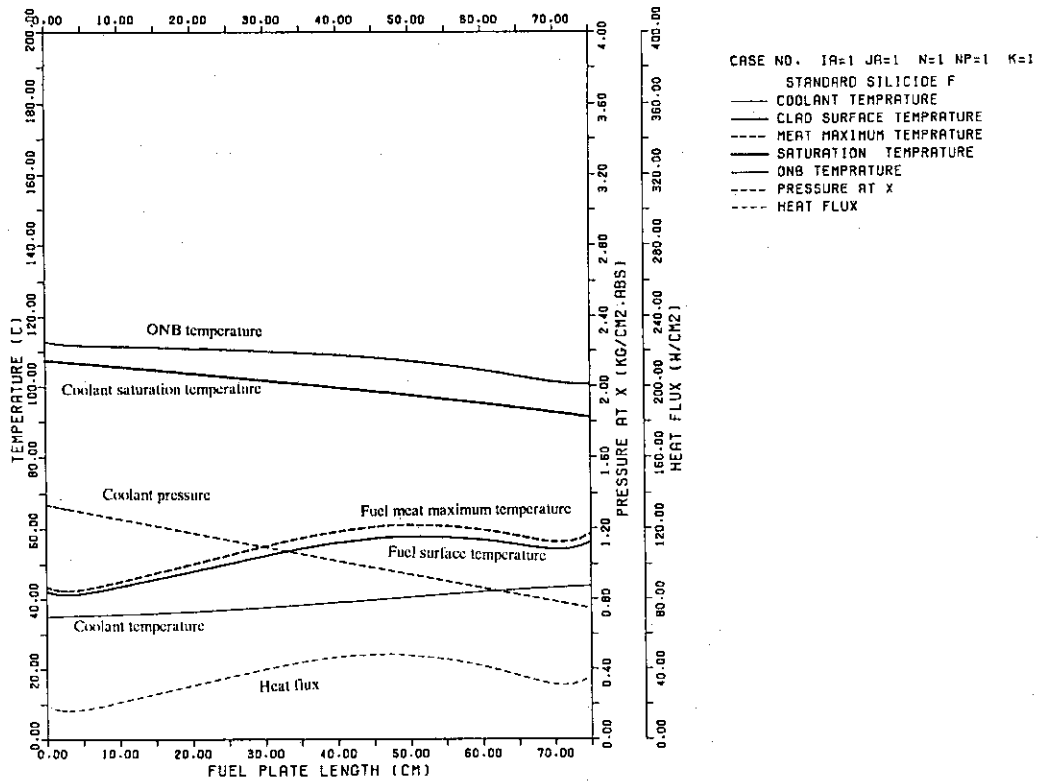


Fig.3.6.2 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for average channel at 20 MW under forced convection cooling

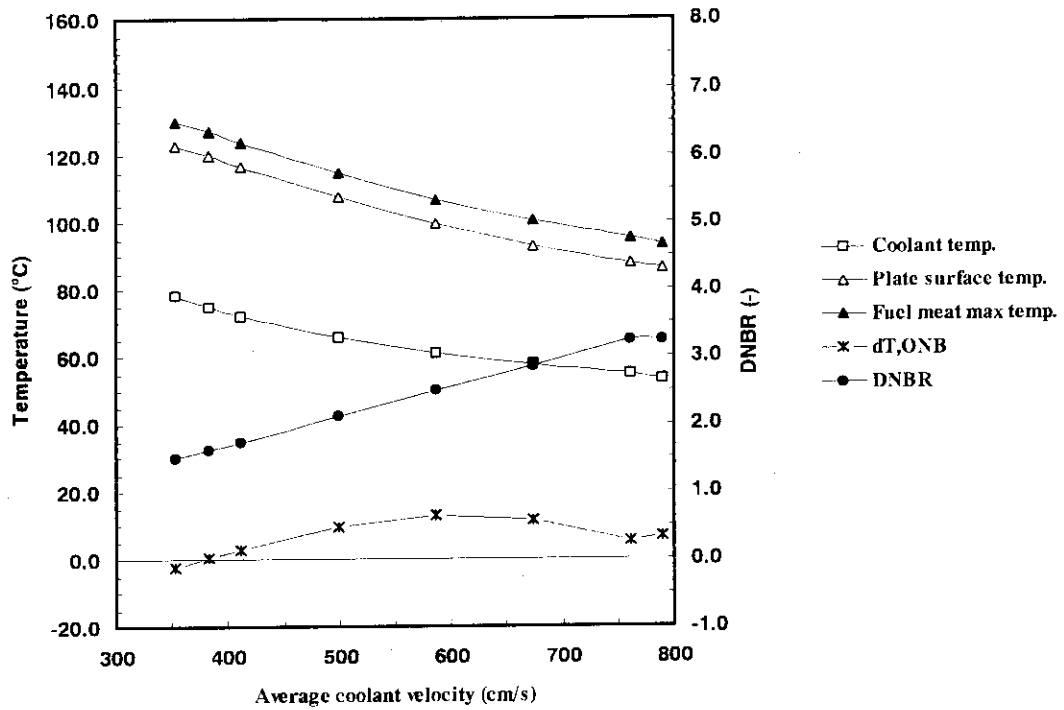


Fig.3.7.1 Steady-state thermal hydraulic analysis results
-Coolant flow rate parameter-

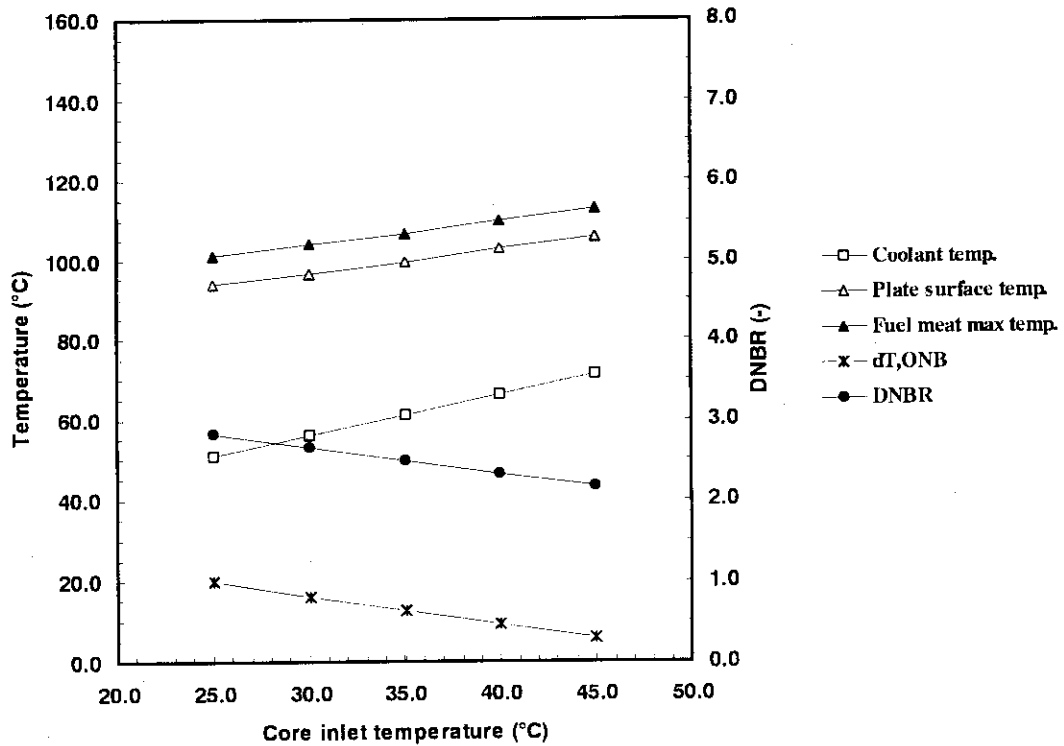


Fig.3.7.2 Steady-state thermal hydraulic analysis results
-Core inlet coolant temperature parameter-

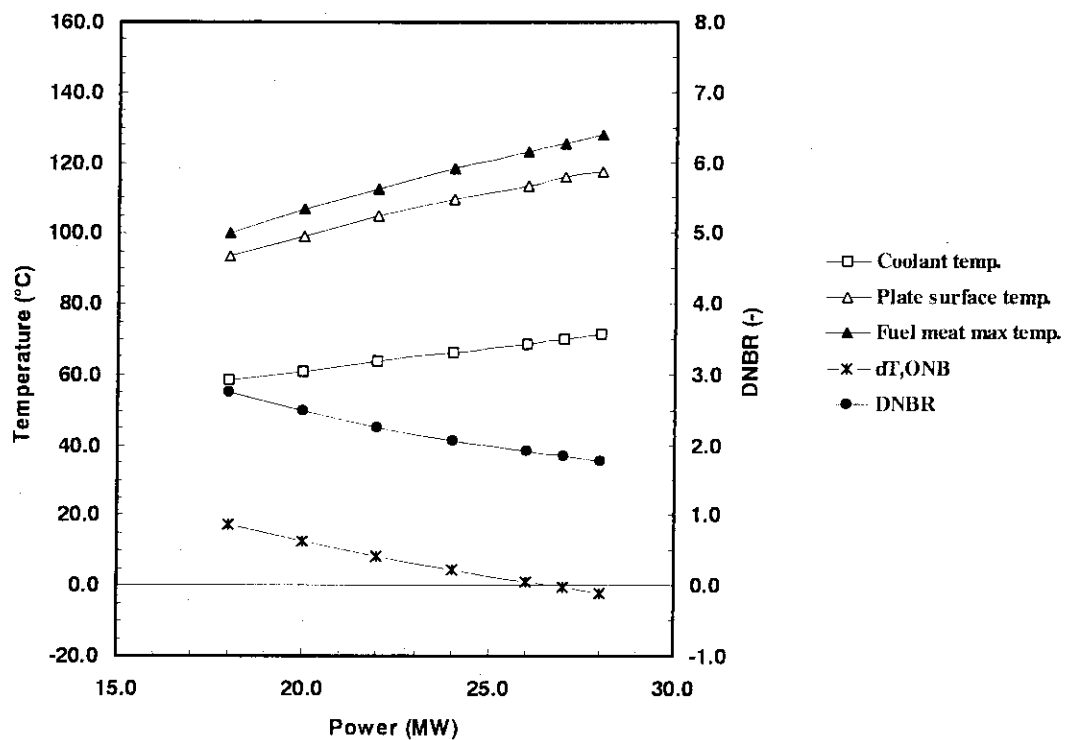


Fig.3.7.3 Steady-state thermal hydraulic analysis results
-Thermal power parameter-

3.8 熱出力0.2MW自然循環冷却時の炉心定常熱水力解析

熱出力0.2MW自然循環冷却時の炉心定常熱水力解析は、「3.5 解析に用いた主要な条件」で示したように、炉心入口冷却材温度40°C、炉心入口冷却材圧力1.90kg/cm²absの条件の基で行った。

解析結果をTable 3.8.1に、ホットチャンネル及び平均チャンネルの軸方向冷却材温度分布、燃料温度分布、圧力分布、熱流束分布をFig.3.8.1及びFig.3.8.2にそれぞれ示す。

解析結果から、ホットチャンネルで冷却材出口温度64.2°C、燃料板表面最高温度91.1°C、燃料芯材最高温度91.2°Cとなった。沸騰開始(ONB)温度119.4°C、ONB温度に対する余裕28.3°C、DNBR 7.36である。これらのホットチャンネルの解析結果は、「3.2 設計方針」に示した定常熱水力設計の判定条件と比較して、十分な余裕を持っている。一方、平均チャンネルでは、冷却材出口温度51.7°C、燃料板表面最高温度63.8°C、燃料芯材最高温度63.9°Cである。沸騰開始(ONB)温度118.7°C、ONB温度に対する余裕54.8°C、DNBR 16.09である。

Table 3.8.1 Steady-state thermal-hydraulic analysis results
(Natural convection cooling mode, 0.2 MW)

	Average channel analysis results ¹⁾	Hot channel analysis results
Coolant outlet temperature : $T_{b,out}$ (°C)	51.7	64.2
Fuel plate surface maximum temperature : T_w (°C)	63.8	91.1
Fuel meat maximum temperature : T_m (°C)	63.9	91.2
ONB temperature : T_{ONB} (°C)	118.7	119.4
Temperature margin against T_{ONB} : ΔT_{ONB} (°C)	54.8	28.3
Minimum DNBR (-)	16.09	7.36

1) For the analysis of average channel, all the hot channel factors are assumed to be 1.00, except axial peaking factor of Fz.

3.9 自然循環冷却時の原子炉出力パラメータ解析

原子炉出力をパラメータとして自然循環冷却時の定常炉心熱水力解析を実施した。基準となるケースは、「3.8 熱出力0.2MW自然循環冷却時の炉心定常熱水力解析」で述べた原子炉出力0.2 MW、炉心入口冷却材温度40°Cの場合である。解析では、0.1~0.5 MWの範囲で出力を変化させた。原子炉出力以外の解析条件は、0.2 MW時の定常熱水力解析時と同じである。

解析結果のまとめをTable 3.9.1に、Fig.3.9.1に冷却材出口温度、燃料板表面最高温度、燃料芯材最高温度、ONB温度、DNBRを原子炉出力を横軸にとり示す。また、Fig.3.9.2に炉心流量及び冷却材流速を原子炉出力を横軸にとり示す。解析結果は、いずれもホットチャンネルのものである。Fig.3.9.1から原子炉出力約0.45 MW以上では、燃料板表面温度がONB温度を超え、ホットチャンネルにおいて燃料板表面で沸騰する。一方、最小DNBRは、原子炉出力0.5 MW時においても3.80であり、最小DNBRの判断基準である1.5に対してまだ余裕がある。「中性子束上昇(低設定)」によるスクラムの設定値は定格出力の110%、

すなわち原子炉出力0.22 MWであるが、0.22 MW時においてもONB温度余裕25.1 °C、最小DNBR 6.87であり、ONB温度余裕、最小DNBRともに十分な余裕がある。

Table 3.9.1 Analysis results -Thermal power parameter-

Reactor thermal power	Core flow rate	Coolant velocity	Hot channel outlet coolant temperature	Fuel plate surface maximum temperature	Fuel meat maximum temperature	ONB temperature	Temperature margin against T_{ONB}	Minimum DNBR
(MW)	(kg/s)	(cm/s)	$T_{b,out}$ (°C)	T_w (°C)	T_m (°C)	T_{ONB} (°C)	ΔT_{ONB} (°C)	(-)
0.01	0.910	1.14	45.1	47.0	47.0	117.5	70.6	70.67
0.05	1.979	2.47	51.7	60.5	60.5	118.4	57.9	19.72
0.10	2.728	3.41	56.9	72.6	72.7	118.8	46.2	11.99
0.20	3.820	4.79	64.2	91.1	91.2	119.4	28.3	7.36
0.22	3.995	5.01	65.4	94.3	94.4	119.5	25.1	6.87
0.30	4.627	5.81	69.9	106.4	106.5	119.8	13.4	5.51
0.40	5.246	6.60	75.2	118.6	118.8	120.1	1.5	4.46
0.45	5.542	6.97	77.5	120.2	120.4	120.2	0.0	4.10
0.46	5.600	7.04	77.9	120.4	120.6	120.2	-0.2	4.04
0.50	5.819	7.32	79.6	121.2	121.4	120.2	-1.0	3.80

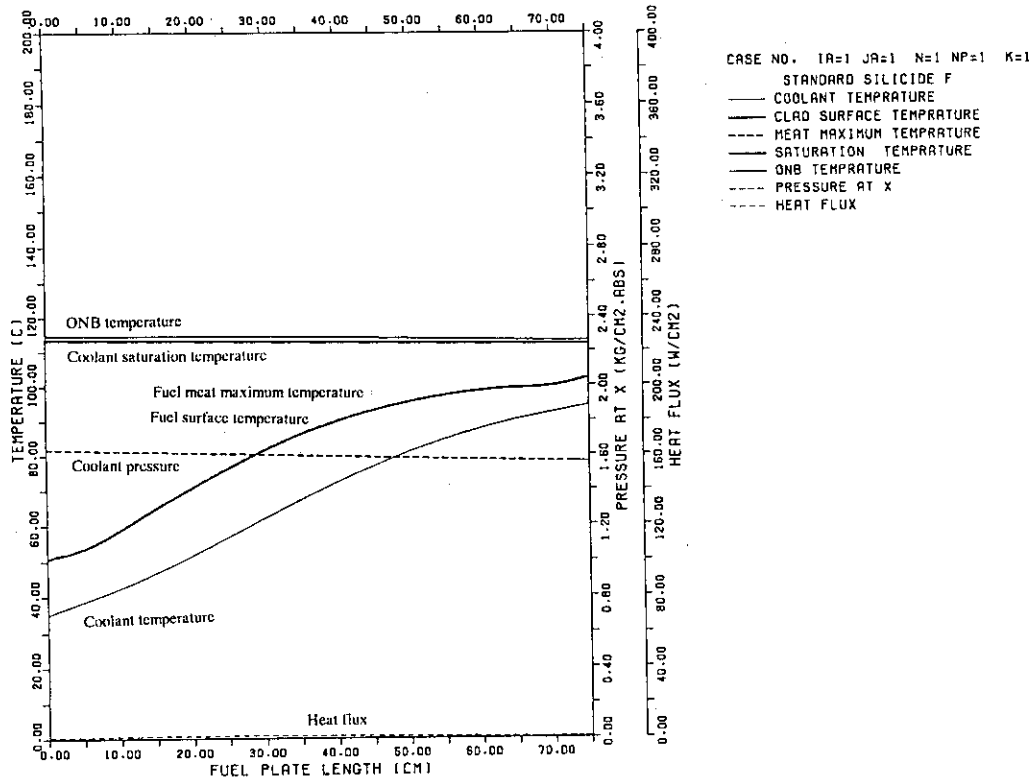


Fig.3.8.1 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for hot channel at 0.2 MW under natural convection cooling

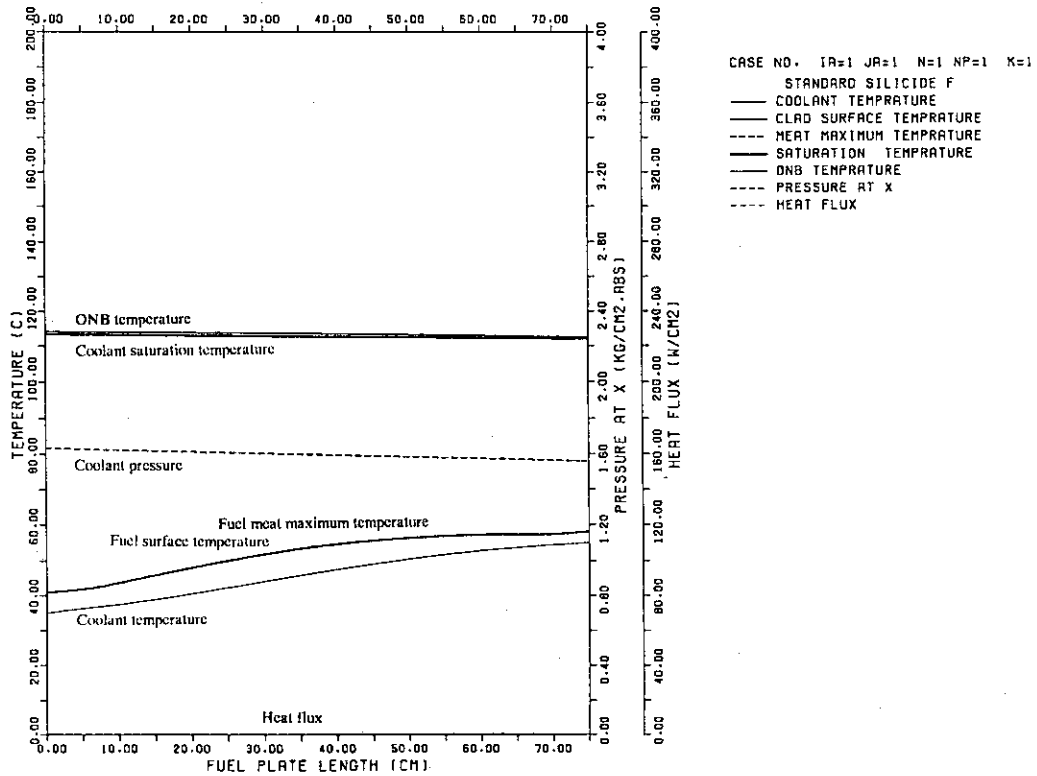


Fig.3.8.2 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for average channel at 0.2 MW under natural convection cooling

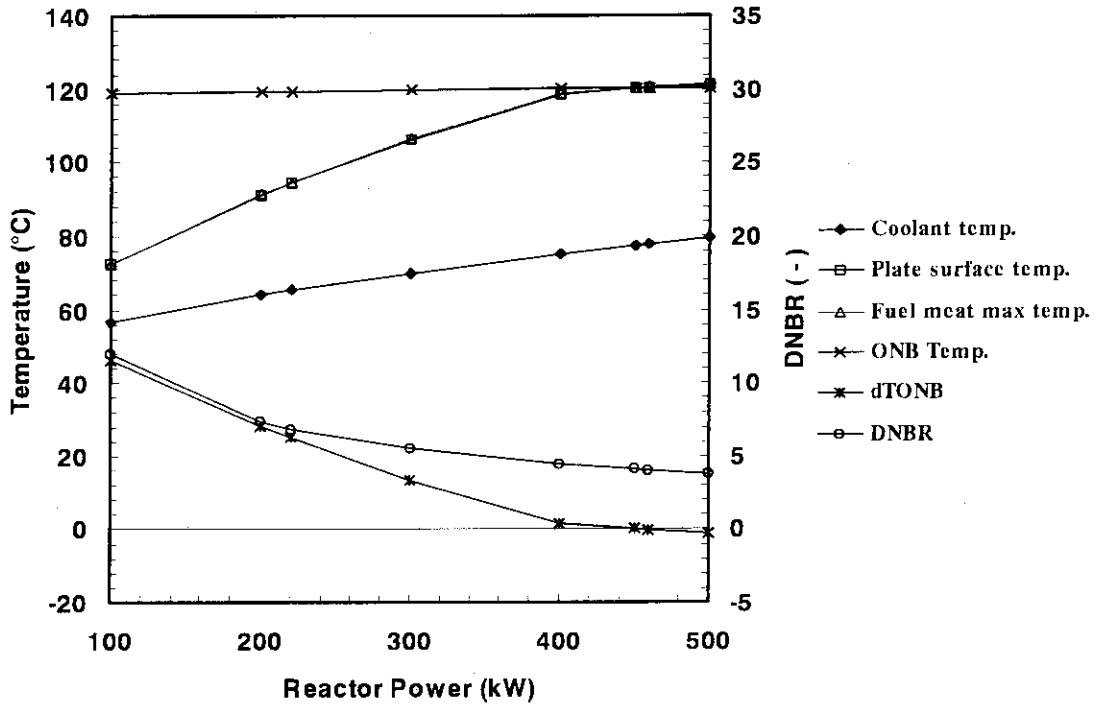


Fig.3.9.1 Steady-state thermal hydraulic analysis result
(Temperature and DNBR)
-Thermal power parameter, Natural convection cooling mode -

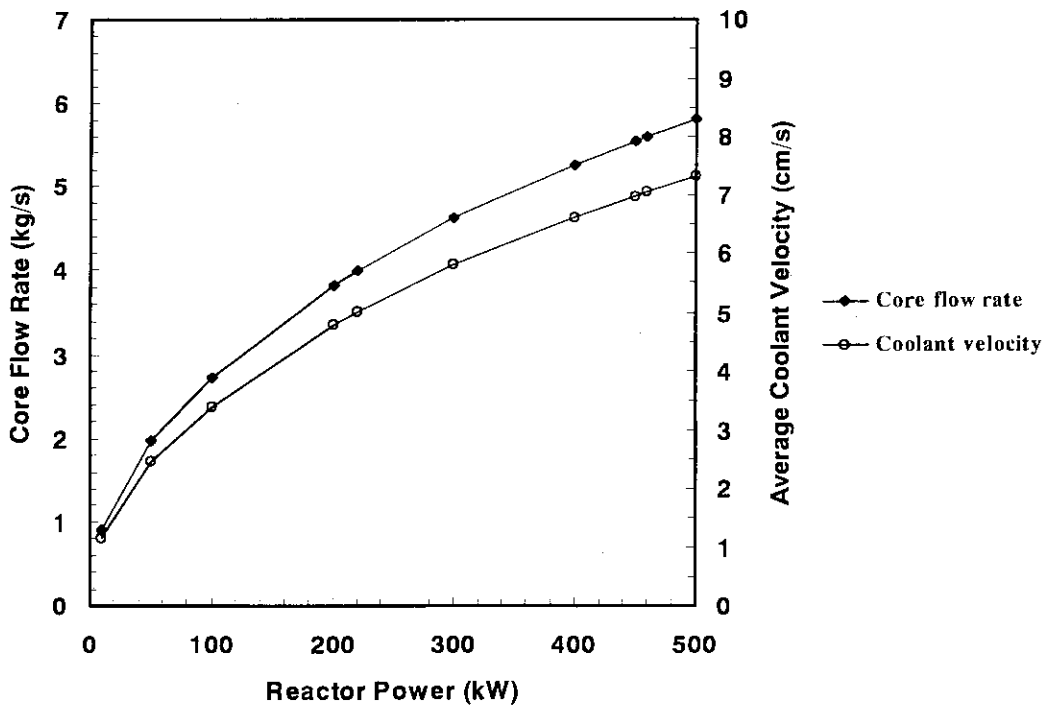


Fig.3.9.2 Steady-state thermal hydraulic analysis result
(Core flow rate, average coolant velocity)
-Thermal power parameter, Natural convection cooling mode -

4. 炉心流路閉塞事故解析

4.1 炉心流路閉塞事故について

(1) 事故の原因及び説明

この事故は、本原子炉の定格出力運転中に何らかの要因で1次冷却材中に混入していた異物が炉心内の流路を閉塞し、その流路内の1次冷却材流量が減少し、燃料温度を上昇させ、燃料板に損傷を起こすおそれのある場合を想定している。

(2) 防止対策

この事故の発生を防止するか、また、万一発生した場合にも炉心の健全性を確保するとともに、その影響を限定するために次のような対策を講ずる。

- (a) 通常の炉心作業終了後、原子炉内の点検を十分行い、また、原子炉の運転の前に1次冷却材主ポンプを起動した後、炉心を点検し異物がないことを確認することにより、炉心流路閉塞を未然に防止する。
- (b) 1次冷却系配管内にストレーナを取り付けることにより、冷却水の循環中に異物を取り除き炉心流路閉塞を未然に防止する。
- (c) 燃料破損検出器により異常検知して警報を発生するようにし、更に、多量の核分裂生成物が放出した場合には、燃料事故モニターにより、原子炉を自動停止する。

4.2 事故時の判断基準

JRR-3において原子炉に事故が生じた場合、炉心の溶融あるいは著しい損傷のおそれなく、かつ、事象の過程において他の異常状態の原因となるような2次的損傷が生じなく、さらに放射性物質の放散に対する障壁の設計が妥当であることを確認するための判断基準は以下に示すとおりである。

原子炉に事故が生じた場合、炉心の溶融あるいは著しい損傷のおそれなく、かつ、事象の過程において他の異常状態の原因となるような2次的損傷が生じなく、さらに放射性物質の放散に対する障壁の設計が妥当であることを確認するための判断基準は以下のとおりである。

- 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 炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な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 周辺の公衆に対し、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと。

判断基準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る。②は、金属-水反応で生じる衝撃圧力及び蒸気膨張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り、具体的には、燃料芯材最高温度が被覆材の溶融温度（582℃）以下であることとする。③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り、具体

的には、1次冷却水温度が飽和温度以下であることとする。④は、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」を参考として、周辺の公衆の実効線量当量の評価値が発生事故当たり5 mSvを超えないこととする。

4.3 炉心流路閉塞事故解析に用いた主要な条件

炉心流路閉塞事故解析では、以下に示すように「3. 定常炉心熱水力解析」の20 MW強制循環冷却運転時と同じ解析条件及び入力データを用い、以下に示すような1流路の炉心流路閉塞を仮定した。

- (1) 1次冷却材流量2400 m³/h、炉心入口冷却材温度35 °C、炉心入口冷却材圧力1.55 kg/cm²absとした。1次冷却材流量のうち76.5% (1836.8m³/h)が燃料領域に流れるものとした。
- (2) 炉心流路閉塞事故解析に用いた軸方向出力分布因子(F_z)、半径方向出力分布因子(F_R)及び局部的出力分布因子(F_L)等を含めた核的熱水路係数及び工学的熱水路係数はTable 3.4.1に示すとおりであり、定常炉心熱水力解析と同じである。
- (3) 軸方向の出力分布は、3次元拡散計算により求めた11サイクル初期炉心においてSa-1, Sa-2制御棒が全引抜、R-1, R-2, S-1, S-2制御棒が45cm引抜かれた臨界状態における値を用いた。炉心流路閉塞事故解析に用いた軸方向の出力分布をFig. 3.4.1に示す。
- (4) 解析では20 MW定格出力運転時に1流路の閉塞事故を仮定し、局所(局部的)出力分布因子(F_L)が最も大きな燃料板($F_L=1.36$)2枚に囲まれた流路(ホットチャンネル)が閉塞するものとした。

4.4 炉心流路閉塞事故解析

解析結果のまとめをTable 4.4.1に、また、Fig.4.4.1に閉塞した流路の隣に位置する正常流路側の軸方向冷却材温度分布、燃料温度分布、圧力分布、熱流束分布をそれぞれ示す。閉塞した流路は、解析上断熱状態にあるものとし、燃料板で発生した熱は全て正常流路側に流れるものとした。さらに、燃料板内の軸方向の熱伝導については、COOLODコードが径方向の1次元熱伝導のみを考慮しているため、本解析においても考慮していない。

解析結果から、閉塞した流路の隣に位置する正常流路側で冷却材出口温度73.9°C、燃料板表面最高温度124.4°C、燃料芯材最高温度147.6°Cとなった。ONB温度に対する余裕が最小となる位置において沸騰開始(ONB)温度112.5°C、ONB温度に対する余裕-10.0°Cである。また、最小DNBRは1.24である。本解析は事故に属するものであり、安全性を確保するための事故時の判断基準は「4.2 事故時の判断基準」で述べたとおりである。解析結果から、1流路の流路閉塞事故では、DNBRが1.5を下回っているため燃料破損の可能性があるものの上記の事故時の判断基準を満たしており、安全性は確保できる。

Table 4.4.1 Flow channel blockage accident analysis results
(Base case)

Normal channel side	
Coolant outlet temperature : $T_{b,out}$ (°C)	73.9
Fuel plate surface maximum temperature : T_w (°C)	124.4
Fuel meat maximum temperature : T_m (°C)	147.6
ONB temperature : T_{ONB} (°C)	112.5
Temperature margin against T_{ONB} : ΔT_{ONB} (°C)	-10.0
Minimum DNBR (-)	1.24

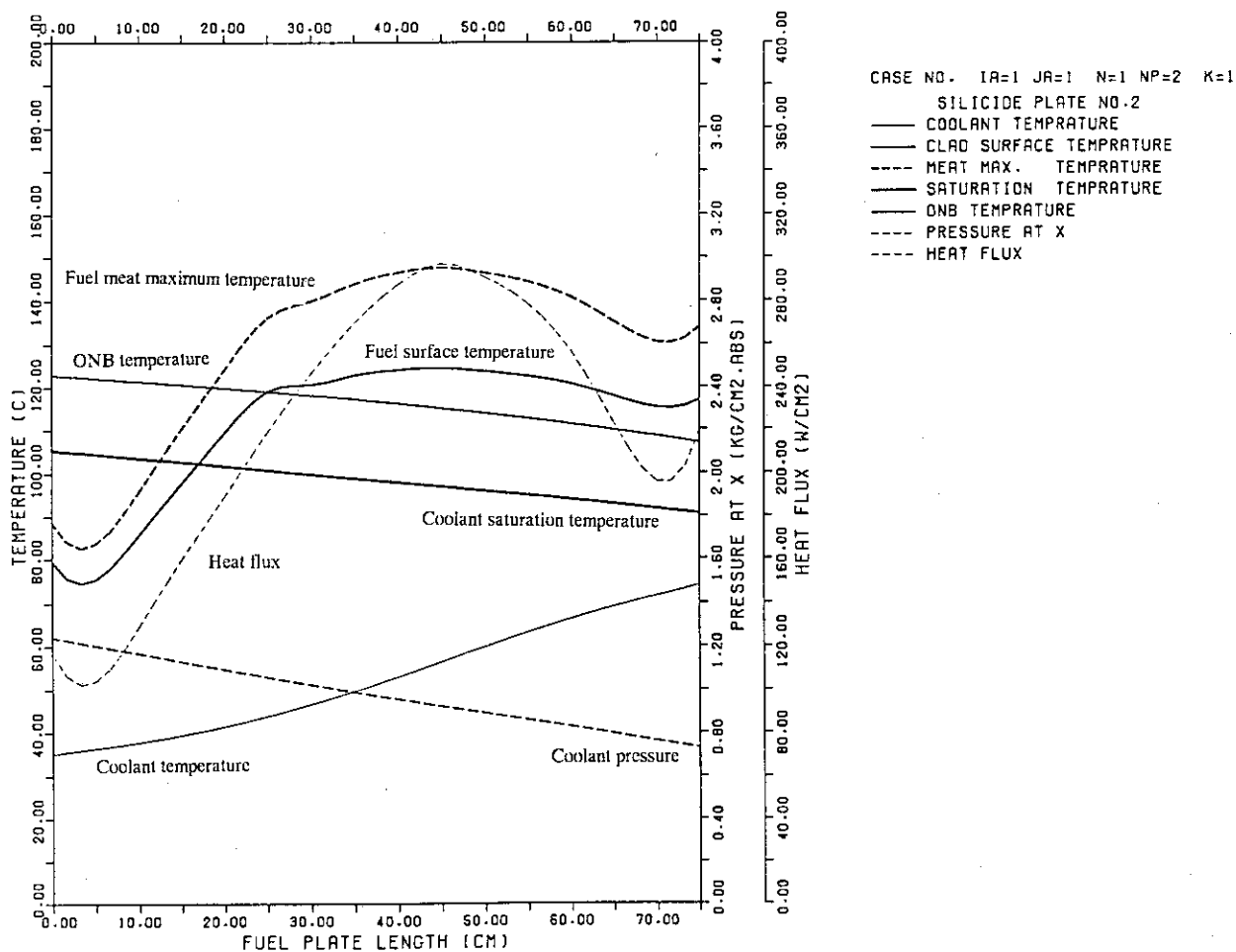


Fig.4.4.1 Flow channel blockage accident analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for normal channel side at 20 MW (Base case)

5. 結 言

JRR-3 シリサイド燃料炉心の定常炉心熱水力特性を明らかにする目的で、強制循環冷却運転時及び自然循環冷却運転時の熱水力特性解析を行った。解析に際しては、解析結果が厳しくなるように条件を定めた。その結果、JRR-3シリサイド燃料炉心は通常運転時において十分な安全余裕を有することが確認された。

さらに、炉心流路閉塞事故について1流路の炉心流路閉塞を仮定して解析を実施した。その結果、1流路の炉心流路閉塞事故が発生した場合でも事故時の安全性を判断する基準を満足することを確認した。

謝 辞

入力データの作成に際しては、研究炉技術開発室中野佳洋研究員にJRR-3 シリサイド燃料炉心の出力分布を始めとした核計算によって得られたデータを提供して戴いた。シリサイド燃料の物性値に関しては研究炉技術開発室曾山和彦研究員に貴重な資料を提供して戴いた。さらに、研究炉部一色正彦部長、研究炉部高柳政二次長、研究炉技術開発室市川博喜室長には終始御鞭撻戴いた。ここに深い感謝の意を表する。

5. 結 言

JRR-3 シリサイド燃料炉心の定常炉心熱水力特性を明らかにする目的で、強制循環冷却運転時及び自然循環冷却運転時の熱水力特性解析を行った。解析に際しては、解析結果が厳しくなるように条件を定めた。その結果、JRR-3シリサイド燃料炉心は通常運転時において十分な安全余裕を有することが確認された。

さらに、炉心流路閉塞事故について1流路の炉心流路閉塞を仮定して解析を実施した。その結果、1流路の炉心流路閉塞事故が発生した場合でも事故時の安全性を判断する基準を満足することを確認した。

謝 辞

入力データの作成に際しては、研究炉技術開発室中野佳洋研究員にJRR-3 シリサイド燃料炉心の出力分布を始めとした核計算によって得られたデータを提供して戴いた。シリサイド燃料の物性値に関しては研究炉技術開発室曾山和彦研究員に貴重な資料を提供して戴いた。さらに、研究炉部一色正彦部長、研究炉部高柳政二次長、研究炉技術開発室市川博喜室長には終始御鞭撻戴いた。ここに深い感謝の意を表する。

参考文献

- (1) 渡辺終吉, "板状燃料を使用する研究炉の熱水力計算コード - COOLOD", JAERI-M 84-162, 1984.
- (2) M. Kaminaga: "COOLOD-N2:A Computer Code for the Analyses of Steady-State Thermal-Hydraulics in Research Reactors", JAERI-M 94-0052, (1994).
- (3) 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
- (4) "Safety Evaluation Report related to the Evaluation of Low-Enriched Uranium Silicide-Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non-Power Reactors", U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-1313, 1988.
- (5) 斎藤順市, 河村弘, 曾山和彦, 安藤弘栄, "試験研究炉用低濃縮ウランシリサイド-アルミニウム分散型燃料に関する安全評価報告[NUREG-1313] (仮訳)", Private Communication.
- (6) 長岡芳春, 小向文作, 桜井文雄, 斎藤実, 二村嘉明, "JMTR低濃縮燃料炉心の安全解析 (1) - 反応度投入事象解析 -", JAERI-M 92-095, 1992.
- (7) "燃料芯材・被覆材の物性値 (JMTR熱水力解析に用いたLEU炉心の燃料芯材・被覆材の物性値)", Private Communication.
- (8) 小菅征夫, 安藤弘栄, 小金沢卓, 植村睦, "JRR-2中濃縮炉心の安全評価のための反応度投入事象の解析", JAERI-M 87-074, 1987.
- (9) 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.
- (10) 神永雅紀, 山本和喜, 渡辺終吉, 中野佳洋, "JRR-4シリサイド燃料炉心の安全評価のための反応度投入事象解析", JAERI-Tech 95-040, 1995.
- (11) 日本原子力研究所, "JRR-3 の設計及び工事の方法の認可申請書[JRR-3 の改造(その 8)]"

付録A ウラン密度と熱伝導率の関係について

シリサイド燃料 (U_3Si_2 -Al 分散型燃料芯材) のウラン密度と熱伝導率の関係については、ウラン密度 (燃料の体積割合) が増加すると熱伝導率は低下する。このことに関して、NUREG-1313 に次のような説明がある。

「 U_3Si_2 よりもアルミニウムの熱伝導率が約 14 倍大きいために燃料の体積割合及び気孔率が増加すると、急速に熱伝導率は減少すると思われる。非常に低い燃料の体積装荷では、アルミニウム母材が連続的の繋がり熱を供給するために分散型燃料の熱伝導率はアルミニウムの存在量に比例することが予想される。しかしながら、燃料とポイドを加えて高い体積装荷率になった場合には、アルミニウムが連続相でなくなり、熱伝導率はアルミニウムの減少する割合よりも早く減少する。非常に高い装荷率では、アルミニウムは重要な役割をしなくなり、熱伝導率は燃料 (U_3Si_2) の熱伝導率に近くなる。そして、それは燃料粒子間の接触のため熱の逃げが小さくなり、燃料単独の場合よりも小さくなる可能性もある。」

Fig.A-1 に $60^\circ C$ で測定された未照射 U_3Si_2 分散型燃料の熱伝導率を示す。この図は NUREG-1313 より抜粋したもので、この熱伝導率曲線は、フルサイズ燃料板の熱伝導率に関する下限値を示すものであるとの説明がある。横軸は、燃料芯材中の燃料と気孔の体積割合であるが、この値は燃料密度の増加と共に増加する。燃料の体積割合と気孔の体積割合は、ウラン密度を用いてそれぞれ Eq.(A-1)^(A2)、(A-2) のように計算される。参考のため、Fig.A-1 に JRR-4 の燃料芯材 (ウラン密度 $3.8g/cm^3$) と JRR-3 及び JMTR の燃料芯材 (ウラン密度 $4.8g/cm^3$) の熱伝導率をそれぞれ示す。

$$V_f = 0.091W_u \quad (A-1)$$

$$V_p = 0.072V_f - 0.275V_f^2 + 1.32V_f^3 \quad (A-2)$$

ここで、 V_f : 分散相体積割合
 V_p : 気孔割合
 W_u : ウラン密度(g/cm^3)

【参考文献】

- (A1) "Safety Evaluation Report related to the Evaluation Low-Enriched Uranium-Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non-Power Reactors", NUREG-1313, July, (1988).
 (A2) S. NAZARE "Low Enrichment Dispersion Fuels for Research and Test Reactors", Journal of Nuclear Materials vol. 124 (1984) pp.14~24.

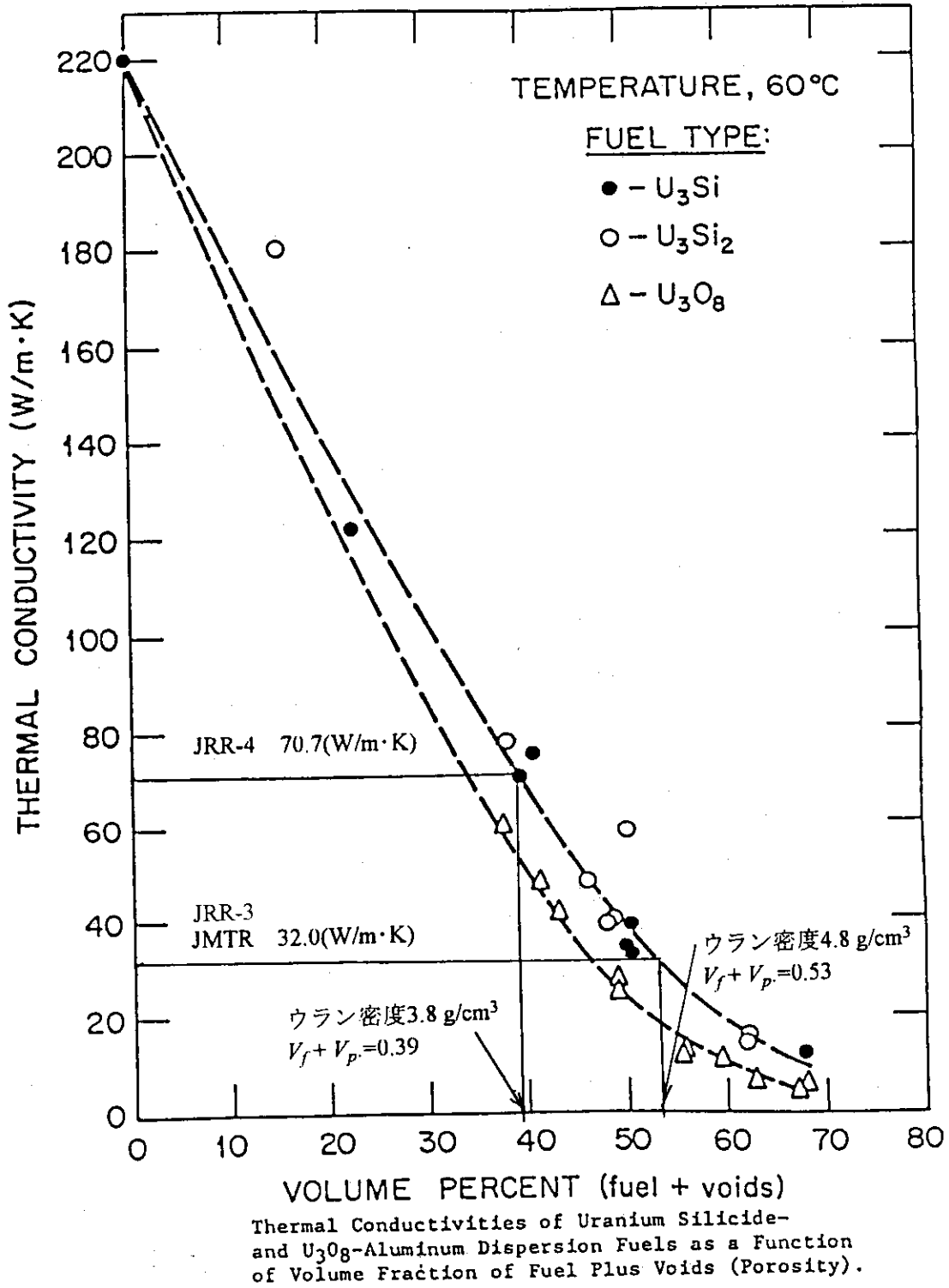


Fig.A-1 U_3Si_2 、 U_3Si 及び U_3O_8 分散型燃料芯材の熱伝導率と燃料芯材中の燃料と気孔の体積割合との関係

付録B 1次冷却材流路の軸方向分割

(1) 標準型燃料要素

標準型燃料要素の軸方向領域分割をFig.B-1に示す。

各領域における流路断面積 A 、等価水力直径 De 、流路長さ L 、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① 炉心上部直流路

$$A_1 = 77.2 \times 77.2 = 5959.8 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.0$$

領域② 燃料板上部縮小部

$$A_2 = 76.2 \times 66.6 = 5074.92 \text{ mm}^2 = 50.75 \text{ cm}^2$$

$$L_2 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_2 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_2}{A_1} \right) = 0.0742$$

領域③ 燃料板上部直流路

$$A_3 = A_2 = 50.75 \text{ cm}^2$$

$$De_3 = 7.108 \text{ cm}$$

$$L_3 = 2621.5 - 2585 = 36.5 \text{ mm} = 3.65 \text{ cm}$$

領域④ 燃料板上端縮小部

$$A_4 = (76.2 + 2 \times 0.5) \times 66.6 - 1.27 \times 66.6 \times 21 = 3365.30 \text{ mm}^2 = 33.65 \text{ cm}^2$$

$$L_4 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_4 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_4}{A_3} \right) = 0.168$$

領域⑤ 燃料部直流路

$$A_5 = A_4 = 33.65 \text{ cm}^2$$

$$De_5 = 2 \times (2.35 \times 66.6) / (2.35 + 66.6) = 4.540 \text{ mm} = 0.4540 \text{ cm}$$

$$L_5 = 2585 - 1815 = 770 \text{ mm} = 77.0 \text{ cm}$$

領域⑥ 燃料下部拡大部

$$A_6 = A_5 = 33.65 \text{ cm}^2$$

$$A_7 = A_3 = 50.75 \text{ cm}^2$$

$$K_6 = \left(1 - \frac{A_6}{A_7} \right)^2 = 0.114$$

領域⑦ 燃料下部直流路

$$A_7 = 50.75 \text{ cm}^2$$

$$De_7 = De_3 = 7.108 \text{ cm}$$

$$L_7 = 1815 - 1793 = 22 \text{ mm} = 2.2 \text{ cm}$$

領域⑧ 燃料ノズル入口縮流路（直流路で近似）

$$A_8 = 54.4 \times 60.2 = 3274.88 \text{ mm}^2 = 32.75 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.716 \text{ cm}$$

$$L_8 = 1793 - 1762.5 = 30.5 \text{ mm} = 3.05 \text{ cm}$$

領域⑨ 燃料ノズル入口直流路

$$A_9 = A_8 = 32.75 \text{ cm}^2$$

$$De_9 = De_8 = 5.716 \text{ cm}$$

$$L_9 = 1762.5 - 1559 = 203.5 \text{ mm} = 20.35 \text{ cm}$$

領域⑩ 格子板 B 直流路

$$A_{10} = 55 \times 60.8 = 3344 \text{ mm}^2 = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$De_{10} = 5.776 \text{ cm}$$

$$L_{10} = 1599 - 1475 = 124 \text{ mm} = 12.4 \text{ cm}$$

領域⑪ 格子板 B 出口拡大部

$$A_{11} = A_{10} = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$A_{12} = 77.2 \times 77.2 = 5959.84 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$K_{11} = \left(1 - \frac{A_{11}}{A_{12}}\right)^2 = 0.193$$

(2) フォロワ型燃料要素

フォロワ型燃料要素の軸方向領域分割を Fig. B-2 に示す。

各領域における流路断面積 A 、等価水力直径 De 、流路長さ L 、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① 制御棒上端縮小部

$$A_0 = 77.2 \times 77.2 = 5959.84 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$A_1 = 53.6 \times 53.6 = 2872.96 \text{ mm}^2 = 28.73 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_1}{A_0}\right) = 0.259$$

領域② 制御棒部直流路

$$A_2 = A_1 = 28.73 \text{ cm}^2$$

$$De_2 = 5.36 \text{ cm}$$

$$L_2 = 3404.5 - 2585 = 819.5 \text{ mm} = 81.95 \text{ cm}$$

領域③ 燃料板上端縮小部

$$A_3 = 66.2 \times 66.2 - 54 \times 1.27 \times 17 - 63.6 \times 4.8 \times 2 = 2606.02 \text{ mm}^2 = 26.06 \text{ cm}^2$$

$$L_3 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_3 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_3}{A_2}\right) = 0.0465$$

領域④ 燃料部直流路

$$A_4 = A_3 = 26.06 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = 0.4472 \text{ cm}$$

$$L_4 = 2585 - 1815 = 770 \text{ mm} = 77.0 \text{ cm}$$

領域⑤ 燃料下部拡大部

$$A_5 = A_4 = 26.06 \text{ cm}^2$$

$$A_6 = 66.2^2 - 63.6^2 + 54.8^2 = 33.41 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = \left(1 - \frac{A_5}{A_6}\right)^2 = 0.0484$$

領域⑥ 燃料下部直流路

$$A_6 = 33.41 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 5.48 \text{ cm}$$

$$L_6 = 1815 - 1734.5 = 80.5 \text{ mm} = 8.05 \text{ cm}$$

領域⑦ アダプタ F₁ 部

$$A_7 = A_6 = 33.41 \text{ cm}^2$$

$$De_7 = De_6 = 5.48 \text{ cm}$$

$$L_7 = 1734.5 - 1634.5 = 100 \text{ mm} = 10 \text{ cm}$$

領域⑧ アダプタ F₂ 入口

$$A_8 = 66.2^2 - 63.6^2 + 24.4^2 \times 4 = 2718.92 \text{ mm}^2 = 27.19 \text{ cm}^2$$

$$K_8 = \left(1 - \frac{A_8}{A_7}\right)^2 = 0.0931$$

領域⑨ アダプタ F₂ 部

$$A_9 = A_8 = 27.19 \text{ cm}^2$$

$$De_9 = 2.44 \text{ cm}$$

$$L_9 = 1634.5 - 1554.5 = 80 \text{ mm} = 8 \text{ cm}$$

領域⑩ アダプタ F₃ 入口

$$A_{10} = A_{11} = 66.2^2 - \frac{63.6 - 6}{2} \times 6 \times 4 - 6^2 = 3655.24 \text{ mm}^2 = 36.55 \text{ cm}^2$$

$$K_{10} = \left(1 - \frac{A_9}{A_{10}}\right)^2 = 0.0656$$

領域⑪ アダプタ F₃ 部

$$A_{11} = A_{10} = 36.55 \text{ cm}^2$$

$$De_{11} = 2.816 \text{ cm}$$

$$L_{11} = 1554.5 - 1416 = 138.5 \text{ mm} = 13.85 \text{ cm}$$

領域⑫ アダプタ F₄ 入口

$$A_{12} = A_{13} = 66.2^2 - \frac{\pi}{4} \times 35^2 = 3420.33 \text{ mm}^2 = 34.20 \text{ cm}^2$$

$$K_{12} = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_{12}}{A_{10}} \right) = 0.0321$$

領域⑬ アダプタ F₄ 部

$$A_{13} = A_{12} = 34.20 \text{ cm}^2$$

$$De_{13} = 3.651 \text{ cm}$$

$$L_{13} = 1416 - 390 = 1026 \text{ mm} = 102.6 \text{ cm}$$

領域⑭ 出口

$$A_{14} = A_{13} = 34.20 \text{ cm}^2$$

$$A_{15} = (\pi \times 5^2 + 90 \times 10) \times 18 = 17613.72 \text{ mm}^2 = 176.1 \text{ cm}^2$$

$$K_{14} = \left(1 - \frac{A_{14}}{A_{15}} \right)^2 = 0.649$$

(3) 照射筒

照射筒の軸方向領域分割を Fig. B-3 に示す。

各領域における流路断面積 A、等価水力直径 De、流路長さ L、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① 炉心上部直流路

$$A_1 = 77.2 \times 77.2 = 5959.8 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.0$$

領域② 照射筒上部縮小部

$$A_2 = \frac{\pi}{4} \times (60^2 - 55^2) = 451.60 \text{ mm}^2 = 4.516 \text{ cm}^2$$

$$L_2 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_2 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_2}{A_1} \right) = 0.462$$

領域③ 照射シリンダ直流路部

$$A_3 = A_2 = 4.516 \text{ cm}^2$$

$$De_3 = 0.5 \text{ cm}$$

$$L_3 = 2659 - 1745 = 914 \text{ mm} = 91.4 \text{ cm}$$

領域④ 照射シリンダ下端拡大部

$$A_5 = \frac{\pi}{4} \times 60^2 - (6^2 + 6 \times 27 \times 4) = 2143.43 \text{ mm}^2 = 21.43 \text{ cm}^2$$

$$A_4 = A_3 = 4.516 \text{ cm}^2$$

$$K_6 = \left(1 - \frac{A_4}{A_5} \right)^2 = 0.623$$

領域⑤ 照射筒下部

$$A_5 = A_4 = 21.43 \text{ cm}^2$$

$$De_5 = 2.253 \text{ cm}$$

$$L_5 = 1745 - 1716 = 29 \text{ mm} = 2.9 \text{ cm}$$

領域⑥ 照射筒ノズル縮小部

$$A_6 = 45 \times 45 = 2025 \text{ mm}^2 = 20.25 \text{ cm}^2$$

$$L_6 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_6 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_6}{A_5}\right) = 0.0275$$

領域⑦ 照射筒ノズル直流路

$$A_7 = A_6 = 20.25 \text{ cm}^2$$

$$De_7 = 45 \text{ cm}$$

$$L_7 = 1716 - 1559 = 157 \text{ mm} = 15.7 \text{ cm}$$

$$A_8 = 55 \times 60.8 = 3344 \text{ mm}^2 = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = \left(1 - \frac{A_7}{A_8}\right)^2 = 0.156$$

領域⑧ 格子板 B 直流路

$$A_8 = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.776 \text{ cm}$$

$$L_8 = 1599 - 1475 = 84 \text{ mm} = 8.4 \text{ cm}$$

領域⑨ 格子板 B 出口拡大部

$$A_9 = A_8 = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$A_{10} = 77.2 \times 77.2 = 5959.84 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$K_9 = \left(1 - \frac{A_9}{A_{10}}\right)^2 = 0.193$$

(4) ベリリウム反射体 (B、C 型)

ベリリウム反射体 (B、C 型) の軸方向領域分割を Fig. B-4 に示す。

各領域における流路断面積 A 、等価水力直径 De 、流路長さ L 、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① 反射体押え上端縮小部

$$A_1 = \frac{\pi}{4} \times 45^2 = 1590.43 \text{ mm}^2 = 15.90 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.0$$

領域② 反射体押え円筒直流路

$$A_2 = A_1 = 15.90 \text{ cm}^2$$

$$De_2 = 45 \text{ cm}$$

$$L_2 = 4.5 \text{ cm}$$

領域③ 照射シリンダ上端縮小部

$$A_3 = \frac{\pi}{4} \times (45^2 - 40^2) = 333.79 \text{ mm}^2 = 3.338 \text{ cm}^2$$

$$L_3 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_3 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_3}{A_2}\right) = 0.395$$

領域④ 照射シリンダ直流路

$$A_4 = A_3 = 3.338 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = 0.5 \text{ cm}$$

$$L_4 = 2605 - 1735 = 870 \text{ mm} = 87.0 \text{ cm}$$

領域⑤ ベリリウム反射体下プラグ入口拡大部

$$A_5 = A_4 = 3.338 \text{ cm}^2$$

$$A_6 = \frac{\pi}{4} \times 12^2 \times 4 = 452.39 \text{ mm}^2 = 4.524 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = \left(1 - \frac{A_5}{A_6}\right)^2 = 0.0687$$

領域⑥ ベリリウム反射体下プラグ上部直流路

$$A_6 = 4.524 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 1.2 \text{ cm}$$

$$L_6 = 1735 - 1700 = 35 \text{ mm} = 3.5 \text{ cm}$$

領域⑦ ベリリウム反射体下プラグ拡大部

$$A_7 = A_6 = 4.524 \text{ cm}^2$$

$$A_8 = \frac{\pi}{4} \times 36^2 = 1017.88 \text{ mm}^2 = 10.18 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = \left(1 - \frac{A_7}{A_8}\right)^2 = 0.309$$

領域⑧ ベリリウム反射体下プラグ下直流路

$$A_8 = 10.18 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 3.6 \text{ cm}$$

$$L_8 = 1700 - 1675 = 25 \text{ mm} = 2.5 \text{ cm}$$

領域⑨ 格子板 A 入口縮小部

$$A_9 = 15 \times 34 = 510 \text{ mm}^2 = 5.1 \text{ cm}^2$$

$$K_9 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_9}{A_8}\right) = 0.250$$

領域⑩ 格子板 A 入口直流路

$$A_{10} = A_9 = 5.1 \text{ cm}^2$$

$$De_{10} = 2.082 \text{ cm}$$

$$L_{10} = 1675 - 1645 = 30 \text{ mm} = 3.0 \text{ cm}$$

$$A_{11} = \frac{\pi}{4} \times 36^2 = 1017.88 \text{ mm}^2 = 10.18 \text{ cm}^2$$

$$K_{10} = \left(1 - \frac{A_{10}}{A_{11}}\right)^2 = 0.249$$

領域⑩ 格子板 A 中空部

$$A_{11} = 10.18 \text{ cm}^2$$

$$De_{11} = 3.6 \text{ cm}$$

$$L_{11} = 1645 - 1623 = 22 \text{ mm} = 2.2 \text{ cm}$$

領域⑪ 格子板 A 下部直流路

$$A_{12} = \frac{\pi}{4} \times 24^2 = 452.39 \text{ mm}^2 = 4.524 \text{ cm}^2$$

$$K_{12} = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_{12}}{A_{11}}\right) = 0.278$$

$$De_{12} = 2.4 \text{ cm}$$

$$L_{12} = 1623 - 1555 = 68 \text{ mm} = 6.8 \text{ cm}$$

領域⑫ 格子板 B 入口拡大部

$$A_{13} = A_{12} = 4.524 \text{ cm}^2$$

$$A_{14} = 60 \times 80 = 4800 \text{ mm}^2 = 48.0 \text{ cm}^2$$

$$De_{13} = 3.651 \text{ cm}$$

$$K_{13} = \left(1 - \frac{A_{13}}{A_{14}}\right)^2 = 0.820$$

領域⑬ 格子板 B 直流路

$$A_{14} = 48.0 \text{ cm}^2$$

$$De_{14} = 6.857 \text{ cm}$$

$$A_{15} = (\pi \times 5^2 + 90 \times 10) \times 18 = 17613.72 \text{ mm}^2 = 176.1 \text{ cm}^2$$

$$L_{14} = 1555 - 1475 = 80 \text{ mm} = 8.0 \text{ cm}$$

$$K_{14} = 0.0$$

(5) コアバイパス

コアバイパスの軸方向領域分割を Fig. B-5 に示す。

各領域における流路断面積 A、等価水力直径 De、流路長さ L、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① コアバイパス入口部

$$A_1 = 600\pi \times 30 = 56548.65 \text{ mm}^2 = 565.5 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.5$$

領域② 反射体押え水平流路

$$A_2 = A_1 = 565.5 \text{ cm}^2$$

$$De_2 = 6.0 \text{ cm}$$

$$L_2 = 7.3 \text{ cm}$$

領域③ 反射体押え垂直流路入口

$$A_3 = \frac{\pi}{4} \times (600^2 - 594^2) = 562659 \text{ mm}^2 = 56.27 \text{ cm}^2$$

$$L_3 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_3 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_3}{A_2}\right) = 0.450$$

領域④ 反射体押え垂直流路

$$A_4 = A_3 = 56.27 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = 0.6 \text{ cm}$$

$$L_4 = 3155 - 2650 = 505 \text{ mm} = 50.5 \text{ cm}$$

領域⑤ ベリリウム反射体上部突起部

$$\text{突起部の占める長さ} = 15 \times 28 + 10 \times 8 = 500 \text{ mm}$$

$$\text{流路割合} = 1 - \frac{500}{600\pi} = 0.7347$$

$$A_5 = \frac{\pi}{4} \times (600^2 - 594^2) \times 0.7347 = 4133.86 \text{ mm}^2 = 41.34 \text{ cm}^2$$

$$De_5 = De_4 = 0.6 \text{ cm}$$

入口での形状損失

$$K_5 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_5}{A_4}\right) = 0.133$$

出口での形状損失

$$A_6 = A_4 = 56.27 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = \left(1 - \frac{A_5}{A_6}\right)^2 = 0.0704$$

領域⑥ ベリリウム反射体直流路

$$A_6 = 56.27 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = De_4 = 0.6 \text{ cm}$$

$$L_6 = 2581 - 1725 = 856 \text{ mm} = 85.6 \text{ cm}$$

領域⑦ ベリリウム反射体下プラグ縮小部

$$A_7 = A_5 = 41.34 \text{ cm}^2$$

入口形状損失

$$K_7 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_7}{A_6}\right) = 0.133$$

摩擦損失

$$De_7 = De_5 = 0.6 \text{ cm}$$

$$L_7 = 1725 - 1700 = 25 \text{ mm} = 2.5 \text{ cm}$$

出口形状損失

$$A_8 = 19 \times 60 \times 4 \times 10^{-2} + A_6 = 10187 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = \left(1 - \frac{A_7}{A_8}\right)^2 = 0.353$$

領域⑧ ベリリウム反射体下プラグ拡大部直流路

$$A_8 = 10187 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 2.019 \text{ cm}$$

$$L_8 = 1700 - 1675 = 25 \text{ mm} = 2.5 \text{ cm}$$

領域⑨ 格子板 A 入口

$$A_9 = A_{10} = A_6 + \frac{\pi}{4} \times 16^2 \times 8 \times 10^{-2} = 72.35 \text{ cm}^2$$

$$K_9 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_9}{A_8}\right) = 0.145$$

領域⑩ 格子板 A 直流路

$$A_{10} = A_9 = 72.35 \text{ cm}^2$$

$$De_{10} = 0.697 \text{ cm}$$

$$L_6 = 1675 - 1555 = 120 \text{ mm} = 12.0 \text{ cm}$$

領域⑪ 格子板 B 入口

$$A_{11} = A_{10} = 72.35 \text{ cm}^2$$

$$A_{12} = (60 \times 25 + 52 \times 60.8 + 90 \times 60.8 + 31 \times 26.5) \times 8 = 87640.8 \text{ mm}^2 = 876.4 \text{ cm}^2$$

$$K_{11} = \left(1 - \frac{A_{11}}{A_{12}}\right)^2 = 0.842$$

領域⑫ 格子板 B 直流路

$$A_{12} = 876.4 \text{ cm}^2$$

$$De_{12} = 6.0 \text{ cm}$$

$$L_{12} = 1555 - 1475 = 80 \text{ mm} = 8.0 \text{ cm}$$

$$K_{12} = 0.0$$

(6) ベリリウム反射体-側板間

ベリリウム反射体-側板間の軸方向領域分割を Fig. B-6 に示す。

各領域における流路断面積 A、等価水力直径 De、流路長さ L、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① 側板上部

$$A_1 = 77.2 \times 77.2 = 5959.84 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.0$$

領域② 側板上端縮小部

入口形状損失

$$A_{21} = 2.45 \times 57.2 = 140.14 \text{ mm}^2$$

$$A_{22} = 1.6 \times 57.2 = 91.52 \text{ mm}^2$$

$$A_2 = \frac{6A_{21} + 12A_{22}}{18} = 107.73 \text{ mm}^2 = 1.077 \text{ cm}^2$$

$$K_2 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_2}{A_1}\right) = 0.491$$

摩擦損失

$$De_2 = 0.365 \text{ cm}$$

$$L_2 = 2650 - 2581 = 69 \text{ mm} = 6.9 \text{ cm}$$

出口形状損失

$$A_{31} = 2.45 \times 74.5 = 182.53 \text{ mm}^2$$

$$A_{32} = 1.6 \times 76.2 = 121.92 \text{ mm}^2$$

$$A_3 = \frac{6A_{31} + 12A_{32}}{18} = 142.12 \text{ mm}^2 = 1.421 \text{ cm}^2$$

$$K_2 = \left(1 - \frac{A_2}{A_3}\right)^2 = 0.0586$$

領域③ ベリリウム反射体直流路

$$A_3 = 1.421 \text{ cm}^2$$

$$De_3 = 0.367 \text{ cm}$$

$$L_3 = 2581 - 1725 = 856 \text{ mm} = 85.6 \text{ cm}$$

領域④ 格子板 A 上面

$$A_4 = A_3 = 1.421 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = De_3 = 0.367 \text{ cm}$$

$$L_4 = 1725 - 1675 = 50 \text{ mm} = 5.0 \text{ cm}$$

領域⑤ 格子板 A 入口

$$A_5 = A_6 = 1.4 \times 20 \times 2 = 56 \text{ mm}^2 = 0.56 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_5}{A_4}\right) = 0.303$$

領域⑥ 格子板 A 直流路

$$A_6 = 0.56 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 0.262 \text{ cm}$$

$$L_6 = 1675 - 1555 = 120 \text{ mm} = 12.0 \text{ cm}$$

領域⑦ 格子板 A 出口

$$A_7 = A_6 = 0.56 \text{ cm}^2$$

$$A_8 = 55 \times 60.8 = 3344 \text{ mm}^2 = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = \left(1 - \frac{A_7}{A_8}\right)^2 = 0.967$$

領域⑧ 格子板 B 直流路

$$A_8 = 33.44 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.776 \text{ cm}$$

$$L_8 = 1555 - 1475 = 80 \text{ mm} = 8.0 \text{ cm}$$

出口形状損失

$$K_8 = 0.0$$

(7) 燃料側板間

燃料側板間の軸方向領域分割を Fig. B-7 に示す。

各領域における流路断面積 A、等価水力直径 De、流路長さ L、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

領域① 側板上部

$$A_1 = 77.2 \times 77.2 = 5959.84 \text{ mm}^2 = 59.60 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.0$$

領域② 側板上端縮小部

入口形状損失

$$A_{21} = 185 \times 51 = 94.35 \text{ mm}^2$$

$$A_{22} = 1 \times 51 = 51 \text{ mm}^2$$

$$A_2 = \frac{8A_{21} + 22A_{22}}{30} = 62.56 \text{ mm}^2 = 0.626 \text{ cm}^2$$

$$K_2 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_2}{A_1}\right) = 0.495$$

摩擦損失

$$De_2 = 0.24 \text{ cm}$$

$$L_2 = 2621.5 - 2571.5 = 50 \text{ mm} = 5.0 \text{ cm}$$

出口形状損失

$$A_{31} = 185 \times 76.2 = 140.97 \text{ mm}^2$$

$$A_{32} = 1 \times 76.2 = 76.2 \text{ mm}^2$$

$$A_3 = \frac{8A_{31} + 22A_{32}}{30} = 93.47 \text{ mm}^2 = 0.935 \text{ cm}^2$$

$$K_2 = \left(1 - \frac{A_2}{A_3}\right)^2 = 0.109$$

領域③ 側板間直流路

$$A_3 = 0.935 \text{ cm}^2$$

$$De_3 = 0.24 \text{ cm}$$

$$L_3 = 2571.5 - 1699.5 = 872 \text{ mm} = 87.2 \text{ cm}$$

領域④ 格子板 A 上面

$$A_4 = A_3 = 0.935 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = De_3 = 0.24 \text{ cm}$$

$$L_4 = 1699.5 - 1675 = 24.5 \text{ mm} = 2.45 \text{ cm}$$

領域⑤ 格子板 A 入口

$$A_5 = A_6 = 14 \times 20 \times 2 = 56 \text{ mm}^2 = 0.56 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_5}{A_4} \right) = 0.200$$

領域⑥ 格子板 A 直流路

$$A_6 = 0.56 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 0.262 \text{ cm}$$

$$L_6 = 1675 - 1559 = 116 \text{ mm} = 11.6 \text{ cm}$$

領域⑦ 格子板 B 入口

$$A_7 = A_6 = 0.56 \text{ cm}^2$$

$$A_8 = 55 \times 60.8 \times 2 = 6688 \text{ mm}^2 = 66.88 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = \left(1 - \frac{A_7}{A_8} \right)^2 = 0.983$$

領域⑧ 格子板 B 直流路

$$A_8 = 66.88 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.776 \text{ cm}$$

$$L_8 = 1559 - 1475 = 84 \text{ mm} = 8.4 \text{ cm}$$

出口形状損失

$$K_8 = 0.0$$

(8) 照射シンプル (照射物冷却管付)

照射シンプル (照射物冷却管付) の概要を Fig. B-8 ~ Fig. B-10 に示す。

各領域における流路断面積 A、等価水力直径 De、流路長さ L、形状損失係数 K は以下に示す通りとする。

a) 照射シンプル SI

領域① 下降流路入口

$$A_1 = \frac{\pi}{4} \times 170^2 = 22698.0 \text{ mm}^2 = 227.0 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.5$$

領域② 下降流路直流路

$$A_2 = A_1 = 227.0 \text{ cm}^2$$

$$De_2 = 17.0 \text{ cm}$$

$$L_2 = 2150 - 55 = 2095 \text{ mm} = 209.5 \text{ cm}$$

領域③ 水平流路入口

$$K_3 = 0.5$$

$$A_3 = A_4 = \frac{\pi}{4} \times 55^2 = 2375.83 \text{ mm}^2 = 23.76 \text{ cm}^2$$

領域④ 水平流路

$$A_4 = A_3 = 23.76 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = 5.5 \text{ cm}$$

$$L_4 = \frac{200}{2} = 100 \text{ mm} = 10.0 \text{ cm}$$

領域⑤ 水平流路出口

$$A_6 = \frac{\pi}{4} \times (200^2 - 180^2) = 5969.03 \text{ mm}^2 = 59.69 \text{ cm}^2$$

$$A_5 = A_4 = 23.76 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = \left(1 - \frac{A_5}{A_6}\right)^2 = 0.362$$

領域⑥ 上昇流路

$$A_6 = 59.69 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 200 - 180 = 20 \text{ mm} = 2.0 \text{ cm}$$

$$L_6 = 2150 - 55 - 170 = 1925 \text{ mm} = 192.5 \text{ cm}$$

領域⑦ 冷却管入口

$$A_7 = \frac{\pi}{4} \times 50^2 = 1963.49 \text{ mm}^2 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_7}{A_6}\right) = 0.336$$

領域⑧ 冷却管

$$A_8 = A_7 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.0 \text{ cm}$$

$$L_8 = 3509 \text{ mm} = 350.9 \text{ cm}$$

$$K_8 = 1129 \times 2 + 176.0 = 178.258$$

領域⑨ 冷却管出口

$$A_9 = A_7 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$K_9 = 10$$

b) 照射シングル DR

領域① 下降流路入口

$$A_1 = \frac{\pi}{4} \times 140^2 = 15393.80 \text{ mm}^2 = 153.9 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.5$$

領域② 下降流路直流路

$$A_2 = A_1 = 153.9 \text{ cm}^2$$

$$De_2 = 14.0 \text{ cm}$$

$$L_2 = 2110 - 55 = 2055 \text{ mm} = 205.5 \text{ cm}$$

領域③ 水平流路入口

$$K_3 = 0.5$$

$$A_3 = A_4 = \frac{\pi}{4} \times 55^2 = 2375.83 \text{ mm}^2 = 23.76 \text{ cm}^2$$

領域④ 水平流路

$$A_4 = A_3 = 23.76 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = 5.5 \text{ cm}$$

$$L_4 = \frac{160}{2} = 80 \text{ mm} = 8.0 \text{ cm}$$

領域⑤ 水平流路出口

$$A_6 = \frac{\pi}{4} \times (160^2 - 150^2) = 2434.73 \text{ mm}^2 = 24.35 \text{ cm}^2$$

$$A_5 = A_4 = 23.76 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = \left(1 - \frac{A_5}{A_6}\right)^2 = 0.001$$

領域⑥ 上昇流路

$$A_6 = 24.35 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 160 - 150 = 10 \text{ mm} = 1.0 \text{ cm}$$

$$L_6 = 2110 - 55 - 100 = 1955 \text{ mm} = 195.5 \text{ cm}$$

領域⑦ 冷却管入口

$$A_7 = \frac{\pi}{4} \times 50^2 = 1963.49 \text{ mm}^2 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_7}{A_6}\right) = 0.0969$$

領域⑧ 冷却管

$$A_8 = A_7 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.0 \text{ cm}$$

$$L_8 = 3662 \text{ mm} = 366.2 \text{ cm}$$

$$K_8 = 1.129 \times 2 + 176.0 = 178.258$$

領域⑨ 冷却管出口

$$A_9 = A_7 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$K_9 = 1.0$$

c) 照射シンプル SH

領域① 下降流路入口

$$A_1 = \frac{\pi}{4} \times 100^2 = 7853.98 \text{ mm}^2 = 78.54 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = 0.0 \text{ cm}$$

$$K_1 = 0.5$$

領域② 下降流路直流路

$$A_2 = A_1 = 78.54 \text{ cm}^2$$

$$De_2 = 10.0 \text{ cm}$$

$$L_2 = 2110 - 55 = 2055 \text{ mm} = 205.5 \text{ cm}$$

領域③ 水平流路入口

$$K_3 = 0.5$$

$$A_3 = A_4 = \frac{\pi}{4} \times 55^2 = 2375.83 \text{ mm}^2 = 23.76 \text{ cm}^2$$

領域④ 水平流路

$$A_4 = A_3 = 23.76 \text{ cm}^2$$

$$De_4 = 5.5 \text{ cm}$$

$$L_4 = \frac{120}{2} = 60 \text{ mm} = 6.0 \text{ cm}$$

領域⑤ 水平流路出口

$$A_6 = \frac{\pi}{4} \times (120^2 - 110^2) = 1806.42 \text{ mm}^2 = 18.06 \text{ cm}^2$$

$$A_5 = A_4 = 23.76 \text{ cm}^2$$

$$K_5 = 0.5 \times \left(1 - \frac{A_5}{A_4}\right) = 0.120$$

領域⑥ 上昇流路

$$A_6 = 18.06 \text{ cm}^2$$

$$De_6 = 120 - 110 = 10 \text{ mm} = 1.0 \text{ cm}$$

$$L_6 = 2110 - 55 - 100 = 1955 \text{ mm} = 195.5 \text{ cm}$$

領域⑦ 上昇流路出口

$$A_7 = 18.06 \text{ cm}^2$$

$$A_8 = \frac{\pi}{4} \times 50^2 = 1963.49 \text{ mm}^2 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$K_7 = \left(1 - \frac{A_7}{A_8}\right)^2 = 0.0064$$

領域⑧ 冷却管

$$A_8 = A_7 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$De_8 = 5.0 \text{ cm}$$

$$L_8 = 3539 \text{ mm} = 353.9 \text{ cm}$$

$$K_8 = 1129 \times 2 + 176.0 = 178.258$$

領域⑨ 冷却管出口

$$A_9 = A_7 = 19.63 \text{ cm}^2$$

$$K_9 = 1.0$$

領域番号

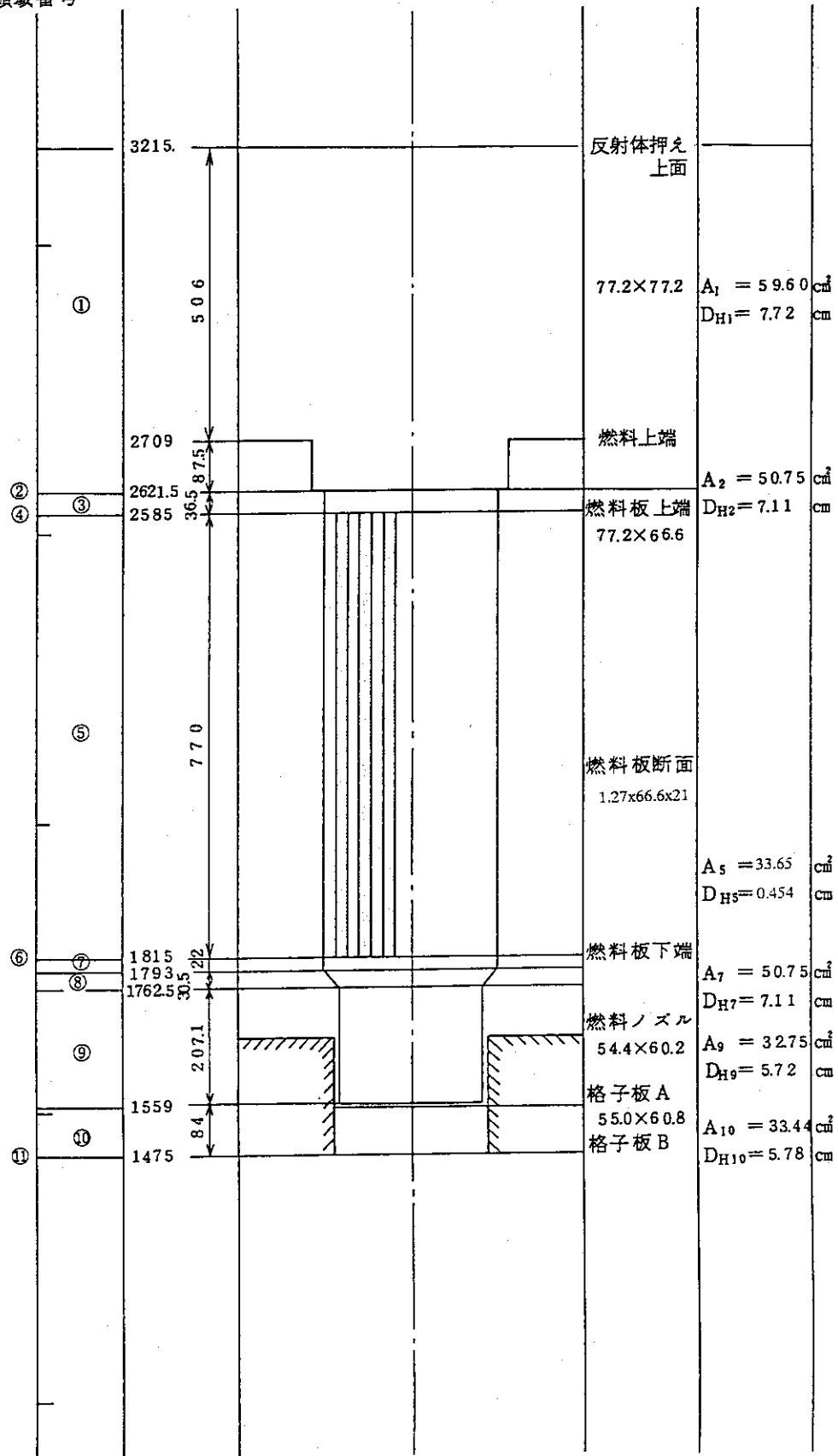


Fig.B-1 標準型燃料要素の軸方向領域分割

領域番号

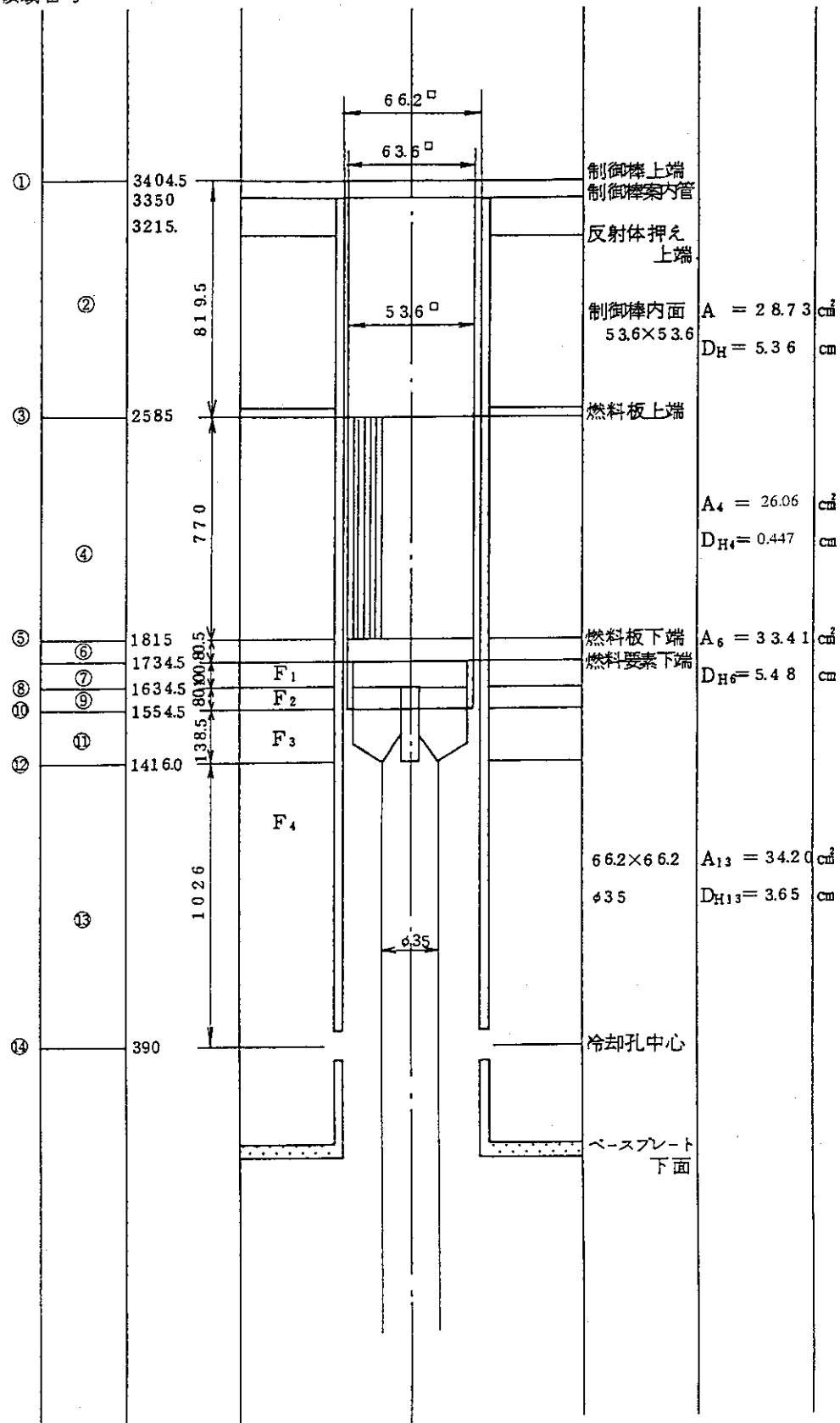


Fig. B-2 フォロワ型燃料要素の軸方向領域分割

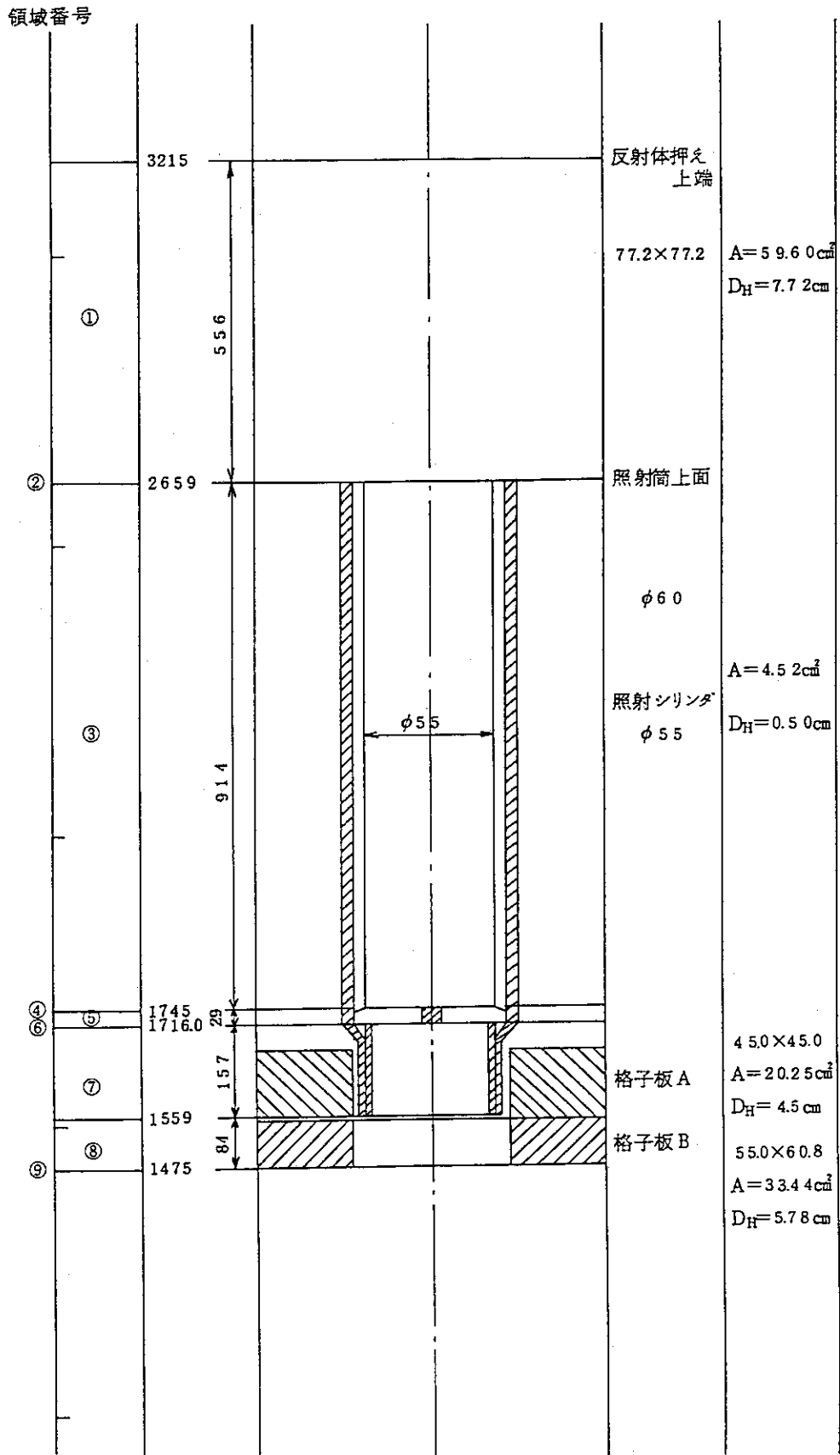


Fig. B-3 照射筒の軸方向領域分割

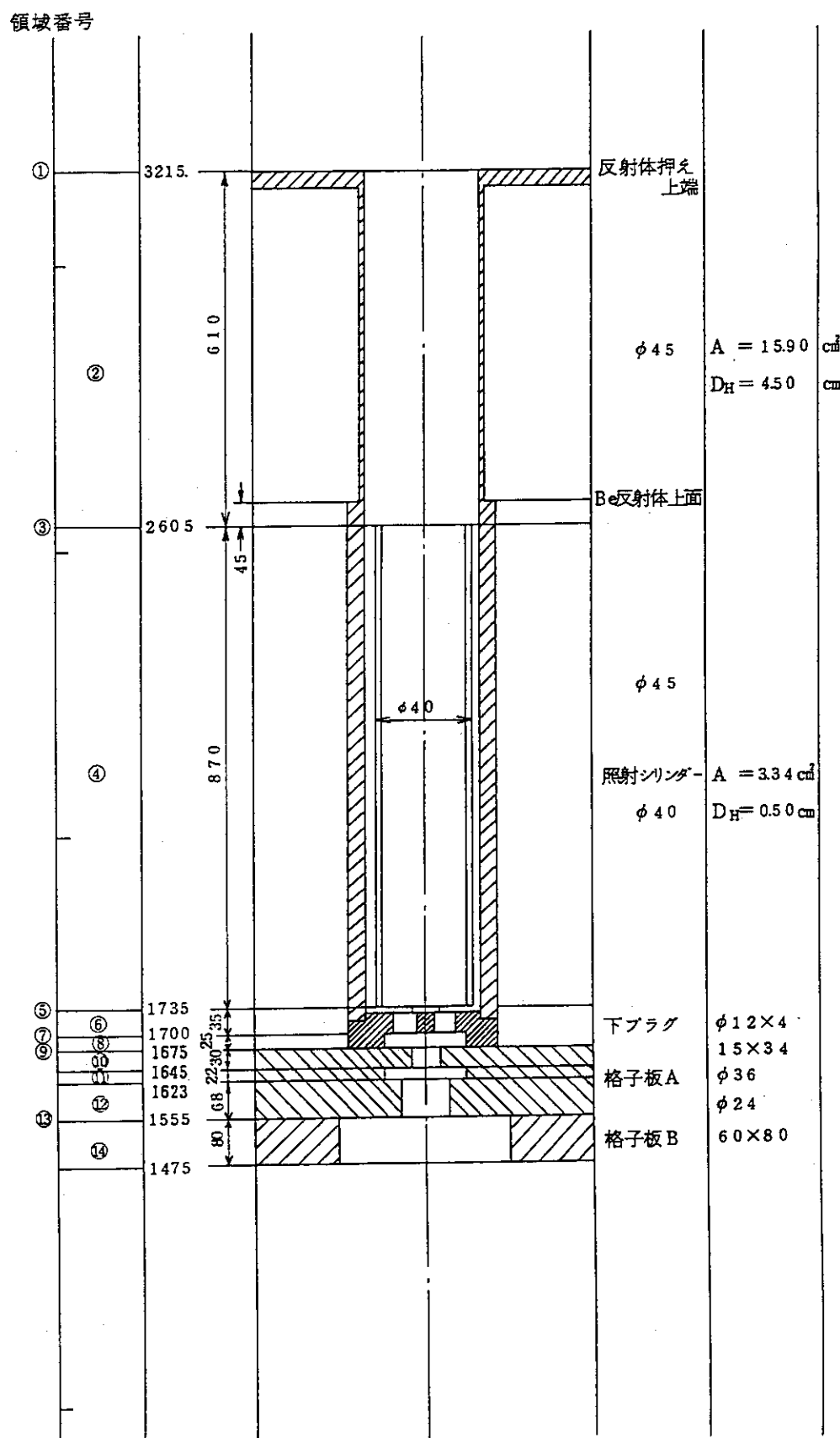


Fig. B-4 ベリリウム反射体 (B、C型) の軸方向領域分割

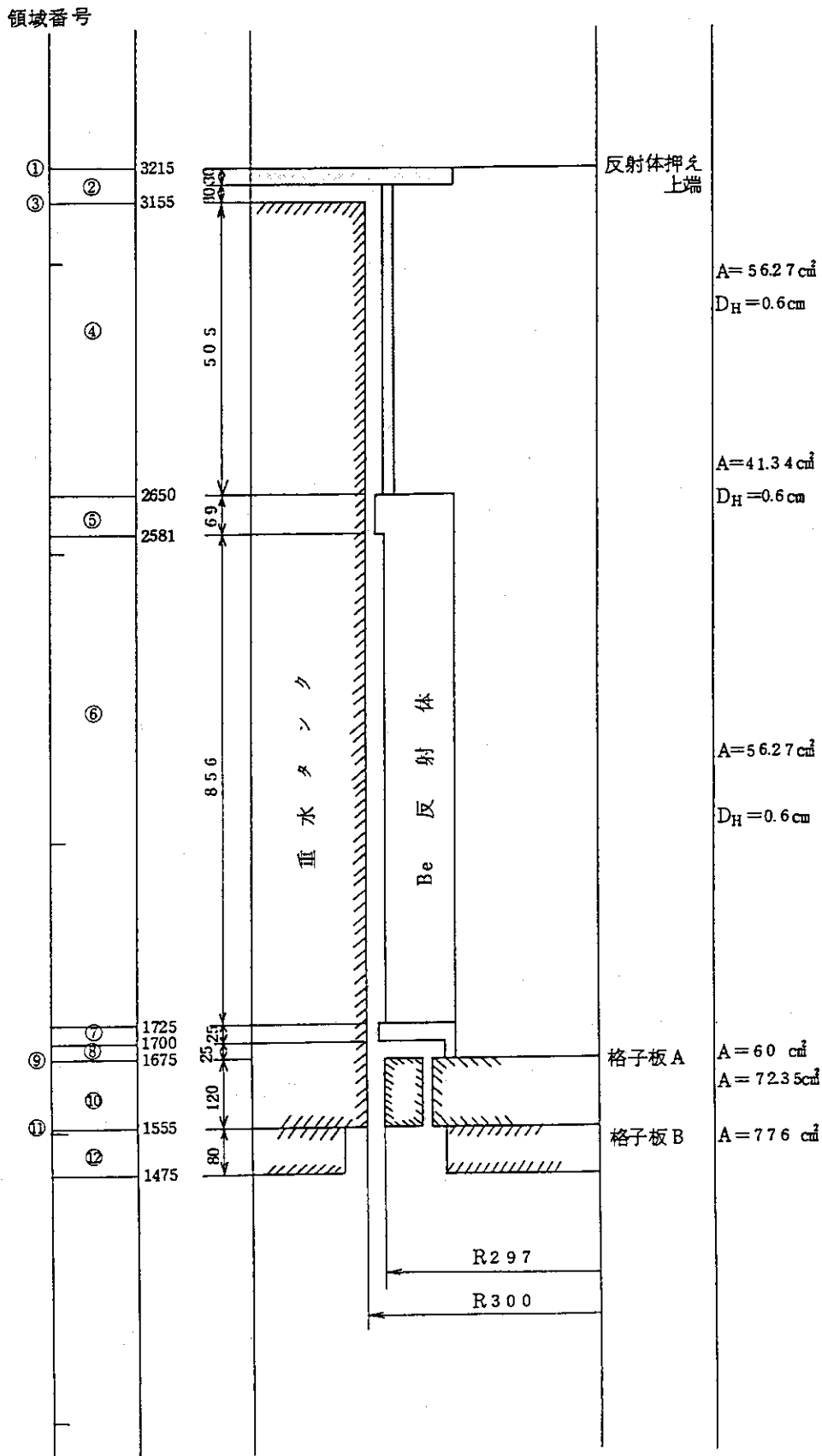


Fig. B-5 コアバイパスの軸方向領域分割

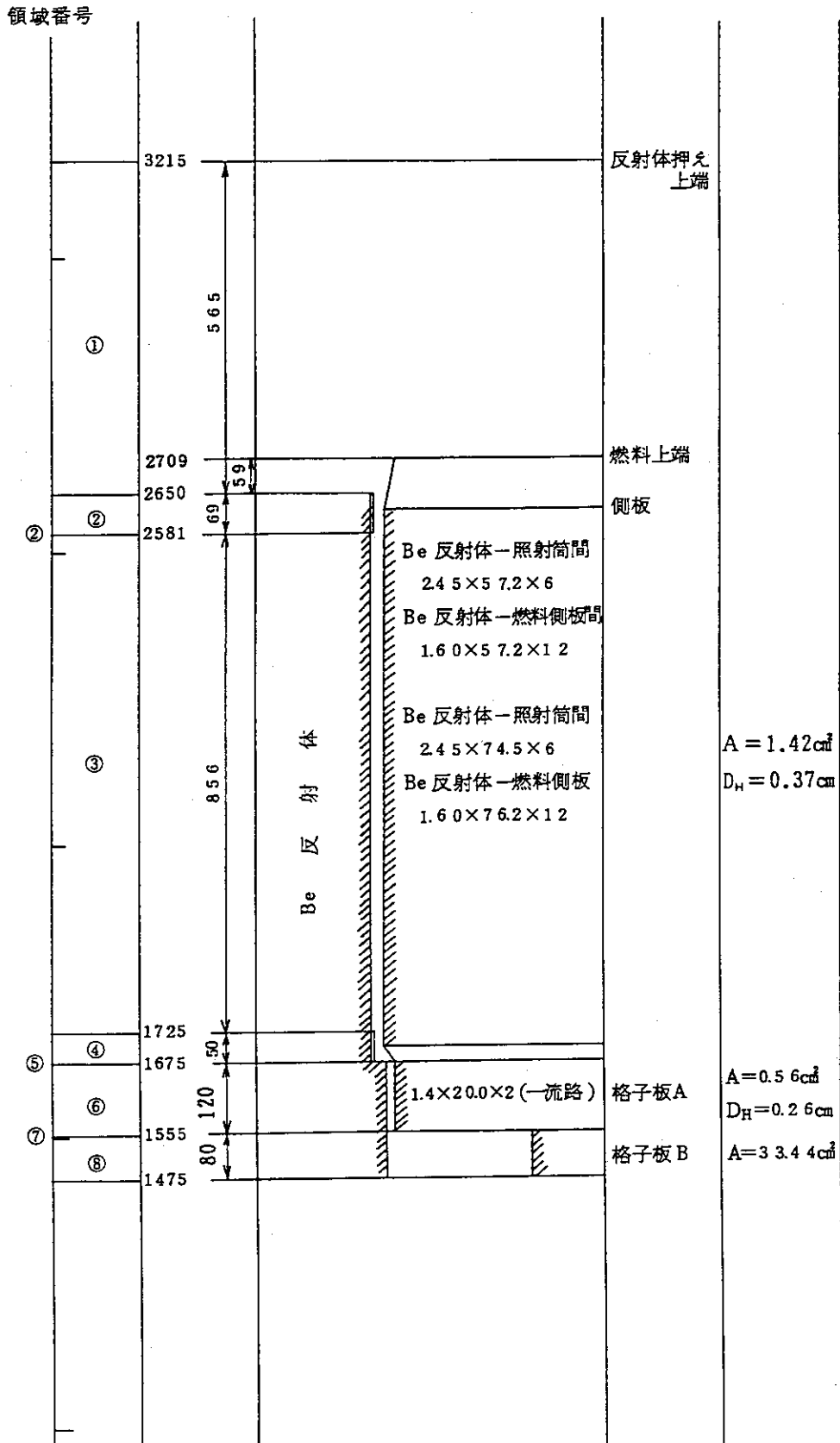


Fig. B-6 ベリリウム反射体-側板間の軸方向領域分割

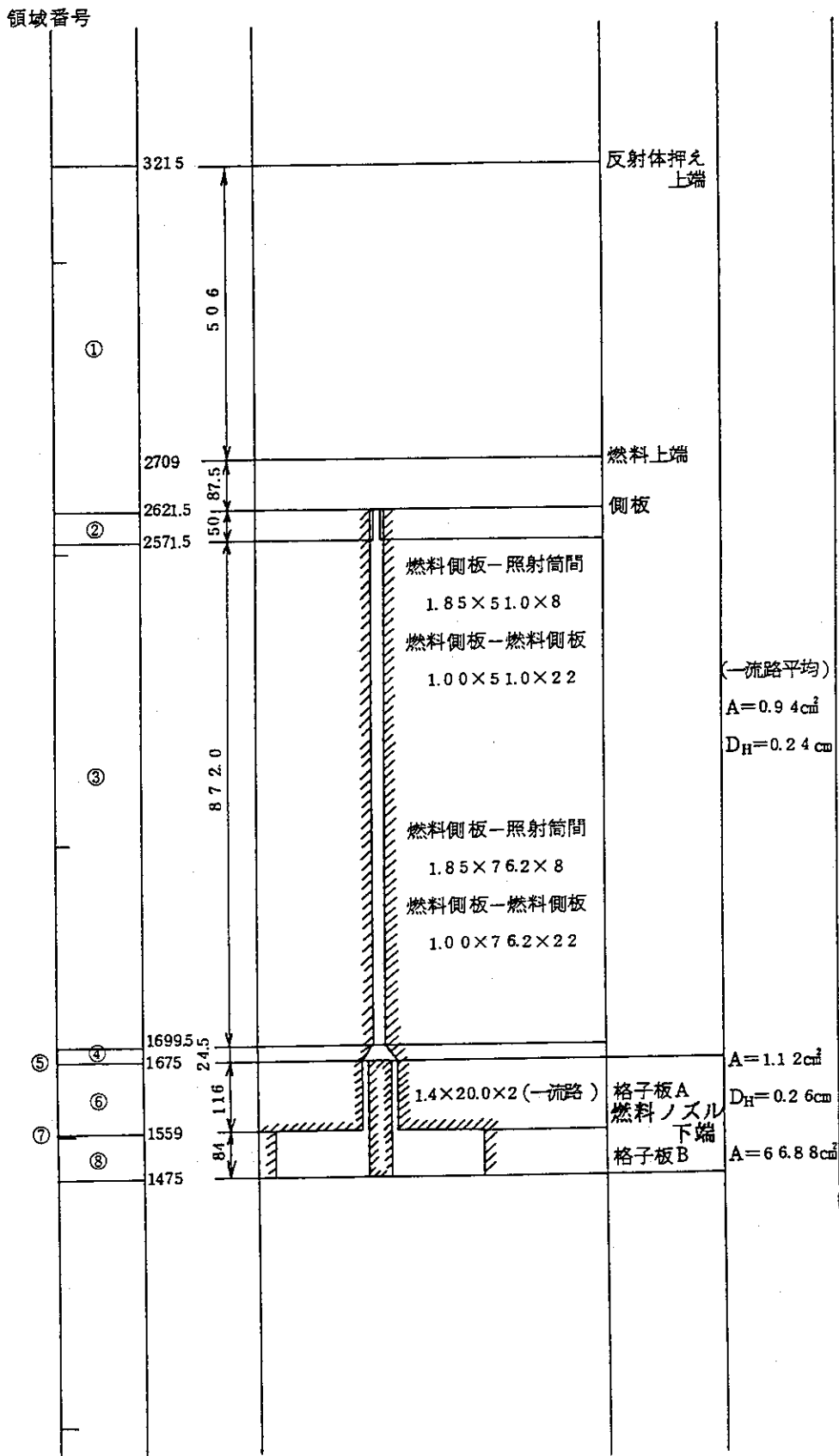
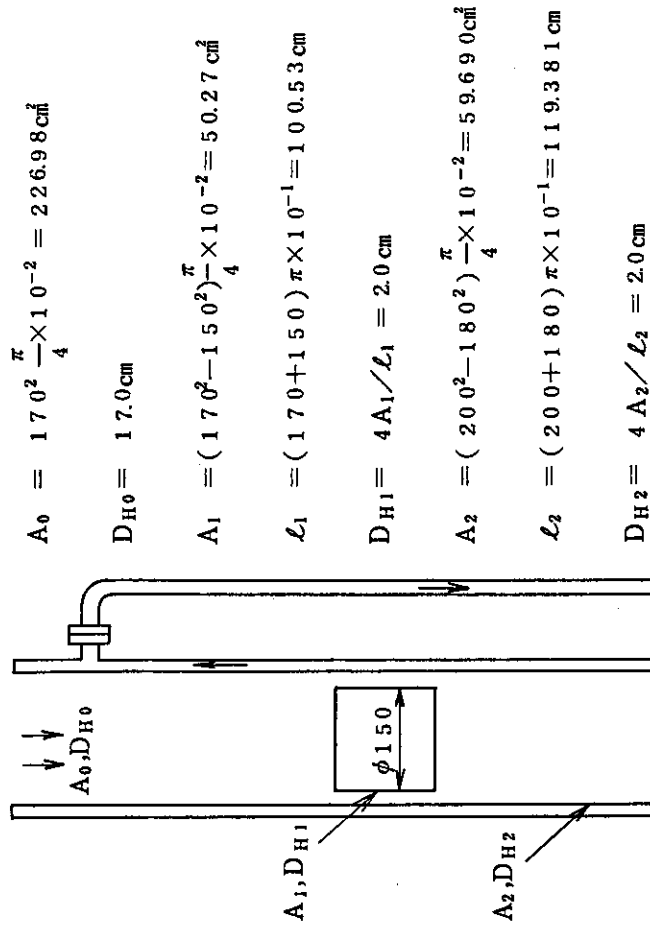
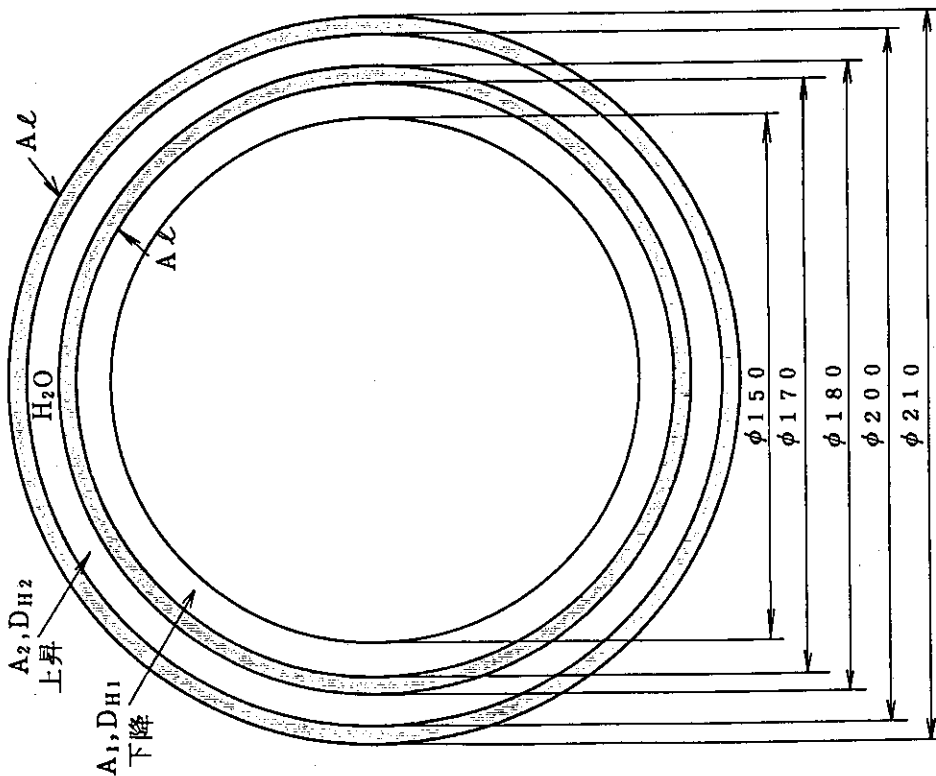


Fig. B-7 燃料側板間の軸方向領域分割

下降流路長 2150-55=2095

上昇流路長 2150-55-170=1925



$$A_0 = 170^2 \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 226.98 \text{ cm}^2$$

$$D_{H0} = 17.0 \text{ cm}$$

$$A_1 = (170^2 - 150^2) \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 50.27 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = (170 + 150) \pi \times 10^{-1} = 100.53 \text{ cm}$$

$$D_{H1} = 4A_1 / L_1 = 2.0 \text{ cm}$$

$$A_2 = (200^2 - 180^2) \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 59.690 \text{ cm}^2$$

$$L_2 = (200 + 180) \pi \times 10^{-1} = 119.381 \text{ cm}$$

$$D_{H2} = 4A_2 / L_2 = 2.0 \text{ cm}$$

Fig. B-8 照射シンブルSI (照射物冷却管付)

下降流路長 2110-55=2055

上昇流路長 2110-55-100=1955

$$A_0 = 140^2 \times \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 153.94 \text{ cm}^2$$

$$D_{H0} = 14.0 \text{ cm}$$

$$A_1 = (140^2 - 130^2) \times \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 21.206 \text{ cm}^2$$

$$\mathcal{L}_1 = (140 + 130) \pi \times 10^{-1} = 84.823 \text{ cm}$$

$$D_{H1} = 1.0 \text{ cm}$$

$$A_2 = (160^2 - 150^2) \times \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 24.347 \text{ cm}^2$$

$$\mathcal{L}_2 = (160 + 150) \pi \times 10^{-1} = 97.389 \text{ cm}$$

$$D_{H2} = 1.0 \text{ cm}$$

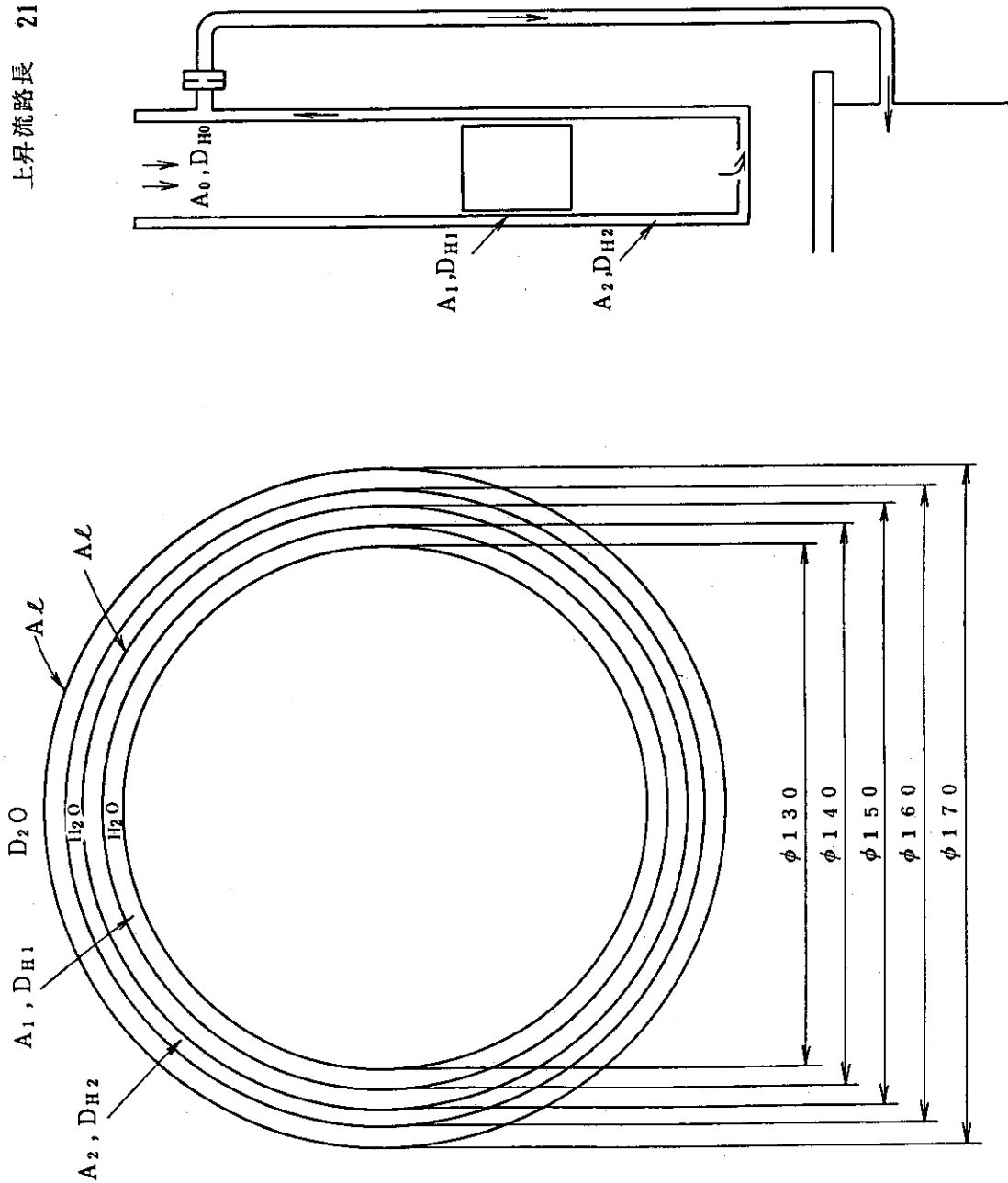
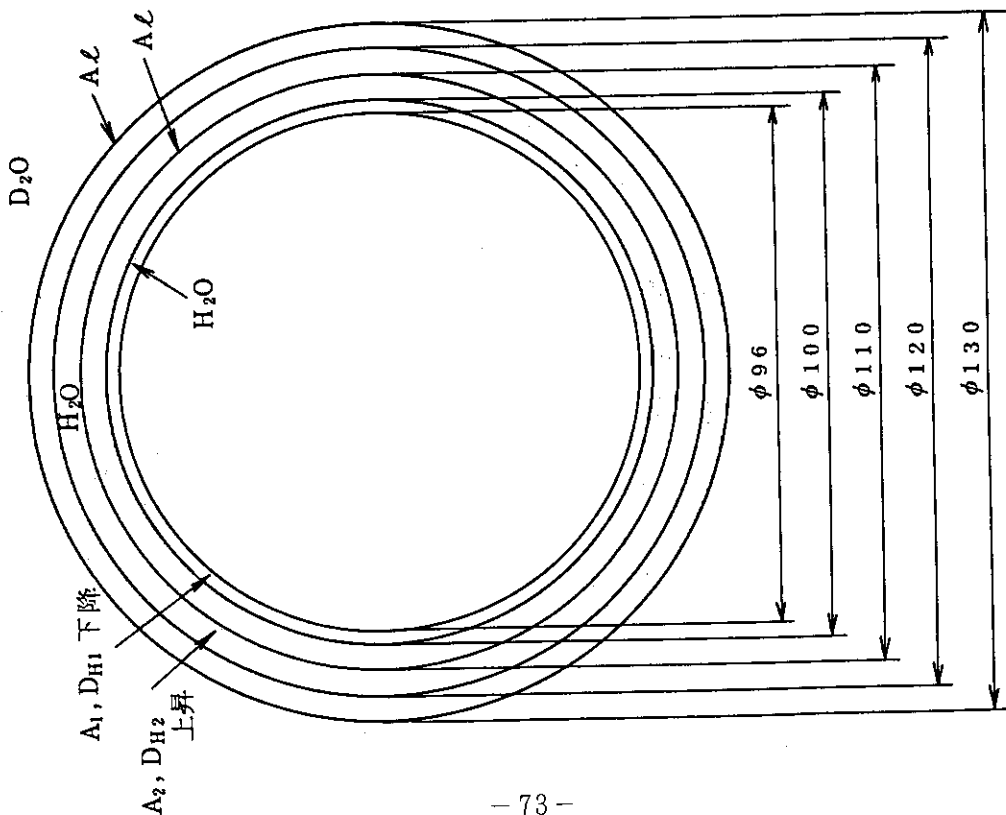


Fig. B-9 照射シンブルDR (照射物冷却管付)

下降流路長 $L_1 = 2110 - 55 = 2055$

上昇流路長 $L_2 = 2110 - 55 - 100 = 1955$



$$A_0 = 100^2 \pi / 4 \times 10^{-2} = 78.54 \text{ cm}^2$$

$$= 78.54 \times 10^{-4} \text{ m}^2$$

$$D_{H0} = 10 \text{ cm}$$

キャプセル

$$A_1 = (100^2 - 90^2) \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 14.92 \text{ cm}^2$$

ブラダ

$$A_1 = (100^2 - 96^2) \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 6.158 \text{ cm}^2$$

$$L_1 = (100 + 96) \pi \times 10^{-1} = 61.575 \text{ cm}$$

ブラダ

$$D_{H1} = 4A_1 / L_1 = 0.400 \text{ cm}$$

キャプセル

$$D_{H1} = 4A_1 / l_1 = 1.0 \text{ cm}$$

$$A_2 = (120^2 - 110^2) \frac{\pi}{4} \times 10^{-2} = 18.064 \text{ cm}^2$$

$$L_2 = (120 + 110) \pi \times 10^{-1} = 72.257 \text{ cm}$$

$$D_{H2} = 4A_2 / L_2 = 1.00 \text{ cm}$$

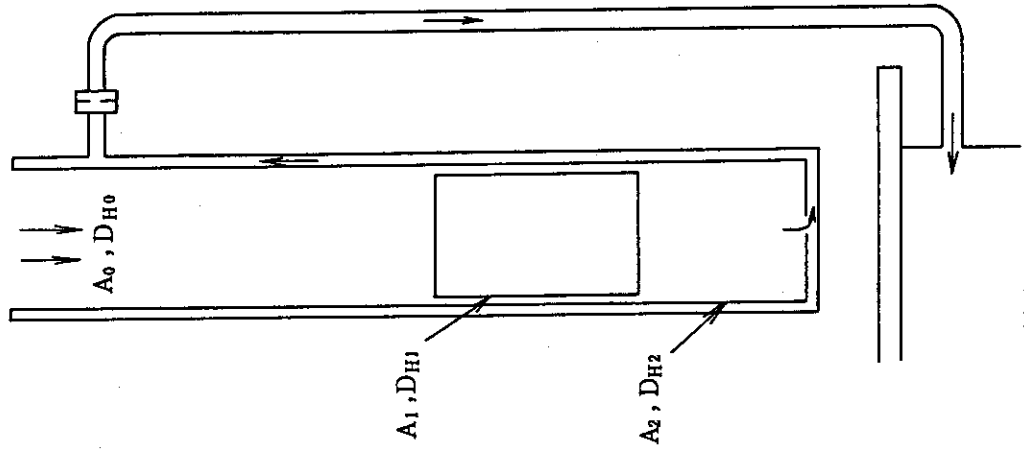


Fig. B-10 照射シンプル SH (照射物冷却管付)

付録 C 炉心冷却材流量配分解析モデル妥当性の検討

炉心冷却材流量配分解析モデルの妥当性を検討するため、今回解析に用いたモデルをもとに、燃料板領域のみアルミナイド燃料の寸法に変更したモデルによるアルミナイド炉心の冷却材流量配分計算結果と、設工認に提出されているアルミナイド炉心の冷却材流量配分計算結果⁽¹⁰⁾とを比較したものを Table C-1 に示す。

Table C-1 から明らかなように、今回の計算結果と設工認時の計算結果は、同等であると考えることができ、本モデルに基づき炉心流量配分を解析することは妥当なものである。

Table C-1 アルミナイド炉心の冷却材流量配分計算結果

No	領域	流路面積 (m ²)	流速(m/s)		流量(m ³ /h)		流量割合(%)	
			今回	設工認	今回	設工認	今回	設工認
1	標準型燃料要素	0.08104	6.20	6.20	1807.4	1806.1	75.3	75.3
2	フォロー型燃料要素	0.01475	5.64	5.64	299.6	299.4	12.5	12.5
3	照射筒	0.00226	5.81	5.83	47.2	47.4	2.0	2.0
4	Be 反射体 (B, C 型)	0.00267	5.65	5.73	54.3	55.1	2.3	2.3
5	コアバイパス	0.00563	4.58	4.59	92.8	93.0	3.9	3.9
6	Be 反射体 - 側板間	0.00256	2.62	2.64	24.1	24.3	1.0	1.0
7	燃料側板 - 側板間	0.00281	2.86	2.87	28.8	29.0	1.2	1.2
8	照射シールド(冷却間付)	0.01021	0.99	1.00	21.0	20.9	0.9	0.9
9	17抜き孔・ドリル孔	0.00063	11.0	11.0	24.9	24.8	1.0	1.0
	合計				2400.0	2400.0	100.0	100.0

注) No.1~7 流路面積、流速は、炉心軸方向中央と同一高さ位置における値
No.8 流路面積は上昇流路部、流速は、照射シールド冷却間部