

JAERI-Tech
96-039



JRR-4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

1996年9月

神永雅紀・山本和喜・渡辺終吉

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公済会資料センター（〒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, 1996

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 (株)高野高速印刷

J R R-4 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・山本 和喜・渡辺 終吉

(1996年8月12日受理)

J R R-4 は、高濃縮板状燃料を使用した軽水減速・冷却、黒鉛反射体付プール型炉であり、熱出力は3.5MWである。J R R-4 では、現在、低濃縮化計画が進められており、燃料としてはウランシリコンアルミニウム (U_3Si_2-Al) 分散型燃料 (シリサイド燃料) を使用する。

本報告書は、J R R-4 の低濃縮化計画の一環として実施したJ R R-4 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。J R R-4 には定格出力3.5MWの強制循環冷却モードと、最高出力200kWの自然循環冷却モードがある。炉心流路閉塞事故を含む強制循環冷却時の解析では、板状燃料を用いた研究炉用定常熱水力解析コード COOLOD を、自然循環冷却時の解析では COOLOD-N2 を用いた。

解析結果から J R R-4 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。

Steady-State Thermal Hydraulic Analysis and
Flow Channel Blockage Accident Analysis
of JRR-4 Silicide LEU Core

Masanori KAMINAGA, Kazuyoshi YAMAMOTO
and Shukichi WATANABE

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

(Received August 12, 1996)

JRR-4 is a light water moderated and cooled, graphite reflected pool type research reactor using high enriched uranium (HEU) plate-type fuels. Its thermal power is 3.5 MW. The core conversion program from HEU fuel to uranium-silicon-aluminum (U_3Si_2-Al) dispersion type fuel (Silicide fuel) with low enriched uranium (LEU) is currently conducted at the JRR-4,

This report describes about the steady-state thermal hydraulic analysis results and the flow channel blockage accident analysis result. In JRR-4, there are two operation mode. One is high power operation mode up to 3.5 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 high power operation mode under forced convection cooling and the flow channel blockage accident, COOLOD code was used. On the other hand, for the analysis of 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-4 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-4 LEU silicide core.

Keywords : Flow Channel Blockage Accident, JRR-4, LEU Fuel, Plate-type Fuel, Research Reactor,
Silicide Fuel, COOLOD, COOLOD-N2

目 次

1. 緒 言	1
2. 炉心核設計の概要	4
3. 炉心定常熱水力学解析	7
3.1 炉心の主要な熱水力的仕様	7
3.2 設計方針	7
3.3 熱水力学設計に用いる熱水路係数	7
3.4 主要な解析条件	18
3.5 熱出力3.5MW時炉心定常熱水力学解析	22
3.6 冷却材流量、炉心入口温度、原子炉出力パラメータ解析	22
3.7 熱出力0.2MW自然循環冷却時の炉心定常熱水力学解析	29
3.8 自然循環冷却時の原子炉出力パラメータ解析	29
4. 炉心流路閉塞事故解析	34
4.1 炉心流路閉塞事故について	34
4.2 事故時の判断基準	34
4.3 炉心流路閉塞事故解析に用いた主要な条件	34
4.4 炉心流路閉塞事故解析	35
5. 結 言	41
謝 辞	41
参考文献	41
付録A JRR-4高濃縮炉心との工学的熱水路係数の違いについて	42
付録B Dittus-Boelterの式の適用性について	52
付録C Bergles-Rohsenowの式の適用性について	54
付録D Collierの式の適用性について	56
付録E DNB熱流束相関式の適用性について	57
付録F DNB熱流束相関式開発のベースとなっている実験について	60
付録G 炉心入口最高温度40℃の妥当性について	67
付録H ウラン密度と熱伝導率の関係について	71

Contents

1. Introduction	1
2. General description of neutronic design	4
3. Steady-state thermal hydraulic analysis	7
3.1 Thermal hydraulic specification of the reactor core	7
3.2 Design criteria	7
3.3 Hot channel factors for thermal hydraulic design	7
3.4 Major analysis conditions	18
3.5 Steady-state thermal hydraulic analysis at 3.5 MW	22
3.6 Primary coolant flow rate, core inlet coolant temperature and thermal power parameter analysis	22
3.7 Steady-state thermal hydraulic analysis at 0.2 MW under natural convection cooling	29
3.8 Thermal power parameter analysis under natural convection cooling	29
4. Flow channel blockage accident analysis	34
4.1 Description of flow channel blockage accident	34
4.2 Safety criteria for accident	34
4.3 Major analysis conditions for flow channel blockage accident	34
4.4 Flow channel blockage accident	35
5. Concluding Remarks	41
Acknowledgments	41
References	41
Appendix A Difference of engineering hot channel factors between JRR-4 HEU core and JRR-4 LEU silicide core	42
Appendix B Applicability of Dittus-Boelter correlation to JRR-4 thermal hydraulic analysis	52
Appendix C Applicability of Bergles-Rohsenow correlation to JRR-4 thermal hydraulic analysis	54
Appendix D Applicability of Collier correlation to JRR-4 thermal hydraulic analysis	56
Appendix E Applicability of DNB heat flux correlation to JRR-4 thermal hydraulic analysis	57
Appendix F DNB experimental data for development of DNB heat flux correlations	60
Appendix G Appropriateness of core inlet maximum coolant temperature, 40°C	67
Appendix H Relation between uranium density and thermal conductivity of U ₃ Si ₂	71

1. 緒言

現在のJRR-4は、約93%濃縮のウランアルミニウム合金板状燃料（改良MTR型）を用いた軽水減速・冷却のスィミングプール型炉で、最大熱出力は3.5 MWである。昭和37年6月に着工、昭和39年2月に建家が竣工し、その後原子炉本体、冷却設備、計測制御設備、実験設備等の据え付け工事を行い、昭和40年1月28日に初臨界を達成した。昭和51年10月には、共同利用性能向上のため熱出力を当初の2.5 MWから3.5 MWに変更し、今日まで30年余にわたって安全かつ安定に運転され、遮蔽実験、炉物理実験、炉工学実験、燃料材料照射試験、RI製造、シリコン単結晶のドーピング、原子炉研修のための運転実習などに利用されてきた。

しかし、核不拡散政策による燃料濃縮度低減化、長期運転に伴う原子炉設備の経年劣化、さらに実験利用の多様化・高度化に対応するためにJRR-4原子炉施設の変更が必要となり、今後とも中出力の小回りの利く研究炉として、またJRR-3Mの補完炉として利用者の要望に対応するためにJRR-4の改造が計画された。

JRR-4の改造は、現在確保している高濃縮ウラン燃料がなくなる時期に、(1)燃料濃縮度低減化、(2)原子炉施設の整備、(3)利用設備の整備を併せて行うこととし、平成7年度末に原子炉を停止し平成10年度に共同利用運転を再開する計画である。Table 1.1.1にJRR-4改造の概要を示す。

(1) 燃料濃縮度低減化

燃料の濃縮度低減化は、性能を基本的に現有炉心と同等とし、燃料要素の外形寸法を変更せずに燃料の濃縮度を現在の93%から20%未満（19.75%）に変更するもので、燃料芯材をウランアルミニウム合金燃料（アルミナド燃料）からウランシリコンアルミニウム分散型合金燃料（シリサイド燃料）に変更する方針で設計及び解析を進めている。

(2) 原子炉施設の整備

JRR-4原子炉施設の整備は、改造後利用運転を再開する平成10年度以降の長期安定運転を図るため、機器の経年劣化等を考慮して更新、補修等を計画している。具体的には、原子炉プールの点検、1次冷却系機器、計測制御機器等の更新、安全設備や原子炉建家・屋根の改修を実施する。

(3) 利用設備の整備

利用設備の整備は、JRR-3Mの利用設備との効率的な運用を図り、利用者へのサービスをハード及びソフトの両面から充実させていくことを基本とする。このため、実験利用の多様化、高度化に対応できるようにJRR-4の利用施設を従来の遮蔽実験、RI製造等に加え、短寿命核種用放射化分析装置の設置、医療照射研究（ほう素中性子捕捉療法による癌治療等）のためのリドタンク実験設備の改修、大型照射試料のための大口径照射筒を設置する。

以上が現在進められているJRR-4改造計画の概要⁽¹⁾である。

本報告書は、JRR-4低濃縮化の一環として実施したJRR-4低濃縮ウラン(LEU)シリサイド燃料炉心の炉心定常熱水力学解析結果について述べたものである。JRR-4シリサイド燃料炉心定常熱水力学解析では、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。

炉心定常熱水力学解析（強制循環冷却時）

- ① 熱出力3.5MW、1次冷却系流量8m³/min、炉心入口冷却水温度40°C
（ベースケース）

- ② 熱出力3.5MW、1次冷却系流量5~10m³/min、炉心入口冷却水温度40°C
(1次冷却系流量パラメータ解析)
- ③ 熱出力3.5MW、1次冷却系流量8m³/min、炉心入口冷却水温度35~50°C
(炉心入口冷却水温度パラメータ解析)
- ④ 熱出力2.5~5.0MW、1次冷却系流量8m³/min、炉心入口冷却水温度40°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0.2MW、炉心入口冷却水温度40°C
(ベースケース)
- ② 熱出力0.01~0.5MW、炉心入口冷却水温度40°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3.5MW、1次冷却系流量8m³/min、炉心入口冷却水温度40°C

炉心流路閉塞事故を含む強制循環冷却時の解析では、板状燃料を用いた研究炉用定常熱水力解析コードCOOLOD⁽²⁾を、自然循環冷却時の解析ではCOOLOD-N2⁽³⁾をそれぞれ用いた。

Table 1.1.1 Description of JRR-4 modification

項目	改造後 性能	改造前 性能
炉 型	軽水減速冷却スイミングプール型	同左
熱 出 力	3.5 MW	同左
運 転 形 態	デイリー運転（週4日）	同左
燃 料	20%濃縮ウランシリサイド燃料	93%濃縮ウランアルミナイド燃料
熱中性子束	最大 7×10^{13} n/cm ² ・sec	同左
原子炉建家	屋根更新及び壁補強	
実験・利用設備	生物・医療照射研究用設備 (リドタンク実験設備改造) 放射化分析設備 ①気送管照射設備 (従来設備を拡充整備) ②短寿命核種放射化分析装置	リドタンク実験設備 (サーマルコラム用)
	大口徑照射設備 (5~6インチ)	同左 (半減期数分以上)
	簡易照射設備 (2.5~4インチ)	なし
	水力照射設備	なし
	遮蔽実験スペース (散乱実験室、プール内)	同左

2. 炉心核設計の概要⁽⁴⁾

2.1 炉心核設計

JRR-4は、熱出力3.5MW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20体、天然ボロン入りステンレス鋼制御棒5本及び反射体等からなり、約65cm x 67cm x 60cmの角形状を有している。Fig. 2.1.1にJRR-4 LEU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、制御設備及び後備安全装置からなる原子炉停止系の機能分担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、原子炉の制御上必要な反応度係数が負で、固有の安全性を有するように設計する。

2.1.1 設計方針

原子炉の使用期間中、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

最大反応度効果を持つ制御棒1本の完全引き抜き時でも1% $\Delta k/k$ 以上の反応度停止余裕を有するように設計する。更に制御棒が作動しないと仮定しても、後備安全棒により約1% $\Delta k/k$ 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) 最大反応度付加率

最大反応度付加率は、制御棒が引き抜き手順上可能な最大駆動速度で引き抜かれても、1.5% $\Delta k/k/min$ 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、12% $\Delta k/k$ 以下になるようにする。

(4) 反応度係数

反応度係数は、減速材ボイド係数、減速材温度係数及びドプラ係数が負となるようにする。

(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、熱的制限値を超える異常な出力分布が生じないようにする。

(6) 燃焼度

燃料要素の平均燃焼度は50%以下となるようにする。

2.1.2 核設計結果

核設計結果をTable 2.1.1に示す。

(1) 反応度停止余裕

炉心の過剰反応度が最大となるのは初期炉心であり、その時に最大反応度効果を有する制御棒1本を完全引き抜いた状態での反応度停止余裕は約2.6% $\Delta k/k$ である。

(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600mm/min (10mm/sec)で引き抜いたときに約1% $\Delta k/k/min$ である。

(3) 過剰反応度

炉心の過剰反応度は、初期炉心で10.4% $\Delta k/k$ である。

(4) 反応度係数

減速材ボイド係数、減速材温度係数及びドプラ係数は、考えられるボイド率または温度の変化範囲内においていずれも負である。

(5) 出力分布

燃料の損傷を防止するため、炉心配置及び制御棒の操作について考慮し、出力分布管理をする。運転範囲内での出力分布因子の最大値をTable 2.1.2に示す。

(6) 燃焼度

炉心管理コードを用いて燃料交換毎に燃焼度を管理して、燃料要素の平均燃焼度が50%を超えないように燃料交換を行う。

Table 2.1.1 Neutronic characteristics of JRR-4 LEU silicide core

	Initial core	Homogeneous-Equilibrium core (Burn-up 14%)
Excess reactivity (% $\Delta k/k$)	10.4	5.4
One rod stack Margin (% $\Delta k/k$)	2.6	8.5
Control rod worth (% $\Delta k/k$)		
(a) Total rod worth	19.2	20.9
(b) Rod worth (max.)	4.8	4.4
Reactivity insertion rate (% $\Delta k/k/min$)	1.0	1.0
Reactivity coefficient		
(a) Moderator void coefficient (% $\Delta k/k/%void$) (0 ~ 50 %void)	$(-3.3 \sim -8.4) \times 10^{-1}$	$(-2.7 \sim -7.2) \times 10^{-1}$
(b) Moderator temperature coefficient (% $\Delta k/k/^{\circ}C$) (27 ~ 150 $^{\circ}C$)	$(-2.7 \sim -4.6) \times 10^{-2}$	$(-2.4 \sim -3.9) \times 10^{-1}$
(c) Doppler coefficient (% $\Delta k/k/^{\circ}C$) (27 ~ 400 $^{\circ}C$)	$(-1.9 \sim -1.3) \times 10^{-3}$	$(-1.8 \sim -1.3) \times 10^{-1}$
Kinetic parameters		
(a) Mean lifetime of prompt neutron (s) ℓ	5.46×10^{-5}	6.02×10^{-5}
(b) Effective delayed neutron fraction (-) β_{eff}	7.26×10^{-3}	7.16×10^{-3}

Table 2.1.2 Hot channel factors from neutronic design of the JRR-4 LEU silicide core

Factor	
Hot channel factor from neutronic calculation ($F_N = F_R \cdot F_L \cdot F_E \cdot F_Z$)	2.68
Radial peaking factor (F_R)	1.41
Local peaking factor (F_L)	1.10
Uncertainty factor (F_E)	1.07
Axial peaking factor (F_Z)	1.61

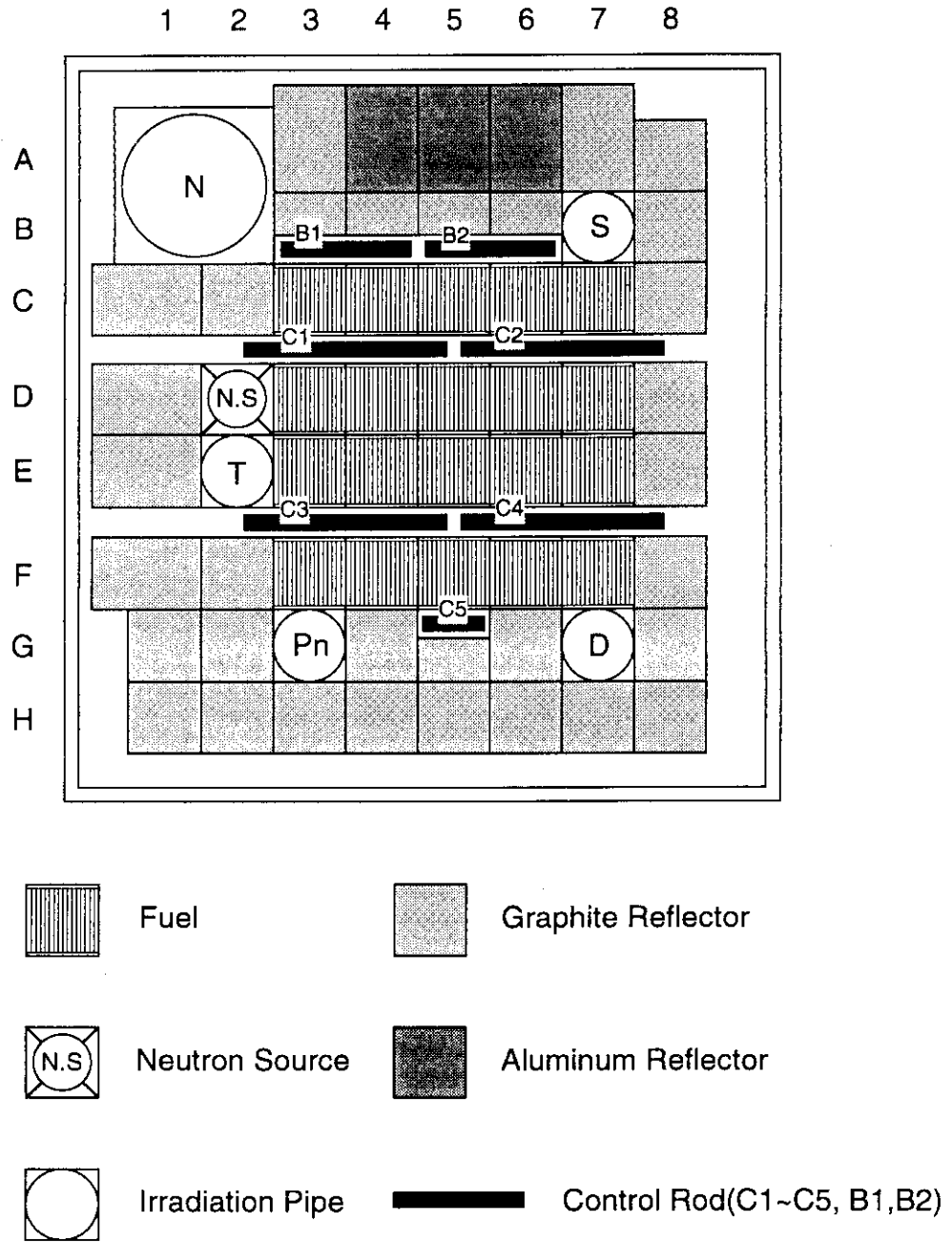


Fig. 2.1.1 JRR-4 LEU silicide fueled core configuration

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-4の熱出力3.5MWは、燃料要素及び反射体等で発生するが、その大部分は燃料要素における発生熱である。炉心内で発生した熱は、1次冷却材の循環により熱交換器を経て2次冷却系から大気に放散する。3.5MW定格出力運転時における1次冷却系の流量は $8\text{m}^3/\text{min}$ 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、炉心タンク及び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-4 LEU silicide core

Item	Forced convection cooling mode	Natural convection cooling mode
Thermal Power	3.5 MW	0.2 MW
Average power density	44 kW/ℓ	2.5 kW/ℓ
Primary coolant flow rate	$8\text{ m}^3/\text{min}$ (132.3 kg/s)	4.7 kg/s
Core inlet temperature (Max.)	40 °C	40 °C
Average core outlet temperature	47 °C	52 °C
Core inlet pressure	1.84 kg/cm ² abs	1.90 kg/cm ² abs
Total heated area of the core	24 m ²	24 m ²
Average heat flux of the core	15 W/cm ²	0.85 W/cm ²

3.2 設計方針

JRR-4の熱特性は、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以上になるようにする。
- (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})	14.57 ± 0.28 (Inside) 7.29 ± 0.14 (Outside)	$\sim \pm 2.0\%$
Uncertainty factor for U-235 distribution (F_d)	$\pm 15\%$	
Uncertainty factor for fuel meat width (F_{FW})	62.8~68.0	
Uncertainty factor for fuel meat length ($F_{\ell m}$)	600 ± 10	
Uncertainty factor for flow area (F_{CA})	4.10 ± 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_N を与える f_l 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-4においては、出力ピーキング(f_r, f_z)は、燃焼度0%のクリーン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1.61である。

F_L については、同じく燃焼度0%のクリーン炉心において最大となり、その値は1.10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 $F_E = 1.07$ を考慮すると、 F_N は2.68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、

$$\Delta t = \Delta t_1 + \Delta t_2 + \dots + \Delta t_m$$

$$\Delta t_1 = K_1 \cdot x_1^{a11} \cdot x_2^{a12} \cdot \dots \cdot x_n^{a1n}$$

$$\Delta t_2 = K_2 \cdot x_1^{a21} \cdot x_2^{a22} \cdot \dots \cdot x_n^{a2n}$$

$$\vdots$$

$$\vdots$$

$$\Delta t_m = K_m \cdot x_1^{am1} \cdot x_2^{am2} \cdot \dots \cdot x_n^{amn}$$

注目点の温度差の標準偏差を σ_t とすれば

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

となる。

ここで、

$$\begin{aligned}\sigma_{x_j} &: \text{各変数 } x_j \text{ の標準偏差} \\ \bar{x}_j &: \text{各変数の平均値}\end{aligned}$$

変数 x_j の不確かさ係数 F_j を次式のように定義する。

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

ただし

$$\begin{aligned}A_j &: \text{各変数に対する最大値} \\ \lambda &: \text{信頼度を表す係数}\end{aligned}$$

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。

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

ここで、

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

上式は、(1)式及び(2)を用いて次式のように表される。

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

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 3σ 、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。

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

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

$$\sigma'_{x_j} = \sigma_{x_j} / \bar{x}_j \quad (6)$$

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(2)式は

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

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。

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

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。

JRR-4では1次冷却水による熱除去のみを行っているため $F_{NWP} = 1.0$ 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0.935である。

$$F_{C(\text{micro})} = \frac{1}{0.935} = 1.070$$

(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-4モックアップ流動試験の測定値に基づいて、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)

$$F_C = F_{C(\text{micro})} \times F_{C(\text{macro})} \\ = 1.070 \times 1.050 \\ = 1.12$$

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。

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

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

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

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

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

ここで、

ΔP	: 圧力損失	(kg/m ²)
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	(m ³ /s)
A	: 流路断面積	(m ²)

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

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

$$\frac{De_{(nom)}}{De_{(min)}} = \frac{4.10}{3.90} = 1.051$$

$$F_{CA} = (1.051)^{1.693} = 1.09$$

$$\sigma'_{CA} = (0.051) / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{CA} = 1.051$$

$$a_j = 1.693$$

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	(m^3/s)
A	: 流路断面積	(m^2)
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。

$$\begin{aligned} F_b &= \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_p)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FC})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{CA})^2 + (3 \cdot \sigma'_G)^2 \right\}^{1/2} \right] \cdot F_C \cdot F_{NWP} \\ &= \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (1.693 \times 0.051)^2 + (0.024)^2 \right\}^{1/2} \right] \times 1.12 \times 1.0 \\ &= 1.24 \end{aligned}$$

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。

$$F_{HF} = 1.05$$

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

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

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。

$$W = 62.8 \sim 68.0 \text{ mm}$$

従って、最大値と最小値の間には $(68.0-62.8)/68.0=7.3\%$ の開きがあり、平均値を中

間値とすると±3.8%の誤差がある。

$$F_{FW} = 1.038$$

$$\sigma'_{FW} = 0.038 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{FW} = 1.038$$

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。

$$\ell = 600 \pm 10 \text{ mm}$$

従って、公称値と最小値の偏差は1.7%である。

$$F_{\ell m} = 1.017$$

$$\sigma'_{\ell m} = 0.017 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{\ell m} = 1.017$$

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。

$$F_{hE} = 1.05$$

一方、上昇流の場合、実験値との誤差は20%である（自然循環冷却時）。

$$F_{hE} = 1.20$$

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、1.07であるから、平均値に対する最小流速は $1/1.07 = 0.935$ 。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 $0.935 \times 0.952 = 0.890$ となる。

$$F_{hV} = (0.890)^{-0.8} = 1.10$$

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1.051を用いると、

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

$$F_{hA} = (1.051)^{0.2} = 1.01$$

$$\sigma'_{hA} = (0.051) / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{hA} = 1.051$$

$$a_j = 0.2$$

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。

① 強制循環冷却時 (下向流)

$$F_f = \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_{HF})^2 + (3 \cdot \sigma'_{FC})^2 + (3 \cdot \sigma'_d)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FW})^2 + (3 \cdot \sigma'_{gm})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{hVE})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{hA})^2 \right\}^{1/2} \right] \\ \cdot F_{hE} \cdot F_{NFP} \cdot F_{hV} \\ = \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (0.15)^2 + (0.038)^2 + (0.017)^2 + (-0.8 \times 0.024)^2 + (0.2 \times 0.051)^2 \right\}^{1/2} \right] \\ \times 1.05 \times 1.0 \times 1.10 \\ = 1.34$$

② 自然循環冷却時 (上昇流)

$$F_f = \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_{HF})^2 + (3 \cdot \sigma'_{FC})^2 + (3 \cdot \sigma'_d)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FW})^2 + (3 \cdot \sigma'_{gm})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{hVE})^2 + (a_j \cdot 3 \cdot \sigma'_{hA})^2 \right\}^{1/2} \right] \\ \cdot F_{hE} \cdot F_{NFP} \cdot F_{hV} \\ = \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (0.15)^2 + (0.038)^2 + (0.017)^2 + (-0.8 \times 0.024)^2 + (0.2 \times 0.051)^2 \right\}^{1/2} \right] \\ \times 1.20 \times 1.0 \times 1.10 \\ = 1.54$$

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)と同じ

$$F_{FC} = 1.02$$

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

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

- 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。

$$W = 62.8 \sim 68.0 \text{ mm}$$

従って、最大値と最小値の間には $(68.0-62.8)/68.0=7.3\%$ の開きがあり、平均値を中間値とすると±3.8%の誤差がある。

$$F_{FW} = 1.038$$

$$\sigma'_{FW} = 0.038 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{FW} = 1.038$$

- 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。

$$\ell = 600 \pm 10 \text{ mm}$$

従って、公称値と最小値の偏差は1.7%である。

$$F_{\ell m} = 1.017$$

$$\sigma'_{\ell m} = 0.017 / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{\ell m} = 1.017$$

- ⑥ 燃料板内正味発熱割合(F_{NFP})

$$F_{NFP} = 1.0$$

2) 除熱側因子

- ① 対DNB熱流束流速偏在因子(F_{DNBV})

定格運転状態においては次のDNB熱流束相関式を用いる

$$q_{DNB} = \frac{A}{A_H} \cdot \frac{Cp\Delta T_{sub, in} \cdot G}{h_{fg}} \cdot G$$

$$\frac{q_{DNB}}{h_{fg} \sqrt{\left(\frac{\sigma}{(\rho_l - \rho_g)g} \right)^{1/2} \rho_g g (\rho_l - \rho_g)}} = \frac{A}{A_H} \cdot \frac{Cp\Delta T_{sub}}{h_{fg}} \cdot \frac{G}{\sqrt{\left(\frac{\sigma}{(\rho_l - \rho_g)g} \right)^{1/2} \rho_g g (\rho_l - \rho_g)}}$$

$$q_{DNB} \propto A \cdot G \propto A \cdot (V\rho) \propto A \cdot V$$

ここで、

$$A \quad : \quad \text{流路断面積} \quad (\text{m}^2)$$

A_H	: 加熱面積	(m^2)
C_p	: 冷却材定圧比熱	($kJ/(kg \cdot K)$)
g	: 重力加速度	(m/s^2)
G	: 質量流束	($kg/m^2 \cdot s$)
G^*	: 無次元質量流束	(-)
h_{fg}	: 蒸発潜熱	(kJ/kg)
q^*_{DNB}	: 無次元DNB熱流束	(-)
q_{DNB}	: DNB熱流束	(kW/m^2)
ρ_g	: 飽和蒸気の密度	(kg/m^3)
ρ_l	: 飽和水の密度	(kg/m^3)
$\Delta T_{sub,in}$: 入口サブクール度	(K)

チャンネル内の流速分布因子は1.07。チャンネル間の流速分布因子は1.05であるから、

$$F_{DNBV} = 1.07 \times 1.05 = 1.12$$

② 対DNB熱流束流速計測誤差因子(F_{DNBVE})

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。

$$F_{DNBVE} = 1.024$$

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

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

③ 対DNB熱流束流路断面積誤差因子(F_{DNBA})

バルク温度上昇因子のうちの流路断面積誤差因子1.051を用いると、

$$q_{DNB} \propto A \cdot G \propto A \cdot (V\rho) \propto A \cdot V \quad \text{より}$$

$$F_{DNBA} = 1.051$$

$$\sigma'_{DNBA} = (0.051) / 3$$

$$F_j = 1 + 3 \cdot \sigma'_{DNBA} = 1.051$$

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。

$$\begin{aligned}
 F_q &= \left[1 + \left\{ (3 \cdot \sigma'_{HF})^2 + (3 \cdot \sigma'_{FC})^2 + (3 \cdot \sigma'_d)^2 + (3 \cdot \sigma'_{FW})^2 + (3 \cdot \sigma'_{bn})^2 + (3 \cdot \sigma'_{DNBVE})^2 + (3 \cdot \sigma'_{DNBA})^2 \right\}^{1/2} \right] \\
 &\quad \cdot F_{NFP} \cdot F_{DNBV} \\
 &= \left[1 + \left\{ (0.05)^2 + (0.02)^2 + (0.15)^2 + (0.038)^2 + (0.017)^2 + (0.024)^2 + (0.051)^2 \right\}^{1/2} \right] \times 1.0 \times 1.12 \\
 &= 1.31
 \end{aligned}$$

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)	2.68	
Radial peaking factor	(F_R)	1.41	
Local peaking factor	(F_L)	1.10	
Axial peaking factor	(F_Z)	1.61	
Uncertainty factor	(F_E)	1.07	
2. Engineering hot channel factor		1.24	
(1) Engineering hot channel factor for bulk coolant temperature rise	(F_b)		
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)	1.12	
② Uncertainty factor for flow area	(F_{CA})	1.09	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)	1.34	
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	$(F_{\ell m})$	1.02	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})	1.10	
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_a)	1.31	
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	$(F_{\ell m})$	1.02	statistical method ¹⁾
⑥ Net heat generation rate for fuel	(F_{NFP})	1.00	
2) Heat removal side factor			
① Uncertainty factor for DNB heat flux due to flow distribution	(F_{DNBV})	1.12	
② Uncertainty factor for DNB heat flux due to uncertainty of flow rate measurement	(F_{DNBVE})	1.02	statistical method ¹⁾
③ Uncertainty factor for DNB heat flux due to uncertainty of flow area	(F_{DNBA})	1.05	statistical method ¹⁾

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

3.4 主要な解析条件

3.4.1 主要な解析条件

定常炉心熱水力解析では、以下に示す解析条件及び入力データを用いた。

- (1) 強制循環冷却時には、炉心入口冷却材温度40 °C、炉心入口冷却材圧力1.84 kg/cm²abs、1次冷却系流量8 m³/minとし、1次冷却系流量のうち86%が燃料領域に流れるものとした。自然循環冷却時には、炉心入口冷却材温度40 °C、炉心入口冷却材圧力1.90 kg/cm²absとした。
- (2) 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 3.4.1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 3.4.1 Hot channel factors used in JRR-4 silicide core analysis

Factor	Forced convection cooling mode	Natural convection cooling mode
Hot channel factor from neutronic calculation ($F_N = F_R \cdot F_L \cdot F_E \cdot F_Z$)	2.68	2.68
Radial peaking factor (F_R)	1.41	1.41
Local peaking factor (F_L)	1.10	1.10
Uncertainty factor (F_E)	1.07	1.07
Axial peaking factor (F_Z)	1.61	1.61
Engineering hot channel factor		
For bulk coolant temperature rise (F_b)	1.24	1.24
For film temperature rise (F_f)	1.34	1.54
For heat flux rise (F_q)	1.31	1.31

- (3) 軸方向の出力分布は、3次元拡散計算により求めた燃焼度0%のクリーン炉心において制御棒が25.8 cm引抜かれた（バンク位置）臨界状態における値を用いた。定常炉心熱水力解析に使用した軸方向の出力分布をFig. 3.4.1及びFig. 3.4.2に示す。

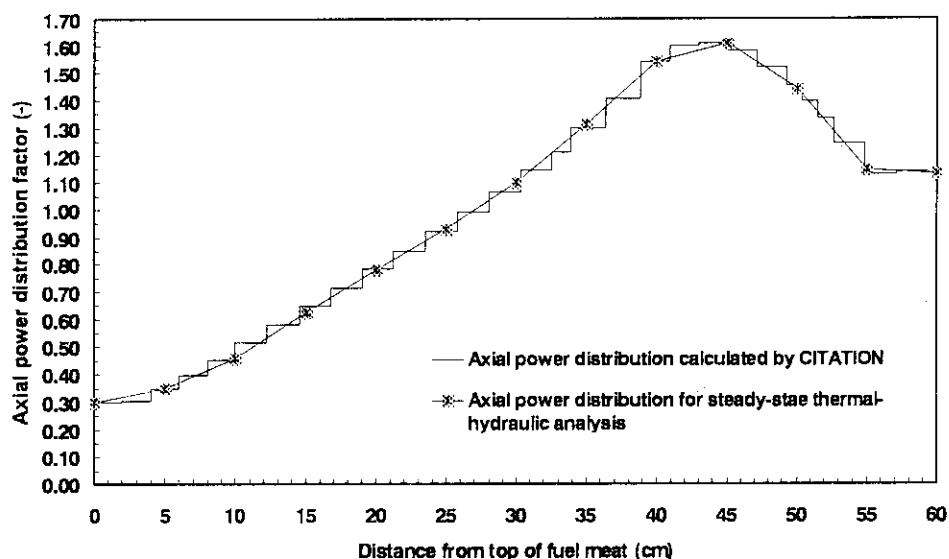


Fig. 3.4.1 Axial power distribution factors for JRR-4 LEU silicide core steady-state thermal-hydraulic analysis under forced convection cooling mode

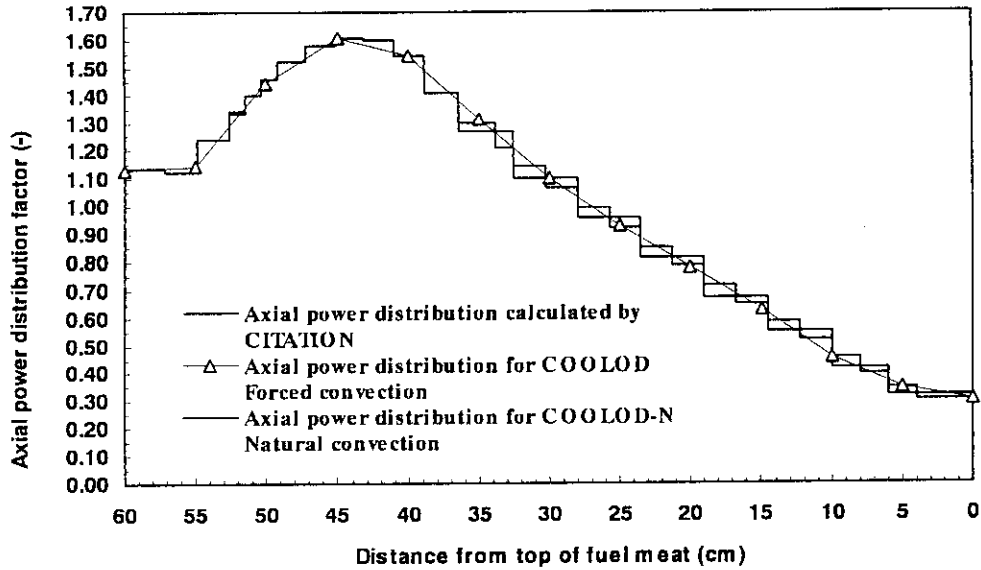


Fig. 3.4.2 Axial power distribution factors for JRR-4 LEU silicide core steady-state thermal-hydraulic analysis under natural convection cooling mode

3.4.2 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^{(5),(6)}を用いた。

$$k = 60.8 \text{ [kcal/(hr m } ^\circ\text{C)]}$$

被覆材の熱伝導率^{(7),(8)}は、Table 3.4.2に示す値を用いた。

Table 3.4.2 Thermal conductivity of cladding

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

3.4.3 熱伝達相関式

JRR-4LEU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 3.4.3に示す。Table 3.4.4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⁽⁹⁾、JRR-3M⁽¹⁰⁾、JMTR⁽⁷⁾の解析に使用されたものである。

Table 3.4.3 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> $h_{\text{Collier}} = \frac{k}{De} 0.17 Re_f^{0.33} Pr_f^{0.43} \left\{ \frac{(Pr_f)_f}{(Pr_f)_w} \right\}^{0.25} \left\{ \frac{\rho^2 \beta De^3 (T_w - T_l)}{\mu^2 g_c} \right\}_f^{0.1}$ <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)</p> <p>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)</p> <p>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]</p> <p>Dittus-Boelter's correlation</p> $h = \frac{k}{De} 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4}$
Subcooled Nucleate Boiling	<p>Modified Chen's correlation to both upward and downward flow</p> $q = h_{mic} \Delta T_{sat} + h_{mac} (T_w - T_l)$ $h_{mac} = \frac{k}{De} 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4} F$ $h_{mic} = C \frac{(k_f / 0.86)^{0.79} (4186 C_p f)^{0.45} \rho_f^{0.49}}{(9.8 \sigma)^{0.5} (9.8 \mu_f)^{0.29} (4186 h_{fg})^{0.24} \rho_g^{0.24}} \Delta T_{sat}^{0.24} \Delta P^{0.75} S$ $C = 0.00122 \times 0.86 \times (9.8 \times 10^4)^{0.75}$ $F = 1.0$ $S = 1 / (1 + 0.12 Re'^{1.14}) \quad Re' < 32.5$ $S = 1 / (1 + 0.42 Re'^{0.78}) \quad 32.5 \leq Re' < 70.0$ $S = 0.080 \quad 70.0 \leq Re'$ $Re' = \frac{ G De}{\mu_f g} \times 10^{-4}$
Saturated Nucleate Boiling	<p>• Upward flow and downward flow ----- Chen's correlation</p> $q = (h_{mic} + h_{mac}) \Delta T_{sat}$ $h_{mac} = \frac{k}{De} 0.023 \{ Re_f (1-x) \}^{0.8} Pr_f^{0.4} F$ $F = 1.0 \quad 1/x_{II} \leq 0.1$ $F = 2.35 (1/x_{II} + 0.213)^{0.736} \quad 1/x_{II} > 0.1$ $\frac{1}{x_{II}} = \left(\frac{x}{1-x} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.1}$ $S = 1 / (1 + 0.12 Re'^{1.14}) \quad Re' < 32.5$ $S = 1 / (1 + 0.42 Re'^{0.78}) \quad 32.5 \leq Re' < 70.0$ $S = 0.080 \quad 70.0 \leq Re'$ $Re' = \frac{ G(1-x) De}{\mu_f g} \times F^{1.25} \times 10^{-4}$ <p>• Upward flow $G > 271 \text{ kg/m}^2\text{s}$ under natural convection ----- Rohsenow's correlation</p> $q = \frac{g_c \mu_f h_{fg}}{\sqrt{\sigma (\rho_l - \rho_g)}} \left(\frac{1}{0.0132 Pr} \frac{C_p \Delta T_{sat}}{h_{fg}} \right)^3$

Table 3.4.4 DNB heat flux correlations

(Unit system is MKS)

1. Upward Flow

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

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma}{\rho_\ell - \rho_g}}$$

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

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

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

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, $\left[\frac{C_p \mu}{k} \right]$	g	= 飽和蒸気
Re	= レイノルズ数, $\left[\frac{G De}{\mu} \right]$	ℓ	= 液
μ	= 粘性係数, [kg s/m ²]	v	= 加熱蒸気
C_p	= 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]		

3.5 熱出力3.5MW時炉心定常熱水力解析

熱出力3.5MW時炉心定常熱水力解析は、「3.4 解析に用いた主要な条件」で示したように、1次冷却系流量8 m³/min、炉心入口冷却材温度40°C、炉心入口冷却材圧力1.84kg/cm²absの条件の基で行った。

解析結果をTable 3.5.1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. 3.5.1及びFig. 3.5.2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54.2 °C、燃料板表面最高温度111.2 °C、燃料芯材最高温度113.0 °Cとなった。沸騰開始(ONB)温度125.5 °C、ONB温度に対する余裕14.2 °C、DNBR 3.05であり、これらはいずれも流路入口から45 cmの最大熱流束位置における値である。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あるいは事故の解析のベースとして十分余裕のあるものである。一方、平均チャンネルでは、冷却材出口温度46.9 °C、燃料板表面最高温度73.4 °C、燃料芯材最高温度74.5 °Cである。ONB温度に対する余裕52.1 °C、DNBR 6.67であり、これらはホットチャンネルの場合と同様に、いずれも流路入口から45 cmの最大熱流束位置における値である。

Table 3.5.1 Steady-state thermal-hydraulic analysis results
(Forced convection cooling mode, 3.5 MW)

	Average channel analysis results ¹⁾	Hot channel analysis results
Coolant outlet temperature : $T_{b,out}$ (°C)	46.9	54.2
Fuel plate surface maximum temperature : T_w (°C)	73.4	111.2
Fuel meat maximum temperature : T_m (°C)	74.5	113.0
ONB temperature : T_{ONB} (°C)	125.5	125.5
Temperature margin against T_{ONB} : ΔT_{ONB} (°C)	52.1	14.2
Minimum DNBR (-)	6.67	3.05

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

3.6 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、「3.5 熱出力3.5MW時炉心定常熱水力解析」で述べた冷却材流量8 m³/min、炉心入口冷却材温度40 °Cの場合である。冷却材流量パラメータ解析では5~10 m³/min (炉心冷却材平均流速88.7~177.4 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35~50 °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2,500~5,000 kWの範囲で出力を変化させた。

3.6.1 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、「3.5 熱出力3.5MW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。

3.6.2 冷却材流量パラメータ解析

解析結果のまとめをTable 3.6.1に、また、Fig.3.6.1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.3.6.1から冷却材流速約106 cm/s (冷却材流量

6 m³/min) 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89 cm/s (冷却材流量5 m³/min) でも1.91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。また、現在 (JRR-4高濃燃料縮炉心) の1次冷却材流量7 m³/min時においてもONB温度余裕6.3 °C、最小DNBR 2.67であり、ONB温度余裕、最小DNBRともに十分な余裕がある。JRR-4シリサイド燃料炉心において、1次冷却材流量を8 m³/minに設定した理由は、1流路の流路閉塞事故時においても閉塞した流路の両側の正常流路において最小DNBRが1.5を下回らないようにするためである。

Table 3.6.1 Analysis results -Coolant flow rate parameter-

Primary coolant flow rate (m ³ /min)	Coolant velocity (cm/s)	Hot channel outlet coolant temperature $T_{b,out}$ (°C)	Fuel plate surface maximum temperature T_w (°C)	Fuel meat maximum temperature T_m (°C)	ONB temperature T_{ONB} (°C)	Temperature margin against T_{ONB} ΔT_{ONB} (°C)	Minimum DNBR (-)
5.00	88.7	62.8	131.1	132.8	124.2	-6.8	1.91
6.00	106.4	59.0	126.5	128.3	124.7	-1.8	2.29
7.00	124.2	56.3	118.9	120.6	125.1	6.3	2.67
8.00	141.9	54.2	111.2	113.0	125.5	14.2	3.05
9.00	159.6	52.7	105.1	106.9	125.7	20.6	3.42
10.00	177.4	51.4	100.1	101.9	126.0	25.9	3.65

3.6.3 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 3.6.2に、また、Fig.3.6.2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.3.6.2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50°Cの場合でもONB温度余裕8.0 °C、最小DNBR 2.66であり、ONB温度余裕、最小DNBRともに十分な余裕がある。

Table 3.6.2 Analysis results -Core inlet coolant temperature parameter-

Core inlet coolant temperature (°C)	Coolant velocity (cm/s)	Hot channel outlet coolant temperature $T_{b,out}$ (°C)	Fuel plate surface maximum temperature T_w (°C)	Fuel meat maximum temperature T_m (°C)	ONB temperature T_{ONB} (°C)	Temperature margin against T_{ONB} ΔT_{ONB} (°C)	Minimum DNBR (-)
35.0	141.9	49.2	108.9	110.7	125.5	16.6	3.18
40.0	141.9	54.2	111.2	113.0	125.5	14.2	3.05
45.0	141.9	59.3	114.2	116.0	125.3	11.1	2.86
50.0	141.9	64.3	117.2	119.0	125.2	8.0	2.66

3.6.4 原子炉出力パラメータ解析

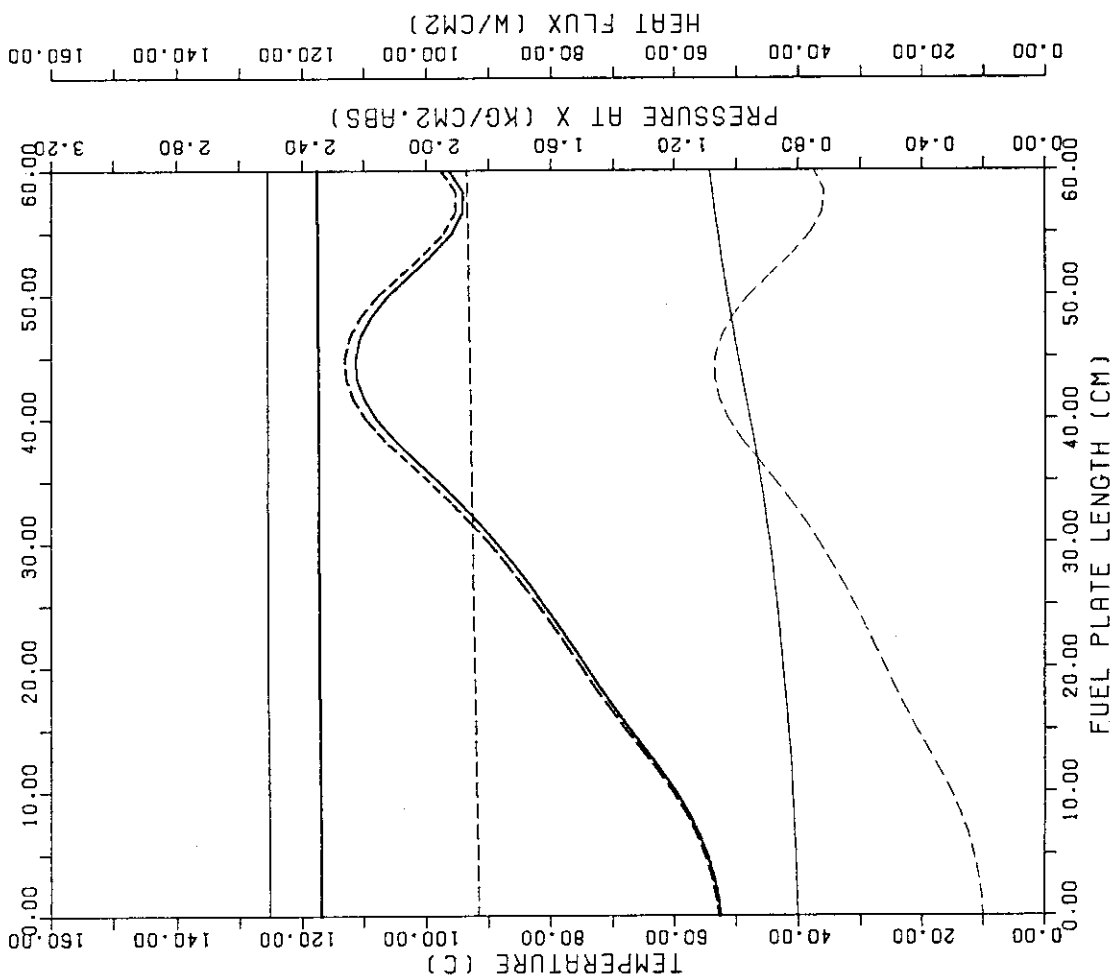
解析結果のまとめをTable 3.6.3に、また、Fig.3.6.3に冷却材出口温度、燃料板表面最高温度、燃料芯材最高温度、ONB温度、DNBRを原子炉出力を横軸にとり示す。解析結果は、いずれもホットチャンネルのものである。Fig.3.6.3から原子炉出力4.3 MW以上では、燃料板表面温度がONB温度を超え、ホットチャンネルにおいて燃料板表面で沸騰する。一方、最小DNBRは、原子炉出力5.0 MW時においても2.14であり、最小DNBRの判断基準である1.5に対してまだ余裕がある。「中性子束上昇 (高設定)」によるスクラムの設定値は定格出力の110 %、すなわち原子炉出力3.85 MWであるが、3.85 MW時においてもONB温度余

裕7.6 °C、最小DNBR 2.78であり、ONB温度余裕、最小DNBRともに十分な余裕がある。

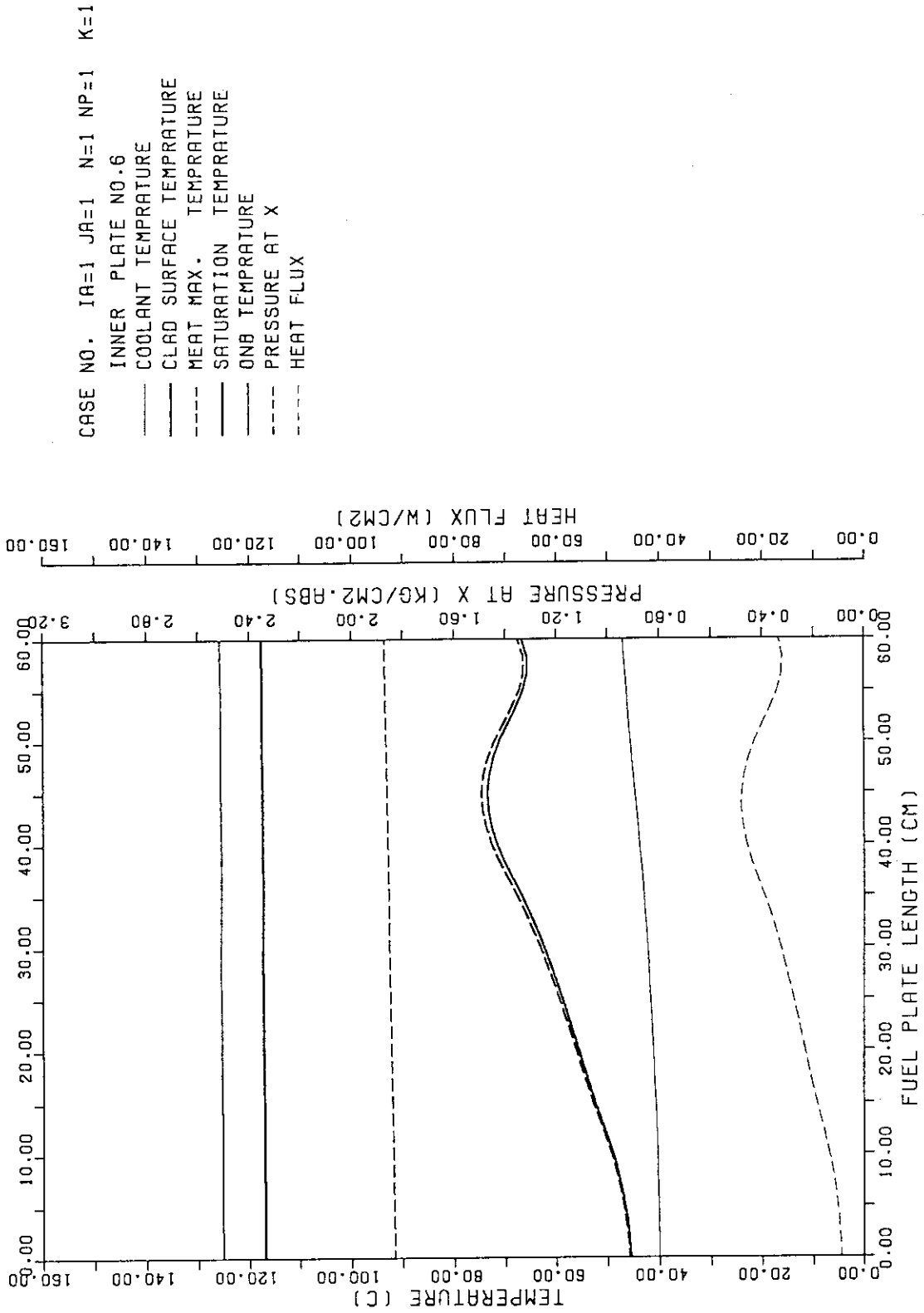
Table 3.6.3 Analysis results -Thermal power parameter-

Reactor thermal power (MW)	Coolant velocity (cm/s)	Hot channel outlet coolant temperature $T_{b,out}$ (°C)	Fuel plate surface maximum temperature T_w (°C)	Fuel meat maximum temperature T_m (°C)	ONB temperature T_{ONB} (°C)	Temperature margin against T_{ONB} ΔT_{ONB} (°C)	Minimum DNBR (-)
2.5	141.9	50.2	91.9	93.2	125.5	33.6	4.27
3.5	141.9	54.2	111.2	113.0	125.5	14.2	3.05
3.85	141.9	55.7	117.9	119.8	125.4	7.6	2.78
4.0	141.9	56.3	120.7	122.7	125.4	4.7	2.67
4.3	141.9	57.5	125.4	127.6	125.4	0.0	2.48
4.4	141.9	57.9	126.4	128.6	125.4	-1.0	2.43
5.0	141.9	60.4	131.2	133.7	125.4	-5.8	2.14

CASE NO. IA=1 JA=1 N=1 NP=1 K=1
 INNER PLATE NO.6
 COOLANT TEMPERATURE
 CLAD SURFACE TEMPERATURE
 MEAT MAX. TEMPERATURE
 SATURATION TEMPERATURE
 ONB TEMPERATURE
 PRESSURE AT X
 HEAT FLUX



INNER PLATE 6 Fig.3.5.1 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for hot channel at 3.5 MW under forced convection cooling



INNER PLATE 6 Fig.3.5.2 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for average channel at 3.5 MW under forced convection cooling

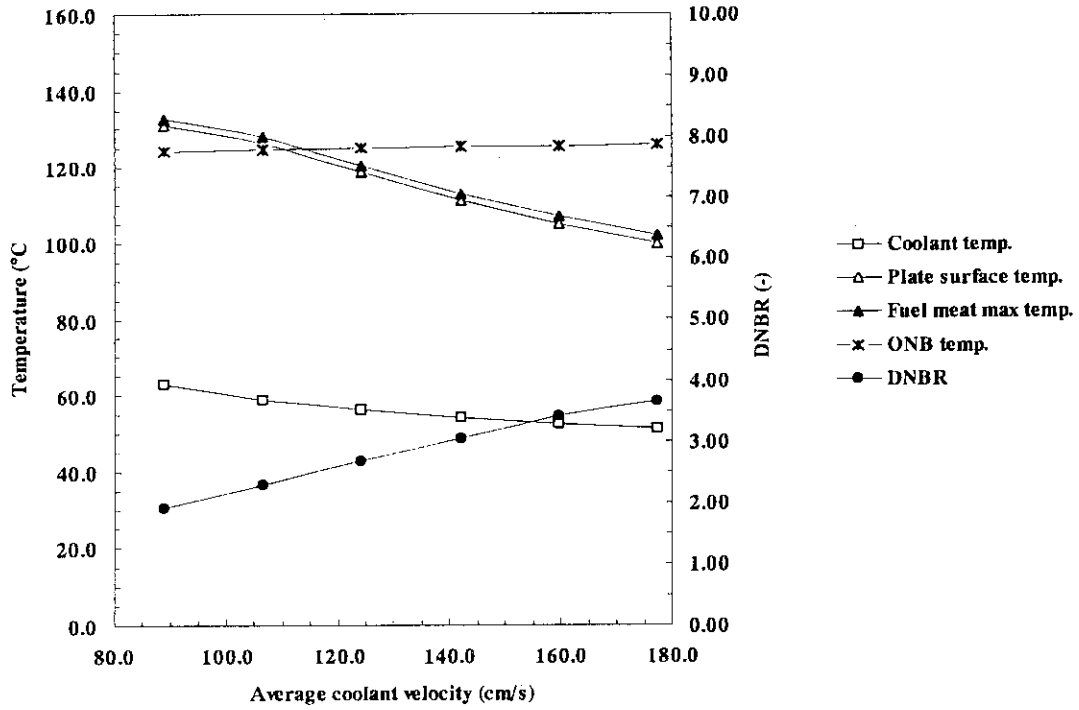


Fig.3.6.1 Steady-state thermal hydraulic analysis results
-Coolant flow rate parameter-

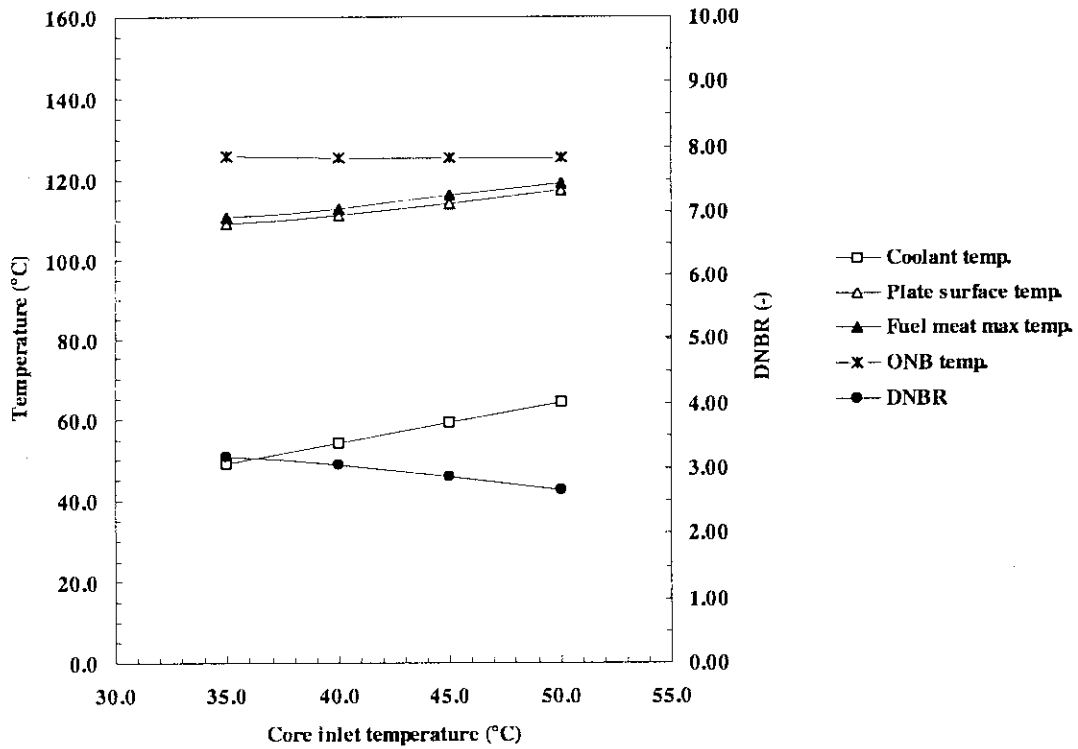


Fig.3.6.2 Steady-state thermal hydraulic analysis results
-Core inlet coolant temperature parameter-

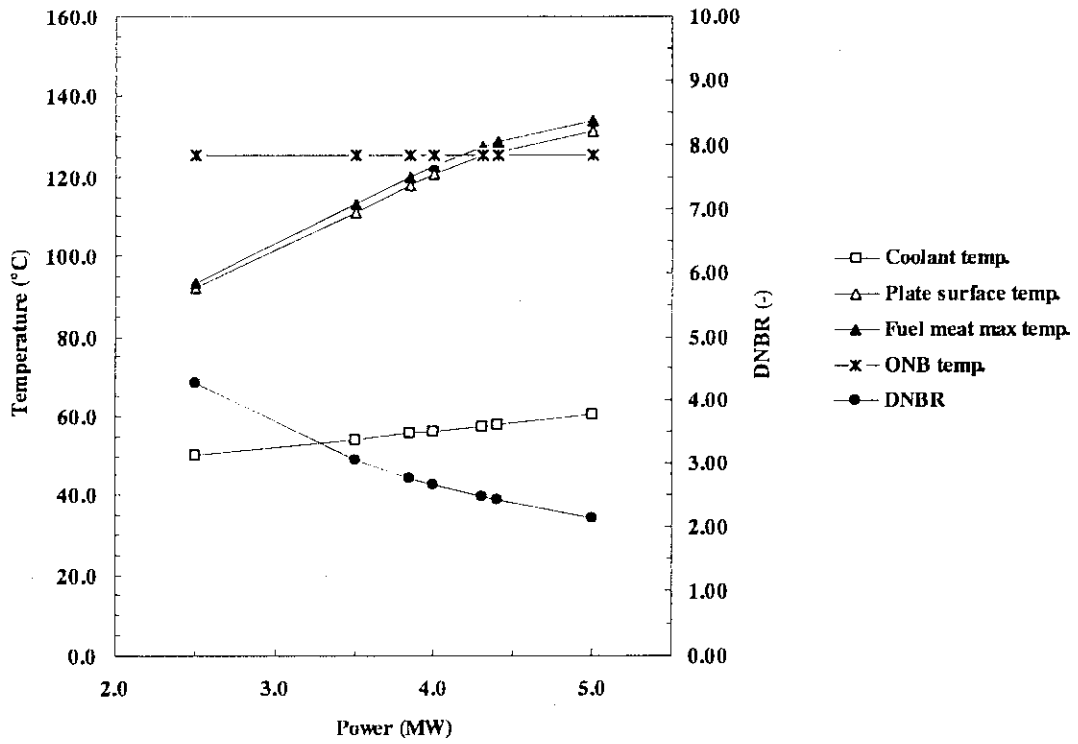


Fig.3.6.3 Steady-state thermal hydraulic analysis results
-Thermal power parameter-

3.7 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、「3.4 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 3.7.1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.3.7.1及びFig.3.7.2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 3.7.1 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 F_z .

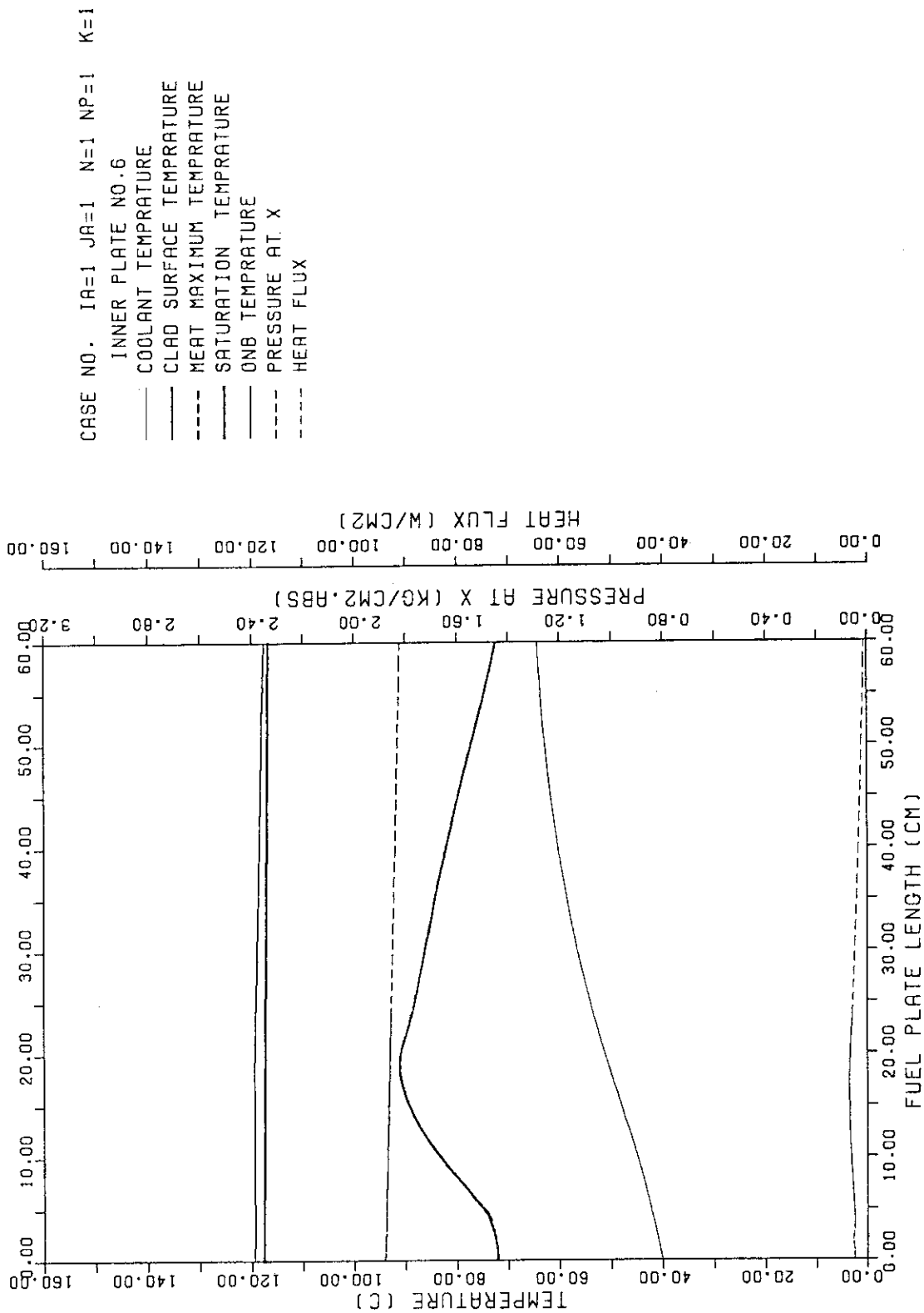
3.8 自然循環冷却時の原子炉出力パラメータ解析

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、「3.7 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。

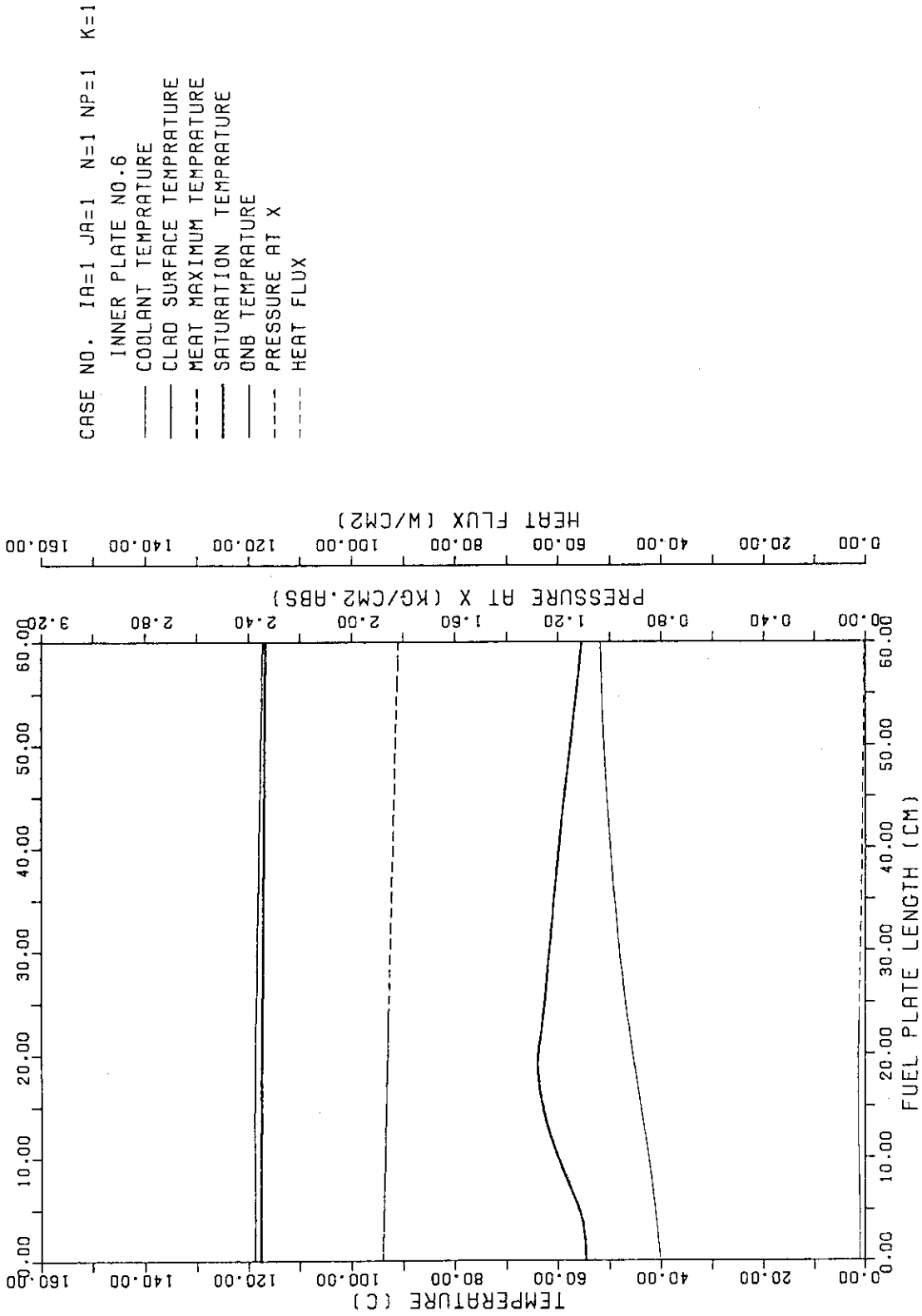
解析結果のまとめをTable 3.8.1に、Fig.3.8.1に冷却材出口温度、燃料板表面最高温度、燃料芯材最高温度、ONB温度、DNBRを原子炉出力を横軸にとり示す。また、Fig.3.8.2に炉心流量及び冷却材流速を原子炉出力を横軸にとり示す。解析結果は、いずれもホットチャンネルのものである。Fig.3.8.1から原子炉出力約0.45 MW以上では、燃料板表面温度がONB温度を超え、ホットチャンネルにおいて燃料板表面で沸騰する。一方、最小DNBRは、原子炉出力0.5 MW時においても3.80であり、最小DNBRの判断基準である1.5に対してまだ余裕がある。「中性子束上昇(低設定)」によるスク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 3.8.1 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_{DNB}	Minimum DNBR
(MW)	(kg/s)	(cm/s)	$T_{b,out}$ (°C)	T_w (°C)	T_m (°C)	T_{DNB} (°C)	ΔT_{DNB} (°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



NATURAL CONVECTION Fig.3.7.1 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for hot channel at 0.2 MW under natural convection cooling



NATURAL CONVECTION Fig.3.7.2 Steady-state thermal hydraulic analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for average channel at 0.2 MW under natural convection cooling

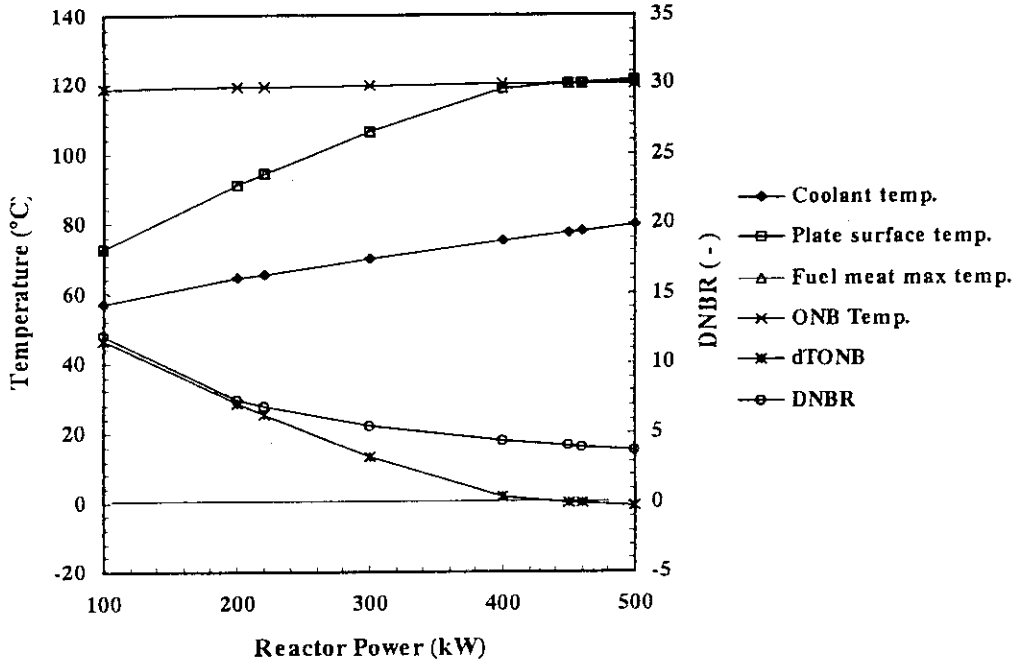


Fig.3.8.1 Steady-state thermal hydraulic analysis result
(Temperature and DNBR)
-Thermal power parameter, Natural convection cooling mode -

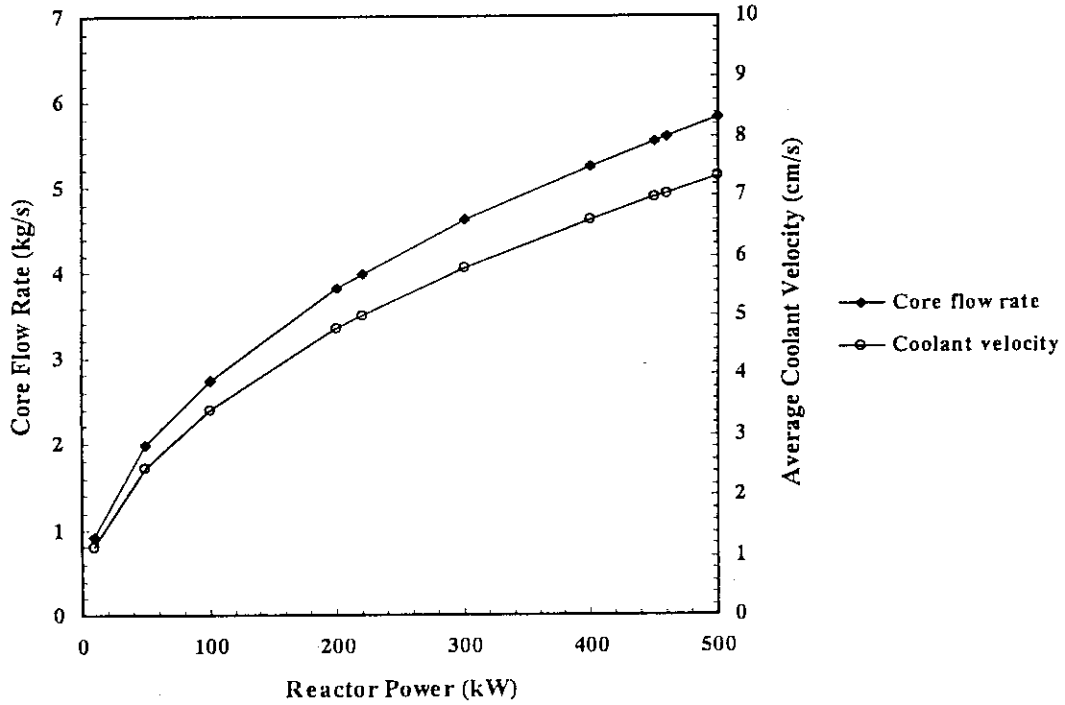


Fig.3.8.2 Steady-state thermal hydraulic analysis result
(Core flow rate, average coolant velocity)
-Thermal power parameter, Natural convection cooling mode -

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、定格出力運転中に何らかの要因で1次冷却水中に混入していた異物が、炉心内の流路を閉塞することによって、その流路内の1次冷却水流量が減少し、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する。

(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。

- 1) 1次冷却系配管内にストレーナを取付け、冷却水中の異物を取り除く。
- 2) 炉心タンク内作業に使用するツール類は識別しやすくするとともに、落下防止紐等の措置を講ずる。
- 3) 炉心タンク内作業終了後、水面浮遊物、水中浮遊物及び炉心領域の異物の点検を十分に行う。
- 4) 原子炉の起動前及び運転中1時間ごとに炉心観察を行う。さらに、原子炉停止中は毎日行う日常点検において炉心タンク内の状態を点検する。
- 5) 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、さらに、多量の核分裂生成物が放出された場合は、「燃料事故モニタ高高」のスクラム信号により原子炉は自動停止するとともに、「燃料事故モニタ高高高」の信号によりよう素除去フィルタを備えた非常用排気設備が作動して、周辺環境への放出を抑制する。

4.2 事故時の判断基準

JRR-4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がなく、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。

- 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℃)未満であることとする。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3.5 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次冷却系流量 $8 \text{ m}^3/\text{min}$ 、炉心入口冷却材温度 $40 \text{ }^\circ\text{C}$ 、炉心入口冷却材圧力 $1.84 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ とした。1次冷却系流量のうち86%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燃焼度0%のクリーン炉心において制御棒が 25.8 cm 引抜かれた(バンク位置)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 3.5 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($F_L=1.103$)とその次に F_L が大きな燃料板($F_L=1.083$)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

4.4.1 基準ケース

解析結果をTable 4.4.1に、内側燃料板(外側から数えて3枚目)正常流路側及び外側燃料板(外側から数えて2枚目)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Fig.4.4.1及びFig.4.4.2にそれぞれ示す。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、内側燃料板正常流路側で冷却材出口温度 $60.7 \text{ }^\circ\text{C}$ 、燃料板表面最高温度 $137.8 \text{ }^\circ\text{C}$ 、燃料芯材最高温度 $142.6 \text{ }^\circ\text{C}$ となった。沸騰開始(ONB)温度 $125.3 \text{ }^\circ\text{C}$ 、ONB温度に対する余裕 $-12.5 \text{ }^\circ\text{C}$ 、最小DNBR 1.55であり、いずれも流路入口から 45 cm の最大熱流束位置における値である。この位置(ホットスポット)における燃料板表面の熱伝達状態はサブクール核沸騰である。一方、外側燃料板正常流路側では、冷却材出口温度 $59.4 \text{ }^\circ\text{C}$ 、燃料板表面最高温度 $138.1 \text{ }^\circ\text{C}$ 、燃料芯材最高温度 $142.9 \text{ }^\circ\text{C}$ である。沸騰開始(ONB)温度 $125.4 \text{ }^\circ\text{C}$ 、ONB温度に対する余裕 $-12.7 \text{ }^\circ\text{C}$ 、最小DNBR 1.53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、ホットチャンネル1流路の流路閉塞事故では、以上の事故時の判断基準を満たしているとともに、以下に示す運転時の異常な過渡変化時の安全性をも満たしている。

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

このため、JRR-4においては、もしホットチャンネル1流路の流路閉塞事故が発生しても、その原因を取除いた後に通常運転に復帰することが可能である。

4.4.2 燃料要素内最外側流路の流路閉塞事故

ここでは、1流路閉塞事故としてDNBRの観点から解析結果が最も厳しくなる燃料要素内最外側流路の流路閉塞を仮定して解析した。燃料要素の最も外側に位置する燃料板は、燃料板内のU-235装荷量を半分にして出力ピーキングを0.588と低く抑えているが、燃料要

素の外側の冷却材流速が燃料要素内の平均流速 (1.42 m/s) に比べ、約33.5% (0.50 m/s) と低いため、DNBRの観点から (DNB熱流束が小さい) 厳しい結果を与えることが予想されるものである。

解析結果をTable 4.4.2に、内側燃料板 (外側から数えて2枚目) 正常流路側及び外側燃料板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Fig.4.4.3及びFig.4.4.4にそれぞれ示す。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、内側燃料板正常流路側で冷却材出口温度61.1°C、燃料板表面最高温度138.1°C、燃料芯材最高温度143.0°Cとなった。沸騰開始(ONB)温度125.3°C、ONB温度に対する余裕-12.8°C、最小DNBR 1.53であり、いずれも流路入口から45 cmの最大熱流束位置における値である。この位置 (ホットスポット) における燃料板表面の熱伝達状態はサブクール核沸騰である。一方、外側燃料板正常流路側では、冷却材出口温度61.1°C、燃料板表面最高温度137.2°C、燃料芯材最高温度139.8°Cである。沸騰開始(ONB)温度122.9°C、ONB温度に対する余裕-14.3°C、最小DNBR約1.5である。

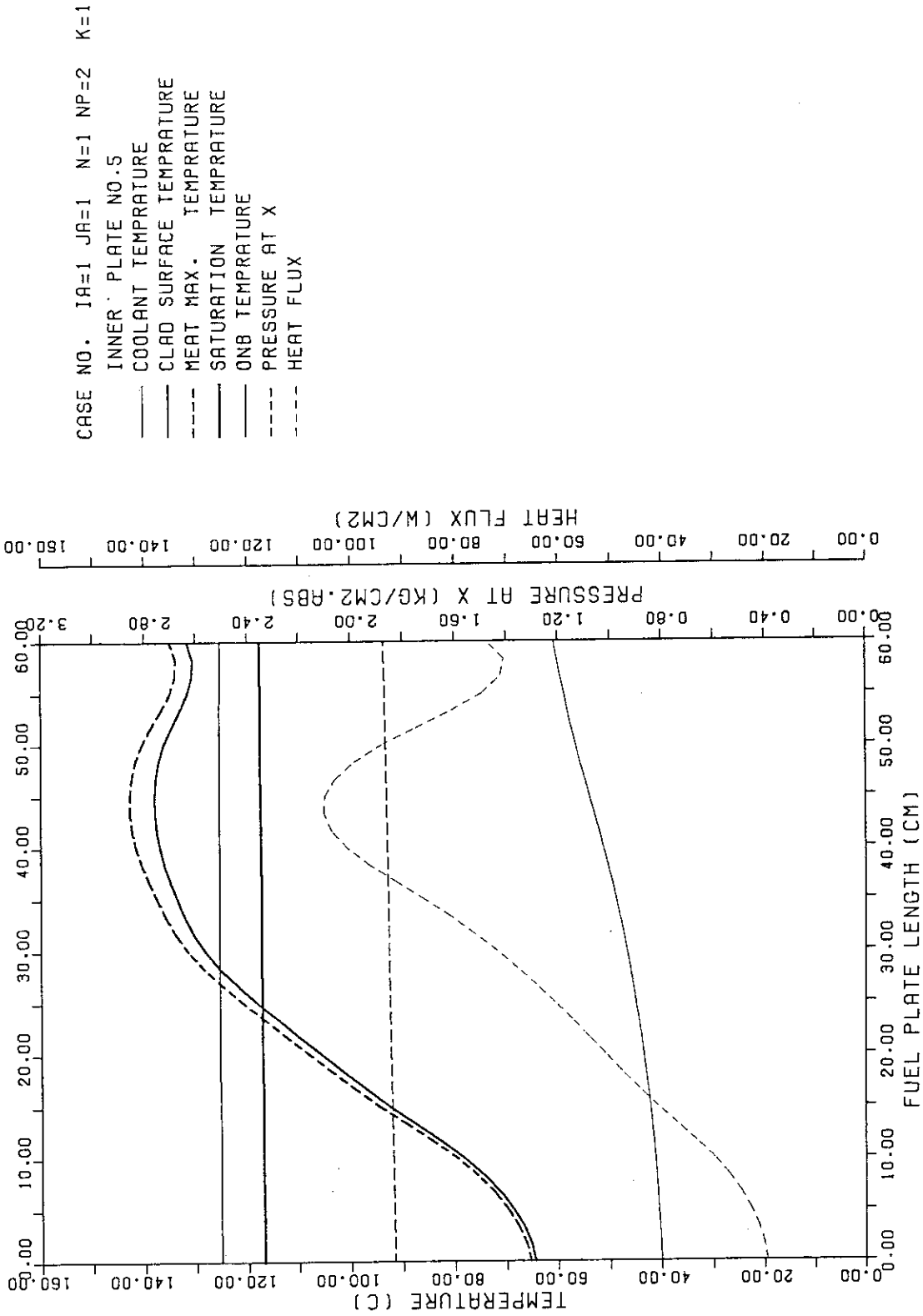
本解析結果は事故時の判断基準は満たしているものの、「4.3.1 基準ケース」で想定した局所 (局部的) 出力分布因子(F_L)が最も大きな燃料板($F_L=1.103$)とその次に F_L が大きな燃料板($F_L=1.083$)に囲まれた流路の流路閉塞よりも厳しい結果を与え、最小DNBRが約1.5であることから、燃料板が損傷する可能性がある。ただし、最小DNBRに関する判断基準は、保守的に定められたものであり、最小DNBRが1.5以下になった場合でも直ちに燃料板が損傷することは考えられない。

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

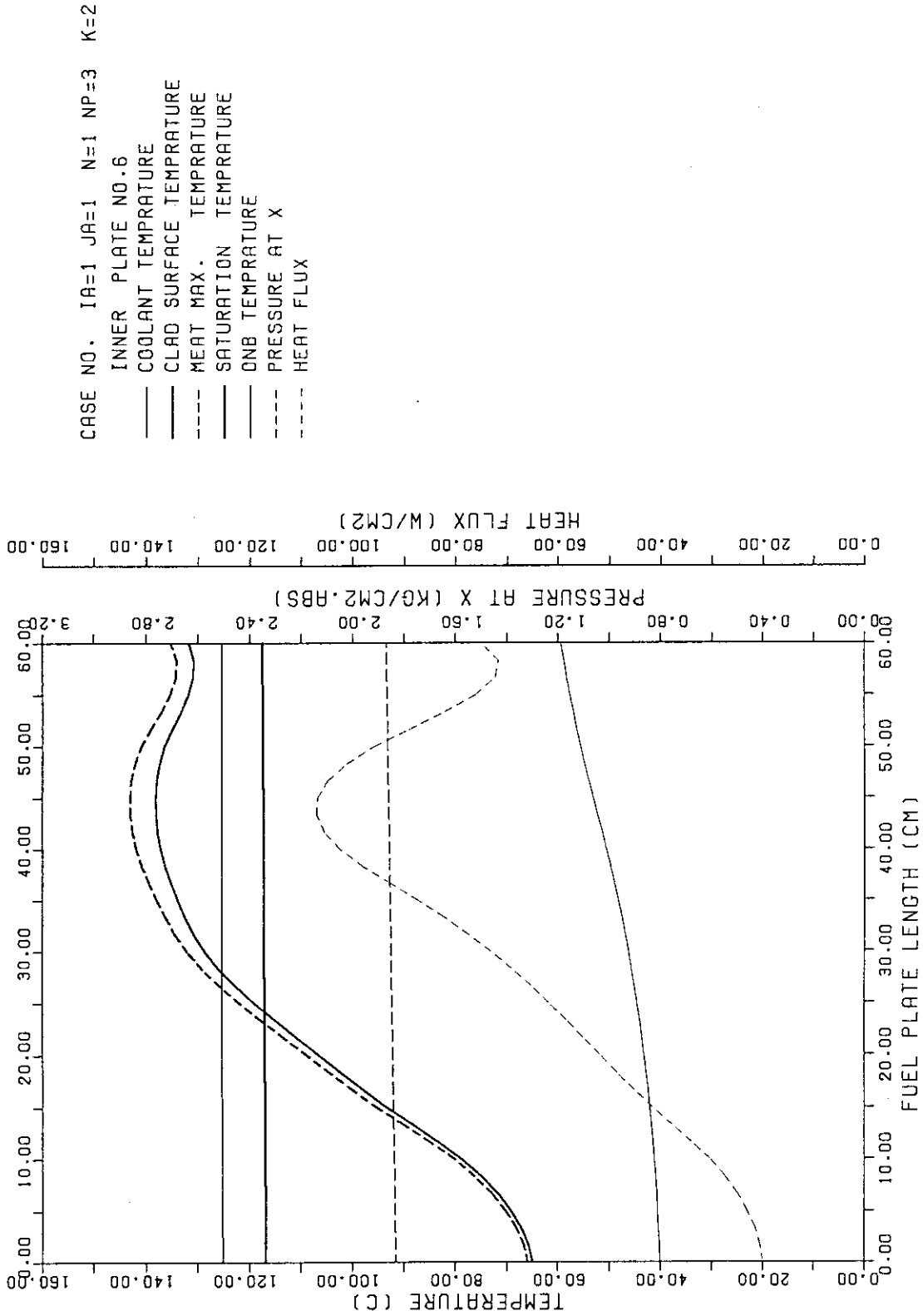
	Inside fuel plate (Normal channel side)	Outside fuel plate (Normal channel side)
Coolant outlet temperature : $T_{b,out}$ (°C)	60.7	59.4
Fuel plate surface maximum temperature : T_w (°C)	137.8	138.1
Fuel meat maximum temperature : T_m (°C)	142.6	142.9
ONB temperature : T_{ONB} (°C)	125.5	125.5
Temperature margin against T_{ONB} : ΔT_{ONB} (°C)	-12.7	-12.7
Minimum DNBR (-)	1.55	1.53

Table 4.4.2 Flow channel blockage accident analysis results
(Outer flow channel blockage)

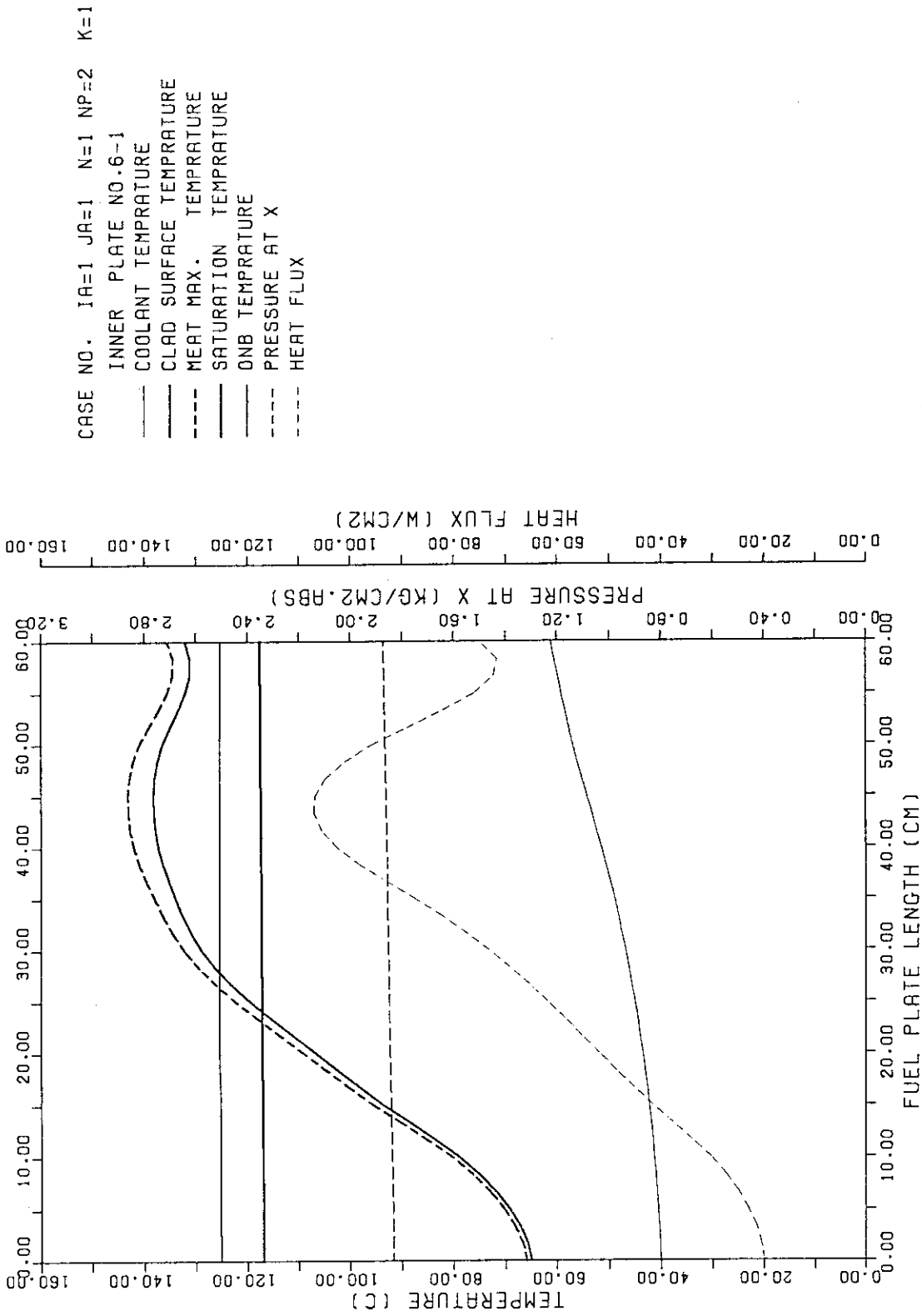
	Inside fuel plate (Normal channel side)	Outside fuel plate (Normal channel side)
Coolant outlet temperature : $T_{b,out}$ (°C)	61.1	61.1
Fuel plate surface maximum temperature : T_w (°C)	138.1	137.2
Fuel meat maximum temperature : T_m (°C)	143.0	139.8
ONB temperature : T_{ONB} (°C)	125.3	122.9
Temperature margin against T_{ONB} : ΔT_{ONB} (°C)	-12.8	-14.3
Minimum DNBR (-)	1.53	1.5



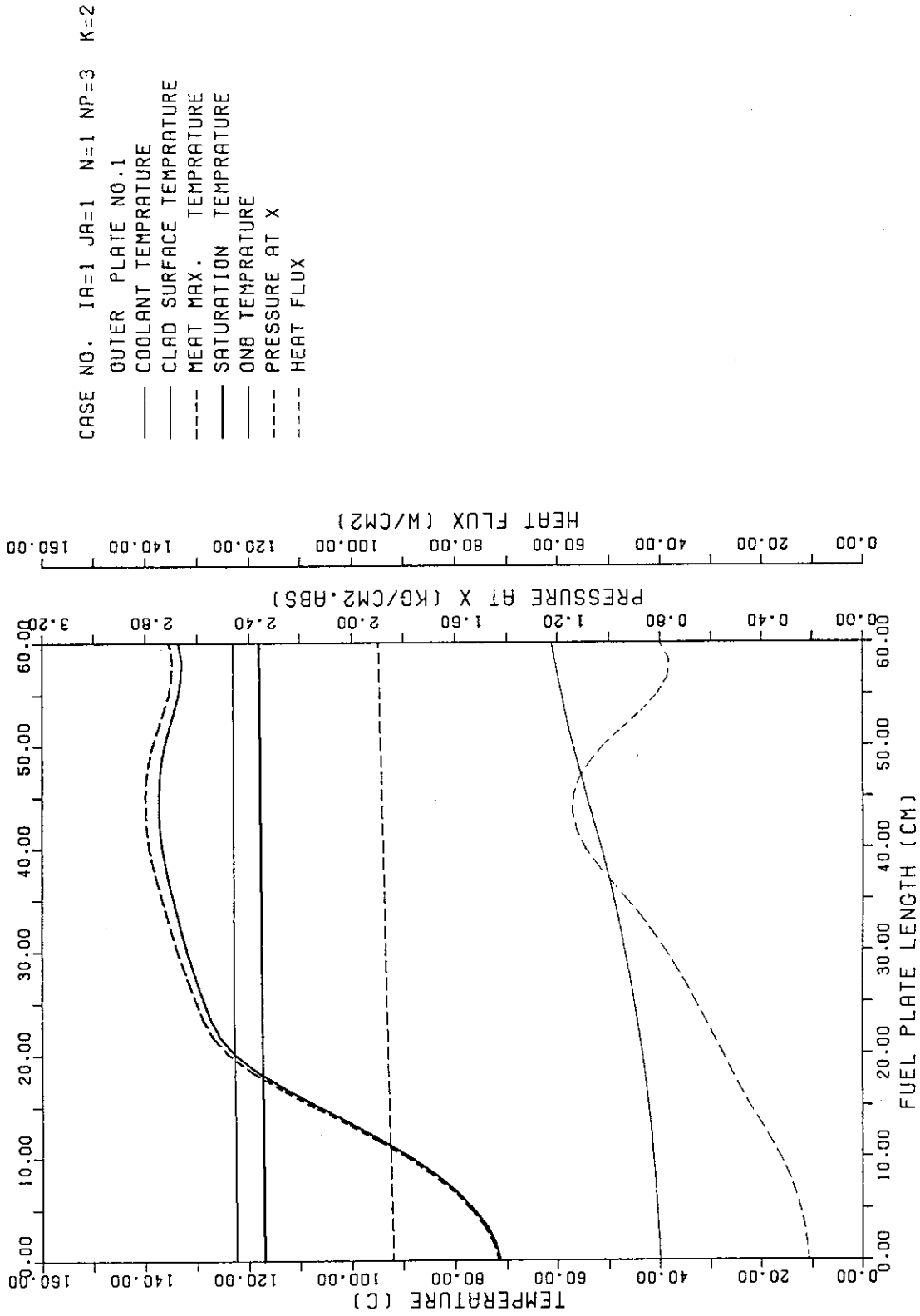
INNER PLATE 5 Fig.4.4.1 Flow channel blockage accident analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for outside channel of the blocked one at 3.5 MW (Base case)



INNER PLATE 6 Fig.4.4.2 Flow channel blockage accident analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for inside channel of the blocked one at 3.5 MW (Base case)



INNER PLATE 6 Fig.4.4.3 Flow channel blockage accident analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for outside channel of the blocked one at 3.5 MW (Outer channel blockage)



OUTER PLATE Fig.4.4.4 Flow channel blockage accident analysis results of temperature, pressure and heat flux distributions for inside channel of the blocked one at 3.5 MW (Outer channel blockage)

5. 結 言

JRR-4LEU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-4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、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-4 LEU 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。また、JRR-4管理課中島照夫課長、同船山佳郎課長代理をはじめとするJRR-4管理課の方々には貴重な意見を戴いた。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) 日本原子力研究所JRR-4管理課, "JRR-4低濃縮化計画資料", Private Communication.
- (2) 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.
- (3) M. Kaminaga: "COOLOD-N:A Computer Code for the Analyses of Steady-State Thermal-Hydraulics in Plate-Type Research Reactors", JAERI-M 90-021, (1990).
- (4) 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.
- (5) "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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) "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.
- (9) 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.
- (10) 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.

5. 結 言

JRR-4LEU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-4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、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-4 LEU 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。また、JRR-4管理課中島照夫課長、同船山佳郎課長代理をはじめとするJRR-4管理課の方々には貴重な意見を戴いた。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) 日本原子力研究所JRR-4管理課, "JRR-4低濃縮化計画資料", Private Communication.
- (2) 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.
- (3) M. Kaminaga: "COOLOD-N:A Computer Code for the Analyses of Steady-State Thermal-Hydraulics in Plate-Type Research Reactors", JAERI-M 90-021, (1990).
- (4) 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.
- (5) "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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) "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.
- (9) 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.
- (10) 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.

5. 結 言

JRR-4LEU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-4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、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-4 LEU 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。また、JRR-4管理課中島照夫課長、同船山佳郎課長代理をはじめとするJRR-4管理課の方々には貴重な意見を戴いた。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) 日本原子力研究所JRR-4管理課, "JRR-4低濃縮化計画資料", Private Communication.
- (2) 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.
- (3) M. Kaminaga: "COOLOD-N:A Computer Code for the Analyses of Steady-State Thermal-Hydraulics in Plate-Type Research Reactors", JAERI-M 90-021, (1990).
- (4) 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.
- (5) "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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) "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.
- (9) 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.
- (10) 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.

付録A JRR-4高濃縮炉心との工学的熱水路係数の違いについて

JRR-4 シリサイド燃料炉心 (JRR-4M) の解析に用いた工学的熱水路係数は、これまでにJRR-4高濃縮炉心の熱水力解析に用いられてきたものとは異なる。JRR-4 シリサイド燃料炉心の解析で用いた工学的熱水路係数の一覧を、JMTR及びJRR-4高濃縮燃料炉心 (JRR-4 HEU) と比較して表1に示す。JMTRと比較した理由は、JRR-4Mと同様に低濃縮のシリサイド燃料を用いていることによる。

表1 核的熱水路係数及び工学的熱水路係数

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU	JRR-4Mの設定根拠
1. 核的熱水路係数				
半径方向出力分布因子 (F_N)	2.68	3.14	2.28	核計算：最も過酷な半径方向分布 核計算：最も過酷な局所的分布 核計算：最も過酷な軸方向分布 計算誤差
局部的出力分布因子 (F_R)	1.41	1.17	1.36	
軸方向出力分布因子 (F_L)	1.10	1.26	1.06	
出力分布計算誤差因子 (F_Z)	1.61	1.48	1.58	
出力分布計算誤差因子 (F_E)	1.07	1.44	考慮せず	
2. 工学的熱水路係数				
(1) 冷却水バルク温度上昇因子 (F_b)	1.24	1.33	1.13	
1) 発熱側因子				
① 出力レベル誤差因子 (F_p)	1.05 ○	1.05 ○	考慮せず	機器仕様：計測誤差±5%
② 燃料板内U-235含有量誤差因子 (F_{FC})	1.02 ○	1.02 ○	1.02 ×	燃料仕様：含有量誤差±2%
③ 冷却水正味発熱割合 (F_{NWP})	1.00 ×	1.00 ×	1.00 ×	γ線による発熱を考慮しない
2) 除熱側因子				
① チャンネル流量偏在因子 (F_C)	1.12 ×	1.16 ×	1.00 ×	実験結果：流動試験
② 流路断面積誤差因子 (F_{CA})	1.09 ○	1.13 ○	1.08 ×	燃料仕様：流路寸法4.10±0.2mm
③ 流量計測誤差因子 (F_G)	1.02 ○	1.02 ○	1.03 ×	機器仕様：計測誤差±5%
(2) フィルム温度上昇因子 (F_f)	1.34	1.57	1.44	
1) 発熱側因子				
① 熱流束レベル誤差因子 (F_{HF})	1.05 ○	1.05 ○	考慮せず	機器仕様：計測誤差±5%
② 燃料板内U-235含有量誤差因子 (F_{FC})	1.02 ○	1.02 ○	1.02 ×	燃料仕様：含有量誤差±2%
③ 燃料板内U-235分布因子 (F_d)	1.15 ○	1.20 ○	1.10*×	燃料仕様：標準値の±15%以内
④ 燃料板幅分布因子 (F_{FW})	1.04 ○	1.04 ○	考慮せず	燃料仕様：幅寸法62.8~68.0mm
⑤ 燃料板長さ分布因子 (F_{lm})	1.02 ○	1.01 ○	考慮せず	燃料仕様：長さ寸法600±10mm
⑥ 燃料板内正味発熱割合 (F_{NFP})	1.00 ×	1.00 ×	1.00 ×	γ線による発熱を考慮しない
2) 除熱側因子				
① 熱伝達相関式誤差因子 (F_{hE})	1.05 ×	1.05 ×	1.25 ×	実験結果：Dittus-Boelterの式
② 対熱伝達係数流速偏在因子 (F_{hV})	1.10 ×	1.12 ×	1.00 ×	実験結果：流動試験
③ 対熱伝達係数流速計測誤差因子 (F_{hVE})	1.02 ○	1.02 ○	1.02 ×	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 (F_{hA})	1.01 ○	1.02 ○	1.01 ×	燃料仕様：流路寸法4.10±0.2mm
⑤ その他の因子 (F_{other})	考慮せず	1.10 ×	考慮せず	

○：統計処理した ×：統計処理しない

(JRR-4 HEU炉心では、全ての因子に関して統計処理をしていない。)

* 燃料芯材肉厚分布因子

JMTRとJRR-4Mの核的熱水路係数の違いは、炉心構成（燃料本数、燃料の配置、反射体の種類、炉心内構造物の有無（照射実験設備）、中性子吸収体（制御棒）など）の違いにより生じている。JRR-4MとJRR-4 HEUとでは、核的熱水路係数に関して大きな違いは生じておらず、ほぼ同等であると考ええる。工学的熱水路係数に関しては、「工学的熱水路係数としてどのような因子を考慮するか」についての考え方がJRR-3の改造時（昭和59年）に現在のような形となり、JMTR及びJRR-4Mは、これに従ったものである。JMTRとJRR-4Mの工学的熱水路係数に関する違いは、燃料仕様の違いに基づくものである。また、JRR-4 HEU燃料製作当時は、表1に示す各因子で十分保守的な評価が可能であると判断していた。

A-1 核的熱水路係数の異なる理由について

(1) 半径方向出力分布因子、局部的出力分布因子、軸方向出力分布因子について

JRR-4MとJMTRの違いに関しては、炉心構成が異なり（燃料本数、燃料の配置、反射体の種類、炉心内構造物の有無（照射実験設備）、中性子吸収体（制御棒）など）、それぞれの炉心構成及び燃料交換計画を考慮して核計算により求められているもので、同じ値にはなり得ないが、以下に、違いが生ずる主な原因について述べる。

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
半径方向出力分布因子 (F_R)	1.41	1.17	1.36
局部的出力分布因子 (F_L)	1.10	1.26	1.06
軸方向出力分布因子 (F_Z)	1.61	1.48	1.58

① 半径方向出力分布因子

JRR-4Mの半径方向出力分布因子がJMTRに比較して大きいのは、JRR-4Mの炉心水平方向断面積がJMTRの炉心よりも小さいためである（炉心水平方向断面積：JRR-4M約1400cm²、JMTR約2100cm²）。

② 局部的出力分布因子

JRR-4では最大の核的熱水路係数を持つ位置は炉心中央である。炉心内の水平方向の出力密度分布は、ほぼ余弦分布をしており、炉心中央では比較的平坦な出力密度分布となるため、燃料要素内の分布である局部的出力密度分布因子も比較的小さな値となっている。これに対して、JMTRでは、最大の核的熱水路係数を持つ位置は炉心最外周部であり、反射体領域に接していることから、そこでの出力密度分布は比較的大きな傾きを持っている。このため、局部的出力分布因子も比較的大きな値となる。

③ 軸方向出力分布因子

JRR-4Mの軸方向出力分布因子がJMTRに比較して大きいのは、燃料有効長さがJMTRの燃料よりも短いためである（燃料有効長さ：JRR-4M約60cm、JMTR約76cm）。

④ JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4MとJRR-4 HEUでは、燃料の配置等に変更は無いものの、反射体を一部黒鉛からアルミニウムへ変更していること、照射筒の変更など炉心構成要素の違いなどにより、違いが生じているものと考えられる。ただし、いずれの値についても大きな違いは生じておらず、ほぼ同等であると考ええる。

(2) 出力分布計算誤差因子について

JRR-4Mの1.07という値は、JRR-4高濃縮炉心の特性試験結果と、特性試験時の炉心構成に基づく核計算結果との比較から評価された値である。一方、JMTRの1.44という値は、JMTRC（臨界実験装置）による実験値と、JMTRCの炉心構成に基づく核計算結果との比較から評価された計算誤差及びこれまでの運転実績に基づくサイクル間変動を考慮したものである。

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
出力分布計算誤差因子 (F_E)	1.07	1.44	考慮せず

① JMTRで考慮しているサイクル間変動による誤差を考慮していない理由について

JRR-4Mでは、燃料交換毎に炉心の反応度、核的熱水路係数などを評価して、設計で用いた値を超えないように管理している。また、燃料交換方式としてJMTRではサイクル毎にバッチ交換方式、JRR-4Mでは反応度を管理して、反応度が不足する場合に燃焼の進んだ燃料を新燃料に交換するような方式を採用している（JRR-4では、JMTRのように運転サイクル毎に燃料を交換することはない）。このため、JMTRでは、あらかじめ決められた方法に従って運転サイクル毎に燃料を順次交換していくために、万一、核的熱水路係数が設計で用いた値（制限値）を超えるようなことが想定された場合でも、燃料交換計画を変更することは容易ではない。このため、これまでの運転実績に基づきサイクル間変動に余裕を持った値（25%）を考慮し、核的熱水路係数が設計で用いた値（制限値）を超えないようにしている。これに対し、JRR-4Mでは燃料交換の際に核計算により、万一、核的熱水路係数が設計で用いた値（制限値）を超えるようなことが想定された場合には、シャフリング（交換する新燃料のみならず、既に炉心に装荷されている燃料の装荷位置を変更すること）により核的熱水路係数が制限値を超えないようにすることとしている。これらの理由から、JRR-4MではJMTRのようにサイクル間変動を考慮していない。

② JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4 HEU燃料製作当時は、熱水路係数として出力分布計算誤差を考慮するという考え方が確立されておらず、考慮していなかった。原研の研究炉において、熱水路係数としてどのような因子を考慮するのかについての考え方については、JRR-3の改造時において現在のような形となった。

A-2 工学的熱水路係数の異なる理由について

工学的熱水路係数としては、冷却水バルク温度上昇因子及びフィルム温度上昇因子がある。以下では、その中で考慮されている諸因子についての違いをそれぞれ述べる。

(1) 冷却水バルク温度上昇因子

1) 発熱側因子

① 出力レベル誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
出力レベル誤差因子 (F_p)	1.05	1.05	考慮せず

JRR-4M及びJMTR共に出力レベルを計測する計測機器の機器仕様に基づき（計測

誤差±5%以内) 設定したものであり、違いはない。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4 HEU燃料製作当時は、熱水路係数として出力レベル誤差因子を考慮するという考え方が確立されておらず、考慮していなかった。原研の研究炉において、熱水路係数としてどのような因子を考慮するのかについての考え方については、JRR-3の改造時において現在のような形となった。

② 燃料板内U-235含有量誤差因子 (違い無し)

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
燃料板内U-235含有量誤差因子(F_{FC})	1.02	1.02	1.02

JRR-4M、JMTR並びにJRR-4 HEU共に燃料仕様に基づき (U-235含有量誤差±2%以内) 設定したものであり、違いはない。

③ 冷却水正味発熱割合 (違い無し)

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
冷却水正味発熱割合 (F_{NWP})	1.00	1.00	1.00

冷却水の温度を上昇させる主な要因は、燃料板からの熱伝達である。燃料の核分裂によって発生するエネルギーは、この他に γ 線などの形で冷却水以外へも漏えいする (γ 線等による反射体などの発熱)。設計では、JRR-4M、JMTR並びにJRR-4 HEU共に冷却水中での γ 線による直接発熱を安全側に考慮しないこととした。

2)除熱側因子

① チャンネル流量偏在因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
チャンネル流量偏在因子 (F_C)	1.12	1.16	1.00

JRR-4M、JMTRとも、それぞれの燃料仕様に基づいて製作された模擬燃料要素を用いて実施された流動試験結果に基づくものである。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4M及びJMTRでは、熱水力設計において燃料要素内の平均流速を用い、冷却材流速のバラツキは「チャンネル流量偏在因子」で考慮している。一方、JRR-4 HEUの熱水力設計では、流動試験結果に基づき、冷却材流速として燃料要素内の実測値 (チャンネル流量偏在を考慮) を採用している。このため、工学的熱水路係数としては1.00となっている。結果的には、同じことである。

原研の研究炉において、工学的熱水路係数の考え方については、JRR-3の改造時において現在のような形となった。

② 流路断面積誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
流路断面積誤差因子 (F_{CA})	1.09	1.13	1.08

JRR-4M、JMTRとも、それぞれの燃料仕様（流路寸法、JRR-4M： $4.10 \pm 0.2\text{mm}$ 、JMTR： $2.67 \pm 0.2\text{mm}$ ）に基づき設定したものである。流路寸法の仕様が異なるために、違いが生じているものである。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4M、JRR-4 HEUとも、燃料仕様（流路寸法： $4.10 \pm 0.2\text{mm}$ ）に違いはない。ただし、流路断面積誤差因子を評価する際に、JRR-4 HEUでは流路断面を矩形として等価水力直径を評価（等価水力直径は $2ab/(a+b)$ 、a:流路幅（長辺）、b:流路ギャップ（短辺））したのに対し、JRR-4Mでは流路断面を並行平板として等価水力直径を評価（等価水力直径は $2b$ ）したことによる。流路断面積誤差因子としては、流路断面を並行平板として等価水力直径を評価した場合の方がより保守的な評価となる。

③ 流量計測誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
流量計測誤差因子 (F_G)	1.02	1.02	1.03

JRR-4M及びJMTR共に流量計の仕様に基づき（計測誤差 $\pm 5\%$ 以内）設定したものであり、違いはない。流量は水頭で表示した圧力差の平方根に比例する（ $\sqrt{1.05} = 1.02$ ）。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4M、JRR-4 HEUとも、流量計の仕様（計測誤差 $\pm 5\%$ 以内）に違いはない。ただし、JRR-4 HEUでは、チャンネル流量偏在因子を1.00としていることにより、若干の余裕を見込むため1.03としていた。

(2) フィルム温度上昇因子

1) 発熱側因子

① 熱流束レベル誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
熱流束レベル誤差因子 (F_{HF})	1.05	1.05	考慮せず

設定根拠：(1)バルク温度上昇因子「① 出力レベル誤差因子」に同じ。

② 燃料板内U-235含有量誤差因子（違い無し）

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
燃料板内U-235含有量誤差因子 (F_{FC})	1.02	1.02	1.02

設定根拠：(1)バルク温度上昇因子「② 燃料板内U-235含有量誤差因子」に同じ。

③ 燃料板内U-235分布因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
燃料板内U-235分布因子 (F_d)	1.15	1.20	1.10*

* 燃料芯材肉厚分布因子

JRR-4M、JMTR共に燃料仕様（JRR-4M：U-235分布 標準値±15%以内、JMTR：U-235分布 標準値±20%以内）に基づき設定したものである。

JMTRでは、JMTR用のシリサイド燃料の炉心設計当初（～平成3年）、U-235分布として標準値の±20%以内を想定していた。その後、燃料製造メーカー（CERCA、B&W）のシリサイド燃料製作実績（海外の研究炉）¹⁾から、U-235分布のバラツキが±20%に比べ低く抑えることが可能であることが明らかとなり²⁾、JMTRシリサイド燃料の製作では、第1次～第5次のJMTR取替用低濃縮ウラン燃料（シリサイド燃料）の設工認（平成4年3月）から、U-235分布として標準値の±12.5%以内としている〔JMTRの製作実績では、殆どが±10%以内に入っているが、上限の+12.5%、下限の-12.5%を示す検査結果もあった〕（ただし、芯材の端部（ドッグボーン）については、 ${}_{-100}^{+20}\%$ 以内）。ただし、JMTR取替用低濃縮ウラン燃料の設工認の添付計算書においては、シリサイド燃料炉心設計時と同様に、保守的に燃料芯材の端部（ドッグボーン）を考慮したとし、「燃料板内U-235分布因子」の値（1.20）を変更していない。（JMTR、JRR-4M共に、軸方向出力分布の最大値は、ドッグボーンに生ずるものではないため、燃料芯材最高温度を評価する際にドッグボーンを考慮する必要はない。）

このため、JRR-4M用のシリサイド燃料の製作でもJMTRと同様の仕様にて製作することが可能（ウラン密度〔JRR-4M：3.8g/cm³、JMTR：4.8g/cm³〕）であると考えられるが、±12.5%に余裕をみて±15%とした（燃料製作時の仕様は、JRR-4Mにおいても±12.5%以内を予定している）。

1) シリサイド燃料の製作実績（燃料製造メーカーの発表資料による）

以下の研究炉に対しシリサイド燃料を製作し納入している。ただし、これら海外各炉のU-235分布に関する検査結果は公開されていない。

CERCA社 FRG-1(5MW、ドイツ)、BER-2(10MW、ドイツ)、R2(50MW、スウェーデン)、Saphir(10MW、スイス)、OSIRIS(70MW、フランス)、TRR-1(5MW、ギリシャ)、HOR(2MW、オランダ)、TR-1(5MW、トルコ)

B & W社 ORR(30MW、米国)、R2(50MW、スウェーデン)、Ohio State(0.5MW、米国)、Manhattan College(米国)、Iowa State(0.1MW、米国)、OSIRIS(70MW、フランス)、UVA(2MW、米国)、Rhode Island University(2MW、米国)、GA. Tech(米国)

2) 燃料製造メーカー（CERCA、B & W）は、U-235分布に関してその製作実績からどの程度のバラツキで製作可能かという事に関し数値を公表しているものではない。

JMTRでは、MEU（中濃縮燃料：ウラン・アルミニウム分散型燃料）燃料製作時のU-235分布としては±10%以内としており、シリサイド炉心設計当初（～平成3年）は、その倍（±20%）を見込んでおけば十分製作が可能であると判断していた。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4 HEUの燃料は、ウラン・アルミニウム合金燃料芯材を用いており、芯材の製法の違いにより芯材中のU-235分布は、ウラン・シリコン分散型燃料（シリサイド燃料）と比較すると、より均一である。このため、ウラン・アルミニウム合金燃

料製作時には、U-235分布の均一性についても同様にX線で調べていた（標準値の±10%以内）が、U-235のバラツキを代表するものとして燃料芯材の厚さを用いる方が適切であると判断し、工学的因子としては「燃料芯材肉厚分布因子」とし、燃料芯材の肉厚の仕様（ $0.50 \pm 0.05 \text{mm}$ ）に基づき値を設定した。

④ 燃料板幅分布因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
燃料板幅分布因子 (F_{FW})	1.04	1.04	考慮せず

燃料芯材の体積は、燃料板毎に燃料の製法により一定である。このため、燃料芯材の幅や長さが増減することは、結果的に燃料芯材の厚さの違いとなって現れる。燃料芯材の厚さ方向のU-235のバラツキは、「燃料板内U-235分布因子」で既に考慮しているために、本来は、あらためて考慮する必要はないものと考えられるが、高濃縮のウラン・アルミニウム合金燃料で考慮していた「燃料芯材肉厚分布因子」に代わるものとして、次に示す「燃料板長さ分布因子」とともに工学的因子として考慮することとなった。JRR-4 HEUでは、「燃料芯材肉厚分布因子」として考慮しているため、本因子は考慮していない。

JRR-4M、JMTR共に燃料仕様（JRR-4M：燃料芯材幅62.8～68.0mm、JMTR：燃料芯材幅57.4～61.6mm）に基づき設定したものである。

⑤ 燃料板長さ分布因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
燃料板長さ分布因子 (F_{Lm})	1.02	1.01	考慮せず

燃料芯材の体積は、燃料板毎に燃料の製法により一定である。このため、燃料芯材の幅や長さが増減することは、結果的に燃料芯材の厚さの違いとなって現れる。燃料芯材の厚さ方向のU-235のバラツキは、「燃料板内U-235分布因子」で既に考慮しているために、本来は、あらためて考慮する必要はないものと考えられるが、高濃縮のウラン・アルミニウム合金燃料で考慮していた「燃料芯材肉厚分布因子」に代わるものとして、前に示した「燃料板幅分布因子」とともに工学的因子として考慮することとなった。JRR-4 HEUでは、「燃料芯材肉厚分布因子」として考慮しているため、本因子は考慮していない。

JRR-4M、JMTR共に燃料仕様（JRR-4M：燃料芯材長さ $600 \pm 10 \text{mm}$ 、JMTR：燃料芯材長さ 759^{+0}_{-13}mm ）に基づき設定したものである。

⑥ 燃料板内正味発熱割合（違い無し）

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
燃料板内正味発熱割合 (F_{NEP})	1.00	1.00	1.00

原子炉の熱出力は、燃料板からの熱伝達である。燃料の核分裂によって発生する熱とγ線等による反射体などの発熱の合計である。設計では、JRR-4M、JMTR並びにJRR-4 HEU共に、安全側に評価するために燃料板内で全ての熱が発生するものとした。

2) 除熱側因子

① 熱伝達相関式誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
熱伝達相関式誤差因子 (F_{hE})	1.05	1.05	1.25

JRR-4M、JMTRとも、Dittus-Boelterの式を用いており、Dittus-Boelterの式と下向流の実験データとの誤差（5%以内）に基づき設定したものである。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4 HEUでは、熱伝達相関式としてHausenの式を用いており、Hausenの式と実験データの誤差（25%以内）に基づき設定した。

② 対熱伝達係数流速偏在因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
対熱伝達係数流速偏在因子 (F_{hV})	1.10	1.12	1.00

JRR-4M、JMTRとも、それぞれの燃料仕様に基づいて製作された模擬燃料要素を用いて実施された流動試験結果に基づくものである（チャンネル流量偏在因子と同じ流動試験結果に基づく）。Dittus-Boelterの式を用いる場合、熱伝達率は流速の0.8乗に比例する。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4M及びJMTRでは、熱水力設計において燃料要素内の平均流速を用い、冷却材流速のバラツキによる熱伝達の低下は「対熱伝達係数流速偏在因子」で考慮している。一方、JRR-4 HEUの熱水力設計では、流動試験結果に基づき、冷却材流速として燃料要素内の実測値（チャンネル流量偏在を考慮）を採用している。このため、工学的熱水路係数としては1.00となっている。結果的には、同じことである。

③ 対熱伝達係数流速計測誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
対熱伝達係数流速計測誤差因子 (F_{hVE})	1.02	1.02	1.02

JRR-4M及びJMTR共に「流量計測誤差因子」に基づき、流量（流速）の計測誤差がDittus-Boelterの式を用いて熱伝達率に及ぼす影響を評価したものであり、違いはない。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

結果的に同一となっているが、JRR-4Mは、Dittus-Boelterの式（流速の0.8乗に比例）を用いて熱伝達率に及ぼす影響を評価したものであり、JRR-4 HEUは、Hausenの式（流速の2/3乗に比例）を用いて熱伝達率に及ぼす影響を評価したものである。

④ 対熱伝達係数流路断面積誤差因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
対熱伝達係数流路断面積誤差因子 (F_{hA})	1.01	1.02	1.01

JRR-4M、JMTR、JRR-4 HEUとも「流路断面積誤差因子」に基づき、流路断面積の公称値からのずれが、熱伝達率に及ぼす影響を評価したものである。JRR-4M及びJMTRは、Dittus-Boelterの式を用いて熱伝達率に及ぼす影響を評価したものの、JRR-4 HEUは、Hausenの式を用いて熱伝達率に及ぼす影響を評価したものである。

⑤ その他の因子

因子名	JRR-4M	JMTR	JRR-4 HEU
その他の因子 (F_{other})	考慮せず	1.10	考慮せず

JMTRでは、「スウェリングによる効果等の諸因子を考慮し、まとめて1.10とした」としている。また、スウェリングが燃料板の厚さ方向のみに寄与すると仮定して燃料板厚さが最大0.06mm増加すると評価している。そこで、スウェリングによる燃料板厚さの変化によって流路断面積が減少するものとして「流路断面積誤差因子」を評価した手法により、スウェリングによる因子を評価すると、JMTRの場合は約1.04となる。JMTRでは、「スウェリングによる効果等の諸因子」としているが、スウェリング以外については何ら触れておらず、根拠が明確ではない。設計では、合理的な保守性をもって評価することは必要であるが、保守的だからといって必要以上に考慮することはない。

一方、JRR-4Mでは、スウェリングが燃料板の厚さ方向のみに寄与すると仮定して燃料板厚さの増加を求めると約0.04mmとなる。JMTRの場合と同様に、スウェリングによる燃料板厚さの変化によって流路断面積が減少するものとして、スウェリングによる因子を評価すると、約1.02となる。

JRR-4Mでその他の因子を考慮していない理由

JRR-4Mでは、工学的因子の中でJRR-4 HEUで用いていた「燃料芯材肉厚分布因子」に代わるものとして「燃料板内U-235分布因子」を採用し、本因子により燃料芯材の厚さ方向のU-235のバラツキを考慮している。また、「燃料板長さ分布因子」、「燃料板幅分布因子」の各因子も、燃料芯材の幅や長さの変化による燃料芯材の厚さの変化（芯材の体積は一定なので幅あるいは長さの変化すると結果的に厚さが変化する）によるU-235のバラツキを考慮するもので、2重あるいは3重にU-235のバラツキを考慮していることになる。

原研の研究炉において、工学的熱水路係数の考え方については、JRR-3の改造時において現在のような形となり、その後、JMTRでも基本的にこの考え方に従って考慮すべき因子を決定している（JRR-3でも工学的因子の中で、「その他の因子」は考慮していない）。JRR-4Mでも、各炉を横並びで比較した場合に対応が取れるよう各因子を評価したが、前述のように現在の工学的因子では、U-235の分布の効果を過大に評価していることから、スウェリングによる効果（工学的因子としては1.02に相当する）については、工学的因子の性格が異なるが、「燃料板内U-235分布因子:1.15」、「燃料板長さ分布因子:1.04」、「燃料板幅分布因子:1.02」の中で十分考慮できるものと判断した。

さらに、JRR-4では「燃料板内U-235分布因子」としてJMTR用シリサイド燃料の製作実績（JMTR用のシリサイド燃料の製作において、当初、U-235分布として標準値の±20%以内としていた。その後、燃料製作実績〔検査結果〕から、U-235分布のバラツキが±20%に比べ低く抑えることが可能であることが明らかとなり、現在ではU-235分布として標準値の±12.5%以内としている。JRR-4では、±12.5%に余裕

をみて±15%とした) 基づき、さらに余裕を持たせ1.15としているが、製作時の仕様はJRR-4Mにおいても±12.5%以内を予定しており、この場合「燃料板内U-235分布因子」は、現在の1.15から1.125となり、 $1.15/1.125=1.02$ 程度の余裕がさらに生じる。

JRR-4Mにおいて、JMTRと同様に「その他の因子」としてスウェリングの効果による因子1.02をさらに考慮しても、例えば3.5MW定格出力運転時の燃料芯材最高温度が現在の112.99℃から113.03℃へと0.04℃増加するのみである。

JRR-4MとJRR-4 HEUの違いについて

JRR-4 HEU燃料製作当時は、熱水路係数として考慮していた表1に示す各因子で十分保守的な評価が可能であるとの判断により「その他の因子」は考慮していなかった。

付録B Dittus-Boelterの式の適用性について

Dittus-Boelter の式は、冷却水温度を基準にとり熱伝達率を予測する次に示す実験式である。

$$Nu = \frac{h \cdot De}{k} = 0.023 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (1)$$

ここで、

De	: 等価水力直径	[m]
h	: 熱伝達率	[kcal/(m ² ・h・°C)]
k	: 冷却材の熱伝導率	[kcal/(m・h・°C)]
Nu	: ヌセルト数	[-]
Re	: 冷却水のレイノルズ数	[-]
Pr	: 冷却水のプラントル数	[-]

Dittus-Boelter の式は、円管における実験結果に基づき提案されているものである。このため、JRR-4 の燃料板間流路のような垂直矩形流路に適用するに際しては、垂直矩形流路における熱伝達実験結果と比較・検討し、等価水力直径を用いることにより垂直矩形流路においても適用可能であることを確認した。

このため、適用範囲としては、Dittus-Boelter の式を JRR-4 シリサイド燃料炉心の熱水力解析に適用するに当たり検討した実験範囲に相当するものとする。TableB-1 に検討した実験の実験条件と JRR-4 の実機条件を比較して示が、これから明らかなように JRR-4 の実機条件は、検討した熱伝達実験の範囲に含まれており、これらの実験データに基づき検討された Dittus-Boelter の式を JRR-4 に適用することは妥当なものである。

TableB-1 強制対流熱伝達実験の実験条件と実機条件(JRR-4)の比較

	実験条件 (適用範囲)	実機条件(JRR-4)
流路形状:	垂直矩形流路、円管	垂直矩形流路
流路ギャップ S :	1.09~5.0 mm	4.10, 4.70 mm
水力等価直径 De :	2.10~18.3 mm	7.75, 8.81 mm
流路の加熱長 L :	0.30~1.83 m	0.60 m
流路の長径比 L/De :	68~219	68, 77
レイノルズ数 Re :	$3 \times 10^3 \sim 2.7 \times 10^5$	$\sim 1.0 \times 10^4$
実験流体:	軽水	軽水
圧力:	1.0~67 kg/cm ² abs	~ 2.0 kg/cm ² abs
流れの向き:	下向流、上昇流	下向流、上昇流

Fig.B-1 及び Fig.B-2 に、垂直矩形流路における熱伝達実験結果と Dittus-Boelter の式による予測値とを比較したものを示す。Fig.B-1 は上昇流の実験結果との比較、Fig.B-2 は下向流の実験結果との比較を示したものである。Fig.B-1 に示すように Dittus-Boelter の式は、上昇流の実験値に対してほぼ±20%の誤差範囲で熱伝達率を予測可能である。一方、下向流の場合は、Fig.B-2 に示すように実験値に対してほぼ+30%、-5%の誤差範囲で熱伝達率を予測可能である。

【参考文献】

- (B1) 数土幸夫、宮田佳一、井川博雅、大河原正美、神永雅紀，“JRR-3改造炉のための炉心熱伝達実験I—垂直矩形流路における上昇流と下向流の強制対流熱伝達特性の相異”，JAERI-M 84-149 (1984).

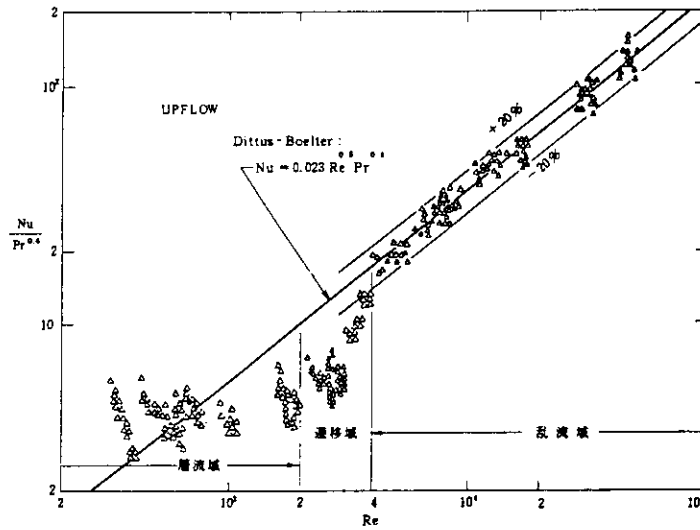


Fig.B-1 Dittus-Boelter の式と垂直矩形流路における実験値との比較（上昇流）

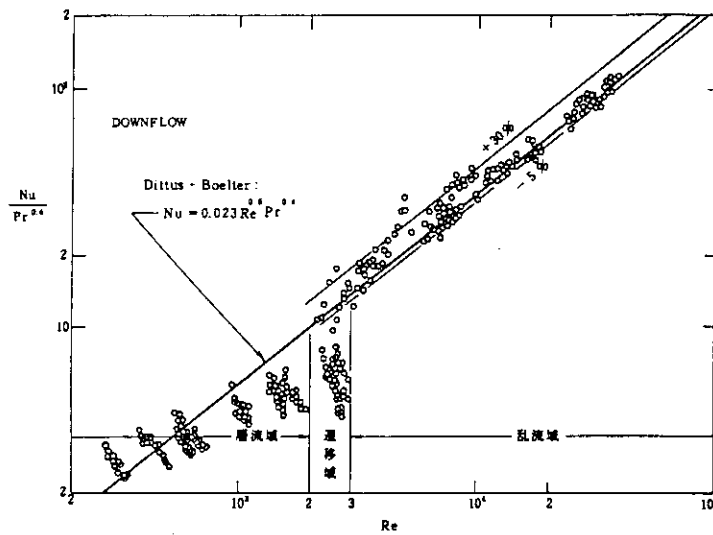


Fig.B-2 Dittus-Boelter の式と垂直矩形流路における実験値との比較（下向流）

付録C Bergles-Rohsenowの式の適用性について

Bergles-Rohsenow の相関式は、円管における実験結果に基づき提案されているものである。このため、JRR-4 シリサイド燃料炉心の燃料板間流路のような垂直矩形流路に適用するに際しては、垂直矩形流路における沸騰開始温度に関する実験結果と比較・検討し、垂直矩形流路においても適用可能であることを確認した。

このため、適用範囲としては、本相関式を JRR-4 シリサイド燃料炉心の熱水力解析に適用するに当たり検討した実験範囲に相当するものと考ええる。Table C-1 に検討した実験の実験条件と JRR-4 の実機条件を比較して示が、これから明らかなように JRR-4 の実機条件は、検討した沸騰開始温度に関する実験データの範囲に含まれており、これらの実験データに基づき検討された Bergles-Rohsenow の相関式を JRR-4 に適用することは妥当なものである。

Table C-1 沸騰開始温度に関する実験条件と実機条件(JRR-4)の比較

	実験条件 (適用範囲)	実機条件(JRR-4)
流路形状:	垂直矩形流路、円管	垂直矩形流路
流路ギャップ S :	2.25~10.00 mm	4.10, 4.70 mm
水力等価直径 De :	4.31~12.0 mm	7.75, 8.81 mm
流路の加熱長 L :	0.30~1.10 m	0.60 m
流路の長径比 L/De :	40~174	68, 77
質量流量 G :	72~16,600 kg/m ² s	~1,500 kg/m ² s
入口サブクール度 $\Delta T_{SUB,in}$:	3~70 °C	40~80 °C
実験流体:	軽水	軽水
圧力:	1.0~2.7 kg/cm ² abs	~2.0 kg/cm ² abs
流れの向き:	下向流、上昇流、水平流	下向流、上昇流

Fig.C-1 に、沸騰開始温度に関する実験結果と Bergles-Rohsenow の相関式による予測値とを比較したものを示す。縦軸が実験結果、横軸が予測値であり、それぞれ沸騰開始時の表面温度と冷却水の飽和温度との差（表面加熱度）を用いて表してある。Fig.C-1 に示すように Bergles-Rohsenow の相関式による表面加熱度の予測値は、実験値を低め（保守的）に見積もる傾向にあり、実験値に対し-1°Cの誤差を許せば、Bergles-Rohsenow の相関式による表面加熱度の予測値を下回る実験データはなく、十分保守的なものと考えられる。

【参考文献】

- (C1) 数土幸夫、宮田佳一、井川博雅、大河原正美、神永雅紀，“JRR-3改造炉のための炉心熱伝達実験II—垂直矩形流路における沸騰開始(ONB)条件およびDNB熱流束に関する実験的研究”，JAERI-M 85-126 (1985)。

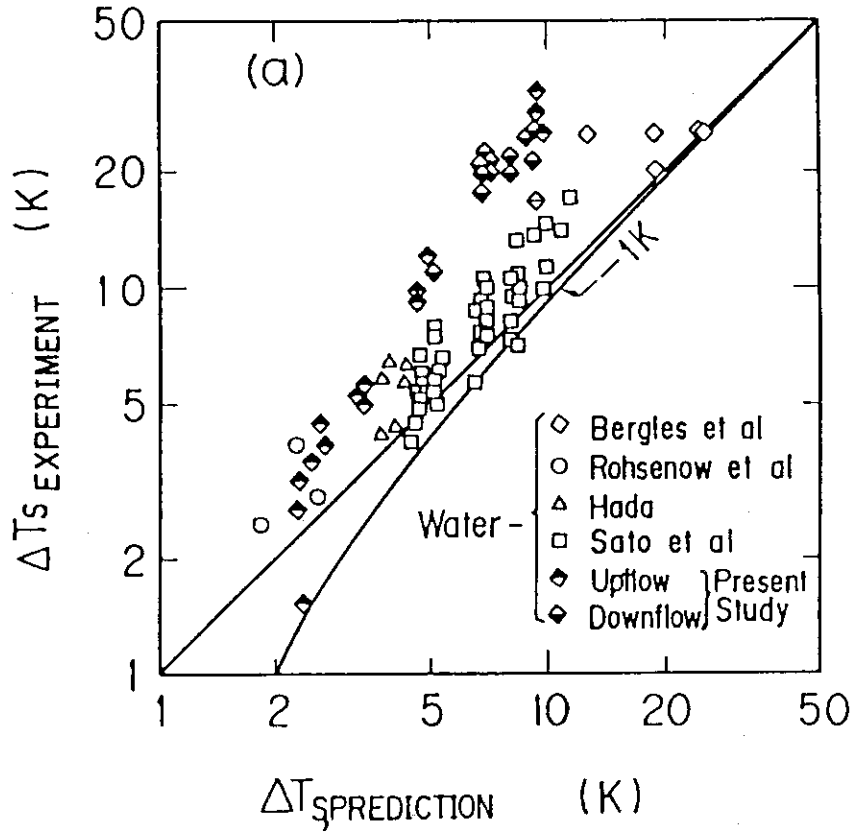


Fig.C-1 Bergles-Rohsenow の相関式による沸騰開始時の表面加熱度の予測値と実験結果との比較

付録D Collierの式の適用性について

Collier の式は、円管における実験結果に基づき提案されている式で、上昇流で、かつ、レイノルズ数が 2000 未満の場合に適用可能なものである。このため、JRR-4 シリサイド燃料炉心の燃料板間流路のような垂直矩形流路に適用するに際しては、Dittus-Boelter の式と同様に垂直矩形流路における熱伝達実験結果と比較・検討し、等価水力直径を用いることにより垂直矩形流路においても適用可能であることを確認した^(D1)。

Fig.D-1 に、垂直矩形流路における代表的な熱伝達実験結果と Collier の式による予測値とを比較したものを示す。実験では発熱体の長手方向の熱伝達率を測定した。図中の記号 x は、発熱体下端からの距離を示し、実線は発熱体の長手方向の値を結んだものである。図に示すように Collier の式は、上昇流の実験値に対してほぼ-10%の誤差を考慮すれば、実験値を保守的に予測できることがわかる。しかし、発熱体下端近くの実験データに対しては、あまり良い予測値とはなっていない（保守的すぎる）。これは、本来 Collier の式は x/De (x は流路入口からの距離、 De は等価水力直径) の値が 50 以上の場合に対して提案されていることによる。

【参考文献】

- (D1) 数土幸夫、宮田佳一、井川博雅、大河原正美、神永雅紀, “JRR-3改造炉のための炉心熱伝達実験I—垂直矩形流路における上昇流と下向流の強制対流熱伝達特性の相異”, JAERI-M 84-149 (1984).

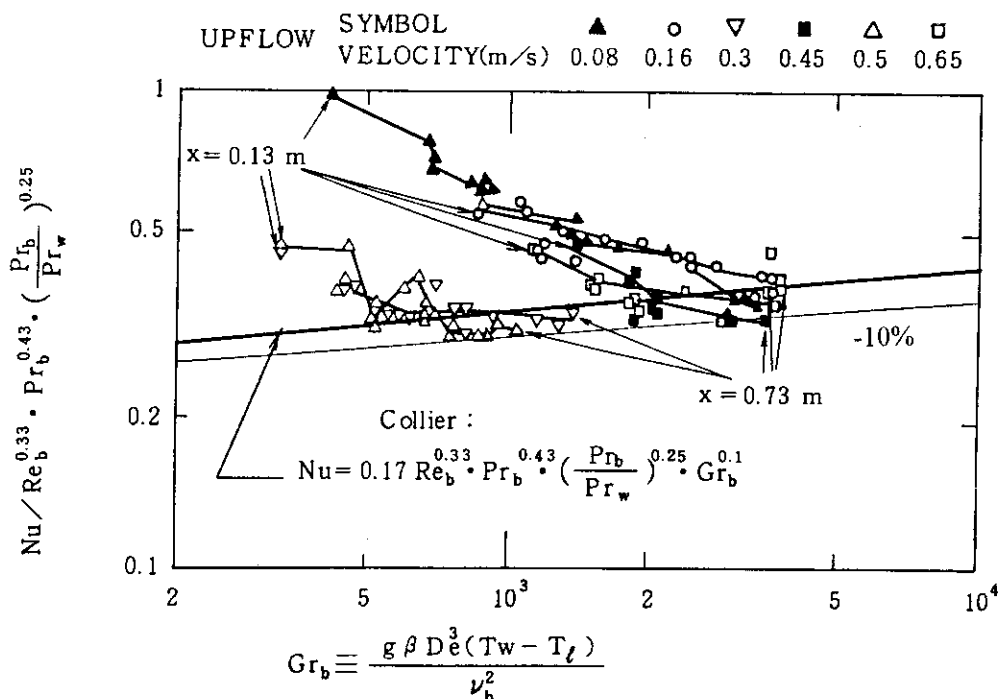


Fig.D-1 層流域の上昇流強制対流熱伝達率の実験値と Collier の式との比較 (垂直矩形流路)

付録E DNB熱流束相関式の適用性について

JRR-4 シリサイド燃料炉心の熱水力解析に用いた DNB 熱流束相関式は、上昇流と下向流とで区別されて用いられている。この DNB 熱流束相関式は、当初 JRR-3M の熱水力設計及び安全評価のために、主として板状燃料要素の燃料板間の流路である垂直矩形流路を対象として開発され、JRR-3M、JRR-2 の設計に適用されたものである。さらに、その後も実験を重ね適用範囲を拡大し、JMTR の設計にも適用された。これらの DNB 熱流束相関式は実験データに基づき開発されたものであるため、その適用に際しては検討された実験データが実機条件を満たしている必要がある。Table E-1 に従来検討に用いられた実験データの実験条件と JRR-4 の実機条件とを比較して示すが、これから明らかなように JRR-4 の実機条件は、検討した DNB 熱流束実験データの範囲に含まれており、これらの実験データに基づき開発された DNB 熱流束相関式を JRR-4 に適用することは妥当なものである。

Table E-1 DNB 熱流束実験の実験条件と実機条件(JRR-4)の比較

	実験条件	実機条件(JRR-4)
流路形状：	垂直矩形流路	垂直矩形流路
流路ギャップ S ：	2.25～5.00 mm	4.10, 4.70 mm
水力等価直径 De ：	4.31～9.09 mm	7.75, 8.81 mm
流路の加熱長 L ：	0.30～0.76 m	0.60 m
流路の長径比 L/De ：	42～174	68, 77
質量流量 G ：	0～6,250 kg/m ² s	0～1,500 kg/m ² s
入口サブクール度 $\Delta T_{SUB,in}$ ：	2～142 °C	40～80 °C
実験流体：	軽水	軽水
圧力：	1.0～13.0 kg/cm ² abs	～2.0 kg/cm ² abs
流れの向き：	下向流、上昇流	下向流、上昇流

JRR-4 シリサイド燃料炉心の熱水力解析に用いた DNB 熱流束相関式は、上昇流と下向流で下記のように区別して用いる。

- ① 下向流 ($G < 0$) の場合、下記 2 式の値の内小さな値をとる。

$$q_{DNB,1}^* = 0.005 \cdot |G^*|^{0.611} \quad (E-1)$$

$$q_{DNB,2}^* = \frac{A}{A_H} \cdot \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} \cdot |G^*| \quad (E-2)$$

上記の 2 式から選んだ値が次式の値より小さい時は、次式の値をとる。

$$q_{DNB,3}^* = 0.7 \cdot \frac{A}{A_H} \cdot \left\{ W \cdot \left(\frac{\rho_l - \rho_g}{\sigma} \right)^{1/2} \right\}^{1/2} / \left\{ 1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \right)^{1/4} \right\}^2 \quad (E-3)$$

- ② 上昇流 ($G \geq 0$) の場合、下記 2 式の値の内大きな値をとる。

$$q_{DNB,1}^* = 0.005 \cdot |G^*|^{0.611} \quad (E-1)$$

$$q_{DNB,3} = 0.7 \cdot \frac{A}{A_H} \cdot \left[W \cdot \left(\frac{\rho_\ell - \rho_g}{\sigma} \right)^{1/2} \right]^{1/2} / \left[1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_\ell - \rho_g} \right)^{1/4} \right]^2 \quad (E-3)$$

ここで、

$$q_{DNB}^* : \text{無次元 DNB 熱流束} = \frac{q_{DNB}}{h_{fg} \sqrt{\left(\frac{\sigma}{\rho_\ell - \rho_g} \right)^{1/2} \cdot g \cdot \rho_\ell \cdot \rho_g}}$$

$$G^* : \text{無次元質量流量} = \frac{G}{\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\rho_\ell} \right)^{1/2} \cdot g \cdot \rho_\ell \cdot \rho_g}}$$

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]
ρ_ℓ	: 飽和水の密度	[kg/m ³]
ρ_g	: 飽和蒸気の密度	[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	: 流路入口サブクールエンタルピー	[kcal/kg]
W	: 流路の幅	[m]

JRR-4 の運転条件（炉心入口冷却水温度は 40℃）下での DNB 熱流束相関式の関係を Fig.E-1 に示す。Fig.E-2 は、Fig.E-1 の DNB 熱流束相関式の関係を DNB 熱流束(W/cm²) と冷却水流速(m/s)との関係に換算したものである。

Fig.E-1 及び Fig.E-2 に示すように高流速域 ($|G^*| \geq 309$ 、 $|v| \geq 1.57$ (m/s)) では、上昇流及び下向流の DNB 熱流束は Eq.(E-1) で与えられ、それよりも流速が低く ($|G^*| < 309$ 、 $|v| < 1.57$ (m/s)) になると、上昇流は Eq.(E-1) で、下向流では Eq.(E-2) でそれぞれ DNB 熱流束が与えられる。さらに流速が低く（上昇流： $|G^*| < 3.06$ 、 $|v| < 1.56$ (cm/s)、下向流： $|G^*| < 18.4$ 、 $|v| < 9.37$ (cm/s)) になると、上昇流及び下向流には DNB 熱流束の下限値が存在し、その値は Eq.(E-3) で与えられる。

JRR-4 原子炉施設では、Fig.E-2 に示すように、3.5MW 定格出力強制循環冷却時（炉心内の流れは下向き）には、Eq.(E-2) により DNB 熱流束が与えられ、200kW 自然循環冷却時（炉心内の流れは上向き）には、Eq.(E-1) により DNB 熱流束が与えられる。流速が約 1.6cm/s（上向き）、約 9.4cm/s（下向き）を下回るようになると Eq.(E-3) で DNB 熱流束が与えられる。

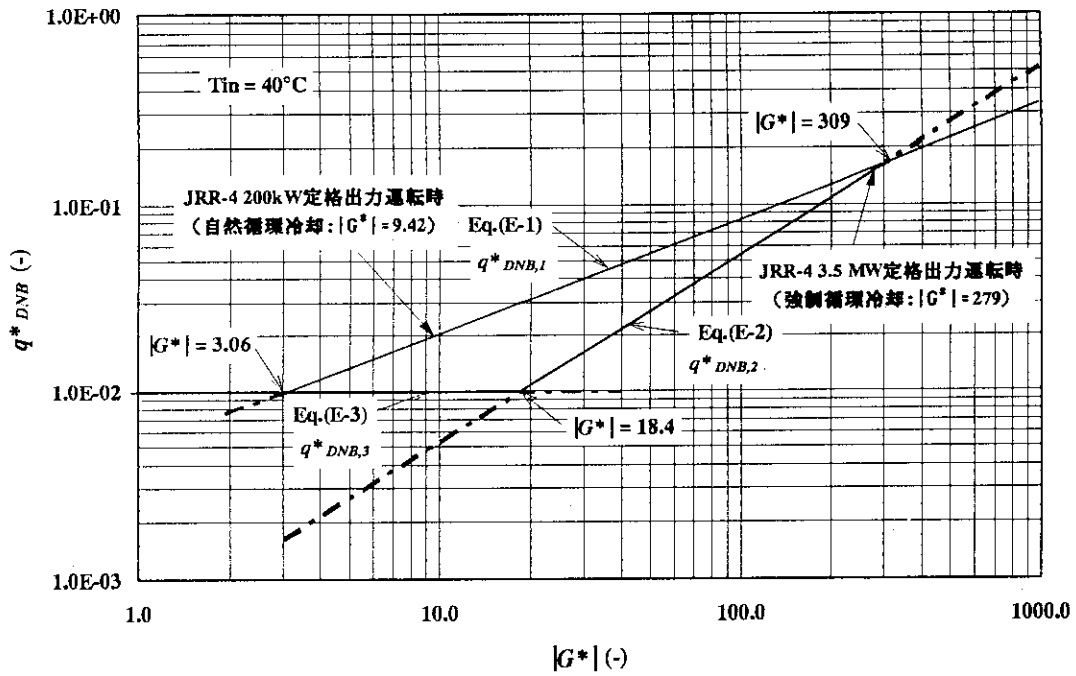


Fig.E-1 JRR-4 で採用した DNB 熱流束相関式 (その 1)

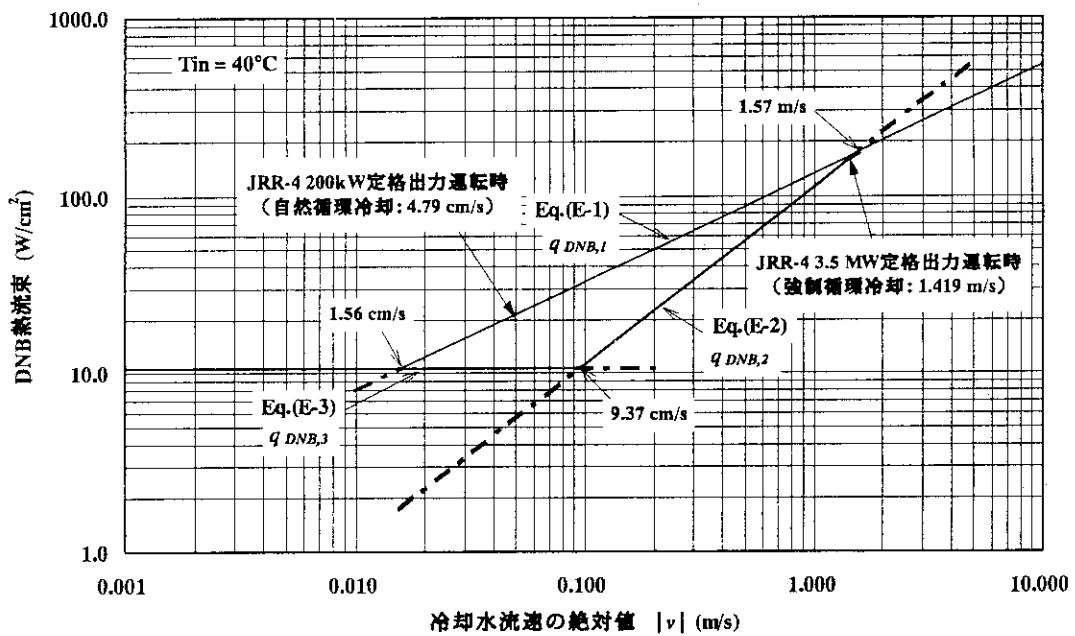


Fig.E-2 JRR-4 で採用した DNB 熱流束相関式 (その 2)

付録F DNB熱流束相関式開発のベースとなっている実験について

開発した DNB 熱流束相関式は実験式であるため、実機の運転条件を十分満す範囲で DNB 実験が行われている必要がある。したがって、以下の項目について検討を行い、データベースの妥当性を確認した。

- (1) 実験条件の範囲
- (2) 実験部形状
- (3) 原研における DNB 実験データと他の実験装置によるデータとの比較

Table F-1 に DNB 熱流束相関式の開発に用いられたデータベースを実機条件と比較して示す。データベースは、十分に実機の運転範囲を満たしている。

また、以下に DNB 熱流束相関式の開発に用いた実験の概要を示す。

① Rogers et al の実験^(F1)

本実験の特徴は、上昇流について低流速までを対象とした実験であることである。また、系圧力も $1.56 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ と低く、研究用原子炉に適用可能な圧力である点も特徴である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流 体：水
- ・流れの向き：上昇流
- ・系 圧 力： $1.56 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流 量： $60 \sim 1200 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流 速： $0.06 \sim 1.26 \text{ m/s}$
- ・入口水温： $20 \sim 80 \text{ }^\circ\text{C}$ (入口サブクール度： $91 \sim 31 \text{ }^\circ\text{C}$)
- ・試験流路の形状：垂直環状流路
- ・試験流路の外径及び内径：外径 22 mm
内径 13.1 mm
- ・水力等価直径 De ： 8.9 mm
- ・試験流路の加熱長 L ： 0.48 m
- ・試験流路の長径比 L/De ： 54

なお、加熱部は内径 13.1 mm の部分である。

② Yücel and Kakac の実験^(F2)

本実験の特徴は、試験流路がギャップ $S=6.35 \text{ mm}$ の矩形流路であること、系圧力が約 $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ であること、及び上昇流の DNB 熱流束の値と下向流の DNB 熱流束の値を同じ絶対値の流速に対して比較していることの3点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流 体：水
- ・流れの向き：上昇流及び下向流
- ・系 圧 力： $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流 量： $1250 \sim 6250 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流 速： $1.3 \sim 6.5 \text{ m/s}$
- ・入口水温： $58 \sim 97 \text{ }^\circ\text{C}$ (入口サブクール度： $42 \sim 3 \text{ }^\circ\text{C}$)
- ・試験流路の形状：垂直矩形流路
- ・試験流路の寸法：断面寸法 $9.52 \text{ mm} \times 6.35 \text{ mm}$

- ・水力等価直径 De : 7.62 mm
- ・試験流路の加熱長 L : 0.305 m
- ・試験流路の長径比 L/De : 42

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 9.52 mm の面に加熱部を取付け、片面加熱で実験を行っており、加熱部の幅は 5.84 mm である。

③ Kirby et al.の実験^(F3)

本実験の特徴は、系圧力が $1.76 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ で低圧であること、流量範囲が $637 \sim 2712 \text{ kg/cm}^2\text{s}$ で、上述の Rogers et al.と Yücel and Kakac の実験での流量範囲でカバーできない中流量範囲をカバーしていること、及び Yücel and Kakac の実験と同様、同じ絶対値の流速条件で上昇流の DNB 熱流束と下向流の DNB 熱流束を比較していること、の 3 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流体 : 水
- ・流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・系圧力 : $1.76 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流量 : $637 \sim 2712 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流速 : $0.66 \sim 2.8 \text{ m/s}$
- ・入口水温 : $69 \sim 112 \text{ }^\circ\text{C}$ (入口サブクール度 : $46 \sim 3^\circ\text{C}$)
- ・試験流路の形状 : 垂直環状流路
- ・試験流路の寸法 : 断面寸法 $25.4 \text{ mm} \times 25.4 \text{ mm}$ の流路に 7.62 mm の加熱棒を中心部に設置
- ・水力等価直径 De : 19.1 mm
- ・試験流路の加熱長 L : 0.152 m
- ・試験流路の長径比 L/De : 8.0

④ 三島ら(京大)の実験^{(F4), (F5)}

本実験^(F4)の特徴は、系圧力が $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の低圧であること、試験流路がギャップ $S=2.4\text{mm}$ で研究用原子炉で用いられている燃料要素のサブチャンネルギャップに非常に近い矩形断面流路であること、及び $0 \text{ kg/m}^2\text{s}$ を含む低流量での上昇流の DNB 熱流束と下向流での DNB 熱流束の相違を明確に対比していること、の 3 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流体 : 水
- ・流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・系圧力 : $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流量 : $0 \sim 600 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流速 : $0 \sim 0.63 \text{ m/s}$
- ・入口水温 : $30 \sim 85 \text{ }^\circ\text{C}$ (入口サブクール度 : $70 \sim 15^\circ\text{C}$)
- ・試験流路の形状 : 垂直矩形流路
- ・試験流路の寸法 : 断面寸法 $2.4 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$
- ・水力等価直径 De : 4.53 mm
- ・試験流路の加熱長 L : 0.35 m
- ・試験流路の長径比 L/De : 77.3

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 40 mm の面に加熱部を取付け、片面加熱と両面加熱の 2 つの場合で実験を行っており、加熱部の幅は 30 mm である。

また、三島らは円管流路を用いた実験^(F5)も行っている。本実験の特徴は、系圧力が $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の低圧であること、及び $0 \text{ kg/m}^2\text{s}$ を含む低流量での上昇流の DNB 熱流束と下向流での DNB 熱流束の相違を明確に対比していること、の2点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流 体：水
- ・流れの向き：上昇流及び下向流
- ・系 圧 力： $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流 量： $0 \sim 1130 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流 速： $0 \sim 1.15 \text{ m/s}$
- ・入口水温： $30 \sim 60 \text{ }^\circ\text{C}$ (入口サブクール度： $40 \sim 70 \text{ }^\circ\text{C}$)
- ・試験流路の形状：垂直円管流路
- ・試験流路の内径： 6.0 mm
- ・水力等価直径 De ： 6.0 mm
- ・試験流路の加熱長 L ： 0.342 m
- ・試験流路の長径比 L/De ： 57

⑤ Lowdermilk の実験^(F6)

本実験の特徴は、系圧力が $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の低圧であること、及び $65 \sim 12700 \text{ kg/m}^2\text{s}$ までの広い流量範囲にわたって実験を行っていること、の2点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流 体：水
- ・流れの向き：上昇流
- ・系 圧 力： $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流 量： $65 \sim 12700 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流 速： $0.07 \sim 12.8 \text{ m/s}$
- ・入口水温： $25 \text{ }^\circ\text{C}$ (入口サブクール度： $75 \text{ }^\circ\text{C}$)
- ・試験流路の形状：垂直円管流路
- ・試験流路の内径： 2.4 mm
- ・水力等価直径 De ： 2.4 mm
- ・試験流路の加熱長 L ： 0.24 m
- ・試験流路の長径比 L/De ： 100

⑥ 原研での実験^{(F7), (F8), (F9), (F10)}

本実験^(F7)の特徴は、系圧力が $1 \sim 1.2 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の低圧であること、試験流路がギャップ $S=2.25 \text{ mm}$ で研究用原子炉で用いられている燃料要素のサブチャンネルギャップに非常に近い矩形断面流路であること、加熱長が研究用原子炉で用いられている燃料要素の加熱長にほぼ等しいこと、及び $0 \text{ kg/m}^2\text{s}$ を含む低流量での上昇流の DNB 熱流束と下向流での DNB 熱流束の相違を明確に対比していること、の4点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流 体：水
- ・流れの向き：上昇流及び下向流
- ・系 圧 力： $1 \sim 1.2 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・流 量： $0 \sim 600 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・流 速： $0 \sim 0.63 \text{ m/s}$

- ・ 入口水温 : 19~80 °C (入口サブクール度 : 81~20 °C)
- ・ 試験流路の形状 : 垂直矩形流路
- ・ 試験流路の寸法 : 断面寸法 2.25 mm x 50 mm
- ・ 水力等価直径 De : 4.31, 5.30 mm
- ・ 試験流路の加熱長 L : 0.75 m, 0.375 m
- ・ 試験流路の長径比 L/De : 174, 71

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 50 mm の面に加熱部を取付け、両面加熱で実験を行っており、加熱部の幅は 40 mm である。

また、原研では軸方向に出力分布を持たせた矩形流路を用いた実験⁽⁷⁸⁾も行っている。本実験の特徴は、系圧力が $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の低圧であること、試験流路がギャップ $S=2.25\text{mm}$ で研究用原子炉で用いられている燃料要素のサブチャンネルギャップに非常に近い矩形断面流路であること、加熱長が研究用原子炉で用いられている燃料要素の加熱長にほぼ等しいこと、研究用原子炉における炉心内軸方向出力分布を模擬していること、及び $0 \text{ kg/m}^2\text{s}$ を含む低流量での上昇流の DNB 熱流束と下向流での DNB 熱流束の相違を明確に対比していること、の 5 点であり、研究用原子炉の解析に直接適用できる内容を有している。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流体 : 水
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系圧力 : $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・ 流量 : $0 \sim 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・ 流速 : $0 \sim 1.04 \text{ m/s}$
- ・ 入口水温 : 22~96 °C (入口サブクール度 : 4~78 °C)
- ・ 試験流路の形状 : 垂直矩形流路
- ・ 試験流路の寸法 : 断面寸法 2.25 mm x 50 mm
- ・ 水力等価直径 De : 4.31 mm
- ・ 試験流路の加熱長 L : 0.75 m
- ・ 試験流路の長径比 L/De : 174

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 50 mm の面に加熱部を取付け、両面加熱で実験を行っており、加熱部の幅は 40 mm である。また、平均熱流束に対する最大熱流束の比は 1.42 である。

さらに、原研ではこれまでの JRR-3M や JRR-2 に比べ燃料板間の冷却材流路ギャップが広い場合の垂直矩形流路への DNB 熱流束相関式の適用性を明らかにするための実験⁽⁹⁾も実施している。本実験の特徴は、系圧力が $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$ の低圧であること、試験流路がギャップ $S=5.00\text{mm}$ で JRR-4 で用いられている燃料要素のサブチャンネルギャップに近い矩形断面流路であること、加熱長が研究用原子炉で用いられている燃料要素の加熱長にほぼ等しいこと、及び $0 \text{ kg/m}^2\text{s}$ を含む低流量での上昇流の DNB 熱流束と下向流での DNB 熱流束の相違を明確に対比していること、の 4 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・ 流体 : 水
- ・ 流れの向き : 上昇流及び下向流
- ・ 系圧力 : $1 \text{ kg/cm}^2\text{abs}$
- ・ 流量 : $0 \sim 330 \text{ kg/m}^2\text{s}$
- ・ 流速 : $0 \sim 1.04 \text{ m/s}$

- ・入口水温 : 25~98 °C (入口サブクール度 : 2~75 °C)
- ・実験流路の形状 : 垂直矩形流路
- ・実験流路の寸法 : 断面寸法 5.00 mm x 50 mm
- ・水力等価直径 De : 9.09 mm
- ・実験流路の加熱長 L : 0.75 m
- ・実験流路の長径比 L/De : 82.5

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 50 mm の面に加熱部を取付け、両面加熱で実験を行っており、加熱部の幅は 40 mm である。

一方、JMTR の安全審査に資するため原研では、冷却材が加圧された場合の DNB 熱流束相関式の適用性を明らかにするための実験^(F10)も実施している。本実験の特徴は、系圧力が 1~13 kg/cm²abs であること、試験流路がギャップ $S=2.70$ mm で研究用原子炉で用いられている燃料要素のサブチャンネルギャップに近い矩形断面流路であること、加熱長が研究用原子炉で用いられている燃料要素の加熱長にほぼ等しいこと、及び 0 kg/m²s を含む低流量での下向流での DNB 熱流束を測定していること、の 4 点である。

主要な実験条件は下記の通りである。

- ・流 体 : 水
- ・流れの向き : 下向流
- ・系 圧 力 : 1~13 kg/cm²abs
- ・流 量 : 0~4360 kg/m²s
- ・流 速 : 0~4.40 m/s
- ・入口水温 : 49 °C (入口サブクール度 : 51~142 °C)
- ・実験流路の形状 : 垂直矩形流路
- ・実験流路の寸法 : 断面寸法 2.70 mm x 42 mm
- ・水力等価直径 De : 4.93, 5.07 mm
- ・実験流路の加熱長 L : 0.76 m
- ・実験流路の長径比 L/De : 154, 150

なお、加熱部は矩形断面の長手方向長さ 42 (28) mm の面に加熱部を取付け、両面加熱で実験を行っており、加熱部の幅は 30.8 (17.2) mm である。

【参考文献】

- (F1) J.T. Rogers, M.Salcudean and A.E. Tahir ; Flow boiling critical heat fluxes for water in a vertical annulus at low pressure and velocities, Proc. 7th Int. Heat Transfer Conf., Vol.4 (1982).
- (F2) B. Yücel and S. Kakac ; Forced flow boiling and burnout in rectangular channels, Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf., Vol.1, p.387 (1978).
- (F3) G.J. Kirby, R. Staniforth and J.H. Kinneir ; A visual study of forced convection boiling, Part 2. Flow Patterns and Burnout for a Round Tube Test Section, AEEW-R506, (1967)
- (F4) 三島嘉一郎、西原英晃 ; 垂直長方形断面ダクト内の水の限界熱流束, 第 20 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, p.169 (1983).
- (F5) K. Mishima ; Boiling burnout at low flow rate and low pressure conditions, Dissertation Thesis, Kyoto University (1984).
- (F6) W.H. Lowdermilk, C.D. Lanzo, R.L. Siegel ; Investigation of boiling burnout and flow stability for water flowing tubes, NACA-TA 4382 (1958).
- (F7) Y. Sudo, K. Miyata, H. Ikawa, M. Kaminaga and M. Ohkawara ; Experimental Study

- of Differences in DNB Heat Flux between Upflow and Downflow in Vertical Rectangular Channel, J. Nucl. Sci. Technol. Vol.22[8] pp.604~618 (1985)
- (F8) 神永 雅紀、数土 幸夫、薄井 徹、村山 洋二；垂直矩形流路における限界熱流束に関する実験的研究（一様加熱の場合と出力分布付の場合との比較）、日本機械学会論文集 B編 第517号 (1989)
- (F9) Y. Sudo and M. Kaminaga；A New CHF Correlation Scheme Proposed for Vertical Rectangular Channels Heated From Both Sides in Nuclear Research Reactor, Journal of Heat Transfer (Transactions of the ASME), Vol.115, pp426-434 (1993)
- (F10) 小森 芳廣、大島 邦男、神永 雅紀、石塚 悦男、桜井 文雄、数土 幸夫、斎藤 実、二村 嘉明；加圧条件下における板状燃料の DNB 熱流束に関する実験的研究、JAERI-M 92-097 (1992).

Table F-1 DNB 熱流束相関式のデータベースの実験範囲とJRR-4の実機条件

実験者	圧力 ($\text{kg}/\text{cm}^2 \cdot \text{a}$)	質量流量 ($\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$)	実験 流体	入口サブ クール度($^{\circ}\text{C}$)	試験部形状	軸方向 出力分布	L (m)	De (mm)	L/De	流れの向き	参考文献
Rogers et al.	1.56	60~1200	軽水	31~91	環状流路	一様	0.48	8.9	54	上昇流	(F1)
Yücel et al.	1.0	1250~6250	軽水	3~42	矩形流路	一様	0.305	7.62	40	上昇流、下向流	(F2)
Kirby et al.	1.0	637~2712	軽水	3~46	環状流路	一様	0.152	19.1	8	上昇流、下向流	(F3)
三島(京大)	1.0	0~600	軽水	15~70	矩形流路	一様	0.35	4.53	77	上昇流、下向流	(F4)
	1.0	0~1130	軽水	40~70	円管流路	一様	0.342	6.0	57	上昇流、下向流	(F5)
Lowdermilk et al.	1.0	65~12700	軽水	75	円管流路	一様	0.24	2.4	100	上昇流	(F6)
	1.0~1.2	0~600	軽水	20~81	矩形流路	一様	0.75, 0.375	4.31, 5.30	174, 71	上昇流、下向流	(F7)
原研	1.0	0~1000	軽水	4~78	矩形流路	非一様	0.75	4.31	174	上昇流、下向流	(F8)
	1.0	0~330	軽水	2~75	矩形流路	一様	0.75	9.09	82.5	上昇流、下向流	(F9)
	1.0~13.0	0~4360	軽水	51~142	矩形流路	一様	0.76	5.07, 4.93	150, 154	下向流	(F10)
JRR-4の実機条件	~2.0	0~1500	軽水	40~80	矩形流路	非一様	0.60	7.75, 8.81	77, 68	上昇流、下向流	

付録G 炉心入口最高温度40℃の妥当性について

炉心入口温度は、気象条件（外気湿球温度）、2次冷却塔の性能、熱交換器の性能及びポンプの入熱、配管からの放熱等の要因により変化する。

JRR-4 では 1990 年の熱交換器腐食状況調査の結果、長年の使用による腐食の進行が胴側胴板（SS41）全体にわたって認められ、加えて腐食の加速進行により 2 年後には構造強度上の必要厚さを割り込む恐れが生じた。このため、胴側胴板を耐食性の高いステンレス鋼に改めるとともに熱交換器の性能向上を図ることとし、1991 年度に新たに熱交換器を製作し、1992 年度に更新した。これらの一連の作業に伴い旧熱交換器の管理状況などの運転実績がまとめられた。同様にして更新後のデータについても 1994 年 5 月分までについてまとめられた。ここでは、前述の要因を総合的に含んだ熱交換器の運転実績に基づいて、炉心入口最高温度を 40℃ とすることの妥当性を述べる。

Fig.G-1 は、旧熱交換器の総括伝熱係数、炉心出口温度、2次冷却水熱交換器入口温度の変化を熱交換器の科学洗浄間隔である約 3 年 6 ヶ月に渡って示したものである。

定格出力運転時（3.5MW）の熱平衡に達した炉心出口温度を決定する要因は、2次冷却水熱交換器入口温度、熱交換器の総括伝熱係数、1次冷却水ポンプの入熱、1次冷却系配管からの放熱がある。一方、2次冷却水熱交換器入口温度を決定する要因は、外気温と湿度（外気湿球温度）、2次冷却塔の性能、2次冷却水ポンプの入熱、配管からの放熱（あるいは入熱）がある。Fig.G-1 に示した炉心出口温度は、これらの要因を全て含んだものであり、定格出力運転時の炉心出入口温度差約 7.2℃（3.5MW、1次冷却水流量 7m³/min 時における炉心出入口温度差）を炉心出口温度から引くことにより炉心入口温度の変化を知ることができる。

2次冷却水熱交換器入口温度（TI-12）の季節変動は、最低温度（約 10℃）が 1 月から 2 月にかけて現れ、3 月頃から水温は徐々に上がり始め、8 月には最高温度（約 30℃）に達し、9 月初旬から翌年 2 月頃にかけてほぼ連続的に低下する。炉心出口温度（TRA-1-2）は、2次冷却水熱交換器入口温度（TI-12）の季節変動に伴う変動以外に、熱交換器の総括伝熱係数の低下に伴い徐々に上昇している。化学洗浄間隔における総括伝熱係数の変動幅約 750 kcal/m²h に対して、TRA-1-2 は約 5℃ 上昇している。Fig.G-1 に示した約 3 年 6 ヶ月の期間内における炉心出口温度の最大値は 48.2℃（1991 年 7 月 26 日）である。炉心出口温度 48.2℃ 時における炉心入口温度は、48.2-7.2=41.0℃ である。

前述のような理由により、旧熱交換器は、胴側胴板を耐食性の高いステンレス鋼に改めるとともに熱交換器の性能向上を図った新型の熱交換器に更新された。更新にあたっては、燃料の熱的設計の安全余裕を、これまでより約 2℃ 向上させるような伝熱面積を有することを熱交換器の設計の基本方針とした。ただし、炉設置変更を伴うような熱交換器の形式や基数の変更は行わず、伝熱面積の増大は、胴径を太くし伝熱管の本数を増加することとし、1 基当りの伝熱面積をこれまでの 120m² から 142m² に増大することとした。

Fig.G-2 は、更新後の熱交換器の総括伝熱係数、炉心出口温度、2次冷却水熱交換器入口温度の変化を約 2 年 3 ヶ月に渡って示したものである。

2次冷却水熱交換器入口温度（TI-12）の季節変動傾向は、Fig.G-1 に示した変動と同様であることがわかる。一方、炉心出口温度（TRA-1-2）は、総括伝熱係数が増大したことにより、旧熱交換器の場合に比べ低押さえられている。1994 年 5 月までの約 2 年 3 ヶ月の期間内における炉心出口温度の最大値は 43.4℃（1992 年 8 月）である。炉心出口温度 43.4℃ 時における炉心入口温度は、43.4-7.2=36.2℃ である。

今後、熱交換器の総括伝熱係数の低下により炉心出口温度（炉心入口温度）の上昇が考

えられるが、Fig.G-1、Fig.G-2 に示したように、気象の変化による2次冷却水熱交換器入口温度の変動は、毎年ほぼ一定であり、これまでの熱交換器の運転実績から熱交換器の総括伝熱係数を適切に管理することによって炉心入口温度を40℃以下に保つことは十分可能である。また、炉心入口温度を40℃としても、総括伝熱係数の低下傾向から、これまでと同様に熱交換器の科学洗浄期間を約3年程度確保できるものと考えられ、炉心入口温度の設定値40℃は妥当なものである。

【参考文献】

(G1) 大橋伸芳、飯田 謙一、植木信之、塙 博、井坂 正規、高柳 政二、; JRR-4 熱交換器の管理と更新に係る技術報告、JAERI-Tech 94-016 (1994).

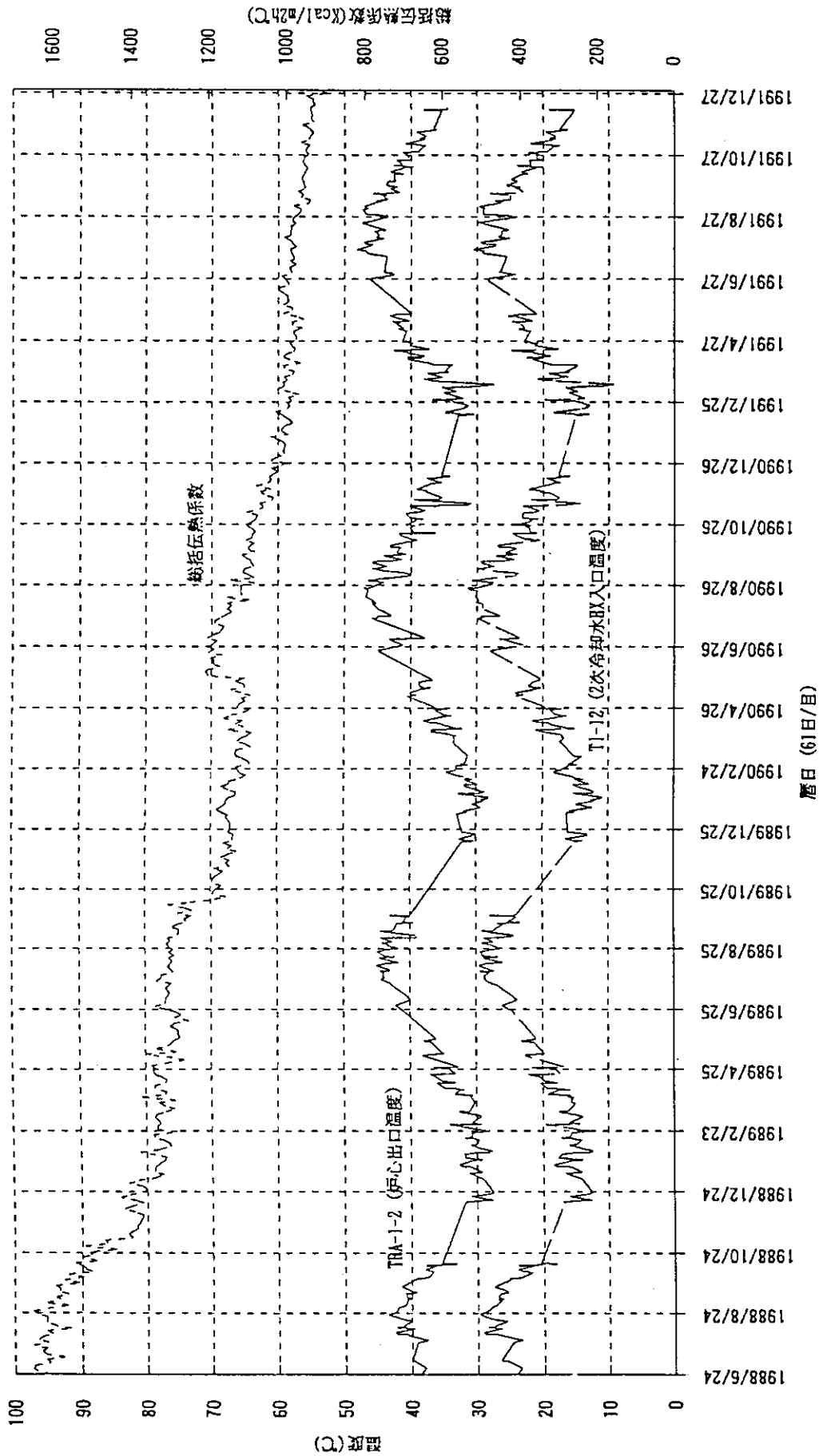


Fig.G-1 総括伝熱係数、2次冷却水熱交換器入口温度及び炉心出口温度の変化
(旧熱交換器)

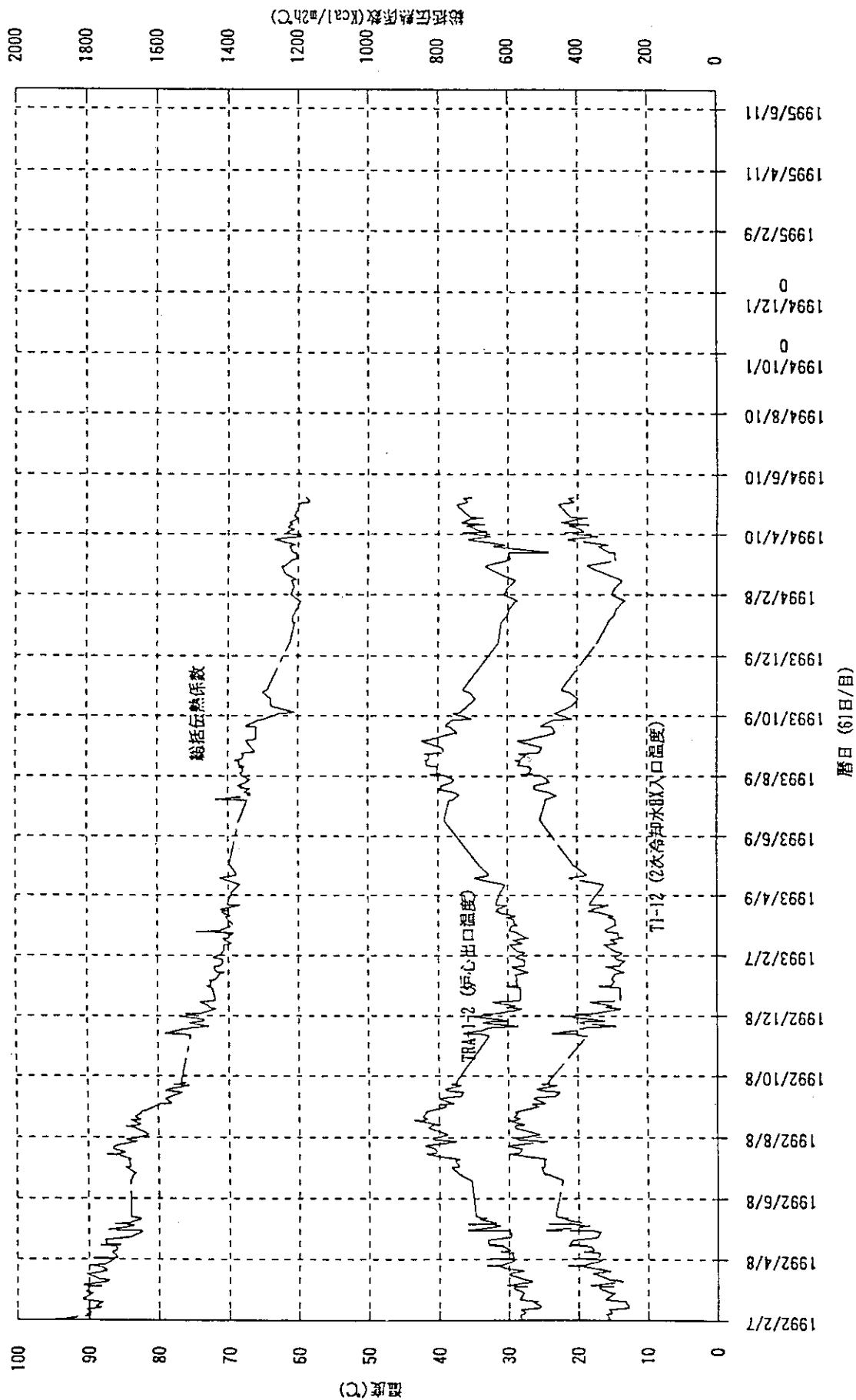


Fig-G-2 総括伝熱係数、2次冷却水熱交換器入口温度及び炉心出口温度の変化
(新熱交換器)

付録H 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、燃料とボ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.H-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.(H-1)^(H2)、(H-2) のように計算される。参考のため、Fig.H-1 に JRR-4 の燃料芯材 (ウラン密度 $3.8g/cm^3$) と 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。

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

$$V_p = 0.072V_f - 0.27SV_f^2 + 1.32V_f^3 \quad (H-2)$$

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】

- (H1) "Safety Evaluation Report related to the Evaluation Low-Enriched Uranium-Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non-Power Reactors", NUREG-1313, July, (1988).
 (H2) S. NAZARE "Low Enrichment Dispersion Fuels for Research and Test Reactors", Journal of Nuclear Materials vol. 124 (1984) pp.14~24.

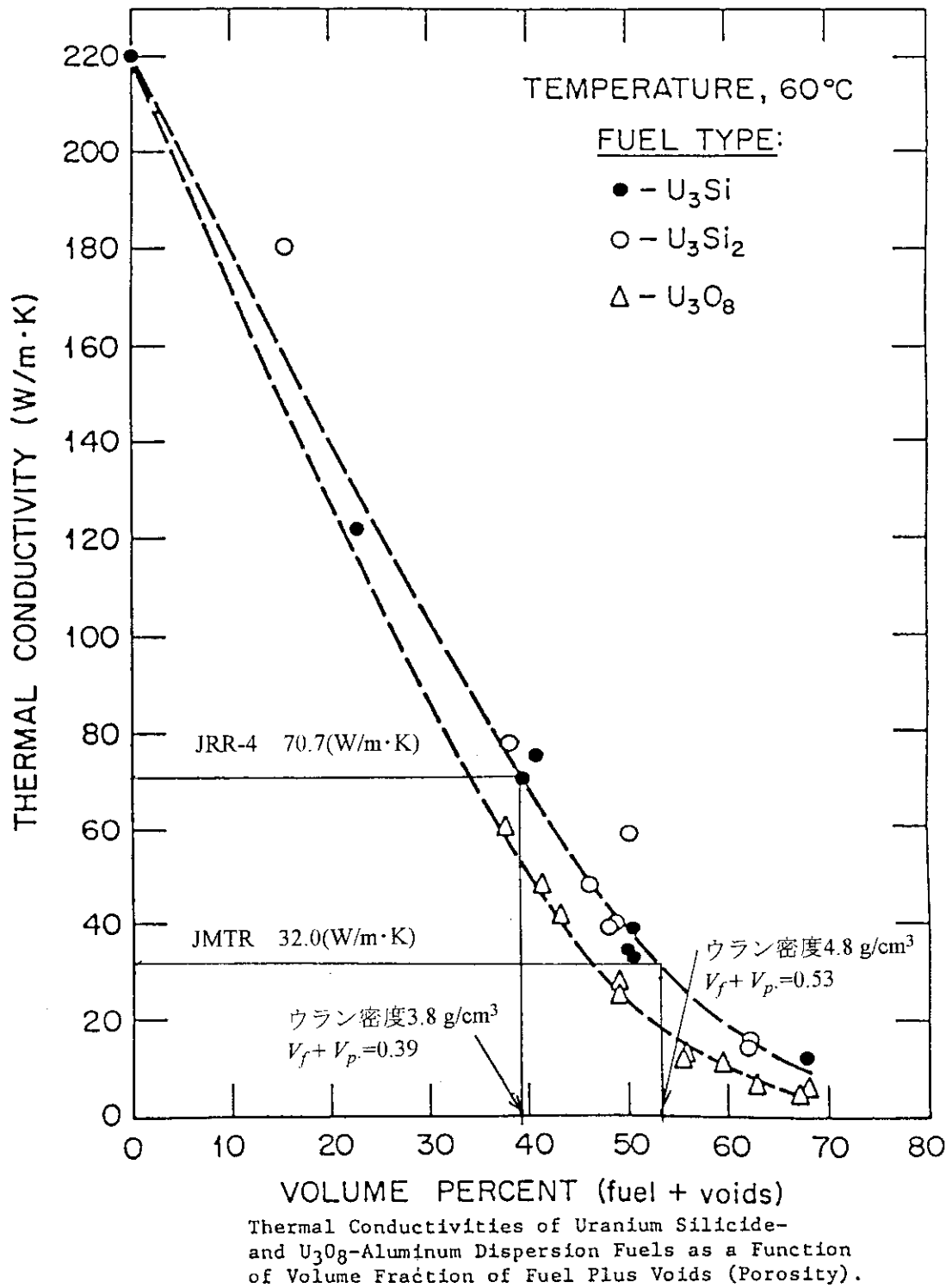


Fig.H-1 U_3Si_2 、 U_3Si 及び U_3O_8 分散型燃料芯材の熱伝導率と燃料芯材中の燃料と気孔の体積割合との関係