

JPDR-II 第1次炉心設計計算  
1次元 核熱水力計算

---

1965年9月

---

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

## JPDR-II 第1次炉心設計計算 1次元核熱水力計算

### 要 旨

JPDR を現在の自然循環から強制循環運転に変更し、最終的には、出力密度を現在の2倍化する計画にもとづいて、まず、炉心の核熱水力特性の feasibility study をおこなった。使用したコードは強制循環 BWR 1次元核熱水力計算コード KYNAK であり、熱出力、燃料棒直径、冷却材流量、入口サブクーリングなどをパラメータとして、最小バーンアウト比、燃料棒中心最高温度、最大熱流束、炉心内圧力降下、 $k_{eff}$  などが設計基準に合致するパラメータの組合せを求めた。

結局、燃料棒直径を細くした7本×7本または8本×8本の燃料要素を用い、炉心入口流速を 1.8~2.0 m/sec に、また炉心入口エンタルピを 280~285 kcal/kg にすれば指定の設計限界を満足して、所要の出力密度が得られることが判った。また、強制循環で 90 MW にした場合の、最適炉心流量配分方法、および所要ポンプ動力についても計算をおこなった。

1965年7月

日本原子力研究所東海研究所

JPDR 管理部 望月 恵一、石川 迪夫、  
久家 靖史、小堀 哲雄、  
内藤 俣孝

# Feasibility Calculation for the JPDR-II Core Design ; One Dimensional Nuclear Thermal and Hydraulic Calculation

## Summary

In connection with the project of doubling-up the power density of the JPDR core by changing from the natural circulation to the forced circulation, a feasibility study has been carried out on the core nuclear thermal and hydraulic characteristics.

"KYNAK" was employed for this survey calculation, which is the IBM 7044 computer code for one dimensional, nuclear thermal and hydraulic calculation of the forced circulation BWR core. By changing the values of such parameters as thermal power, fuel rod diameter, coolant flow, and inlet subcooling, the optimum values of the parameters were obtained, which would satisfy the minimum burnout ratio, maximum fuel temperature, maximum heat flux, flow pressure drop through the core and  $k_{eff}$  in the specified design criteria.

It was found from the calculations that the high power density desired was obtainable within the limitations specified by the design criteria, when using the fuel assembly of  $7 \times 7$  or  $8 \times 8$  small-diameter rods lattice, the coolant flow of 1.8~2.0 m/sec and the core inlet enthalpy of 280~285 kcal/kg.

Calculations were also made of the optimum coolant-flow distribution in the core and the pumping power required the forced circulation when the power was 90 MW thermal.

July, 1965

KENCHI MOCHIZUKI, MICHIO ISHIKAWA, YASUSHI KUGE,  
TETSUO KOBORI, YOSHITAKA NAITOH

Division of JPDR operation

Tokai Research Establishment, Japan Atomic Energy Research Institute

## 目 次

1. 序 文	1
2. 設計の基準	1
3. 計算条件	5
3.1 パラメータ・サーベイの概要	5
3.2 パラメータの変化範囲	5
3.3 パラメータ・サーベイ計算上の仮定	6
3.4 核 定 数	7
4. 熱設計的検討	9
4.1 最小バーンアウト比	9
4.2 燃料温度	10
4.3 最大熱流束	11
4.4 熱設計についてのまとめ	12
5. 圧力損失	14
5.1 燃料棒数の影響	14
5.2 出力の影響	15
5.3 入口エンタルピの影響	17
5.4 水流速の影響	19
5.5 炉心各部の圧力損失	23
5.6 流量調整 (Orificing)	25
6. 核的検討 (I)	29
6.1 $k_{eff}$ と入口流速および出力の関係	29
6.2 出力係数	29
6.3 ボイド係数	29
6.4 炉心入口エンタルピと $k_{eff}$	30
7. 各種分布の検討	32
7.1 各種分布計算の概要	32
7.2 中性子束分布	32
7.3 ボイド分布およびバーンアウト比分布	32
7.4 燃料棒内温度分布	33
7.5 未飽和表面沸騰の効果	34
8. 核的検討 (II)	35
8.1 ゼノンサマリウム効果	35
8.2 ドプラ効果	35
8.3 半径方向バックリングの効果	36
9. 結 論	38
参考文献	40
付録 1. 燃料棒内温度分布	41
付録 2. 強制循環流量と炉心入口エンタルピの関係	42

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Design Criteria .....	1
3. Conditions of Design Calculation .....	5
3. 1 Outline of Parameter Survey .....	5
3. 2 Variation of Parameters .....	5
3. 3 Assumptions of Parameter Survey .....	6
3. 4 Nuclear Constants .....	7
4. Thermal Design .....	9
4. 1 Minimum Burn-Out Ratio .....	9
4. 2 Fuel Temperature .....	10
4. 3 Maximum Heat Flux .....	11
4. 4 Conclusion on Thermal Design .....	12
5. Pressure Drop .....	14
5. 1 Effect of Number of Fuel Rods .....	14
5. 2 Effect of Power .....	15
5. 3 Effect of Inlet Enthalpy .....	17
5. 4 Effect of Flow Velocity .....	19
5. 5 Local Pressure Drops .....	23
5. 6 Orificing .....	25
6. Nuclear Design (I) .....	29
6. 1 $k_{eff}$ , Inlet Flow and Thermal Power .....	29
6. 2 Power Coefficient .....	29
6. 3 Void Coefficient .....	29
6. 4 Core Inlet Enthalpy and $k_{eff}$ .....	30
7. Power Distribution .....	32
7. 1 Outline of Power Distribution Calculation .....	32
7. 2 Neutron Distribution .....	32
7. 3 Void and Burn-Out Margin Distributions .....	32
7. 4 Temperature Gradient in Fuel Rod .....	33
7. 5 Effect of Subcooled Surface Boiling .....	34
8. Nuclear Design (II) .....	35
8. 1 Xenon and Samarium Poisons .....	35
8. 2 Doppler Effect .....	35
8. 3 Radial Buckling .....	36
9. Conclusion .....	38
References .....	40
Appendix I. Temperature Gradient in Fuel Rod .....	41
Appendix II. Forced Circulation Flow and Core Inlet Enthalpy .....	42

# 1 序 文

この書はすでに発表した「JAERI-memo No. 1586 1次元強制循環 BWR 核熱水力計算コード -KYNAC-」において紹介した KYNAC コードを利用して JPDR を現在の自然循環運転から強制循環に変更して出力密度を最終目標として2倍にするための炉心の核熱水力特性の Feasibility Study ないし Parametric Survey をおこなったものである。

さきにまとめられた「JAERI-memo No. 1717 JPDR-II 第1次炉心設計計算<sup>1)</sup>」を骨子として書かれている。

まず、設計の各種の制限値を決め、これにもとづき燃料棒の太さ、冷却材流量、サブクーリング、ピーキ

ングファクタないしは出力を種々変えて、設計の許容範囲に入り、かつ所要の反応度を持ち得るような炉心構成を求め、問題点を吟味検討した。またバックリングの影響、Xe の影響なども調べた。

結局、燃料棒直径を細くして、本数を増やした燃料アセンブリを用いて、流速を現在の 1.2 m/sec から 1.8~2.0 m/sec まで増せば指定の設計限界条件を満足して、所要の出力密度が得られることが判った。

今後は、この結果を土台として、2次元核熱水力計算コードを作り、かつ、その計算をおこなって、さらに一段と詳細な検討を進めていく。

# 2 設計の基準

2.1 設計の基準は、炉型によって、いろいろにきめられるであろう。ここでは BWR に対してとられている GE 社の設計基準をもとにしてみる。<sup>2)</sup>

以下にそれを列挙する。

- a. スタックロッドマージン基準 (Stuck Rod Margin Criterion)  
1本の制御棒が残り、他のすべての制御棒が挿入された炉心では、 $k_{\infty}$  は 0.99 以下の未臨界になること。
- b. 制御棒等価反応基準 (Rod Blow-out Criterion)  
臨界炉心から、どの1本の制御棒を抜いても、炉に損害を与えないような等価反応であること。これは  $\Delta k = 0.036$  小型炉では 0.04 ぐらいになると考える。
- c. 燃料要素反応基準 (Fuel Bundle Worth Criterion)  
臨界炉心にさらに1本の燃料要素を追加しても燃料溶融が起らないこと。
- d. 燃料棒焼切れ基準 (Fuel Burn-out Criterion)  
最小バーンアウトマージン  $\geq 1.5$  (強制循環)  
 $\geq 1.7$  (自然循環)
- e. 気泡体積率基準 (Void Content and Distribution Criterion)

最大気泡体積率 (ホットチャンネル出口)

$\leq 0.8$  (強制循環)

$\leq 0.65$  (自然循環)

ただし Humboldt Bay Plant は自然循環型であるが 0.68<sup>3)</sup> であり、上記基準は必ずしも絶対的なものではないようである。

- f. 燃料温度基準 (Fuel Clad Integrity Criterion)  
UO<sub>2</sub> 中心温度  $\leq 3500^{\circ}\text{F}$  (定常運転時)  
ジルカロイ被覆表面温度  $\leq 600^{\circ}\text{F}$  (同上)
- g. 気泡係数、温度係数基準 (Void and Temperature Coefficient Criteria)  
気泡係数は常に負符号、温度係数は正符号であってもよいが、減速材が運転温度に達する前に必ず負符号になること。
- h. 制御棒引抜速度基準 (Control Rod Movement Criterion)  
核的事故を起さない範囲に止める。
- i. 中性子源強さ基準 (Neutron Source Criterion)  
未臨界  $k_{\text{eff}} = 0.95$  において起動レンジ中性子モニターに、0.1 n.v. 以上の強さの中性子を与えること。

## 2.2 上記 GE 社の基準は大略、次の分類をすることができ。

- 制御棒に関係するもの： a スタクロドマージン基準  
 : b 制御棒等価反応度基準  
 : h 制御棒引抜速度基準
- 燃料の炉物理的性質に関係するもの  
 : c 燃料要素反応度基準  
 : g 気泡係数、温度係数基準
- 燃料の熱および水力学的特性に関係するもの  
 : d 燃料棒焼切れ基準  
 : f 燃料温度基準
- 安定性に関係するもの： 気泡体積率基準
- 中性子源に関係するもの： 中性子源強さ基準

## 2.3 ここにおこなった設計計算においては、次のものは従来通りで変らないとした。

炉心の高さ、燃料ペレットの性質、濃縮度、被覆材料、その厚み、燃料要素の断面積、水対ウラン比、制御棒の材料、寸法、ピッチ、中性子源および運転圧力および温度。したがって、強制循環に変更したことにより、影響を受けるのは、上記基準のうち的主として熱水力的特性に関するもので、それに付随して、安定性に関するものと、燃料の炉物理的性質に関するものが加わる。したがって、ここでは、先ず熱水力的特性の問題を中心に検討をしてゆく。

## 2.4 水対ウラン比 (2.7)

この値は、炉心全体について一般に表現される。しかし、現在の設計では、燃料要素の断面積、制御棒のピッチは不変とするので、燃料要素内の水対ウラン比は、(2.7 よりも小さい数値であるが) 燃料棒本数を変えても変らないことになる。

さて GE 社の BWR においては、この水対ウラン比は、Dresden の第 II 炉心<sup>4)</sup>、Kahl<sup>5)</sup>、JPDR、Humboldt Bay<sup>6)</sup>、Big Rock Point<sup>6)</sup>、Bodega<sup>7)</sup> と、型の大小、製作の新旧を問わず、大略一貫して 2.7 という値を採用していた。(ただし最近の大型炉ではわずかに下げているようである。<sup>4)</sup>)

これは次のように考えられる。まず一定の熱量を輸送するに必要なある程度妥当な冷却材流量が定められると a) 燃料棒の太さを一定にして、水対ウラン比を加減して所要流路断面積を得る、b) 燃料棒の太さを加減して水対ウラン比は一定にして所要流路断面積を得る、の 2 種類がある。この a)、b) は全く自由にどちらか 1 つを選ぶことができるが<sup>6)</sup>、1 つがきまれば、他は自動的に決定される。

ここで GE 社は a) でなく b) をまず採用して、水対ウラン比は一定にしている。所要の余剰反応度を持って、しかも常温で反応係数が正から 0 に変るあたりの水対ウラン比は、必然的に 2.7 近傍にあり、かつ、この時のウラン濃縮度も、当然ながら、大略、同じぐらいの値となると考えられる。ちなみに Kahl 2.3~2.6%、JPDR 2.6%、Humboldt Bay 2.1%、Big Rock Point 3.2%、Bodega 2.7% である。

われわれの設計においても、上記の a)、b) 選択は自由であるが、

- 1) もし a) を採用すると、与えられた炉心の大きさでは、2 倍の出力を出すことができない。
- 2) 2.7 という水対ウラン比を踏襲すれば、最適ではないかも知れないが、信頼できるものである。という理由で、b) の方を採用した。

すなわち、われわれの設計においては、水対ウラン比は 2.7 で、燃料棒の太さを加減することにした。

## 2.5 出力増加の制限因子

水対ウラン比を一定にした場合、現在の JPDR の炉心で出力を上げてゆく可能性を、次の式で考える。<sup>8)</sup>

$$P = \frac{2 \cdot C_2 \cdot L \cdot \phi_{BO}}{M \cdot p \cdot a} = \frac{C_2 \cdot L (T_c - T_s)}{c_1 \cdot \pi \cdot a^2} = \frac{2 \cdot C_2 \cdot L}{a \cdot p} \times (\phi_{max})$$

ここで

a: 燃料棒半径

C<sub>1</sub>, C<sub>2</sub>: 常数

L: 燃料棒長さ

M: パーンアウトマージン

P: 炉出力

p: ピーキング係数

T<sub>c</sub>, T<sub>s</sub>: 燃料中心および表面温度

φ<sub>BO</sub>: 燃料焼切れ熱流束

φ<sub>max</sub>: 炉心最高熱流束

これより明らかなごとく、出力 P を上げるために

は、

1.  $\phi_{Bo}$  を上げる
2.  $M$  を下げる
3.  $p$  を小さくする
4.  $a$  を小さくする
5.  $T_c$  を上げる
6.  $\bar{\phi}$  を上げる

の6つの項について対策が立てられればよい。この他、 $C_1$  を小さくすることは、燃料内の熱抵抗を小さくすることになる。そのためペレットと被覆材の間のギャップをさらに狭めて接触抵抗を小さくするか、 $UO_2$  ペレット内の熱伝導率を増すことがあるが、前者の効果は余り大きくなく、後者は、現在は、技術的になかなか困難なようである。 $C_2$  は、水対ウラン比を一定としているので燃料本数とその断面積の積で定まる常数である。

上記1~6の内の4の $a$ （燃料棒半径）は独立変数である。また1.  $\phi_{Bo}$  の変化は、流量、蒸気質で決定されるので、残る問題は、2.  $M$  を下げる、3.  $p$  を小さくする、5.  $T_c$  を上げる、6.  $\phi_{max}$  を上げる、の4つとなる。すなわち、これら4つを決定する仕事が残る。もちろんこれらは相互に関係があるが、以下これらの基準の決定について論ずる。

## 2.6 最小焼切れ熱束マージン (1.5)

これはGE社の設計基準の内のd)燃料棒焼切れ基準をそのまま採用する。すなわち1.5である。これはGE社の製作するBWRがすべて遵守している値であり踏襲する。

## 2.7 ピーキング係数 (目標 3.8)

ピーキング係数  $p$  は次のものの積である。

1. 半径方向ピーキング係数
2. 軸方向ピーキング係数
3. ローカルピーキング係数
4. 過出力ピーキング係数

これら4つの積は、現在のJPDRでは4.55であるが、実測の結果では、制御棒引抜きパターンが良いため、3.4（ローカルピーク1.4、過出力ピーク1.25は仮定する）程度と予想される。確かに、文献によれば<sup>9)</sup>

300 MWe 高出力炉概念設計では3.5を用い、大型商業炉のBodega Bayプラントでは3.75を用いる。これらの趨勢から、近い将来のピーキング係数の設計値は3.5まで下ろすことは不可能ではないだろう。しかしながら、最初の高出力密度プラントのBig Rock Point BWRでは最初の設計値として4.07<sup>10)</sup>を用いているので、われわれの目標を達成可能な範囲として3.8とした。この値は、他の条件がすべて同一ならば4.07の合計ピーキング係数の内の過出力ピーキング係数を現在の1.25から1.15に下げることによっても達成されるものである。

## 2.8 燃料中心温度 (2300°C 以下)

燃料中心最高温度（過出力時）は現在のJPDRが1900°C（ただし実際のピーキング係数が予想よりずっと小さいので、中心温度も1370°Cぐらいいか達していないと想像される）、Humboldt Bayプラントが2300°C、Big Rock Pointが2430°C、300 MWe 概念設計では実に2700°Cを採用している。

一般に $UO_2$ ペレット燃料は高温になるにつれて、核分裂ガスの放出が激しくなる。<sup>11)</sup>再結晶温度といわれる1900°Cないし2000°Cをすぎると、最悪の場合は50%を越える放出があると考えられる。したがって、われわれの方針としては、通常運転時の最高温度が2000°Cを越えないようにすればよい。このようにすると、過出力時は、 $2000^\circ\text{C} \times 1.15 (1.25) = 2300^\circ\text{C}$  (2500°C)。

このときの $\int_{T_c}^{T_s} K \cdot d\theta$ を求めると約50 W/cmになる。ただし $T_s$ はペレット表面温度、 $T_c$ はペレット中心温度、 $K$ は熱伝導度、 $\theta$ は温度である。この積分値は現在のJPDRについては42 W/cmであるが、最近の技術では50 W/cmは容易であるといわれる。ちなみに現在の重水炉では48 W/cm<sup>12)</sup>である。

## 2.9 燃料バーンアウト熱流束、その他の熱的条件 (447,000 BTU/ft<sup>2</sup>·hr)

燃料被覆材表面熱流束はJPDRの設計値は379,300、Humboldt Bayでは365,000、Big Rock Pointは447,000、300 MWe HPD炉概念設計では515,000、Bodega Bay 388,000、1968年ごろの大型商業炉は



399,000<sup>4)</sup>, 1970年ごろは 420,000~450,000<sup>4)</sup> (それぞれ BTU/ft<sup>2</sup>·hr) といわれる。

さて、上記運転最高熱束の値は、初期のころは与えられた条件のもとに Galson の焼切れに関する式を用い、燃料上端部で焼切れが起るとし、かつ焼切れマージンを 1.5 ないし 1.7 として過出力時の余裕も含めて考えた許容最高の熱流束であると考えられる。しかしながら実際の運転状況では a) 許容最高熱流束は流量の増加によって上げることができる、b) ホットスポットは、特に BWR においては、炉の出口でなく、むしろ沸騰開始点に近い蒸気質の低い方で起るといふこと、したがって一般にはバーンアウト熱流束は高くなることから考えると、JPDR の熱設計基準は十分保守的であるといえる。同様なことは、Big Rock Point の値についてもいえるので、われわれの設計基準として Big Rock Point の値を踏襲することは、安全上十分満足しうるものとする。

われわれの場合は、Galson より新しく、かつ蒸気質の小さいところでバーンアウト熱流束が低目になる JANSSEN-LEVY の式を用いているが、それでも設計によるとバーンアウト熱流束とバーンアウトマージン 1.5 から求まる許容最高熱流束は、この 447,000 BTU/ft<sup>2</sup>·hr よりかなり大きくなる。しかしながらわれわれは一応この 447,000 BTU/ft<sup>2</sup>·hr をそのまま残しておく。それは次のような観点からきている。

われわれがおこなっているような高出力密度 BWR の設計では、燃料棒の細さ、ポイド量、流速などから

考えて最大熱流束についての制限は、バーンアウト熱流束というよりも、むしろ材料からくる制限ではないかと思われる。

材料からくる制限は、被覆材の破損を引き起すような熱束である。GE 社が高出力密度燃料開発のため BWR, GETR を使用しておこなった一連の燃料照射試験の結果<sup>13)</sup>によると被覆材の破損はほとんどコーナロッドに生じ、かつ最大熱流束部分である。最大熱流束の大きさは、燃料の種類により異なっているが、破損したものは、大略 380,000 以上 450,000 ないし 500,000 BTU/ft<sup>2</sup>·hr の熱流束を受けている。(これ以上の熱束をうけても破損しなかった燃料も数多い点は注目してよい)。この破損燃料の大部分は冷間引抜きをおこなったステンレスを被覆材とした燃料で、その他には、1例だけ焼鈍をおこなったステンレス被覆材について破損が報じられている。ジルカロイ被覆材については、最大 382,000 BTU/ft<sup>2</sup>·hr の熱束しか与えないためか、破損は報告されていない。

破損した被覆材に生じたクラックは、燃料外面より生じた粒間腐蝕によるものである。

材料からくる制限値が 447,000 BTU/ft<sup>2</sup>·hr でよいか否かは、今後の実験結果を待たねばならないが、Big Rock Point ですでにこの値が採用されていること、これで実際の運転をなし、さらに、総出力を 50% 増した実績をもつことから考えて、一応 JPDR の高出力燃料にもこの値を採用しておくことに決める。

(望月、石川)

### 3 計算条件

#### 3.1 パラメータ・サーベいの概要

JPDR を強制循環化し、その出力を倍増した場合に、熱的制限条件を満足する最適炉心パラメータを求めることを目的として、強制循環 BWR 1次元核熱水力計算コード KYNAK による第1次パラメータ・サーベい計算をおこなった。

使用した KYNAK コードは、炉心内のある半径方向位置（ラジアル・ピーキング・ファクタで表現される）にある燃料要素チャンネル内の高さ方向（1次元）中性子束分布、出力分布、ボイド分布、クオリティ分布、バーンアウト比分布などを計算するコードである。<sup>14)</sup> このコードによる核熱計算は出力分布とボイド分布が収斂するまで繰返しおこなわれる。また、その燃料要素チャンネルの入口（下部グリッド）から出口（上部グリッド）までの全圧力差とその内訳（密度水頭、摩擦損失、拡流縮流損失）および最高熱流束の位置における燃料棒内温度分布も出力データとして与えられる。ボイドに依存する核定数は各メッシュ点ごとにボイド体積率の2次式から計算される。

このサーベい計算におけるパラメータは、熱出力、ラジアル・ピーキング・ファクタ、ローカル・ピーキング・ファクタ、炉心入口流速、炉心入口エンタルピ（サブクーリング）、燃料要素あたりの燃料棒数（燃料棒直径）および半径方向バックリングである。

計算したケースは全部で252ケースである。

#### 3.2 パラメータの変化範囲

この第1次パラメータ・サーベいの目的から考えて、パラメータの変化範囲は熱的制限条件（最小バーンアウト比、燃料棒中心温度および被覆表面温度）に関する最適化のために必要であり、かつ現実的な範囲に制限し、計算すべきケースの数をできるかぎり少なくした。

各パラメータの変化範囲は下記のとおりである。

(1) 熱出力: 45, 60, 75, 90 MW

現在の出力 (45 MW) から2倍の出力 (目標) までを 15 MW ごとのステップで計算する。

(2) ラジアル・ピーキング: 1.0, 1.33, 1.67

出力 90 MW におけるピーク出力のチャンネルの熱的検討のために 1.33 および 1.67 を採用した。

(3) ローカル・ピーキング: 1.2, 1.4

現在の JPDR のローカル・ピーキングの設計値は 1.46 であるが、燃料の燃焼に伴って毒物カーテンを炉心から取り出すと 1.38 になる。さらに、強制循環用燃料要素は、コーナ・ロッドの濃縮度または直径をかえて、コーナ・ロッド・ピーキングを抑える構造とする計画であるので、希望値の 1.2 も採用した。

(4) 炉心入口流速: 1.2, 1.5, 1.8, 2.1 m/sec

現在の JPDR の設計値は約 1.2 m/sec である。また、強制循環 BWR の設計値の多くは 1.7~1.9 m/sec の範囲にある。ゆえに、燃料要素の構造設計が改良されることも考慮して 1.2 m/sec から 2.1 m/sec までの範囲をサーベいすることとした。

(5) 炉心入口エンタルピ: 290, 285, 280, 275, 270 kcal/kg

現在の JPDR の設計値は約 287 kcal/kg である。強制循環化した際のポンプのキャビテーション防止のためおよび出力増加に伴うボイド体積率の増加を抑えるために、炉心入口エンタルピは現在の値より低くしなければならないと考えられる。また、炉心出口でクオリティがゼロにならないため (PWR にならないため) には炉心入口エンタルピの下限値がある。この下限値は Fig. 1 に示すように炉心入口流速と熱出力に依存する。このパラメータ・サーベい計算では炉心入口エンタルピを 290~270 kcal/kg の範囲にとり、Fig. 1 の下限値以下となるデータは除外した。

なお、炉の熱出力と給水エンタルピを決めると炉心入口エンタルピと入口流速は独立には変化しないが、この関係については付録 2 に述べている。

(6) 燃料棒数: 36, 49, 64 本

燃料要素あたりの燃料棒数が現在 36 本であるが、出力を倍増すれば熱的制限値 (最小バーンアウト比および燃料棒中心最高温度の制限値) までの余裕が少なくなるので、燃料棒数を増して (燃料棒直径を細くして) 熱流束を低下させる必要がある。出力を倍増したとき

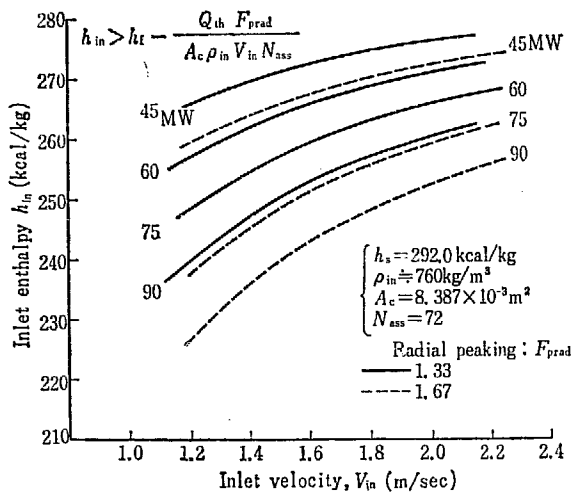


Fig. 1 Limit of inlet enthalpy

TABLE 1 Fuel rod diameter vs. rod number

Fuel rod number/assembly	Cladding outer dia.	Pellet radius
36	1.415 cm	0.625 cm
49	1.213	0.524
64	1.061	0.448

の燃料要素あたりの燃料棒数としては49本(7×7本)と64本(8×8本)の場合を考えた。

なお、燃料棒数がパラメータとして変化しても核的断面積は変化しないように、燃料要素セル内の水対燃料体積率を一定にした。これは現在の水対燃料体積率がほぼ最適値と考えられるからである。水対燃料体積率として現在の設計値を用いると、燃料棒数と燃料棒直径の関係はTABLE 1のようになる。なお被覆材肉厚(0.76 mm)は一定とした。

(7) 半径方向バックリング:

$$0.1, 0.5, 1.5 \times 10^{-3} \text{cm}^{-2}$$

KYNAK コードは軸方向1次元中性子束分布を求めるコードであるので、半径方向バックリングを入力データとして与えねばならない。JPDRでは制御棒パターンにより半径方向出力分布を平坦化できるので、半径方向バックリングは炉心寸法から予想される値より十分小さくなり得る。半径方向バックリングの出力分布および $k_{\text{eff}}$ に対する効果を求めるために、上記の半径方向バックリングをパラメータとして計算をおこなった。ただし、大多数のケースでは半径方向に $J_0$ 分布を仮定した $1.09 \times 10^{-3} \text{cm}^{-2}$ なる値を使用した。

なお、実際の計算の際には重複した計算や無意味な計算をさけて計算すべきケースの数を減少できるように、上記の7つのパラメータの組合せを考えた。

### 3.3 パラメータ・サーベイ計算上の仮定

このパラメータ・サーベイにはKYNAKコードを用いたので、このコードに含まれる計算上の仮定はこのサーベイ計算にもそのまま用いられている。例えば燃料棒内温度分布の計算では燃料棒内出力分布を $I_0$ 分布とし、 $\text{UO}_2$ の熱伝導率としてはBATESの式を用いている。しかし、コードに含まれる計算式および計算上の仮定はKYNAKコードの解説<sup>14)</sup>を参照していただくこととして、ここでは計算に用いた入力データ作成上の主要な仮定およびオプションの選び方について要約する。

(1) 中性子束分布計算は、エネルギー群数3群、領域数8領域としておこなった。領域は制御棒ありの下側反射体、制御棒なしの下側反射体、下側炉心(下側燃料セグメント部)、 $\text{Dy}_2\text{O}_3$ を含む領域、炉心中央高さのコネクタ、 $\text{Dy}_2\text{O}_3$ を含む領域、上側炉心(上側燃料セグメント部)、上側反射体にわかれている。ただし、ボイド体積率が変化する領域(炉心部)においては核定数はメッシュ点ごとに与えられる。

(2) XeおよびSmの効果およびドップラ効果をメッシュ点ごとの出力分布の関数として考慮した。

(3) ボイド分布の計算には未飽和表面沸騰の効果も考慮した。

(4) 焼損熱流束はJANSSEN-LEVYの関係式から求めた。(KYNAKコードではGALSONの関係式で計算することもできる。)

(5) 最小バーンアウト比および燃料棒最高温度の計算に用いた最高熱流束は過出力ピーキング(125%)およびローカル・ピーキングを考慮した出力分布の最高位置における熱流束である。

(6) 炉心下部グリッドから上部グリッドまでの炉心内圧力降下は炉心入口から出口までを8領域に分割して計算した。この内加熱部分は非沸騰領域、未飽和沸騰領域および飽和沸騰領域の3領域に分割した。また、燃料要素の上部および下部タイプレートと中央のスペーサはオリフィスとして取扱った。

圧力計算における各流路部分の流路定数(流路断面積、拡流縮流係数、流路長さ)は現在のJPDRの燃料要素および炉心の構造に基づいて算出した。ただし、等価水力直径は燃料棒数によって変化している。

(7) 飽和沸騰領域の2相流摩擦損失の計算にはマルチネリ・ネルソンの2相流摩擦係数を用いた。この

2相流係数  $r$  はクオリティ  $x$  の2次式にフィットしておき、各点のクオリティ  $x$  から

$$r = 1 + ax + bx^2$$

として計算した。

(8) 未飽和領域の水密度  $\rho_l$  はそのメッシュ点のエンタルピ  $h$  の2次式にフィットした次式から求めた。

$$\rho_l = \rho_a + \rho_b h - \rho_c h^2$$

未飽和表面沸騰領域の平均密度  $\rho$  は、ボイド体積率を  $\alpha$  として、次式で与えた。

$$\rho = \rho_l(1 - \alpha) + \rho_g \alpha$$

(9) 燃料棒沸騰熱伝達率は  $4.882 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、また、燃料ペレットと被覆内面のギャップ熱伝達率は  $4.882 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$  とした。<sup>15)</sup>

(10) 拡散方程式の収斂判定因子はメッシュ点ごとの収斂判定で  $10^{-3}$  である。出力ボイド繰返し計算の収斂判定因子は出力分布のメッシュ点ごとの収斂判定で  $0.2 \times 10^{-2}$  である。

### 3.4 核定数

このパラメータ・サーベイに使用した核定数は JPD R の初期炉心の解析のために作成したものである。ゆえに、これは現在の JPDR 炉心および燃料体の構造に基いて計算されている。

この核定数セットの計算条件は下記のとおりである。

- (1) エネルギー群数は3群である。
- (2) 核定数は燃料要素セル内の中性子束分布を考慮して燃料要素セル内で平均した値である。
- (3) チャンネル内ボイド 0~60% の範囲で 10% ごとに炉心領域核定数を与えている。また、上部反射体核定数はボイド 0~40% の範囲で 10% ごとに与えている。
- (4) 燃料要素あたりの燃料棒数は 36 本とし、現在の JPDR の燃料要素の構造寸法を用いた。ゆえに、燃料棒数が 49 本または 64 本の場合には燃料の熱中性子損失因子およびスペクトルが少し変化するはずであるが、その補正はおこなっていない。

上述した核定数は炉心に毒物カーテンが挿入されたクリーンな炉心の場合の値である。JPDR が出力倍増をする時までには毒物カーテンは取出されており、燃料のバーンアップもかなり進み、燃料要素 72 本の内

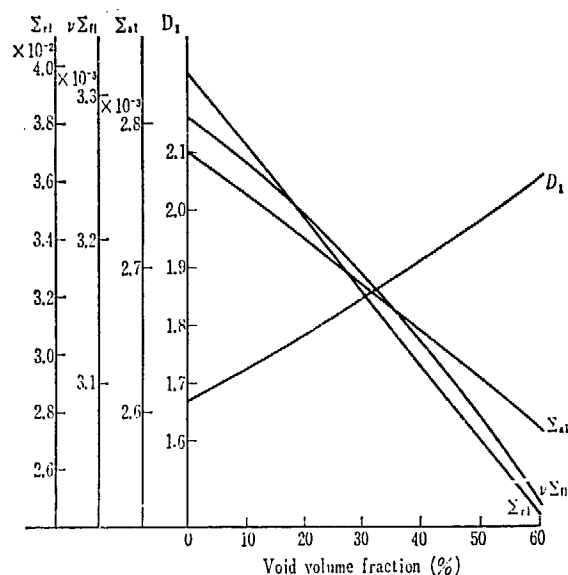


Fig. 2 Fast group cross sections versus void

24本は新燃料に取替えられていると予想される。JPDR のバーンアップ計算によれば<sup>16)</sup>、バーンアップが進んで燃料を 2/6 取替えた直後の炉心反応度は現在のそれとほとんど変わらない (0.5% 以下の変化)。また、このサーベイ計算のパラメータ、すなわち、出力、入口流速およびエンタルピ、の変化に伴う炉心反応度の変化は、主として、炉心内ボイド分布および Xe, Sm ならびにドップラー効果により決定される。ゆえに、この計算でバーンアップや熱中性子損失因子の効果を無視したことは、この核計算の目的、すなわち、出力、入口流速、エンタルピによる  $k_{eff}$  の変化を求めること、に大した影響は与えないと考える。

JPDR の燃料要素セル平均核定数の計算方法は

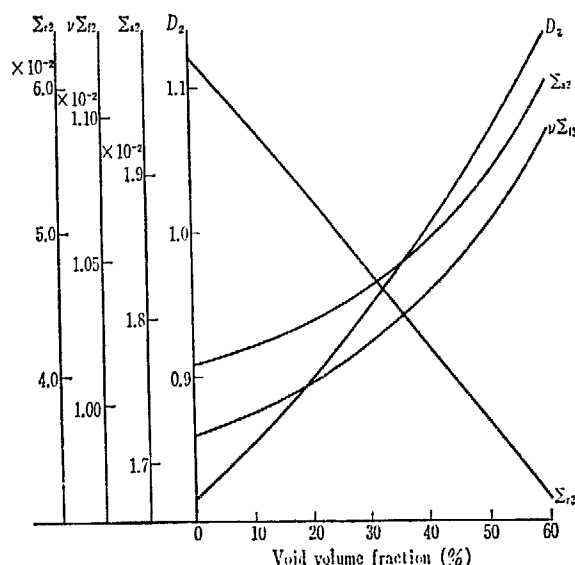


Fig. 3 Epithermal group cross sections versus void

JPDR の最小臨界計算に使用した方法と同じであるので、計算方法についてはこの文献<sup>17)</sup>を参照されたい。この計算方法と相違する点は、JPDR の最小臨界計算と実験の比較を基礎として、共鳴を逃れる確率および熱中性子利用率の補正をおこなったことである。また、 $Dy_2O_3$  の効果は標準の燃料の領域の核定数のうち熱群吸収断面積だけが Dy の吸収によって増加するとして表わした。

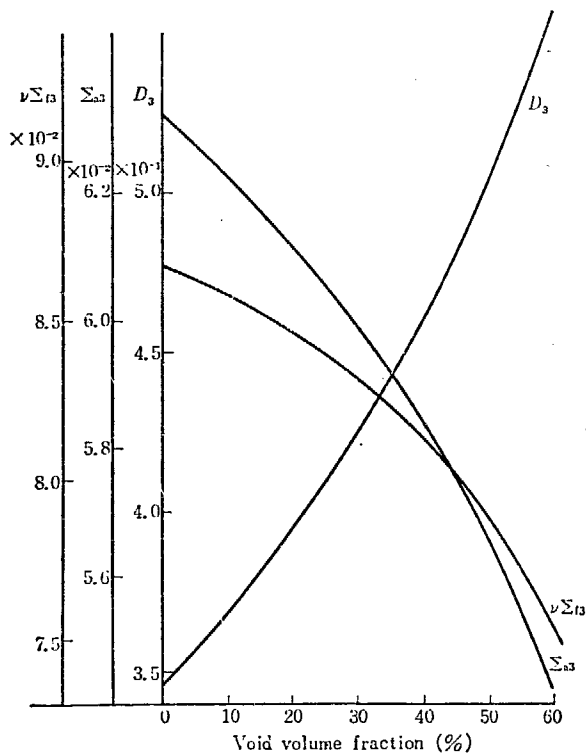


Fig. 4 Thermal group cross sections versus void

上述した計算条件の下で求めたボイド依存の炉心核定数をボイドの関数として図示すると Fig. 2, 3, 4 のようになる。KYNAC コードではこの核定数を最小自乗法によりチャンネル内ボイド体積率の2次式にフィットして計算に用いている。フィットの誤差は 1/500 以内であるので、フィッティングは良好である。

Xe の平衡濃度を計算するための Xe のマイクロ熱群断面積としては 277°C、チャンネル内ボイド 30% の燃料棒セル熱群スペクトルで平均した値、 $2.02 \times 10^6$  バーン、を用いた。また、高速群およびエピサーマル群の分裂による Xe の生成も Xe 濃度の計算に考慮されている。

ドップラー効果は、共鳴を逃れる確率のドップラー効果による変化分  $\Delta p$  を次式のように燃料平均温度の2次式にフィットして計算する。

$$\Delta p = \Delta p_0 + \Delta p_1 T_{av} + \Delta p_2 T_{av}^2$$

この2次式のフィッティング係数は、共鳴を逃れる確率計算コード PP によりボイド 30%、減速材温度 277°C の状態で燃料平均温度をパラメータとして共鳴を逃れる確率を計算し、燃料平均温度の上昇に伴う共鳴を逃れる確率の変化分を最小自乗法によりフィットして求めた。この2次式の係数のうち主要な係数はドップラー係数に相当する1次の係数、

$$\Delta p_1 = -0.2225 \times 10^{-4}/^\circ\text{C}$$

である。なお、GE の計算値 (JPDR 45 MW) は  $-0.176 \sim -0.202 \times 10^{-4}/^\circ\text{C}$  であり<sup>16)</sup>、上記の値とほぼ一致している。(久家)

## 4 熱設計的検討

### 4.1 最小バーンアウト比

Fig. 5, 6, 7 は、36 本、49 本、64 本組の各燃料アッセンブリーにおける出力と最小バーンアウト比の関係を示した図である。

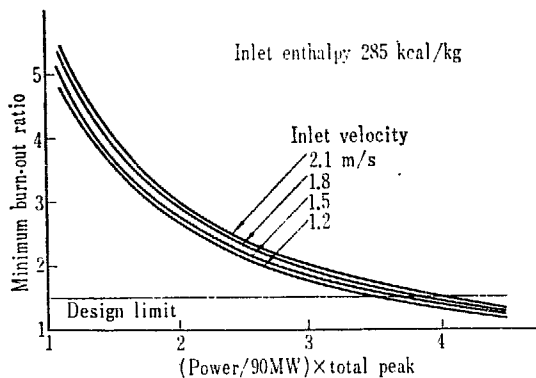


Fig. 5 Minimum burn-out ratio  
—36 Fuel rods—

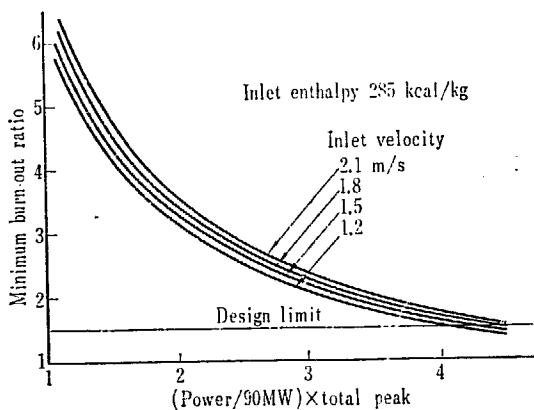


Fig. 6 Minimum burn-out ratio  
—49 Fuel rods—

一般に、バーンアウトに関する実験結果によると、バーンアウトは発熱体出口部分で生じている。しかし、Fig. 34 に見られるように、KYNAK で計算される最大熱流束は、燃料体下端から 30 cm~40 cm の点である。

これは実験室でおこなわれるバーンアウト実験の多くは、発熱体を一様に加熱するため、蒸気量が下流に行くにしたがって漸次増加し、このため発熱体(上端)

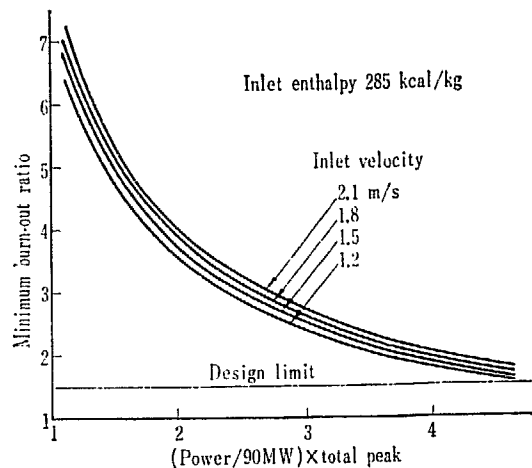


Fig. 7 Minimum burn-out ratio  
—64 Fuel rods—

にバーンアウトが起きやすくなる。しかし、BWR 型原子炉においては、気泡による反応度の減少のため燃料上部での中性子束の歪が大きく、Fig. 34 に見られるように、炉心下部に最大熱束部が生じる。

さて、Fig. 5, 6, 7 は縦軸に LEVY のバーンアウト熱流束の式から算出される最小バーンアウト比を、横軸には 90 MW 出力 (72 本燃料アッセンブリーにおいて) における平均出力を 1 としたピーキング・ファクターをとり、燃料要素の入口流速をパラメータとして変化させたものである。流速は 1.2 m/s から 2.1 m/s までの間を 0.3 m/s おきに 4 点を選んでいる。冷却材入口エンタルピーは、すべて 285 kcal/kg (約 6°C のサブクール水に相当) である。図中には参考のため、JPDR-II における設計限界点 (バーンアウト比=1.5) を示して置いた。

これらの図から、バーンアウトに関する設計値を満足するには、全ピーキングファクターを 4.0 とすれば、36 本燃料の場合には水流速を 2.1 m/s 以上にしなければならないのに対して、49 本燃料、64 本燃料の場合には 1.2 m/s の水流速でも十分余裕があることがわかる。

このことと、LEVY のバーンアウト熱束の式がかなり安全側にあることを考え合わせると、バーンアウト熱流束についての JPDR-II の設計条件は、49 本燃料、64 本燃料では多分にゆとりのある設計といえる。

4. 2 燃料温度

Fig. 8, 9, 10 は、燃料棒本数がおのの 36 本, 49 本, 64 本の場合における、燃料各部の温度と燃料棒出力 (90 MW におけるピーキング・ファクター) との関係を示した図である。

燃料中心温度について考えてみると、36 本燃料では設計限界出力 (ピーキングファクター 3.8) において中心温度は 2560°C に達する。この値は明らかに、 $UO_2$  のオーバー・パワー時設計限界温度 2300°C を越える値である。一方、49 本燃料, 64 本燃料においては、中心温度はおのの 2230°C, 1950°C と設計限界点より低い値となっている。

通常運転時の中心温度の限界点は、核分裂ガスの放出が盛んとなる温度 2000°C である。KYNAK の計算では、125% のオーバー・パワーを見込んでるので、通常運転時の最大ピーキング・ファクターは

$$3.8 \times \frac{100}{125} = 3.04$$

となる。この点における中心温度は、36本燃料—2320

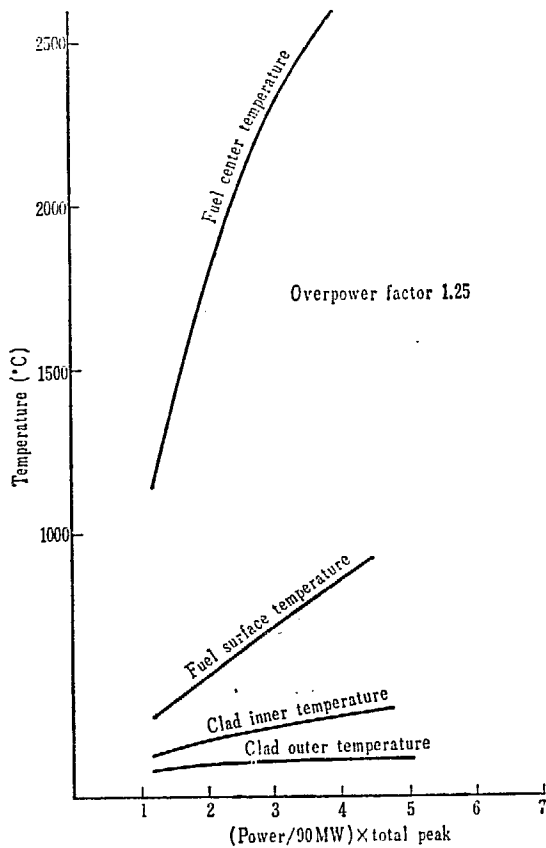


Fig. 8 Fuel temperature —36 Fuel rods—

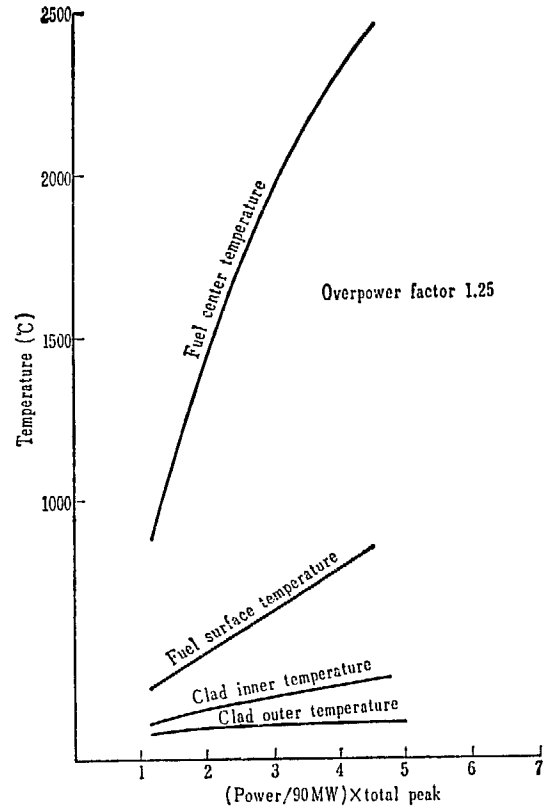


Fig. 9 Fuel temperature —49 Fuel rods—

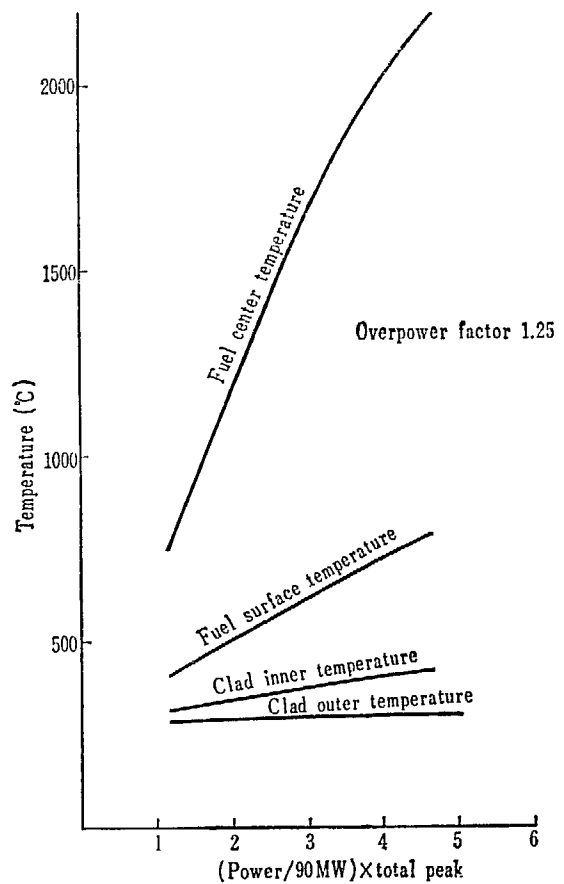


Fig. 10 Fuel temperature —64 Fuel rods—

°C, 49 本燃料—1960°C, 64 本燃料—1670°C となる。

このことから、36 本燃料においては、通常運転時、過出力時ともに燃料中心温度はその制限値を越す値となる。一方 49 本燃料は、設計限界値に近い値ではあるがその制限内に入り、64 本燃料では十分ゆとりのある設計であることがわかる。

被覆材の表面温度は 300°C 前後の値であるが、燃料棒本数の増加とともに少し低下する傾向がある。これは沸騰熱伝達率が一定値 (48,800 kcal/m<sup>2</sup>hr°C) であると仮定したこと、燃料棒本数が多くなれば被覆材表面の熱流束が減少することから考えて当然のことである。

被覆材の内外面における温度差もまた、燃料棒本数の増加とともに減少しているが、定格出力時 80°C~115°C, 125% 過出力時 95°C~130°C にも達する。JPDR-II の設計に使用している被覆材はジルカロイ-II であり、その肉厚は 0.76 mm として計算している。

この被覆材に加わる最大の熱応力は、過出力時 36 本の燃料棒の被覆材内側に生じる圧縮応力でありその値は 6 kg/mm<sup>2</sup> となる。また、最大引張応力は被覆材の外側に生じ、その値も 6 kg/mm<sup>2</sup> である。

ジルカロイ-II の引張強さは、常温において 40~45 kg/mm<sup>2</sup> であり、300°C~350°C の温度範囲における許容応力は 11~10 kg/mm<sup>2</sup> としてよい。<sup>19)</sup> かつ、熱応力は二次応力であるため、ASME コード (セクション III) においても許容応力の 3 倍まで許容できる性質のものである。

したがって、被覆材の内外面における温度差は一見非常に大きい値のように思われるが、十分許容し得る値であることがわかる。

KYNAK の計算においては、燃料表面の熱伝達率としては一定値 48,800 kcal/m<sup>2</sup>hr°C を用いた。この値は燃料の末期に 0.25 mm のスケールが付着するものとして計算した値であり非常に安全側に見積った値である。

また、被覆材内面とペレット外面の接触熱伝達率においても、4,880 kcal/m<sup>2</sup>hr°C として計算している。この値もまた内輪に見積った値で、普通は 6,000~8,000 kcal/m<sup>2</sup>hr°C 程度といわれている。

もし、燃料表面の熱伝達率が 100,000 kcal/m<sup>2</sup>hr°C, 接触熱伝達率 8,000 kcal/m<sup>2</sup>hr°C であるとする、被覆材表面温度は約 10~15°C, ペレット表面温度は約 140~160°C と低目に計算される。

一方、UO<sub>2</sub> ペレット内の熱伝導率の式には BATES の式を使用しているが、もし Lyon の実験結果のごと

く高温において熱伝導率が低下することが事実であれば、Bates の式による計算値よりも燃料中心温度は約 50°C 高くなる。しかし全般的にみて、今回われわれがおこなった KYNAK の計算においては、中心温度を約 50°C~100°C ほど高い目に見積っていると考えるとほぼ間違いないものと思われる。

### 4.3 最大熱流束

最大熱流束についての制限は、2.9 においても述べたように、その値がバーンアウト熱流束によって制約を受けたものでないとするれば、正確な根拠がはっきりとしていない。

われわれの計算の検討においても、この最大熱流束の制限について多くの議論がなされた。以下、検討をおこなった項目について要約を述べる。

Fig. 11 は、KYNAK で計算された最大熱流束と、出力 (90 MW におけるピーキング・ファクター) の関係を示すグラフである。設計限界熱流束  $1.2 \times 10^6$  kcal/hrm<sup>2</sup> (Big Rock Point BWR における制限値) に固執すれば、64 本燃料においてすらその値に見合うピーキング・ファクターは 3.6 となり、設計限界点を満足しないのである。もちろん、49 本燃料におけるピーキング・ファクターは 3.2 となり、36 本燃料にいたっ

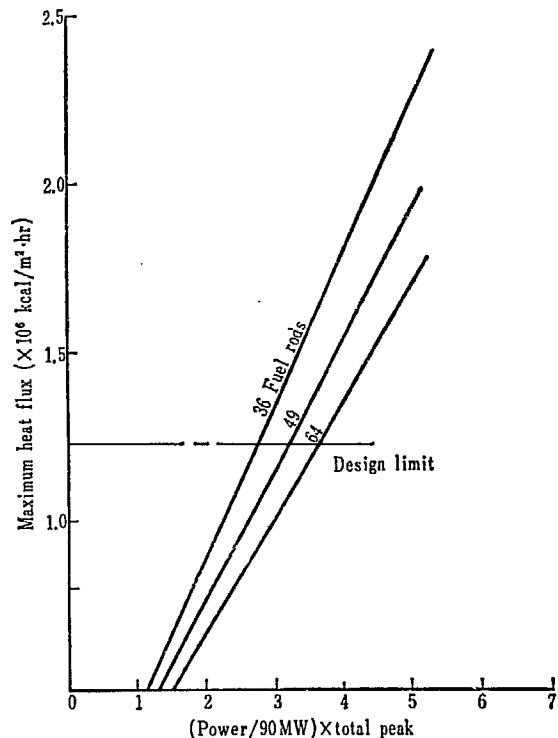


Fig. 11 Maximum heat flux



ては2.7にしか過ぎない。

逆に、ピーキング・ファクターを3.8に限定して、それに見合う必要な最大熱流束を求めてみると、36本燃料においては $1.67 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr, 49本燃料においては $1.43 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr, 64本燃料においては $1.25 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr となる。

4.1においても述べたように、最も安全側のバーンアウト熱流束を与えると考えられるLEVYの計算式で計算しても、バーンアウト熱流束は約 $2.5 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr となり、制限値の $1.2 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr の2.1倍にも達する。この値は自然循環用原子炉で採用されるバーンアウト比1.7に較べてもはるかに大きな値である。

燃料中心温度を設計限界温度(2300°C)以下に押える設計条件も、バーンアウト熱流束と同様に、最高熱流束に比べると制限因子とはならない。この熱流束を各燃料棒本数について計算してみると、36本燃料では $1.3 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr, 49本燃料では $1.5 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr, 64本燃料では $1.7 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr となり設計限界熱流束 $1.2 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hr を優に越える値である。Big Rock Point BWRの燃料は被覆材外径約9.9mm, 被覆材SUS 0.5mm肉厚のものである。この燃料は、JPDR-IIに置換えるならば49本と64本の燃料の中間の寸法であり、BIG ROCK POINT BWRが採用した、最大熱流束 $1.2 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hrの説明はバーンアウト、燃料中心温度からはつかない。以上のように、最大熱流束がバーンアウト熱流束、燃料中心温度などからくる制限よりも低く抑えた設計をアメリカでおこなっている根拠は明確ではないが、結局、最大熱流束としては2.9でふれたごとく、VBWRでの燃料照射実験から得られた値を採用せざるを得なかった。

しかし、この制限値 $1.2 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hrを採用する

限り、現在の設計のままJPDRを90MW出力にすることは、KYNAC計算の範囲では不可能といわざるを得ない。

現在の設計の方針の1つとしては、JPDRが炉心内に78本までの燃料を挿入し得ることに着目し、今までおこなってきた72本炉心で90MW出す計画を、78本でおこなうことにすることである。このことは1本当りの出力が72/78に減少することだけでなく、半径方向のピーキング・ファクターをも減少させる二重の利点がある。しかし一方、制御棒の能力等解決を要する問題点をも含んでいる。

さて、78本の燃料アッセンブリーで炉心を組立てた場合、最大熱流束を $1.2 \times 10^6$  kcal/m<sup>2</sup>hrに制限すればピーキング・ファクターは、49本燃料の場合3.6, 64本燃料の場合4.1まで許容できる。すなわち、64本燃料においては設計が可能となる。

しかし一方、被覆材の製造、燃料棒製造の過程における各部の精度などを合わせて考えた場合、現在一挙に64本燃料による炉心設計をおこなうことは多くの困難を伴っている。このため現在は49本燃料による炉心設計を進め、さらに現在開発中の2次元核熱水力コード(BWCAL)により精細な設計計算をおこなって、90MW出力の可能性を検討することとした。

#### 4.4 熱設計についてのまとめ

第4章でおこなった熱設計についての計算結果をまとめて、TABLE 2に示す。

このTABLE 2からもわかるように、今までの計算の範囲では現在の36本燃料棒をそのまま使用して出力

TABLE 2 Thermal Design Calc' by KYNAC CODE

Item	Unit	100% Load				125% Over Power			
		36 rod/ASS	49 rod/ASS	64 rod/ASS	Limit	36 rod/ASS	49 rod/ASS	64 rod/ASS	Limit
Minimum Burn out ratio		1.90	2.25	2.55		1.55	1.80	2.05	>1.70
Max. Heat Flux	kcal/m <sup>2</sup> ·hr	$1.33 \times 10^6$	$1.16 \times 10^6$	$1.02 \times 10^6$		$1.68 \times 10^6$	$1.44 \times 10^6$	$1.26 \times 10^6$	$<1.20 \times 10^6$
Fuel Center Temp.	°C	2330	1960	1670	<1900	2560	2230	1950	<2300
Pellet Surface Temp.	°C	725	660	620		830	755	700	
Clad inner Temp.	°C	410	390	375		440	420	400	
Clad Surface Temp.	°C	305	303	300		310	308	305	
Calc' bases.	Reactor Power	90 MW(t)							
	max peak' factor (100%)	3.04							
	(125%)	3.80							
	Inlet Flow Speed	1.8 m/s							
	Inlet Enthalpy	285 kcal/kg							

90 MW まで上昇させることは、すべての点で不可能である。

49 本燃料においては、最大熱流束と定格負荷時における中心温度が問題となる。しかし、定格負荷時の中心温度は、仮りに  $1900^{\circ}\text{C}$  の制限温度を計算通り越えたとしても、 $\text{UO}_2$  の結晶からクラッド内に F・P ガスの放出が盛んになるだけであり、過出力時における中心温度の制限に較べて、制約の度合いの低いものである。かつ、第 4.2 章で述べたように、燃料中心温度は全体として約  $100^{\circ}\text{C}$  ほど高目に見積られている。

64 本燃料においても、最大熱流束が問題である。最大熱流束が設計の制限値となる根拠は第 4.3 章で述べたごとく釈然とはしていない。また、KYNAC 計算コードの計算結果においては、49 本および 64 本燃料棒アセンブリによって 90 MW 出力を出す場合に、最大熱流束が制約を及ぼす唯一の制限因子となっている点に問題がある。しかし、最大熱流束は現在まで多くの動力炉に適用されてきた規準である以上、何らかの必要性から生まれてきた制限因子であるはずである。したがってわれわれは、今後も最大熱流束を下げ

るように設計においても努力する一方、最大熱流束に制限を与える要因を検討して行く予定である。

終りに、現在製作中の、JPDR 燃料テストアセンブリ #1 に使われる被覆材、 $\text{UO}_2$  ペレットを立会検査する機会にめぐまれた。この検査の途中気付いたことであるが、燃料における熱設計（特に温度分布、応力計算）は、全体的な原子炉設計として計算される設計とともに、各個燃料棒の特殊な事情（製造誤差、製作公差）を考慮して、最悪ケース、最良ケースまた一般のケースを計算してみる必要がある。

例えば、KYNAC 計算において採用した接触熱伝達率  $4880 \text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$  は、被覆材とペレットの間に平均約  $0.1 \text{ mm}$  のギャップがあるとして計算した値である。しかし、テストアセンブリ #1 の製作においてはこのギャップは最大  $0.08 \text{ mm}$  程度である。非常に小さい値ではあるが、この  $0.02 \text{ mm}$  が接触熱伝達率に、またペレットの熱膨張に伴う熱応力に、与える影響は必ずしも小さくない。まして平均値として与えられる炉設計上の因子である時はその影響は非常に大きい。（石川）

### 5 圧力損失

KYNAK コードでは、強制循環にした場合の炉心冷却水循環用のポンプ動力と炉心内の流動特性を検討するために、圧力損失の計算が行えるようになっている。計算は Fig. 12 のごとくモデル化した炉心内の一つの燃料要素のノーズピース入口からライザー入口までにあたって、炉心各部における静水頭、摩擦損失、断面拡大縮小による圧力損失をそれぞれ計算できる。

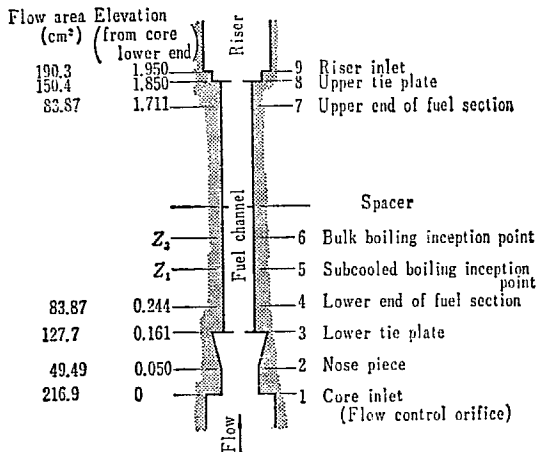


Fig. 12 Model of JPDR fuel channel

#### 5.1 燃料棒数の影響

バーンアウトや燃料温度などの熱的制限を緩和するために、燃料要素当りの燃料棒の数を増加せしめて伝熱面積を増加させる方策が JPDR-II で考えられているが、燃料棒の数の増加は Fig. 13, 14 に示されるごとく、摩擦損失や全圧力差の増加を招く。これはこの計算の前提に水対ウランの容積比を一定にするという条件があって、近似的には冷却材の流路断面一定ともみなせるので、燃料棒の数  $N_{rod}$  を変えればそれに伴って燃料棒直径  $D$  が次式で与えられるように変化し、燃料棒の数が増加するとともに燃料チャンネルの水力直径が小さくなるからである。

$$D \doteq D_0 \sqrt{\frac{N_0}{N}} \quad (5-1)$$

ただし、 $N_0$ 、 $D_0$  は基準となる燃料棒数、燃料棒直径。Fig. 13 によれば、水流速 1.8 m/s で燃料棒を 6×6 から 7×7 に変えた時に摩擦損失は 105 kg/m<sup>2</sup> 増

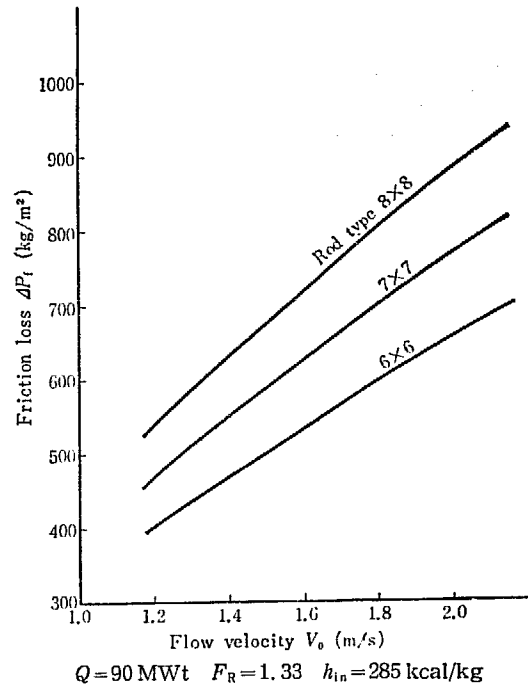


Fig. 13 Friction pressure drop in fuel channel

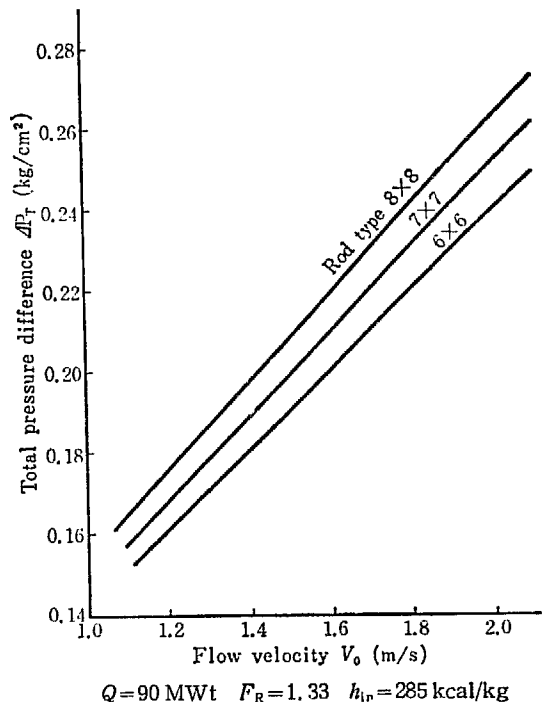
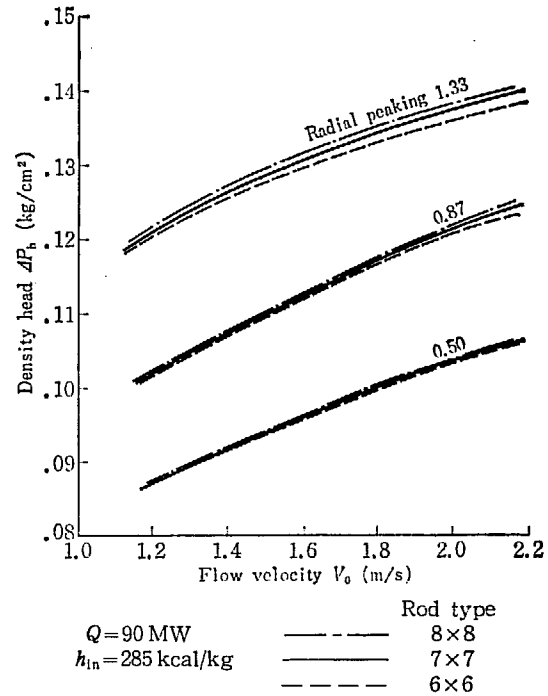


Fig. 14 Total pressure difference induced in fuel channel<sup>1</sup>

加し、その割合は約 20% である。

上記のごとき前提があるため、炉心各部の断面積変化による流動損失には燃料棒の数は表面沸騰部のボイ

ドによる加速損失以外影響しないことになる。一方、静水頭に関しては Fig. 15 から明らかなように、わずかながら燃料棒の数が影響する。これは燃料棒の数を増加すると伝熱面積が増加して伝熱面の熱流束が減少し、表面沸騰の部分のボイド率が減少するからであるが、その影響は非常にわずかである。半径方向ピーキング 1.33、水流速 1.8 m/s のときに、燃料棒を 36 本から 49 本に増すことによる静水頭の増加は TABLE 3 によれば 3 kg/m<sup>2</sup> で、全圧力差にくらべると無視し得るほど小さい。したがって全圧力差にはほとんど摩擦損失への影響のみがきいて、Fig. 13, 14 を比較すれば明らかなごとく全圧力差と摩擦損失とは同様の傾向を示す。



5. 2 出力の影響

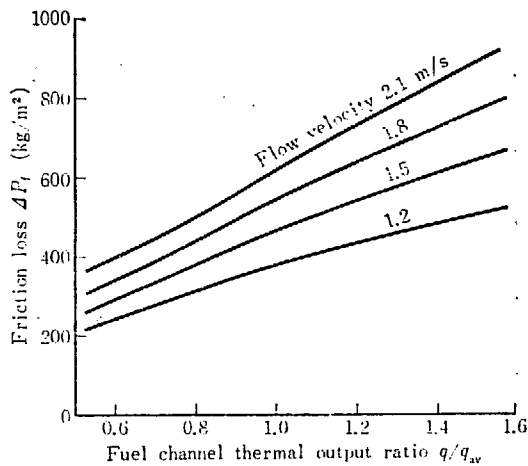
BWR では炉心の燃料要素内を水と蒸気が2相流と

Fig. 15 Flow velocity vs. static head —Effect of rod type—

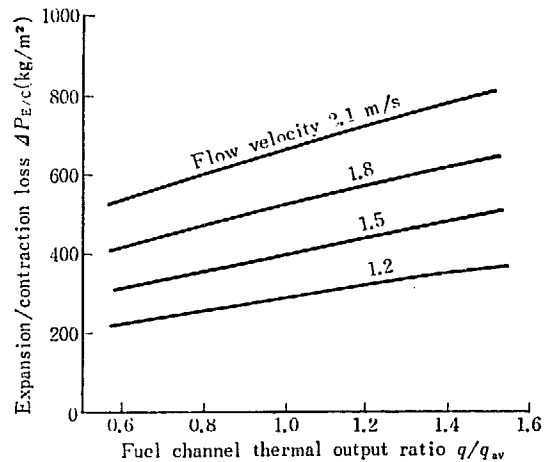
- Power —90 MW
- Radial Peaking —1.33
- Local " —1.2
- Over Power " —1.25
- Rod —7x7

TABLE 3 Calculation results

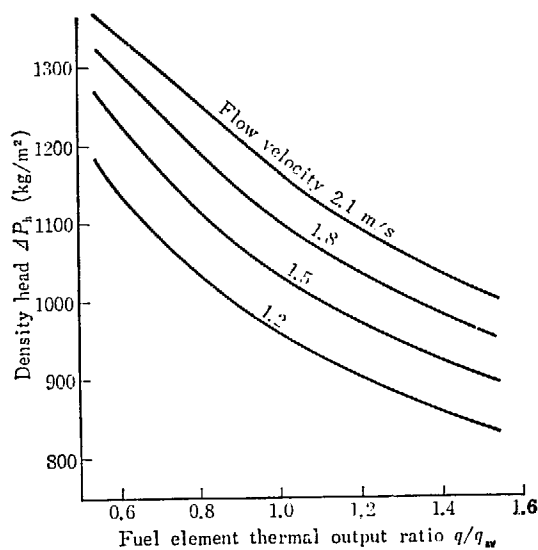
Prob. No.	Flow velocity $V_0$ m/s	Inlet enthalpy $h_{in}$ kcal/kg	Exit quality (%)	Exit void (%)	Average void (%)	MBOR	Axial peak	Total peak	Fuel Center temp. (°C)	$\Delta P_f$ (kg/m <sup>2</sup> )	$\Delta P_{E/C}$ (kg/m <sup>2</sup> )	$\Delta P_h$ (kg/m <sup>2</sup> )	$\Delta P_T$ (kg/m <sup>2</sup> )
101	1.2	290	13.42	62.93	51.09	1.847	1.709	3.409	2109	496.9	392.7	822.7	1712
81		285	11.94	61.07	47.07	1.692	1.868	3.728	2222	463.2	374.1	870.6	1714
102		280	10.47	58.86	42.91	1.661	1.907	3.804	2247	429.9	353.6	922.4	1704
82		275	9.007	56.17	38.45	1.659	1.911	3.813	2249	385.9	332.0	974.1	1691
103		270	7.541	52.82	33.52	1.697	1.872	3.735	2221	336.8	308.8	1034.	1679
83		265	6.080	48.54	27.63	1.753	1.815	3.621	2180	285.0	281.4	1106.	1675
104	1.5	290	10.63	59.12	46.29	1.907	1.727	3.445	2123	646.9	540.2	880.4	2067
85		285	9.177	56.51	41.31	1.793	1.840	3.670	2202	588.0	509.6	939.7	2038
105		280	7.732	53.30	36.18	1.782	1.856	3.702	2213	518.6	476.1	1001.	1996
86		275	6.293	49.24	30.39	1.822	1.818	3.626	2186	442.2	440.2	1072.	1954
106		270	4.852	43.90	23.69	1.891	1.755	3.502	2139	363.3	401.9	1154.	1919
87		265	3.414	36.98	16.63	1.977	1.682	3.355	2082	288.1	361.8	1243.	1893
107	1.8	290	8.770	55.68	42.18	1.957	1.737	3.465	2130	794.5	706.8	930.0	2431
89		285	7.334	52.28	36.22	1.896	1.813	3.617	2174	699.1	660.6	1001.	2361
108		280	5.907	47.96	30.11	1.932	1.784	3.558	2162	591.6	610.5	1075.	2278
90		275	4.484	42.26	22.80	2.003	1.724	3.440	2118	481.1	556.1	1165.	2202
109		270	3.059	34.58	15.21	2.102	1.646	3.285	2057	376.3	498.9	1260.	2136
91		265	1.638	25.35	6.716	2.188	1.585	3.162	2009	294.4	451.2	1368.	2114
110	2.1	290	7.440	52.56	38.60	2.064	1.728	3.446	2123	940.4	891.8	973.5	2806
93		285	6.018	48.33	32.02	2.025	1.766	3.524	2151	801.9	827.3	1053.	2682
111		280	4.603	42.80	24.54	2.087	1.717	3.426	2115	654.5	756.5	1143.	2554
94		275	3.191	35.22	16.18	2.183	1.646	3.283	2058	511.0	680.1	1247.	2439
112		270	1.779	25.03	7.350	2.286	1.574	3.141	2003	393.4	610.3	1360.	2364
95		265	0.368	13.58	0.438	2.355	1.531	3.054	1962	320.4	546.1	1455.	2322



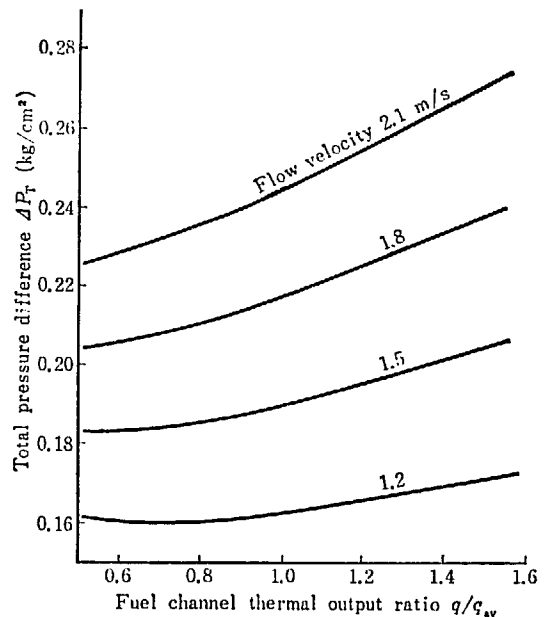
(a) Friction loss



(b) Expansion/contraction loss



(c) Density head



(d) Total pressure difference

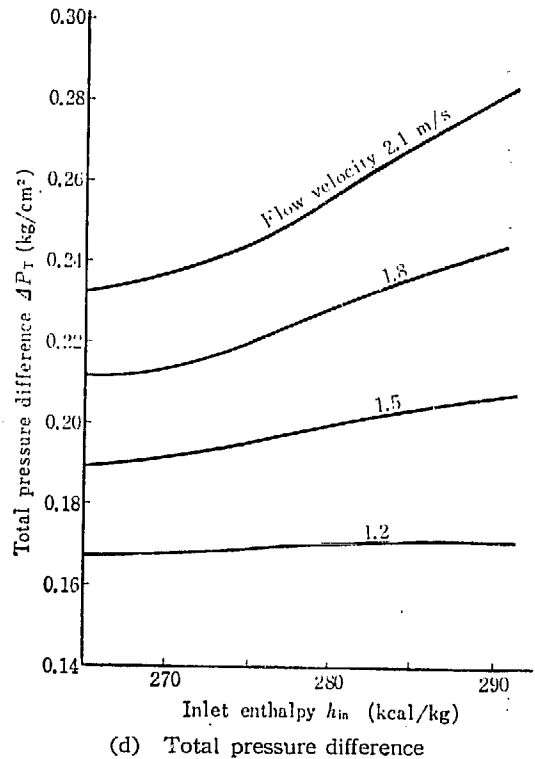
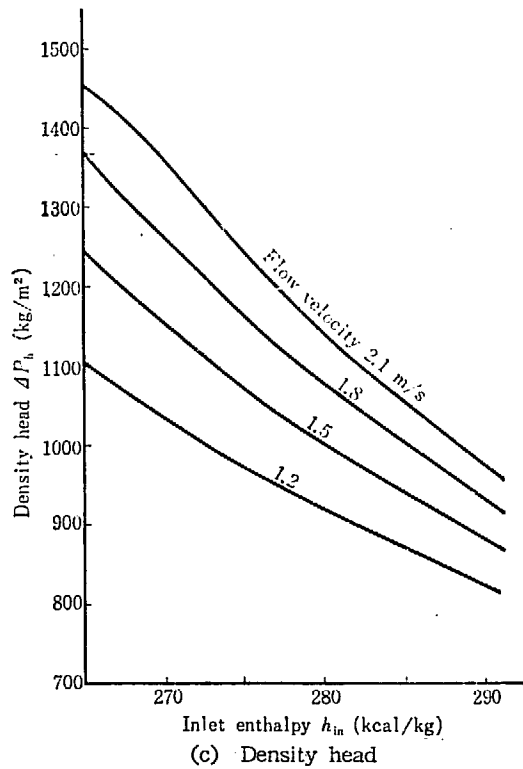
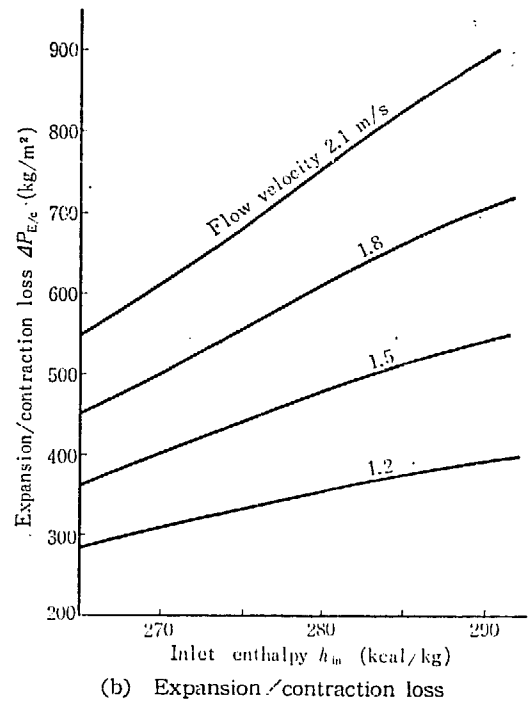
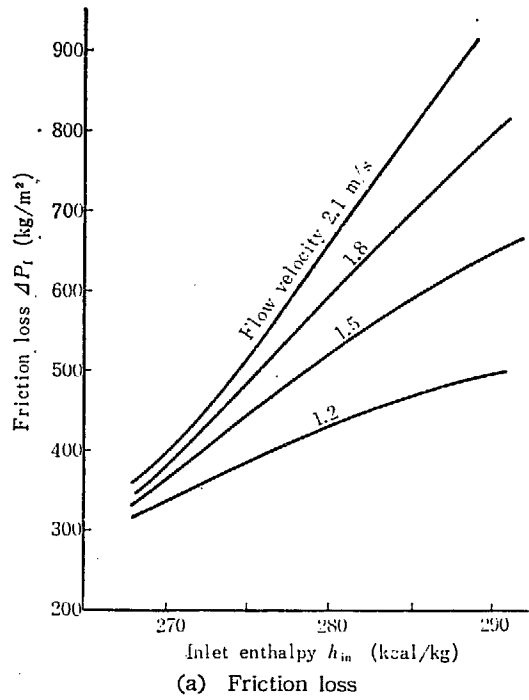
Reactor power  $Q=90$  MW    Inlet enthalpy  $h_{in}=285$  kcal/kg     $q_w = \frac{Q}{N_{ass}} = 1.25$  MWt/Ass.

Fig. 16 Effects of the thermal output of the fuel element on pressure losses

なって流れるたれるために、2相流の流動特性や蒸気ボイド率の変化を通して、燃料要素当りの発熱量（出力）が圧力損失に影響を及ぼす。

Fig. 16(a)~(d)は横軸に熱出力90 MWの炉心の平均の燃料要素発熱量に対するある燃料要素の熱出力の比（半径方向ピーキングに相当）をとり、縦軸に摩擦損失、静水頭などの圧力損失をとって図示したものである。水流速、入口エンタルピなどの条件が一定であれば、燃料要素の熱出力の増加によって燃料チャンネル内の蒸気ボイド率が増加し、水の流速が増大して摩擦損失は増加する。断面の拡大縮小による圧力損失も同様の傾向となる。これに対し、静水頭は熱出力の増

加とともに減少し、これら三者の和として表われる全圧力差は Fig. 16(d) から明らかなごとく、水流速が1.2 m/sの場合には出力の影響が比較的小さく、水流速が大なるほど出力の影響は顕著になってくる。これはいい換えれば、半径方向に出力分布のある炉心において低流速では燃料要素相互の圧力損失の差は小さいが、流速が大になるとその差が大きくなって、炉心全体に一樣な流速で水を流すとすれば、炉心入口にオリフィスを挿入して流量調整をする必要のあることを意味している。



Reactor power  $Q=90$  MW Radial peaking  $F_R=1.33$  Rod type  $7 \times 7$

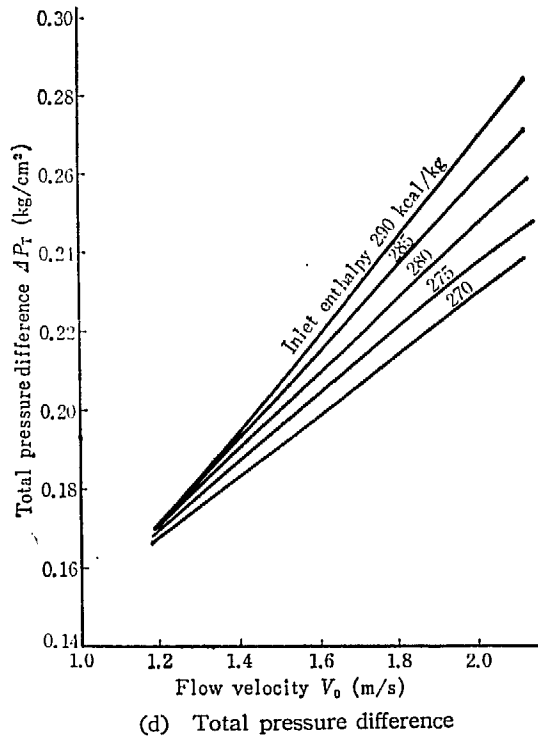
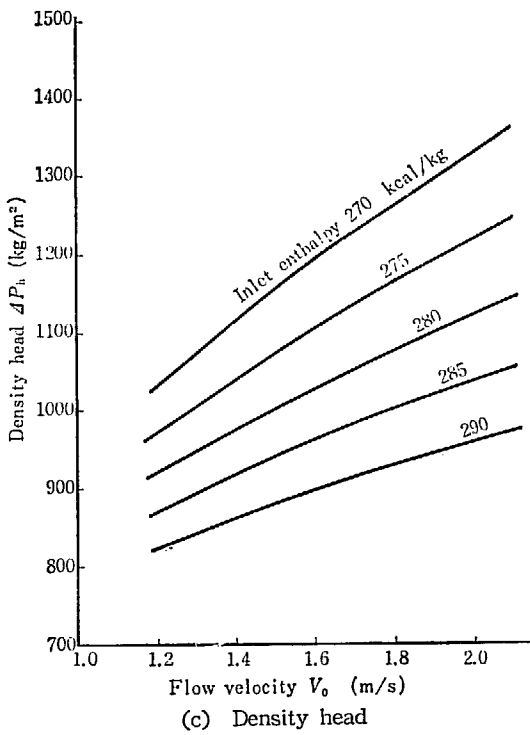
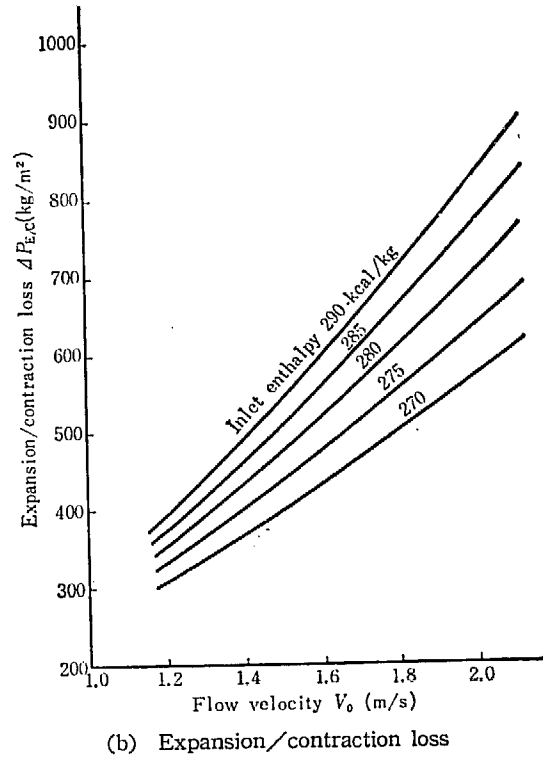
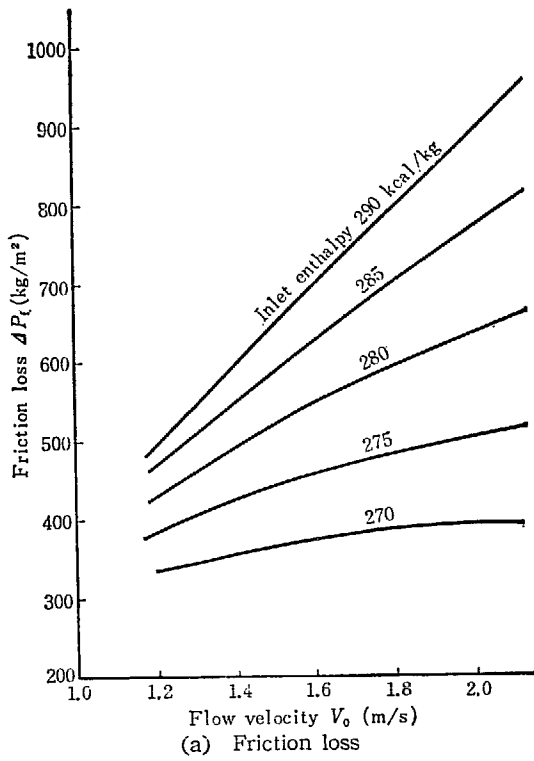
Fig. 17 Effects of inlet enthalpy on pressure loss

なっている下記の条件の場合について、入口エンタルピ、水流速をパラメータとして行なった計算結果に関するものである。

### 5.3 入口エンタルピの影響

これから以降の検討は JPDR-II の一応の目標値と

熱出力  $Q=90$  MW  
 燃料棒数  $N_{rod}=49$  本  
 半径方向ピーキング  $F_R=1.33$



Reactor power  $Q=90$  MW Radial peaking  $F_R=1.33$  Rod type 7×7

Fig. 18 Effects of water flow velocity on pressure loss

燃料要素内の熱収支の式 (5-2) から、炉心出口オリティ  $x_e$  は他の条件がすべて一定であれば、入口エンタルピと直線的関係になることがわかる。

$$x_e = \frac{1}{h_{fg}} \left( \frac{Q F_R}{W_c N_{as}} - h_i + h_{in} \right) \quad (5-2)$$

ただし、 $W_c$ : 水流量  
 $N_{as}$ : 燃料要素数  
 $h_i$ : 飽和水エンタルピ  
 $h_{fg}$ : 蒸気の潜熱

入口エンタルピが大になれば炉心出口オリティが

増加し炉心出口ボイド率も増加する。このようなクオリティ、ボイド率の変化を通じて入口エンタルピは摩擦損失、静水頭などに影響を及ぼす。Fig. 17(a)~(d)は水流速をパラメータとして入口エンタルピの影響を示したものである。全体的にみて、出力比を横軸に取った Fig. 16(a)~(d) と傾向はよく似ている。

タルピをパラメータにして圧力損失を示したものである。摩擦損失は入口エンタルピが高い場合には水流速にほぼ比例し、入口エンタルピが低いところではやや上にふくらんだ曲線となる。断面変化による圧力損失はこれに反してやや下にふくらんだ曲線となる。静水頭は近似的にはチャンネルの平均ボイドの増加とともに直線的に減少する。

5. 4 水流速の影響

水流速はその2乗の形で摩擦損失、断面拡大縮少による損失に影響する他に、入口エンタルピの場合と同じくボイド率を介して静水頭を含めたすべてに影響する。Fig. 18(a)~(d)は横軸に水流速をとり、入口エン

平均ボイド率は水流速の増加とともに減少するから、結局静水頭と水流速の関係は Fig. 18 (c) のようにやや上にふくらんだ曲線となる。以上の総和となる炉心入口出口間の静圧差は Fig. 18 (d) にみられるごとく水流速の増加とともにほとんど直線状に増加する。

$$\Delta P_h = \bar{\rho} \cdot \Delta L$$

$$\approx \rho_f (1 - \bar{\alpha}) \cdot \Delta L$$

Reactor power Q=90 MW  
 Radial peaking  $F_R=1.33$   
 Rod type 7x7  
 Flow velocity  $V_o=1.2$  m/s

TABLE 4 Pressure drop at each section of core

Prob. No.	Inlet enthalpy (kcal/kg)	Inlet water density (kg/m <sup>3</sup> )	Pressure drop $\Delta P$ (kg/m <sup>2</sup> )								$\Sigma \Delta P$	
				1	2	3	4	5	6	7		8
101 $z_1=1$ $z_2=1$ $z_3=3$ $z_4=13$	290	758.2	$\Delta P_h$	37.91	84.16	62.93	0	30.59	535.5	41.72	30.01	822.8
			$\Delta P_f$	0.95	0.34	5.31	0	3.25	429.6	56.44	1.00	496.9
			$\Delta P_{E/CL}$	80.40		45.00			36.70	197.8	3.12	363.0
			$\Delta P_{E/C}$	232.0	-132.4	72.81	0	0.34	227.2	197.8	-205.1	392.7
			$\Delta P_T$	270.8	-47.86	141.1	0	34.17	1192	295.9	-174.1	1712
81 $z_1=1$ $z_2=1$ $z_3=6$ $z_4=15$	285	765.9	$\Delta P_h$	38.29	85.01	63.57	0	87.68	521.1	43.59	31.36	870.6
			$\Delta P_f$	0.96	0.34	5.37	0	8.26	398.9	54.34	0.96	469.2
			$\Delta P_{E/CL}$	81.22		45.43			34.18	185.0	2.92	348.7
			$\Delta P_{E/C}$	234.3	-133.7	73.55	0	1.50	210.8	185.0	-197.3	374.1
			$\Delta P_T$	273.6	-48.34	142.5	0	97.44	1131	238.0	-165.0	1714
102 $z_1=1$ $z_2=2$ $z_3=10$ $z_4=19$	280	773.1	$\Delta P_h$	38.66	85.81	64.17	0	159.5	493.6	45.82	32.96	920.4
			$\Delta P_f$	0.97	0.35	5.42	0	15.11	355.6	51.55	0.92	429.9
			$\Delta P_{E/CL}$	81.95		45.88			30.67	171.5	2.71	332.7
			$\Delta P_{E/C}$	236.5	-135.0	74.24	0	2.61	192.5	171.5	-188.8	353.6
			$\Delta P_T$	276.1	-48.80	143.8	0	177.2	1041	268.9	-154.9	1704
82 $z_1=1$ $z_2=5$ $z_3=13$ $z_4=23$	275	780.0	$\Delta P_h$	39.00	86.58	64.74	0	216.1	484.2	48.52	34.91	974.1
			$\Delta P_f$	0.98	0.35	5.47	0	20.47	309.7	48.07	0.85	385.9
			$\Delta P_{E/CL}$	82.65		46.27			26.93	157.4	2.49	315.7
			$\Delta P_{E/C}$	238.6	-136.2	74.91	0	3.71	172.8	157.4	-179.5	332.0
			$\Delta P_T$	278.6	-49.2	145.1	0	240.3	966.7	253.9	-143.7	1691
103 $z_1=1$ $z_2=7$ $z_3=17$ $z_4=28$	270	787.2	$\Delta P_h$	39.36	87.38	65.34	0	288.9	463.9	51.89	37.33	1034
			$\Delta P_f$	0.99	0.35	5.52	0	27.73	257.6	43.91	0.78	336.8
			$\Delta P_{E/CL}$	83.42		46.72			22.77	142.7	2.26	297.9
			$\Delta P_{E/C}$	240.8	-137.4	75.59	0	4.89	151.6	142.7	-169.4	308.8
			$\Delta P_T$	281.2	-49.69	146.4	0	321.5	873.0	238.5	131.3	1679
83 $z_1=1$ $z_2=10$ $z_3=21$ $z_4=41$	265	794.3	$\Delta P_h$	39.71	88.17	65.93	0	366.4	449.0	56.20	40.43	1106
			$\Delta P_f$	1.00	0.36	5.57	0	35.21	203.2	39.03	0.69	285.0
			$\Delta P_{E/CL}$	84.20		47.14			18.27	127.4	2.01	279.7
			$\Delta P_{E/C}$	243.0	-138.7	76.27	0	6.07	128.1	127.4	-158.1	284.1
			$\Delta P_T$	283.7	-50.1	147.8	0	407.6	780.3	222.7	-117.0	1675



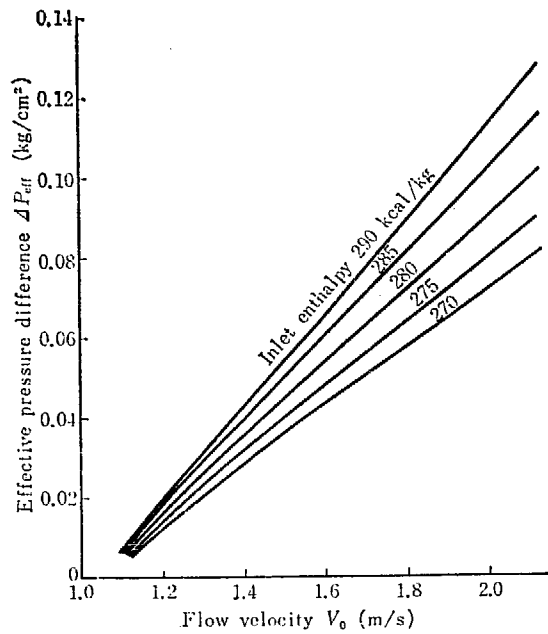


Fig. 19 Effective pressure difference

$V_0 = 1.5 \text{ m/s}$

TABLE 4 (cont'd)

Prob. No.	Inlet enthalpy (kcal/kg)	Inlet water density (kg/m³)	Pressure drop $\Delta P$ (kg/m²)								$\Sigma \Delta P$	
				1	2	3	4	5	6	7		8
104 $z_1=1$ $z_2=1$ $z_3=3$ $z_4=16$	290	753.2	$\Delta P_h$	37.91	84.16	62.93	0	33.27	533.8	45.55	32.77	880.4
			$\Delta P_f$	1.41	0.50	7.85	0	4.80	556.8	74.24	1.32	646.9
			$\Delta P_{E/CL}$	125.5		70.32			49.32	260.5	4.12	509.7
			$\Delta P_{E/C}$	362.4	-206.8	113.8	0	0.53	295.5	260.5	-285.7	540.2
			$\Delta P_T$	401.8	-122.1	184.5	0	38.59	1436	330.3	-251.6	2067
85 $z_1=1$ $z_2=1$ $z_3=8$ $z_4=20$	285	765.9	$\Delta P_h$	38.29	85.01	63.57	0	125.0	545.0	48.18	34.66	939.7
			$\Delta P_f$	1.42	0.51	7.93	0	17.09	490.3	69.55	1.24	588.0
			$\Delta P_{E/CL}$	126.9		71.0			44.47	240.1	2.79	485.3
			$\Delta P_{E/C}$	366.1	-208.9	114.9	0	2.34	267.7	240.1	-272.6	509.6
			$\Delta P_T$	405.8	-123.4	186.4	0	144.4	1347	357.8	-236.7	2038
105 $z_1=1$ $z_2=5$ $z_3=12$ $z_4=25$	280	773.1	$\Delta P_h$	38.66	85.81	64.17	0	200.2	524.3	51.41	36.98	1031
			$\Delta P_f$	1.43	0.51	8.01	0	27.29	416.4	63.83	1.13	518.6
			$\Delta P_{E/CL}$	123.0		71.63			38.77	218.5	3.35	467.3
			$\Delta P_{E/C}$	369.6	-210.9	116.0	0	4.08	236.8	218.5	-258.0	476.1
			$\Delta P_T$	409.7	-124.5	188.2	0	231.5	1177	333.7	-219.8	1996
86 $z_1=1$ $z_2=8$ $z_3=17$ $z_4=37$	275	780.0	$\Delta P_h$	39.00	86.58	64.74	0	292.4	493.6	55.50	39.93	1072
			$\Delta P_f$	1.45	0.52	8.08	0	40.32	333.8	57.09	1.01	442.2
			$\Delta P_{E/CL}$	129.1		72.33			32.35	196.0	3.10	432.9
			$\Delta P_{E/C}$	372.9	-212.8	117.0	0	5.80	242.7	196.0	-241.5	440.2
			$\Delta P_T$	413.3	-125.7	189.9	0	338.5	1030	308.5	-200.6	1954
106 $z_1=2$ $z_2=12$ $z_3=22$ $z_4=49$	270	787.2	$\Delta P_h$	39.36	87.38	65.34	19.91	363.3	463.0	60.87	43.79	1154
			$\Delta P_f$	1.46	0.52	8.15	2.48	51.22	249.3	49.32	0.83	363.3
			$\Delta P_{E/CL}$	130.4		73.00			25.32	172.6	2.73	404.1
			$\Delta P_{E/C}$	376.3	-214.7	118.1	0	7.63	165.0	172.6	-223.0	401.9
			$\Delta P_T$	417.1	-126.8	191.6	22.39	428.2	882.3	282.8	-178.4	1919
87 $z_1=4$ $z_2=17$ $z_3=34$ $z_4=63$	265	794.3	$\Delta P_h$	39.71	88.17	65.93	60.19	490.7	381.3	67.84	48.80	1243
			$\Delta P_f$	1.47	0.53	8.23	7.52	69.60	159.6	40.46	0.72	283.1
			$\Delta P_{E/CL}$	131.5		73.63			18.19	143.3	2.34	374.1
			$\Delta P_{E/C}$	379.7	-216.7	119.2	0	9.49	124.7	143.3	-202.9	361.8
			$\Delta P_T$	420.9	-128.0	193.3	67.71	569.8	665.5	256.6	-153.4	1893

水流速 1.8 m/s, 入口エンタルピ 285 kcal/kg の場合について、炉心入口と出口の圧力差を求めると 0.236 kg/cm<sup>2</sup> となる。JPDR のような構造の炉心では、ダウンカマーとの間に密度差に基づく循環力が作用するから正味の圧力差としてはダウンカマーの静水頭を全圧力差から差引いたものとなる。Fig. 19 は横軸に水流速をとり、有効圧力差を示した。傾向は Fig. 18 (d) と全く同じであるが、この曲線を外挿すると水流速が 1.05 m/s 付近で有効圧力差がゼロになることがわかる。これは自然循環の状態を意味しており、水をこれよりも早く流そうとすれば、図に示した余分の圧力差を循環ポンプによって加えてやらなければならない。

TABLE 4 (cont'd)

$V_0 = 1.8 \text{ m/s}$

Prob. No.	Inlet enthalpy (kcal/kg)	Inlet water density (kg/m <sup>3</sup> )	Pressure drop $\Delta P$ (kg/m <sup>2</sup> )									$\Sigma \Delta P$
				1	2	3	4	5	6	7	8	
107 $z_1 = 1$ $z_2 = 1$ $z_3 = 4$ $z_4 = 19$	290	758.2	$\Delta P_h$	37.91	84.16	62.93	0	52.00	608.7	49.01	35.26	930.0
			$\Delta P_f$	1.93	0.69	10.80	0	9.90	678.0	91.54	1.63	794.5
			$\Delta P_{E/CL}$	180.9		101.2			63.03	328.6	5.19	678.9
			$\Delta P_{E/C}$	521.9	-297.8	163.8	0	0.76	366.6	328.6	-377.1	706.8
			$\Delta P_T$	561.8	-213.0	237.6	0	62.66	1653	463.1	-340.2	2431
89 $z_1 = 1$ $z_2 = 4$ $z_3 = 9$ $z_4 = 25$	285	765.9	$\Delta P_h$	38.29	85.01	63.57	0	146.7	577.5	52.44	37.72	1001
			$\Delta P_f$	1.95	0.70	10.91	0	26.86	573.6	83.64	1.49	699.1
			$\Delta P_{E/CL}$	182.6		102.1			55.33	298.6	4.72	643.3
			$\Delta P_{E/C}$	527.2	-300.8	165.4	0	3.37	323.4	298.6	-356.6	660.6
			$\Delta P_T$	567.5	-215.1	240.0	0	176.9	1474	434.7	-317.4	2361
108 $z_1 = 1$ $z_2 = 7$ $z_3 = 15$ $z_4 = 38$	280	773.1	$\Delta P_h$	38.65	85.81	64.17	0	25.70	532.0	56.79	40.86	1075
			$\Delta P_f$	1.97	0.71	11.02	0	47.79	454.5	74.33	1.32	591.6
			$\Delta P_{E/CL}$	184.5		103.2			46.58	267.1	4.22	605.6
			$\Delta P_{E/C}$	532.2	-303.7	167.0	0	5.88	275.2	267.1	-333.3	610.5
			$\Delta P_T$	572.8	-217.1	242.2	0	310.7	1262	393.3	-291.1	2278
90 $z_1 = 2$ $z_2 = 12$ $z_3 = 21$ $z_4 = 53$	275	780.0	$\Delta P_h$	39.00	86.58	64.74	19.73	352.2	494.8	62.53	44.98	1165
			$\Delta P_f$	1.99	0.71	11.12	3.39	65.88	333.2	63.59	1.13	481.1
			$\Delta P_{E/CL}$	186.0		104.1			36.42	234.3	3.70	564.6
			$\Delta P_{E/C}$	536.9	-306.4	163.5	0	8.36	221.0	234.3	-306.7	556.1
			$\Delta P_T$	577.9	-219.1	244.4	23.12	426.4	1049	363.4	-260.5	2202
109 $z_1 = 4$ $z_2 = 18$ $z_3 = 33$ $z_4 = 63$	270	787.2	$\Delta P_h$	39.36	87.38	65.34	59.69	489.9	397.9	70.26	50.54	1260
			$\Delta P_f$	2.01	0.72	11.22	10.25	93.39	206.4	51.41	0.91	376.3
			$\Delta P_{E/CL}$	187.8		105.1			26.21	200.2	3.16	522.4
			$\Delta P_{E/C}$	541.9	-309.2	170.1	0	10.99	162.0	200.2	-277.0	498.9
			$\Delta P_T$	583.3	-221.1	246.6	69.94	594.2	766.2	321.9	-225.5	2136
91 $z_1 = 7$ $z_2 = 29$ $z_3 = 45$ $z_4 = 63$	265	794.3	$\Delta P_h$	39.71	88.17	65.93	120.3	643.0	274.2	79.55	57.23	1368
			$\Delta P_f$	2.03	0.73	11.32	20.69	121.7	99.5	37.73	67.04	294.4
			$\Delta P_{E/CL}$	189.5		106.1			26.21	164.8	2.60	439.2
			$\Delta P_{E/C}$	546.8	-312.0	171.6	0	13.66	114.9	164.8	-243.4	451.2
			$\Delta P_T$	588.5	-223.1	243.9	141.0	778.4	483.6	282.1	-190.6	2114

$V_0 = 2.1 \text{ m/s}$

110 $z_1 = 1$ $z_2 = 1$ $z_3 = 4$ $z_4 = 23$	290	758.2	$\Delta P_h$	37.91	84.16	62.93	0	53.63	645.2	52.16	37.52	973.5
			$\Delta P_f$	2.53	0.91	14.15	0	12.96	799.4	108.6	1.93	940.4
			$\Delta P_{E/CL}$	246.2		137.8	0		77.65	402.0	6.35	870.0
			$\Delta P_{E/C}$	710.4	-405.4	223.0	0	1.04	439.4	402.0	-478.5	891.8
			$\Delta P_T$	750.8	-320.3	300.1	0	67.63	1884	562.7	-439.1	2806
93 $z_1 = 1$ $z_2 = 5$ $z_3 = 11$ $z_4 = 35$	285	765.9	$\Delta P_h$	38.29	85.01	63.57	0	184.1	534.6	56.41	40.53	1053
			$\Delta P_f$	2.56	0.92	14.29	0	43.98	641.5	96.89	1.72	801.9
			$\Delta P_{E/CL}$	243.5		139.2	0		66.80	360.7	5.70	820.9
			$\Delta P_{E/C}$	717.6	-409.5	225.2	0	4.58	377.0	360.7	-448.5	827.3
			$\Delta P_T$	758.5	-323.5	303.1	0	232.7	1634	514.0	-406.2	2632
111 $z_1 = 1$ $z_2 = 10$ $z_3 = 18$ $z_4 = 50$	280	773.1	$\Delta P_h$	38.66	85.81	64.17	0	315.4	532.8	61.98	44.59	1143
			$\Delta P_f$	2.58	0.93	14.43	0	76.00	475.7	83.33	1.48	654.5
			$\Delta P_{E/CL}$	251.0		140.6	0		54.16	317.5	5.02	768.3
			$\Delta P_{E/C}$	724.4	-413.3	227.4	0	8.00	306.5	317.5	-413.8	756.5
			$\Delta P_T$	765.6	-326.6	306.0	0	399.4	1315	462.8	-367.7	2554

Prob. No.	Inlet enthalpy (kcal/kg)	Inlet water density (kg/m <sup>3</sup> )	Pressure drop $\Delta P$ (kg/m <sup>2</sup> )									$\Sigma \Delta P$
			1	2	3	4	5	6	7	8		
94 $z_1=4$ $z_2=17$ $z_3=26$ $z_4=63$	275	780.0	$\Delta P_h$	39.00	86.58	64.74	59.16	410.9	466.9	69.61	50.08	1247
			$\Delta P_f$	2.61	0.93	14.56	13.31	99.90	310.6	67.90	1.21	511.0
			$\Delta P_{E/CL}$	253.2		141.8	0		40.25	272.3	4.30	711.8
			$\Delta P_{E/C}$	730.8	-417.0	229.4	0	11.38	227.0	272.3	-373.8	680.1
			$\Delta P_T$	772.5	-329.5	308.7	72.47	522.2	1305	409.8	-322.5	2439
112 $z_1=7$ $z_2=28$ $z_3=42$ $z_4=63$	270	787.2	$\Delta P_n$	39.36	87.38	65.34	119.3	587.3	324.2	79.87	57.46	1360
			$\Delta P_f$	2.63	0.94	14.69	26.86	143.1	153.7	50.57	0.90	393.4
			$\Delta P_{E/CL}$	255.3		143.1			35.69	225.5	3.56	663.1
			$\Delta P_{E/C}$	737.6	-420.9	231.5	0	14.96	152.6	225.5	-331.0	610.3
			$\Delta P_T$	779.6	-332.5	311.5	146.2	745.4	630.5	355.9	-272.6	2364
95 $z_1=32$ $z_2=47$ $z_3=57$ $z_4=63$	265	794.3	$\Delta P_h$	39.71	88.17	65.93	574.9	428.3	101.1	91.40	65.75	1455
			$\Delta P_f$	2.65	0.95	14.82	131.0	107.8	31.39	31.25	0.56	320.4
			$\Delta P_{E/CL}$	257.9		144.4			35.69	176.8	2.79	617.5
			$\Delta P_{E/C}$	744.2	-424.6	233.6	0	18.60	92.41	176.8	-294.9	546.1
			$\Delta P_T$	786.6	-335.5	314.3	705.8	554.7	224.9	299.5	-228.6	2322

Reactor power  $Q=90$  MW  
 Radial peaking  $F_p=1.33$   
 Rod type  $7 \times 7$

TABLE 5 Pressure loss at each section of core

Prob. No.	Flow velocity (m/s)	Inlet enthalpy (kcal/kg)	Total pressure loss (kg/m <sup>2</sup> )	Pressure loss (kg/m <sup>2</sup> )								$\frac{\Delta P_{TP}}{\Delta P_0}$
				Channel	Core inlet	Lower tie plate	Rod spacer	Upper tie plate	Riser inlet	Friction loss in fuel section	Friction loss in fuel section (single phase)	
101	1.2	290	859.9	778.5	81.4	45.0	36.7	197.8	3.12	$\Delta P_{TP}$	$\Delta P_0$	5.394
81		285	817.9	735.7	82.2	45.4	34.2	185.0	2.92	467.2	"	5.095
102		280	762.6	679.7	82.9	45.9	30.7	171.5	2.71	427.7	"	4.664
82		275	701.6	618.0	83.6	46.3	26.9	157.4	2.49	383.7	"	4.184
103		270	634.7	550.3	84.4	46.7	22.8	142.7	2.26	334.8	"	3.651
83		265	564.7	479.5	85.2	47.1	18.3	127.4	2.01	283.0	"	3.086
104	1.5	290	1167	1040	126.9	70.3	49.3	260.5	4.12	643.7	135.5	4.751
85		285	1073	945	128.3	71.0	44.5	240.1	3.79	584.9	"	4.317
105		280	978.9	849.5	129.4	71.7	38.8	218.5	3.35	515.5	"	3.804
86		275	875.1	744.5	130.6	72.3	32.4	196.0	3.10	439.3	"	3.242
106		270	767.4	635.5	131.9	73.0	25.3	172.6	2.73	360.5	"	2.660
87		265	662.2	529.2	133.0	73.7	18.2	148.3	2.34	285.4	"	2.106
107	1.8	290	1473	1290	182.8	101.2	63.0	328.6	5.19	790.2	186.3	4.241
89		285	1342	1157	184.6	102.1	55.3	298.6	4.72	696.5	"	3.739
108		280	1197	1010	186.5	103.2	46.6	267.1	4.22	589.0	"	3.162
90		275	1046	858.0	188.0	104.1	36.4	234.3	3.70	478.3	"	2.567
109		270	898.7	708.9	189.8	105.1	26.2	200.2	3.16	373.4	"	2.004
91		265	783.6	592.1	191.5	106.1	26.2	164.8	2.60	290.9	"	1.561
110	2.1	290	1810	1561	248.7	137.8	77.7	402.0	6.35	937.0	244.0	3.840
93		285	1623	1372	251.1	139.2	66.8	360.7	5.70	798.4	"	3.271
111		280	1423	1169	253.6	140.6	54.2	317.5	5.02	650.9	"	2.669
94		275	1223	967	255.8	141.8	40.3	272.3	4.30	507.5	"	2.080
112		270	1057	799	257.9	143.1	35.7	225.5	3.56	389.8	"	1.597
95		265	937.9	677.3	260.6	144.4	35.7	176.8	2.79	316.8	"	1.298

Reactor power  $Q=90\text{MW}$   
 Radial peaking  $F_R=1.33$   
 Rod type  $7\times 7$

TABLE 6 Pressure loss fraction of each section in core

Prob. No.	Flow velocity (m/s)	Inlet enthalpy (kcal/kg)	Pressure loss fraction (%)						Friction loss in fuel section
			Channel	Core inlet	Lower tie plate	Rod spacer	Upper tie plate	Riser inlet	
101	1.2	290	89.5	9.36	5.17	4.22	22.63	0.36	56.9
81		285	89.9	10.05	5.55	4.18	22.61	0.357	57.1
102		280	89.1	10.86	6.02	4.02	22.49	0.355	56.0
82		275	88.1	11.91	6.60	3.84	22.42	0.355	54.7
103		270	86.7	13.30	7.36	3.59	22.49	0.356	52.7
83		265	84.9	15.09	8.34	3.24	22.54	0.356	50.1
104	1.5	290	89.1	10.87	6.02	4.22	22.70	0.353	55.1
85		285	88.1	11.96	6.62	4.15	22.39	0.353	54.5
105		280	86.8	13.21	7.32	3.96	22.31	0.342	52.7
86		275	85.1	14.93	8.26	3.70	22.40	0.354	50.2
106		270	82.8	17.18	9.51	3.30	22.50	0.356	47.0
87		265	79.9	20.09	11.14	2.75	22.40	0.353	43.1
107	1.8	290	87.6	12.41	6.87	4.28	22.31	0.352	53.6
89		285	86.2	13.76	7.61	4.12	22.23	0.352	51.9
108		280	84.4	15.58	8.62	3.89	22.31	0.352	49.2
90		275	82.1	17.98	9.96	3.48	22.41	0.354	45.8
109		270	78.9	21.11	11.70	2.91	22.29	0.352	41.6
91		265	75.6	24.43	13.55	3.34	21.03	0.332	37.1
110	2.1	290	86.3	13.74	7.62	4.29	22.21	0.351	51.4
93		285	84.6	15.48	8.58	4.12	22.21	0.351	49.2
111		280	82.1	17.82	9.88	3.81	22.31	0.353	45.8
94		275	79.1	20.91	11.60	3.30	22.29	0.352	41.5
112		270	75.6	24.40	13.54	3.38	21.32	0.337	36.9
95		265	72.2	27.28	15.39	3.81	18.85	0.297	33.8

$Z_2$ : 沸騰の第1領域から第2領域への遷移点

$Z_3$ : 飽和沸騰開始点

$Z_4$ : ボイド率が40%に達する位置。ただし炉心出口でボイド率が40%に達しない場合は炉心上端のメッシュ番号

### 5.5 炉心各部の圧力損失

これまでは炉心全体の摩擦損失や静水頭などの傾向について検討したが、炉心各部の種々の圧力降下はTABLE 4に示すごとくになる。圧力降下を次の5種に分けて示した。

$\Delta p_h$ : 静水頭

$\Delta p_f$ : 摩擦損失

$\Delta p_{E/C}$ : 流路断面の拡大縮小、液の加速などによる損失

$\Delta p_{E/CL}$ :  $\Delta p_{E/C}$ のうち静圧回復不能の流動損失

$\Delta p_T$ : 各部の全圧力差

1, 2, ……8の番号欄はFig. 12の番号に対応する部分を表わす。「Prob. No.」欄に示した $Z_1, Z_2, Z_3, Z_4$ は次のような意味をもつ点の位置を、炉心軸方向のメッシュ番号で表わしたものである。

$Z_1$ : 未飽和沸騰開始点

TABLE 5には炉心入口、タイプレートなどの各部における流動損失、TABLE 6にはこれらの和である全流動損失に対する炉心各部の流動損失の割合が示されている。Fig. 20, 21には横軸に入口エンタルピ、水流速をそれぞれとり、炉心全流動損失とチャンネル内の流動損失とを図に示したが、いずれも入口エンタルピ、水流速に対してほぼ直線的に増加する傾向を有している。この炉心全流動損失に対して炉心各部の流動損失がいかなる割合をもっているかを示したのがFig. 22およびFig. 23である。図中、チャンネルとあるのは全流動損失から炉心入口、出口の断面変化に基づく損失を差引いたいわゆるチャンネル内で生ずる流動損失である。図から、上部タイプレートや燃料部分での摩擦損失など二相流領域を含む炉心各部の流動損失比は入口エンタルピの増加および水流速の減少とともに増加

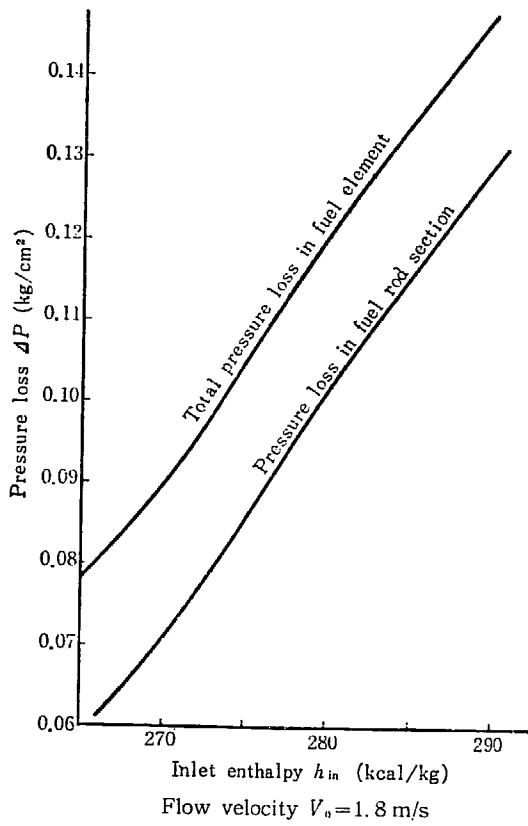


Fig. 20 Pressure loss vs. inlet enthalpy

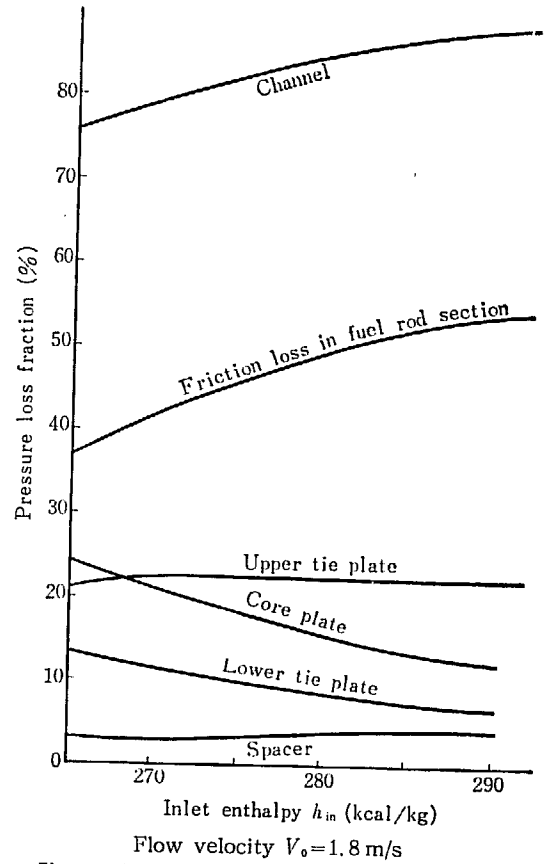


Fig. 22 Fraction of pressure loss at various parts of fuel element—Effect of inlet enthalpy

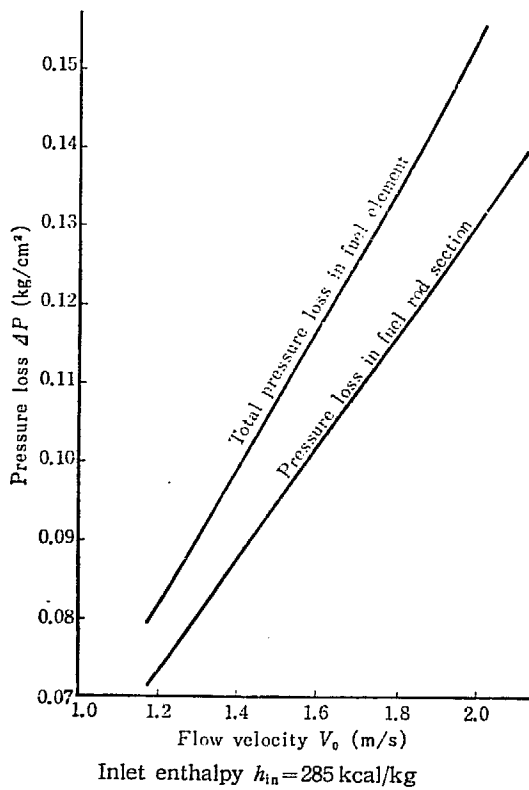


Fig. 21 Pressure loss vs. flow velocity

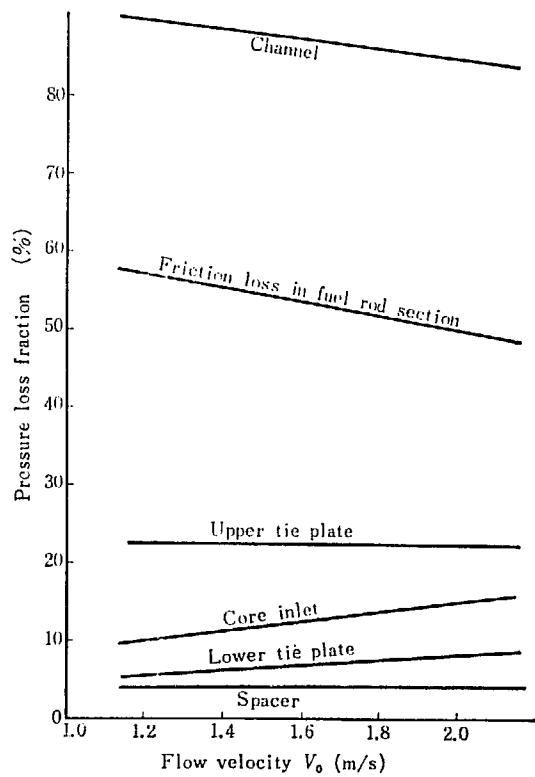


Fig. 23 Fraction of pressure loss at various parts of fuel element—Effect of flow velocity

するが、炉心入口や下部タイプレートなど常に单相流領域の部分の流動損失比は減少する。このような傾向

を示すのは、全流動損失の変化が主に二相流部分の流動損失の変化によるからである。上部タイプレートおよび燃料棒スパーサーなどの部分の流動損失比は水流速の影響をほとんど受けずにほぼ一定であるが、入口エンタルピの増加とともにいずれもわずかながら増加している。燃料棒スパーサーにおける流動損失は全体の3.0~4.5%である。

JPDRの燃料要素に用いられている燃料棒スパーサーは薄板から切り出したような形状をしているので、管内オリフィスとして取扱った。燃料発熱部分に対するスパーサー部分の流路断面積の比は0.827であるが、燃料棒を現在の6×6から7×7にした場合もこの比は変化しないものとして計算した。

5.6 流量調整 (Orifing)

自然循環BWRでは、炉心の各燃料要素の発熱量に応じて蒸気発生量やボイド率が変化し、5.2で述べたように流動抵抗が変化するが、同時に冷却材を循環させる原動力となる炉心とダウンカマーの密度差もこれらの変化を捕うように変化して炉心内の水流速は平坦化する傾向がある。しかし、強制循環の場合には冷却材循環力の炉心ボイド率に対する依存性は減少して専ら外部に設置されたポンプによって循環するので、水流速平坦化の傾向が減少して、ボイドの少ない部分に多くの水が流れるような傾向が顕著になってくる。したがって炉心周辺部の発熱の少ない部分に多くの水が無駄に流れて蒸気発生にあまり寄与できないことになる。

このような状態に対処して効果的に冷却水を炉心に流すには炉心入口にオリフィスを挿入して、発熱量の分布に応じた流量配分をおこなう必要が生ずる。

流量配分法としては次の4通りが考えられる。

- (1) 炉心入口で流量調整を全くおこなわない。
- (2) 各燃料要素の出口クオリティー一定。
- (3) 各燃料要素の冷却材流量一定。
- (4) 各燃料要素の最小バーンアウト比一定。

上記4通りのそれぞれの場合について、熱出力90MW、入口エンタルピ285 kcal/kg、燃料棒数49本で、かつ半径方向ピーキング1.33の燃料要素がホットチャンネルとなり、そこでは熱的条件を十分満足するように水を1.8 m/sで流すとした時の流量配分を検討する。

- (1) 流量調整無し。

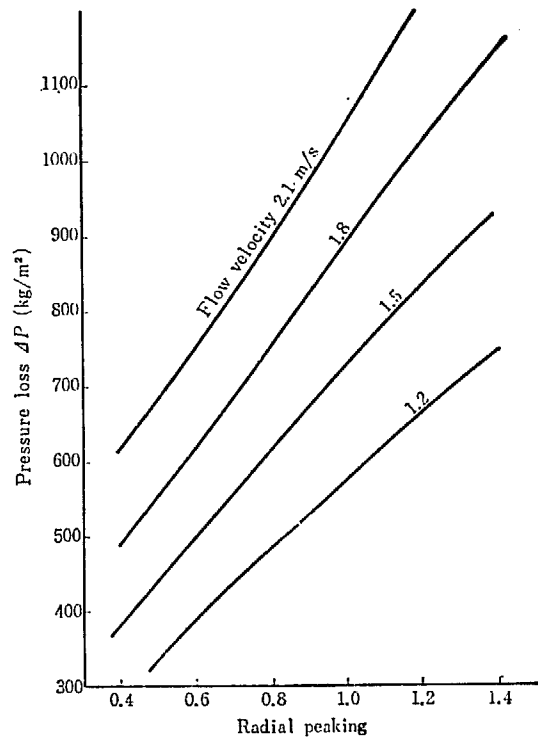


Fig. 24 Pressure loss in fuel channel

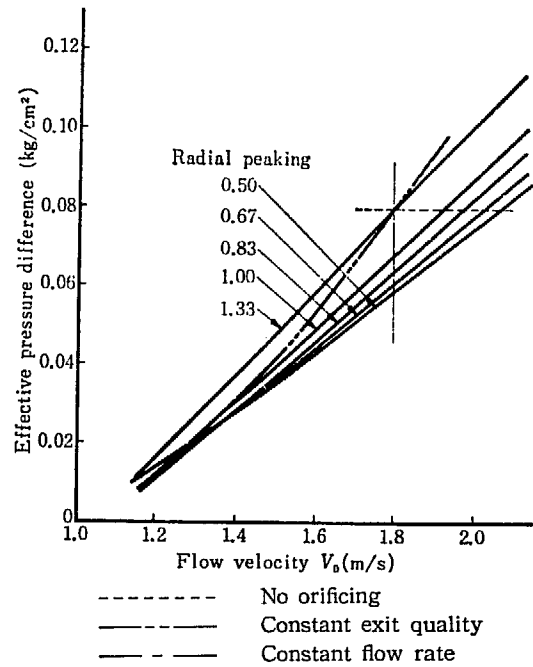
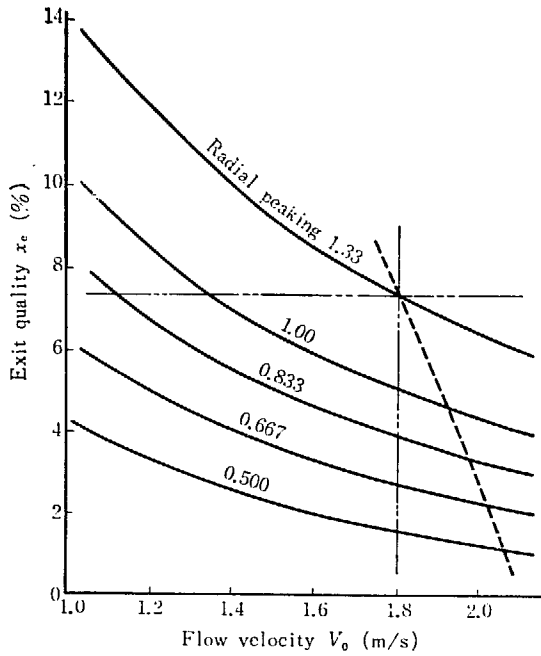


Fig. 25 Effective pressure difference

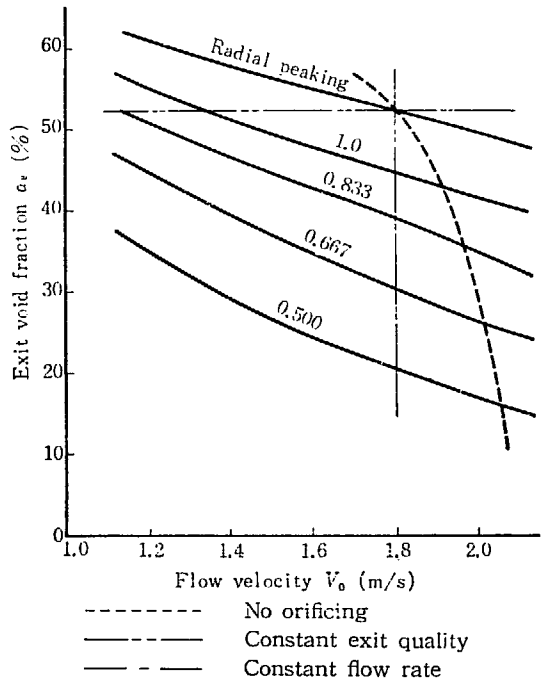
TABLE 7 Case of no orifing

Radial peaking	1.33	1.00	0.833	0.667	0.500
Effective pressure diff. (kg/m²)	795	"	"	"	"
Flow velocity (m/s)	1.80	1.92	1.97	2.02	2.06
Exit quality (%)	7.33	4.60	3.38	2.25	1.15
Exit void fraction (%)	50.9	42.9	35.6	26.3	16.2
Average void fraction (%)	36.3	26.7	19.2	12.6	5.8



----- No orificing  
 ----- Constant exit quality  
 ----- Constant flow rate

Fig. 26 Exit steam quality



----- No orificing  
 ----- Constant exit quality  
 ----- Constant flow rate

Fig. 27 Exit void fraction

すでに述べたように炉心入口で流量調整をおこなわず冷却材を流した時には、Fig. 24に明らかなごとく半径方向ピーキングが小さいほど、いい換えれば燃料要素の発熱量が小さいほど、流動抵抗も小さくなる。一方、循環力は減少するので(Fig. 26)、有効圧力差はFig. 25に示すような傾向となる。図には流量調整しない場合を点線で示した。これと実線との交点がそれぞれの

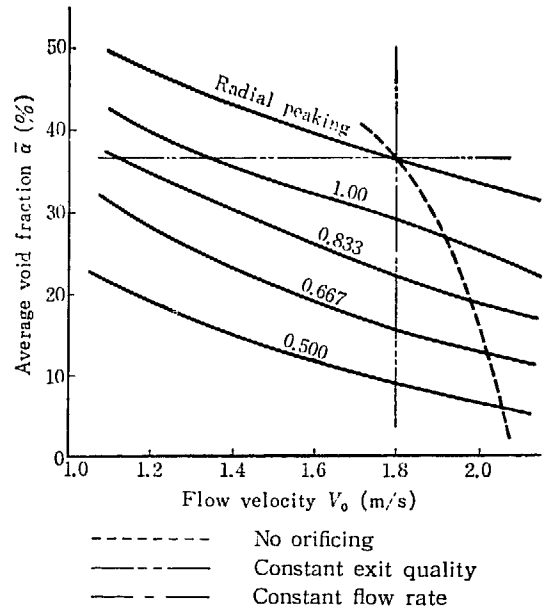


Fig. 28 Average void fraction

TABLE 8 Case of constant exit quality

Radial peaking	1.33	1.00	0.833	0.667	0.500
Exit quality (%)	7.33	"	"	"	"
Exit void fraction (%)	52.3	"	"	"	"
Average void fraction (%)	36.2	"	"	"	"
Flow velocity (m/s)	1.80	1.36	1.12	0.873	—
Effective pressure diff. (kg/m <sup>2</sup> )	795	264	47	-121	—
Orifice area ratio	1.00	0.552	0.451	0.359	—

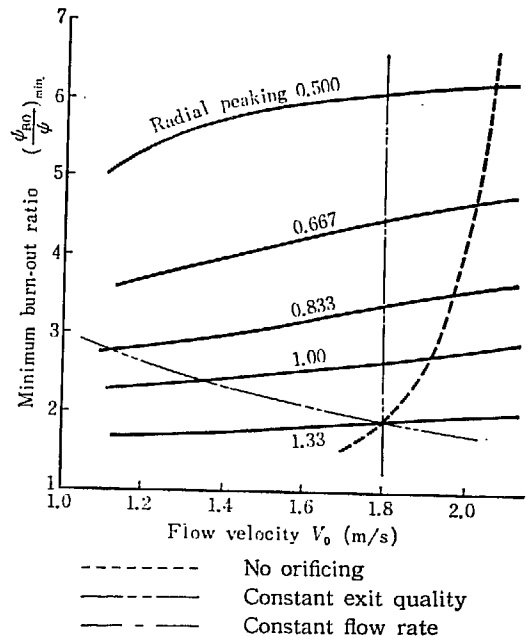


Fig. 29 Minimum burn-out ratio

半径方向ピーキングに対応する水流速を与える。TABLE 5には水流速、出口クオリティ、出口ボイド率などを

まとめたが、この表から明らかなように、流量調整をおこなわない場合には燃料要素当りの発熱量が多いほど（ピーキングの高いところ）、水流速は小さく出口クオリティは大きくなりそのアンバランスが目立つ。

### (2) 出口クオリティ一定 ( $x_e = \text{const.}$ )

炉心の半径方向にわたって出口クオリティが一様になるように水流量を調整して、効果的に蒸気を発生せしめようとする方法である。Fig. 26 に二点鎖線で示した曲線と半径方向ピーキングをパラメータとした曲線との交点から出口クオリティ一定の場合の水流速の分布を得ることができる。同様に Fig. 27, Fig. 28, Fig. 25 から出口ポイド率, 平均ポイド率, 有効圧力差などを求め、それらのデータに基づいて計算した流量調整用オリフィスとノーズピース部分の流路面積比をまとめて TABLE 8 に示した。流量調整無しの場合にくらべて流量分布は格段に改善され、バーンアウトの点からも、Fig. 29 に二点鎖線で示したごとく、かなりの程度に炉心全体が均一化することがわかる。出力が半径方向に平均値の 0.67~1.33 の範囲で分布しているとすれば、ホットチャンネルを基準にして面積比 0.36~1.00 程度のオリフィスを炉心入口のノーズピースの部分に挿入しなければならない。

### (3) 冷却材流量一定

炉心の各燃料要素に一定の流量で冷却材を流した場合には、TABLE 9 や Fig. 26~29 などからも明らかなごとく、

TABLE 9 Case of constant flow rate

Radial peaking	1.33	1.00	0.833	0.667	0.500
Flow velocity (m/s)	1.80	"	"	"	"
Exit quality (%)	7.33	5.05	3.89	2.75	1.60
Exit void fraction (%)	52.3	44.7	39.0	30.3	20.5
Average void fraction (%)	36.2	28.8	22.0	15.6	8.8
Effective pressure diff. (kg/m <sup>2</sup> )	795	680	639	610	591
Orifice area ratio	1.00	0.790	0.762	0.745	0.735

とく、流量調整をしない時よりも出口クオリティ分布やバーンアウト比の分布がわずかながら改善される。流量調整用オリフィス径はノーズピースの径に対して 1.00~0.73 でよい。この方法は GE の 300 MWe HPD 炉（高出力密度炉）の概念設計に使用されている方法であるが、効果はあまり大きくない。

### (4) バーンアウト比一定

これは BWR の熱設計において最も重要な制限値となるバーンアウトについて、炉心内の各燃料要素をすべて同じ条件にするために、炉心入口にオリフィスを挿入して水流量を調整し、最小バーンアウト比を炉心半径方向に一定にしようとする方法である。Fig. 29

により、ホットチャンネル（半径方向ピーキング 1.33）に流速 1.8 m/s で水を流した時の最小バーンアウト比と同じ値に各燃料要素の最小バーンアウト比を揃えるには、平均熱出力の燃料要素（半径方向ピーキング 1.00）においてすらも水流速を 1 m/s 以下にしなければならないといったように、半径方向に非常に大きな水流速の分布を与える必要がある。したがって出力分布が比較的平坦な大型炉は別として JPDR のごとく半径方向に平均値の 0.7~1.4 程度の分布を有する小型炉の場合には、最小バーンアウト比を一定にすることはあまり実際的ではないといえる。

以上はホットチャンネルに流速 1.8 m/s で水を流すことを前提にして、4 通りの流量配分法について検討したものである。流量配分法としては上記 4 通りの他に、それらの中間的方法として、出口クオリティを任意に分布させる方法なども考えられるが、実際の原子炉では、炉心をいくつかの領域に分けて 2, 3 種類のオリフィスで流量の調整をおこなうといった方法がとられている。

次に、上記 4 通りの流量配分法において出力分布は同じであるという仮定で、必要なポンプ動力について検討する。TABLE 10 には実際上不適と考えられる最小

TABLE 10 Power required for water circulation in core

		(1)	(2)	(3)
Average flow velocity	m/s	1.92	1.36	1.80
Total flow rate	m <sup>3</sup> /s	1.16	0.82	1.09
Effective pressure diff.	kg/m <sup>2</sup>	795	"	"
Pumping power	kW	9.02	6.37	8.46

バーンアウト比一定の場合を除いた (1)~(3) の方法について、炉心内に冷却水を流すに必要な動力をまとめたが、所要ポンプ動力という点からは (2), (3), (1) の方法の順にポンプ動力は小さい。

実際のポンプ動力の算定には圧力容器外部の強制循環配管系の流動抵抗も考慮する必要がある。JPDR の場合には圧力容器下部に 180° 相対して直径約 30 cm の強制循環用配管が 2 組取付けられることになっているから、その配管の長さをそれぞれ約 20 m あると仮定（圧力容器配管取付口からポンプを設置する床面まで約 5 m であるが曲がりその他を考慮してこの値を採用する）し、配管内を飽和水が流れるとした時の流動抵抗および全ポンプ動力などを TABLE 11 にまとめた。TABLE 10, 11 を比較して明らかなように、外部循環回路の流動抵抗は炉心内の有効圧力差にくらべて 3.2~6.5 倍も大きいので、全流動抵抗および所要ポンプ動力は冷却水流量に大きく依存することになる。ホット



TABLE 11 Total pumping power

		(1)	(2)	(3)
Total flow rate	m <sup>3</sup> /s	1.16	0.82	1.09
Piping pressure loss	kg/m <sup>2</sup>	5175	2580	4550
Total pressure loss	kg/m <sup>2</sup>	5970	3375	5345
Total pumping power	kW	67.8	27.1	56.9

チャンネルの熱水力的条件を同一にした場合には、出口クオリティ一定の流量配分法は流量最小となり、所要ポンプ動力も 27.1 kW と他の二つの場合に比べて半分以下でよい。流量調整を全くおこなわない場合には発熱量の少ない燃料要素ほど多量の冷却水が流れることになり、冷却水流量は最大で、ポンプ動力は 67.8 W となる。

以上の検討から、流量配分法としては出口クオリティ一定の場合が最も効果的かつ経済的であることがわかる。しかしこの方法ではホットチャンネルの出口クオリティを基準にとれば、炉心平均ボイド比が 36.2% と過大になり、ボイドによる中性子の洩れが増加して現在の計算条件では炉心平均の反応度が 1.0 に達しないので、それを避けるためにボイド比を低く抑える必要がある。それには炉心水量を増加してホットチャンネルの出口クオリティを小さくするか、あるいは出口クオリティを一定ではなくてある分布をもたせるなどの方法が考えられるが、ここでは1次元計算であってその範囲を越えるので詳細な検討は別の機会にゆずる。(小堀)

## 6 核的検討 (I)

### 6.1 $k_{eff}$ と入口流速および出力の関係

JPDR の出力を倍増し 90 MW で運転するためには 90 MW における Xe および Sm 平衡状態の  $k_{eff}$  が 1.0 より大きくなければならない。ゆえに、 $k_{eff}$  に関する設計基準としては、「90 MW における Xe および Sm 平衡状態の  $k_{eff}$  が 1.005 以上あること」とする。この計算に用いた核定数は 3.4 に述べた方法で計算されているが、定格出力 (45 MW) における R-Z 2 次元計算結果と制御棒実測位置の比較から、上記の核定数は炉心反応度を約 1% 低目に見積っていると考えられる。ゆえに、上述した基準は 1.5% の余剰反応度を見込むことに相当する。

Fig. 30 は入口流速および燃料棒数をパラメータとして出力に対する  $k_{eff}$  の変化をプロットしたものである。炉心入口流速が増加すると炉心内平均ボイド体積率が減少するので、当然  $k_{eff}$  は増加する。この図から 90 MW、入口エンタルピー 285 kcal/kg において  $k_{eff} > 1.005$  とするためには入口流速を 1.8 m/sec 以上にしなくてはならないことがわかる。(1.8 m/sec の場合、燃料棒 36 本、49 本および 64 本の  $k_{eff}$  はそれぞれ 1.004、1.006、1.008 である。) 燃料要素当りの燃料棒数の相違により  $k_{eff}$  に 0.002 の差が生じている。これは燃料棒数が増加すると熱流束が減少し、局部沸騰が減少するので、平均ボイド体積率が僅か (約 0.3%) 減少するからである。

入口流速を 1.8 m/sec に固定して 45 MW から 90 MW まで出力を増加することに伴う反応度減少は  $\Delta k_{eff} = -0.040$  である。しかし、燃料棒 36 本の場合に、45 MW、入口流速 1.2 m/sec の状態の  $k_{eff}$  は 1.028 であり、これを 90 MW、入口流速 1.8 m/sec の状態へ出力倍増すると、 $k_{eff}$  は 0.020 だけ減少する。ゆえに、45 MW から 90 MW へ出力を増加する過程で入口流速、換言すれば再循環流量、を出力に応じて増加させれば、入口流速を一定にして出力増加をする場合に比べて、炉心の反応度およびボイド体積率の変化は小さくなり、制御棒駆動距離の変化を小さくできる。

### 6.2 出力係数

Fig. 30 からわかるように、入口流速を一定とすると出力増加に伴う  $k_{eff}$  の変化の勾配、すなわち、反応度の出力係数、は一定である。出力係数は入口流速 1.8 m/sec の場合に  $-0.0889\% \Delta k/MW$  で、1.2 m/sec の場合に  $-0.1167\% \Delta k/MW$  である。出力に応じて入口流速を可変にすれば出力係数は上記の値より小さくなる。

### 6.3 ボイド係数

Fig. 31 は燃料棒 36 本の場合入口流速をパラメータとしてチャンネル内平均ボイドに対する  $k_{eff}$  を示した図

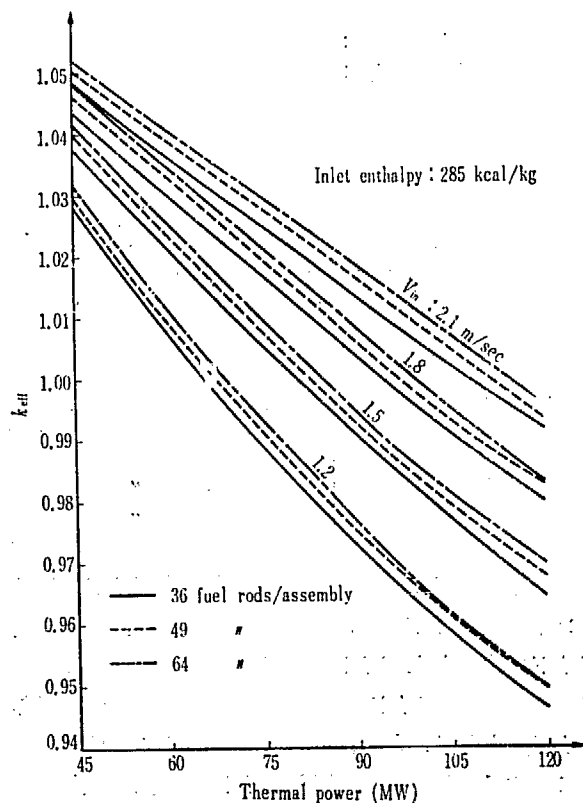


Fig. 30  $k_{eff}$  versus thermal power

である。この図から  $k_{eff} \geq 1.0$  とするにはチャンネル内平均ボイドを 29% 以下にする必要があり、また、 $k_{eff} \geq 1.005$  以上とするにはチャンネル内平均ボイドを 27% 以下に抑えねばならないことがわかる。

Fig. 31 からチャンネル内平均ボイド体積率で表わした反応度のボイド係数を求めると TABLE 12 のようになる。

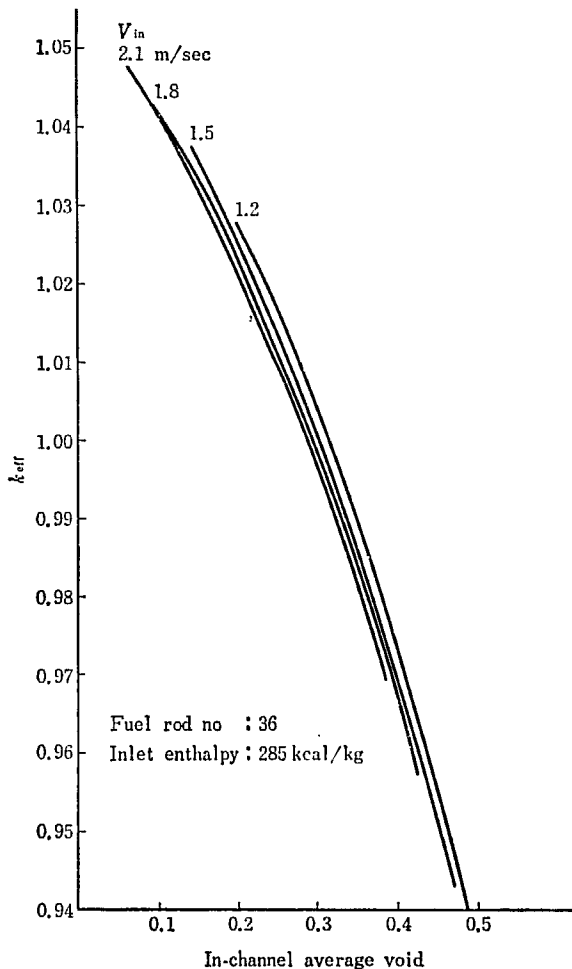


Fig. 31  $k_{eff}$  versus in-channel average void

TABLE 12 Void coefficient

In-channel void fraction	Void coefficient ( $\Delta k/\%$ in-channel void)
10~20%	$0.197 \times 10^{-2}$
20~30	0.240 "
30~40	0.305 "

炉心平均ボイド（燃料要素セル内平均ボイド）はチャンネル内ボイドの 0.7393 倍であるから、炉心平均ボイドで表わしたボイド係数は TABLE 12 の値の 1.353 倍（20~30% ボイドの範囲で  $-3.2 \times 10^{-3} \Delta k/\%$  炉心ボイド）となる。なお、GE の計算値は 45 MW の場合に  $-3.1 \times 10^{-3} \Delta k/\%$  炉心ボイドであり、<sup>16)</sup> 上記の値とよく一致している。

Fig. 31 においてチャンネル内平均ボイドを与え<sup>16)</sup>と入口流速の 1.2~2.1 m/sec の範囲の変化による  $k_{eff}$  の変化はわずか 0.6%  $\Delta k$  以内である。（この相違はボイド分布および出力分布の相違に基くものと考えられる。）また、燃料要素当りの燃料棒の相違による  $k_{eff}$  の相違もすでに述べたようにわずかである。これらのことから、出力増加のために炉心設計パラメータ（熱出力、入口流速、入口エンタルピ、燃料棒数）を変化させる場合に、チャンネル内平均ボイド体積率が変化しないようにこれらのパラメータの組合せを決めると、炉心の  $k_{eff}$  はあまり変化しないことがわかる。

### 6. 4 炉心入口エンタルピと $k_{eff}$

炉心入口エンタルピを減少させると（換言すれば、炉心入口サブクーリングを増大すると）、冷却材を飽和エンタルピまで加熱するに要する熱量が増加するので出力一定の場合沸騰開始点が上方へ移動し、炉心平均ボイド量は減少する。それゆえ、炉心入口エンタルピを減少させると炉心の  $k_{eff}$  は増加する。

炉心入口流速をパラメータとして入口エンタルピの関数として  $k_{eff}$  をプロットすると Fig. 32 が得られる。この図は出力 90 MW、ラジアル・ピーキング 1.33 の場合と出力 75 MW、ラジアル・ピーキング 1.0 の場合をプロットしたものである。この図からわかるように、入口エンタルピに対する  $k_{eff}$  の勾配は入口流速および出力によってはあまり変化せず、280~290 kcal/kg の範囲で 3.2~3.5%  $\Delta k$  変化する。入口エンタルピ 270~280 kcal/kg の範囲の  $k_{eff}$  の減少は 90 MW、ラジアル・ピーキング 1.33 の場合 2.7~2.8%  $\Delta k$  である。

炉心反応度の見地からは、出力増加の際に炉心入口流速をより大きく、炉心入口エンタルピをより低くすれば、炉心の余剰反応度を大きくできる。例えば、6.1 に述べたように、90 MW、入口エンタルピ 285 kcal/kg の場合に  $k_{eff} \geq 1.005$  とするためには入口流速を 1.8 m/sec 以上にしなければならない。しかし、付録 2 に述べるように、熱出力、原子炉圧力、給水エンタルピおよび蒸気キャリアンダを決めると、炉心入口流速と入口エンタルピの関係は熱バランスから一義的に決まる。例えば、出力 90 MW、給水エンタルピ 100 kcal/kg、蒸気キャリアンダ 1.0% の場合に入口流速を 1.8 m/sec とすると入口エンタルピは 287 kcal/kg となり、入口

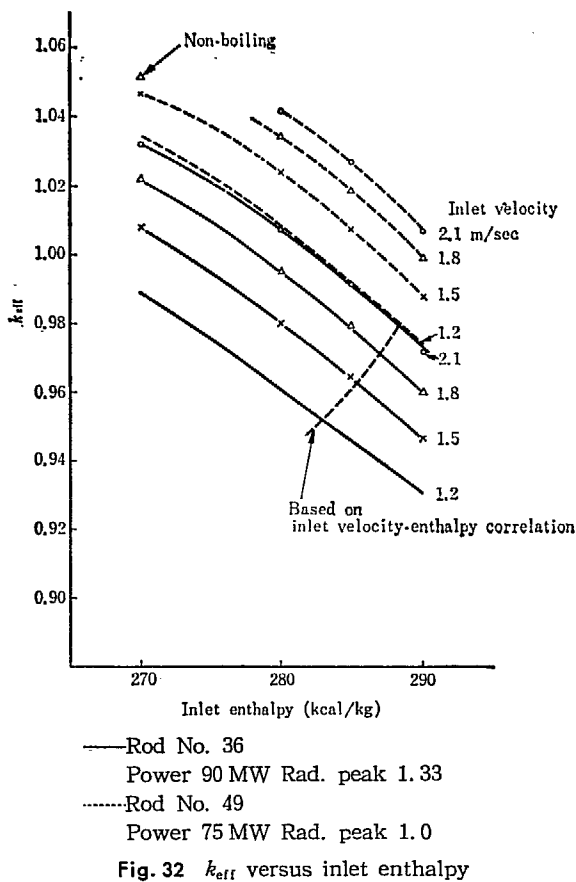


Fig. 32  $k_{eff}$  versus inlet enthalpy

流速を増加すれば入口エンタルピは増加する。ゆえに、炉心反応度を増すために入口流速を増せば、必然的に入口エンタルピは増加する。Fig. 32からわかるように、上述した給水エンタルピおよびキャリアンダの条件の下で入口流速 1.8 m/sec, 入口エンタルピ 287.1 kcal/kg の状態から入口流速 2.1 m/sec の状態へ移すと入口エンタルピは 288.2 kcal/kg となり、炉心反応度は 0.8 % $\Delta k$  だけ増加する。これは入口エンタルピを一定とし

て入口流速を増す仮想的な場合の反応度増加 1.3%  $\Delta k$  より小さい。

Fig. 32 の 75 MW の場合には入口流速が 1.8~2.1 m/sec の状態で入口エンタルピを 270 kcal/kg 以下にするとサブクーリングが大き過ぎて炉心内で沸騰が起らない。炉心入口流速および熱出力と沸騰を起すに必要な入口エンタルピの関係については 3.2 の Fig. 1 に示している。また、付録 2 の熱バランスの式からわかるように、給水エンタルピ、蒸気キャリアンダ、炉心入口流速（再循環流量）を一定にすると、熱出力が増大すれば炉心入口エンタルピは減少する。また、熱出力を一定にして入口流速を増せば入口エンタルピは増加する。

上記の考察から、

- (1) 45 MW~90 MW の出力上昇過程で Fig. 1 の沸騰を起す条件を満足し、
- (2) 90 MW にて  $k_{eff} \geq 1.005$  となり、
- (3) 出力上昇過程での反応度変化を少なくし、
- (4) ポンプのキャビテーション防止のために必要なサブクーリングを得るためには、

45 MW から 90 MW への出力上昇過程で炉心入口流速を 1.2 m/sec から 1.8 m/sec へ増加させて行き、同時に給水エンタルピも 90 MW にて約 100 kcal/kg となるように増加させれば、炉心入口エンタルピを 285 kcal/kg 前後に維持でき、90 MW においても反応度余裕が生じる、と結論できる。なお、炉心反応度の見地からいえば、入口流速を 1.8 m/sec 以上にすることがより望ましいが、そのためには再循環ポンプの NPSH および燃料棒の振動に関する制限を満足するか否かを検討せねばならない。(久家)

## 7 各種分布の検討

### 7.1 各種分布計算の概要

KYNAK コードは軸方向 1次元出力分布とボイド分布が収斂するまでボイド依存の核定数を変更して繰返し計算を行うコードである。この計算が収斂すると下記の分布がアウトプットとして与えられる。

- (1) 3群中性子束分布
- (2) 出力分布
- (3) ボイド分布、クオリティ分布
- (4) 熱流束分布、焼損熱流束分布
- (5) パーンアウト比分布
- (6) 最高熱流束位置の燃料棒内半径方向温度分布
- (7) 各種核定数分布
- (8) 各流路セクションの圧力損失

このパラメータ・サーベイで計算した各ケースについて上記の各種分布を検討することは実際的でないので、ここでは典型的な1ケースの計算結果のみについて検討する。

ここで採用した典型的なケースは JPDR を出力倍増した場合に予想されるパラメータの組み合わせから成り、熱的には特に厳しい条件（ラジアル・ピーキング 1.33）の場合である。このケースの主要パラメータは下記の通りである。

熱出力	: 90 MW
ラジアル・ピーキング	: 1.33
ローカル・ピーキング	: 1.2
炉心入口流速	: 1.8 m/sec
炉心入口エンタルピ	: 285 kcal/kg
燃料棒数	: 49 本/燃料要素

### 7.2 中性子束分布

Fig. 33 は上記ケースの 3群中性子束分布である。各群の中性子束分布はボイド分布の影響を受けてピーク位置が炉心中央高さより下方へずれた形状をしている。分布の下方への歪は熱群中性子束で最も激しい。

炉心中央高さにおける熱群中性子束のピークは燃料棒のコネクタ部分の吸収が少いことによるものである。高速群とエピサーマル群の中性子束分布は相似の形状をしている。ゆえに、この体系は 3群でなくて 2群で解析することも可能と考えられる。出力分布のアキシ

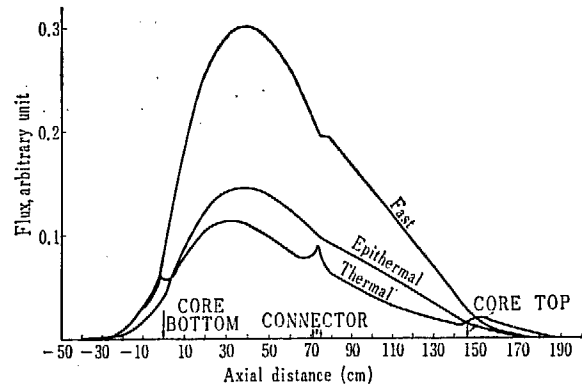


Fig. 33 Neutron flux distribution

ャル・ピーキングは 1.81 である。現在の JPDR を模擬した 45 MW, ラジアル・ピーキング 1.33, 入口流速 1.2 m/sec, 入口エンタルピ 285 kcal/kg の場合のアキシアル・ピーキングは 1.70 である。ゆえに、出力を 2 倍にするとアキシアル・ピーキングは 6.5% 増加する。なお、この計算は半径方向バックリングが  $1.08 \times 10^{-3} \text{cm}^{-2}$  の場合であるが、現在の JPDR の半径方向出力分布は非常によく平坦化されているので、半径方向バックリングはより小さいと予想される。バックリングが  $0.1 \times 10^{-3} \text{cm}^{-2}$  の場合には 45 MW でアキシアル・ピーキングは 1.53 に減少する。

### 7.3 ボイド分布およびパーンアウト比分布

Fig. 34 はボイド分布、熱流束分布、パーンアウト熱流束分布およびパーンアウト比分布を示した図である。この計算では高熱流束による未飽和表面沸騰を考慮しているので、ボイドは炉心下端から発生している。飽和沸騰開始点は炉心下端より 24 cm 上方にある。炉心出口のボイド体積率は 52.0% で、出口クオリティは 7.3% である。また、チャンネル内平均ボイドは 36.4% である。

Fig. 34 の熱流束分布は過出力ピーキングおよびローカル・ピーキングを考慮しない（定格状態の）熱流束分布である。熱流束分布は出力分布に比例しているため、その軸方向ピーキングは炉心下端より 32.0 cm の位置にある。熱流束のピーク値は  $0.905 \times 10^6 \text{ kcal/hr}\cdot\text{m}^2$  である。しかし、過出力ピーキングおよびローカル・ピーキングを考慮するとこのピーク値は  $1.386 \times 10^6 \text{ kcal/hr}\cdot\text{m}^2$  となり、設計基準値の  $1.212 \times 10^6 \text{ kcal/hr}\cdot\text{m}^2$  を超過する。また、同じ計算条件で、燃料要素当りの燃料棒数を 64 本とした場合にも、最高熱流束は設計基準値とほぼ同じ値となる。ゆえに、種々の設計基準の中で、この熱流束に関する基準が最も厳しい制限条件となっている。なお、熱流束分布が炉心中央高さにおいてピークを生じているのはコネクタの効果によるものである。また、炉心上端での増加は反射体の効果によるものである。

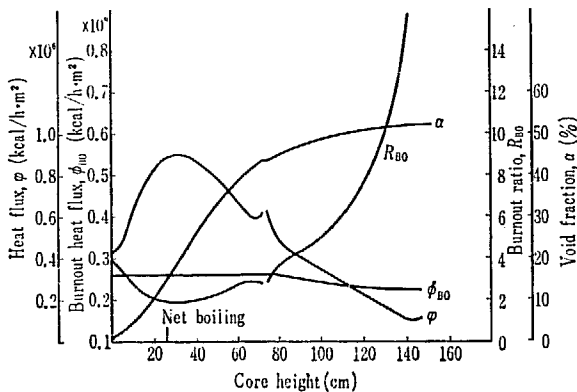


Fig. 34 Axial distributions of void fraction, heat flux and burnout ratio

Fig. 34 のバーンアウト熱流束およびバーンアウト比の分布は JANSSEN-LEVY の関係式から求めたものである。問題となるクオリティの範囲(0~10%)で LEVY の式によるバーンアウト熱流束はほぼ一定である (Fig. 34 では  $2.62 \sim 2.20 \times 10^7 \text{ kcal/hr}\cdot\text{m}^2$  の範囲の変化しかない)。また、炉心中央高さより下側の熱流束分のピークがある領域では LEVY の式によるバーンアウト熱流束は一定であり、GALSON の関係式から求めた値より小さく(コンザーバティブに)なる。ゆえに、LEVY の式から求めた最小バーンアウト比は最大熱流束の位置(出力ピーキングの位置)に生じ、その値は GALSON の式から求めた値より小さくなる。ここに図示した例では最小バーンアウト比は 1.90 であり、設計基準の 1.5 よりも大きくなるので、安全である。なお、他の条件が同じで、燃料要素当りの燃料棒が 64 本の場合の最小バーンアウト比は 2.15 である。

7. 4 燃料棒内温度分布

Fig. 35 は最高熱流束の位置における燃料棒内温度分布をプロットしたものである。この図には定格出力の場合と 125% 過出力の場合の温度分布が与えられている。温度分布計算の際の  $\text{UO}_2$  熱伝導率としては BATES の関係式を用いている。

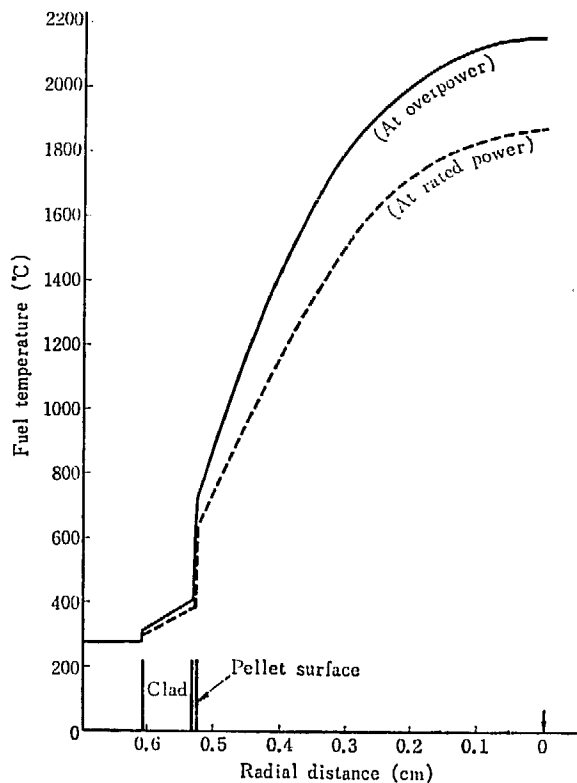


Fig. 35 Temperature profile within fuel rod

この計算例の燃料棒中心温度は、過出力の場合、 $2,155^\circ\text{C}$  であり、設計基準値の  $2,300^\circ\text{C}$  以下である。また、定格出力の場合の燃料棒中心最高温度は  $1,870^\circ\text{C}$  であり、再結晶温度の低限界の  $1,900^\circ\text{C}$  以下である。

$\text{UO}_2$  ペレット表面と被覆材内面の温度差は 125% 過出力のときに  $310^\circ\text{C}$  に達する。この計算ではこの接触熱伝達率を  $4.88 \times 10^3 \text{ kcal/hr}\cdot\text{m}^2\text{C}$  としたが、実際にはこの値はもっと大きいと考えられるので、接触熱伝達率をより正確に評価する必要がある。

### 7.5 未飽和表面沸騰の効果

Fig. 36 は現在の自然循環 JPDR の運転状態を模擬した出力 45 MW, 炉心入口流速 1.2 m/sec, 炉心入口エンタルピ 285 kcal/kg, 燃料棒 36 本の状態で, 未飽和表面沸騰を考慮した場合と無視した場合の出力分布(熱流束分布) および ボイド分布を比較したものである。この図からわかるように, 未飽和表面沸騰を考慮した場合には炉心入口で 2%, 飽和沸騰点で 8% のボイドが発生している。炉心出口では両方のボイド分布は一致しているが, 中間の領域では, 逆に, 表面沸騰を無視した場合のボイド体積率の方がわずかに大きくなっている。これは, Fig. 36 からわかるように, 表面沸騰を無視した場合の出力分布が考慮した場合のそれよりも下方へずれた分布になるからである。

表面沸騰を考慮した場合には, 無視した場合に比べて, 未飽和領域における核定数の変化がゆるやかになり, また, 炉心から下側への中性子漏洩が多くなる。そのために表面沸騰を考案した場合の方が出力分布は上方へずれ, ピーキングもわずかに小さくなる。

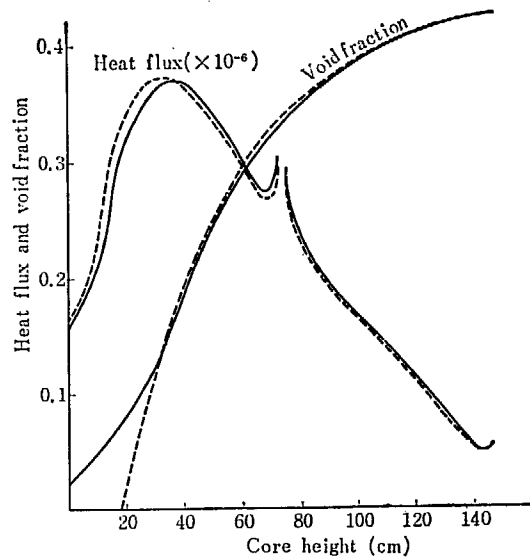


Fig. 36 Effect of local boiling on void and heat flux distributions

表面沸騰を考慮した場合と無視した場合のチャンネル内平均ボイドはそれぞれ 28.3% および 27.5% であり,  $k_{eff}$  はそれぞれ 1.011 および 1.012 である。ゆえに, 表面沸騰はボイド分布および出力分布に影響を与えるが, 平均ボイドおよび  $k_{eff}$  にはほとんど影響を与えないといえる。(久家)

## 8 核的検討 (II)

### 8.1 ゼノン・サマリウム効果

<sup>235</sup>U の核分裂によって生ずる Xenon Samarium の分布およびその実効増倍率にあたる影響を調べた。また  $\Sigma_{Xe}$  および  $\Sigma_{Sm}$  は熱中性子群の吸収断面積として取扱ったので熱中性子群吸収断面積との比較をおこなった。

$Xe = \gamma_{Xe} \sum_i \Sigma_{fi} \phi_0 / (\lambda_{Xe} + \sum_i \sigma_{Xe,i} \delta_i \phi_0)$  の形で Xe は中性子束に依存するが Sm は中性子束に関係しないので Sm の軸方向分布は直線になっている (Fig. 37 参照)。

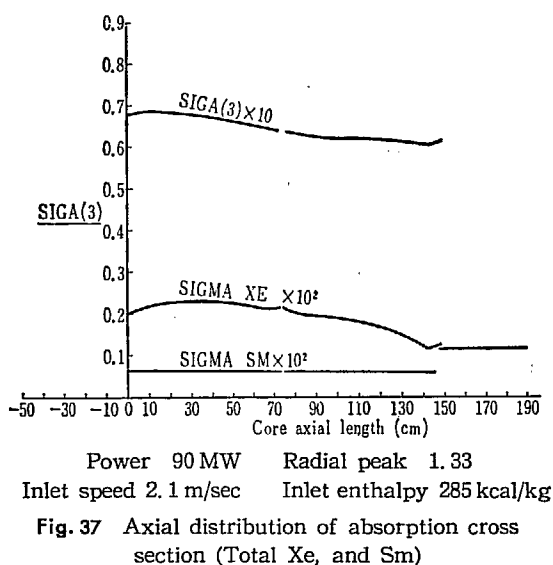


Fig. 37 Axial distribution of absorption cross section (Total Xe, and Sm)

90 MW において全熱中性子吸収断面積に対して  $\Sigma_{Xe}$  は約 3%,  $\Sigma_{Sm}$  は約 1% である (Fig. 37 参照)。

45 MW において Xe, Sm およびドプラー効果を見視した場合と考慮した場合の  $k_{eff}$  とアクシヤル・ピークの計算値は下記の通りである。

	$k_{eff}$	アクシヤルピーク
Xe, Sm, ドプラー効果を見視した場合	1.044	1.721
Xe および Sm 効果を見視した場合	1.039	1.700
Xe, Sm, ドプラー効果を考慮した場合	1.011	1.657

(ただし出力 45 MW, ラジアルピーク 1.0, 入口エンタルピ 289.5 kcal/kg, 入口流速 1.2 m/sec)  
Xe, Sm およびドプラーの効果は  $k_{eff}$  を 3.3% 減少

### 8.2 ドプラー効果

させアクシヤル・ピークをわずかおさえる作用をしている。なお 45 MW における Xe と Sm は  $k_{eff}$  に対して -2.8% きているが、これは GE の設計値と一致している。

ドプラー効果をエピソードの吸収として表わし、その軸方向の分布を調べ、ドプラー効果を考慮した場合としない場合の差異および簡単な計算の仕方を調べた。

共鳴吸収を受ける確率  $\Delta P$  を燃料棒平均温度と減速材温度との差  $\Delta T$  で 2 次式にフィットすると

$$\Delta P = \Delta P_1 + \Delta P_2(\Delta T) + \Delta P_3(\Delta T)^2$$

30% ボイドで、 $\Delta P_1 = 0.3 \times 10^{-3}$ ,  $\Delta P_2 = 0.2 \times 10^{-4}$ ,  $\Delta P_3 = -0.3 \times 10^{-8}$  であり、 $\Delta T = 500$  とすれば、 $\Delta P_1$  および  $\Delta P_3 \times (\Delta T)^2$  は  $\Delta P_2 \times (\Delta T)$  に比して小さいから  $\Delta P \approx \Delta P_2 \times (\Delta T)$  である。

また熱抵抗を  $S$ , 熱束を  $\Psi$  とすれば  $\Delta T = S\Psi$  であり、ドプラー効果による吸収の増大は

$$\Sigma_{Doppler} = \Delta P_2 \times S \Sigma_R \left( \int_{\text{fuel}} \phi_2 dv / \int_{\text{cell}} \phi_2 dv \right) \Psi$$

となる。JPDR における計算では  $S \Sigma_R \left( \int_{\text{fuel}} \phi_2 dv / \int_{\text{cell}} \phi_2 dv \right) = 0.59 \times 10^{-4}$ ,  $\Delta P_2$  は 27% ボイドで  $0.18 \times 10^{-4}$  であるから、 $\Sigma_{Doppler} \approx \Psi \times 10^{-9}$  となる。それゆえ

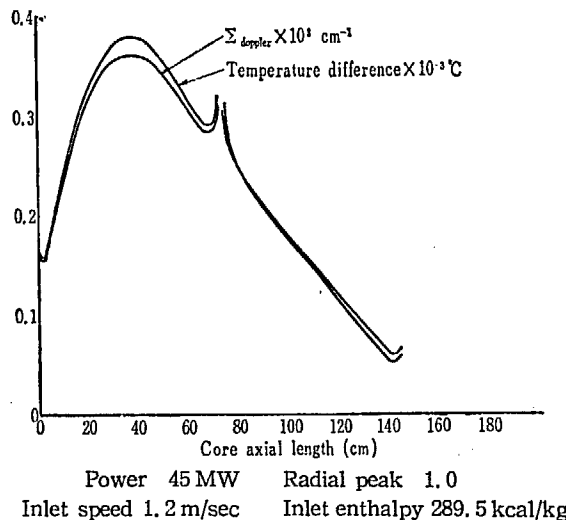
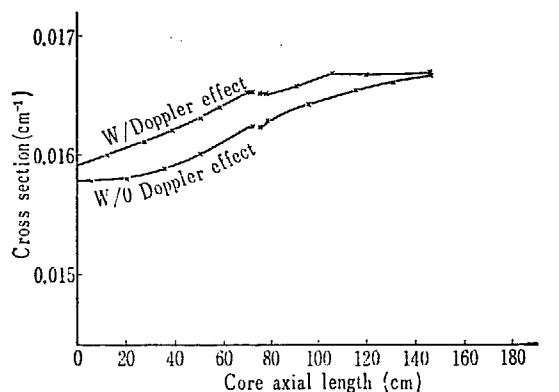


Fig. 38 Doppler absorption and temperature difference



$\Sigma_{Doppler}$ ,  $\Delta T$ ,  $\Psi$  にそれぞれ  $10^8$ ,  $10^{-3}$ ,  $10^{-6}$  を掛けてグラフを書くとほとんど重なってしまう (Fig. 38 参照). このことから,  $\Sigma_{Doppler} = \Psi \times 10^{-9}$  として求めてもかなり精度がよいことがわかる. とくに, ドプラーによる吸収はエピサーマル・断面積の数パーセントのオーダーであり, 精度を上げてあまり意味がない (Fig. 39 参照).

45 MW で自然循環に近い条件のもとで, ドプラー効果の反応度に対する影響は, KYNAC の計算結果では  $-0.5\%$  であった. なお, GE 社の計算では  $-0.46\%$  である.



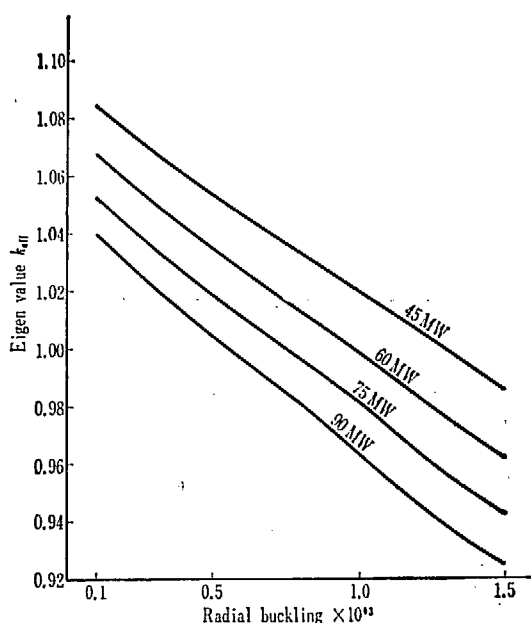
Power 45 MW Radial peak 1.0  
Inlet speed 1.2 m/sec Inlet enthalpy 289.5 kcal/kg  
Fig. 39 Epithermal cross section W/ and W/O Doppler effect

### 8.3 半径方向バックリングの効果

KYNAC コードでは半径方向バックリングを Input として与えなければならないが, 半径方向バックリングの値が  $k_{eff}$ , アクシャル・ピークなどにどのように影響するかを調べた. われわれは半径方向バックリングが  $0.1 \times 10^{-3}$ ,  $0.5 \times 10^{-3}$ ,  $1.5 \times 10^{-3}$  で, 出力が 45 MW, 60 MW, 75 MW, 90 MW の場合について調べた. ただしバックリングは Energy Independent とした.

$k_{eff}$  とバックリングの関係は  $k_{eff} = k_{\infty} e^{-B^2 \tau} / (1 + L^2 B^2)$  である.  $277^\circ\text{C}$ , 30% ボイドの JPDR 炉心で  $L^2 = 6.8$ ,  $\tau = 67.6$  であり  $B^2$  は  $10^{-3}$  のオーダーであるから,

$k_{eff} \approx k_{\infty} (1 - M^2 B^2)$  である.  $B^2 = B_1^2 + B_T^2$  であるから, Fig. 40 の  $k_{eff} - B_1^2$  のグラフは  $-k_{\infty} M^2$  のような配の直線となっている. Fig. 40 で 45 MW のケースのこの配は約  $-74(k_{eff}/B_1^2)$  である. なお, パラメ



Rod No. 36 本  
Assembly No. 72 本 Local peaking 1.2  
Inlet velocity 1.2 m/sec Inlet enthalpy 289.5 kcal/kg

Fig. 40  $k_{eff} - B_1^2$

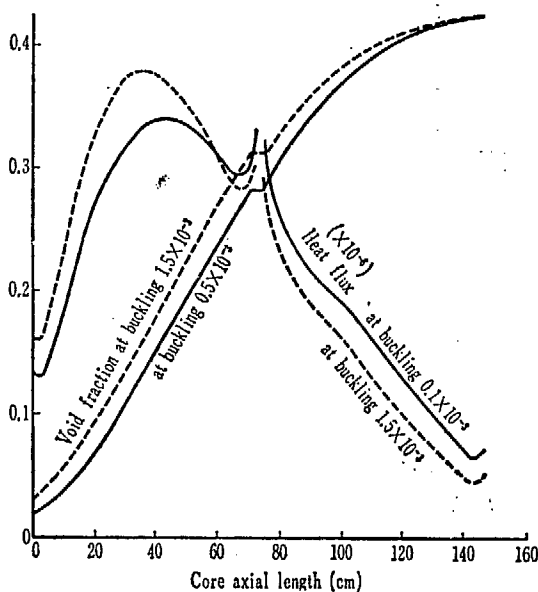


Fig. 41 Void fraction and heat flux W/ changing buckling

ータ・サーベイ計算のためのバックリングとしては JPDR の炉心寸法から算出した  $1.0781 \times 10^{-3}$  を使用している.  $\pm 0.1351 \times 10^{-3}$  の  $B_1^2$  の変化に対して  $\pm 1\%$  の  $k_{eff}$  の変化を生ずる. KYNAC Code では半径方向バックリングは  $\Sigma_T^1 = B^2 D^1 + \Sigma_s^1 + \Sigma_R^1$  として全断面積に入るようになっている.  $B^2$  を増大させることは  $\Sigma_T^1$  が増すことであり,  $\rho^2 \phi - \Sigma_T^1 \phi / D = S$  なる分布において軸方向のバックリングを増大させ, アクシヤル・ピークを増大させる (Fig. 42 参照). またパッ

クリングが増大すると熱流束分布が底部の方にずれる (Fig. 41 参照).

バックリングを増大させることは中性子のもれを増大させ、またアクシャル・ピークが増大することはピーク熱流束が増大し、平均熱流束を小さくおさえなければならなくなる。なお、JPDR においてはボイドの影響で熱流束分布が底部の方にずれているが、半径方向バックリングが増大するとその傾向をさらに強めることになりバーン・アップの観点からも望ましくない。熱流束分布は平坦化されることが望ましく、JPDR の運転でもこれらのことも考慮して、御制棒パターンがきめられている。例えば Fig. 42 において 45 MW の場合に半径方向バックリングを  $1.0 \times 10^{-3}$  から  $0.5 \times 10^{-3}$  へ減少させると、アクシャル・ピークを 1.64 から 1.58 へ減少することができる。(内藤)

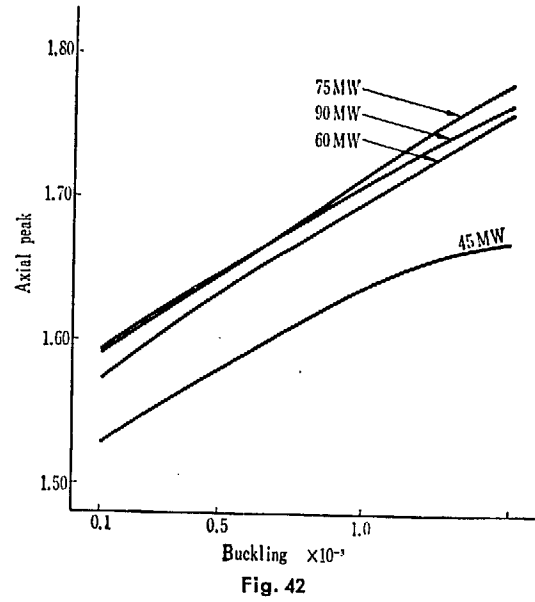


Fig. 42

## 9 結 論

JPDR を強制循環にして出力密度を2倍化する計画に基いて、第1次パラメータ・サーベイ計算を1次元核熱水力計算コード KYNAC を用いておこなった。

まず、設計計算の基準を GE の例にならひ、われわれの達成し得ると考える妥当な範囲で設定し、これをパラメータ・サーベイの判定基準とした。

計算結果をまとめると、下記の通りである。

(1) 全ピーキング・ファクタを4.0以下に抑えれば、燃料要素当りの燃料棒数49本ないし64本で、炉心入口流速1.8 m/sec の場合の90 MW 過出力(125%)における最小バーンアウトは、設計基準値1.5より十分大きい。

(2) 全ピーキング・ファクタを目標として3.8以下に抑えれば、燃料本数49本の場合の90 MW 過出力(125%)における燃料中心最高温度は設計基準値2,300°Cより低く、また90 MW 定格出力においては2,000°C以下となりFPガスの放出はゆるやかである。被覆材表面温度も上記条件にて317°C(600°F)より十分低い。被覆材内外面の温度差は100°C近く、かなり大きい。内外面の熱応力は許容し得るものである。

(3) 最高熱流束の設計基準値として Big Rock Point BWR の最高熱流束447,000 BTU/hr·ft<sup>2</sup>(1.212 × 10<sup>6</sup> kcal/hr·m<sup>2</sup>)を採用すると、全ピーキング・ファクタを49本燃料要素の場合は3.1以下に、また64本燃料要素の場合は3.6以下に、抑えなければならない。これが一番厳しい制約となる。この447,000 BTU/hr·ft<sup>2</sup>なる値のゆえんは単なるバーンアウト熱流束からだけでなく、材料上の問題などを含むだろうが詳かではない。

(4) 炉心内の流れの圧力損失について、燃料棒本数、出力、入口エンタルピー、入口流速のおのおのによる影響を調べた。燃料棒本数を6×6から7×7に増すと摩擦損失は約20%増す。出力の増加は摩擦損失をますが、流速が早い場合はその影響が大きくなる。入口エンタルピーは全圧力差に対して小流速の場合はほとんど影響ないが流速が増すと、エンタルピーの増加は、全圧力差を増やす。

BWR では2相流摩擦損失があるため、摩擦による圧力損失は、冷却材流速とはほぼ直線的な関係になる。

(5) 90 MW ラジアル・ピーキング1.33、燃料棒

7×7本、炉心入口流速1.8 m/sec、入口エンタルピー285 kcal/kg の場合の炉心入口出口静圧差は0.236 kg/cm<sup>2</sup>で、ダウンカマの静水頭を差引いた炉心入口出口有効圧力差は0.0815 kg/cm<sup>2</sup>である。

(6) 炉心内流動損失のうち、燃料部分の摩擦損失は49~54%、燃料要素チャンネル内の流動損失は84~88%である。(90 MW、ラジアル・ピーキング1.33、入口流速1.8 m/sec、入口エンタルピー280~290 kcal/kg)

(7) 炉心内の流量配分方法としては、(I)流量調整なし (II)バーンアウト比一定 (III)出口クオリティ一定 (IV)冷却材流量一定の4種類の方法が考えられる。(I)の流量調整なしの場合には低出力のチャンネルで水流速が大となり、再循環流量を無駄に増加させる。また出口クオリティが燃料チャンネルごと極端に変わる。(II)のバーンアウト比一定の場合には、低出力チャンネル入口流量を極端にしぼることになり、實際上不適當であろう。(III)の出口クオリティ一定の場合には水流速を0.86~1.8 m/sec の範囲で変化させる必要があり、面積比0.3~1.0程度のオリフィスが必要になる。また、炉心平均ボイドが36.2%と大きくなりすぎる。(IV)冷却材流量一定の場合には面積比0.73~1.00程度のオリフィスを設ければよい。

(8) 外部循環回路を仮定して、所要ポンプ動力を求めると(III)出口クオリティ一定、(IV)流量一定、(I)流量調整なし、の順序で所要動力は大きくなってゆく。しかし、炉心反応度を大きくするためには出口クオリティと流量の適正な分布を与えるように流量調整をおこなわねばならない。

(9) 90 MW において  $k_{eff}$  を1.005以上にするためには、炉心入口エンタルピーが280~285 kcal/kg の場合に炉心入口流速を1.8 m/sec 前後に増す必要がある。

(10) 流速一定ならば反応度の出力係数は一定である。

(11)  $k_{eff} > 1.0$  を満足するためには、チャンネル内平均ボイドを29%以下にする必要がある。ボイド係数は  $-3.2 \times 10^{-3} dk/\%$  である。チャンネル内ボイド体積率が変化しないようにパラメータの組合せを選べば、炉心の  $k_{eff}$  はあまり変化はない。

(12) 入口エンタルピーの10 kcal/kg の増加によって

$k_{eff}$  は約 3% 前後減少する。反応度の減少は、流速の増加で償われるが、出力一定の下では、流速を増せば、入口エンタルピも必然的に増加しなければならない。実際には流速 1.8 m/sec, 給水エンタルピ 100 kcal/kg 以上あれば入口エンタルピ 285 kcal/kg で反応度の余裕を持ち 90 MW を得られる。

(13) 中性子束の軸方向分布については、熱中性子束はボイドの影響で著しく下方へ歪む。エピソードと高速群の分布は相似である。ピーキング係数は 1.81 である。

(14) ボイド分布については、未飽和表面沸騰を考慮しているので、ボイドは下端から発生している。

(15) バーンアウト熱流束は JANSSEN-LEVY の式を用いたので、ほぼ一定で、蒸気クオリティの小さい炉心下部では GALSON の式によるよりも小さく (Conservative) なり、バーンアウトマージン最小点(1.9)は最高熱流束のところを生ずる。

(16) 未飽和表面沸騰を考慮すると、ボイド分布、出力分布に影響を与えるが、平均ボイドおよび  $k_{eff}$  にはほとんど影響を与えない。

結論として、燃料要素当りの燃料棒数を(水対ウラン比をかえないで)  $7 \times 7$  本とし、炉心入口流速をオリフィスなしのチャンネルで 1.8 m/sec 前後にし、炉心入口エンタルピを 280~285 kcal/kg にとれば、90 MW に出力を倍増しても最小バーンアウト比、燃料温度、および反応度に関する設計基準値は満足する。しかしながら、最高熱流束に関する制限を満足するためには燃料棒数を  $8 \times 8$  本にし、炉心内燃料要素数を 72 本から 78 本へ増加し、全ピーキング・ファクターを 4.1 以下にしなければならないと考えられる。ゆえに燃料棒数を  $7 \times 7$  本にするか  $8 \times 8$  本にするかの問題は 2 次元計算により炉心のグロス・ピーキングをより正確に計算した上で決定する。

なお、このパラメータサーベイ計算に関連して 45 MW の自然循環における解析をおこない、次のような結果を得た。

(1) ボイド係数、ドプラ係数、Xe-Sm 効果、ドプラ効果の計算結果は GE の JPDR に関する計算結果とよく一致している。

(2) この計算による炉心平均ボイド体積率は GE の計算値より大きく、 $k_{eff}$  は GE のそれより小さくなっている。これは入力データとして与えた炉心入口サブクーリングが小さすぎたためとも考えられ、今後、この点に関しては、自然循環の状態でのダウンカマへのキャリアンダの検討が必要となる。

今回のパラメータ・サーベイ計算の結果、今後の検討事項として下記の諸項目が指摘された。

(1) GE の High Power Density Project の Progress Report によれば、冷間加工のステンレス被覆を用いた燃料の一部が、約 450,000 BTU/hr·ft<sup>2</sup>~500,000 BTU/hr·ft<sup>2</sup> の熱流束で破損しており、このことが Big Rock Point BWR の最高熱束を 447,000 BTU/hr·ft<sup>2</sup> に制限した因子になっているのではないかと考えられる。われわれも Big Rock Point のこの値を設計基準として採用したが、JPDR で使用するジルカロイ-2 と GE が試験用燃料に用いた薄肉の冷間加工ステンレス鋼とでは、材質が異なるので、今後ジルカロイ-2 の許容最高熱流束に関して調査研究をおこなう必要がある。

(2) この第 1 次設計計算は、軸方向 1 次元計算であるので、半径方向ピーキングおよび半径方向バックリングは入力データとして、ある程度任意に与えられた。しかしながら、現在最も厳しい制限条件は、最高熱流束に関する制限であり、上記の 2 因子は、最高熱流束(またはグロス・ピーキング)を決める主要因である。それゆえ、2 次元計算コードにより、出力ボイド分布の解析をおこなう必要がある。また、この 2 次元(マルチチャンネル)計算では、出力分布が平坦化され、再循環用ポンプ動力が最小となるように炉心内流量配分方法を最適化しなければならない。

(3) ダウンカマへのキャリアンダをパラメータとしてダウンカマにおける摩擦損失、拡流縮流損失、および密度水頭を計算する必要がある。

(4) 今回の計算に使用した諸係数の中には GE の設計値をそのまま採用したもの(沸騰熱伝達率、接触熱伝達率)や、より新しいデータを入手できなかったもの(2 相流摩擦係数、 $UO_2$  熱伝導率)がある。今後、これらの数値の再検討をおこなう必要がある。

(5) 炉心核熱水力設計計算と並行して、外部ループ(heat sink)の設計をかためてゆかねばならない。外部ループの設計は、蒸気流量および給水エンタルピを通じて炉心設計条件に影響を与える。

謝 辞 このパラメータ・サーベイ計算結果をまとめるにあたり、絶えず激励をいただいた元原研工学部長中尾常世氏ならびに、多数有益な討論をして下さった、東大原子力工学科都甲助教授、計算結果の検討会において問題点の指摘および今後の設計計算の進め方の討論をしていただいた、原研原子炉設計部江草竜男氏、三井田純一氏、城戸達郎氏、堀雅夫氏、沢井定氏、JPDR 管理部田中隆治氏および計算データの整理をしていただいた萩谷和子嬢および渡辺紀子嬢に謝意を表します。

## 参 考 文 献

- 1) 望月, 久家, 石川, 小堀, 内藤, JAERI-memo No. 1717 JPDR-II 第1次炉心設計々算 (1964)
- 2) 動力試験炉建設部 (石塚), San Jose 講義ノート (1962)
- 3) Preliminary Hazard Summary Report of Humboldt Bay Plant (1962)
- 4) G. WHITE: Development in BWR, Geneva Paper P/205 (1964)
- 5) R. KÜHNEL: The 15 MW BWR at Kahl, Nuclear Engineering (Feb. 1961)
- 6) Power Reactor Technology, Winter '63-'64 Vol. 7, No. 1
- 7) Preliminary Hazard Summary Report Bodega Bay Atomic Park
- 8) 三井田, 望月: JPDR-II 研究開発計画, 日本原子力学会誌, 6, 6 (1964)
- 9) GEAP-3860 HPD Development Project 300 MWe HPD Conceptual Design Study (1962)
- 10) Final Hazard Summary Report for Big Rock Point Plant (1961)
- 11) T. J. PASHOS et al.: Irradiation Behavior of Ceramic Fuels Geneva Paper P/240 (1964)
- 12) 沢井, 森島 JAERI-memo No. 1591 国産動力炉設計の方針と基準 (1964)
- 13) *Power Reactor Technol.* 7, 1 (1964)
- 14) 望月, 久家, 石川, 小堀, 内藤他 JAERI-memo No. 1581 1次元強制循環 BWR 核熱水力計算コード —KYNAC— (1964)
- 15) D. R. NELSON: GEAP-3768, Design Report-Core Thermal-Hydraulic Analysis for 12.5 MWe Boiling Water Reactor JPDR (1961)
- 16) N. H. BARTH, GEAP-3809, 12.5 MWe BWR-JPDR Physics Report (1961)
- 17) 久家: JAERI-1068 JPDR 臨界計算 (1964)
- 18) AECL-1692 (1) page 13

付録1 燃料棒内温度分布

1959年のANL-5872 Reportに報告されたANLの実験で得られた円柱状燃料棒内の中性子束分布を用いて燃料棒内の温度分布を出し、それとわれわれが先にKYNAKコードで中性子束分布を $I_0$ 分布として計算して出した結果とを比較した。

計算式

$$\omega = a \sum_{abs} \quad a: \text{半径}$$

$$n(r, \omega) = \sum_{k=0}^3 a_k(\omega) r^{2k} \quad r \leq a \quad 0 < \omega < 2.2$$

$$a_k(\omega) = a^{-2k} \gamma^k / \sum_{j=0}^3 \gamma^j$$

$$\gamma = \omega / (-0.22894 \omega^2 + 0.63812 \omega + 1.2567)$$

$$q(r) = A \sum_i n(r, \omega)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (k \cdot r) \frac{\partial}{\partial r} T(r) + q(r) = 0$$

$$\int_{T_{fs}}^{T(r)} K(T) dT = \int_r^{r_{fs}} \frac{dr'}{r'} \int_0^{r'} q(r'') dr''$$

UO<sub>2</sub>の熱伝導率としてBATESの式を用いると

$$K(T) = \frac{C_1}{C_2 + T} + C_3 T^3$$

$$\int_{T_{fs}}^T K(T) dT = C_1 \ln \left( \frac{C_2 + T(r)}{C_2 + T_{fs}} \right) + \frac{C_3}{4} (T^4(r) - T_{fs}^4)$$

$$\frac{1}{A \sum_i} \int_r^{r_{fs}} \frac{dr'}{r'} \int_0^{r'} q(r'') dr'' = \sum_{K=0}^3 a K(\omega) \cdot \frac{1}{(2K+2)^2} \cdot \frac{1}{[r_{fs}^{2K+2} - r^{2K+2}]}$$

ゆえに

$$C_1 \ln \left( \frac{C_2 + T(r)}{C_2 + T_{fs}} \right) + \frac{C_3}{4} (T^4(r) - T_{fs}^4) = A \sum_i \sum_K a K(\omega) \cdot \frac{1}{(2K+2)^2} \cdot \frac{1}{[r_{fs}^{2K+2} - r^{2K+2}]}$$

この式を用いて点 $r$ における温度を繰返し計算により求めるIBM 7044用コードONDOを作り、燃料棒内温度分布を求めた。境界条件は燃料棒表面における熱流束および温度で、これをインプットとしてあたえた。

まず燃料棒内における中性子束分布を $I_0$ 分布とした場合とANLの実験結果とを比較する。

計算はJPDR燃料の定数を用いた。

ANLでの結果:

$$n(r, \omega) = \sum_{K=0}^3 a_K(\omega) r^{2K} = a_0(\omega) + a_1(\omega) r^2 + a_2(\omega) r^4 + a_3(\omega) r^6$$

$$a_K(\omega) = a^{-2K} \gamma^K / \sum_{j=0}^3 \gamma^j \quad \omega = a \times \sum_{abs} = 0.156$$

$$\gamma = \omega / (-0.22894 \omega^2 + 0.63812 \omega + 1.2567)$$

とすると

$$n(r, \omega) = 1 + 0.296 \times 10^4 r^2 + 0.8757 \times 10^7 r^4 + 2.592 \times 10^{10} r^6$$

$I_0$ 分布とした時は

$$I_0(X) = 1 + \frac{1}{2^2(1!)^2} X^2 + \frac{1}{2^4(2!)^2} X^4 + \frac{1}{2^6(3!)^2} X^6$$

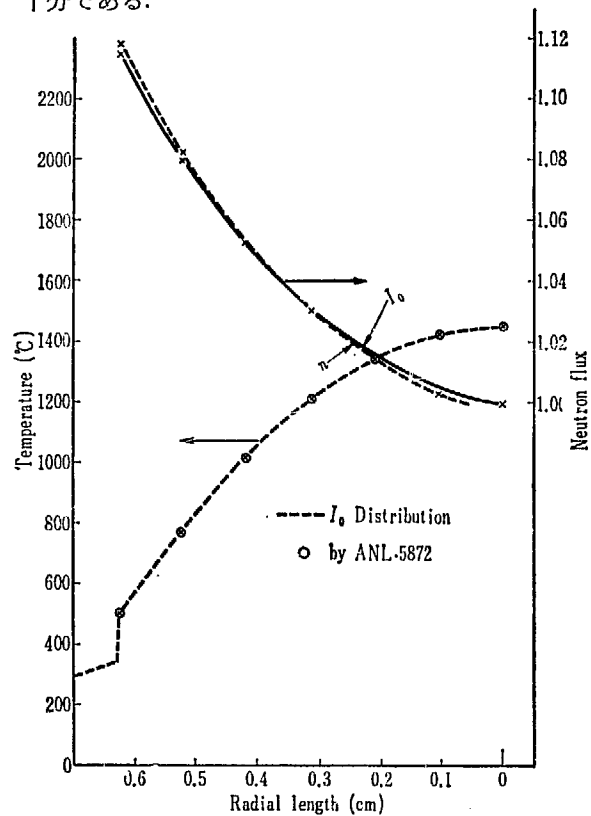
$$= 1 + \frac{K^2}{2^2(1!)^2} r^2 + \frac{K^4}{2^4(2!)^2} r^4 + \frac{K^6}{2^6(3!)^2} r^6$$

$K = 1.1 \times 10^2 \text{m}^{-1}$ を上式に代入する。

$$I_0(r) = 1 + 0.303 \times 10^4 r^2 + 0.228 \times 10^7 r^4 + 0.307 \times 10^9 r^6$$

$n(r, \omega)$ と $I_0(r)$ の分布はFig. A.1に示したように、ほぼ重なるが、 $I_0(r)$ 分布を用いた場合の方が中心近傍での中性子束分布を少し高く見積っていることになっている。しかし同じFig. A.1から解るように温度分布の方は完全に一致している。これは温度の計算式が積分型であることから当然予想される。

結論: 円柱状低濃縮ウラン燃料の温度分布計算には、燃料棒内中性子束分布として $I_0$ 分布東近似で十分である。



Fuel rod diameter  $0.6248 \times 10^{-2} \text{cm}$   
 Fuel surface temperature  $503.6^\circ\text{C}$   
 Fuel surface heat flux  $0.7003 \times 10^4 \text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$   
 No. of fuel rods 36

Fig. A.1 Fuel temperature calculated by  $I_0$  and ANL-5872

付録 2 強制循環流量と炉心入口エンタルピの関係

このパラメータ・サーベイ計算では循環流量と入口エンタルピとを任意に組み合わせたのが、実際にプラント全体として考えた時には両者の間にはある関係が存在する。その関係について検討するために、Fig. A 2.1 のごとく簡略化したフローシートについて下記の仮定を設ける。

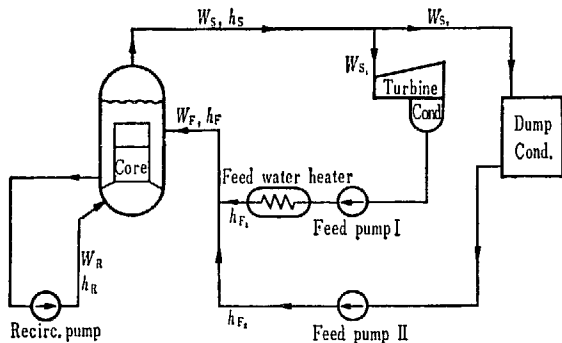


Fig. A 2.1 JPDR-II flow diagram

- (1) 圧力容器からの熱損失を無視する
- (2) 炉水浄化系への流量を無視する
- (3) タービンで消費する蒸気以外の余剰分はダンプコンデンサですべて復水する。
- (4) 給水エンタルピをパラメータとして取扱う。

炉心における熱収支から

$$Q = \{W_s + (W_R - W_s)x_D\}h_{fg} + W_R(h_t - h_{in}) \quad (A 2.1)$$

給水スパーージャ付近の熱収支から

$$W_F h_F + (W_R - W_s)x_D h_{fg} + (W_R - W_s)h_t = W_R h_{in} \quad (A 2.2)$$

ただし、 $W$ : 流量、 $h$ : エンタルピ、 $Q$ : 炉熱出力、 $x_D$ : キャリアンダクオリティ; 脚符  $S$ : 蒸気、 $F$ : 給水、 $R$ : 再循環水、 $f$ : 飽和水、 $g$ : 飽和蒸気、 $fg$ : 蒸気-水、 $in$ : 炉心入口 (水) である。

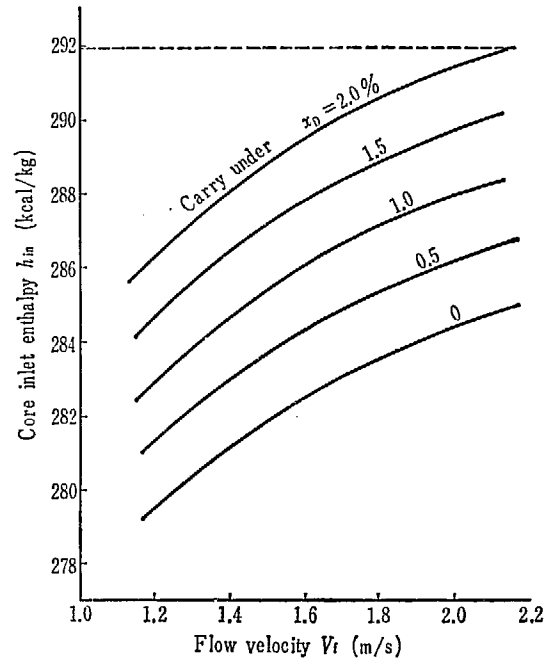
仮定 (2) と Fig. A 2.1 より

$$W_s = W_F \quad (A 2.3)$$

(A 2.1)~(A 2.3) 式より

$$h_{in} = (h_t + x_D h_{fg}) - \frac{(h_t + x_D h_{fg} - h_F)Q}{(h_g - h_F)W_R} \quad (A 2.4)$$

Fig. A 2.2 は図に示した条件における入口エンタルピと水流速およびキャリアンダの関係を示したものである。再循環流量およびキャリアンダの増加とともに炉心入口エンタルピは増加するが、(A 2.4) 式からも明らかなように炉心入口エンタルピとキャリアンダとは直線関係になる。



Thermal power = 90 MW  
 Feed water enthalpy = 100 kcal/kg  
 Pressure = 890 psia  
 ----- Enthalpy of saturated water  $h_t = 291.64$  kcal/kg

Fig. A 2.2

キャリアンダには再循環流量が大きく影響し、ダウンカム水流速があるしきい値を越えた領域では流量が増加すればキャリアンダも増加する傾向にあり、炉心ライザの形状寸法、炉心出口クオリティ、水面の高さなどが定まれば、ダウンカムに混入する蒸気量は再循環流量によって定まる量である。JPDR の設計では、ダウンカムに混入した蒸気流量の再循環流量に対する重量比すなわちキャリアンダ・クオリティは 1% となっているが、炉心水流速を現在の 1.0 m/s から強制循環を採用することによって 1.8 m/s に増加すれば、キャリアンダもそれに伴って増加することが予想されるので、図には 0~2.0% の範囲で示しておいた。実際には水流速とキャリアンダの間にはある特定の関係が存在するから、水流速が決まれば炉心入口エンタルピもおのずと決まることになる。

Fig. A 2.2 では給水エンタルピを一定としたが、プラント熱効率あるいはタービンのドレン分離などの観点から定まる抽気量や給水加熱器における加熱量などプラント全体の最適化をおこなって決定しなければならないものである。他の条件を一定にして給水エンタル

ピだけを変化すれば Fig. A 2.3 に示したような傾向になる。

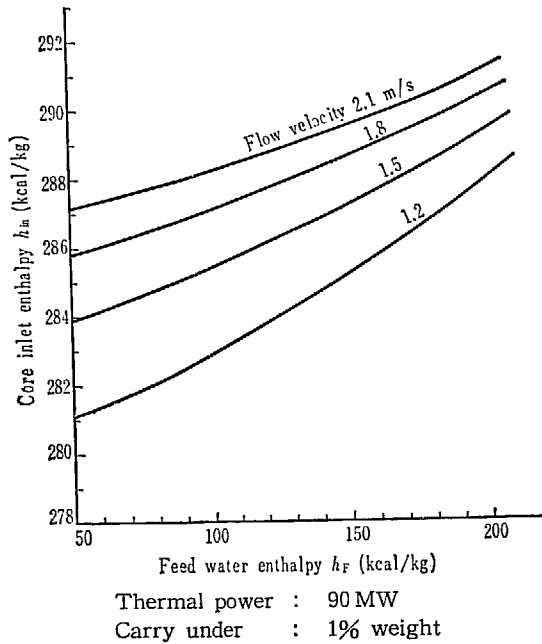


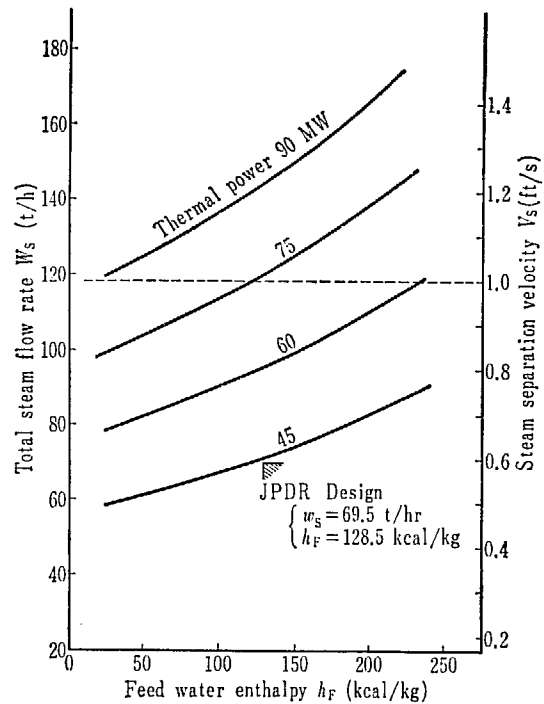
Fig. A 2.3

Fig. A 2.2, A 2.3 から熱出力 90 MW の場合, 入口流速 1.2~2.1 m/s, キャリアンダ 0~2.0%, 給水エンタルピ 50~200 kcal/kg の範囲で, 炉心入口エンタルピは 275~291 kcal/kg にわたって変化することになる。また, 入口流速 1.8 m/s, キャリアンダ 1%, 90 MW の場合に給水エンタルピ 50~200 kcal/kg の変化に対して入口エンタルピは 286~290.5 kcal/kg の範囲で変化するにすぎない。

仮定 (1), (2) から原子炉外部へ取出される蒸気流量は再循環流量およびキャリアンダに無関係に (A 2.5) 式で表わされる。

$$W_s = \frac{Q}{h_g - h_F} \quad (A2.5)$$

原子炉熱出力, 給水エンタルピと蒸気流量との関係を Fig. A 2.4 に示した。図には参考として JPDR の設計値を記入してある。蒸気流量にはキャリオーバーの点から压力容器内の水面における蒸気の平均分離速度に制限があって, アメリカの GE 社で採用している値は 1 ft/s であるが, これを点線で示した。この図から 90 MW に出力を増加した場合, 制限値を越えて, キャリオーバーが著しく増加することも予想できるので既設の蒸気分離器の性能の再検討などが必要となるであろう。



----- Limit of steam separation velocity at free surface ( $V_s \leq 1$  ft/s)

Fig. A 2.4