

JAERI-Tech  
97-055



## 高温工学試験研究炉(HTTR)の 高性能炉心概念の検討

1997年10月

山下清信・中野正明・野尻直喜・藤本 望・沢 和弘  
中田哲夫\*・渡部 隆\*

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、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1997

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 粕原子力資料サービス

## 高温工学試験研究炉（HTTR）の高性能炉心概念の検討

日本原子力研究所大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

山下 清信・中野 正明・野尻 直喜

藤本 望・沢 和弘・中田 哲夫\*

渡部 隆\*

(1997年10月6日受理)

高温工学試験研究炉（HTTR）の照射試験性能の向上及び炉心性能をこれまで設計された実規模高温ガス炉のものと同等にすることを目的とし、核熱設計の観点から高性能炉心概念の検討を行った。高性能化のため、燃料体を軸方向にシャッフリングするダルマ落とし燃料交換方式及び燃料コンパクトを直接冷却する一体型燃料コンパクトの新しい概念を取り入れ、どこまで炉心を高性能化できるか検討した。

本検討から、ダルマ落とし燃料交換方式を採用することにより約90GWd/tという高い燃料燃焼度を達成できる見通しを得た。また、一体型燃料コンパクトを用いることにより燃料の除熱性能を向上でき、燃料カラム数を30から13カラムに低減し炉心平均出力密度を7.1W/cm<sup>3</sup>まで大きくしても、原子炉出口冷却材温度950℃を達成できる見通しを得た。照射炉心（12燃料カラム炉心）では、高速中性子束及び熱中性子束の最大値が、それぞれHTTRの約2.2倍及び約1.5倍まで増大できる。これまで燃料カラム或いは制御棒案内カラムであった領域を照射カラムとして利用できるため照射試料を装荷できるカラム数は約2.7倍増大できる。燃料燃焼度は、これまでの実規模高温ガス炉の設計例と同等であるが、炉心平均出力密度及び原子炉出口冷却材温度に関しては上回る。

一方、炉心圧力損失の増大による炉心有効流量の低減を防止するための対策として、耐熱性が高い炭素複合材を被覆管に用いた制御棒を使用し冷却を不要にすること及び上部遮蔽体ブロックの側面にはめあい構造（キー構造）を設けカラム間の漏れ流れを低減すること等が有効であることが明らかとなった。

なお、高性能炉心達成のため考案したダルマ落とし燃料交換方式、一体型燃料コンパクト、炭素複合材を用いた制御棒を用いる対策等は新しい概念であり、これらの技術を確立するための研究開発が必要である。

High-Performance Core Concept Study for  
High Temperature Engineering Test Reactor

Kiyonobu YAMASHITA, Masaaki NAKANO, Naoki NOJIRI,  
Nozomu FUJIMOTO, Kazuhiro SAWA,  
Tetsuo NAKATA\* and Takashi WATANABE\*

Department of HTTR Project  
Oarai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Oarai-machi, Higashibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received October 6, 1997)

A study of the high-performance core concept was carried out for the High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR) from the viewpoint of nuclear and thermal-hydraulics design. The high-performance core should have high irradiation test capability and provide a framework for extrapolating to advanced future HTGRs. New ideas, namely, the axial shuffling of the fuel blocks and use of monolithic fuel compacts are introduced to achieve the high core performances.

It was shown that a high fuel burnup of about 90 GWd/t can be achieved by an application of the axial shuffling of fuel blocks. Furthermore, high reactor outlet gas temperature of 950°C can be realized by the monolithic fuel compact even if the core-averaged power density is increased to 7.1 W/cm<sup>3</sup> by reduction of the number of fuel columns from 30 to 13. The maximum values for fast and thermal neutron fluxes will be increased by about 2.2 and 1.5 times for the irradiation test core (12-fuel-column core). The irradiation test region is extended by reduction of the number of fuel columns and control rod columns by a factor of 2.7.

The effective core coolant flow rate is decreased by increase in the core pressure drop caused by fewer fuel columns. However, the necessary flow rate is maintained by introduction of carbon/carbon composite for control rod claddings

---

\* Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

and key mechanism for neutron shielding blocks over the top reflector. Cooling of the control rods becomes unnecessary by use of high-temperature-resistant carbon/carbon composite for the claddings. The key mechanism reduces the ineffective coolant flow between fuel columns.

A research and development program is needed to validate the new ideas: axial shuffling, monolithic fuel compact and carbon/carbon composite for the control rod cladding.

**Keywords:** HTTR, High Temperature Engineering Test Reactor, HTGR, Core Design, Nuclear Design, Monolithic Fuel Compact, DELIGHT, CITATION-1000VP, TEMDIM, FLOWNET, Pin-in-Block Fuel, Axial Fuel Shuffling, Neutron Irradiation Test, High Burnup.

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 炉心概念 .....	2
3. ダルマ落とし燃料交換方式 .....	2
4. 一体型燃料コンパクトを用いた改良燃料 .....	4
5. 炉心有効流量の確保 .....	5
5.1 制御棒冷却用流量の低減 .....	5
5.2 炉内圧力損失の低減 .....	6
5.3 上部遮へい体ブロック間にキー構造の採用 .....	6
5.4 改良後の炉心有効流量 .....	7
6. 炉心性能 .....	7
6.1 出力分布及び燃料特性の評価 .....	7
6.2 燃料温度評価 .....	10
6.3 炉停止余裕評価 .....	12
6.4 照射性能 .....	12
7. 炉心の圧力損失とヘリウム循環機の昇圧能力 .....	13
8. まとめ .....	13
謝 辞 .....	14
参考文献 .....	15

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Core Concept .....	2
3. Axial Fuel Shuffling .....	2
4. Improved Fuel Using Monolithic Fuel Compacts .....	4
5. Effective Core Coolant Flow Keeping .....	5
5.1 Reduction of Coolant Flow for Control Rods .....	5
5.2 Reduction of Pressure Drop in Core .....	6
5.3 Application of Key Mechanism between Neutron Shielding Blocks .....	6
5.4 Improved Effective Core Coolant Flow .....	7
6. Core Performances .....	7
6.1 Power Density Distribution and Burnup .....	7
6.2 Fuel Temperature Evaluation .....	10
6.3 Shutdown Margin .....	12
6.4 Irradiation Test Performance .....	12
7. Pressure Drop in Core and Helium Circulator Pressure Head .....	13
8. Conclusion .....	13
Acknowledgements .....	14
References .....	15

## 1. はじめに

高温工学試験研究炉（HTTR）は、高温ガス炉技術の基盤の確立と高度化を図るとともに、高温工学に関する先端的基礎研究を目的とし、熱出力30MW、原子炉出口冷却材温度950°Cを目標とする高温ガス炉である。将来、HTTRでの運転経験を積んだ後、炉心を高性能化した高性能高温工学試験研究炉（HTTR-2）の運転を計画している<sup>1)</sup>。高温工学に関する先端的基礎研究には新素材・新材料、核融合材料の開発等が提案されており、これらの開発を円滑に行うため HTTR の照射機能及び照射性能の向上が必要と考える。また、高温ガス炉技術基盤の確立と高度化として実規模高温ガス炉の性能が HTTR-2 の性能の延長上に見えるようにする必要と考える。こうした考え方から、HTTR で高性能化すべき炉心性能は以下の性能とした。

### 1) 照射機能及び照射性能の向上を目的とする性能

- a) 照射領域の増大
- b) 照射可能な時間を向上するため、燃料交換に必要な時間の短縮
- c) 中性子束の増大

### 2) 実規模高温ガス炉の性能が見えるようにするための性能

- d) 炉心の平均出力密度の増大
- e) 燃料の燃焼度の増大

以上の性能と並んで、HTTR は核熱利用に共するための高温試験運転時に原子炉出口冷却材温度 950°C（以下、950°C運転と略す。）を達成できる性能を維持する必要がある。上記の性能項目 a), b), c), 及び d) を実現するために炉心体積を小さくし平均出力密度を高めた場合、現在の HTTR の燃料形状のままでは、燃料棒内部の温度勾配が増大すると共に炉心有効流量が低下するため、燃料温度が制限値を遙かに上回る。また、性能項目 e) を実現するには、Fort St. Vrain 炉（発電用商用高温ガス炉(330MWe)）で採られた燃料交換方法で1/6炉心分の複数の燃料カラムを交換する方法<sup>2)</sup>があるが、この方法では、高出力の新燃料と燃焼が進んだ低出力の燃料が径方向に隣接するため径方向出力ピーキングが大きくなり、その結果燃料温度が高くなり原子炉出口冷却材温度950°Cの達成が不可能である。

そこで、これらの問題を解決する方法として、高燃焼度化が可能なダルマ落とし燃料交換方式及び除熱性能が高い一体型燃料コンパクトという概念を考案した。更に運転中冷却を必要としない炭素複合材料を被覆材に用いた制御棒を採用し燃料の冷却に寄与する炉心有効流量を確保すること等を考えた。この高性能化は、現在の HTTR を運転した後に行なうことを十分考慮し、基本的に炉心内の永久構造物の取り替えは行わず、取り替えが容易に可能な炉心構成要素の改造で最大限の性能を得ることを前提条件とした。また、冷却系統の変更も行わないことを前提条件とした。

ダルマ落とし燃料交換方式、一体型燃料コンパクト及び炭素複合材を被覆材に用いた制御棒の技術は研究開発を必要とするものであるが、高性能化の時期までに確立するものとして、HTTR-2 の炉心概念及びその核熱特性の検討を行った。以下に、これらの新しい概念について述べ、これらの概念を用いることにより炉心の核熱特性をどこまで高性能化できるかを示す。

## 2. 炉心概念

HTTR-2の炉心水平断面を Fig. 1に示す。中央の12カラムは、HTTR-2の燃料領域を示す。照射試験領域は、従来の HTTR では燃料領域であった領域である。HTTR-2では、この領域を照射試験領域として使用する。HTTR と HTTR-2の炉心の基本仕様の比較を Table 1に示す。HTTR-2では、原子炉出力を従来の30MW から変えることなく、照射性能向上のため中性子束の増大及び燃料交換時間の短縮のため、燃料カラム数を30から12に低減することとした<sup>3)</sup>。また、炉内燃料管理方法として、径方向出力ピーキングを大きくすることなく高燃焼度化が可能なダルマ落とし燃料交換方式を採用することとした<sup>4, 5)</sup>。燃料体の概念を Fig. 2に示す。燃料体の外形及び冷却孔数(33本)は従来と同じである。従来のものと異なる点は、燃料棒の代わりに、除熱性能を高めるため黒鉛スリーブと燃料コンパクトの間のギャップをなくした一体型燃料コンパクトを燃料に使用すること、また、この燃料コンパクトの中央部の穴に冷却材を流し燃料温度を低減することとした点である。更に従来の燃料棒と一体型燃料コンパクトの異なる点を Fig. 3に示す。従来の燃料棒では、黒鉛スリーブに設けたスペーサで冷却孔内の位置決めをしていたのに対し、一体型燃料コンパクトでは黒鉛ブロックから冷却孔部に突き出たスペーサで側部から支持する。制御棒の中性子吸収材の被覆材には、これまで耐熱金属(Alloy800H)を使用してきたが、更に耐熱性が高く冷却を必要としない炭素複合材に置き換える。制御棒は、従来可動反射体領域及び炉心領域併せて16対使用していたのに対し、HTTR-2では、側部可動反射体から燃料領域に突き出した6箇所の制御棒案内カラムに挿入する。燃料カラム数を12にすることにより、燃料体の平均出力密度は7.7W/cm<sup>3</sup>となり従来炉心の2.5倍となる。12カラム炉心では、これまで燃料カラムであった18カラム及び従来の可動反射体の制御棒案内カラムであった9カラムで照射試験が可能となり、従来のものを合わせると合計43カラムで照射試験が可能となる。従って、照射可能な領域は約2.7倍に増大する。また、中央のスタンドパイプ上部に据え付けた燃料交換機で12の燃料カラムの全てを交換できる。このため、現在必要とされている交換日数の約200日を60日に短縮できるものと考える。

950°C運転では、中央カラムを燃料カラムに使用し13 個の燃料カラムからなる炉心とすることとした。

## 3. ダルマ落とし燃料交換方式

ダルマ落とし燃料交換方式の燃料体の移動を Fig. 4に示す。この燃料体の移動は、原子炉上部に設置した燃料交換機で行う。具体的には、1つのカラムを構成する全ての燃料体を炉心から燃料交換機内に取り込み、ここで燃焼し尽くした最下段の燃料体を取り出し、次に、新燃料体を取り込み、新燃料が炉心内で燃料領域の最上段に来るよう組み直し、他の炉心から取りだした燃料体と一緒に再装荷する。燃料交換機から取り出した最下段の燃料は、使用済燃料体として使用済燃料貯蔵設備に移動する。

本章では、例としてダルマ落とし燃料交換方式を従来の HTTR(30MW, 30燃料カラム)に採用した場合に得られる性能を示し、ダルマ落とし燃料交換方式の概念及びその効果を示す。燃料温度に関しては、新たに開発した単チャンネル高温ガス炉燃料温度解析コード OPIN を用いてノミナル値を評価した。HTTR-2炉心(30MW, 12或いは13燃料カラム)の炉心性能の検討結果は6章に示す。

## 2. 炉心概念

HTTR-2の炉心水平断面を Fig. 1に示す。中央の12カラムは、HTTR-2の燃料領域を示す。照射試験領域は、従来の HTTR では燃料領域であった領域である。HTTR-2では、この領域を照射試験領域として使用する。HTTR と HTTR-2の炉心の基本仕様の比較を Table 1に示す。HTTR-2では、原子炉出力を従来の30MW から変えることなく、照射性能向上のため中性子束の増大及び燃料交換時間の短縮のため、燃料カラム数を30から12に低減することとした<sup>3)</sup>。また、炉内燃料管理方法として、径方向出力ピーキングを大きくすることなく高燃焼度化が可能なダルマ落とし燃料交換方式を採用することとした<sup>4, 5)</sup>。燃料体の概念を Fig. 2に示す。燃料体の外形及び冷却孔数(33本)は従来と同じである。従来のものと異なる点は、燃料棒の代わりに、除熱性能を高めるため黒鉛スリーブと燃料コンパクトの間のギャップをなくした一体型燃料コンパクトを燃料に使用すること、また、この燃料コンパクトの中央部の穴に冷却材を流し燃料温度を低減することとした点である。更に従来の燃料棒と一体型燃料コンパクトの異なる点を Fig. 3に示す。従来の燃料棒では、黒鉛スリーブに設けたスペーサで冷却孔内の位置決めをしていたのに対し、一体型燃料コンパクトでは黒鉛ブロックから冷却孔部に突き出たスペーサで側部から支持する。制御棒の中性子吸收材の被覆材には、これまで耐熱金属(Alloy800H)を使用してきたが、更に耐熱性が高く冷却を必要としない炭素複合材に置き換える。制御棒は、従来可動反射体領域及び炉心領域併せて16対使用していたのに対し、HTTR-2では、側部可動反射体から燃料領域に突き出た6箇所の制御棒案内カラムに挿入する。燃料カラム数を12にすることにより、燃料体の平均出力密度は7.7W/cm<sup>3</sup>となり従来炉心の2.5倍となる。12カラム炉心では、これまで燃料カラムであった18カラム及び従来の可動反射体の制御棒案内カラムであった9カラムで照射試験が可能となり、従来のものを合わせると合計43カラムで照射試験が可能となる。従って、照射可能な領域は約2.7倍に増大する。また、中央のinandパイプ上部に据え付けた燃料交換機で12の燃料カラムの全てを交換できる。このため、現在必要とされている交換日数の約200日を60日に短縮できるものと考える。

950°C運転では、中央カラムを燃料カラムに使用し13 個の燃料カラムからなる炉心とすることとした。

## 3. ダルマ落とし燃料交換方式

ダルマ落とし燃料交換方式の燃料体の移動を Fig. 4に示す。この燃料体の移動は、原子炉上部に設置した燃料交換機で行う。具体的には、1つのカラムを構成する全ての燃料体を炉心から燃料交換機内に取り込み、ここで燃焼し尽くした最下段の燃料体を取り出し、次に、新燃料体を取り込み、新燃料が炉心内で燃料領域の最上段に来るよう組み直し、他の炉心から取りだした燃料体と一緒に再装荷する。燃料交換機から取り出した最下段の燃料は、使用済燃料体として使用済燃料貯蔵設備に移動する。

本章では、例としてダルマ落とし燃料交換方式を従来の HTTR(30MW, 30燃料カラム)に採用した場合に得られる性能を示し、ダルマ落とし燃料交換方式の概念及びその効果を示す。燃料温度に関しては、新たに開発した単チャンネル高温ガス炉燃料温度解析コード OPIN を用いてノミナル値を評価した。HTTR-2炉心(30MW, 12或いは13燃料カラム)の炉心性能の検討結果は 6 章に示す。

### a) 出力分布および燃料温度分布

燃料最高温度を低くするには炉心内の燃料温度分布を平坦化し燃料温度のピーク値を低く抑える必要がある。平坦な燃料温度分布を与える理想的な出力分布は、以下の関係より求まる<sup>4, 5)</sup>。

$$P(z) = C \exp(-az/b) \quad (1)$$

ここで、

$P(z)$ :軸方向出力分布

a:冷却材の比熱及び冷却材流量から定まる値

b:燃料コンパクト及び黒鉛スリーブ等の熱伝導率及び形状から定まる値

C:単チャンネルの軸方向積分出力から定まる値

Z:軸方向の位置

このような出力分布を得ることにより、炉心上部で冷却材温度が低い所では高い出力を発生し、冷却材温度が高い炉心下部では出力を低くし、燃料温度が高くならないよう冷却材を加熱する。出力分布は、上記の(1)式から求めた理想的な出力分布に近くなるようウラン量、ウラン濃縮度及び反応度調整材の諸元をパラメータとし、HTTRの炉心特性解析コード CITATION-1000VP<sup>6)</sup>を用いて解析した。ダルマ落とし燃料交換の燃料移動は、同コード内の燃料管理ルーチンを用いて模擬した。燃料体等の群定数は、高温ガス冷却炉・格子燃焼特性解析コード DELIGHT<sup>7, 8)</sup>を用いて求めた。核データには、ENDF/B-3及び4を使用した。パラメータサーベイよりコンパクト内の被覆燃料粒子の充填率は20vol%、新燃料のウラン濃縮度は、8.6wt%、反応度調整材の半径及び<sup>10</sup>B原子数密度はそれぞれ1.1cm及び $6.1 \times 10^{-4}/\text{cm}^3$ とした。

950°Cの原子炉出口冷却材温度を達成する場合の理想的な出力分布及び燃料温度分布(ノミナル評価)をFig. 5に破線で、また、ダルマ落とし燃料交換を行った場合の出力分布及び燃料温度分布を実線で示す。これらの燃料温度評価は、冷却チャンネルの軸方向積分出力及び流量がHTTRの平均出力チャンネルのものと同一になる条件で行った。これは、Z方向のみの一次元炉心モデルを用いて得た結果である。炉心上部から上部反射体に向かって中性子が漏れるため1段目の燃料体の出力が低下するが、ダルマ落とし燃料交換方式によりほぼ理想的な出力分布及び燃料温度分布を達成できることが、Fig. 5より分かる。

1つの燃料体内で軸方向にウラン濃縮度を2段階に変化させ、軸方向の燃料温度分布を平坦化し燃料最高温度を低くした結果を点線で示す。この方法では、燃料最高温度を更に低く抑えることができるが、本検討は概念検討であることから、1つの燃料体内のウラン濃縮度は一様にすることとして検討を進めた。

### b) 燃焼度

ダルマ落とし燃料交換方式では、炉心上部の新燃料体が高出力密度となり、この領域から放出される余剰の中性子が炉心下部の燃料領域に流れ込む。この中性子の流れ込みによって、既に燃焼が進み自力では燃焼できない燃料が更に燃焼する。これによって、燃料の燃焼度が高まる。平衡炉心の燃料交換時の軸方向燃焼度分布を、Fig. 6に示す。燃焼度は、出力密度が高い炉心上部で急激に進み、下部ではゆっくり進む。燃料交換時に使用済燃料として炉心から取り出す燃料体の燃焼度は、約85GWd/tである。この燃焼度は、低濃縮ウランを燃料とする実用高温ガス炉<sup>9)</sup>の使用済み燃料としては十分高いものである。また、新燃料体のウラン濃縮度を高めることによ

り、さらに燃焼度を高めることは可能と考える。

### c) 過剰反応度の抑制及び出力分布の安定化

低濃縮ウラン燃料は、 $^{238}\text{U}$ から $^{239}\text{Pu}$ を生成する転換比が小さいため燃焼に伴う反応度変化が大きい。このため、制御棒の挿入度の変化が大きくなり、出力分布及び燃料温度分布が燃焼期間中大きく変化する。また、初期の過剰反応度が大きいと、制御棒の炉心内への挿入深さが大きくなるため、出力分布が歪み、出力密度を小さく保たなければならない炉心下部で大きくなるため燃料温度が高くなる。この問題を解決するため、反応度調整材を装荷し初期過剰反応度を必要最小限に抑え、更に燃焼期間を通してその値を維持するようにその諸元を最適化する必要がある。そこで、最適化は次の3段階で行った<sup>10)</sup>。第1段階で、燃焼期間中の過剰反応度を必要最小限に抑制するために必要な理想的な吸収断面積を予め計算で求め、第2段階で、燃焼初期の反応度調整材の実効吸収断面積が燃焼初期の吸収断面積と同じになる反応度調整材の半径と $^{10}\text{B}$ 密度の組み合わせを遮蔽効果を考慮して選定した。第3段階で、それらの組み合わせの中から燃焼期間を通して、反応度調整材の実効吸収断面積が第1段階で求めた理想的な吸収断面積の変化に最も近くなるものを最適な反応度調整材の諸元とした。ここで、 $^{10}\text{B}$ の燃焼に伴う遮蔽効果は DELIGHT を用いて評価した。反応度調整材の炉心特性への効果は、吸収体の遮蔽効果を近似式で模擬し、これを CITATION-1000VP に組み込んで評価した。

反応度調整材を用いない場合に約 $0.25\Delta k$ あった初期過剰反応度を、反応度調整材の最適化により、約 $0.02\Delta k$ まで抑制でき、更に過剰反応度を燃焼期間を通して $0.02\Delta k$ 以内に維持できた。この程度の反応度は制御棒を反射体内で移動することにより補償できることから、制御棒をほとんど炉心の燃料領域内に挿入せずに運転できる。また、出力密度が最大になる1段目の燃料体下部の出力密度の変化率は燃焼期間を通して10%以下に抑制でき、理想的な出力分布に近い出力分布を維持できることが明らかとなった。

## 4. 一体型燃料コンパクトを用いた改良燃料

炉心の平均出力密度の増大に伴う燃料温度の上昇を抑制するために、除熱性能が高く燃料温度が高くならない燃料を開発する必要がある。そこで、燃料棒の代わりに黒鉛スリーブと燃料コンパクトの間のギャップをなくした一体型燃料コンパクトを燃料体の冷却孔に装荷することとした。燃料コンパクトと黒鉛スリーブ間に生じるギャップをなくすことより、燃料温度を約100°C程度低減できる<sup>11)</sup>。また、この燃料コンパクトの中央部の穴に冷却材を流し燃料温度を更に低減することとした。従来の燃料棒と一体型燃料コンパクトの相違を Fig. 3に示す。一体型燃料コンパクトとは、一つの冷却孔に十数個装荷し、側部は黒鉛ブロックから冷却孔部に突き出たスペーサ及び下端部はサポータ（支持物）で支持する（Fig. 2参照）。一体型燃料コンパクトの外周及び内周には、被覆燃料粒子を含まない黒鉛殻の領域を設け被覆燃料粒子を保護するようにする。特に、外周の黒鉛殻は、黒鉛ブロックから突き出たスペーサが被覆燃料粒子に直接接触することを防止する役割を有する。従来の燃料棒の黒鉛スリーブの機能には、運転時における冷却材中の不純物及び事故時における空気等の侵入に対し燃料コンパクトを保護し、燃料粒子被覆層の酸化・腐食による核分裂生成物の閉込め機能の喪失を防止する役割があった。一体型燃料コンパクトでは、こ

り、さらに燃焼度を高めることは可能と考える。

### c) 過剰反応度の抑制及び出力分布の安定化

低濃縮ウラン燃料は、 $^{238}\text{U}$ から $^{239}\text{Pu}$ を生成する転換比が小さいため燃焼に伴う反応度変化が大きい。このため、制御棒の挿入度の変化が大きくなり、出力分布及び燃料温度分布が燃焼期間中大きく変化する。また、初期の過剰反応度が大きいと、制御棒の炉心内への挿入深さが大きくなるため、出力分布が歪み、出力密度を小さく保たなければならない炉心下部で大きくなるため燃料温度が高くなる。この問題を解決するため、反応度調整材を装荷し初期過剰反応度を必要最小限に抑え、更に燃焼期間を通してその値を維持するようにその諸元を最適化する必要がある。そこで、最適化は次の3段階で行った<sup>10)</sup>。第1段階で、燃焼期間中の過剰反応度を必要最小限に抑制するために必要な理想的な吸収断面積を予め計算で求め、第2段階で、燃焼初期の反応度調整材の実効吸収断面積が燃焼初期の吸収断面積と同じになる反応度調整材の半径と $^{10}\text{B}$ 密度の組み合わせを遮蔽効果を考慮して選定した。第3段階で、それらの組み合わせの中から燃焼期間を通して、反応度調整材の実効吸収断面積が第1段階で求めた理想的な吸収断面積の変化に最も近くなるものを最適な反応度調整材の諸元とした。ここで、 $^{10}\text{B}$ の燃焼に伴う遮蔽効果は DELIGHT を用いて評価した。反応度調整材の炉心特性への効果は、吸収体の遮蔽効果を近似式で模擬し、これを CITATION-1000VP に組み込んで評価した。

反応度調整材を用いない場合に約 $0.25\Delta k$ あった初期過剰反応度を、反応度調整材の最適化により、約 $0.02\Delta k$ まで抑制でき、更に過剰反応度を燃焼期間を通して $0.02\Delta k$ 以内に維持できた。この程度の反応度は制御棒を反射体内で移動することにより補償できることから、制御棒をほとんど炉心の燃料領域内に挿入せずに運転できる。また、出力密度が最大になる1段目の燃料体下部の出力密度の変化率は燃焼期間を通して10%以下に抑制でき、理想的な出力分布に近い出力分布を維持できることが明らかとなった。

## 4. 一体型燃料コンパクトを用いた改良燃料

炉心の平均出力密度の増大に伴う燃料温度の上昇を抑制するために、除熱性能が高く燃料温度が高くならない燃料を開発する必要がある。そこで、燃料棒の代わりに黒鉛スリーブと燃料コンパクトの間のギャップをなくした一体型燃料コンパクトを燃料体の冷却孔に装荷することとした。燃料コンパクトと黒鉛スリーブ間に生じるギャップをなくすことより、燃料温度を約100°C程度低減できる<sup>11)</sup>。また、この燃料コンパクトの中央部の穴に冷却材を流し燃料温度を更に低減することとした。従来の燃料棒と一体型燃料コンパクトの相違を Fig. 3に示す。一体型燃料コンパクトは、一つの冷却孔に十数個装荷し、側部は黒鉛ブロックから冷却孔部に突き出たスペーサ及び下端部はサポータ（支持物）で支持する（Fig. 2参照）。一体型燃料コンパクトの外周及び内周には、被覆燃料粒子を含まない黒鉛殻の領域を設け被覆燃料粒子を保護するようにする。特に、外周の黒鉛殻は、黒鉛ブロックから突き出たスペーサが被覆燃料粒子に直接接触することを防止する役割を有する。従来の燃料棒の黒鉛スリーブの機能には、運転時における冷却材中の不純物及び事故時における空気等の侵入に対し燃料コンパクトを保護し、燃料粒子被覆層の酸化・腐食による核分裂生成物の閉込め機能の喪失を防止する役割があった。一体型燃料コンパクトでは、こ

の機能を燃料コンパクト自身に持たせるために黒鉛マトリックス部にシリコンを分散させ耐酸化性を高めることとしている。燃料コンパクトと黒鉛スリーブ間のギャップが無いように製造する一体型燃料<sup>12)</sup> 及び黒鉛マトリックスにシリコンを分散した耐酸化燃料コンパクト<sup>13)</sup> の技術開発は個々に行われており、一体型燃料コンパクトは十分実現性のあるものと考えられる。

HTTR-2では、ダルマ落とし燃料交換方式を用い100GWd/tに近い高い燃焼度を目標とするため、高燃焼達成可能な被覆燃料粒子が必要となる。高燃焼度を達成するため、バッファ層及びSiC層を厚くした被覆燃料粒子の研究開発も既に進められており、実現性が高いことが確認されている<sup>14), 15), 16)</sup>。HTTRの燃料と開発中の高燃焼度燃料の仕様の比較をTable 2に示す。

## 5. 炉心有効流量の確保

ブロック間を流れる冷却材や制御棒の冷却のために流す冷却材は、燃料の冷却に直接寄与しないため所定の原子炉出口冷却材温度(850または950°C、本章では、950°Cとする)まで昇温されない。このため、原子炉出口冷却材の平均温度950°Cを達成するには、燃料を装荷している冷却孔で冷却材を950°C以上に昇温する必要性が生じ、その結果、燃料温度が高くなる。そこで、燃料温度を低くするには、燃料の冷却に直接寄与しない流量を低減し、冷却孔を流れ燃料を冷却する炉心有効流量を増大する必要がある。HTTR-2の炉心有効流量を評価するにあたり、まず、HTTRの炉心で中央の12燃料カラムは従来の燃料体<sup>17)</sup>を装荷し、外周の18燃料カラムを黒鉛ブロックに置き替え、制御棒案内カラムを7カラムとした状態で30MWの熱出力を出した場合の炉心有効流量を評価し、12燃料カラム炉心の問題点を明らかにした。

解析評価には、炉心流量配分解析コード FLOWNET を使用した。FLOWNET は、流路と流路を接続している節点により構成するネットワークモデルに温度計算機能を加えた定常流路網解析コードである<sup>17)</sup>。燃料カラム内の冷却材流路、カラム間のギャップ、制御棒挿入孔等を模擬した軸方向及び水平方向の流路網モデルを Fig. 7 及び Fig. 8 に示す。熱出力として 10, 20, 30MW、原子炉出口温度として 850, 950°C の炉心を対象として解析を行った。熱出力 30MW、原子炉出口冷却材温度 950°C の場合の炉心内の流量配分解析結果を Fig. 9 に示す（ここでは、950°C 炉心も 12 燃料カラム炉心として評価）。この結果より、冷却材温度が最も高くなる燃料カラムの 5 段目の燃料体内を流れる有効流量が約 71% まで小さくなることが分かる。この有効流量は、HTTR 炉心の炉心有効流量設計値(88%)<sup>11)</sup> より小さい。これは、冷却孔内の流量増大により炉心内の圧力損失が高くなり、カラムギャップ間の漏れ流量が増大するためである。炉心全流量に伴い増大する炉心の圧力損失の変化を Fig. 10 に示す。炉心全流量は、原子炉出口冷却材温度を一定にした場合、熱出力に比例の関係にある。圧力損失の増大に伴い低下する炉心有効流量を図中の( ) 内に示す。これより、出力の増大に伴い炉心有効流量が低下することが分かる。したがって、現状の燃料設計及び炉心構造を維持して燃料カラム数を小さくした場合、従来の炉心有効流量設計値(88%)を確保できないことが分る。そこで、炉心有効流量を確保するため次の対策を構じることを考えた。

### 5.1 制御棒冷却用流量の低減

Fig. 9 より、制御棒案内カラムには 4~6% 程度の冷却材が流れることがわかる。これは、制御

の機能を燃料コンパクト自身に持たせるために黒鉛マトリックス部にシリコンを分散させ耐酸化性を高めることとしている。燃料コンパクトと黒鉛スリーブ間のギャップが無いように製造する一体型燃料<sup>12)</sup> 及び黒鉛マトリックスにシリコンを分散した耐酸化燃料コンパクト<sup>13)</sup> の技術開発は個々に行われており、一体型燃料コンパクトは十分実現性のあるものと考えられる。

HTTR-2では、ダルマ落とし燃料交換方式を用い100GWd/tに近い高い燃焼度を目標とするため、高燃焼達成可能な被覆燃料粒子が必要となる。高燃焼度を達成するため、バッファ層及びSiC層を厚くした被覆燃料粒子の研究開発も既に進められており、実現性が高いことが確認されている<sup>14), 15), 16)</sup>。HTTRの燃料と開発中の高燃焼度燃料の仕様の比較をTable 2に示す。

## 5. 炉心有効流量の確保

ブロック間を流れる冷却材や制御棒の冷却のために流す冷却材は、燃料の冷却に直接寄与しないため所定の原子炉出口冷却材温度(850または950°C、本章では、950°Cとする)まで昇温されない。このため、原子炉出口冷却材の平均温度950°Cを達成するには、燃料を装荷している冷却孔で冷却材を950°C以上に昇温する必要性が生じ、その結果、燃料温度が高くなる。そこで、燃料温度を低くするには、燃料の冷却に直接寄与しない流量を低減し、冷却孔を流れ燃料を冷却する炉心有効流量を増大する必要がある。HTTR-2の炉心有効流量を評価するにあたり、まず、HTTRの炉心で中央の12燃料カラムは従来の燃料体<sup>1)</sup>を装荷し、外周の18燃料カラムを黒鉛ブロックに置き替え、制御棒案内カラムを7カラムとした状態で30MWの熱出力を出した場合の炉心有効流量を評価し、12燃料カラム炉心の問題点を明らかにした。

解析評価には、炉心流量配分解析コード FLOWNET を使用した。FLOWNET は、流路と流路を接続している節点により構成するネットワークモデルに温度計算機能を加えた定常流路網解析コードである<sup>17)</sup>。燃料カラム内の冷却材流路、カラム間のギャップ、制御棒挿入孔等を模擬した軸方向及び水平方向の流路網モデルを Fig. 7 及び Fig. 8 に示す。熱出力として 10, 20, 30MW、原子炉出口温度として 850, 950°C の炉心を対象として解析を行った。熱出力 30MW、原子炉出口冷却材温度 950°C の場合の炉心内の流量配分解析結果を Fig. 9 に示す（ここでは、950°C 炉心も 12 燃料カラム炉心として評価）。この結果より、冷却材温度が最も高くなる燃料カラムの 5 段目の燃料体内を流れる有効流量が約 71% まで小さくなることが分かる。この有効流量は、HTTR 炉心の炉心有効流量設計値(88%)<sup>11)</sup> より小さい。これは、冷却孔内の流量増大により炉心内の圧力損失が高くなり、カラムギャップ間の漏れ流量が増大するためである。炉心全流量に伴い増大する炉心の圧力損失の変化を Fig. 10 に示す。炉心全流量は、原子炉出口冷却材温度を一定にした場合、熱出力に比例の関係にある。圧力損失の増大に伴い低下する炉心有効流量を図中の( ) 内に示す。これより、出力の増大に伴い炉心有効流量が低下することが分かる。したがって、現状の燃料設計及び炉心構造を維持して燃料カラム数を小さくした場合、従来の炉心有効流量設計値(88%)を確保できないことが分る。そこで、炉心有効流量を確保するため次の対策を構じることを考えた。

### 5.1 制御棒冷却用流量の低減

Fig. 9 より、制御棒案内カラムには 4~6% 程度の冷却材が流れることがわかる。これは、制御

棒の金属被覆管の冷却を必要とするためであるが、被覆材として冷却を必要としない炭素複合材を用いることによりこの流量を不要にする。このため、制御棒案内カラムの下部反射体ブロックに設けた流路を閉じることとする。Fig. 11に示す炭素複合材を制御棒の被覆材として使用するための製作試験及び照射試験（照射温度900±50°C、中性子照射量 $1\times10^{25}$  n/m<sup>2</sup> (E>29fJ)）は、既に始められており良好な結果が得られている<sup>18)</sup>。

## 5.2 炉内圧力損失の低減

Fig. 10に示すように、熱出力が30MWの場合、炉心の圧力損失は約23kPaに達する。この圧力損失は冷却材全流量の大部分を占める燃料チャンネルの差圧により決まり、ギャップ流量は炉心差圧により決まる。燃料コンパクトの冷却性能の向上と炉心差圧の低下を目的として、流路断面積を大きくするため、燃料コンパクト内側にも流路を設けることを検討した。冷却孔は、これまでと同じ寸法の環状部と、コンパクト内側の穴よりなる。単チャンネルモデルを用いて、コンパクト内側の冷却孔の寸法と炉心圧損の関係を求めた。単チャンネル計算モデルを Fig. 12に示す。計算結果を Fig. 13に示す。図中●印は、単チャンネルモデルによるコンパクト内側流路の直径と炉心圧損の関係である。30MW、950°Cの条件下で、従来外側冷却のみの燃料棒を用いた場合の炉心圧損△P<sub>c</sub>に対する内外側冷却を行う燃料の場合の炉心圧損△Pの比△P<sub>c</sub>/△P<sub>c</sub>を横軸として記している。一方、○印はFig. 10に示した計算結果をもとに求めた関係であり、同様に炉心圧損に対するカラム間ギャップ流量の燃料領域における最大値の関係を示している。

現状の HTTR 炉心の場合、コンパクト外径は26mmであり、中心に直径10mmの孔を有しているため8mmの厚さ内に被覆燃料粒子が充填されている。被覆燃料粒子の健全性の観点から粒子充填率を現状と比べて同等、もしくは小さくするために、粒子を充填する範囲として8mmの厚さを維持することにする。新しい一体型燃料コンパクトでは、粒子を充填する範囲の内側、外側に黒鉛部分として1mmを確保する、燃料コンパクト外径34mmに対して、内径は最大14mmとなる。Fig. 13から、内径が14mmの場合、炉心圧損の比△P<sub>c</sub>/△P<sub>c</sub>は約0.6倍になることがわかる。この場合に、カラム間ギャップ流量は同図から全流量に対して19%程度となり、カラム間ギャップ流量は内径を10mmとした場合に比べ2%程度改善されることが分かる。

燃料の除熱性能を高めるためには、冷却面が大きい外側に冷却材が多く流れるよう外側の流路断面積を大きくすることが有効である。この点を加味して内側と外側の冷却孔形状を定める必要がある。燃料形状及び冷却孔のパラメータサーベイの結果を6.1節に示す。

## 5.3 上部遮へい体ブロック間にキー構造の採用

Fig. 9に示すように上部プレナム部から直接に上部遮蔽体ブロック間のカラム間ギャップに流れ込む漏れ流量は、7.68%に上る。これは、950°C運転で上部遮蔽体ブロックの金属が膨張しても、ブロック間に約0.3mmのギャップが存在するためである。この漏れ流れを防止することにより、炉心有効流量の増大が見込める。そこで、ステンレス鋼からなる上部遮蔽体ブロックにFig. 14に示すようなキー及びキー溝を設けブロック間を密着させ漏れ流れを防止する。キーの材料には、450°C(1次加圧水冷却器出口ヘリウム温度425°Cに25°Cの余裕を加えた温度)でも弾性が保たれる耐熱鋼(SUS316等)を使用する。このようにした場合、3個のブロックが一点で接触するコーナーの部分は、キー構造による漏れ流れ防止効果を期待できないため漏れ流れが生じる。

### 5.4 改良後の炉心有効流量

上記の5.1節、5.2節、及び5.3節で述べた対策を考慮した12燃料カラム炉心について FLOWNET を用いて流量配分計算結果を Fig. 15に示す。

5.3節で述べた上部遮へい体間のギャップの流量低減策の効果によって上部遮へい体段のギャップ流れは大きく減少し、炉心上部で炉心有効流量が約9%増大している。しかし、燃料流量が最少となる燃料体ブロック上端から4段目あるいは5段目での燃料流量の増加は1%程度である結果となった。

30燃料カラム炉心では、燃料領域であった領域（18カラム）の下部可動反射体ブロックを冷却孔が無い黒鉛ブロックに置き換えることにより約3%の流量を増大することができた。

中央制御棒及び第1リング制御棒を挿入する7箇所の制御棒案内カラムには冷却材流量は流さないように下部可動反射体には、冷却孔の無い黒鉛ブロックを装荷することとした。しかし、制御棒案内カラム内の上下のブロック間からのクロス流れにより制御棒挿入孔からカラム間ギャップへの漏れ流れが生じる結果となっている。

低い中性子照射量に対する黒鉛の照射変形データを外挿して、高い中性子照射量の黒鉛ブロックの照射変形を評価したので、炉心下部の燃料ブロックの照射変形量は大きめの評価となっている。このため、ブロック間から漏れ出るクロス流れの流量は大きくなっている。ブロックの照射変形を正確に評価すれば制御棒カラムの流量を小さく、炉心有効流量を大きく評価することができるものと考える。

燃料の冷却については、コンパクトの内側・外側両方からコンパクトを直接冷却するような構造とした。内側流路の外径は14mm、外側流路は現状の HTTR と同様の内径34mm、外径41mm である。内側及び外側の流路断面積を大きくなるようにして寸法を最適化することにより、炉心圧損を減らし有効流量をさらに増大させることができると考えられる。また、950°C運転では炉心を13燃料カラムにするので炉心の圧力損失が小さくなり漏れ流量も低減する。

Fig. 15 に示すように最小の炉心有効流量は84.68%であるが、上記の炉心有効流量を高める効果を考慮すれば、85%の炉心有効流量は確保できるものと考える。

## 6. 炉心性能

### 6.1 出力分布及び燃焼特性の評価

従来の HTTR 炉心で燃料カラム数を12個とし、熱出力を30MW、原子炉出入口冷却材温度を950°Cとした炉心について、出力分布及び燃料燃焼特性の評価を行った。以下に、出力分布及び燃焼特性の評価のための検討条件、解析手法及び検討結果を示す。

#### a) 検討条件

##### ① 炉心諸元

燃料カラム数が12個、燃料に高燃焼度化を目指した被覆燃料粒子を採用していることを除けば、燃料体寸法など構造諸元は、HTTRと同じである。燃料カラム数の減少部分は、標準の可動反射体ブロックで置換するものとし、第2リング制御棒（R2）及び第3リング制御棒（R3）は使用しないため、これらの制御棒案内ブロックは、標準の可動反射体ブロックで置換する。主な目標とする炉心性能及び検討条件を以下に示す。

### 5.4 改良後の炉心有効流量

上記の5.1節、5.2節、及び5.3節で述べた対策を考慮した12燃料カラム炉心について FLOWNET を用いて流量配分計算結果を Fig. 15に示す。

5.3節で述べた上部遮へい体間のギャップの流量低減策の効果によって上部遮へい体段のギャップ流れは大きく減少し、炉心上部で炉心有効流量が約9%増大している。しかし、燃料流量が最少となる燃料体ブロック上端から4段目あるいは5段目での燃料流量の増加は1%程度である結果となった。

30燃料カラム炉心では、燃料領域であった領域（18カラム）の下部可動反射体ブロックを冷却孔が無い黒鉛ブロックに置き換えることにより約3%の流量を増大することができた。

中央制御棒及び第1リング制御棒を挿入する7箇所の制御棒案内カラムには冷却材流量は流さないように下部可動反射体には、冷却孔の無い黒鉛ブロックを装荷することとした。しかし、制御棒案内カラム内の上下のブロック間からのクロス流れにより制御棒挿入孔からカラム間ギャップへの漏れ流れが生じる結果となっている。

低い中性子照射量に対する黒鉛の照射変形データを外挿して、高い中性子照射量の黒鉛ブロックの照射変形を評価したので、炉心下部の燃料ブロックの照射変形量は大きめの評価となっている。このため、ブロック間から漏れ出るクロス流れの流量は大きくなっている。ブロックの照射変形を正確に評価すれば制御棒カラムの流量を小さく、炉心有効流量を大きく評価することができるものと考える。

燃料の冷却については、コンパクトの内側・外側両方からコンパクトを直接冷却するような構造とした。内側流路の外径は14mm、外側流路は現状の HTTR と同様の内径34mm、外径41mm である。内側及び外側の流路断面積を大きくなるようにして寸法を最適化することにより、炉心圧損を減らし有効流量をさらに増大させることができると考えられる。また、950°C運転では炉心を13燃料カラムにするので炉心の圧力損失が小さくなり漏れ流量も低減する。

Fig. 15 に示すように最小の炉心有効流量は84.68%であるが、上記の炉心有効流量を高める効果を考慮すれば、85%の炉心有効流量は確保できるものと考える。

## 6. 炉心性能

### 6.1 出力分布及び燃焼特性の評価

従来の HTTR 炉心で燃料カラム数を 12 個とし、熱出力を 30 MW、原子炉出入口冷却材温度を 950°Cとした炉心について、出力分布及び燃料燃焼特性の評価を行った。以下に、出力分布及び燃焼特性の評価のための検討条件、解析手法及び検討結果を示す。

#### a) 検討条件

##### ① 炉心諸元

燃料カラム数が 12 個、燃料に高燃焼度化を目指した被覆燃料粒子を採用していることを除けば、燃料体寸法など構造諸元は、HTTR と同じである。燃料カラム数の減少部分は、標準の可動反射体ブロックで置換するものとし、第2リング制御棒 (R2) 及び第3リング制御棒 (R3) は使用しないため、これらの制御棒案内ブロックは、標準の可動反射体ブロックで置換する。主な目標とする炉心性能及び検討条件を以下に示す。

- ・熱出力 : 30 MWt
- ・原子炉出入口冷却材温度 : 950 / 395 °C
- ・原子炉運転圧力 : 40 kg/cm<sup>2</sup>
- ・運転期間 : 300 EFPD / サイクル程度
- ・目標燃焼度 : 80~100 GWd / t
- ・燃料交換方式 : ダルマ落とし燃料交換方式
- ・燃料カラム、軸方向段数 : 12 燃料カラム、5段
- ・燃料濃縮度 : 20 wt% 以下
- ・制御棒 : R1 制御棒の6対を使用

### ② 燃料体

構造諸元は、HTTRの33ピン燃料体と全く同じであるが、燃料コンパクト内の被覆燃料粒子充填率30%は固定し、ウラン濃縮度(20wt%以下)、反応度調整材仕様を、パラメータとして調整した。被覆燃料粒子の燃料仕様を以下に示す。

	厚さ(μm)	密度(g/cm <sup>3</sup> )
・UO <sub>2</sub> 燃料核	570(直径)	10.45
・バッファー層	80	1.15
・I-PyC 層	30	1.85
・SiC 層	35	3.2
・O-PyC 層	40	1.85

ウラン濃縮度は、実際には濃縮ウラン被覆燃料粒子(20wt%以下)と天然ウラン被覆燃料粒子の混合割合で調整すると調整の自由度は増すが、本解析では、1つの濃縮度を有する1種類の粒子を用いて評価する。

### ③ 対象炉心

#### ・初期・移行炉心

新燃料を装荷した初期炉心から、1~2段ずつ燃料交換を行ない1~4サイクル分の燃焼を進める間とする。

#### ・平衡炉心

移行炉心初期の装荷燃料が最下段に達した後、1サイクル燃焼を進める間とし、ここでは、5燃焼サイクルを平衡炉心と呼ぶことにする。

### b) 解析手法

#### ① 群定数データ

HTTRの設計に用いたDELIGHT-7コード<sup>7)</sup>を使用し、40群の格子燃焼計算を実施し、6群の群定数を作成した。群定数は、高温状態及び低温状態の2種で、低温状態は、6.3節の炉停止余裕評価用であり、高温状態は、燃焼特性評価用である。燃焼特性解析では、ダルマ落しによる燃料交換の移動効果を除き、移行炉心、平衡炉心を通じライブラリーの温度、濃縮度、反応度調整材種類及び燃焼ステップ数は変化しないものとした。

## ② 炉心燃焼計算

炉心燃焼計算は、代表的な燃焼時点について CITATION-1000VP コード<sup>6)</sup> の 2 次元 R Z モデルで炉心出力と中性子束分布を求めた後、上記 6 群の群定数の燃焼度による内挿とダルマ落し方式の燃料交換方式を補助コードで模擬した。燃焼は、1 サイクルを、0 日、4 日、42 日、82 日、123 日、162 日、202 日、242 日の 8 ステップに分割して評価した。これら核特性の解析手順を、Fig. 16 に示す。物質領域モデル、メッシュ分割等を、Fig. 17 に示す。各領域の群定数を求める場合の温度設定は、HTTR の設計値を参考に、Fig. 18 に示す値とした。また、本検討では、高温運転状態では、制御棒は殆ど全引き抜き状態となるものと考え、解析では制御棒は全引き抜きとした。燃焼期間は、運転余裕を考慮せずに、炉の過剰反応度が無くなる（実効増倍率がほぼ 1.0 となる）まで運転が可能であるものとして評価した。

### c) 検討結果

燃焼サイクル後に毎回装荷する新燃料のウラン濃縮度、粒子充填率、反応度調整材の代表的な組み合わせについて、DELIGHT-7 コードの格子燃焼計算により、ウラン濃縮度、粒子充填率及び反応度調整材の組み合わせの候補例を検討した。燃焼特性解析結果を Fig. 19 に示す。これらの計算結果を踏まえて、移行炉心に装荷する燃料の諸元を定めた。燃料のウラン濃縮度は、燃料カラム数が少なく中性子の漏れによる反応度低下やダルマ落し方式での長期間の燃焼に対応するため、HTTR の平均濃縮度 6 wt % よりも高く設定し反応度調整材で調整する必要がある。ただし反応度調整材仕様と強く関係するため、燃焼特性と炉心計算での実効増倍率の両方の効果を考慮して決定した。具体的には、Table 3 の特性と Fig. 19 の結果を比較しながら調整した。反応度調整材は、長期間にわたる反応度の制御のために、反応度調整材が分担している反応度は大きく、燃焼に対し長持ちすることが必要である。燃料の濃縮度と反応度調整材仕様を変えて燃焼した結果 (Table 3 及び Fig. 19) より、反応度調整材は、天然ホウ素濃度 1 wt % 、直径 2.8 cm、2 本／燃料体とした。

これらの燃料諸元に基づいて炉心計算を行い、実効増倍率と初期出力分布を求め燃焼計算用の代表炉心を定めた。径方向には燃料カラムが 2 層あるが、両側の黒鉛層による反射体効果によって出力が歪むものの、2 層間の平均出力密度はほぼ一定となっている。このため、径方向の燃料は 1 種類とすることとした。初期炉心では軸方向には、軸方向出力分布とダルマ落し燃料交換方式の燃焼特性を参考に、燃料種類数を少なくすることが出来るように、各段の燃料濃縮度は、12/12/10/10/8wt%とした。各燃焼サイクルの実効増倍率、出力ピーピング係数等の変化を Table 4 に示す。Fig. 20 及び Fig. 21 にそれぞれ 初期炉心及び平衡炉心の燃焼に伴う径方向出力分布を示す。これより、径方向出力分布は燃焼期間を通して安定であることがわかる。黒鉛ブロックに隣接する燃料領域でピーピング発生しているが、燃料領域内の平均値はほぼ等しい。このピーピングは、燃料体内の出力分布を燃焼計算に考慮していないためであり、一つのブロック内を燃焼によるウラン 235 の損耗を考慮できる複数の物質領域に分け解析することにより、このピーピングが燃焼とともに減少することを明らかにできる。Fig. 22 及び Fig. 23 に各燃焼サイクルの 0 日及び 242 日の軸方向出力分布を示す。Fig. 24 及び Fig. 25 に初期炉心及び平衡炉心の軸方向出力分布を示す。Fig. 22 から Fig. 25 の軸方向出力分布は燃料最高温度を低減するのに適した指標関数的な分布となっており、更にこの分布が 1 つの燃焼サイクル内及び初期炉心から平衡炉心まで安

定に維持できることが分かる。

Table 5及びTable 6に平衡炉心の燃焼末期の炉内燃料燃焼度分布及び炉心構成要素の高速中性子照射量を示す。ダルマ落し燃料交換方式により高速中性子照射量が多くなるものの約90GWd/tという実用高温ガス炉<sup>9)</sup>で期待される高い燃焼度を得ることができる。また、初期炉心以後の移行炉心及び平衡炉心では取り替え燃料のウラン濃縮度数を1種類にすることができる見込みを得た。

## 6.2 燃料温度評価

燃料温度評価は HTTR の炉心熱流力設計に用いた物性値データ及び差分法を用いた燃料温度解析コード TEMDIM を用いて評価した<sup>10)</sup>。異常な過渡変化を模擬して炉外で昇温した時の被覆層の破損特性<sup>20)</sup>から、1600°C以下では被覆燃料粒子の被覆層の有意な破損は生じないと判断されている。これより、運転時の異常な過渡変化時において、燃料最高温度が1600°Cを越えないための条件は、通常運転時の燃料最高温度を1500°C以下とすることとした。この1500°Cを主要な熱的制限値と定め、工学的安全係数を考慮した燃料最高温度がこれを越えない場合に制限値を満足するものとした<sup>11)</sup>。工学的安全係数は、従来の HTTR の熱設計に用いたもの<sup>21)</sup>に基づいて、一体型燃料コンパクトではギャップが無いことを考慮して定めた。工学的安全係数として考慮したランダム因子及びシステムチック因子の項目及び係数を Table 7に示す。燃料温度計算モデルを Fig. 26に示す。出力分布には、2次元 RZ モデルの拡散計算でダルマ落とし燃料交換を模擬して得られた平衡炉心の燃焼終期の分布を用いた。その分布を Fig. 27に示す。6.1節で得られた出力分布は12燃料カラム炉心のものであるため、ここで13燃料カラム炉心の燃料温度評価に用いる場合には、炉心平均出力密度に比例して燃料の線出力を下げるのこととした。Fig. 27に示す燃料温度分布は、この出力分布より得られる代表的なものである。燃料体の2段目(174cm)以下で燃料温度がほぼ平坦になっており、燃料温度に対し良好な分布になっていることがわかる。

### a) HTTR の燃料形状をそのまま採用した場合

燃料形状、炉心有効流量、燃料カラム数等を変化させた場合の燃料最高温度の解析結果のまとめを Table 8に示す。H-1～H-6、H-23～H-26及びH-35, H-36のケースは、HTTR の燃料形状をそのまま採用した場合の解析結果である。燃料カラムを12個に低減し炉心平均出力密度を増大したため、炉心圧力損失が増大し、これに伴い炉心有効流量割合が HTTR の88%から81%まで低下するとしたケース H-5では、燃料最高温度が1819°Cになる。これより、HTTR 燃料形状をそのまま用いた場合には、制限値を満足しないことが分かる。5章で示したように炉心有効流量が71%となる場合には、燃料温度が明らかに高くなり核熱設計は成立しない。

### b) 一体型燃料コンパクトで外側だけ冷却した場合

燃料最高温度を低くするため、4章で述べた一体型燃料コンパクトで燃料部を保護する黒鉛殻を1mmに薄くした場合について検討した。一体型燃料コンパクトの外側のみを冷却した場合の燃料形状効果を調べるため、燃料部を厚くした場合（肉厚コンパクト）、燃料部の厚さは HTTR 燃料の8mmを保存し、外側に寄せた場合（外寄コンパクト）、薄くした場合（薄肉コンパクト）、及び内側に寄せた場合（内寄コンパクト）のそれぞれケースについて燃料カラムが12及び13の場合について燃料最高温度の検討を行った。検討結果を、H-7～H-20、H-27～H-32及びH-3

7～H-42に示す。

炉心有効流量割合を81%とした場合の検討結果がH-7～H-20である。これらから、コンパクトを薄くし、外側に寄せる事、出力密度を低下させることが燃料温度低減に有効であるが、81%では1500°C制限値を満足しないことが分かる。H-21及びH-22は、冷却面を粗面にして熱伝達を向上した場合を検討したもので、スルト数を1.5とした結果である。このようにしても、81%の炉心有効流量割合では燃料温度制限を満足することは困難であり、炉心有効流量割合を増加させることが、必要不可欠と考えられる。

炉心有効流量割合85%が実現できた場合の検討結果がケースがH-23～H-34である。これから熱出力を24MW以下とすれば、広範囲の燃料形状で燃料温度制限を満足させることが出来るが、H-33のように粗面を用い無い限り、30MWでは満足させ得ない事が分かる。熱出力30MWを保持するため、燃料かう数を12から13とした場合がH-35～H-44である。この内、コンパクト厚さをHTTRと同じ8mmとした場合(H-35及び36)では、燃料温度制限を満足していない。しかし、燃料コンパクトに充填するウラン量の調整範囲は低下するが、コンパクトを薄くすれば燃料温度は、熱出力が27MWでも制限値を満足することが分かる。

### c) 一体型燃料コンパクトで外側及び内側を冷却した場合

更に、燃料温度を低くするため、外面だけでなく一体型燃料コンパクトの内面をも冷却する両面冷却について検討した。TEMDIM (TEMWAKE)には、両面冷却の温度解析機能はあるが、内外流路の圧力損失バランスによる流量配分を評価する機能がない。そこで、解析式を用いた簡易燃料温度解析コードGANDARAを用いて内面冷却の場合(セミピン)の冷却流量と圧力損失の関係を評価し、これらの結果とTEMWAKEの解析結果より両面冷却の燃料温度評価を行うこととした。セミピンの解析結果をケース(S-1～S-12)に示す。内外流路への流量分配は圧力損失が同じになるように、内側の冷却孔に付加抵抗を取付て対処できるものとした。T-1～T-13までは炉心有効流量割合が81%の場合であり、外面冷却のみの場合と同じく燃料温度制限は満足しない。T-14～T-19までは炉心有効流量割合85%、12かう炉心の結果であるが、内側流路の流量を絞れば、外面冷却のみの場合より冷却特性が改善され、燃料最高温度が制限値を満足することが分かる。T-20～T-25は13かう炉心の検討結果であり、12かう炉心より更に約5°C程度燃料温度特性が改善できることが分かる。両面冷却で13カラム炉心のT-20では、燃料最高温度が1491°Cで燃料温度の制限値を満足している。両面冷却の燃料の特性が改善しないのは、Fig. 28に示すように入口付近では燃料温度は低下するが、出口付近ではRe数が低下するため、熱伝達特性が悪化するためと考えられる。T-14の内側流路のRe数は入口及び出口でそれぞれ2816及び1702で、T-15の場合はそれぞれ4538及び2813である。

以上の検討から、燃料温度制限値を満足する高性能な炉心を構成するための熱設計からの燃料設計への要求は一体燃料コンパクトを採用することと合わせて、以下の条件を実現する必要があると考える。

- 炉心有効流量割合は85%以上を確保する。
- 950°C運転では13燃料かう炉心にする。
- 燃料コンパクトの肉厚は薄くし、外側に寄せ、熱伝導面積を増加させる。
- 両面冷却とし熱伝達特性改善をはかる。

上記の条件 a) は、5章の炉心有効流量の確保で述べたように必要な対策を構じることにより、満足できるものと考える。b) に対しては炉心構造の変更、c) 及び d) に対しては一体型燃料コンパクトの採用により条件を満足できるものと考える。従って、炉心熱出力30MW 及び原子炉出口冷却材温度950°Cを維持し、燃料カラム数を30から13に低減し炉心平均出力密度7.1W/cm<sup>3</sup>を達成することは可能と考える。

### 6.3 炉停止余裕評価

HTTR では、炉心内に挿入する 7 対の制御棒及び可動反射体に挿入する 9 対の制御棒を用いている。HTTR-2 では、燃料領域を縮小し照射領域を拡大するため、中心制御棒 (C) 及び第 2 リング制御棒 (R 2) 及び第 3 リング制御棒 (R 3) の制御棒を用いず、Fig. 1 に示すように第 1 リング制御棒 (R 1) の制御棒の 6 対のみを用いることとする。制御棒本数の低減は、燃料交換作業時間の短縮及び制御棒系の製作費の低減等の利点があるが、安全上、炉停止余裕を十分に確保することが必要である。そこで、3 次元 3 角メッシュモデルで炉心特性解析コード CITATION-1000VP を用いて炉停止余裕を評価した。炉心は初期炉心の燃焼初期の低温クリーン状態とし、ウラン濃縮度は上段から 12, 12, 10, 10, 8wt% のものとした。各制御棒の反応度効果を明らかにするため、R 1 制御棒及び C 制御棒について以下の状態について実効増倍率を求め、炉停止余裕を評価した。

- a) 全制御棒引き抜き状態
- b) 全制御棒挿入状態
- c) C 制御棒 1 対全引き抜き、他の制御棒は全挿入状態
- d) R 1 制御棒 1 対全引き抜き、他の制御棒は全挿入状態
- e) C 及び R 1 制御棒合わせて 2 対が全引き抜き、他の制御棒は全挿入状態

解析結果を Table 9 に示す。上記の b), c), d), e) の全ての状態で 0.01 Δ k/k 以上の炉停止余裕を確保する事ができる。ケース c), d) より、C 或いは R 1 の 1 対の制御棒がスタック状態にあっても炉停止余裕が確保できることが分かる。更に、ケース e) より、C 制御棒を除く周辺の R 1 制御棒 6 対のみの制御棒を用いることとし最大反応度値を持つ R 1 制御棒 1 対がスタックすると想定しても炉停止余裕が確保できることがわかる。これより制御棒は R 1 の 6 対とし、C 制御棒の制御棒案内カラムは、照射炉心として使用する場合は照射カラムとして使用し（12 燃料カラム炉心）、原子炉出口温度を 950°C とする高温試験運転時にはこの領域を燃料領域（13 燃料カラム炉心）にすることが可能と考える。

### 6.4 照射性能

初期炉心（燃焼 5 日目）の中性子束分布を評価した。炉心状態は、熱出力 30 MW、12 燃料カラム炉心、原子炉出口温度が 850°C で制御棒は全引き抜き状態である。炉心モデルは、Fig. 17 に示すものを使用した。群定数は、高温ガス冷却炉・格子燃料特性解析コード DELIGHT-7 を用いて作成した。Fig. 29 及び Fig. 30 に軸方向及び径方向の高速中性子束分布を示す。Fig. 31 及び Fig. 32 に軸方向及び径方向の熱中性子束分布を示す。軸方向分布は中心カラムのものであり、径方向の中性子束分布は、上から 2 段目の燃料体の位置の高さのものである。

燃料カラム数を 30 カラムから 12 カラムにすることにより、これまで燃料カラムであった 1

8カラムを照射カラムとして使用できる。さらに、高速中性子束は、中心カラム付近で最高の $4.8 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来のものと比較して約2.2倍増加する。熱中性子束は中心カラムで最高 $1.21 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来の炉心の約1.5倍である。照射カラムとして利用可能になった炉心外周部で最高 $1.0 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来の炉心の照射カラム位置と比較して約3倍増加する。中性子束の増大と照射可能領域の増大により照射性能が向上することがわかる。

## 7. 炉心の圧力損失とヘリウム循環機の昇圧能力

燃料カラム数が30カラムの場合の燃料棒が挿入されている冷却孔数は954個であり、12カラムの場合は396個である。流量を一定とした場合、冷却孔数を少なくすると流路断面積が小さくなり流速が大きくなる。その結果、炉心部の圧力損失が大きくなる。HTTR(30燃料カラム炉心)の850°C運転での炉心の圧力損失が約9kPaであること<sup>11)</sup>をもとに、冷却孔の数の自乗に反比例するものとすると、12カラム炉心の圧力損失は約49kPaとなる。従って、1次冷却ループの圧力損失は116kPaとなり、その内訳は次の通りである。

$$\begin{aligned} & 49 \text{ (炉心)} + 10 \text{ (炉心を除いた原子炉圧力容器)} + 14 \text{ (1次加圧水冷却器)} + \\ & 12 \text{ (配管)} + 31 \text{ (その他、バルブ等)} = 116 \end{aligned}$$

850°C運転の1次冷却材流量は44.6t/hであり、ヘリウム循環機の3台及び4台の場合の1台当たりの流量は、それぞれ14.9t/h及び11.2t/hである。HTTRに取り付けたヘリウム循環機のQ-H特性の測定結果をFig. 33に示す<sup>22)</sup>。同図に、3台及び4台の場合の1台当たりの流量を達成しつつ、1次冷却ループの圧力損失を達成するための動作点を示す。ヘリウム循環機の運転上の最大許容回転数は12300rpmであることから、双方の動作点は運転可能な範囲にあると言える。

950°C運転の場合、冷却流量が37.7t/hと少なくなり、更に冷却孔数が429個(13カラム炉心)と多くなるため炉心の圧力損失は850°C運転の場合よりも低くなる。また、850°C運転でも一体型燃料コンパクトの内側に冷却材を流すため、炉心の圧力損失は上記の評価結果よりも低くなる。従って、1次加圧水冷却器に取り付けた3台及び中間熱交換器に取り付けた1台のヘリウム循環器を活用することにより、高性能化に伴う炉心の圧力損失の増大は克服できるものと考える。

## 8.まとめ

HTTR-2では、照射機能及び照射性能を向上すること並び実規模高温ガス炉の性能がHTTR-2の性能の延長上に見えるようにすることが必要と考え核熱設計の観点から高性能炉心の概念の検討を行った。この高性能化の検討では、ダルマ落とし燃料交換方式及び一体型燃料コンパクトの新しい概念を考案し、どこまで高性能化を達成できるか検討した。

1) ダルマ落とし燃料交換方式を採用することにより、高い原子炉出口冷却材温度を達成するに適した出力分布を得つつ高い燃料燃焼度を達成できることを明らかにした。具体的には以下の通りである。また、HTTR-2の性能のまとめをTable 1に示す。

a) 軸方向の燃焼度の違いにより核分裂性物質の分布に勾配が生じ自ずと出力分布が指數関数的分布になるため軸方向燃料温度分布が平坦になり、燃料最高温度が低く

8カラムを照射カラムとして使用できる。さらに、高速中性子束は、中心カラム付近で最高の $4.8 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来のものと比較して約2.2倍増加する。熱中性子束は中心カラムで最高 $1.21 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来の炉心の約1.5倍である。照射カラムとして利用可能になった炉心外周部で最高 $1.0 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来の炉心の照射カラム位置と比較して約3倍増加する。中性子束の増大と照射可能領域の増大により照射性能が向上することがわかる。

## 7. 炉心の圧力損失とヘリウム循環機の昇圧能力

燃料カラム数が30カラムの場合の燃料棒が挿入されている冷却孔数は954個であり、12カラムの場合は396個である。流量を一定とした場合、冷却孔数を少なくすると流路断面積が小さくなり流速が大きくなる。その結果、炉心部の圧力損失が大きくなる。HTTR(30燃料カラム炉心)の850°C運転での炉心の圧力損失が約9kPaであること<sup>11)</sup>をもとに、冷却孔の数の自乗に反比例するものとすると、12カラム炉心の圧力損失は約49kPaとなる。従って、1次冷却ループの圧力損失は116kPaとなり、その内訳は次の通りである。

$$\begin{aligned} & 49 \text{ (炉心)} + 10 \text{ (炉心を除いた原子炉圧力容器)} + 14 \text{ (1次加圧水冷却器)} + \\ & 12 \text{ (配管)} + 31 \text{ (その他、バルブ等)} = 116 \end{aligned}$$

850°C運転の1次冷却材流量は44.6t/hであり、ヘリウム循環機の3台及び4台の場合の1台当たりの流量は、それぞれ14.9t/h及び11.2t/hである。HTTRに取り付けたヘリウム循環機のQ-H特性の測定結果をFig. 33に示す<sup>22)</sup>。同図に、3台及び4台の場合の1台当たりの流量を達成しつつ、1次冷却ループの圧力損失を達成するための動作点を示す。ヘリウム循環機の運転上の最大許容回転数は12300rpmであることから、双方の動作点は運転可能な範囲にあると言える。

950°C運転の場合、冷却流量が37.7t/hと少なくなり、更に冷却孔数が429個(13カラム炉心)と多くなるため炉心の圧力損失は850°C運転の場合よりも低くなる。また、850°C運転でも一体型燃料コンパクトの内側に冷却材を流すため、炉心の圧力損失は上記の評価結果よりも低くなる。従って、1次加圧水冷却器に取り付けた3台及び中間熱交換器に取り付けた1台のヘリウム循環器を活用することにより、高性能化に伴う炉心の圧力損失の増大は克服できるものと考える。

## 8. まとめ

HTTR-2では、照射機能及び照射性能を向上すること並び実規模高温ガス炉の性能がHTTR-2の性能の延長上に見えるようにすることが必要と考え核熱設計の観点から高性能炉心の概念の検討を行った。この高性能化の検討では、ダルマ落とし燃料交換方式及び一体型燃料コンパクトの新しい概念を考案し、どこまで高性能化を達成できるか検討した。

1) ダルマ落とし燃料交換方式を採用することにより、高い原子炉出口冷却材温度を達成するに適した出力分布を得つつ高い燃料燃焼度を達成できることを明らかにした。具体的には以下の通りである。また、HTTR-2の性能のまとめをTable 1に示す。

a) 軸方向の燃焼度の違いにより核分裂性物質の分布に勾配が生じ自ずと出力分布が指數関数的分布になるため軸方向燃料温度分布が平坦になり、燃料最高温度が低く

8カラムを照射カラムとして使用できる。さらに、高速中性子束は、中心カラム付近で最高の $4.8 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来のものと比較して約2.2倍増加する。熱中性子束は中心カラムで最高 $1.21 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来の炉心の約1.5倍である。照射カラムとして利用可能になった炉心外周部で最高 $1.0 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$ であり、従来の炉心の照射カラム位置と比較して約3倍増加する。中性子束の増大と照射可能領域の増大により照射性能が向上することがわかる。

## 7. 炉心の圧力損失とヘリウム循環機の昇圧能力

燃料カラム数が30カラムの場合の燃料棒が挿入されている冷却孔数は954個であり、12カラムの場合は396個である。流量を一定とした場合、冷却孔数を少なくすると流路断面積が小さくなり流速が大きくなる。その結果、炉心部の圧力損失が大きくなる。HTTR(30燃料カラム炉心)の850°C運転での炉心の圧力損失が約9kPaであること<sup>11)</sup>をもとに、冷却孔の数の自乗に反比例するものとすると、12カラム炉心の圧力損失は約49kPaとなる。従って、1次冷却ループの圧力損失は116kPaとなり、その内訳は次の通りである。

$$\begin{aligned} & 49 \text{ (炉心)} + 10 \text{ (炉心を除いた原子炉圧力容器)} + 14 \text{ (1次加圧水冷却器)} + \\ & 12 \text{ (配管)} + 31 \text{ (その他、バルブ等)} = 116 \end{aligned}$$

850°C運転の1次冷却材流量は44.6t/hであり、ヘリウム循環機の3台及び4台の場合の1台当たりの流量は、それぞれ14.9t/h及び11.2t/hである。HTTRに取り付けたヘリウム循環機のQ-H特性の測定結果をFig. 33に示す<sup>22)</sup>。同図に、3台及び4台の場合の1台当たりの流量を達成しつつ、1次冷却ループの圧力損失を達成するための動作点を示す。ヘリウム循環機の運転上の最大許容回転数は12300rpmであることから、双方の動作点は運転可能な範囲にあると言える。

950°C運転の場合、冷却流量が37.7t/hと少なくなり、更に冷却孔数が429個(13カラム炉心)と多くなるため炉心の圧力損失は850°C運転の場合よりも低くなる。また、850°C運転でも一体型燃料コンパクトの内側に冷却材を流すため、炉心の圧力損失は上記の評価結果よりも低くなる。従って、1次加圧水冷却器に取り付けた3台及び中間熱交換器に取り付けた1台のヘリウム循環器を活用することにより、高性能化に伴う炉心の圧力損失の増大は克服できるものと考える。

## 8. まとめ

HTTR-2では、照射機能及び照射性能を向上すること並び実規模高温ガス炉の性能がHTTR-2の性能の延長上に見えるようにすることが必要と考え核熱設計の観点から高性能炉心の概念の検討を行った。この高性能化の検討では、ダルマ落とし燃料交換方式及び一体型燃料コンパクトの新しい概念を考案し、どこまで高性能化を達成できるか検討した。

1) ダルマ落とし燃料交換方式を採用することにより、高い原子炉出口冷却材温度を達成するに適した出力分布を得つつ高い燃料燃焼度を達成できることを明らかにした。具体的には以下の通りである。また、HTTR-2の性能のまとめをTable 1に示す。

a) 軸方向の燃焼度の違いにより核分裂性物質の分布に勾配が生じ自ずと出力分布が指數関数的分布になるため軸方向燃料温度分布が平坦になり、燃料最高温度が低く

なる。従って、平衡炉心では、出力分布の調整のため、軸方向に燃料体ごとにウラン濃縮度を変える必要がなくなりウラン濃縮度の種類数を低減することができる。本検討より、取り替え燃料の濃縮度は1種類で足りる見通しを得た。

- b) 燃料の炉内滞在時間が長くなり燃焼度を約90GWd/t程度まで高めることが可能である。

2) 一体型燃料コンパクトを用いることにより燃料の除熱性能が向上でき、その結果、燃料カラム数を30から13カラムに低減し燃料領域の平均出力密度を7.1W/cm<sup>3</sup>に高めても、原子炉出口冷却温度950°Cを達成できる見込みを得た。照射炉心では、燃料カラムを12個に低減できる見込みを得た。照射炉心で得られる具体的な性能は、以下の通りである。

- a) 照射炉心では、燃料部の平均出力密度を約2.5倍の約7.7W/cm<sup>3</sup>まで高めることができる。また、高速中性子束及び熱中性子束の最大値は、それぞれ $4.8 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>s及び $1.21 \times 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>sまで増大する。これらは、HTTRの値に比べそれぞれ約2.2倍及び約1.5倍である。また、高速中性子束はJRR-4<sup>2,3)</sup>の約1/2であるが、熱中性子束は同炉のものの3.5倍であり、一般的な研究炉の照射性能を有するといえる。
- b) これまで燃料カラム或いは制御棒案内カラムであった領域の一部を照射カラムとして利用できるため照射試験用試料を装荷できるカラム数は43個であり、従来の約2.7倍である。
- c) 12或いは13燃料カラムの全ての燃料体は、中央のスタンドパイプに燃料交換グリップを挿入して交換することができる。これまでには、中央のスタンドパイプの他に可動反射体上部にある6個のスタンドパイプに燃料交換グリップを挿入する必要があり燃料交換には約200日必要とされているが、HTTR-2では、燃料カラム数の低減により、燃料交換時間を約60日に短縮できる。

3)一方、燃料カラム数の低減のため炉心圧力損失が増大し、その結果、炉心有効流量が低下するため燃料最高温度が高くなる。炉心有効流量の低下を防止するため以下の対策が有効と考えられる。

- a) 炭素複合材を被覆管に使用する制御棒を採用し、これまで制御棒の冷却に用いた冷却材を燃料冷却に使用する。
- b) 上部遮蔽体ブロックの側面にキー構造を設けカラム間の漏れ流れに対する流動抵抗を増大する。

高性能炉心達成のため考案したダルマ落とし燃料交換方式、一体型燃料コンパクト及び有効流量増大のための対策は、新しい概念でありそれらの技術を確立するためには研究開発が必要である。本検討は、炉心の核熱設計からの概念検討であり、炉心の成立性を確認するためには、機械構造設計からの検討も必要である。

### 謝辞

貴重な助言を頂いた高温工学試験研究炉開発部長田中利幸氏、同部 HTTR 技術開発室長茂木春義氏、同室竹内光男氏、藤崎伸吾氏、石原正博氏、七種明雄氏及び核熱利用研究部次長塩沢周策氏に感謝します。

なる。従って、平衡炉心では、出力分布の調整のため、軸方向に燃料体ごとにウラン濃縮度を変える必要がなくなりウラン濃縮度の種類数を低減することができる。本検討より、取り替え燃料の濃縮度は1種類で足りる見通しを得た。

- b) 燃料の炉内滞在時間が長くなり燃焼度を約90GWd/t程度まで高めることが可能である。

2) 一体型燃料コンパクトを用いることにより燃料の除熱性能が向上でき、その結果、燃料カラム数を30から13カラムに低減し燃料領域の平均出力密度を7.1W/cm<sup>3</sup>に高めても、原子炉出口冷却温度950°Cを達成できる見込みを得た。照射炉心では、燃料カラムを12個に低減できる見込みを得た。照射炉心で得られる具体的な性能は、以下の通りである。

- a) 照射炉心では、燃料部の平均出力密度を約2.5倍の約7.7W/cm<sup>3</sup>まで高めることができる。また、高速中性子束及び熱中性子束の最大値は、それぞれ $4.8 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>s及び $1.21 \times 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>sまで増大する。これらは、HTTRの値に比べそれぞれ約2.2倍及び約1.5倍である。また、高速中性子束はJRR-4<sup>2,3)</sup>の約1/2であるが、熱中性子束は同炉のものの3.5倍であり、一般的な研究炉の照射性能を有するといえる。
- b) これまで燃料カラム或いは制御棒案内カラムであった領域の一部を照射カラムとして利用できるため照射試験用試料を装荷できるカラム数は43個であり、従来の約2.7倍である。
- c) 12或いは13燃料カラムの全ての燃料体は、中央のスタンドパイプに燃料交換グリップを挿入して交換することができる。これまでには、中央のスタンドパイプの他に可動反射体上部にある6個のスタンドパイプに燃料交換グリップを挿入する必要があり燃料交換には約200日必要とされているが、HTTR-2では、燃料カラム数の低減により、燃料交換時間を約60日に短縮できる。

3) 一方、燃料カラム数の低減のため炉心圧力損失が増大し、その結果、炉心有効流量が低下するため燃料最高温度が高くなる。炉心有効流量の低下を防止するため以下の対策が有効と考えられる。

- a) 炭素複合材を被覆管に使用する制御棒を採用し、これまで制御棒の冷却に用いた冷却材を燃料冷却に使用する。
- b) 上部遮蔽体ブロックの側面にキー構造を設けカラム間の漏れ流れに対する流動抵抗を増大する。

高性能炉心達成のため考案したダルマ落とし燃料交換方式、一体型燃料コンパクト及び有効流量増大のための対策は、新しい概念でありそれらの技術を確立するためには研究開発が必要である。本検討は、炉心の核熱設計からの概念検討であり、炉心の成立性を確認するためには、機械構造設計からの検討も必要である。

### 謝辞

貴重な助言を頂いた高温工学試験研究炉開発部長田中利幸氏、同部 HTTR 技術開発室長茂木春義氏、同室竹内光男氏、藤崎伸吾氏、石原正博氏、七種明雄氏及び核熱利用研究部次長塩沢周策氏に感謝します。

## 参考文献

- (1) 日本原子力研究所, "高温工学試験研究の現状," (1996).
- (2) Docket-50267-14, (1969).
- (3) 山下清信, 他 "ペブル・イン・ブロック燃料を使用した高性能高温工学試験研究炉の炉心概念検討," JAERI-M-89-222, (1990).
- (4) 山下清信, "ダルマ落とし燃料交換によるブロック型 HTGR 炉心の高性能化," 日本原子力学会誌, Vol. 37, No. 3, (1995).
- (5) Yamashita, K., "Neukonzipierung eines HTR fuer ein Modulsystem mit blockfoermigen Brennelementen und dessen Vergleich mit einem HTR mit kugelfoemigen Brennelementen," Juel-1842, (1983).
- (6) 原田裕、山下清信, "高温工学試験研究炉の炉心特性解析コード CITATION-1000VP," JAERI-M-89-135 (1989).
- (7) 新藤 隆一他, "高温ガス冷却炉・格子燃焼特性解析コード DELIGHT-7," JAERI-M90-048, (1990).
- (8) 山下清信、新藤隆一, "高温ガス冷却炉・格子燃焼特性解析コード DELIGHT-6(Revised)," JAERI-M85-163, (1985).
- (9) Reuter, H., G. H. Lohnert, "The-HTR-Modul, a new reactor concept," Atomwirtschaft-Atomtechnik, 27 (1982).
- (10) Yamashita, K. "Optimization Method of Rod-Type Burnable Poisons for Nuclear Designs of HTGRs," J. Nucl. Sci. Technol. Vol. 31, No. 9, pp979-985, (1994).
- (11) 丸山創、他, "高温工学試験研究炉炉心熱流力設計," JAERI-M 88-255, (1988).
- (12) 飛田勉、福田幸朔、他, "ラバー成形による高温ガス炉燃料の試作試験," 日本原子力学会、京都大学、F-28 (1986).
- (13) 沢和弘、他, "高温ガス炉用耐酸化燃料コンパクトの試作," 日本原子力学会、東北大 (1996).
- (14) 福田幸朔、小川徹、鹿志村悟、林君夫、他, "高温ガス炉用燃料に関する試験研究," JAERI-M 89-007, (1989).
- (15) K. Sawa, S. Shiozawa, K. Minato, K. Fukuda, "Development of a Coated Fuel Particle Failure Model under High Burnup Irradiation", J. Nucl. Sci. Technol., 33, 712-720 (1996).
- (16) 沢和弘、福田幸朔、Acharya, R., "高温ガス炉燃料の高燃焼度照射試験における燃料温度予測," JAERI-Tech 94-038 (1995).
- (17) 丸山創、他, "炉内流動解析コード FLOWNET の検証"、JAERI-M 88-138, (1988).
- (18) Eto, M., Ishiyama, S. and Ugatchi, H.: "Development of Carbon/Carbon Compsite Control Rod For HTTR (I)-Preparation of Elements and Their Fracture Tests," JAERI-Research 96-043 (1996)
- (19) 丸山創、他, "燃料温度解析コード TEMDIM の検証"、JAERI-M 88-170, (1988).
- (20) 丸山創、他, "高温工学試験研究炉炉心燃料温度計算用工学的安全係数の評価," JAERI-M88-250, (1988)

- (21) 沢 和弘、他、”高温工学試験研究炉における被覆燃料粒子の破損及びFP放出率の評価法、” JAERI-M 88-258, (1988).
- (22) 川路皓、猿田徹、他、私信、(1997).
- (23) 浅田忠一、他、”原子力バンドブック、” 454, オーム社(1989).

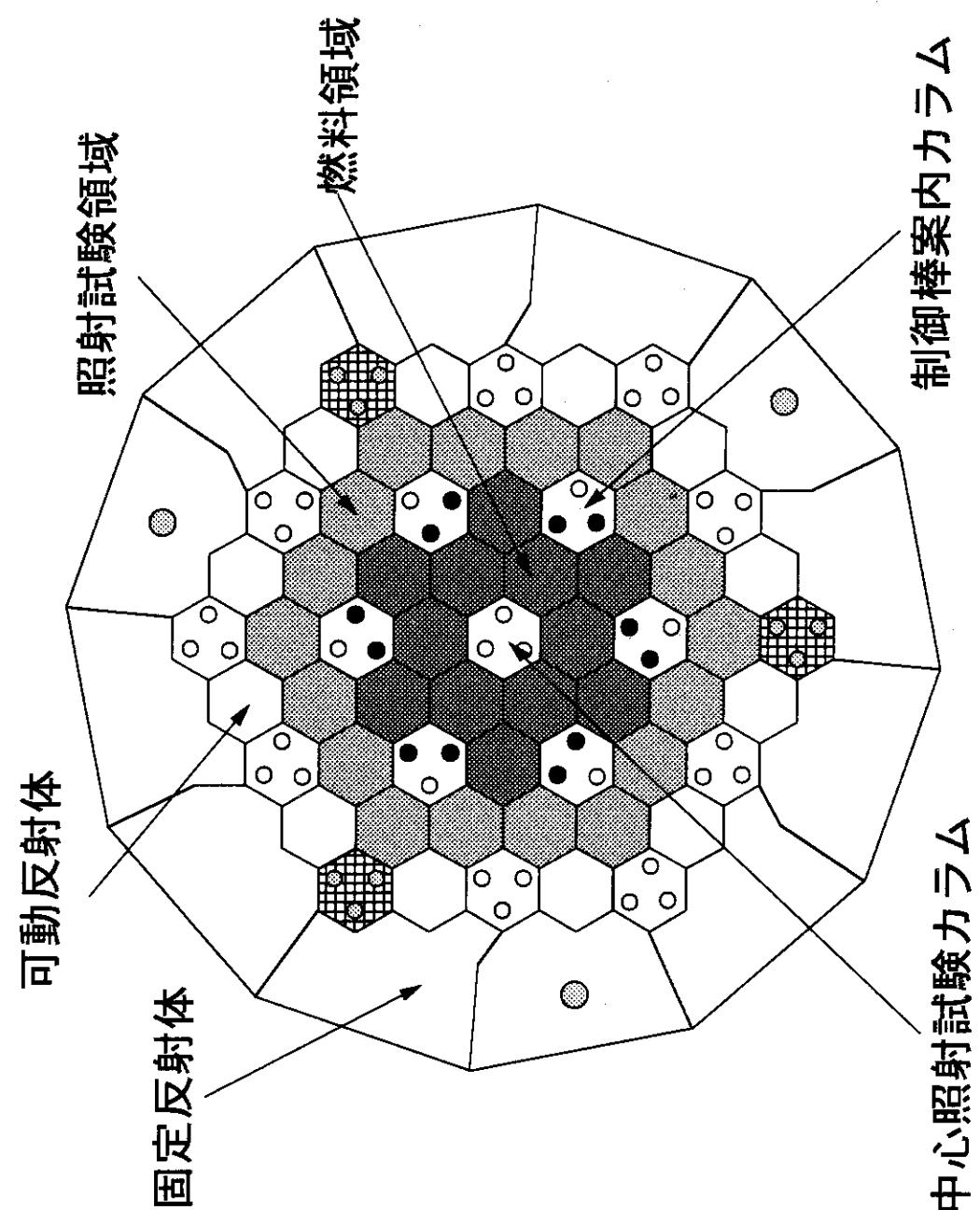


Fig. 1 HTTR-2の炉心水平断面

(950°C運転炉心では、中心照射カラムを燃料カラムにする)

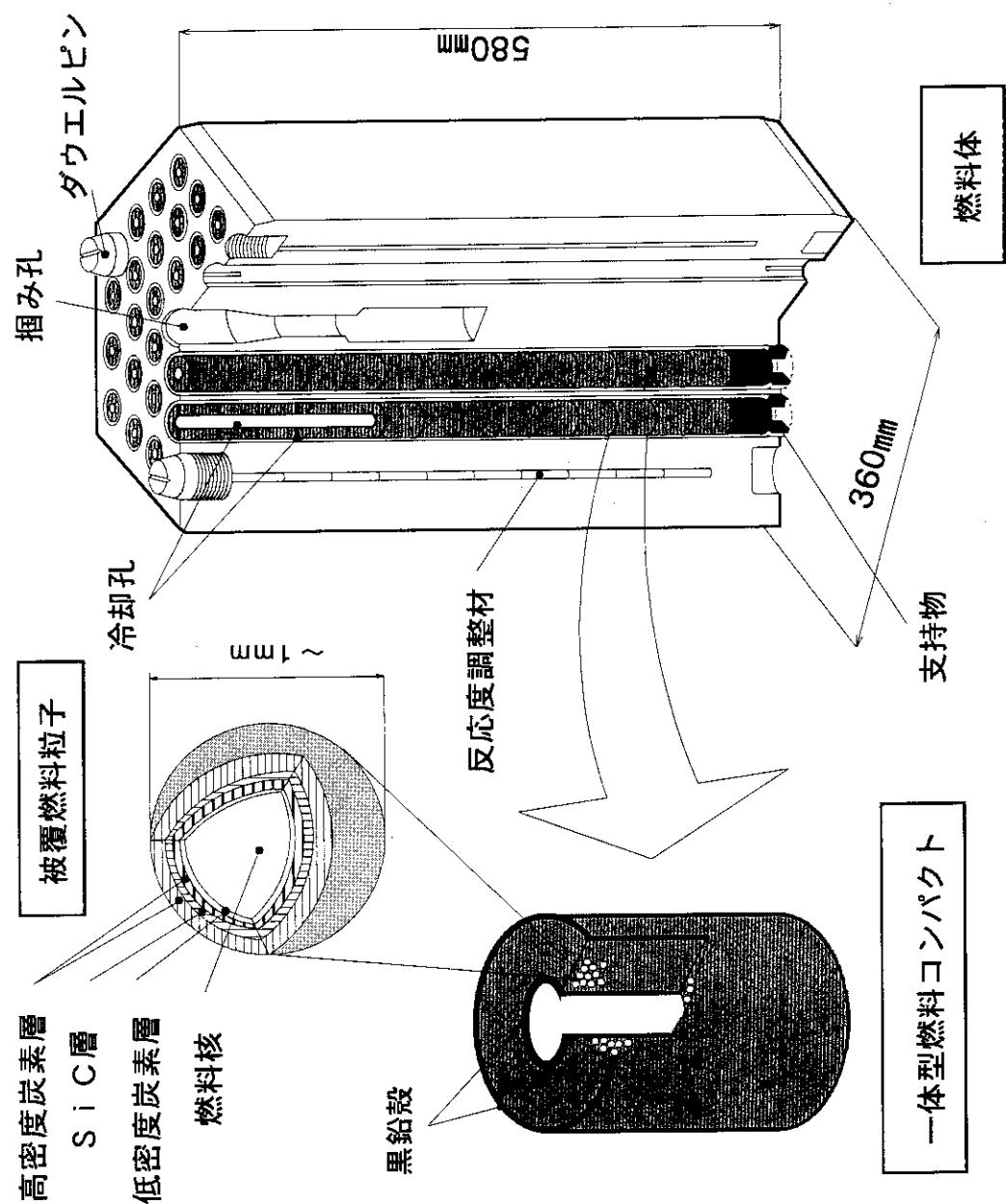


Fig. 2 燃料体及び一体型燃料コンパクトの概念

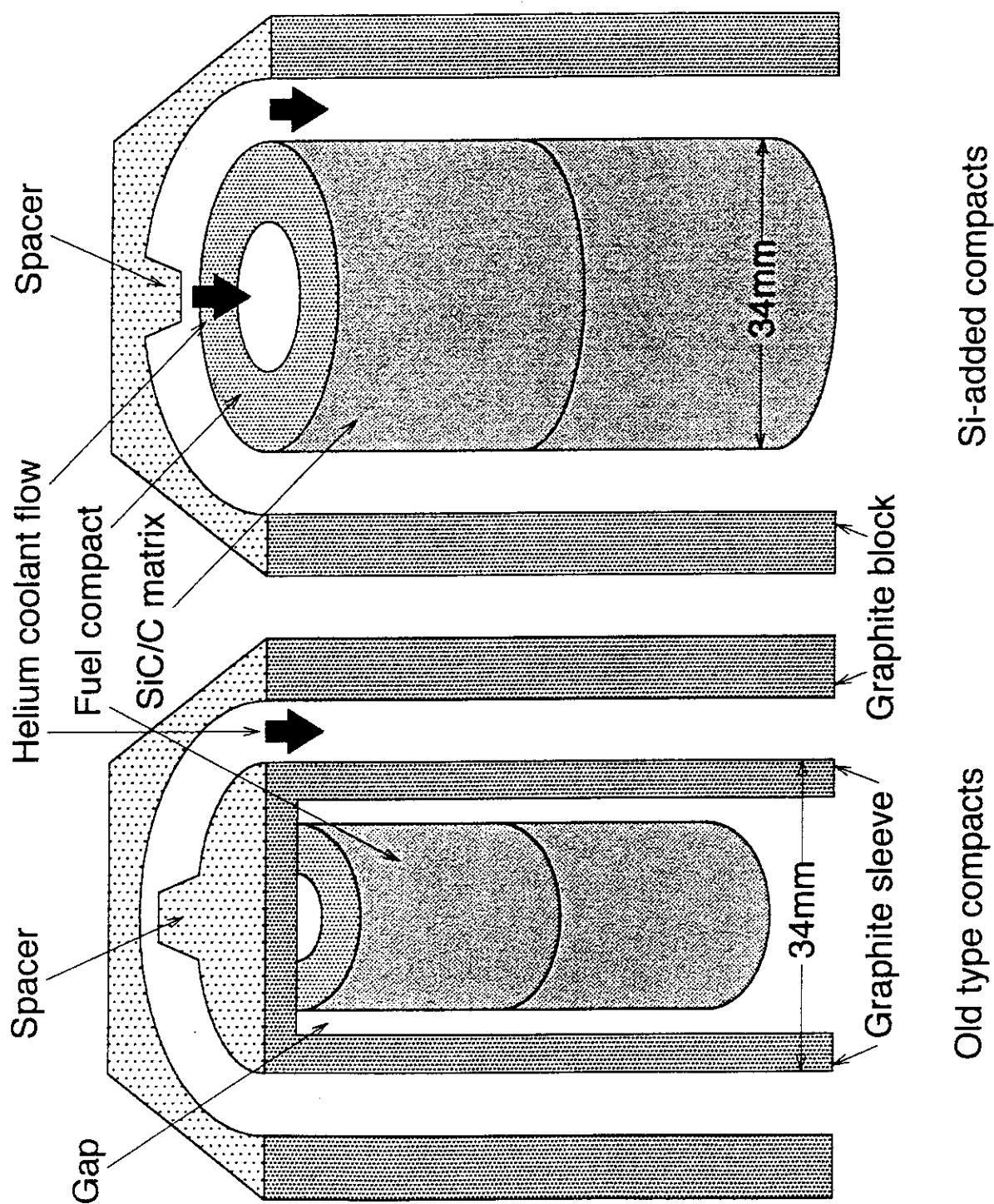


Fig. 3 従来の燃料棒と一体型燃料コンパクトとの比較

Fuel duration time  
of fuel blocks in  
core (years)

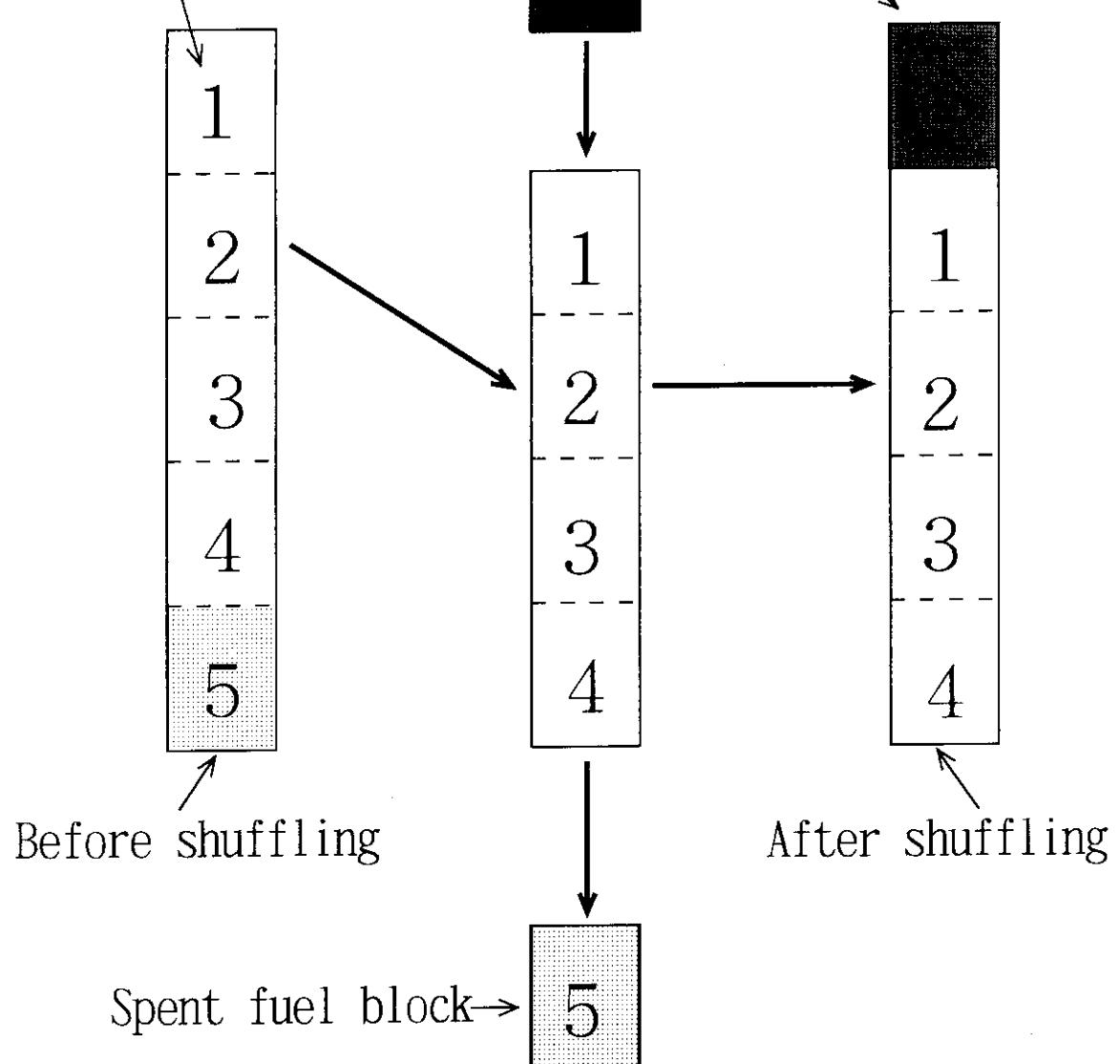


Fig. 4 ダルマ落とし燃料交換方式の燃料の移動

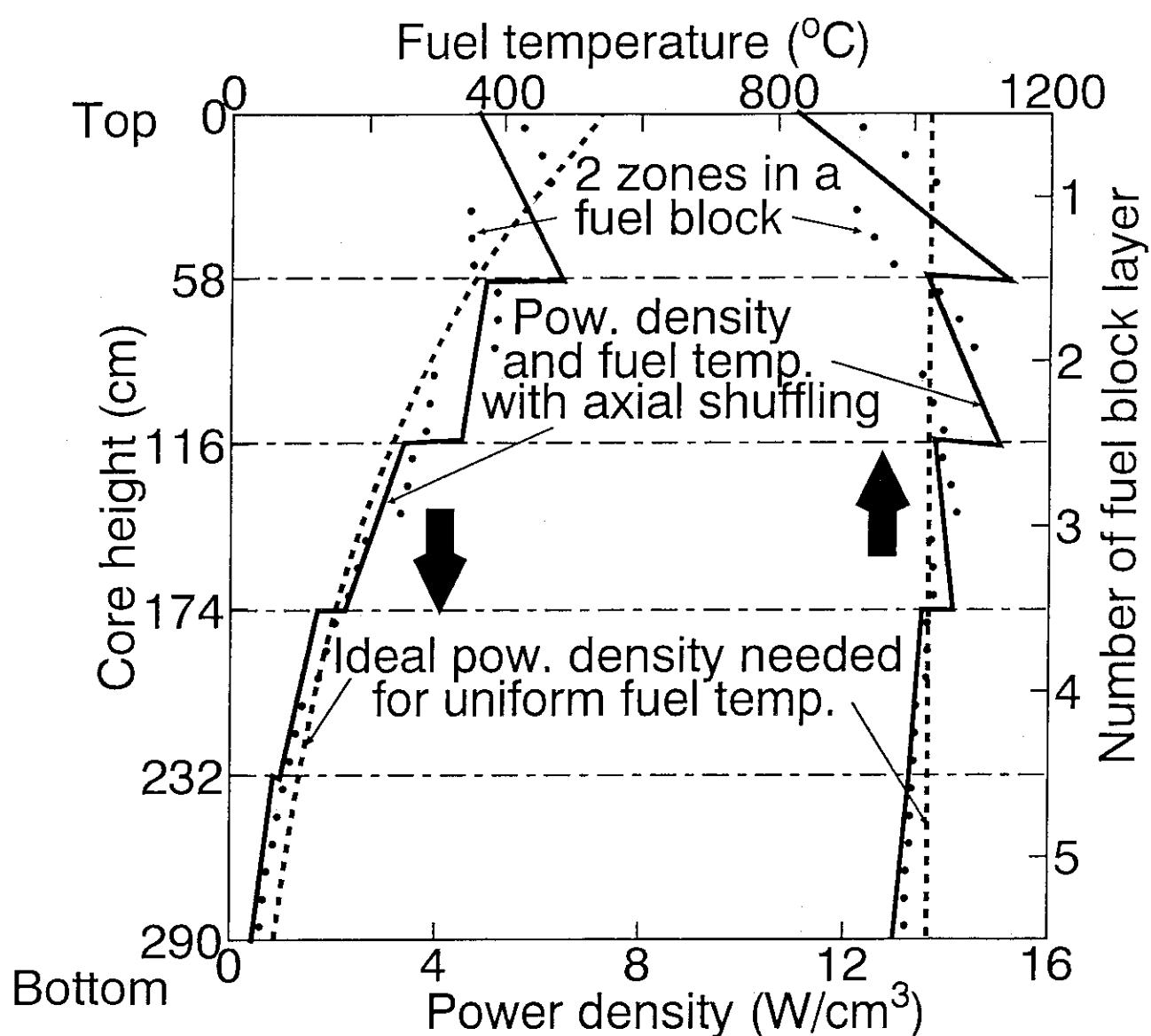


Fig. 5 高い原子炉出口冷却材温度を達成しつつ燃料最高温度を低くするため理想的な出力分布

HM.PR

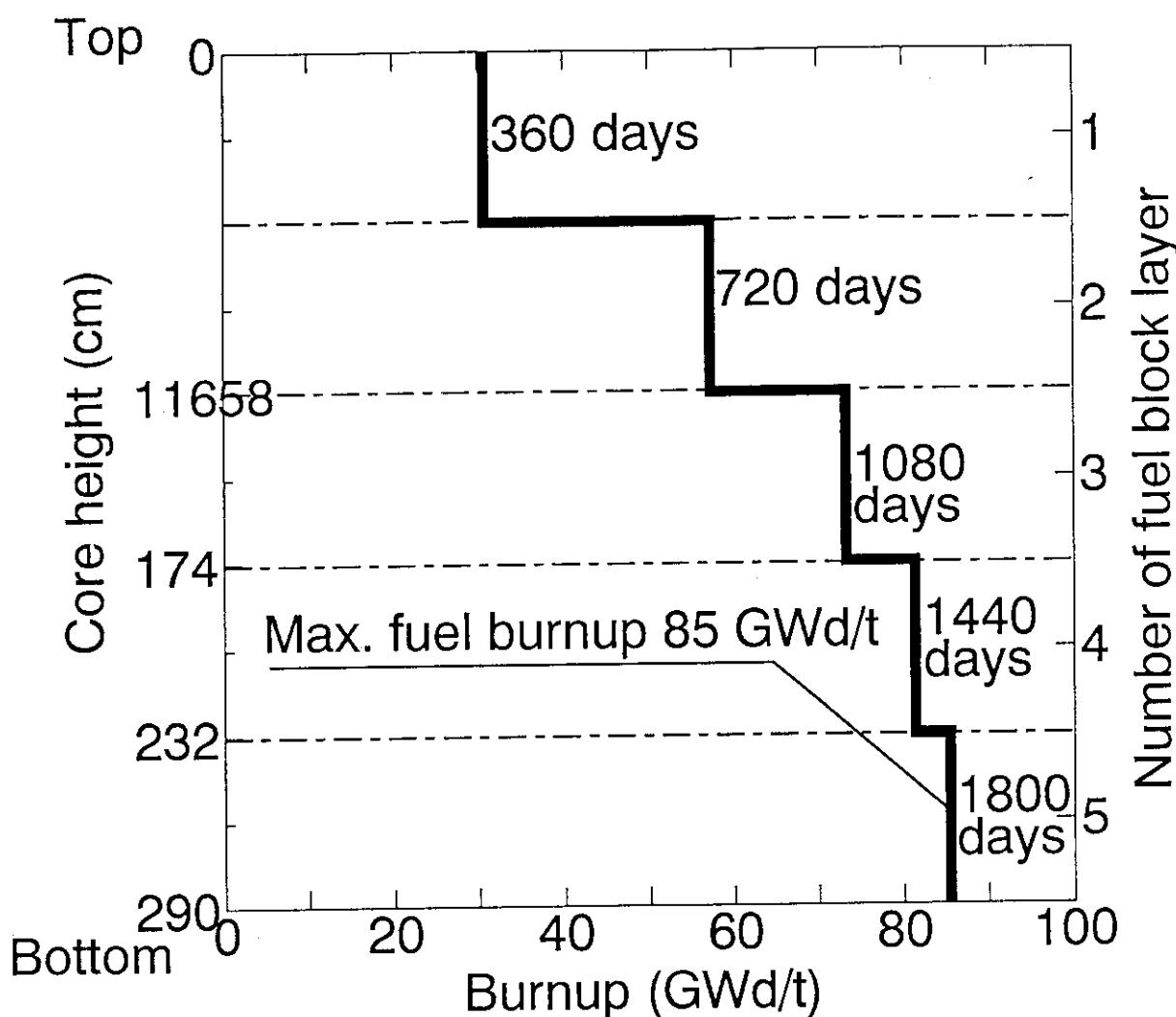


Fig. 6 軸方向の燃料燃焼度分布

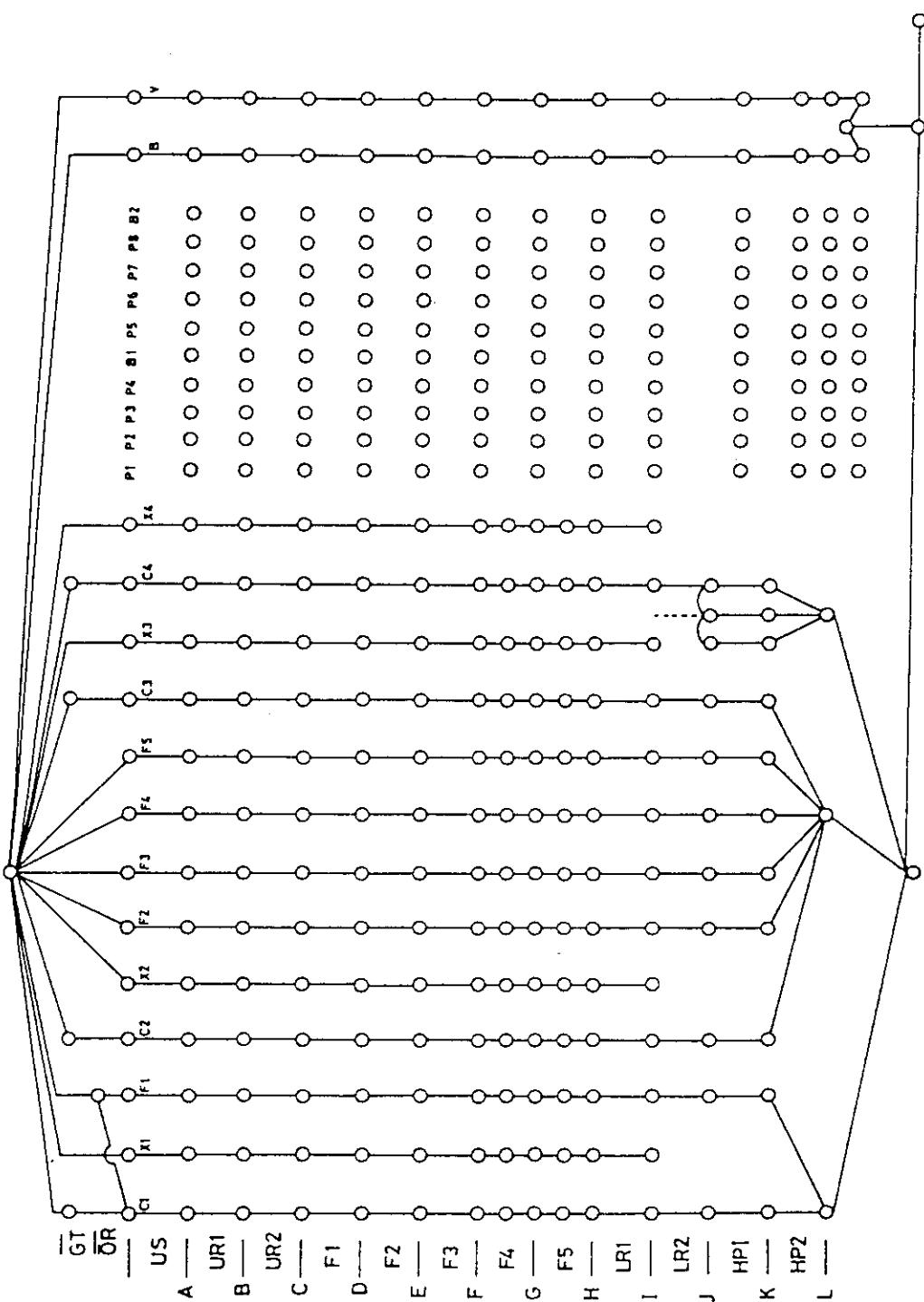


Fig. 7 FLOWNET の軸方向の流路モデル

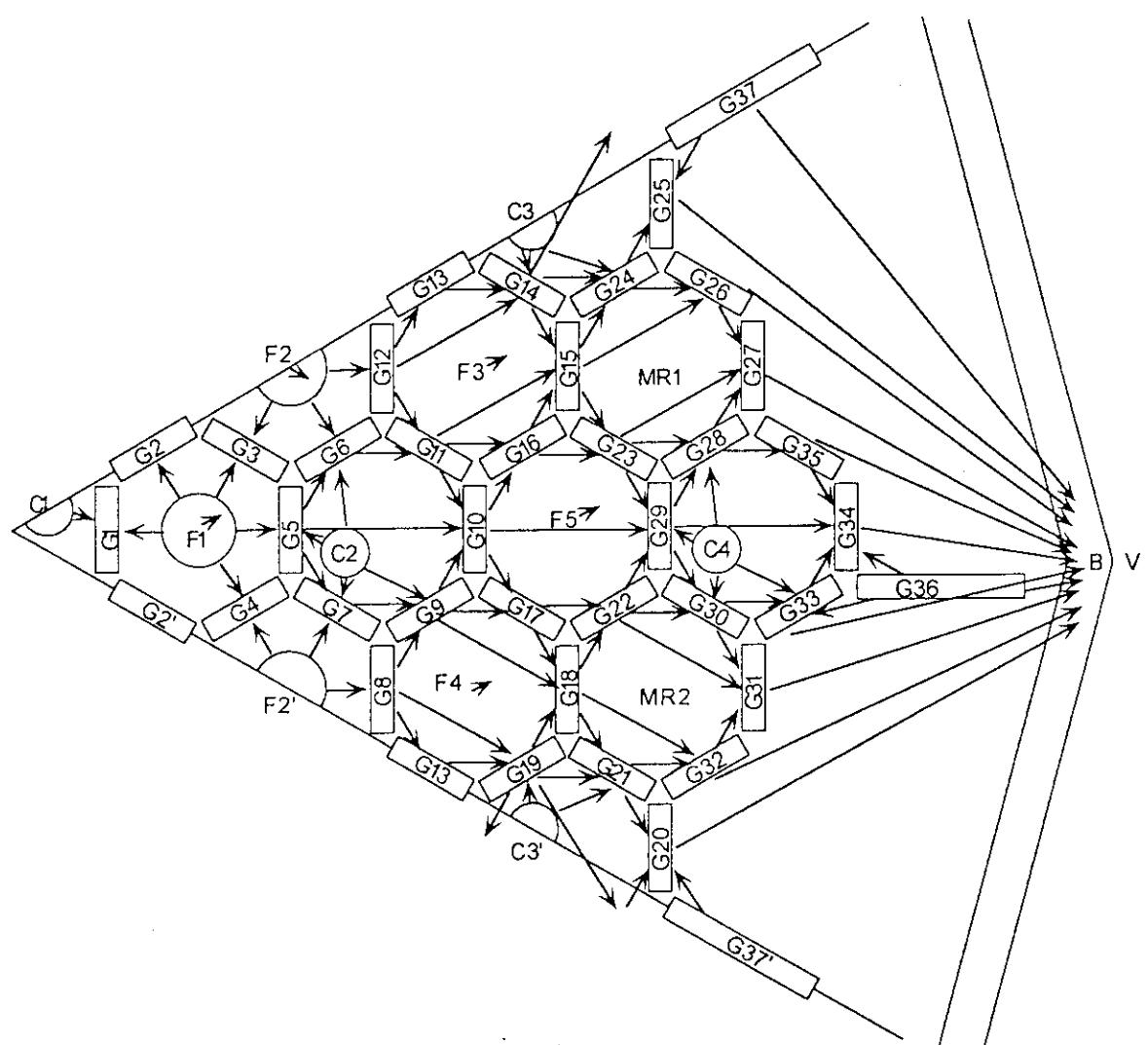


Fig. 8 FLOWNET の水平方向の流路モデル

	C/R	Fuel	Gap	
US	4.38	84.51	7.68	
UR1	4.35	84.15	8.17	
UR2	4.36	83.80	8.82	
Fuel1	4.38	83.14	9.54	
Fuel2	5.02	80.98	11.27	
Fuel3	5.79	77.41	14.38	<= 2.21
Fuel4	6.18	73.65	17.84	
Fuel5	5.74	71.33	20.92	
LR1	4.66	82.34	11.33	
LR2	3.31	91.47	3.65	
			97.28	1.33 -
		( 41.000 )		<= 0.55

炉内流量配分計算結果 热出力 30MWth 出口温度 950°C

( ) 内は圧力 kg/cm<sup>2</sup>、その他は流量割合(%)を示す。

Fig. 9 炉心内の流量配分解析結果(改良前)

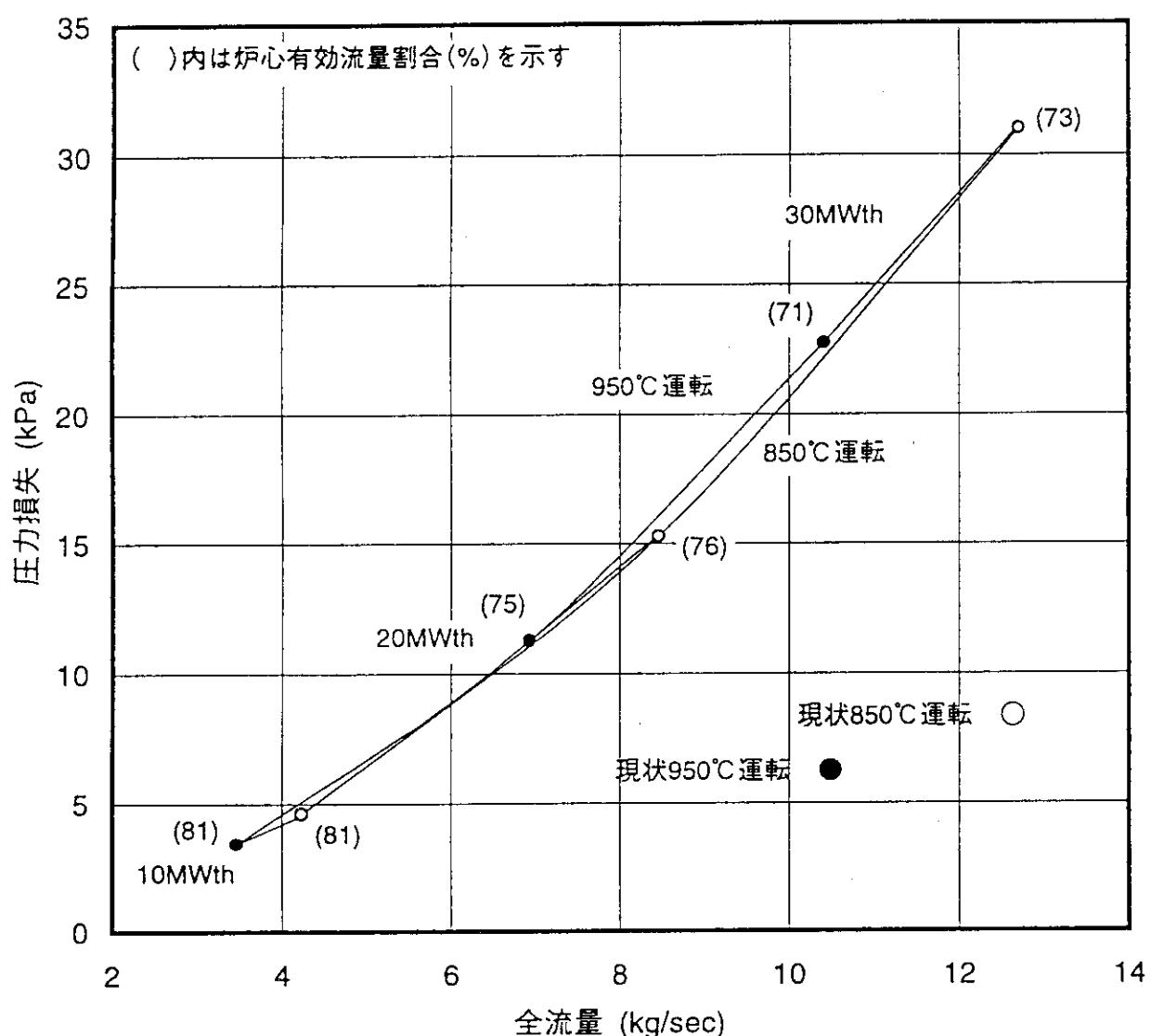


Fig. 10 炉心流量と炉心圧力損失の関係

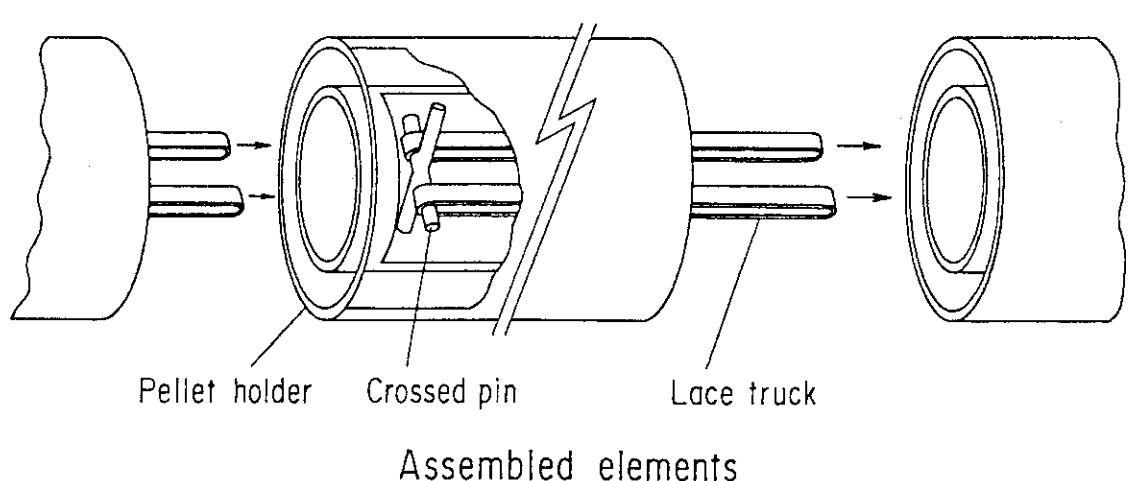


Fig. 11 炭素複合材を被覆材に用いた制御棒の試作<sup>18)</sup>

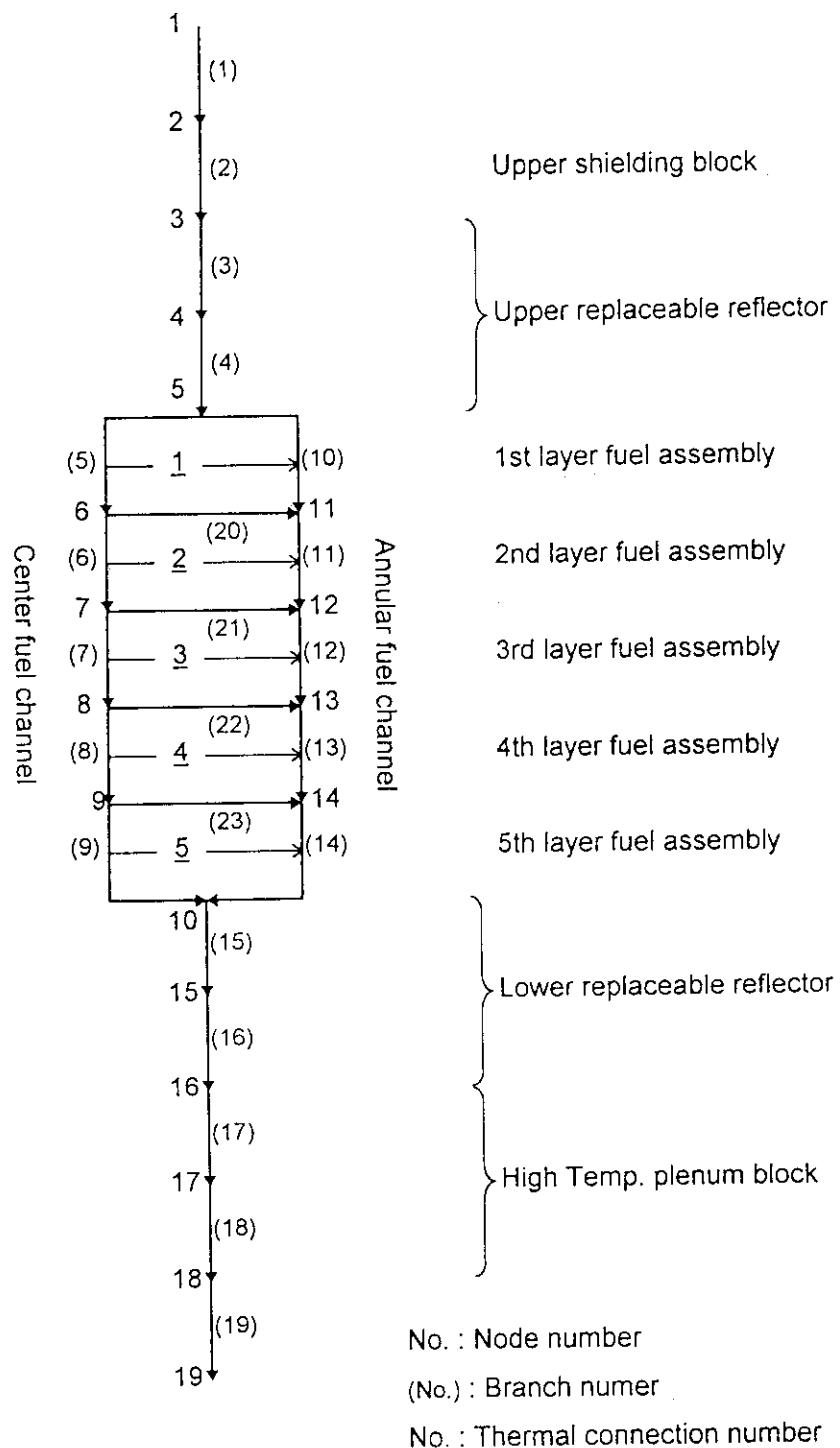


Fig. 12 燃料コンパクト内側に冷却孔を設けた場合の炉心圧力損失とカラム間ギャップ

漏れ流れの関係を求めるための FLOWNET 解析用単チャンネルモデル

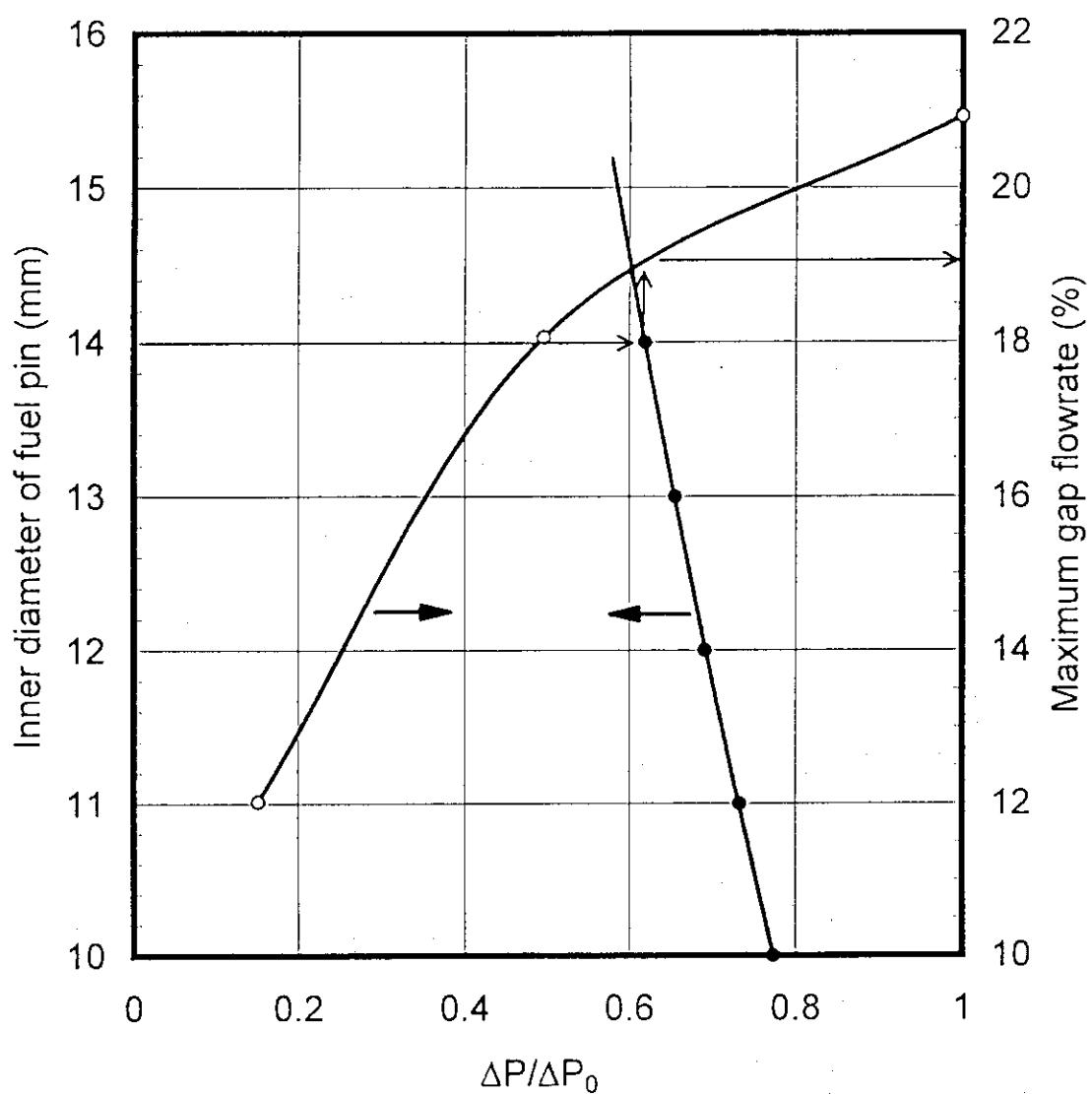


Fig. 13 燃料コンパクトの内側に冷却を流した場合の炉心圧力損失とギャップ漏れ流量の関係

( $\triangle P_0$  は外側冷却のみの場合の圧損、 $\triangle P$  は内側及び外側を冷却した場合の圧損)

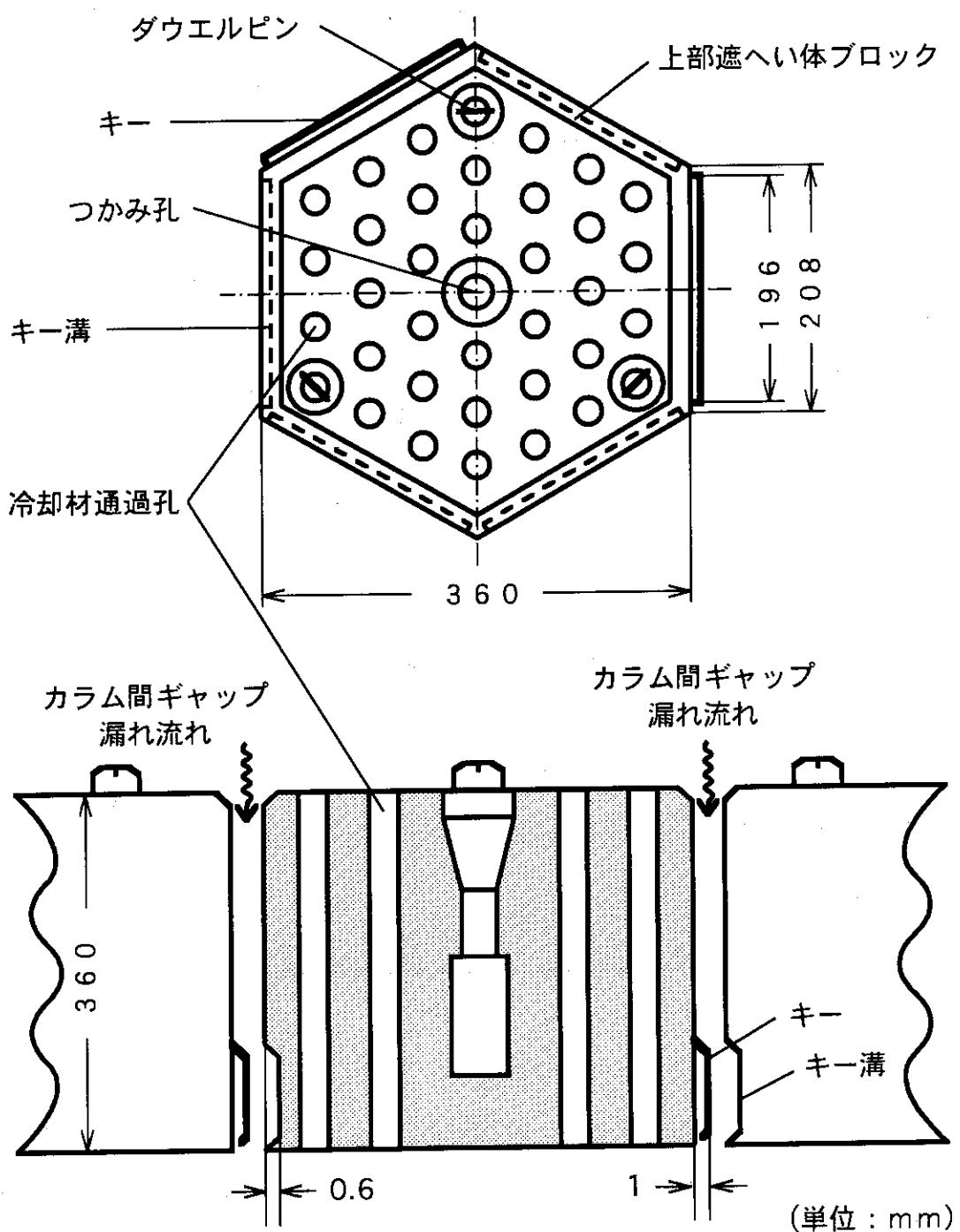
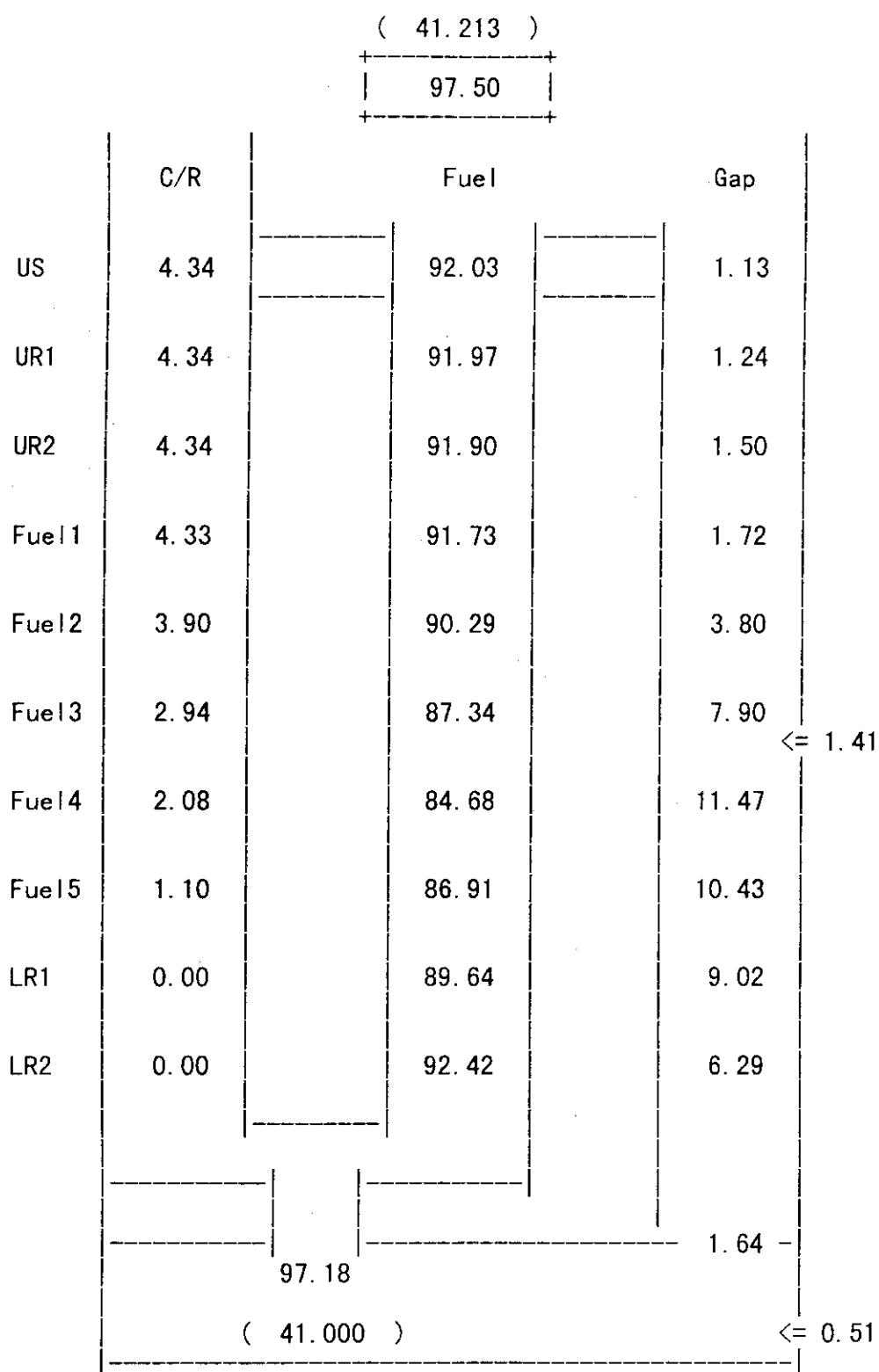


Fig.14 上部遮へい体ブロックに設けるカラム間  
ギャップ漏れ流れ防止用キー構造



熱出力 30MW<sub>th</sub> 出口温度 950 °C 12 カラム炉心  
( )内は圧力 kg/cm<sup>2</sup> その他は流量割合(%)を示す

Fig. 15 改良後の炉心有効流量の解析結果

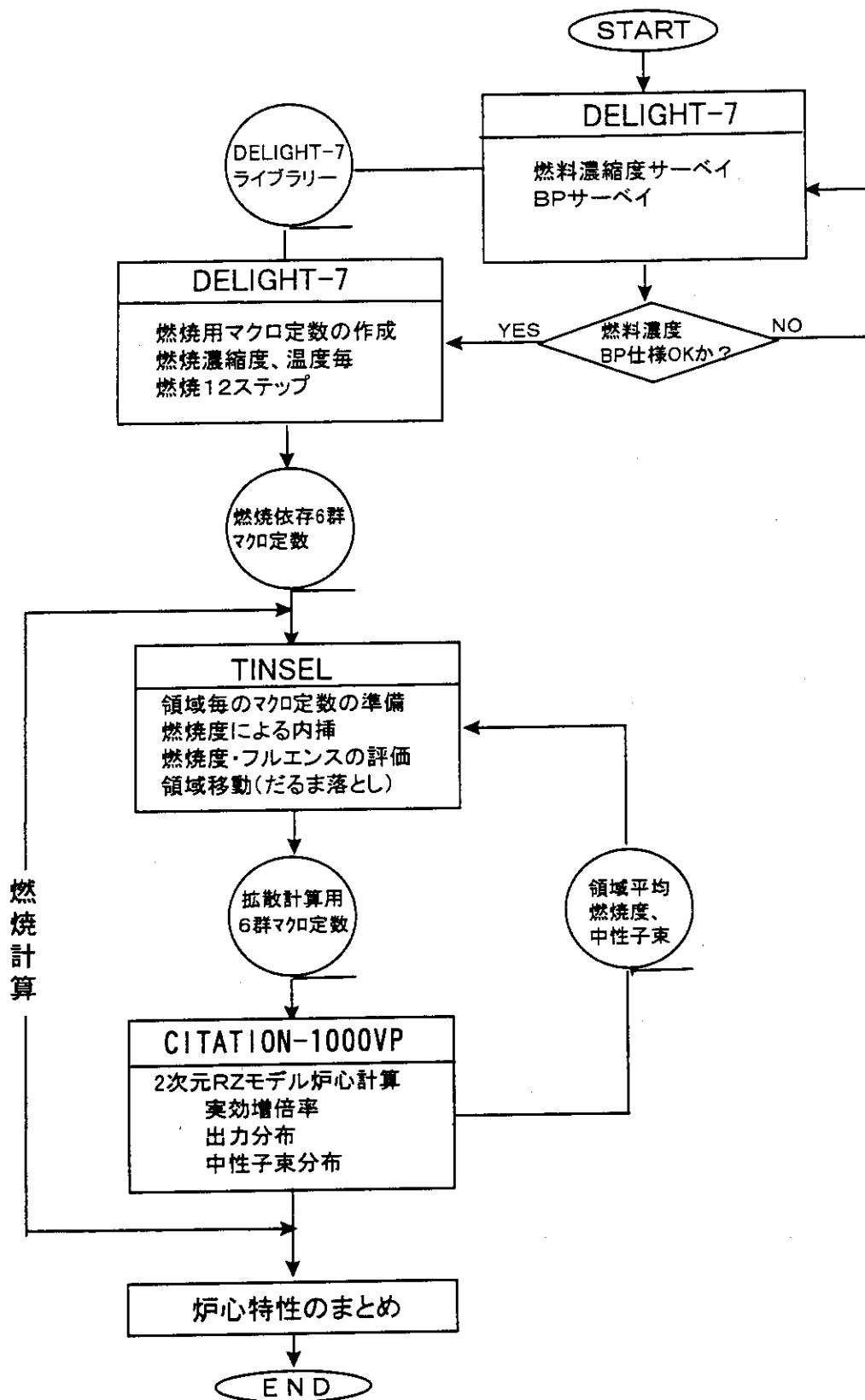


Fig. 16 核特性の解析手順

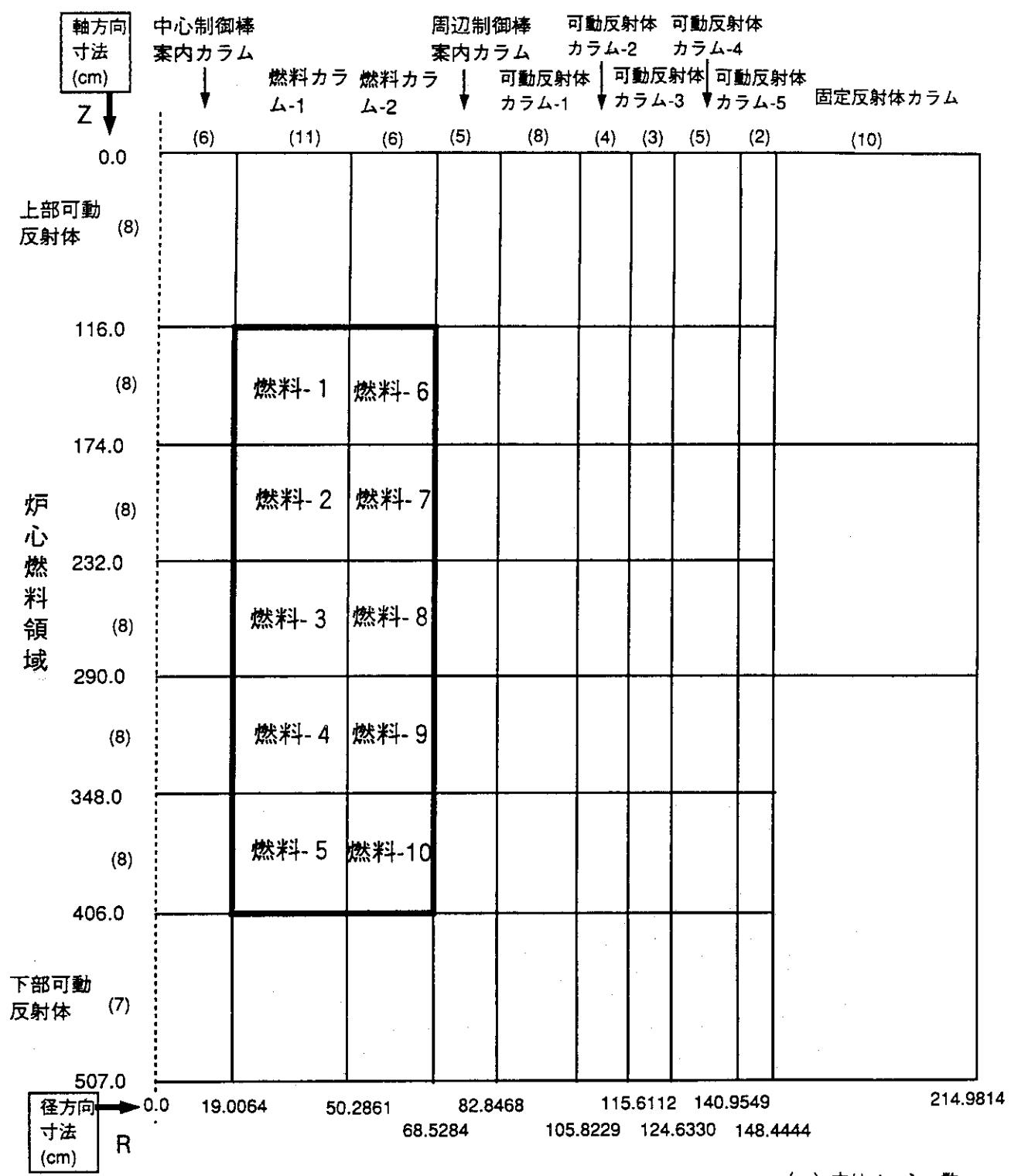


Fig. 17 解析に用いた炉心モデル（縦断面図）… 60x 55メッシュ

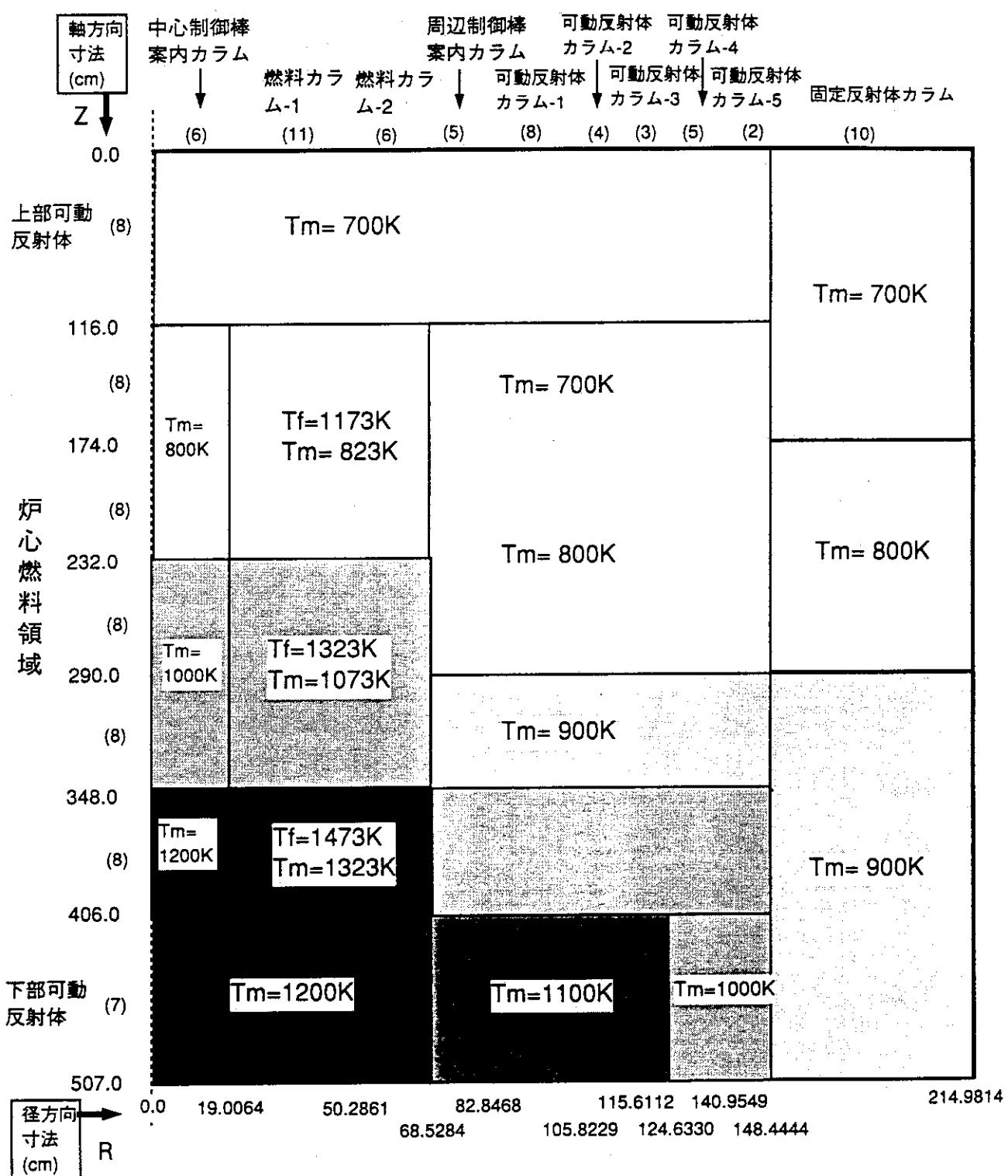


Fig. 18 高温状態の群定数作成にもちいた各領域の温度設定値

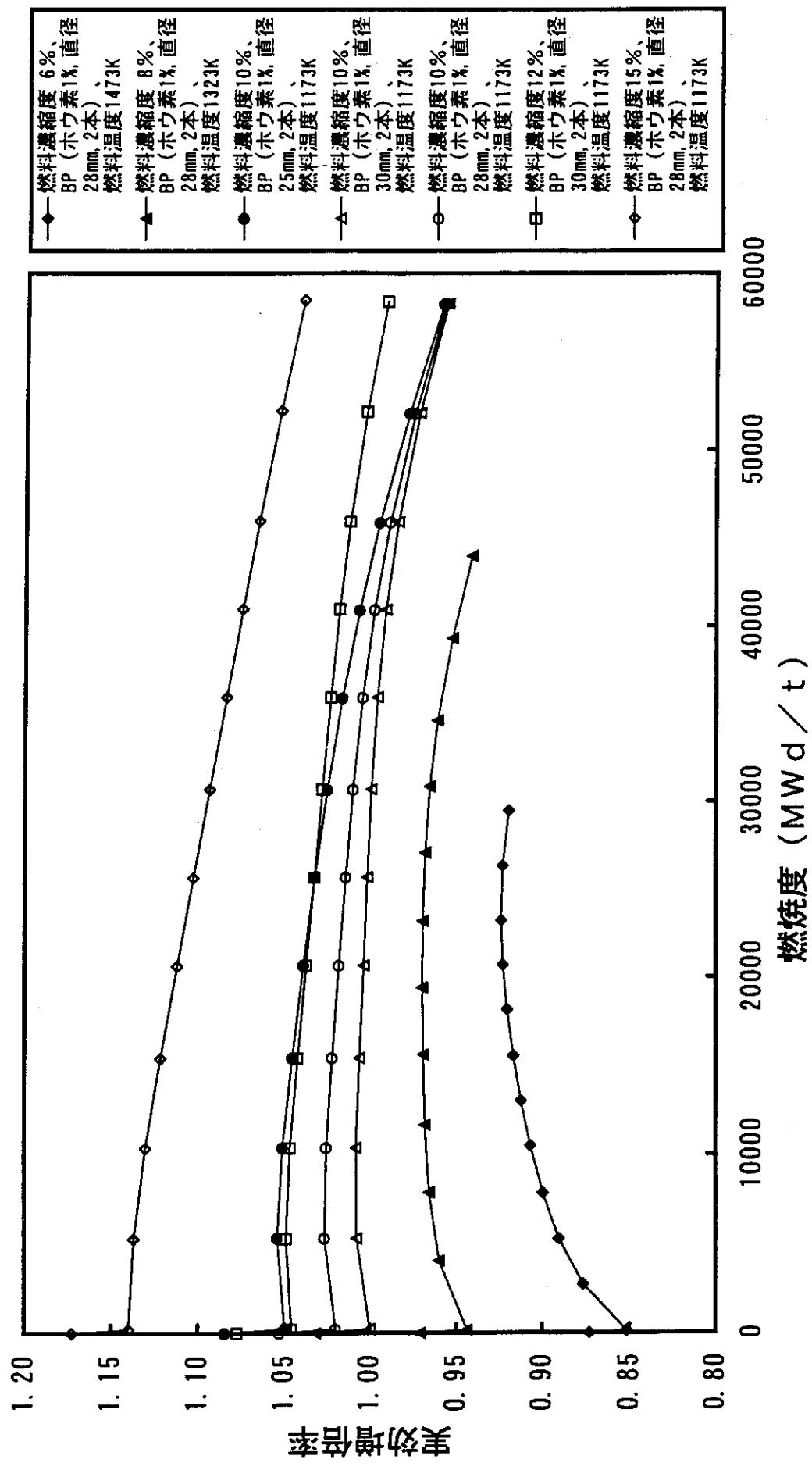


Fig. 19 濃縮度、粒子充填率及び反応度調整材を変化した場合の燃焼に伴う実効増加率の変化

(1/2) (DELIGHT-7格子燃焼計算)

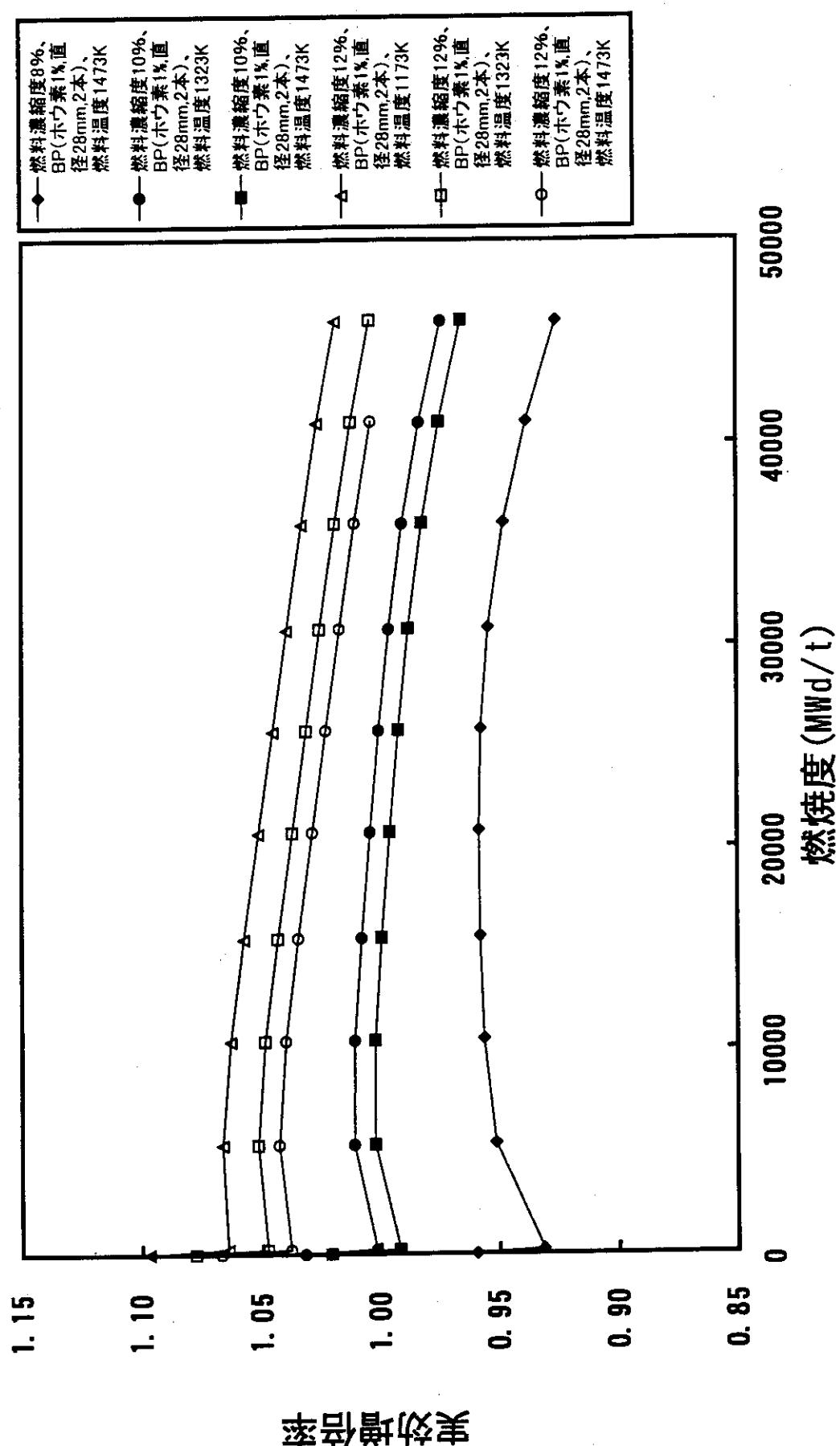
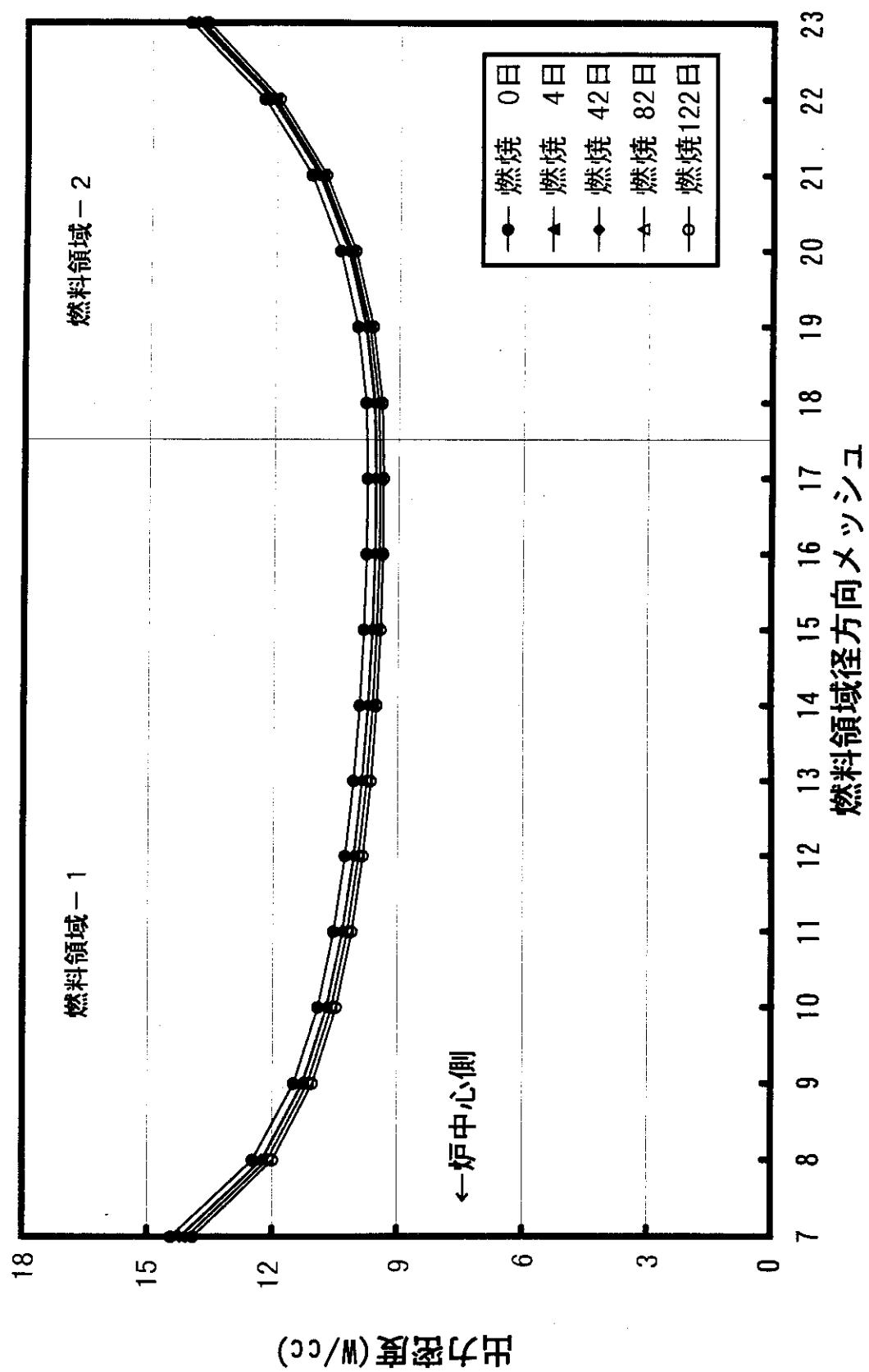


Fig. 19 濃縮度、粒子充填率及び反応度調整材を変化した場合の燃焼に伴う実効増加率の変化 (2/2)  
(DELIGHT-7格子燃焼計算)



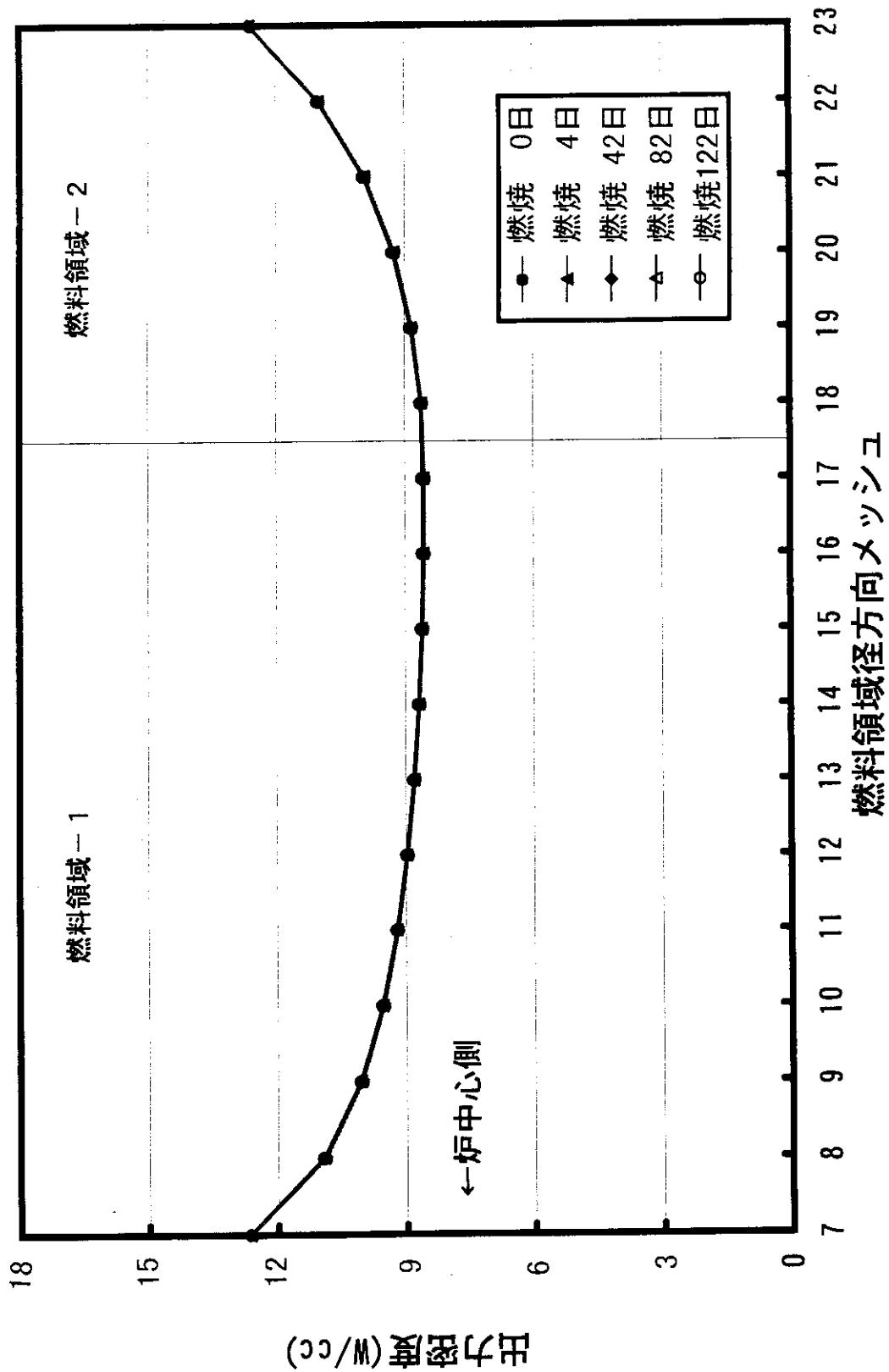


Fig. 21 平衡炉心の燃焼に伴う径方向出力分布の変化

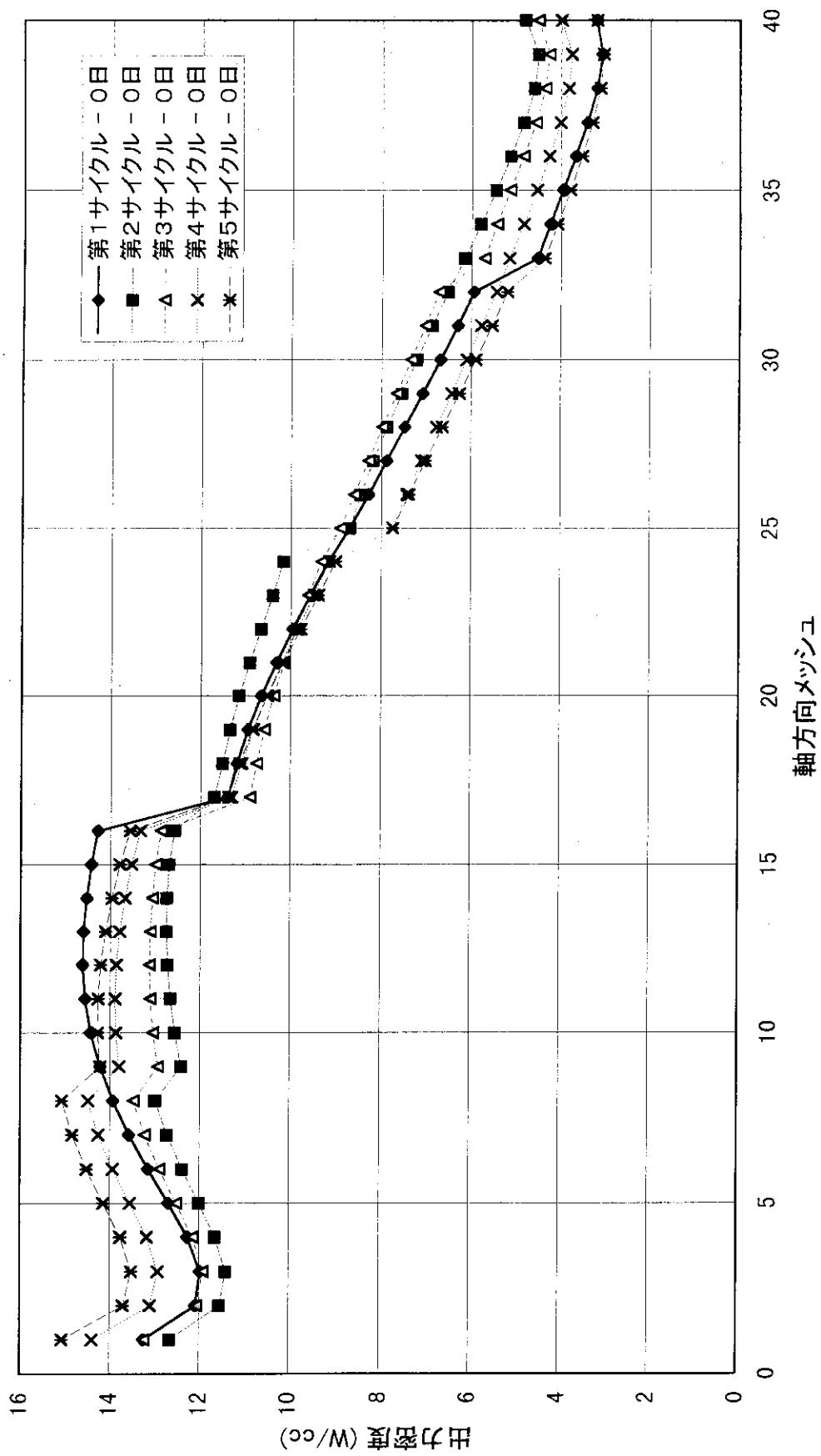


Fig. 22 各燃焼サイクルの0日の軸方向出力分布

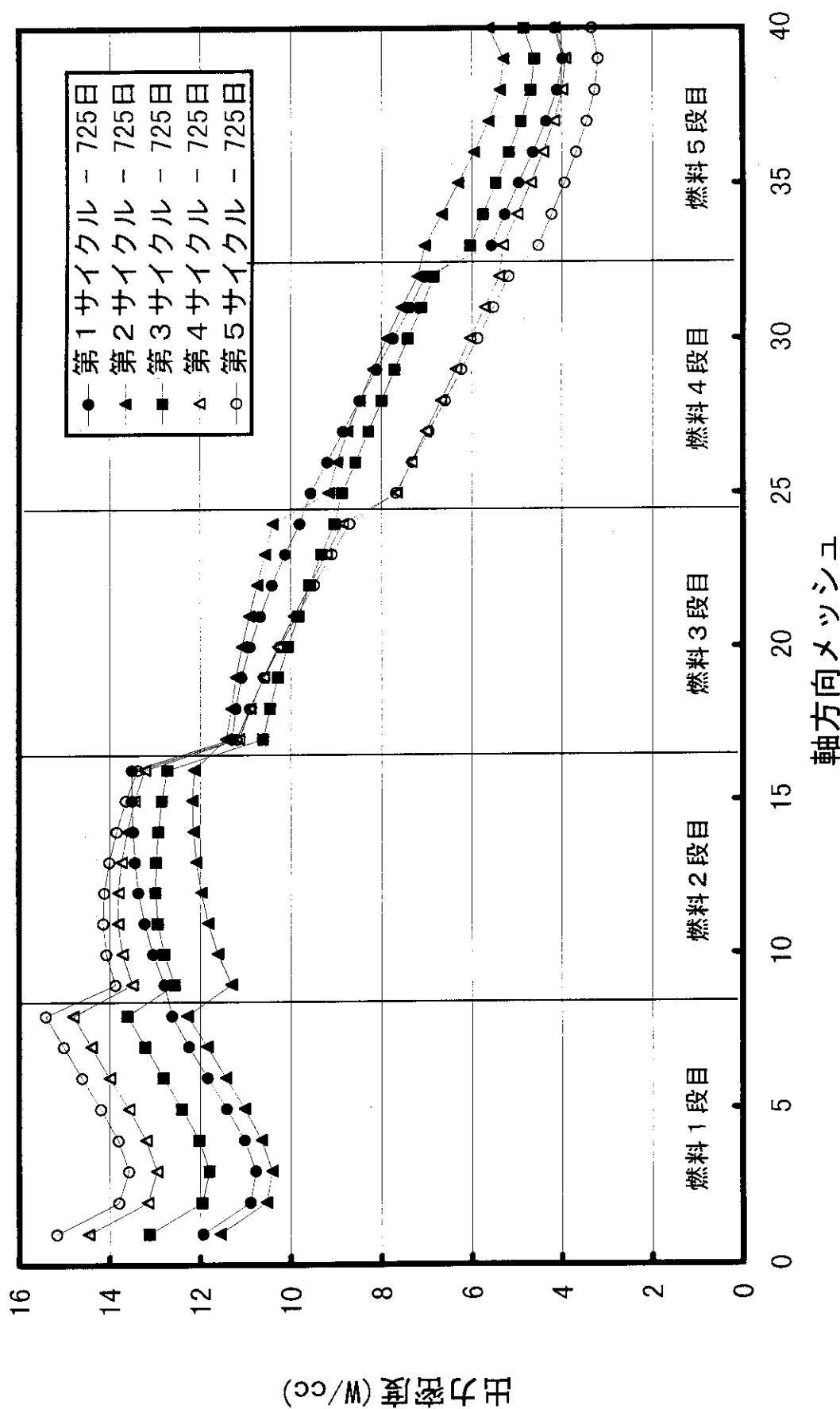
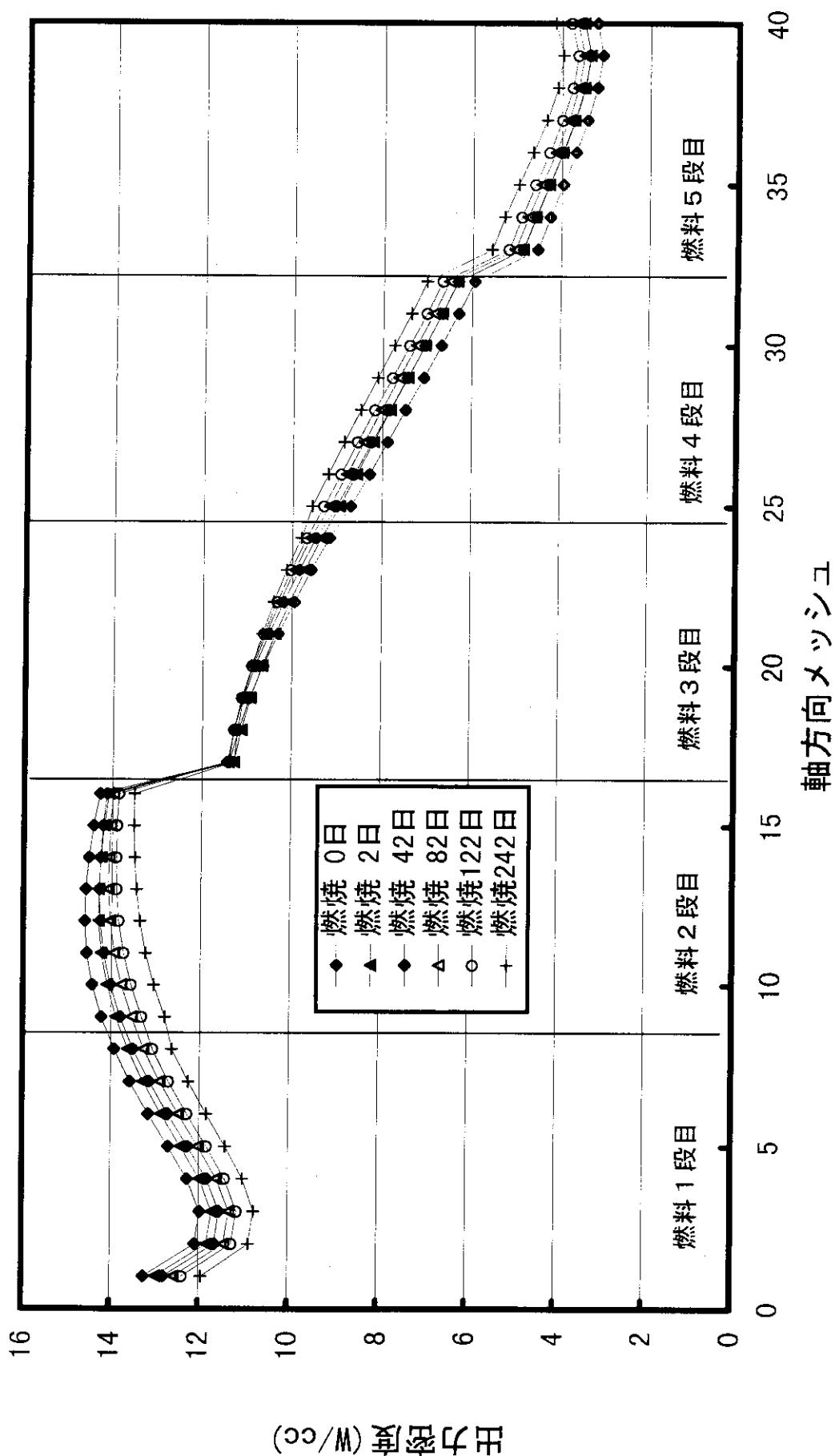
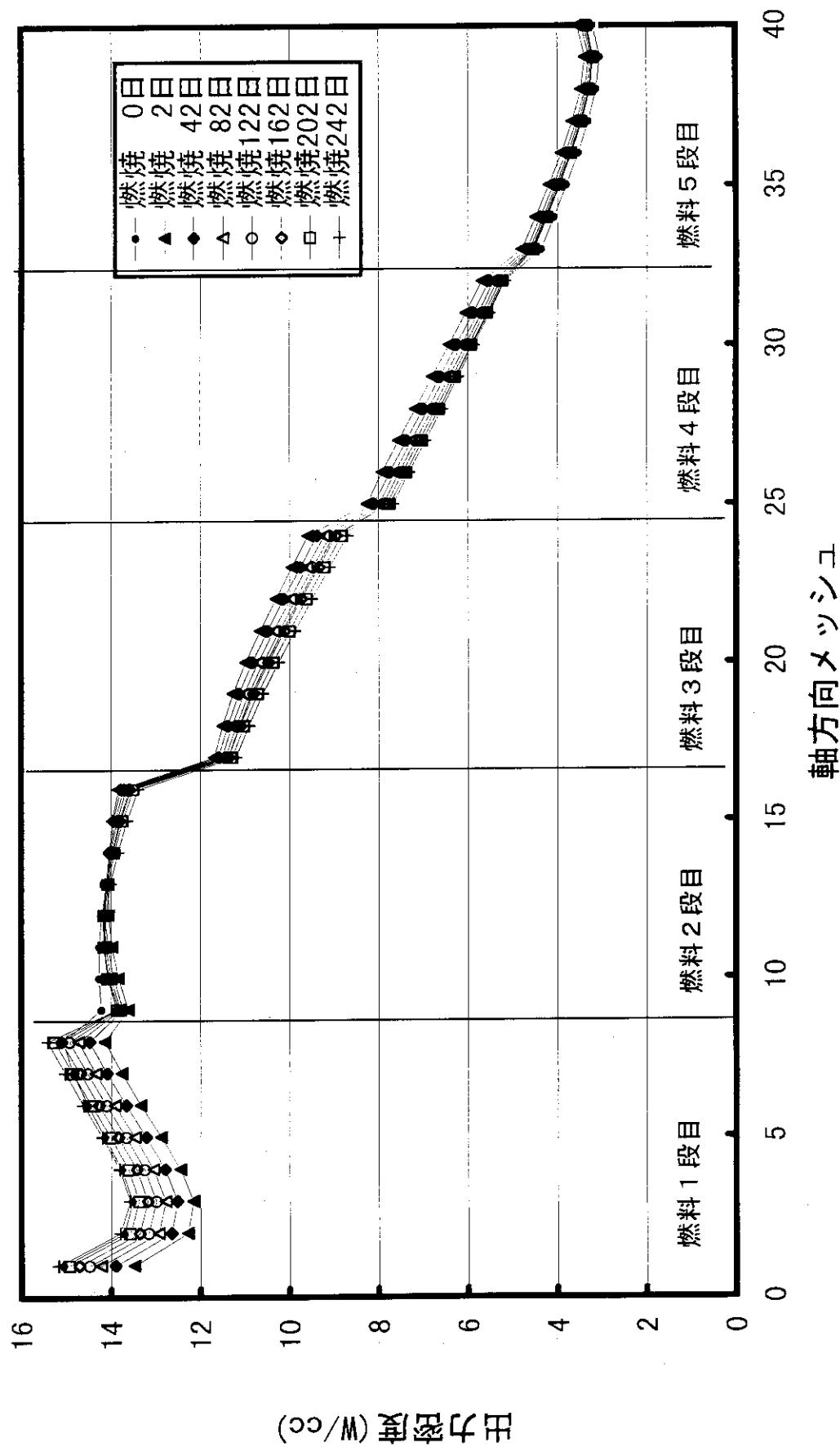


Fig. 23 各燃料サイクルの242日の軸方向出力分布





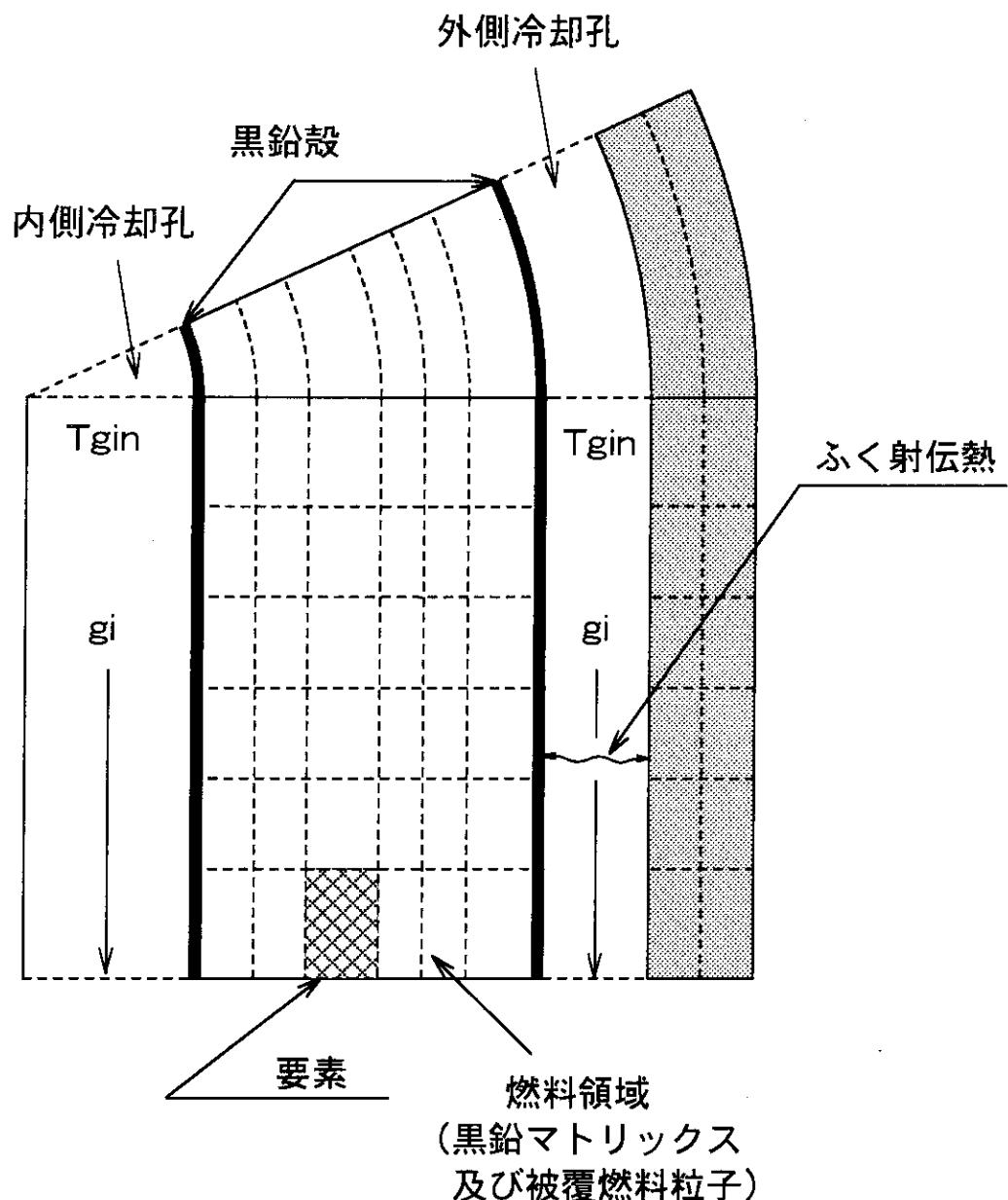


Fig. 26 燃料温度計算モデル

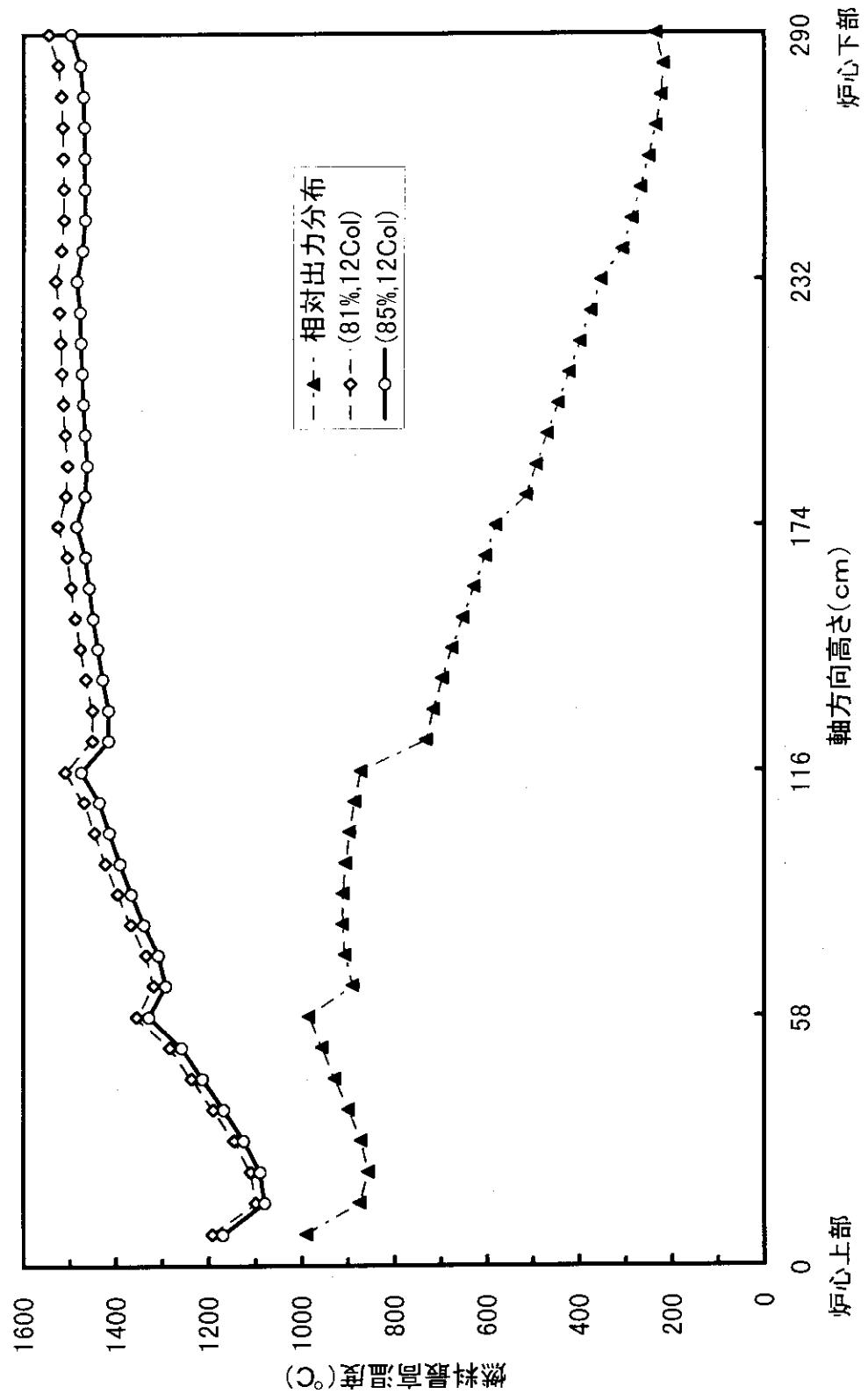


Fig. 27 両面冷却燃料の燃料最高温度

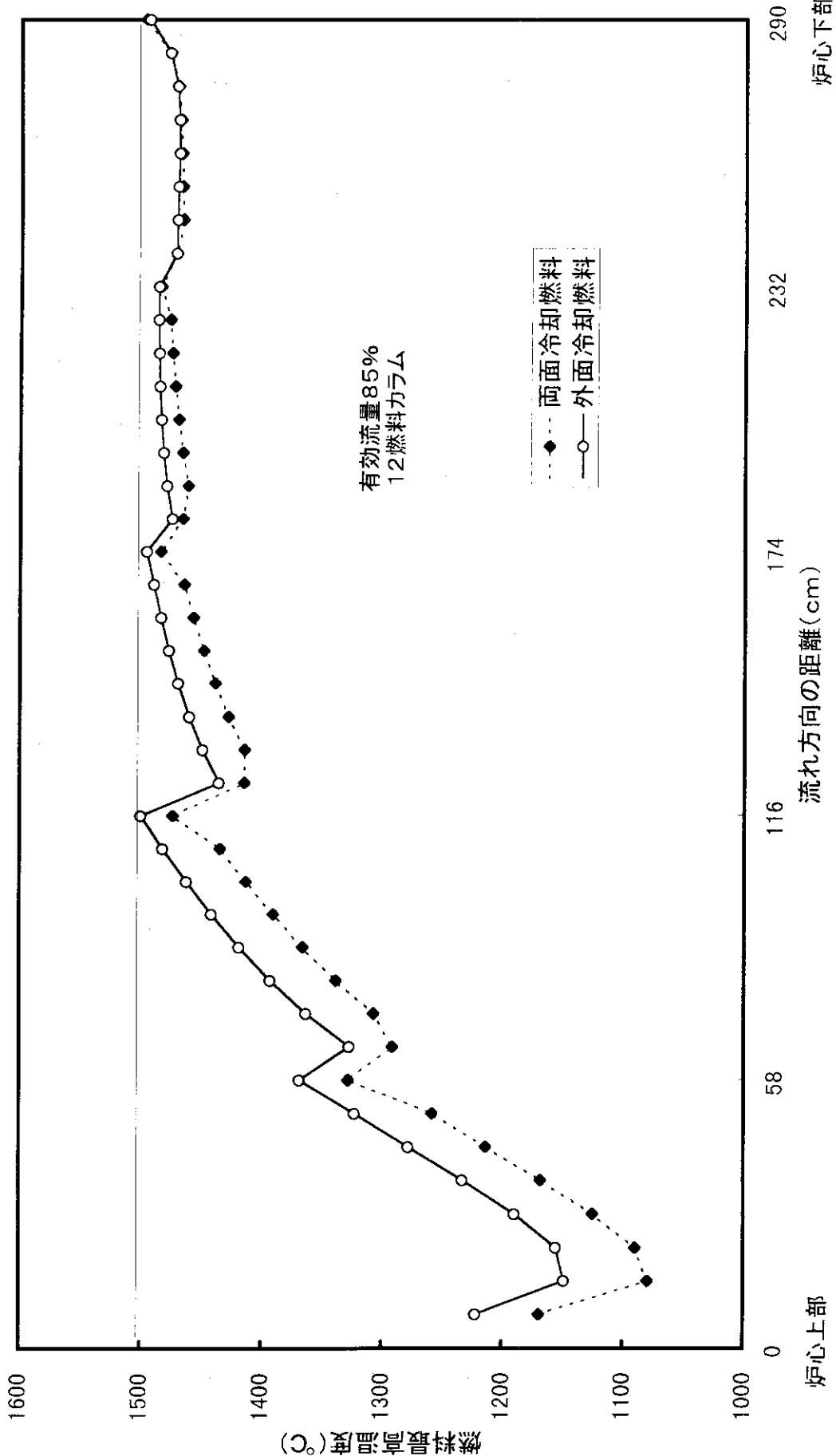


Fig. 28 外側冷却と両面冷却の一体型燃料コンパクトの軸方向燃料温度分布

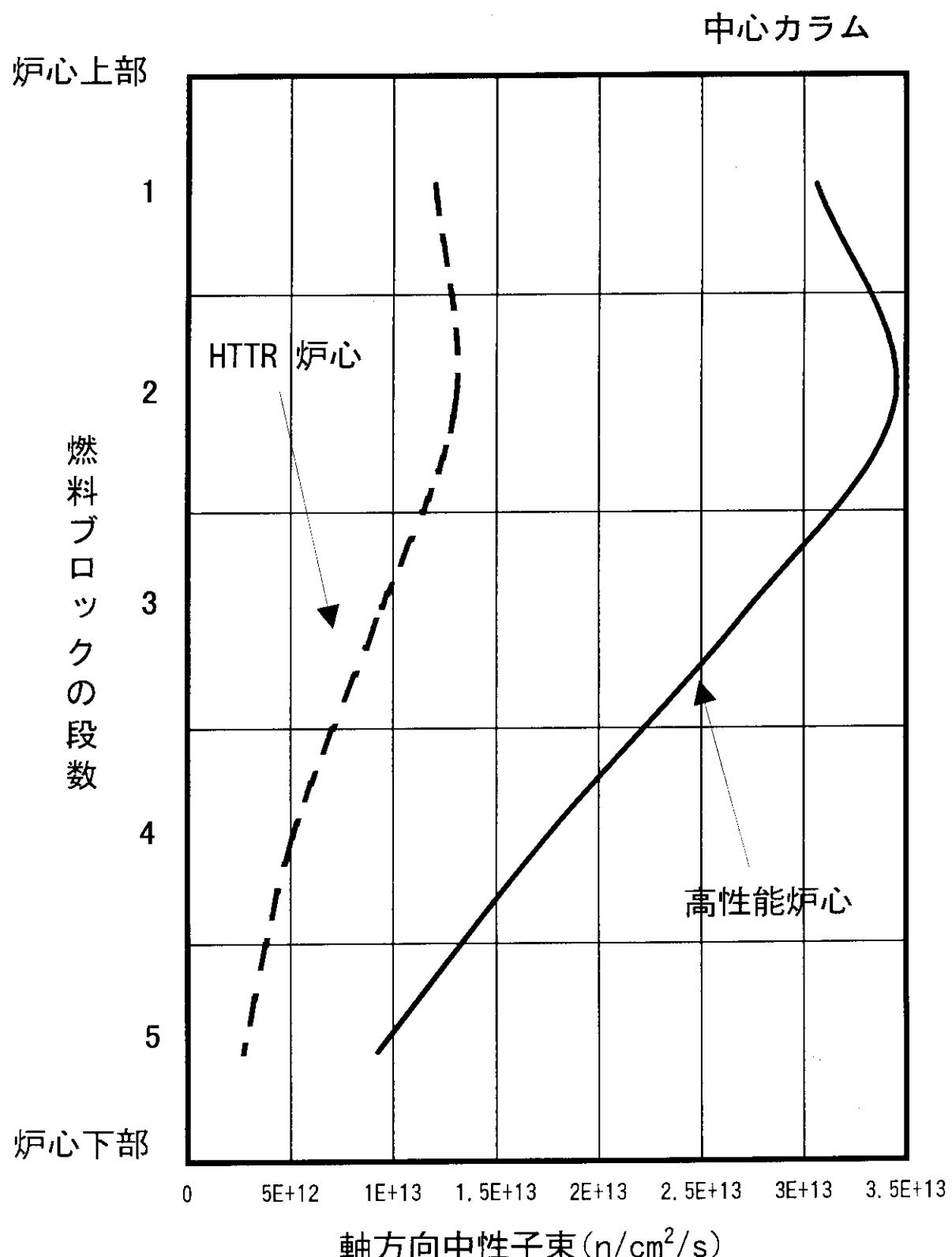


Fig. 29 軸方向高速中性子束分布  
(径方向の位置  $R=0cm$   $E>0.18MeV$ )

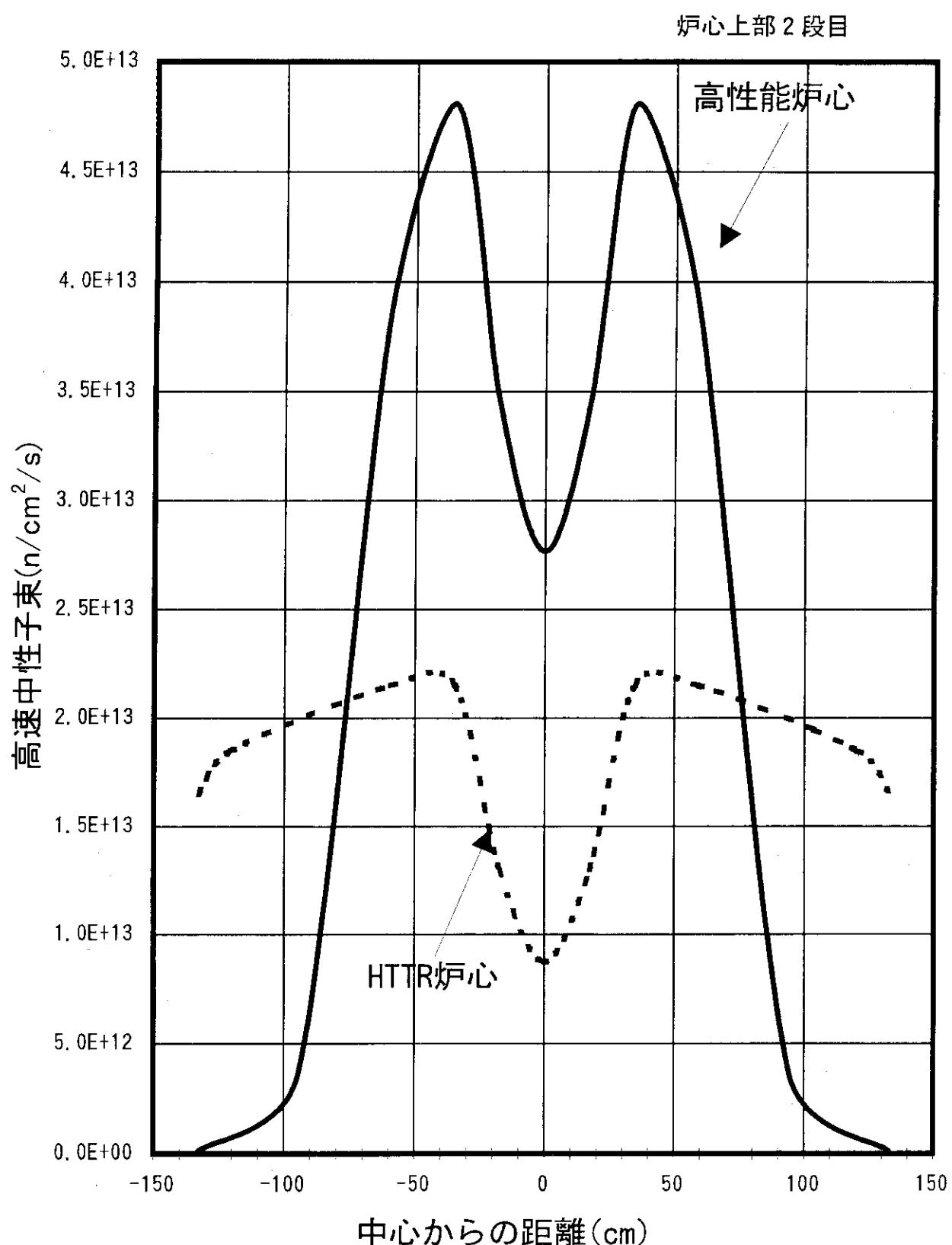


Fig. 30 径方向高速中性子束分布  
(軸方向の位置 炉心上部二段目中心  $E > 0.18\text{MeV}$ )

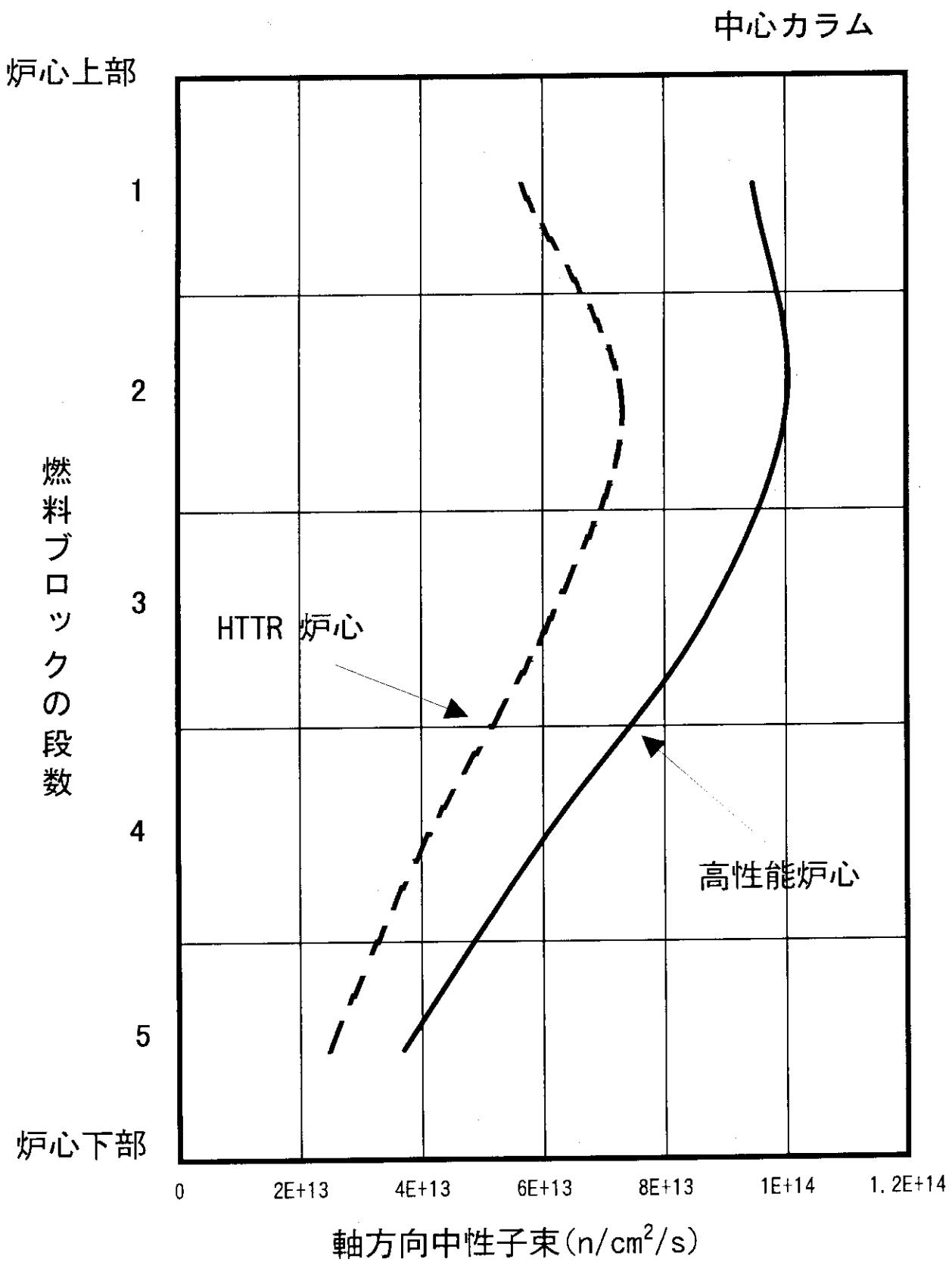


Fig. 31 軸方向熱中性子束分布  
(径方向の位置  $R= 0cm$   $0eV < E < 2.38eV$ )

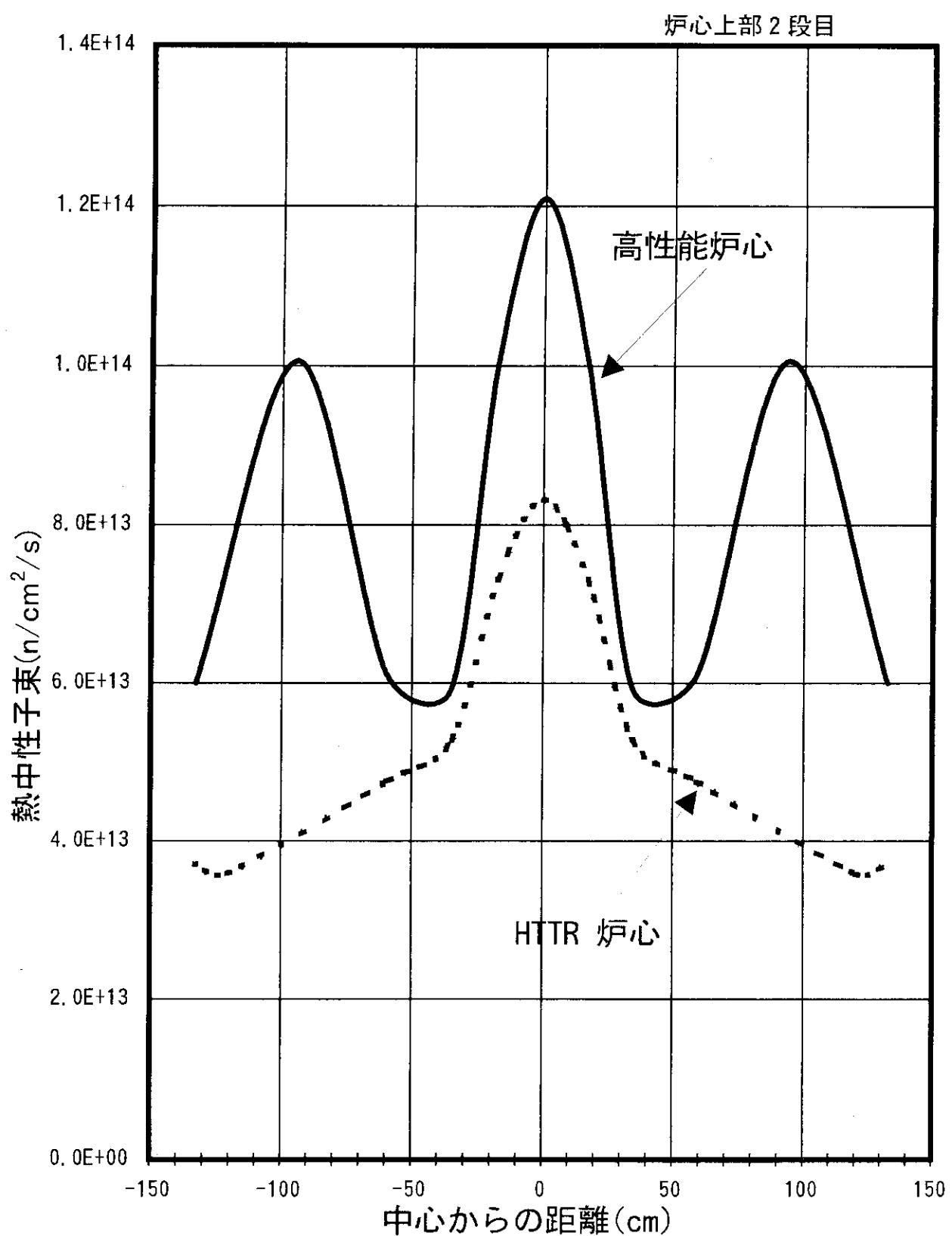


Fig. 32 径方向熱中性子束分布  
(軸方向の位置 炉心上部二段目中心  $0eV < E < 2.38eV$ )

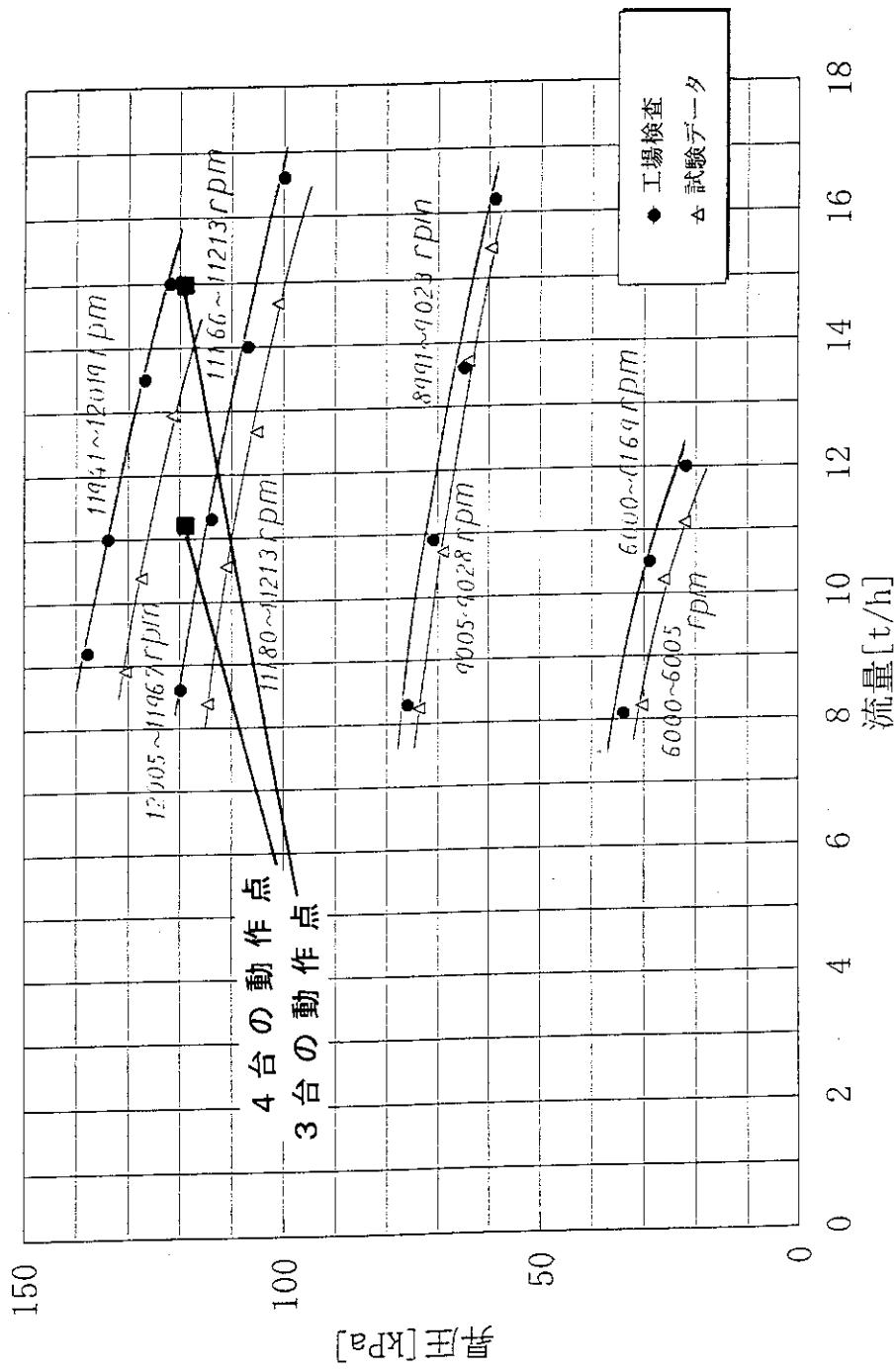


Fig. 33 ヘリウム循環機の Q-H 特性

Table 1 HTTR と HTTR-2の基本仕様及び性能の比較

原子炉	HTTR	HTTR-2
熱出力 (MWt)	30	30
冷却材	ヘリウム	ヘリウム
出口冷却材温度 (°C)	850/950	850/950
一次冷却材圧力 (MPa)	4	4
燃料交換		
方式	一括交換	ダルマ落とし
1 燃焼サイクルの実効運転日数	約660日	約242日
1 燃焼サイクル後の燃料交換日数	約200日	約60日
運転1年に必要な等価燃料交換日数	約110日	約90日
炉心		
燃料カラム数	30	12/13*
有効直径 (cm)	230	136
高さ (cm)	290	290
燃料領域平均出力密度 (MW/m <sup>3</sup> )	3.1	7.7/7.1
最大高速中性子束 (E>0.1 MeV) (1/cm <sup>2</sup> ·s)	$2.2 \times 10^{13}** (2 \times 10^{13}***)$	$4.8 \times 10^{13}**$
最大熱中性子束 (E<2.38eV) (1/cm <sup>2</sup> ·S)	$8.3 \times 10^{13}** (7 \times 10^{13}***)$	$12.1 \times 10^{13}**$
平均燃料燃焼度 (GWd/t)	22	90
圧力損失 (kPa)	9/7	49/-
燃料		
ウラン濃縮度種類数	12	1 (取替燃料)
平均ウラン濃縮度 (wt%)	6	12 (取替燃料)
形式	燃料棒	一体型燃料コンパクト
制御棒		
燃料領域 (対)	7	無し
可動反射体領域 (対)	9	6
被覆管	Alloy800H	炭素複合材

\* : HTTR では制御棒案内カラムであった中央カラムを燃料カラムとし使用。

\*\* : 2次元RZモデル解析での最大値。

\*\*\*: 3次元三角メッシュモデル解析でのブロック内平均値の最大値

Table 2 HTRで使用する燃料と高燃焼度燃料の被覆燃料粒子に関する  
主要な仕様の比較

仕 様	HTR初装荷燃料	高燃焼度燃料
燃料核直径 ( $\mu\text{m}$ )	600	550
バッファ層厚さ ( $\mu\text{m}$ )	60	90
SiC層厚さ ( $\mu\text{m}$ )	28~30	35

Table 3 炉心計算でのパラメータサーベイから得られた初期炉心の実効増倍率の比較

## [CITATION-1000VP、2次元RZモデル、制御棒なし]

ケース	軸方向 燃料段数	温度設定 燃料／黒鉛	燃料濃度 (%)	反応度調整材 直徑(cm)	本数	実効増倍率		備考
						巨濃度(%)	反応度(%)	
1	1	1273K/873K	20	1.0	3.0	2	1.2235	20%一様
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	"	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	"	"	"	"	"	
2	1	1273K/873K	20	3.0	1.4	2	1.1985	20%一様
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	"	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	"	"	"	"	"	
3	1	1273K/873K	20	1.0	2.5	2	1.1632	平均約17%
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	16	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	14	"	"	"	"	
4	1	1273K/873K	15	1.0	3.3	2	1.0953	15%一様
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	"	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	"	"	"	"	"	
5	1	1273K/873K	20	1.0	3.3	2	1.1279	平均約16%
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	15	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	10	"	"	"	"	
7	1	1273K/873K	18	1.0	3.5	2	1.0972	平均約16%
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	15	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	12	"	"	"	"	
8	1	1273K/873K	10	1.0	2.8	2	1.0029	平均約18%
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	8	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	6	"	"	"	"	
9	1	1273K/873K	12	1.0	2.8	2	1.0576	平均約10%
	2	"	"	"	"	"	"	
	3	1373K/1173K	10	"	"	"	"	
	4	"	"	"	"	"	"	
	5	1473K/1273K	8	"	"	"	"	

Table 4 燃焼に伴う実効増倍率、出力ピーキングの変化(1/2)

軸方向燃料濃縮度配分 : 12/12/10/10/8%  
 BP仕様 : B 浓度1%、直徑2.8cm、2本/J、ロック

炉心	サイクル	燃焼日数 (日)	実効増倍率 (Keff)	最高出力密度 (W/cc)	メッシュ位置 (R, Z)	出力ピーキング係数(P1) <sup>*1</sup>		出力ピーキング係数(P2) <sup>*1</sup>	
						炉心平均	燃料領域1	炉心平均	燃料領域1
第1サイクル	0	1.05757	14.6	[7, 20]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	2	1.03142	14.3	[7, 21]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	42	1.03199	14.3	[7, 21]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	82	1.03354	14.1	[7, 21]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	122	1.03326	13.9	[7, 22]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	162	1.03195	13.8	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
第2サイクル	202	1.03037	13.6	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	242	1.02875	13.5	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	0	1.05343	13.0	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	2	1.04828	13.1	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	42	1.04591	13.0	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	82	1.04450	12.9	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
移行炉心	122	1.04272	12.8	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	162	1.03395	12.4	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	202	1.03068	12.3	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.27	1.30
	242	1.02689	12.3	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.27	1.30
	0	1.05663	12.7	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	2	1.05204	12.7	[7, 23]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
第3サイクル	42	1.04912	12.7	[7, 22]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	82	1.04733	12.6	[7, 22]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	122	1.04510	12.6	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.31
	162	1.02315	13.3	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.30
	202	1.01821	13.5	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28	1.30
	242	1.01277	13.6	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.27	1.30

\*1 P1=対象燃料領域の軸方向積分出力／炉心燃料領域の軸方向積分出力の平均値

P2=メッシュ毎の軸方向積分出力最大値／対象領域メッシュの軸方向積分出力平均値

Table 4 燃焼に伴う実効増倍率、出力ピーキングの変化(2/2)

炉心	サイクル	燃焼日数 (日)	実効増倍率 (Keff)	最高出力密度 (W/cc)	メッシュ位置 (R, Z)	出力ピーキング係数(P1) * 1		出力ピーキング係数(P2) * 1	
						炉心平均	燃料領域1	炉心平均	燃料領域1
移行炉心	第4サイクル	0	1.05762	12.6	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		2	1.05333	12.6	[7, 21]	1.00	0.98	1.02	1.28
		42	1.05012	12.6	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
	第5サイクル	82	1.04810	12.5	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		122	1.04558	12.5	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		162	1.01480	14.5	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
平衡炉心	第4サイクル	202	1.00946	14.6	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		242	1.00357	14.8	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		0	1.05730	12.7	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
	第5サイクル	2	1.05272	12.7	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		42	1.04954	12.7	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		82	1.04745	12.7	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
平衡炉心	第4サイクル	122	1.04488	12.6	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		162	1.01009	15.1	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
	第5サイクル	202	1.00437	15.3	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28
		242	0.99810	15.4	[7, 16]	1.00	0.98	1.02	1.28

\*1 P1=対象燃料領域の軸方向積分出力／炉心燃料領域の軸方向積分出力の平均値

P2=メッシュ毎の軸方向積分出力最大値／対象領域メッシュの軸方向積分出力平均値

Table 5 平衡炉心の燃焼末期の炉内燃料燃焼度分布

	燃料領域 1	燃料領域 2
<b>上部可動反射体</b>		
炉心 1 段目	26300	27000
炉心 2 段目	51800	53600
炉心 3 段目	69200	72000
炉心 4 段目	79400	83000
炉心 5 段目	87600	91500
下部可動反射体		
	単位 (MWd/t)	

Table 6 平衡炉心の燃焼末期の炉心構成要素の中性子照射量

	中心制御カラム	燃料領域 1	燃料領域 2	周辺制御カラム	可動反射体 1	可動反射体 2	可動反射体 3	可動反射体 4	可動反射体 5	固定反射体
上部可動反射体	1.90	1.97	1.48	0.81	0.25	0.06	0.03	0.01	0.00	0.00
炉心 1 段目	28.70	9.09	7.25	13.20	2.96	0.60	0.25	0.09	0.03	0.00
炉心 2 段目	34.50	19.00	15.20	16.00	3.69	0.76	0.32	0.11	0.04	0.00
炉心 3 段目	28.90	26.00	20.90	13.60	3.15	0.65	0.28	0.10	0.03	0.00
炉心 4 段目	20.90	30.20	24.30	9.88	2.30	0.48	0.21	0.07	0.02	0.00
炉心 5 段目	12.20	33.40	26.90	5.83	1.33	0.27	0.12	0.04	0.01	0.00
下部可動反射体	0.10	1.07	0.81	0.39	0.11	0.03	0.01	0.01	0.00	0.00

Table 7 工学的安全係数として考慮した項目及び係数

項目	冷却材 温度上昇 誤差因子	膜温度差 上昇因子	黒鉛殻 温度差 上昇因子	コンパクト 温度差 上昇因子
ランダム因子				
コンパクト内径	0.0	0.0	0.0	0.01
コンパクト外径	0.0	0.0	0.0	0.012
黒鉛殻内径	0.0	0.0	0.015	0.0
黒鉛殻外径	0.0	0.017	0.012	0.0
挿入孔径	0.0	0.014	0.0	0.0
燃料有効長	0.0	0.002	0.002	0.002
燃料核直径	0.001	0.001	0.001	0.001
燃料核密度	0.001	0.001	0.001	0.001
ウラン濃縮度	0.035	0.035	0.035	0.035
ウラン量	0.02	0.02	0.02	0.02
冷却材比熱	0.002	0.001	0.0	0.0
冷却材熱伝導率	0.0	0.04	0.0	0.0
冷却材粘性係数	0.0	0.02	0.0	0.0
照射変形	0.0	0.0	0.0	0.0
コンパクト偏心効果	0.0	0.041	0.041	0.041
出力分布	0.02	0.02	0.02	0.02
流量配分	0.04	0.032	0.0	0.0
システムティック因子				
出 力	1.025	1.025	1.025	1.025
出力分布				
半径方向	1.03	1.03	1.03	1.03
軸方向	1.0	1.04	1.04	1.04
冷却材流量	1.02	1.016	1.0	1.0
流量配分	1.04	1.032	1.0	1.0

あらかじめ保守的に評価した以下の物性値、相関式等については、システムティック因子及びランダム因子には含めない。

- ・ 黒鉛及び燃料コンパクトの物性値
- ・ 燃料体の対流熱伝達率
- ・ 圧力損失係数、シール性能及びクロス流れ抵抗係数

Table 8 燃料形状、炉心有効流量、燃料カラム数等を変化させた場合の燃料最高温度評価結果(1/4)

ケ-ズ	燃料形式名称	R1 (mm)	R2 (mm)	R3 (mm)	R4 (mm)	R5 (mm)	R6 (mm)	R7 (mm)	カラム 数	Tgout (°C)	有効割合 (MW) 量	Tfmax (°C)	Tcout (°C)	△P (Kpa)	G (kg/hr)
H- 1	HTTR	5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			30	950	88%	30	1469	1205	6.6
H- 2	HTTR	5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			30	850	88%	30	1306	1061	8.9
H- 3	HTTR	5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			30	950	81%	30	1554	1274	5.8
H- 4	HTTR	5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			30	850	81%	30	1365	1118	7.9
H- 5	HTTR	5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			12	950	81%	30	1819	1274	31.2
H- 6	HTTR	5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			12	850	81%	30	1694	1118	41.2
H- 7	厚肉コシバクト	5.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	30	1647	1274	31.2
H- 8	外寄コシバクト	8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	30	1580	1274	31.2
H- 9	内寄コシバクト	5.0	13.0	13.00	14.0	20.5			12	950	81%	30	1920	1274	6.9
H- 10	厚肉コシバクト	5.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	21	1546	1274	16.5
H- 11	外寄コシバクト	8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	21	1533	1274	16.5
H- 12	内寄コシバクト	5.0	13.0	13.00	14.0	20.5			12	950	81%	21	1764	1274	3.7
H- 13	厚肉コシバクト	5.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	24	1564	1274	20.9
H- 14	外寄コシバクト	8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	24	1538	1274	20.9
H- 15	内寄コシバクト	5.0	13.0	13.00	14.0	20.5			12	950	81%	24	1818	1274	4.7
H- 16	厚肉コシバクト	5.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	27	1606	1274	25.8
H- 17	外寄コシバクト	8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	27	1546	1274	25.8
H- 18	内寄コシバクト	5.0	13.0	13.00	14.0	20.5			12	950	81%	27	1870	1274	5.7
H- 19	外寄薄肉コシバクト	10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	30	1543	1274	31.2
H- 20	外寄薄肉コシバクト	10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	21	1525	1274	16.5
H- 21	外寄薄肉コシバクト組	10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	30	1517	1274	37.4
H- 22	外寄薄肉コシバクト組	10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	81%	21	1501	1274	19.8

Tfmax:ランダムーシステマティック燃料最高温度

△P :圧力損失

G :流量

Tcout:チャンネル出口温度

Table 8 燃料形状、炉心有効流量、燃料カラム数等を変化させた場合の燃料最高温度評価結果(2/4)

ケース	燃料形式名称	R1 (mm)	R2 (mm)	R3 (mm)	R4 (mm)	R5 (mm)	R6 (mm)	R7 (mm)	カラム 数	Tgout (°C)	有効流 出力 (MW)	Tfmax (°C)	Tcout (°C)	ΔP (Kpa)	G (kg/hr)
H- 23 HTTR		5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			30	950	85%	30	1504	6.3	32.2
H- 24 HTTR		5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			30	850	85%	30	1329	8.5	39.3
H- 25 HTTR		5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			12	950	85%	30	1787	1233	33.3
H- 26 HTTR		5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			12	850	85%	30	1666	1085	44.1
H- 27 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	30	1545	1233	33.3
H- 28 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	21	1483	1233	17.6
H- 29 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	24	1489	1233	22.3
H- 30 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	27	1512	1233	27.5
H- 31 外寄薄肉コンバクト		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	30	1500	1233	33.3
H- 32 外寄薄肉コンバクト		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	21	1474	1233	17.6
H- 33 外寄薄肉コンバクト粗		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	30	1469	1233	39.9
H- 34 外寄薄肉コンバクト粗		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			12	950	85%	21	1452	1233	21.1
H- 35 HTTR		5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			13	950	85%	30	1744	1233	28.8
H- 36 HTTR		5.0	13.0	13.15	17.0	20.5			13	850	85%	30	1624	1085	38.1
H- 37 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	30	1520	1233	28.8
H- 38 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	21	1480	1233	15.3
H- 39 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	24	1485	1233	19.3
H- 40 外寄コンバクト		8.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	27	1492	1233	23.9
H- 41 外寄薄肉コンバクト		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	30	1489	1233	28.8
H- 42 外寄薄肉コンバクト		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	21	1472	1233	15.3
H- 43 外寄薄肉コンバクト粗		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	30	1464	1233	34.5
H- 44 外寄薄肉コンバクト粗		10.0	16.0	16.00	17.0	20.5			13	950	85%	21	1450	1233	18.3

Tfmax:ランダムシステムマテック燃料最高温度

ΔP:圧力損失

G:流量

Tcout:チャンネル出口温度

Table 8 燃料形状、炉心有効流量、燃料力ラム数等を変化させた場合の燃料最高温度評価結果(3/4)

ケース	燃料形式名	GANDHARA-Semi-pin						G
		R1 (mm)	R2 (mm)	R3 (mm)	R4 (mm)	R5 (mm)	R7 (mm)	
S-1	セミピン-SR	5.0	6.0	6.00	14.0	12	950	81% 9 1533 1274 42.7 23.0
S-2	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	12	950	81% 9 1584 1274 9.1 23.0
S-3	セミピン-SR	5.0	6.0	6.00	14.0	12	950	81% 6 1515 1274 20.2 15.3
S-4	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	12	950	81% 6 1536 1274 4.3 15.3
S-5	セミピン-SR	5.0	6.0	6.00	14.0	12	950	81% 3 1501 1274 5.7 7.7
S-6	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	12	950	81% 3 1546 1274 1.2 7.7
S-7	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	12	950	85% 9 1537 1233 9.7 24.1
S-8	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	12	950	85% 6 1485 1233 4.6 16.1
S-9	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	12	950	85% 3 1488 1233 1.3 8.0
S-10	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	13	950	85% 9 1521 1233 8.4 22.3
S-11	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	13	950	85% 6 1482 1233 4.0 14.9
S-12	セミピン-LR	7.0	8.0	8.00	16.0	13	950	85% 3 1493 1233 1.1 7.4

T<sub>fmax</sub>:ランダム-システム燃料最高温度  
 $\Delta P$ :圧力損失

G:流量  
 T<sub>cout</sub>:チャンネル出口温度

Table 8 燃料形状、炉心有効流量、燃料カラム数等を変化させた場合の燃料最高温度評価結果(4/4)

タス	燃料形式名稱	R1 (mm)	R2 (mm)	R3 (mm)	R4 (mm)	R5 (mm)	R6 (mm)	R7 (mm)	カラム 数	Tgout (°C)	有効流 出力 (MW)	Tfmax (°C)	Tcout (°C)	△P (Kpa)	Gin (kg/hr)	Gout (kg/hr)
T-1	両面冷却1型	5.0	6.0	6.00	16.0	17.0	20.5	12	950	81%	30	1573	1275	5.0	71.7	
T-2	両面冷却1型	5.0	6.0	6.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1566	1275	25.8	7.7	
T-3	両面冷却1型	5.0	6.0	6.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1585	1275	20.9	15.3	
T-4	両面冷却1型	5.0	6.0	6.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1645	1275	42.7	23.0	
T-5	両面冷却2型	7.0	8.0	8.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1552	1275	25.8	7.7	
T-6	両面冷却2型	7.0	8.0	8.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1571	1275	20.9	15.3	
T-7	両面冷却2型	7.0	8.0	8.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1622	1275	16.5	23.0	
T-8	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1545	1275	5.0	71.7	
T-9	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1546	1275	25.8	7.7	
T-10	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1569	1275	20.9	15.3	
T-11	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1618	1275	16.5	23.0	
T-12	両面冷却4型粗1	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1520	1275	5.0	71.7	
T-13	両面冷却4型粗2	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	81%	30	1506	1275	5.0	71.7	
T-14	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	85%	30	1496	1234	27.5	72.4	
T-15	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	85%	30	1497	1234	27.5	8.0	
T-16	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	85%	30	1519	1234	22.3	64.3	
T-17	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	85%	30	1567	1234	17.6	24.1	
T-18	両面冷却4型粗1	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	85%	30	1471	1234	5.0	75.4	
T-19	両面冷却4型粗2	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	12	950	85%	30	1458	1234	5.0	75.4	
T-20	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	13	950	85%	30	1491	1234	5.0	69.3	
T-21	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	13	950	85%	30	1492	1234	23.9	7.4	
T-22	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	13	950	85%	30	1513	1234	19.4	14.9	
T-23	両面冷却3型	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	13	950	85%	30	1559	1234	15.3	52.0	
T-24	両面冷却4型粗1	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	13	950	85%	30	1467	1234	5.0	69.2	
T-25	両面冷却4型粗2	9.0	10.0	10.00	16.0	16.0	20.5	13	950	85%	30	1454	1234	5.0	69.2	

両面冷却4型粗1,STX=1.5  
両面冷却4型粗2,STX=2.0

△P ;圧力損失

Tfmax:ランダムシステム燃料最高温度  
△P ;圧力損失

Gout:外側流量  
Gin :内側流量

Tcout:チャンネル出口温度

Table 9 各種制御棒挿入状態の炉停止余裕

制御棒挿入状態	実効増倍率	炉停止余裕* $\Delta k/k$
a) 全制御棒引抜状態	1.123	—
b) 全制御棒挿入状態	0.744	0.34
c) C制御棒1対全引抜、他全挿入	0.889	0.11
d) R1制御棒1対全引抜、他全挿入	0.814	0.19
e) C+R1制御棒各1対全引抜、他全挿入	0.936	0.06

\*計算誤差は考慮していない。