

JAERI-M

88-098

高増殖 / 高燃焼高速炉

—FPガスパージ/チューブインシェル型  
金属燃料高速炉の提案—

1988年6月

平岡 徹・迫 淳・高野 秀機・刑部 真弘

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

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）  
あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城  
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 山田軽印刷所

高増殖 / 高燃焼高速炉  
—FPガスバージ / チューブインシェル型  
金属燃料高速炉の提案—

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

新型炉検討特別チーム

平岡 徹・迫 淳・高野 秀機・刑部 真弘

(1988年5月10日受理)

高速炉の本来使命は、経済性の確立を前提として、やはり燃料増殖にあると考えられるため、炉の基本となる炉心について、最近、アメリカANLを中心として検討が進められている金属燃料の利点を活かし、高速増殖炉とした場合、増殖時間が10年以下となることを目標として、徹底して硬スペクトル、高燃焼の高速炉の概念を追及した。特に硬スペクトルを狙うためにチューブインシェル / FPガスバージ型金属燃料集合体を持つ高速系炉心を考えた。この燃料体を上下に貫通する冷却管により冷却するものである。FPの大部分は燃料集合体中の充填ナトリウムにトラップされ、不活性ガスが放出される。このようなFPガスバージ / チューブインシェル型金属燃料集合体を用いることによって、燃料の比率を高め、ナトリウム、構造材の比率を低められる。従って、1) 中性子スペクトルが非常に硬く、高い増殖比が得られる 2) 低い富化度で済む 3) 中性子経済が良くなる 4) 燃焼用の余剰反応度が不要である 5) 集合体全体でまとめるためFPガスバージがし易い。さらに、FPガスバージを行うため、6) 燃焼度はFPガス内圧上昇による制約は受けない 7) 長いFPガスプレナムは不要となる 8) 冷却管厚さを薄くできるなどの利点がある。

この炉の増殖比は極めて高く1.9に近い。増倍時間は6-7年である。さらに、燃料を低濃縮ウラン(11%)としても炉心は成立し、増殖比は約1.2となる。ウラン炉心への損耗分の補給のほかに、同規模のプルトニウム炉心をつくるのに必要なプルトニウムは約10年で生産できる。このことから、ウラン燃料から出発して、外部とプルトニウムの出入のない高速炉群パークをつくることができる。

High Breeding/High Burnup Fast Reactor  
- Proposal of FP Gas Purge/Tube-in-Shell Type  
Metallic Fuel Fast Reactor -

Toru HIRAOKA, Kiyoshi SAKO, Hideki TAKANO and Masahiro OSAKABE

Advanced Reactor Assessment Team  
Division of Reactor Engineering  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received May 10, 1988)

Since the most essential characteristics of fast reactors must be fuel breeding as well as economics, a concept of a high breeding/high burnup fast breeding reactor is proposed to persuade very hard neutron spectrum aiming doubling time less than ten years by application of metallic fuel recently developed by ANL, USA in the form to make the most of its advantages.

To realize very hard neutron spectrum, a fast reactor core is composed by FP gas purge/tube-in-shell type metallic fuel assemblies. They are cooled by cooling sodium flowing through cooling tubes which penetrate packed hexagonal fuel rods in a shell. The shell is filled with filling sodium which retains the most of fission products other than inert gas. By application of FP gas purge/tube-in shell metallic fuel assembly, volume fraction of fuel is increased and those of sodium and structural material are decreased in comparison with a conventional pin-bundle type fast reactor core. Therefore, many advantages are expectable as 1) very high breeding ratio 2) low enrichment fuel 3) better neutron economy 4) unnecessary of excess reactivity for burnup 5) easier FP gas purge 6) removal of limit for high burnup by internal FP gas pressure 7) shorter gas plenum 8) thinner cooling tubes.

The breeding ratio of the core is very high upto 1.9 and doubling time is 6 to 7 years. Furthermore, even with low enrichment uranium metallic fuel, fuel breeding can be expected by this concept. Even with

refueling generated plutonium to the core to compensate uranium consumption, extra plutonium can be produced for a new plutonium core within ten years. Thus, a fast breeder park can be imagined without any plutonium transport crossing the park boundary if a fast breeder series is initiated by a uranium metallic fuel core.

Keywords: High Breeding Fast Reactor, High Burnup Fast Reactor,  
FP Gas Purge, Tube-in-Shell Type, Breeding Ratio, Low  
Enrichment Fuel, Neutron Economy, Burnup

## 目 次

1.はじめに	1
2.目的	2
3.炉概念	2
3.1 燃料集合体	2
3.2 炉内構造	3
4.炉心構成	3
4.1 炉心寸法	3
4.2 燃料要素ユニット	3
4.3 燃料集合体	4
4.4 軸方向プランケット要素	4
4.5 半径方向プランケット集合体	4
4.6 原子密度	5
5.炉心設計条件	5
6.核的解析	5
6.1 臨界性	5
6.2 反応度係数	6
7.熱流動解析	9
7.1 チューブインシェル型燃料要素ユニットセルの熱流動解析手法	9
7.2 使用した物性値	10
7.3 解析結果	10
8.燃焼解析と増殖性	11
9.標準炉心	11
10.FPガスバージ	11
10.1 FPガスバージの機能	11
10.2 FPガスバージ / チューブインシェル型燃料集合体の構造	12
10.3 充填ナトリウム中へのFPのトラップ	13
11.ピンバンドル型炉心との増殖性の比較	13
12.FPガスバージ / チューブインシェル型金属燃料集合体の長所と短所および課題	14
13.低濃縮金属ウラン高速増殖炉	14
14.新概念高速増殖炉群	15
15.今後の検討課題	16
16.おわりに	16
謝辞	16
文獻	17

## Contents

1.	Introduction .....	1
2.	Purposes .....	2
3.	Reactor Concept .....	2
3.1	Fuel Assembly .....	2
3.2	Internal Structure .....	3
4.	Core Composition .....	3
4.1	Core Size .....	3
4.2	Fuel Element Unit .....	3
4.3	Fuel Assembly .....	4
4.4	Axial Blanket Element .....	4
4.5	Radial Blanket Assembly .....	4
4.6	Atomic Densities .....	5
5.	Design Conditions .....	5
6.	Nuclear Analyses .....	5
6.1	Criticality .....	5
6.2	Reactivity Coefficients .....	6
7.	Thermal Hydraulic Analysis .....	9
7.1	Thermal Hydraulic Analysis Method for Unit Cell of Tube-in-Shell Type Fuel Assembly .....	9
7.2	Used Constants .....	10
7.3	Analysis Results .....	10
8.	Burning Analysis and Breeding Characteristics .....	11
9.	Standard Core .....	11
10.	FP Gas Purging .....	11
10.1	Function of FP Gas Purging .....	11
10.2	Structure of FP Gas Purge/Tube-in-Shell Type Fuel Assembly .....	12
10.3	FP Trapping in Filling Sodium .....	13
11.	Comparison of Breeding Characteristics with Conventional Pin Bundle Core .....	13
12.	Advantages and Disadvantages of FP Gas Purge Tube-in-Shell Type Metallic Fuel Assembly .....	14
13.	Low Enrichment Metallic Fuel Fast Breeder .....	14
14.	A Fast Breeder Park of New Concept Reactors .....	15

15. Future Subjects .....	16
16. Concluding Remarks .....	16
Acknowledgement .....	16
References .....	17

## 1. はじめに

高速増殖炉はその開発の初期においては、 Dounreay 炉, EBR - II 炉, Fermi 炉に見られるように燃料は金属燃料であった。しかし、金属燃料が燃焼に伴ってスエリングを起こすことがわかつたために、 MOX 燃料を採用せざるを得なかった。

その後、高速増殖炉は、大型化により経済性を追ったが、依然として建設コストは軽水炉の 2 倍前後であり、日本の実証 1 号炉でも 1.5 倍を目指している状態である。しかも、 MOX 燃料である上に大型炉心のために中性子スペクトルは著しく軟化し、増殖比は 1.2 前後に落ち、増倍時間は 30 年以上となって、炉の寿命とほぼ等しくなり、高速炉群による燃料の自己増殖性能は殆ど期待できなくなった。

仮に、高速炉の建設コストが実用炉の目標である軽水炉の 1.1 倍にできたとしよう。 1,000 MWe の軽水炉の建設費を 4,000 億円とすれば、高速炉の建設費は 4,400 億円ということになり、余分の 400 億円が燃料中にプルトニウムを生成する費用として許容しなければならない値になる。増倍時間が炉寿命と同程度であれば、 400 億円費やしていわばプルトニウム鉱石をつくったことになる。高燃焼度化を図っても、実際には燃料集合体の寿命は FP ガスプレナム圧力、被覆管材料の損傷によって抑えられ、炉心内装荷期間は数年である。

この他に、燃料サイクル毎に、再処理費、燃料製作費が要ることは言うまでもない。従って、次の新たな炉心に用意される燃料は、極めて高いものになる。高速炉において高燃焼度化を図ってもその効果は、再処理費、燃料製作費が軽水炉の場合に比べて割高なことにより殆ど相殺されてしまうであろう。高速炉開発について述べられるとき、必ず、冒頭においてはエネルギー資源の有効利用の意義が強調されるにも拘らず、それ以降の炉の記述においては、燃料の増殖性は無視されているのが現状である。このように見ると、高速炉はやはり燃料サイクル費も含めて経済性を達成することを目標としなければその開発のモティベーションを失うことになる。従って、高速炉の開発は、もう一度、高速炉開発の意義の原点に戻って、燃料生産性と経済性の両方を達成させるものでなければならない。今後、高速炉の再生を図るには、高速炉を燃料関連部分（炉心性能、燃料サイクルなど）と非燃料部分（炉構成、要素技術、BOP など）にわけて開発を行い、増殖性と経済性の達成を目指すべきである。非燃料部分についてはこれまで構成要素の合理化など様々な検討が行われている。しかし、それにも限度があるようである。一方、燃料関連部分については、プランケットを外すなどして炉心のコンパクト化が試みられている程度であって、それもコスト軽減への寄与は大きくはない。高燃焼度化についても先に見た通りであって、出力密度が高いために燃料交換頻度が高く、またプルトニウム装荷量が大きいために、軽水炉にくらべて燃料費が安くなるとはかぎらない。

アメリカ ANL は長年、金属燃料について改良研究を進めて来たが、 U - Pu - Zr 合金のスエリングがある一定以上に進まないことを確かめた。また、被覆管材料との共晶点を約 150 度上昇させることに成功した。さらに、再処理コストも金属燃料では著しく軽減されると言われ、にわかに金属燃料が再び注目を浴びることとなった。そこで、ニュークリア部分の基本となる炉心に

ついて、その金属燃料の利点を生かし、高速増殖炉とした場合、増倍時間が10年以下となることを目標として、徹底して硬スペクトル、高燃焼の高速系原子炉の概念を追求することとした。さらに、硬いスペクトルは低濃縮ウランを燃料とすることが出来る可能性をも齎す。このような炉心の特性は高増殖性高速炉のみならずTRU消滅処理炉についてもそのまま応用出来るものである。この検討はMOX燃料高速炉との対比を際立たせ、金属燃料高速炉の利点、欠点を浮きぼりにするうえでも有効であろう。

なお、本報告は62年8月に金属燃料集合体に関する新しい提案がなされてより、それについての63年3月までの検討結果をまとめたものである。

## 2. 目的

金属燃料の利点を活かし、硬スペクトルを持ち、高燃焼を達成できる高速系炉心の概念を追及し、高増殖性を有する高速炉を提案することを目的とする。

## 3. 炉概念

### 3.1 燃料集合体

これまでのピンバンドル型の高速炉炉心した場合、炉心において金属燃料の占める体積の割合を40%以上に、また、ナトリウムの体積比を40%以下にすることはむつかしい（第11節参照）。従って、増殖比には限度がある。金属燃料の長所を徹底的に活かすため、出来る限り燃料の比率を高め、ナトリウムの比率を下げた概念を追及した。いま、燃料とナトリウムの占める場所を逆転させるとチューブインシェル型燃料集合体となる（Fig. 1）。このようにすれば、炉心において燃料の占める割合は50%にのぼり、ナトリウムの比率は40%以下にすることが出来る。

チューブインシェル型金属燃料集合体はシェルに充填された燃料体を上下に貫通する冷却管により冷却するものである。シェルは六角形とし、その外側の上下にはパッド部がある。燃料ロッドは円形の内孔を持つ六角柱で、その内孔をナトリウム冷却管が通る。

燃料要素間には燃料のスエリングに対応するためにギャップを設けてあり、シェル内にナトリウムを充填しそのギャップを埋めている。炉心部断面をFig. 2に示す。冷却ナトリウムは燃料集合体下部のエントランスノズルから入り、冷却管内を流れ、上部から出る。また、冷却ナトリウムはパッド部に設けた間隙を通ってシェル管の外側も冷やす。

燃料集合体には冷却管の熱膨張、スエリング、クリープなどによる伸びを吸収する工夫が必要である。その方法としてベローズ方式とスライド方式の二つを考案した。その詳細は第10.2節において述べられている。

ついて、その金属燃料の利点を生かし、高速増殖炉とした場合、増倍時間が10年以下となることを目標として、徹底して硬スペクトル、高燃焼の高速系原子炉の概念を追求することとした。さらに、硬いスペクトルは低濃縮ウランを燃料とすることが出来る可能性をも齎す。このような炉心の特性は高増殖性高速炉のみならずTRU消滅処理炉についてもそのまま応用出来るものである。この検討はMOK燃料高速炉との対比を際立たせ、金属燃料高速炉の利点、欠点を浮きぼりにするうえでも有効であろう。

なお、本報告は62年8月に金属燃料集合体に関する新しい提案がなされてより、それについての63年3月までの検討結果をまとめたものである。

## 2. 目的

金属燃料の利点を活かし、硬スペクトルを持ち、高燃焼を達成できる高速系炉心の概念を追及し、高増殖性を有する高速炉を提案することを目的とする。

## 3. 炉概念

### 3.1 燃料集合体

これまでのピンバンドル型の高速炉炉心した場合、炉心において金属燃料の占める体積の割合を40%以上に、また、ナトリウムの体積比を40%以下にすることはむつかしい（第11節参照）。従って、増殖比には限度がある。金属燃料の長所を徹底的に活かすため、出来る限り燃料の比率を高め、ナトリウムの比率を下げた概念を追及した。いま、燃料とナトリウムの占める場所を逆転させるとチューブインシェル型燃料集合体となる（Fig. 1）。このようにすれば、炉心において燃料の占める割合は50%にのぼり、ナトリウムの比率は40%以下にすることが出来る。

チューブインシェル型金属燃料集合体はシェルに充填された燃料体を上下に貫通する冷却管により冷却するものである。シェルは六角形とし、その外側の上下にはパッド部がある。燃料ロッドは円形の内孔を持つ六角柱で、その内孔をナトリウム冷却管が通る。

燃料要素間には燃料のスエリングに対応するためにギャップを設けてあり、シェル内にナトリウムを充填しそのギャップを埋めている。炉心部断面をFig. 2に示す。冷却ナトリウムは燃料集合体下部のエントランスノズルから入り、冷却管内を流れ、上部から出る。また、冷却ナトリウムはパッド部に設けた間隙を通ってシェル管の外側も冷やす。

燃料集合体には冷却管の熱膨張、スエリング、クリープなどによる伸びを吸収する工夫が必要である。その方法としてベローズ方式とスライド方式の二つを考案した。その詳細は第10.2節において述べられている。

ついて、その金属燃料の利点を生かし、高速増殖炉とした場合、増倍時間が10年以下となることを目標として、徹底して硬スペクトル、高燃焼の高速系原子炉の概念を追求することとした。さらに、硬いスペクトルは低濃縮ウランを燃料とすることが出来る可能性をも齎す。このような炉心の特性は高増殖性高速炉のみならずTRU消滅処理炉についてもそのまま応用出来るものである。この検討はMOK燃料高速炉との対比を際立たせ、金属燃料高速炉の利点、欠点を浮きぼりにするうえでも有効であろう。

なお、本報告は62年8月に金属燃料集合体に関する新しい提案がなされてより、それについての63年3月までの検討結果をまとめたものである。

## 2. 目的

金属燃料の利点を活かし、硬スペクトルを持ち、高燃焼を達成できる高速系炉心の概念を追及し、高増殖性を有する高速炉を提案することを目的とする。

## 3. 炉概念

### 3.1 燃料集合体

これまでのピンバンドル型の高速炉炉心した場合、炉心において金属燃料の占める体積の割合を40%以上に、また、ナトリウムの体積比を40%以下にすることはむつかしい（第11節参照）。従って、増殖比には限度がある。金属燃料の長所を徹底的に活かすため、出来る限り燃料の比率を高め、ナトリウムの比率を下げた概念を追及した。いま、燃料とナトリウムの占める場所を逆転させるとチューブインシェル型燃料集合体となる（Fig. 1）。このようにすれば、炉心において燃料の占める割合は50%にのぼり、ナトリウムの比率は40%以下にすることが出来る。

チューブインシェル型金属燃料集合体はシェルに充填された燃料体を上下に貫通する冷却管により冷却するものである。シェルは六角形とし、その外側の上下にはパッド部がある。燃料ロッドは円形の内孔を持つ六角柱で、その内孔をナトリウム冷却管が通る。

燃料要素間には燃料のスエリングに対応するためにギャップを設けてあり、シェル内にナトリウムを充填しそのギャップを埋めている。炉心部断面をFig. 2に示す。冷却ナトリウムは燃料集合体下部のエントランスノズルから入り、冷却管内を流れ、上部から出る。また、冷却ナトリウムはパッド部に設けた間隙を通ってシェル管の外側も冷やす。

燃料集合体には冷却管の熱膨張、スエリング、クリープなどによる伸びを吸収する工夫が必要である。その方法としてベローズ方式とスライド方式の二つを考案した。その詳細は第10.2節において述べられている。

高速炉の燃料は高燃焼度がとれるが、その限度を与える一つにFPガスによる内圧がある。20万MWD/tを狙うとすると、燃料ピンの1.5倍の長さのFPガスプレナムが必要であると言われている。しかし、個々の燃料要素の細管にFPガスバージ機構を取り付けるのは容易ではない。

このようなチューブインシェル型にすれば、集合体上部の空間はすべてガスプレナムとして利用出来、しかも、FPガスを燃料集合体毎にまとめてバージすることが出来る。従って、ピンバンドル型の場合に比べて、FPガスバージ機構の個数は格段に少なくなり、機構の大きさ、構造に大きな自由度が取れる。逆に、FPガスをバージするために、六角形の密閉型シェルを用いることが出来るとも言える。FP不活性ガス以外のFPは殆どシェル内に充填された充填ナトリウム中に捕捉される（第10.3節参照）。

シェル上部に短いFPガスプレナム部があり、上端にはFPガスバージ部を設けている。FPガスバージには2方式が考えられる。一つはFPガスをバージ部から一次冷却系のナトリウム中に放出する方式であり、もう一つはガスプレナム部から導出管により外部のFPガス処理系に導く方式である。FPガスバージについては、後節において詳述する。

### 3.2 炉内構造

炉形式はタンク型とする。1次系配管破断をなくすことができるためと、1次系にFPガスをバージする場合には、1次系ナトリウムの量が多い方が好ましいためである。従来のタンク型高速炉と異なる点は、カバーガス処理系の容量が大きくなる点のみである。このFPガス処理系はFPガス崩壊熱を除去できるものでなければならない。1次系ナトリウムにFPガスを放出する場合は、炉内上部構造については、間隙部などに対するFPガスの影響を考慮する必要がある。

FPガスを1次系ナトリウムへ放出する方式と導管により直接FPガス処理系に導出する方式のそれぞれの場合について、炉内構造物およびその配置の検討は今後行う予定であるが、その概念をそれぞれFig. 3およびFig. 4に示す。

## 4. 炉心構成

### 4.1 炉心寸法

炉心の大きさは、電気出力600-700MWeを想定して、Table 1に示すように炉心高さ1.0m、炉心半径1.3mとした。プランケットの厚さは中性子スペクトルが硬いために軸方向、半径方向ともに50cmとした。また、出力平坦化はまだ一切行っていない。

### 4.2 燃料要素ユニット（Fig. 5参照）

燃料要素ユニットは、燃料ロッド、冷却管、冷却ナトリウム、充填ナトリウムから成る。燃料

高速炉の燃料は高燃焼度がとれるが、その限度を与える一つにFPガスによる内圧がある。20万MWD/tを狙うとすると、燃料ピンの1.5倍の長さのFPガスプレナムが必要であると言われている。しかし、個々の燃料要素の細管にFPガスバージ機構を取り付けるのは容易ではない。

このようなチューブインシェル型にすれば、集合体上部の空間はすべてガスプレナムとして利用出来、しかも、FPガスを燃料集合体毎にまとめてバージすることが出来る。従って、ピンバンドル型の場合に比べて、FPガスバージ機構の個数は格段に少なくなり、機構の大きさ、構造に大きな自由度が取れる。逆に、FPガスをバージするために、六角形の密閉型シェルを用いることが出来るとも言える。FP不活性ガス以外のFPは殆どシェル内に充填された充填ナトリウム中に捕捉される（第10.3節参照）。

シェル上部に短いFPガスプレナム部があり、上端にはFPガスバージ部を設けている。FPガスバージには2方式が考えられる。一つはFPガスをバージ部から一次冷却系のナトリウム中に放出する方式であり、もう一つはガスプレナム部から導出管により外部のFPガス処理系に導く方式である。FPガスバージについては、後節において詳述する。

### 3.2 炉内構造

炉形式はタンク型とする。1次系配管破断をなくすことができるためと、1次系にFPガスをバージする場合には、1次系ナトリウムの量が多い方が好ましいためである。従来のタンク型高速炉と異なる点は、カバーガス処理系の容量が大きくなる点のみである。このFPガス処理系はFPガス崩壊熱を除去できるものでなければならない。1次系ナトリウムにFPガスを放出する場合は、炉内上部構造については、間隙部などに対するFPガスの影響を考慮する必要がある。

FPガスを1次系ナトリウムへ放出する方式と導管により直接FPガス処理系に導出する方式のそれぞれの場合について、炉内構造物およびその配置の検討は今後行う予定であるが、その概念をそれぞれFig. 3およびFig. 4に示す。

## 4. 炉心構成

### 4.1 炉心寸法

炉心の大きさは、電気出力600-700MWeを想定して、Table 1に示すように炉心高さ1.0m、炉心半径1.3mとした。プランケットの厚さは中性子スペクトルが硬いために軸方向、半径方向ともに50cmとした。また、出力平坦化はまだ一切行っていない。

### 4.2 燃料要素ユニット（Fig. 5参照）

燃料要素ユニットは、燃料ロッド、冷却管、冷却ナトリウム、充填ナトリウムから成る。燃料

ロッドは中心に円孔を有する六角柱で、その円孔に、冷却管が通り、その冷却管内を冷却ナトリウムが流れる。燃料ロッドと冷却管との間、また、燃料ロッド間には燃料のスエリングを吸収するギャップが設けられており、充填ナトリウムがそのギャップを埋めている。そのギャップは燃料のスエリングの量によって決められる。冷却管の厚さは内外の圧力差が小さいために現在の高速炉の被覆管よりも薄くできる。

Table 2 に燃料要素ユニットの寸法を示す。燃料要素ユニットの各寸法は、高い増殖比を保つつつ、増倍時間を短くする様に、いくつかの寸法の組み合わせについて検討して定めた。即ち増倍時間は、

$$1 / \{ (\text{増殖比} - 1) \cdot (\text{比出力}) \}$$

に比例するために、増殖比が 1.85 を切らない範囲で、比出力が大きくなるように線出力密度(冷却路断面積、ナトリウム流速、単位長さ当たりの燃料量により決まる)、単位断面積当たりの冷却管本数、燃料体積比を求めた。燃料集合体の六角形のシェル管内に六角形の燃料要素を配列するために、シェル管内の冷却管内の本数はある値をとびとびにとることとなる。

燃料は D.U.(0.2%) - Pu - 10% Zr 合金金属燃料とし、プルトニウムの組成は Table 3 にしめすように、高速炉燃料を再処理をしたものとした。冷却管は現在、高速炉に用いられている SUS-316 とした。また、燃料の占めるスミヤ密度は 0.75 (2 次元では 0.825) 以下に保った。

#### 4.3 燃料集合体

燃料集合体の大きさは、中に入る燃料要素ユニットの数、製作性、安全性、取り扱い、全体の燃料集合体の数を考慮して決めた。燃料集合体に関する寸法等を Table 4 に示す。シェル管などの構造材は SUS 316 とした。炉心部の組成を Table 5 に示す。

炉心部の断面は Fig. 2 の様になる。

#### 4.4 軸方向ブランケット要素

ブランケット材は D.U.(0.2%) - 10% Zr 合金とする。燃料ロッドと同じ形状でもよいし、スエリングが小さいと思われるため要素間のギャップを小さくしてもよい。さらに、Fig.6 に示すように燃料ユニット 3 個または 7 個を一つにまとめて充填ナトリウムの比率を減らしてもよい。この場合はブランケットのロッドの各層で交互にパターンを裏返して装荷すれば、全体の燃料要素が絡み合うことになる。軸方向ブランケット部の組成を Table 6 に示す。

#### 4.5 半径方向ブランケット集合体

燃料集合体と同様の構造とする。ただし、要素 1 ユニットの大きさは大きくブランケット材の比率を増す (Fig. 7 参照)。また、最外辺、角の要素は六角形の一部を切り欠いた形状とし、さらにブランケット材の充填率を高める。シェルの寸法は燃料集合体のシェルと同じにする。ブラン

シケット集合体の交換頻度はその照射量に逆比例すると思われるため、スミヤ密度は燃料集合体と同じとする。半径方向ブランケット要素の寸法および組成をTable 7に示す。

#### 4.6 原子密度

Table 8に各領域の原子密度を示す。

### 5. 炉心設計条件

炉心の設計条件をTable 9に示す。

燃料の最高許容温度は絶対温度で融点の0.85とした。また、冷却管側においては、SUS、ナトリウムとの三晶系の共晶点の温度とした。SUSの最高使用温度、冷却ナトリウムの最高温度は原型炉文殊に倣った。但し、充填ナトリウムについては、静態か緩い自然循環の状態なので、750°Cとした。燃料の熱伝導率はANLのデータ(文献1)から内挿して求めた。ナトリウムの流速は冷却管が直管であることを考えて、平均8.0 m/sec, 最高10.0 m/secとした。

燃料増殖性能については、増殖比は1.8以上、増倍時間はバッチで10年以下を狙った。

### 6. 核的解析

#### 6.1 臨界性

2次元拡散コードCITATIONにより、高速炉用70群JFS-3-J2セット(文献2)を用いて臨界計算を行った。この炉心は炉心の増殖比が1より大きいため、燃焼余裕をとる必要がない。従って、 $K_{eff}$ は運転に必要な分だけ見ておけばよい。そこで、臨界計算は、初期実効増倍係数が $K_{eff} = 1.03$ となるように行った。その結果、必要な金属燃料中のプルトニウム含有量は7.8%(富化度8.7%)となった。その時の初期増殖比は1.90である。プルトニウム富化度が0.1%変わった時の $K_{eff}$ の変化量は約0.018、増殖比の変化量は約0.015である。炉心中心における中性子スペクトルを大型MOX燃料炉心中心のスペクトルと比較してFig. 8に示す。スペクトルが非常に硬いことがわかる。特に、1KeV以下が極めて少ない。また、450 KeV近傍のO-16による散乱の影響がなくなっている。軸方向、半径方向の出力分布をそれぞれFig. 9, Fig. 10に示す。出力の平坦化は行っていない。炉心部の初期平均中性子束は $3.5 \times 10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ 、炉心中心の初期最高中性子束は $8.8 \times 10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ である。先に述べたように出力平坦化はまだ行っていない。

シケット集合体の交換頻度はその照射量に逆比例すると思われるため、スミヤ密度は燃料集合体と同じとする。半径方向ブランケット要素の寸法および組成をTable 7に示す。

#### 4.6 原子密度

Table 8に各領域の原子密度を示す。

### 5. 炉心設計条件

炉心の設計条件をTable 9に示す。

燃料の最高許容温度は絶対温度で融点の0.85とした。また、冷却管側においては、SUS、ナトリウムとの三晶系の共晶点の温度とした。SUSの最高使用温度、冷却ナトリウムの最高温度は原型炉文殊に倣った。但し、充填ナトリウムについては、静態か緩い自然循環の状態なので、750°Cとした。燃料の熱伝導率はANLのデータ(文献1)から内挿して求めた。ナトリウムの流速は冷却管が直管であることを考えて、平均8.0 m/sec、最高10.0 m/secとした。

燃料増殖性能については、増殖比は1.8以上、増倍時間はバッチで10年以下を狙った。

### 6. 核的解析

#### 6.1 臨界性

2次元拡散コードCITATIONにより、高速炉用70群JFS-3-J2セット(文献2)を用いて臨界計算を行った。この炉心は炉心の増殖比が1より大きいため、燃焼余裕をとる必要がない。従って、 $K_{eff}$ は運転に必要な分だけ見ておけばよい。そこで、臨界計算は、初期実効増倍係数が $K_{eff} = 1.03$ となるように行った。その結果、必要な金属燃料中のプルトニウム含有量は7.8%(富化度8.7%)となった。その時の初期増殖比は1.90である。プルトニウム富化度が0.1%変わった時の $K_{eff}$ の変化量は約0.018、増殖比の変化量は約0.015である。炉心中心における中性子スペクトルを大型MOX燃料炉心中心のスペクトルと比較してFig. 8に示す。スペクトルが非常に硬いことがわかる。特に、1KeV以下が極めて少ない。また、450 KeV近傍のO-16による散乱の影響がなくなっている。軸方向、半径方向の出力分布をそれぞれFig. 9, Fig. 10に示す。出力の平坦化は行っていない。炉心部の初期平均中性子束は $3.5 \times 10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ 、炉心中心の初期最高中性子束は $8.8 \times 10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ である。先に述べたように出力平坦化はまだ行っていない。

シケット集合体の交換頻度はその照射量に逆比例すると思われるため、スミヤ密度は燃料集合体と同じとする。半径方向ブランケット要素の寸法および組成をTable 7に示す。

#### 4.6 原子密度

Table 8に各領域の原子密度を示す。

### 5. 炉心設計条件

炉心の設計条件をTable 9に示す。

燃料の最高許容温度は絶対温度で融点の0.85とした。また、冷却管側においては、SUS、ナトリウムとの三晶系の共晶点の温度とした。SUSの最高使用温度、冷却ナトリウムの最高温度は原型炉文殊に倣った。但し、充填ナトリウムについては、静態か緩い自然循環の状態なので、750°Cとした。燃料の熱伝導率はANLのデータ(文献1)から内挿して求めた。ナトリウムの流速は冷却管が直管であることを考えて、平均8.0 m/sec、最高10.0 m/secとした。

燃料増殖性能については、増殖比は1.8以上、増倍時間はバッチで10年以下を狙った。

### 6. 核的解析

#### 6.1 臨界性

2次元拡散コードCITATIONにより、高速炉用70群JFS-3-J2セット(文献2)を用いて臨界計算を行った。この炉心は炉心の増殖比が1より大きいため、燃焼余裕をとる必要がない。従って、 $K_{eff}$ は運転に必要な分だけ見ておけばよい。そこで、臨界計算は、初期実効増倍係数が $K_{eff} = 1.03$ となるように行った。その結果、必要な金属燃料中のプルトニウム含有量は7.8%(富化度8.7%)となった。その時の初期増殖比は1.90である。プルトニウム富化度が0.1%変わった時の $K_{eff}$ の変化量は約0.018、増殖比の変化量は約0.015である。炉心中心における中性子スペクトルを大型MOX燃料炉心中心のスペクトルと比較してFig. 8に示す。スペクトルが非常に硬いことがわかる。特に、1KeV以下が極めて少ない。また、450KeV近傍のO-16による散乱の影響がなくなっている。軸方向、半径方向の出力分布をそれぞれFig. 9, Fig. 10に示す。出力の平坦化は行っていない。炉心部の初期平均中性子束は $3.5 \times 10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ 、炉心中心の初期最高中性子束は $8.8 \times 10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ である。先に述べたように出力平坦化はまだ行っていない。

## 6.2 反応度係数

### 6.2.1 Doppler係数

Doppler係数はCITATIONコードを用いて600 °Cおよび1,000 °Cの実効増倍係数の変化から求めた。その結果をTable 10に示す。実効増倍係数の変化は $-1.39 \times 10^{-3}$ であるため、Doppler係数は、

$$-3.57 \times 10^{-3} T (dk / dT)$$

となる。スペクトルが非常に硬いためにDoppler係数は文殊に比べて約40%小さい。

### 6.2.2 密度係数

炉心領域から燃料、ナトリウム、SUS-316をそれぞれ1%希釈した場合の実効増倍係数をCITATIONコードによって求めた値と同じくTable 10に示す。これらの値から各物質の密度係数を求めることが出来る。

### 6.2.3 溫度係数

#### a) 燃 料

この計算は拡散均質計算であるため、燃料の膨張は軸方向のみしか効かない。燃料の線膨張数を $3.0 \times 10^{-6} / {}^\circ\text{K}$ とすれば、燃料合金そのものの熱膨張による反応度変化は、

$$-7.56 \times 10^{-7} \Delta k / k / {}^\circ\text{C}$$

となる。

#### b) ナトリウム

##### i) ナトリウムの排除

燃料が膨張すれば充填ナトリウムを排除することとなる。その1燃料集合体ユニット中ににおける変化量は燃料の面膨張( $6.0 \times 10^{-6} / {}^\circ\text{K}$ )から $-7.99 \times 10^{-6}$ となる。

##### ii) ナトリウムの導入

冷却管が膨張するためにナトリウムが導入される。SUS-316の線膨張係数を $18.5 \times 10^{-6} / {}^\circ\text{K}$ とすれば、面膨張からナトリウムの増える変化量は、

$$17.08 \times 10^{-6} / {}^\circ\text{K}$$

となる。

##### iii) ナトリウムの膨張

この温度領域におけるナトリウムの体膨張係数は $2.9 \times 10^{-4} / {}^\circ\text{K}$ である。

以上からナトリウムの密度変化は合計すれば、

$$-2.81 \times 10^{-4} / {}^\circ\text{K}$$

である。従って反応度変化は、

$$+ 9.55 \times 10^{-6} \Delta k / k / {}^\circ C$$

となる。

### c) SUS-316

燃料と同様に軸方向の伸びのみを考慮する。SUS-316の線膨張係数は、 $18.5 \times 10^{-6} / {}^\circ K$ であるから、反応度変化は $+ 0.59 \times 10^{-6} \Delta k / k / {}^\circ C$ となる。

## 6.2.4 炉心膨張係数

### a) 軸 方 向

軸方向に炉心が1 cm伸びたときの $K_{eff}$ は、CITATIONでの計算によれば、1.0322933となる。従って、その時の反応度変化は $+ 1.199 \Delta k / k$ である。よって、燃料が伸びたことによる軸方向膨張温度係数は $+ 0.360 \times 10^{-6} \Delta K / K / {}^\circ C$ となる。

### b) 半 径 方 向

半径方向に炉心が1 cm伸びた時の反応度変化は、軸方向の値からバックリングの変化量の比、

$$(j_o / \pi)^2 \{ (R^{-2} - R_o^{-2}) / (H^{-2} - H_o^{-2}) \}$$

から類推できて、

$$3.31 \times 10^{-4} \Delta k / k$$

となる。半径方向の伸びは、支持板による伸びであるから、SUS-316の線膨張係数 $18.5 \times 10^{-6} / {}^\circ K$ から、

$$+ 0.796 \times 10^{-6} \Delta k / k / {}^\circ C$$

となる。

## 6.2.5 炉心支持板温度係数

炉心支持板の熱膨張によって燃料集合体が半径方向に分散し、反応度変化を生ずる。その温度係数を炉心支持板温度係数という。ここでは上下支持板とも一様に半径方向に同じ幅だけ拡がったとして、近似的に均質拡散計算の結果からこれを求めるところとなる。

### a) 燃 料 の 分 散

SUS-316の面膨張は $37.0 \times 10^{-6} / {}^\circ K$ であるため、支持板の膨張により燃料集合体が分散することによる反応度の変化は、

$$- 2.521 \times 10^{-5} \times 10^2 / {}^\circ C \times 37.0 \times 10^{-3} \Delta k / k = - 9.33 \times 10^{-6} \Delta k / k / {}^\circ C$$

となる。

### b) SUSの分散

SUSの分散については同様に行えば、反応度の変化は $- 1.18 \times 10^{-7} \Delta k / k / {}^\circ C$ となる。

## c) ナトリウムの導入

燃料集合体が分散することにより、その間にナトリウムが導入され、シェル間ナトリウムが増えることとなる。このことによるナトリウムの変化量のナトリウム全体に対する割合は、

$$( \text{シェル間ナトリウム組成比} / \text{全ナトリウム組成比} ) \cdot \text{SUS面膨張率}$$

となるため、反応度変化は、

$$( 4.89\% / 38.42\% ) \times 37.0 \times 10^{-6} \times 10^2 / {}^\circ\text{K} \times -3.40 \times 10^{-4} = \\ -1.60 \times 10^{-7} \Delta k / k / {}^\circ\text{C}$$

となる。

以上の合計から炉心支持板温度係数は、

$$-9.61 \times 10^{-6} \Delta k / k / {}^\circ\text{C}$$

となる。

これらは近似計算であって、炉心上部の方が温度上昇分だけ余計に拡がるといいういわゆるフーリングについてはその形状を模擬した多次元計算が必要である。

## 6.2.6 ナトリウムボイド係数

すべてのナトリウムが炉心部から失われたときの反応度の変化は $-3.68\% \Delta k / k$ である。炉心部の燃料集合体の装荷本数は234本であるから、中心の燃料集合体のすべてのナトリウムを喪失したときの反応度変化は炉心領域におけるインポータンスがフラットすれば、炉心領域の平均中性子束と中心における中性子束との比から $+3.9 \times 10^{-4} \Delta k / k$ となる。ただし、チューブインシェル型燃料集合体においては、燃料が高温となってナトリウムボイドが発生するとなれば、先ず、充填ナトリウムからであろうから、実際には、この約40%の反応度の変化が初めて起こることになる。

反応度係数に関する予備的な結果をまとめるとTable 11のようになる。全体としては、負の反応度係数となる。燃料合金中のガスハブルの膨張による効果は入っていない。

何らかの原因で燃料中での反応が増えた後の反応度変化の入り方を時間を追って見てみると、  
1) 燃料温度上昇 - ドップラー効果、燃料膨張、2) 充填ナトリウムの排除、3) 充填ナトリウム温度上昇、4) 冷却ナトリウムの温度上昇、5) 炉心支持板の温度上昇、という順序になろう。この一連の現象の初期にはドップラー効果が効き、後半では炉心支持板膨張が効くことになろう。

冷却能力が低下した場合は、1) 冷却ナトリウムの温度上昇、2) 充填ナトリウムの温度上昇、3) 燃料温度の上昇、となり初期におけるナトリウム温度係数と燃料のドップラー効果および膨張の効果との競争過程を時系列的に追う必要がある。これらは今後の検討課題である。

## 7. 热流動解析

### 7.1 チューブインシェル型燃料要素ユニットセルの熱流動解折手法

Fig. 11にチューブインシェル型燃料要素ユニットセルを示す。このユニットの熱流動解析として、Fig. 12に示した1/6セクターを対象とした。

冷却ナトリウムと冷却管表面との熱伝導率としては、次に示す修正Lyonの式を用いた。

$$N_u = 7.0 + 0.025 (\phi \cdot P_e)^{0.8} \quad (1)$$

ただし、

$N_u$  : ヌッセルト数 ( $= h d_c / \lambda$ )

$h$  : 热伝導率

$d_c$  : 冷却管内径

$\lambda$  : ナトリウムの热伝導率

$\phi$  : 係数 ( $= 0.5$ )

$P_e$  : ペクレ数 ( $= R_e \cdot P_r$ )

$R_e$  : レイノルズ数 ( $= u d_c / \nu$ )

$P_r$  : プラントル数 ( $= \rho \cdot C_p \cdot \nu / \lambda$ )

$u$  : 流速

$\nu$  : ナトリウムの動粘性係数

$C_p$  : 定圧比熱

$\rho$  : 密度

冷却管および燃料と冷却管との間の充填ナトリウムにおける热伝導は、円周方向は均一と仮定し、1次元热伝導方程式を解くことにより求めた。燃料の部分においては、Fig. 12に示すように、正三角形ノードに分割を行い、热エネルギーバランス計算を行った。実際の計算では、最外周の燃料辺1辺を18ノード以上に分割するような正三角形ノードを用いた。Fig. 13に正三角形ノードのエネルギーバランスの概念図を示す。温度 $T_i$ のノードにおけるエネルギーバランスの式は、図中、破線六角形のコントロールボリュームに対して、

$$Q \Delta Z \sqrt{3} / 2 \cdot \ell^2 = \sqrt{3} / 2 \cdot \ell \Delta Z (\sum_{i=1,6} q_i) \quad (2)$$

ただし、

$Q$  : 単位体積当たりの発热量

$\ell$  : 正三角ノードの一辺の長さ

$\Delta Z$  : 燃料要素軸方向分割長さ

また、 $q_i$  はコントロールボリューム各辺での流出熱量であり、

$$q_i = \lambda_i (T_o - T_i) / \ell \quad (3)$$

ここで、 $\lambda_i$  は温度  $(T_o + T_i) / 2$  における熱料の熱伝導率である。

計算では、各ノードに式(2)を適用し、繰り返し計算によって収束値を求めた。

## 7.2 使用した物性値

この解析には次の物性値を用いた。

### 1) 冷却管

$$\lambda = 13.2 + 1.3 \times 10^{-2} T \quad (\text{W} / \text{m}^{\circ}\text{C})$$

### 2) ナトリウム

$$\lambda = 91.8 - 4.9 \times 10^{-2} T \quad (\text{W} / \text{m}^{\circ}\text{C})$$

$$C_p = 1.43 \times 10^3 - 5.8 \times 10^{-1} T + 4.62 \times 10^{-4} T^2 \quad (\text{J} / \text{kg}^{\circ}\text{C})$$

$$\rho = 9.5 \times 10^2 - 2.3 \times 10^{-1} T - 1.46 \times 10^{-5} T^2 + 5.64 \times 10^{-9} T^3 \quad (\text{kg} / \text{m}^3)$$

$$\mu = 1.24 \times 10^{-5} \rho^{1/3} e \times p \{ 0.697 \rho / (T + 273.15) \} \quad T \leq 500^{\circ}\text{C} \quad (\text{NS} / \text{m}^2)$$

$$8.51 \times 10^{-6} \rho^{1/3} e \times p \{ 1.04 \rho / (T + 273.15) \} \quad T > 500^{\circ}\text{C} \quad (\text{NS} / \text{m}^2)$$

### 3) 燃料

$$\lambda = 6.00 + 4.69 \times 10^{-2} T - 2.05 \times 10^{-5} T^2 \quad (\text{W} / \text{m}^{\circ}\text{C})$$

ただし、

$\lambda$  : 熱伝導率

$C_p$  : 定圧比熱

$\rho$  : 密度

$\mu$  : 粘性係数

$T$  : 温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

## 7.3 解析結果

第5節で述べた設計条件のもとで、Fig. 14に示す軸方向出力分布にもとづき熱流動解析を行い、除熱可能な最高平均線出力密度を求めた。冷却ナトリウムの流速は、冷却管が直管であることを考慮して平均  $8 \text{ m} / \text{sec}$  とした。

Fig. 15に解析結果の1例を示す。解析結果から除熱可能な最高平均線出力密度は470 W / cm, 温度上昇は220 °Cとなることがわかった。この炉心解析における半径方向のピーキングファクターは出力平坦化を行っていないため、それを行ったとして、1.4とすれば、流量調整により、ほぼ上記の平均線出力は取れると思われる。また、冷却ナトリウムの流速を10 m / secとすれば、平均線出力密度は530 W / cmに上がり、温度上昇は200 °Cとなる。この解析においては、冷却ナトリウムの入り口温度は400 °Cであるが、もう50 °C程度下げたほうが良いかもしれない。今後、出力平坦化を含め、熱流動特性の最適化を進める予定である。

## 8. 燃焼解析と増殖性

熱流動解析により炉心平均出力密度は350 kW / ℓ, 炉熱出力は1,860 MW<sub>th</sub>とすることができることが分かった。そこで、コードPHENIXにより臨界計算と同一の群定数を用いて燃焼解析を行い、燃料生産性を調べた。解析結果をTable 12に示す。

初期の増殖比は1.90である。最初から300日の連続運転で生産されるプルトニウムの量は406 kgである。そのまま運転を続けて600日が経過すると754 kgができることがある。中心の燃料集合体が $5 \times 10^{23}$  nvtの照射を受けるのは、約660日であるから、600日サイクルで燃料を交換するとすると754 kgのプルトニウムを1サイクルでつくれることとなる。

炉心の燃焼が進むにつれて、 $K_{eff}$ が300日で0.028, 600日で0.0049増加することになる。交換した燃料は次のサイクルにそのまま使える。反応度を調整する手段としては、中性子経済からは、吸収によるのではなく、炉心部からの中性子のリークによることが望ましい。燃料体の出入で調整できれば理想的である。

増倍時間は年間300日連続運転とすると、6.1年である。

## 9. 標準炉心

以上のような検討結果から、プルトニウム標準炉心はTable 13に示すようになる。

## 10. FPガスページ

### 10.1 FPガスページの機能

従来のピン型燃料の燃焼度に対する制約の一つはピンのFPガスプレナムにおけるFPガスの

Fig. 15に解析結果の1例を示す。解析結果から除熱可能な最高平均線出力密度は470 W / cm, 温度上昇は220 °Cとなることがわかった。この炉心解析における半径方向のピーキングファクターは出力平坦化を行っていないため、それを行ったとして、1.4とすれば、流量調整により、ほぼ上記の平均線出力は取れると思われる。また、冷却ナトリウムの流速を10 m / secとすれば、平均線出力密度は530 W / cmに上がり、温度上昇は200 °Cとなる。この解析においては、冷却ナトリウムの入り口温度は400 °Cであるが、もう50 °C程度下げたほうが良いかもしれない。今後、出力平坦化を含め、熱流動特性の最適化を進める予定である。

## 8. 燃焼解析と増殖性

熱流動解析により炉心平均出力密度は350 kW / l, 炉熱出力は1,860 MW<sub>th</sub>とすることができることが分かった。そこで、コードPHENIXにより臨界計算と同一の群定数を用いて燃焼解析を行い、燃料生産性を調べた。解析結果をTable 12に示す。

初期の増殖比は1.90である。最初から300日の連続運転で生産されるプルトニウムの量は406 kgである。そのまま運転を続けて600日が経過すると754 kgができることがある。中心の燃料集合体が $5 \times 10^{23}$ nvtの照射を受けるのは、約660日であるから、600日サイクルで燃料を交換するとすると754 kgのプルトニウムを1サイクルでつくれることとなる。

炉心の燃焼が進むにつれて、 $K_{eff}$ が300日で0.028, 600日で0.0049増加することになる。交換した燃料は次のサイクルにそのまま使える。反応度を調整する手段としては、中性子経済からは、吸収によるのではなく、炉心部からの中性子のリークによることが望ましい。燃料体の出入で調整できれば理想的である。

倍増時間は年間300日連続運転とすると、6.1年である。

## 9. 標準炉心

以上のような検討結果から、プルトニウム標準炉心はTable 13に示すようになる。

## 10. FPガスページ

### 10.1 FPガスページの機能

従来のピン型燃料の燃焼度に対する制約の一つはピンのFPガスプレナムにおけるFPガスの

Fig. 15に解析結果の1例を示す。解析結果から除熱可能な最高平均線出力密度は470 W / cm, 温度上昇は220 °Cとなることがわかった。この炉心解析における半径方向のピーキングファクターは出力平坦化を行っていないため、それを行ったとして、1.4とすれば、流量調整により、ほぼ上記の平均線出力は取れると思われる。また、冷却ナトリウムの流速を10 m / secとすれば、平均線出力密度は530 W / cmに上がり、温度上昇は200 °Cとなる。この解析においては、冷却ナトリウムの入り口温度は400 °Cであるが、もう50 °C程度下げたほうが良いかもしれない。今後、出力平坦化を含め、熱流動特性の最適化を進める予定である。

## 8. 燃焼解析と増殖性

熱流動解析により炉心平均出力密度は350 kW / l, 炉熱出力は1,860 MW<sub>th</sub>とすることができることが分かった。そこで、コードPHENIXにより臨界計算と同一の群定数を用いて燃焼解析を行い、燃料生産性を調べた。解析結果をTable 12に示す。

初期の増殖比は1.90である。最初から300日の連続運転で生産されるプルトニウムの量は406 kgである。そのまま運転を続けて600日が経過すると754 kgができることがある。中心の燃料集合体が $5 \times 10^{23}$  nvtの照射を受けるのは、約660日であるから、600日サイクルで燃料を交換するとすると754 kgのプルトニウムを1サイクルでつくれることとなる。

炉心の燃焼が進むにつれて、 $K_{eff}$ が300日で0.028, 600日で0.0049増加することになる。交換した燃料は次のサイクルにそのまま使える。反応度を調整する手段としては、中性子経済からは、吸収によるのではなく、炉心部からの中性子のリークによることが望ましい。燃料体の出入で調整できれば理想的である。

倍増時間は年間300日連続運転とすると、6.1年である。

## 9. 標準炉心

以上のような検討結果から、プルトニウム標準炉心はTable 13に示すようになる。

## 10. FPガスページ

### 10.1 FPガスページの機能

従来のピン型燃料の燃焼度に対する制約の一つはピンのFPガスプレナムにおけるFPガスの

Fig. 15に解析結果の1例を示す。解析結果から除熱可能な最高平均線出力密度は470 W / cm, 温度上昇は220 °Cとなることがわかった。この炉心解析における半径方向のピーキングファクターは出力平坦化を行っていないため、それを行ったとして、1.4とすれば、流量調整により、ほぼ上記の平均線出力は取れると思われる。また、冷却ナトリウムの流速を10 m / secとすれば、平均線出力密度は530 W / cmに上がり、温度上昇は200 °Cとなる。この解析においては、冷却ナトリウムの入り口温度は400 °Cであるが、もう50 °C程度下げたほうが良いかもしれない。今後、出力平坦化を含め、熱流動特性の最適化を進める予定である。

## 8. 燃焼解析と増殖性

熱流動解析により炉心平均出力密度は350 kW / ℓ, 炉熱出力は1,860 MW<sub>th</sub>とすることができることが分かった。そこで、コードPHENIXにより臨界計算と同一の群定数を用いて燃焼解析を行い、燃料生産性を調べた。解析結果をTable 12に示す。

初期の増殖比は1.90である。最初から300日の連続運転で生産されるプルトニウムの量は406 kgである。そのまま運転を続けて600日が経過すると754 kgができることがある。中心の燃料集合体が $5 \times 10^{23}$  nvtの照射を受けるのは、約660日であるから、600日サイクルで燃料を交換するとすると754 kgのプルトニウムを1サイクルでつくれることとなる。

炉心の燃焼が進むにつれて、 $K_{eff}$ が300日で0.028, 600日で0.0049増加することになる。交換した燃料は次のサイクルにそのまま使える。反応度を調整する手段としては、中性子経済からは、吸収によるのではなく、炉心部からの中性子のリークによることが望ましい。燃料体の出入で調整できれば理想的である。

倍増時間は年間300日連続運転とすると、6.1年である。

## 9. 標準炉心

以上のような検討結果から、プルトニウム標準炉心はTable 13に示すようになる。

## 10. FPガスページ

### 10.1 FPガスページの機能

従来のピン型燃料の燃焼度に対する制約の一つはピンのFPガスプレナムにおけるFPガスの

内圧である。そのため、高燃焼 ( $\sim 200 \text{ GWD} / \text{t}$ )を達成しようとすれば、燃料部分の長さ以上の長さのガスプレナムが必要と言われている。これは、炉内構造物の高さに大きな影響を与える。FPガスバージを行えばガスプレナム部の長さを大幅に減少出来る可能性がある。また、圧力境界になる材料についてはクリープについての条件が緩やかになる。また、冷却管等の厚さを薄くすることが出来る。

一方、FPガスバージを行うとカバーガス処理系の容量を大きくする必要が出て来る。FP不活性ガスの崩壊熱の除去にも考慮する必要がある。また、炉心上部構造物についてカバーガスに対する遮蔽も考慮しなければならない。

今後、検討すべき課題としては、FPガスバージを行う場合の安全性についての考え方である。後に述べるように、FP不活性ガス以外のFPに対するナトリウムの捕捉率は極めて高いが、1次系ナトリウム中にFPガスをバージする場合は、燃料集合体が完全に密閉されているとは言えない。従って、これを多重バリヤの一つが破られていると見るか、あるいは、密封ピン型燃料のようにFP内圧の上昇による被覆管のクリープや破損の心配がないことから、むしろ安全性は上がったと見るかは、今後、議論すべき所である。

## 10.2 FP ガスバージ / チューブインシェル型燃料集合体の構造

FPガスバージ / チューブインシェル型燃料集合体においては、冷却管中を流れるナトリウムはシェル内の充填ナトリウムと分離されていなければならぬ。冷却管の燃料集合体における両端を密封すれば、温度の上昇によるシェルと冷却管または冷却管どうしの伸縮の差が生ずることに対する対応が必要である。これがチューブインシェル型燃料集合体の設計上のキーポイントである。冷却管の熱伸びを吸収する方式としては、二つの方式を提案した。一つは、冷却管下部（低温側）をベローズにして熱伸びを吸収する方式であり、もう一つは冷却管上部をFPガスバージ機構を兼ねたスライド式にする方式である。

### 10.2.1 ベローズ方式

Fig. 16 にベローズ方式の燃料集合体を示す。冷却管の坐屈を避けるために炉心部の適当な個所（温度が燃料—ナトリウム—SUS の共晶点以下の場所）に SUS の冷却管保持板を挟めば、ベローズの長さは 15 cm 程度でよい。現在、開発が進められている HT-9 などのフェライト鋼を用いれば、ベローズは不要となるかもしれない。

### 10.2.2 スライド方式

Fig 17 にスライド方式の燃料集合体を示す。また、その原理図を Fig 18 および Fig. 19 に示す。上部で外側に折り曲げられた冷却管は、上部グリッド板に取り付けられた固定案内管に沿って温度の上下に従ってスライドする。冷却管の外に折り曲げられた部分は充填ナトリウムから出て来る FP ガスのプレナムとなる。上部プレナムの体積はガスの温度変化に伴う圧力変化および冷却材圧力変化に対応できるだけあればよい。予備的な検討では、プレナム部の長さは約 20 cm あればよいことがわかっている。1 次系圧力の設計条件を加味して今後その長さを確定する。

### 10.3 充填ナトリウム中へのFPのトラップ

FPのナトリウムの中へのトラップは高速炉の安全性に関連して、これまで相當に検討されている。詳しくは例えば文献(3)を参照されたい。非常に大まかに言って、不活性ガスはすべて放出され、他は溶解するか、沈着し、外部に対しては $10^{-3}$ 以上の減少率となる。従って、現在、燃料ピンの破損率を0.1%として評価しているので、冷却ナトリウム中への放出率は、ほぼ、同レベルとなるのではないかと考えられる。詳細な検討は今後に行う予定である。

## 11. ピンバンドル型炉心との増殖性の比較

高速増殖炉の性能は、その製作費、建設費から見て、燃料集合体の寿命中に、または、炉の寿命中に生産されるプルトニウムの量により評価されてよい。

従来のピンバンドル型炉心と増殖性を比較するために、Fig 20にその格子ユニットを示すようなコンパクトな金属燃料炉(半径1.0m、高さ1.0m)を考え、これについて解析を行った。ピンバンドル型炉心組成をTable 14に示す。Table 15にその解析結果を示す。ピンバンドル型は、増殖比はこのような稠密な炉心を想定しても1.73とチューブインシェル型に比べて小さい。通常、ピンバンドル型金属燃料高速炉の増殖比は1.5-1.6と言われている。ただし、比出力は冷却ナトリウムの占める割合が大きいために、Pu-239、-241について0.98MW/kgと大きい。チューブインシェル型の標準炉心では0.76MW/kgである。直接の燃焼解析はピンバンドル型については行っていないため、燃料消費量から年間300日運転として増倍時間計算すると、4.4年となる。同様な計算を先に述べたチューブインシェル型標準炉心について行うと、その増倍時間は4.6年となる。両者の増倍時間はほぼ同じとなるが、燃料集合体および炉容器寿命がいずれも中性子照射の積分量で決まるところすれば、ピンバンドル型は出力密度が426kW/lであり、チューブインシェル型の350kW/lに比べて高いために、燃料集合体の寿命がその比だけ短いと考えられる。燃料集合体寿命期間中の燃料生産量は同一出力の炉については、チューブインシェル型のほうが、ほぼ、(増殖比-1)の比の分だけ大きくなる。増殖比に重きを置くか、比出力に重きを置くかは設計方針によるが、制御棒を入れるなど、実際に炉心設計を進めていくにつれて、現在の解析値から増殖比はそれぞれ小さくなっていくものと予測されるため、チューブインシェル型とピンバンドル型の(増殖比-1)の比はさらに大きくなり、燃料寿命中、さらには炉寿命中におけるプルトニウム生産量の差は大きくなっていくと思われる。

### 10.3 充填ナトリウム中へのFPのトラップ

FPのナトリウムの中へのトラップは高速炉の安全性に関連して、これまで相當に検討されている。詳しくは例えば文献(3)を参照されたい。非常に大まかに言って、不活性ガスはすべて放出され、他は溶解するか、沈着し、外部に対しては $10^{-3}$ 以上の減少率となる。従って、現在、燃料ピンの破損率を0.1%として評価しているので、冷却ナトリウム中への放出率は、ほぼ、同レベルとなるのではないかと考えられる。詳細な検討は今後に行う予定である。

## 11. ピンバンドル型炉心との増殖性の比較

高速増殖炉の性能は、その製作費、建設費から見て、燃料集合体の寿命中に、または、炉の寿命中に生産されるプルトニウムの量により評価されてよい。

従来のピンバンドル型炉心と増殖性を比較するために、Fig 20にその格子ユニットを示すようなコンパクトな金属燃料炉(半径1.0m、高さ1.0m)を考え、これについて解析を行った。ピンバンドル型炉心組成をTable 14に示す。Table 15にその解析結果を示す。ピンバンドル型は、増殖比はこのような稠密な炉心を想定しても1.73とチューブインシェル型に比べて小さい。通常、ピンバンドル型金属燃料高速炉の増殖比は1.5-1.6と言われている。ただし、比出力は冷却ナトリウムの占める割合が大きいために、Pu-239、-241について0.98MW/kgと大きい。チューブインシェル型の標準炉心では0.76MW/kgである。直接の燃焼解析はピンバンドル型については行っていないため、燃料消費量から年間300日運転として増倍時間計算すると、4.4年となる。同様な計算を先に述べたチューブインシェル型標準炉心について行うと、その増倍時間は4.6年となる。両者の増倍時間はほぼ同じとなるが、燃料集合体および炉容器寿命がいずれも中性子照射の積分量で決まるところすれば、ピンバンドル型は出力密度が426kW/lであり、チューブインシェル型の350kW/lに比べて高いために、燃料集合体の寿命がその比だけ短いと考えられる。燃料集合体寿命期間中の燃料生産量は同一出力の炉については、チューブインシェル型のほうが、ほぼ、(増殖比-1)の比の分だけ大きくなる。増殖比に重きを置くか、比出力に重きを置くかは設計方針によるが、制御棒を入れるなど、実際に炉心設計を進めていくにつれて、現在の解析値から増殖比はそれぞれ小さくなっていくものと予測されるため、チューブインシェル型とピンバンドル型の(増殖比-1)の比はさらに大きくなり、燃料寿命中、さらには炉寿命中におけるプルトニウム生産量の差は大きくなっていくと思われる。

## 12. FPガスパージ / チューブインシェル型 金属燃料集合体の長所と短所および課題

FPガスパージ / チューブインシェル型金属燃料集合体の長所、短所および課題をまとめると次になる。

### (1) 長 所

燃料の比率を高め、ナトリウム、構造材の比率を低められる。従って、

- 1) 中性子スペクトルが非常に硬く、高い増殖比が得られる。さらに低濃縮ウラン炉心でもPu増殖が図れる。また、TRU消滅処理に応用できる。
  - 2) 低いPu富化度または低濃縮ウランで済む。
  - 3) 中性子経済が良くなる。
  - 4) 燃焼用の余剰反応度が不要である。
  - 5) 集合体全体でまとめてFPガスを処理できるためFPガスパージがし易い。
- FPガスパージを行う。従って、
- 6) 燃焼度はFPガス内圧上昇による制約は受けない。
  - 7) 長いFPガスプレナムは不要となる。
  - 8) 冷却管厚さを薄くできる。

### (2) 短 所

チューブインシェル型としては、

- 1) 燃料集合体の冷却管の一つに欠陥が生じても、その集合体を交換する必要がある。
- 2) 燃料集合体内の最高温度が充填ナトリウムの沸点で抑えられる。
- 3) 燃料集合体の冷却管の熱伸びを吸収する方法を考える必要がある。ただし、これは可能である。

FPガスパージについては、

- 4) FPガス処理系の容量を大きくする必要がある。ただし、再処理時においては軽減される。
- 5) 炉内上部構造についてFPガスに対する遮蔽を考慮する必要がある。

### (3) 課 題

- 1) FPガスパージに関する安全性評価。

## 13. 低濃縮金属ウラン高速増殖炉

これまで見て来たように、チューブインシェル型金属燃料集合体を用いれば、プルトニウム炉心において極めて高い増殖比が得られることがわかった。そこで、金属ウランを用いてもプルトニウム増殖が図られるのではないかと予測し、プルトニウム標準炉心と全く同じ炉心構成として、

## 12. FPガスパージ / チューブインシェル型 金属燃料集合体の長所と短所および課題

FPガスパージ / チューブインシェル型金属燃料集合体の長所、短所および課題をまとめると次になる。

### (1) 長 所

燃料の比率を高め、ナトリウム、構造材の比率を低められる。従って、

- 1) 中性子スペクトルが非常に硬く、高い増殖比が得られる。さらに低濃縮ウラン炉心でもPu増殖が図れる。また、TRU消滅処理に応用できる。
  - 2) 低いPu富化度または低濃縮ウランで済む。
  - 3) 中性子経済が良くなる。
  - 4) 燃焼用の余剰反応度が不要である。
  - 5) 集合体全体でまとめてFPガスを処理できるためFPガスパージがしやすい。
- FPガスパージを行う。従って、
- 6) 燃焼度はFPガス内圧上昇による制約は受けない。
  - 7) 長いFPガスプレナムは不要となる。
  - 8) 冷却管厚さを薄くできる。

### (2) 短 所

チューブインシェル型としては、

- 1) 燃料集合体の冷却管の一つに欠陥が生じても、その集合体を交換する必要がある。
- 2) 燃料集合体内の最高温度が充填ナトリウムの沸点で抑えられる。
- 3) 燃料集合体の冷却管の熱伸びを吸収する方法を考える必要がある。ただし、これは可能である。

FPガスパージについては、

- 4) FPガス処理系の容量を大きくする必要がある。ただし、再処理時においては軽減される。
- 5) 炉内上部構造についてFPガスに対する遮蔽を考慮する必要がある。

### (3) 課 題

- 1) FPガスパージに関する安全性評価。

## 13. 低濃縮金属ウラン高速増殖炉

これまで見て来たように、チューブインシェル型金属燃料集合体を用いれば、プルトニウム炉心において極めて高い増殖比が得られることがわかった。そこで、金属ウランを用いてもプルトニウム増殖が図られるのではないかと予測し、プルトニウム標準炉心と全く同じ炉心構成として、

その臨界性、燃焼特性を調べた。その結果、チューブインシェル型金属燃料集合体を用いれば、低濃縮（約 10 %）ウランによっても高速増殖炉が成立することがわかった。

独立な 2 つの 2 次元拡散計算 CITATION および PHENIX による臨界計算の結果を Table 16 に示す。また、PHENIX による燃焼解析結果を Table 17 に示す。

7.8 % Pu - 82.5 % U - 10.0 % Zr 炉心の Pu - 239, Pu - 241 の装荷量はそれぞれ 1,976 kg, 482 kg であるから、Pu の反応度価値が U の 1.5 倍とすれば、この U 炉心への補給する Pu の他に、U 炉心と同じ大きさ Pu 炉心に要する Pu を生産するのに必要な日数は、

$$\{ 2,458 / (552 - 454 \times 2 / 3) \} \times 300 \text{ 日} = 2,961 \text{ 日}$$

となり、年間 300 日荷動として 9.9 年で生産できる。

さらに、燃焼にともなって低濃縮 U を U 炉心に新たに補給すれば、新たな Pu 炉心に必要なプルトニウムは年間 300 日連続運転すれば、4.4 年で生産できることとなる。従来のピンバンドル型ではこのような増殖を図ることはむずかしいと思われる。このように、チューブインシェル型金属燃料によれば、低濃縮ウランによっても充分プルトニウム増殖を図ることは、非常に大きな意味を持つ。即ち、プルトニウム増殖路線は低濃縮ウランから出発できるということである。10 数 % まで濃縮可能な濃縮プラントがあれば、それを元に効率的にプルトニウムを生産し、ウラン資源の有効利用という高速炉本来の使命を果たすことができる。最初のウラン炉心をプルトニウム炉心に変えていくのであれば、初期装荷の低濃縮ウランだけ輸入すればよい。もしも、これらの高速炉群を共通の金属燃料再処理施設とともに、1 サイト内に設ければ、そのサイトの外には、プルトニウムの移動はないことになる。

## 14. 新概念高速増殖炉群

これまで見てきたように、チューブインシェル型金属燃料集合体を用いた高速炉は増殖比は極めて高い。増倍時間は実効で 7 - 8 年である。また、燃料の占める割合が大きいために、富化度が小さくてすむ。Table 18 にまとめたように、この概念の高速炉によれば、炉の寿命中にプルトニウムを 5 - 6 炉心分生産することが出来よう。さらに、燃料を低濃縮ウラン（11 %）としても炉心は成立し、増殖比は約 1.2 となる。ウラン炉心自身への損耗分の補給のほかに、同規模のプルトニウム炉心をつくるのに必要なプルトニウムは約 10 年で生産できそうである。また、各サイクルごとに外部から低濃縮ウランを補給すれば、炉の寿命中にプルトニウムを 6 - 8 炉心分生産することが出来よう。これらの炉で高速炉群をつくった場合の燃料の流れを Fig. 21 に示す。また、燃料再処理 / 製造工場のみならず、低濃縮ウランをつくる濃縮工場を Fig. 22 に示すように併置すれば、ウラン燃料から出発して、外部とプルトニウムの出入のない高速炉群パークをつくることができよう。

その臨界性、燃焼特性を調べた。その結果、チューブインシェル型金属燃料集合体を用いれば、低濃縮（約 10 %）ウランによっても高速増殖炉が成立することがわかった。

独立な 2 つの 2 次元拡散計算 CITATION および PHENIX による臨界計算の結果を Table 16 に示す。また、PHENIX による燃焼解析結果を Table 17 に示す。

7.8 % Pu - 82.5 % U - 10.0 % Zr 炉心の Pu - 239, Pu - 241 の装荷量はそれぞれ 1,976 kg, 482 kg であるから、Pu の反応度値が U の 1.5 倍とすれば、この U 炉心への補給する Pu の他に、U 炉心と同じ大きさ Pu 炉心に要する Pu を生産するのに必要な日数は、

$$\{ 2,458 / (552 - 454 \times 2 / 3) \} \times 300 \text{ 日} = 2,961 \text{ 日}$$

となり、年間 300 日荷動として 9.9 年で生産できる。

さらに、燃焼にともなって低濃縮 U を U 炉心に新たに補給すれば、新たな Pu 炉心に必要なプルトニウムは年間 300 日連続運転すれば、4.4 年で生産できることとなる。従来のピンバンドル型ではこのような増殖を図ることはむずかしいと思われる。このように、チューブインシェル型金属燃料によれば、低濃縮ウランによっても充分プルトニウム増殖を図ることは、非常に大きな意味を持つ。即ち、プルトニウム増殖路線は低濃縮ウランから出発できるということである。10 数 % まで濃縮可能な濃縮プラントがあれば、それを元に効率的にプルトニウムを生産し、ウラン資源の有効利用という高速炉本来の使命を果たすことができる。最初のウラン炉心をプルトニウム炉心に変えていくのであれば、初期装荷の低濃縮ウランだけ輸入すればよい。もしも、これらの高速炉群を共通の金属燃料再処理施設とともに、1 サイト内に設ければ、そのサイトの外には、プルトニウムの移動はないことになる。

## 14. 新概念高速増殖炉群

これまで見てきたように、チューブインシェル型金属燃料集合体を用いた高速炉は増殖比は極めて高い。増倍時間は実効で 7 - 8 年である。また、燃料の占める割合が大きいために、富化度が小さくてすむ。Table 18 にまとめたように、この概念の高速炉によれば、炉の寿命中にプルトニウムを 5 - 6 炉心分生産することが出来よう。さらに、燃料を低濃縮ウラン（11 %）としても炉心は成立し、増殖比は約 1.2 となる。ウラン炉心自身への損耗分の補給のほかに、同規模のプルトニウム炉心をつくるのに必要なプルトニウムは約 10 年で生産できそうである。また、各サイクルごとに外部から低濃縮ウランを補給すれば、炉の寿命中にプルトニウムを 6 - 8 炉心分生産することが出来よう。これらの炉で高速炉群をつくった場合の燃料の流れを Fig. 21 に示す。また、燃料再処理 / 製造工場のみならず、低濃縮ウランをつくる濃縮工場を Fig. 22 に示すように併置すれば、ウラン燃料から出発して、外部とプルトニウムの出入のない高速炉群パークをつくることができよう。

## 15. 今後の検討課題

今回の検討は、FPガスバージ／チューブインシェル型金属燃料高速炉について、その成立性および基本的特性について行ったものである。この概念は、現在のMOX燃料大型高速炉の持つ経済性および燃料増殖性についての課題を解決する糸口を与えるものと期待出来る。今後の検討課題としては、次のような項目がある。

1. 炉心出力平坦化を含めた最適化。
2. 炉内構造物とその配置の検討。
3. 安全性に関する課題の摘出。
4. モデルによるFPガスバージ／チューブインシェル型燃料集合体の実証試験。

## 16. おわりに

現在、高速炉開発は世界的に見て、きわめて重大な時期にかかっている。高速炉を本格的に開発していくという姿勢を示しているのは、フランス、ソ連それに日本のみであるといってよい。しかし、初めに述べたように、高速炉の置かれている状況は厳しい。日本における原子力開発についての社会的合意は、日本におけるエネルギー資源の乏しさから、その相当部分を高速増殖炉の実現に負うていることに留意する必要がある。高速増殖炉の夢を消してはいけないのである。高速炉はその原点たる増殖性に立ち戻って、眞の高速増殖炉でなければならない。高速炉の増殖性が留意されることに、少しでも本研究が役立てば幸いである。

## 謝辞

本研究を進めるにあたって、有益なコメントと激励を頂いた能沢理事に深く感謝するものであります。また、金属燃料に関して、いろいろ御教示を頂いた半田プルトニウム燃料研究室長にお礼を申し上げます。さらに、様々な討議をしていただいた新型炉検討特別チームの方々に謝意を表します。併せて、本研究について、いろいろと御支援下さった金子原子炉工学部長に感謝いたします。

また、燃料集合体を中心として、検討頂いた三菱原子力工業株式会社の方々に厚く御礼申し上げます。さらに、FPガスバージに関してコメントを頂戴した株式会社東芝の方々に感謝いたします。

## 15. 今後の検討課題

今回の検討は、FPガスバージ／チューブインシェル型金属燃料高速炉について、その成立性および基本的特性について行ったものである。この概念は、現在のMOX燃料大型高速炉の持つ経済性および燃料増殖性についての課題を解決する糸口を与えるものと期待出来る。今後の検討課題としては、次のような項目がある。

1. 炉心出力平坦化を含めた最適化。
2. 炉内構造物とその配置の検討。
3. 安全性に関する課題の摘出。
4. モデルによるFPガスバージ／チューブインシェル型燃料集合体の実証試験。

## 16. おわりに

現在、高速炉開発は世界的に見て、きわめて重大な時期にかかっている。高速炉を本格的に開発していくという姿勢を示しているのは、フランス、ソ連それに日本のみであるといってよい。しかし、初めに述べたように、高速炉の置かれている状況は厳しい。日本における原子力開発についての社会的合意は、日本におけるエネルギー資源の乏しさから、その相当部分を高速増殖炉の実現に負うていることに留意する必要がある。高速増殖炉の夢を消してはいけないのである。高速炉はその原点たる増殖性に立ち戻って、眞の高速増殖炉でなければならない。高速炉の増殖性が留意されることに、少しでも本研究が役立てば幸いである。

## 謝辞

本研究を進めるにあたって、有益なコメントと激励を頂いた能沢理事に深く感謝するものであります。また、金属燃料に関して、いろいろ御教示を頂いた半田プルトニウム燃料研究室長にお礼を申し上げます。さらに、様々な討議をしていただいた新型炉検討特別チームの方々に謝意を表します。併せて、本研究について、いろいろと御支援下さった金子原子炉工学部長に感謝いたします。

また、燃料集合体を中心として、検討頂いた三菱原子力工業株式会社の方々に厚く御礼申し上げます。さらに、FPガスバージに関してコメントを頂戴した株式会社東芝の方々に感謝いたします。

## 15. 今後の検討課題

今回の検討は、FPガスバージ／チューブインシェル型金属燃料高速炉について、その成立性および基本的特性について行ったものである。この概念は、現在のMOX燃料大型高速炉の持つ経済性および燃料増殖性についての課題を解決する糸口を与えるものと期待出来る。今後の検討課題としては、次のような項目がある。

1. 炉心出力平坦化を含めた最適化。
2. 炉内構造物とその配置の検討。
3. 安全性に関する課題の摘出。
4. モデルによるFPガスバージ／チューブインシェル型燃料集合体の実証試験。

## 16. おわりに

現在、高速炉開発は世界的に見て、きわめて重大な時期にかかっている。高速炉を本格的に開発していくという姿勢を示しているのは、フランス、ソ連それに日本のみであるといってよい。しかし、初めに述べたように、高速炉の置かれている状況は厳しい。日本における原子力開発についての社会的合意は、日本におけるエネルギー資源の乏しさから、その相当部分を高速増殖炉の実現に負うていることに留意する必要がある。高速増殖炉の夢を消してはいけないのである。高速炉はその原点たる増殖性に立ち戻って、眞の高速増殖炉でなければならない。高速炉の増殖性が留意されることに、少しでも本研究が役立てば幸いである。

## 謝辞

本研究を進めるにあたって、有益なコメントと激励を頂いた能沢理事に深く感謝するものであります。また、金属燃料に関して、いろいろ御教示を頂いた半田プルトニウム燃料研究室長にお礼を申し上げます。さらに、様々な討議をしていただいた新型炉検討特別チームの方々に謝意を表します。併せて、本研究について、いろいろと御支援下さった金子原子炉工学部長に感謝いたします。

また、燃料集合体を中心として、検討頂いた三菱原子力工業株式会社の方々に厚く御礼申し上げます。さらに、FPガスバージに関してコメントを頂戴した株式会社東芝の方々に感謝いたします。

## 文 献

- (1) M.C.Billone et al, Status of Fuel Element Modeling Codes for Metallic Fuels, Proceeding of the International Conference on Reliable Fuel for Liquid Metal Reactors, Sept. 7 - 11, 1986, Tucson, Arizona, p. 5 - 77, 1986.
- (2) H.Takano and Y.Ishiguro, "Production and Benchmark Test of Group Constant Set, JFS-3J2", JAERI-M 82 - 135 (1982)
- (3) M.BERLIN, E.de MONTAIGNAC, J.DUFRESNE and G.GEISS, Evaluation of the Sodium Retention Factors for Fission Products and Fuel, Proceedings of the LMFBR Safety, Topical Meeting, Vol 3, pp. 369 - 380, Paris, SFEN, 1982.

Table 1 炉心寸法

炉心半径	1.3	m
炉心高さ	1.0	m
軸方向ブランケット厚さ	50	cm
半径方向ブランケット厚さ	50	cm

Table 2 燃料要素ユニット寸法 (Fig. 5 参照)

ユニット対辺距離	11.34	mm
冷却管内半径	2.75	mm
冷却管外半径	3.00	mm
燃料体孔半径	3.40	mm
燃料体対辺距離	11.00	mm
燃料体長さ	検討の上、決まる長さ	

Table 3 装荷プルトニウム同位元素組成

Pu組成 (従来の大型高速炉燃料と同じ)

Pu - 239	58 %
Pu - 240	24 %
Pu - 241	14 %
Pu - 242	4 %

Table 4 燃料集合体ユニット寸法

燃料要素集合体最外対辺距離	150.69 mm
シェル管対内辺距離	151.69 mm
シェル管対外辺距離	157.69 mm
ユニット対辺距離	161.69 mm
パッド部厚さ	3.00 mm
冷却管本数	169 本

Table 5 燃料領域の組成

i) 燃料要素ユニット	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
燃 料	68.47	61.48
冷 却 管	4.51	4.05
冷却ナトリウム	23.76	21.33
内側充填ナトリウム	8.05	7.23
外側充填ナトリウム	6.58	5.91
ユ ニ ッ ト	111.37	

ii) 燃料集合体ユニット	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
燃 料	11,571.43	51.11
冷 却 管	762.19	3.37
シ ェ ル 管	1,607.55	7.10
冷却ナトリウム	4,015.44	17.74
内側充填ナトリウム	1,360.45	6.01
外側充填ナトリウム	2,217.61	9.79
シェル間冷却ナトリウム	1,106.36	4.89
ユ ニ ッ ト	22,641.07	

## iii) 炉心材料組成

(参 考)

ピンバンドル型(第11節参照)

燃 料	51 %	38 %
S U S	11 %	16 %
ナトリウム	38 %	46 %

Table 6 軸方向ブランケット領域の組成

## 1) 炉心部分と同構成の場合（1要素ユニット）

炉心部分と同じ。但し、燃料はブランケット材（80%D.U.-10%Zr）となる。

## 2) 3要素ユニットまとめ (Fig. 6 参照)

	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
ブランケット材	11,939.91	52.74
冷却管	762.19	3.37
シェル管	1,607.55	7.10
冷却ナトリウム	4,015.44	17.74
内側充填ナトリウム	1,360.45	6.01
外側充填ナトリウム	1,849.13	8.17
シェル間冷却ナトリウム	1,106.36	4.89
ユニット	22,641.07	

## 3) 7要素ユニットまとめ

	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
ブランケット材	12,203.11	53.90
冷却管	762.19	3.37
シェル管	1,607.55	7.10
冷却ナトリウム	4,015.44	17.74
内側充填ナトリウム	1,360.45	6.01
外側充填ナトリウム	1,585.93	7.00
シェル間冷却ナトリウム	1,106.36	4.89
ユニット	22,641.07	

Table 7 半径方向ブランケット領域の寸法と組成 (Fig. 7 参照)

## 1) 半径方向ブランケットユニット寸法

	mm
ユニット対辺距離	24.86
冷却管内半径	2.75
冷却管外半径	3.00
ブランケット体孔半径	3.80
ブランケット体対辺距離	23.10
ブランケット体長さ	検討の上、決まる長さ

## 2) ブランケット集合体ユニット寸法

燃料集合体と同じ

## 3) ブランケット要素ユニットの組成

	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
ブランケット材	416.76	77.87
冷却管	4.51	0.84
冷却ナトリウム	23.76	4.44
内側充填ナトリウム	17.09	3.19
外側充填ナトリウム	73.10	13.66
ユニット	535.22	
スミヤ密度	0.822	

## 4) 半径方向ブランケット集合体ユニット

	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
ブランケット材	14,033.76	61.98
冷却管	156.87	0.74
シェル管	1,607.55	7.10
冷却ナトリウム	879.12	3.88
内側充填ナトリウム	632.33	2.79
外側充填ナトリウム	4,215.04	18.62
シェル間冷却ナトリウム	1,106.36	4.89
ユニット	22,641.07	

Table 8 チューブインシェル型 (11.34 mm ピッチ) 各領域原子密度 (cm<sup>-3</sup>)

核種	燃料領域 (7.8%)	軸方向ブランケット			半径方向 ブランケット	反射体領域
		1ユニット	3ユニット	7ユニット		
949	9. 3790-4	—	—	—	—	—
940	3. 8805-4	—	—	—	—	—
941	2. 2638-4	—	—	—	—	—
942	6. 4664-5	—	—	—	—	—
235	3. 3944-5	3. 7310-5	3. 8500-5	3. 9347-5	4. 5245-5	—
238	1. 6938-2	1. 8461-2	1. 9050-2	1. 9469-2	2. 2387-2	—
40	5. 3612-3	5. 3612-3	5. 5324-3	5. 6541-3	6. 5017-3	—
24	1. 6019-3	1. 6019-3	1. 6019-3	1. 6019-3	1. 1995-3	1. 3430-2
25	1. 3820-4	1. 3820-4	1. 3820-3	1. 3820-4	1. 0349-4	—
26	5. 9574-3	5. 9574-3	5. 9574-3	5. 9574-4	4. 4610-3	4. 7900-2
28	1. 1308-3	1. 1308-3	1. 1308-3	1. 1308-3	8. 4672-4	6. 1890-3
42	1. 1580-4	1. 1580-4	1. 1580-4	1. 1580-4	9. 4864-5	—
11	8. 3122-3	8. 3122-3	7. 9694-3	7. 7075-3	6. 4589-3	4. 5610-3

Table 9 炉心の設計条件

## 1. 材 料

燃 料	D U ( 0.2 %) - Pu - 10 % Zr 合金
ブランケット材	D U ( 0.2 %) - 10 % Zr
冷 却 管	S U S 316
シェル管	S U S 316

Pu 組成 (従来の大型高速炉燃料と同じ)

Pu - 239	58 %
Pu - 240	24 %
Pu - 241	14 %
Pu - 242	4 %

## 2. 温度等設計条件

## 燃料最高使用温度

融点から決まる温度	858 °C
燃料融点	1,057 °C
融点 / 最高使用温度	0.85
S U Sとの共存性から決まる温度	725 °C (但し, Pu 19 %の場合)
S U S最高使用温度	675 °C (文殊と同じ)
冷却ナトリウム最高温度	659 °C (文殊と同じ)
充填ナトリウム最高温度	750 °C
燃料熱伝導率	0.263 W / cm ° K (600 °C, Pu 8 %)
平均冷却ナトリウム流速	検討により決まる値 (標準炉心では 8.0 m / sec)

Table 10 Doppler 効果および密度変化による実効増倍係数の変化

条 件	$K_{\text{eff}}$
基準炉心 (873 °K)	1.031057
1,273 °K炉心	1.029667
各組成 1% 希釈	
燃 料	1.028458
ナトリウム	1.031407
SUS-316	1.031386
炉心領域ナトリウムボイド	1.069017
軸方向炉心 1 cm 膨張	1.032293

Table 11 反 応 度 係 数

ドップラー係数, $T dk / dT$	$-3.57 \times 10^{-3}$
温度係数, $10^{-6} \Delta k / k / {}^\circ C$	
ドップラー温度係数 (600 °C)	-4.09
燃料温度係数	-0.76
ナトリウム温度係数	+9.55
構造材温度係数	+0.59
炉心支持板温度係数	-9.61
軸方向炉心膨張温度係数	+0.37
半径方向炉心膨張温度係数	+1.74
合 計	-2.21

1 炉心燃料集合体最大ボイド反応度,  $\Delta k / k = 3.9 \times 10^{-4}$

Table 12 チューブインシェル型プルトニウム標準炉心の燃焼特性

燃焼日数, 日	0	300	600
MWD / tHM	0	13,805	27,719
K <sub>eff</sub>	1.0315	1.0600	1.0805
増殖比			
炉心	1.440	1.313	1.221
軸方向ブランケット	0.294	0.282	0.274
半径方向ブランケット	0.165	0.157	0.151
合計	1.898	1.752	1.647
同位元素存在量 (kg)*			
炉心			
U-235	70	58	50
U-236	0	2	4
U-238	35,542	34,760	33,032
Pu-239	1,976	2,252	2,458
Pu-240	822	826	834
Pu-241	482	392	326
Pu-242	138	146	148
Am-241	0	18	30
U-236	0	2	4
軸方向ブランケット			
U-235	82	78	76
U-238	40,750	40,602	40,456
Pu-239	0	140	272
半径方向ブランケット			
U-235	176	174	174
U-238	88,214	88,130	88,050
Pu-239	0	80	156
U-235 減少量 (kg)			
炉心	0	12	20
ブランケット	0	6	8
合計	0	18	28
Pu-241 減少量 (kg)			
炉心	0	90	156
Pu-239 増加量 (kg)			
炉心	0	276	482
ブランケット	0	220	428
合計	0	496	910
中性子束 ( $10^{15} n/cm^2 \cdot sec$ )			
炉心	平均 3.53 中心 8.76	3.37 8.34	3.26 8.04
軸方向ブランケット	平均 0.517	0.514	0.515
半径方向ブランケット	平均 0.134	0.131	0.128

\* 計算は 1 / 2 炉心について行い、結果を 2 倍したものである。

Table 13 プルトニウム標準炉心

炉 心			
炉心半径	1.3	m	
炉心高さ	1.0	m	
ブランケット厚さ	50	cm	
燃料要素			
ユニットセル ピッチ	11.34	mm	
冷却管内径	2.75	mm	
冷却管外径	3.00	mm	
燃料棒内孔径	3.40	mm	
燃料对外辺距離	11.00	mm	
燃料組成			
Pu	7.8	%	
D.U.(0.2%)	82.2	%	
Zr	10.0	%	
Pu 富化度	8.7	%	
燃料集合体			
ユニット ピッチ	161.69	mm	
シェル对外辺距離	157.69	mm	
シェル対内辺距離	151.69	mm	
燃料要素数	169		
炉心部燃料集合体数	234	体	
炉心部冷却管本数	39,546	本	
炉心組成			
燃 料	51.11	%	
冷 却 管	3.37	%	
シ ェ ル 管	7.10	%	
冷却ナトリウム	17.74	%	
内側充填ナトリウム	6.01	%	
外側充填ナトリウム	9.79	%	
シェル間冷却ナトリウム	4.89	%	
燃料装荷量			
金属燃料量	43,328	kg	
Pu, DU装荷量	39,028	kg	
Pu 装荷量	3,416	kg	
Pu - 239, - 241 装荷量	2,456	kg	
出 力			
充填ナトリウム最高温度	750	°C	
冷却ナトリウム平均流速	8.0	m / sec	
冷却ナトリウム入口温度	400	°C	
冷却ナトリウム出口温度	620	°C	
冷却管平均線出力密度	470	W / cm	
熱 出 力	1,860	MW t h	
出 力 密 度	350	kW / ℓ	
電 気 出 力	725	MWe	
K <sub>eff</sub>	1.032		
初期増殖比	1.90		
300 日連続運転 Pu - 239, Pu - 241 生産量	406	kg	
増倍時間 (年間 300 日運転, 燃焼解析による)	6.1	年	

Table 14 (a) ラッパー管つき 8 mm直徑ピン格子燃料集合体の構成

## i) 尺寸法 (Fig. 20 参照)

	mm		mm
燃料ピン半径	4.00	ラッパー管対内辺距離	150.7
被覆管内半径	4.65	ラッパー管対外辺距離	156.7
被覆管外半径	5.00	ユニット対辺距離	160.7
スペイサーワイヤ			
直 径	1.32	燃料要素本数	169 本
被覆管間隔	1.40		
格子ピッチ	11.40		
燃料スミヤ密度	0.74		

## ii) 材料

燃 料	DU (0.25) - Pu - 10% Zr
被 覆 管	SUS-316
ラッパー管	SUS-316

## iii) 燃料集合体ユニット構成要素の面積と比率

	面積, mm <sup>2</sup>	比率, %
燃 料	8,495.6	37.9
被 覆 管	1,793.1	8.02
スペイサーワイヤー	231.3*	1.03
ラッパー管	1,597.3	7.14
冷却ナトリウム	7,263.4	32.48
充填ナトリウム	2,984.5	13.34
ユニット	22,365	

\* 巻きの効果は無視。

Table 14 (b) ラッパー管付き半径方向ブランケット構成

## i) 尺 度

	mm		
ブランケットピン半径	7.46	ラッパー管	
被覆管内半径	8.54	燃料集合体と同じ	
被覆管外半径	8.89		
格子ピッチ	18.78	要素ユニット本数	61 本
スミヤ密度	0.8		

## ii) 材 料

ブランケット材	90 % DU (0.2 %) - 10 % Zr
被 覆 管	SUS-316
ラッパー管	SUS-316

## iii) 半径方向ブランケット集合体ユニット構成要素の面積と比率

	面 積 mm <sup>2</sup>	比 率 %
ブランケット材	11,185.6	50.01
被 覆 管	1,168.2	5.22
スペースワイヤ	47.9*	0.21
ラッパー管	1,597.3	7.14
充填ナトリウム	2,790.8	12.48
冷却ナトリウム	5,575.3	24.93
ユ ニ ッ ト	22,365	

\* 巻きの効果は無視。

Table 14 (c) 8 mm Ø ピン格子炉心の原子密度 (cm<sup>-3</sup>)

核種	燃 料 領 域 (Pu 10 %)	軸 方 向 ブランケット	半 径 方 向 ブランケット	反 射 体 領 域	N a 領 域
949	8.8023-4	—	—	—	—
940	3.6417-4	—	—	—	—
941	2.1244-4	—	—	—	—
942	6.0708-5	—	—	—	—
235	2.9694-5	2.7732-5	3.6507-5	—	—
238	1.2199-2	1.3722-2	1.8064-2	—	—
40	3.9852-3	3.9842-3	5.2460-3	—	—
24	2.0181-3	2.0181-3	1.9232-3	1.343-2	—
25	1.7411-4	1.7411-4	1.6592-4	—	—
26	7.5051-3	7.5051-3	7.1523-3	4.790-2	—
28	1.4245-3	1.4245-3	1.3576-3	6.189-3	—
42	1.5960-4	1.5960-4	1.5210-4	—	—
11	9.9001-3	9.9001-3	8.0730-3	4.5606-3	2.1790-2

Table 15 直径 8 mm ピンバンドル型炉心特性

炉心組成, %	
燃 料	37.99
S U S	16.19
ナトリウム	45.82
富化度, %	11.1
$K_{eff}$	1.038
増殖比	1.732
(うち, 炉心領域)	(1.134)
燃料装荷量, kg	18,977
Pu 装荷量, kg	1,898
Pu - 239, 241 装荷量, kg	1,367
平均線出力密度, W / cm	564
燃料要素ユニット数, 本	23,739
熱出力, MWt	1,339
電気出力, MWe	522
年間燃料消費(300日換算), kg	426
Pu - 239, 241 増倍時間, 日	1,319
増倍時間, 年	
バッチ(300日換算)	4.4*
Pu - 239, 241	
年間増殖量, kg	311
年間炉心蓄積量, kg	57
炉心富化度年間変化量, %	10.0 → 10.4
(Δk / k)	2.3
年間燃焼度, GWD / t, Pu	202

\* 燃焼計算を行っていないため、増殖比および比出力から求めた値。

同様な計算を行えば、チューブインシェル型標準炉心の場合は増倍時間は4.6年となる。

Table 16 チューブインシェル型低濃縮ウラン炉心の臨界性および増殖比

炉 心 高 さ	1.0 m
半 径	1.3 m
ブランケット厚さ	50 cm
燃 料	EU - 10% Zr
ウラン濃縮度	10.4%

	CITATION	PHENIX
$K_{eff}$	1.033	1.033
初期増殖比	1.178	1.177

Table 17 チューブインシェル型低濃縮金属ウラン炉心の燃焼特性

燃焼日数, 日	0	300	600
MWD / tHM	0	11,564	23,213
K <sub>eff</sub>	1.033	1.046	1.057
増殖比			
炉心	0.860	0.857	0.855
軸方向ブランケット	0.200	0.205	0.208
半径方向ブランケット	0.116	0.118	0.120
合計	1.177	1.180	1.184
同位元素存在量 (kg)*			
炉心			
U-235	3,990	3,536	3,132
U-236	0	88	166
U-238	34,756	34,248	33,746
Pu-239	0	396	742
Pu-240	0	4	14
軸方向ブランケット			
U-235	82	80	78
U-238	40,372	40,270	40,164
Pu-239	0	98	194
半径方向ブランケット			
U-235	200	198	196
U-238	99,780	99,720	99,660
Pu-239	0	58	114
U-235 減少量 (kg)			
炉心	0	454	858
ブランケット	0	4	8
合計	0	458	866
Pu-239 増加量 (kg)			
炉心	0	396	742
ブランケット	0	156	308
合計	0	552	1,050
中性子束 (10 <sup>15</sup> n / cm <sup>2</sup> · sec)			
炉心	平均	2.42	2.43
	中心	5.94	5.94
軸方向ブランケット	平均	0.371	0.380
半径方向ブランケット	平均	0.090	0.091

\* 計算は1/2炉心について行い、結果を2倍したものである。

Table 18 金属燃料炉心の特性

	増殖比	増倍時間	炉寿命中の Pu生産量(炉心分)
大型MOX燃料炉心	1.2 ~ 1.25	30 ~ 40年	1
ピンバンドル型金属燃料炉心	1.6 ~ 1.7	6 ~ 7年	4 ~ 5
チューブインシェル型金属燃料炉心			
Pu炉心 (富化度 8.5 %)	1.8 ~ 1.9	6 ~ 7年	5 ~ 6
低濃縮ウラン炉心 (濃縮度 11 %)		~ 10年 (生産したPuをU炉心に補給) ~ 6年 (E.U.を外部から補給)	3 ~ 4 6 ~ 8

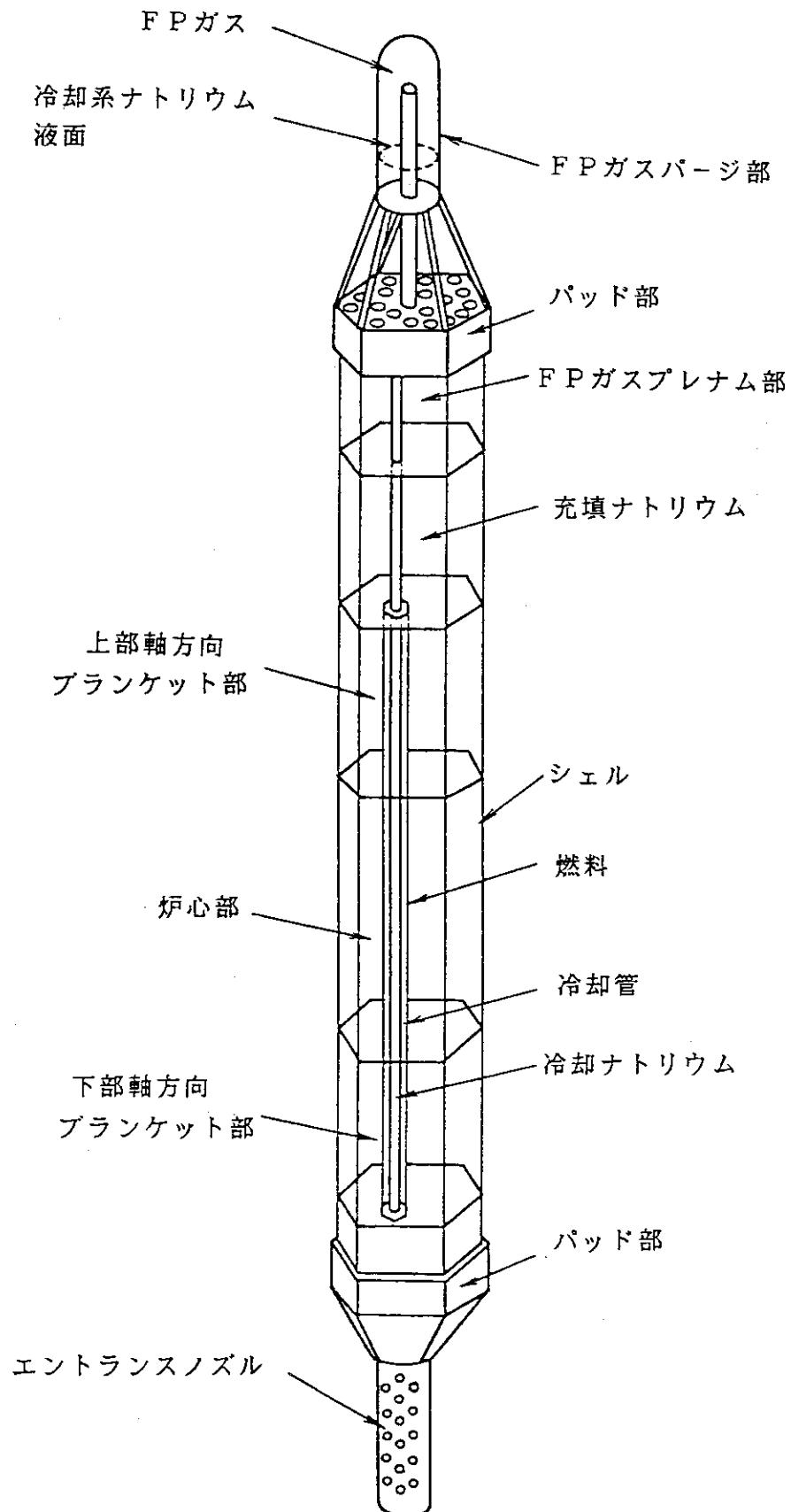


Fig. 1 FPガスバージ / チューブインシェル型燃料集合体概念図

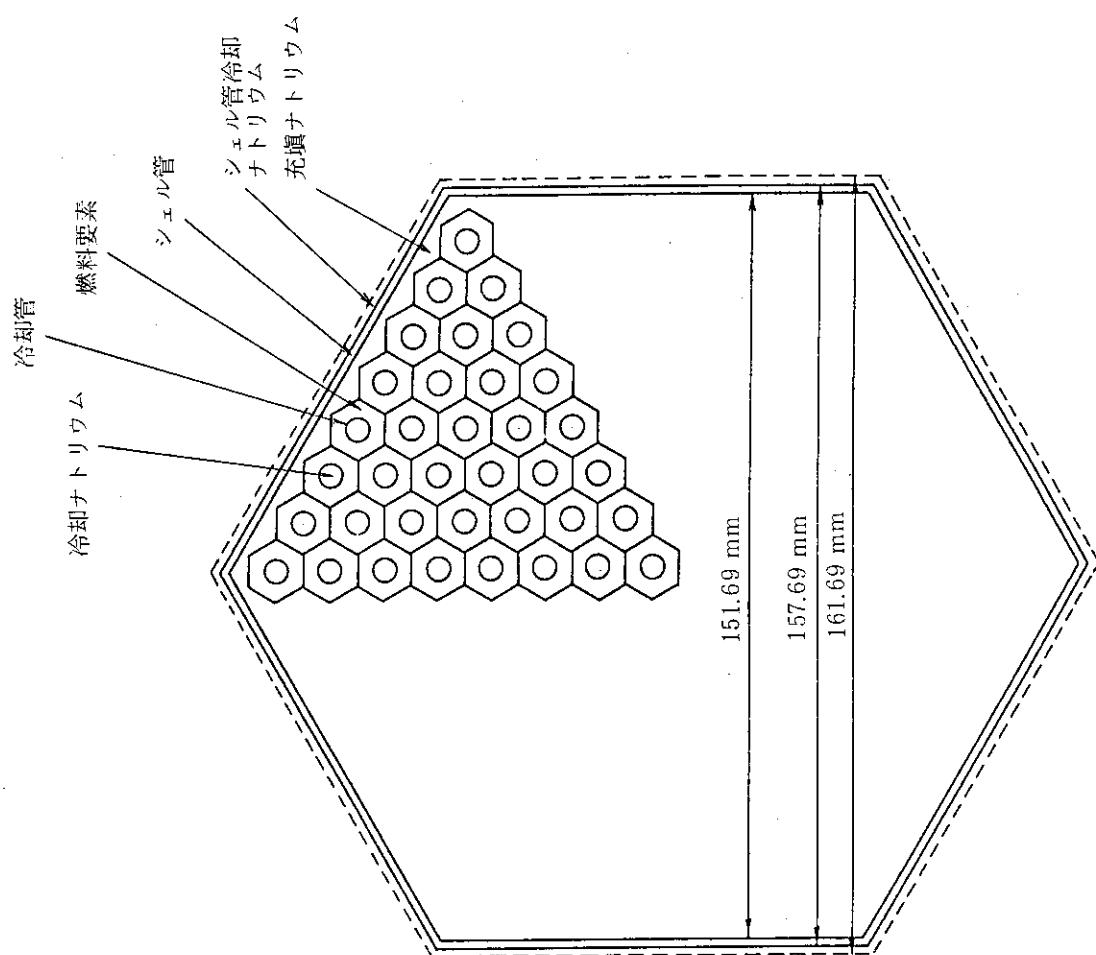
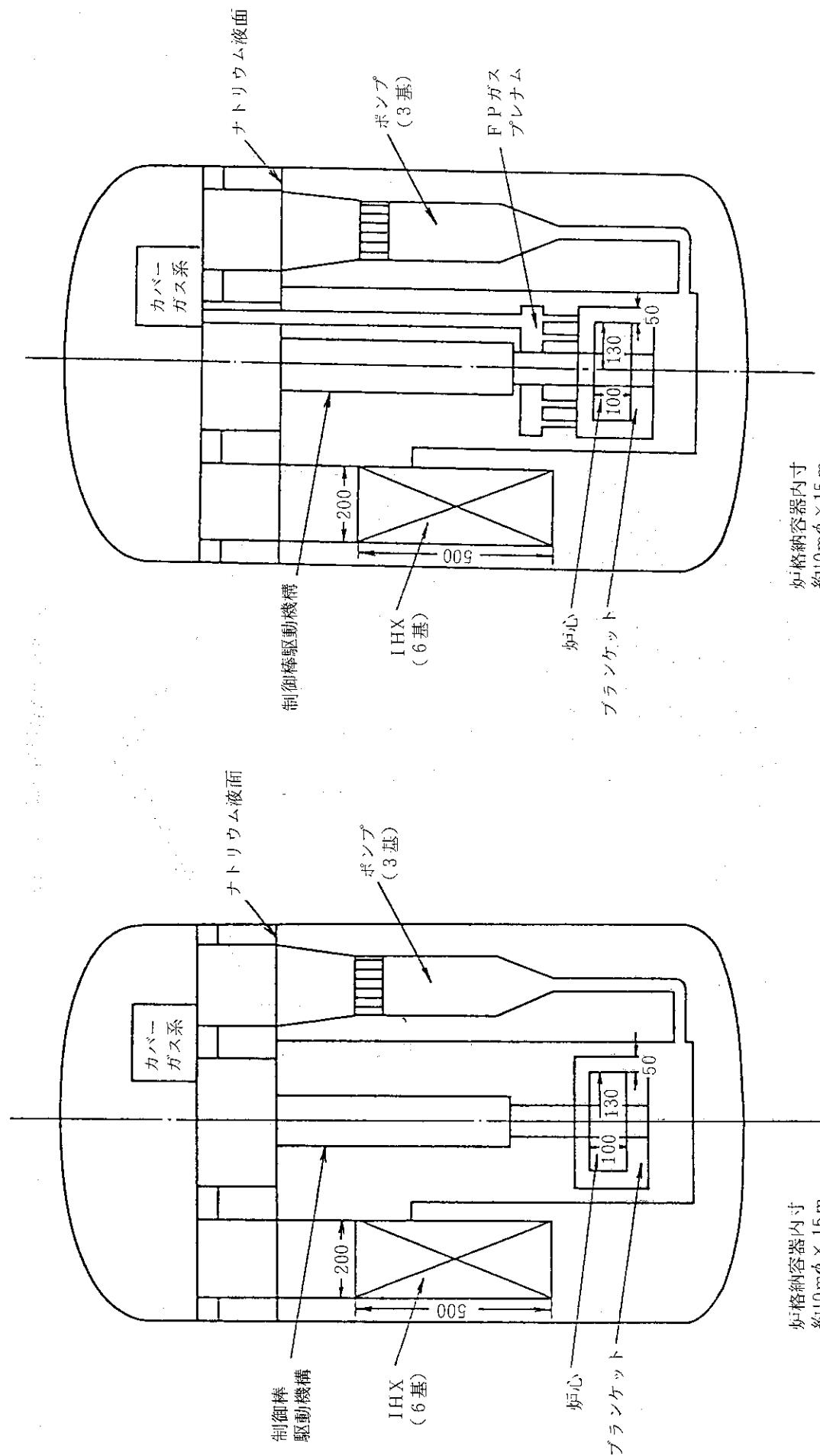


Fig. 2 燃料集合体炉心部断面図



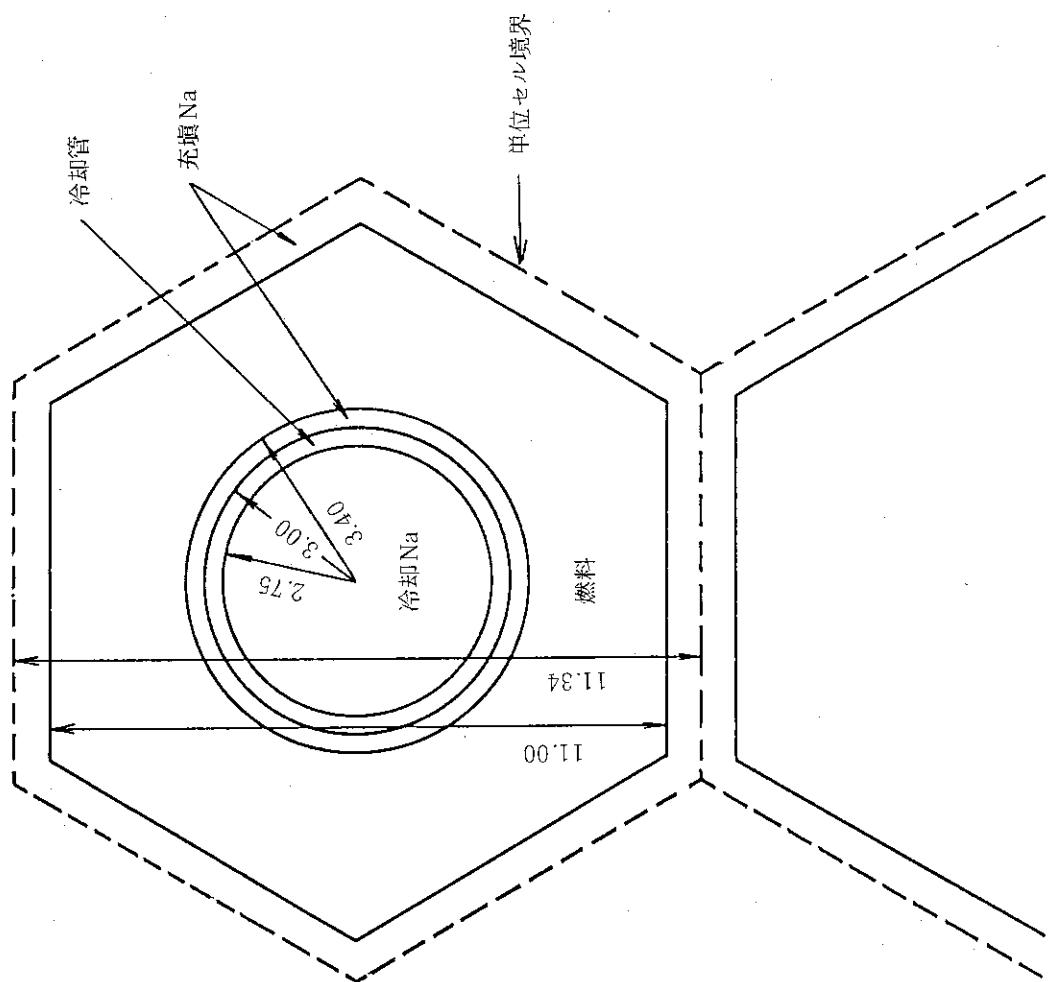


Fig. 5 チューブインシェル型燃料要素 (単位mm)

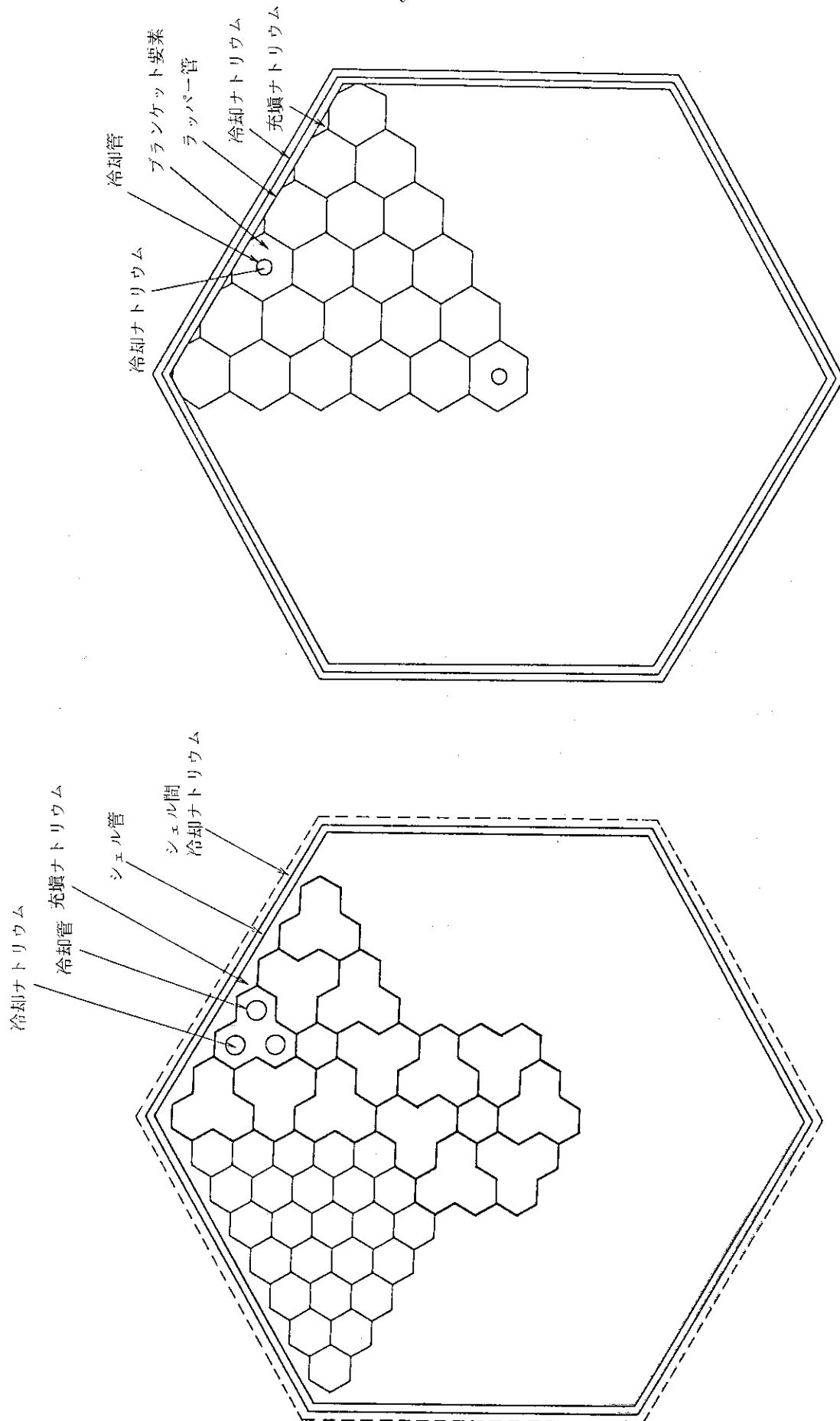


Fig. 6 軸方向ブランケット要素集合体部断面  
Fig. 7 半径方向ブランケット要素集合体

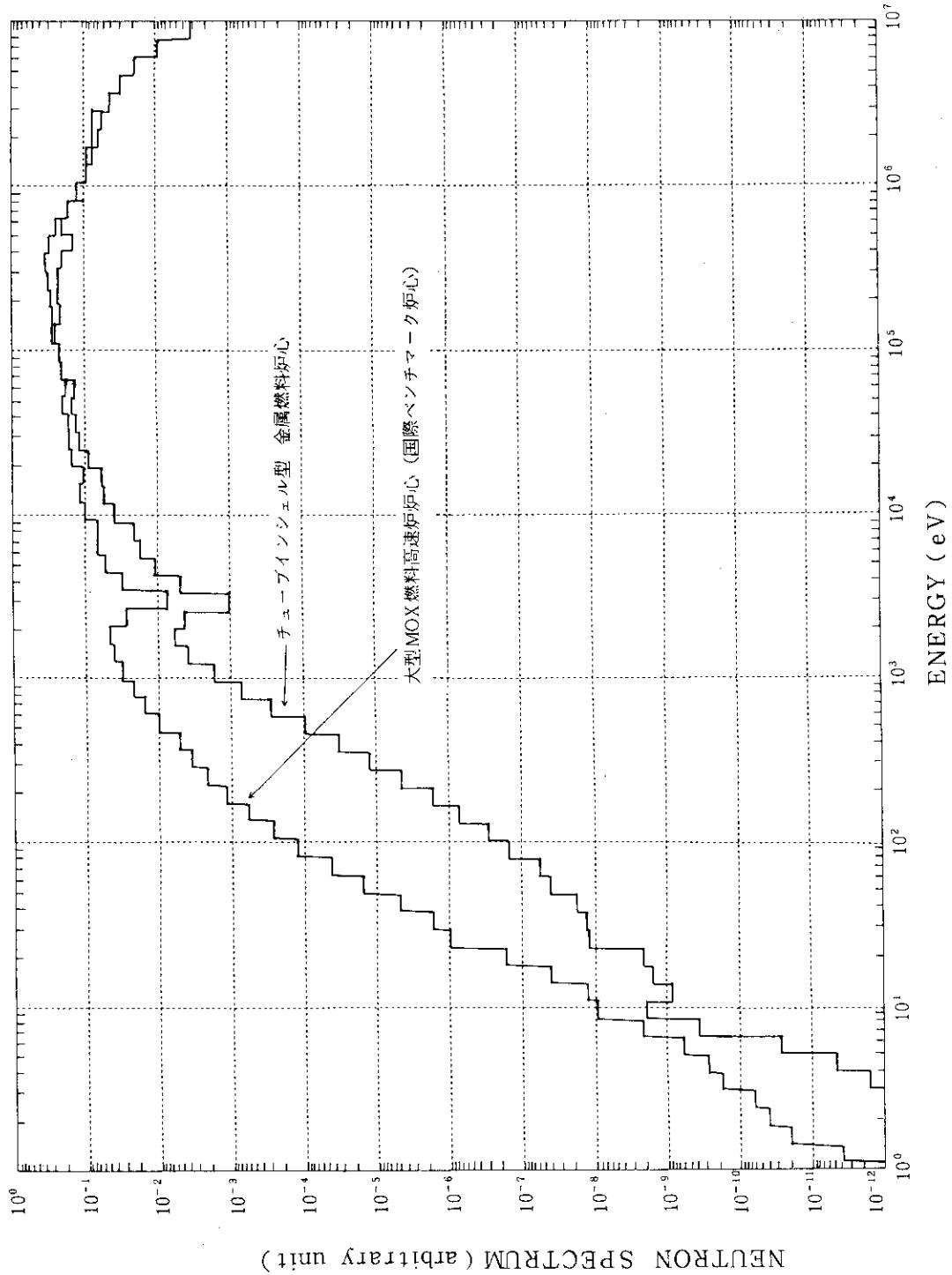


Fig. 8 炉心中心性子スペクトル

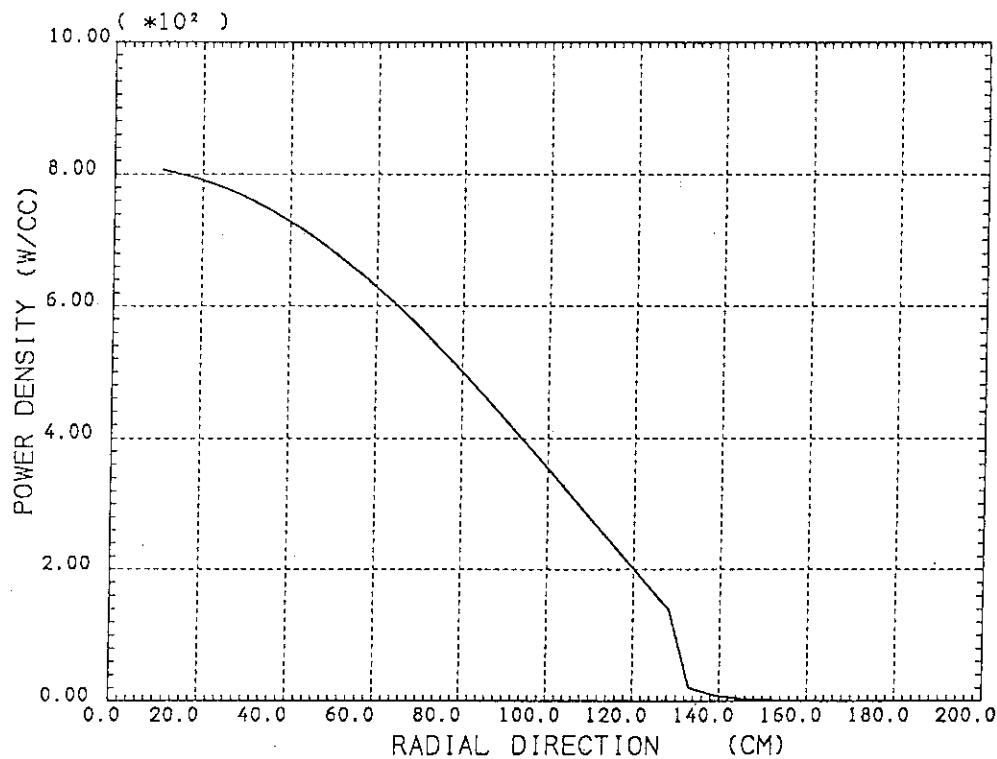


Fig. 9 出力分布（半径方向）

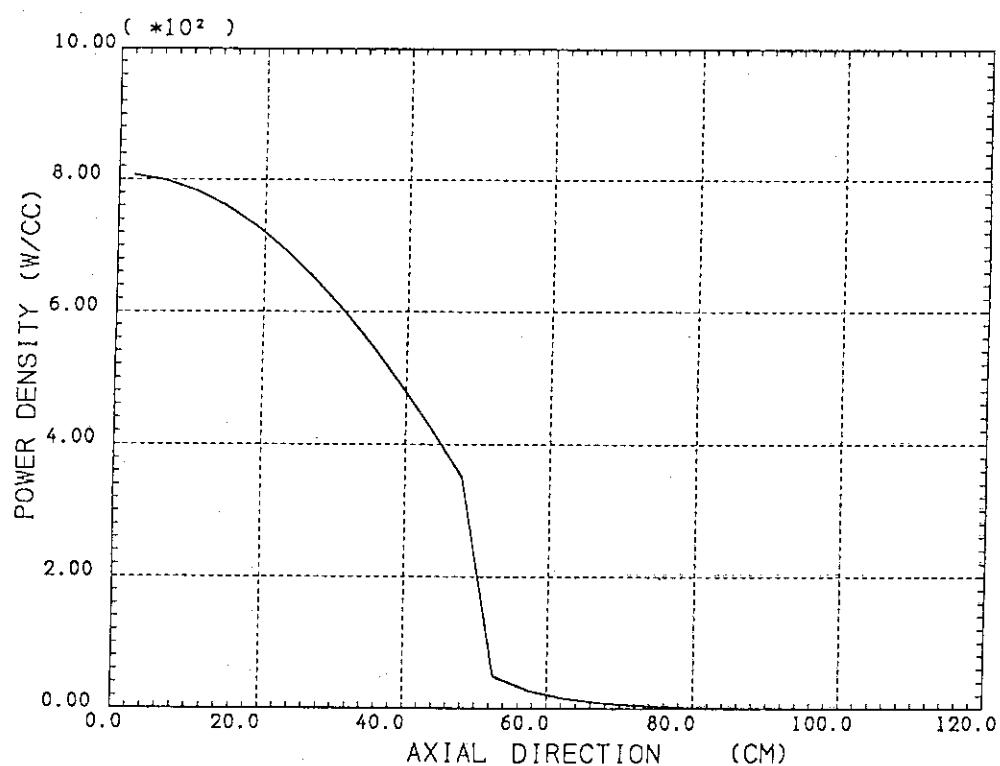


Fig. 10 出力分布（軸方向）

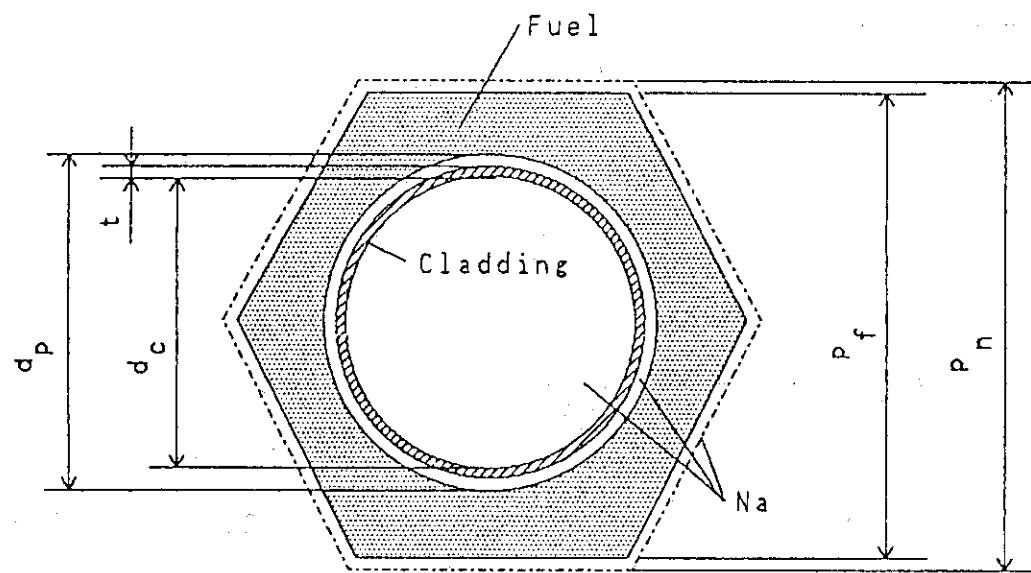


Fig. 11 チューブインシェル型燃料要素ユニット

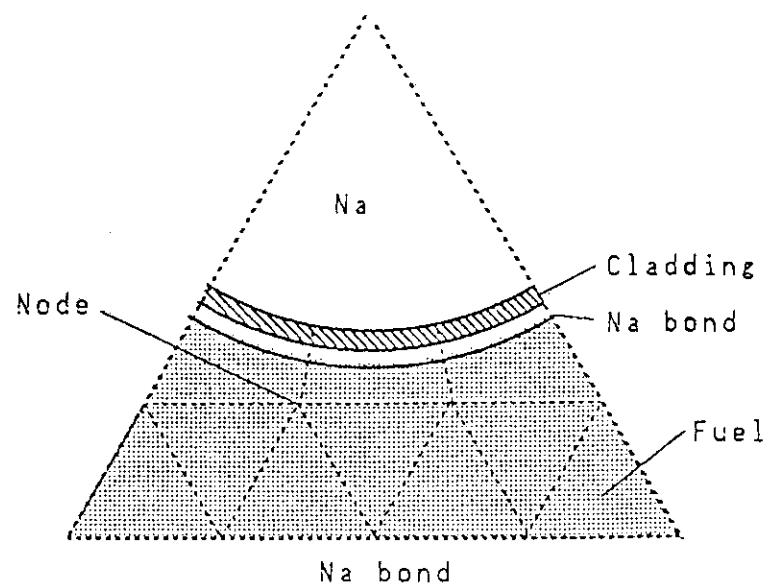


Fig. 12 热流动解析 1/6 セクターモデル

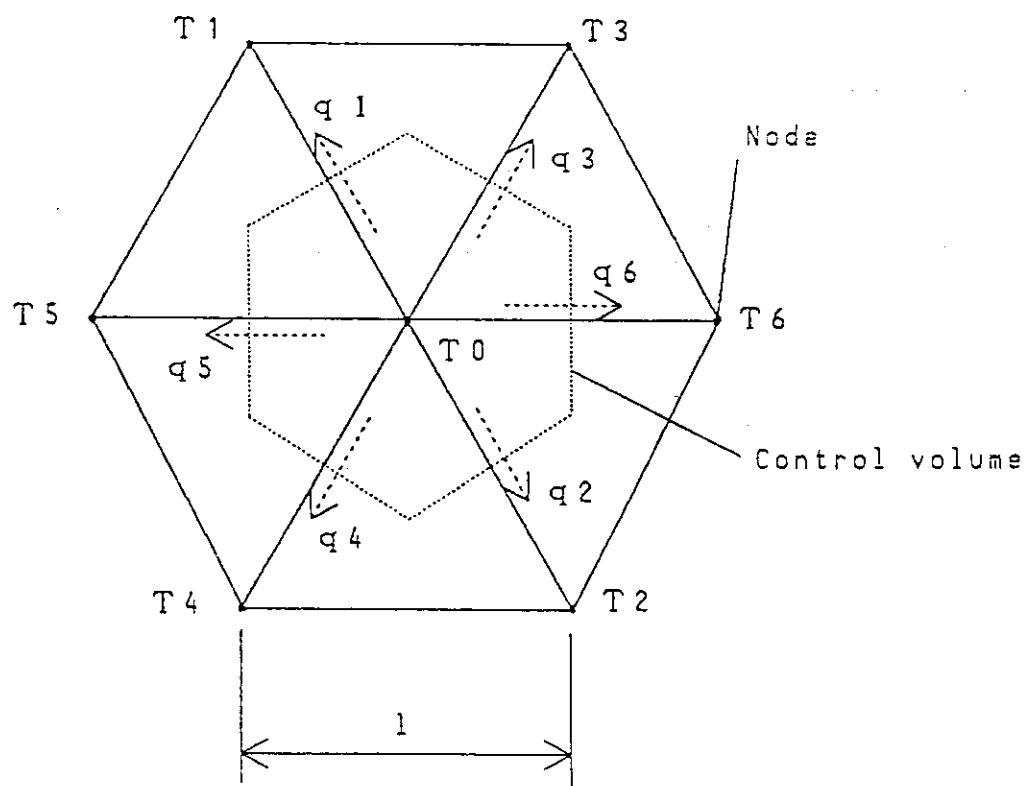


Fig. 13 热流动解析に用いた热エネルギーバランスの正三角形ノード

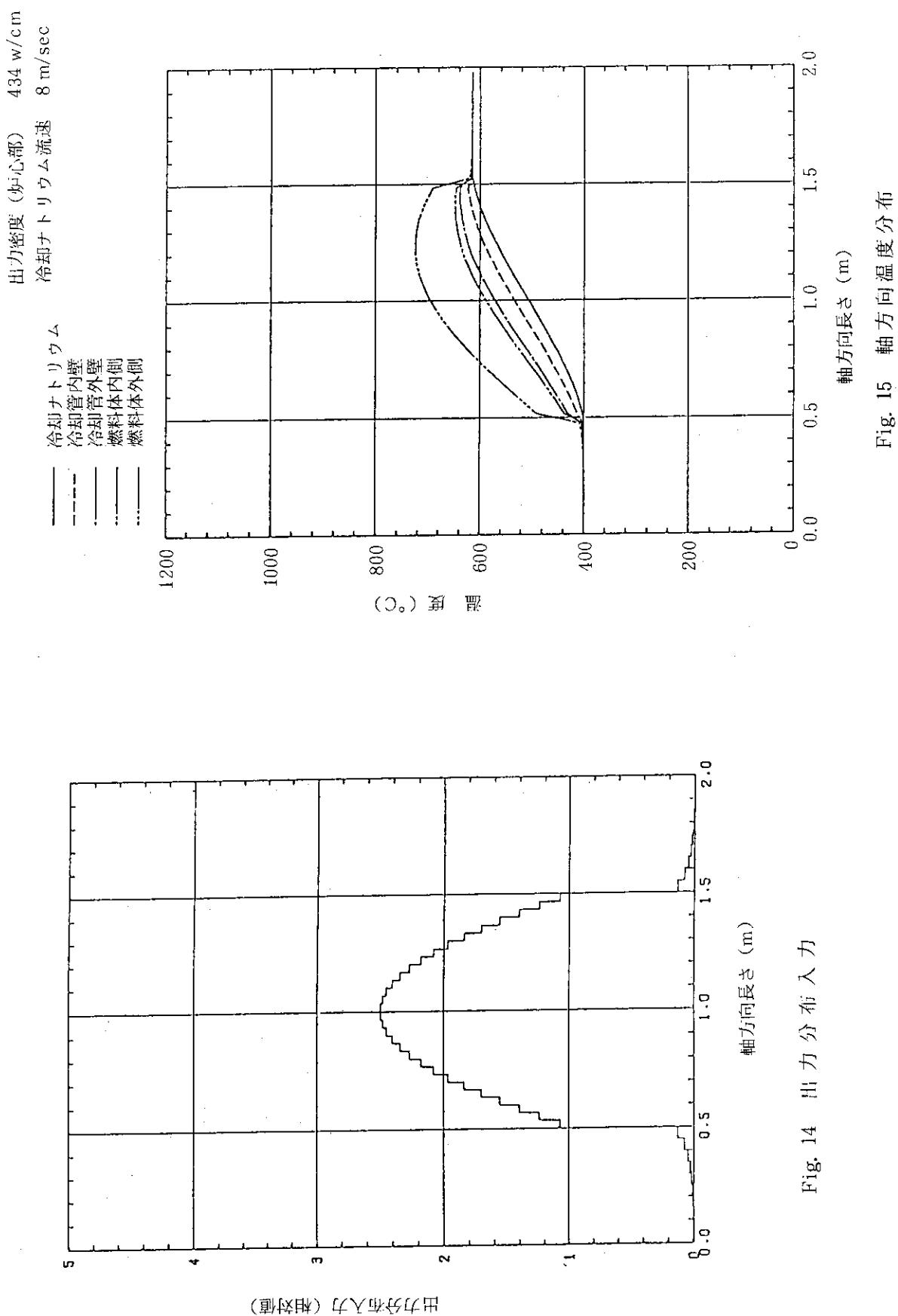


Fig. 14 出力分布入力

Fig. 15 軸方向温度分布

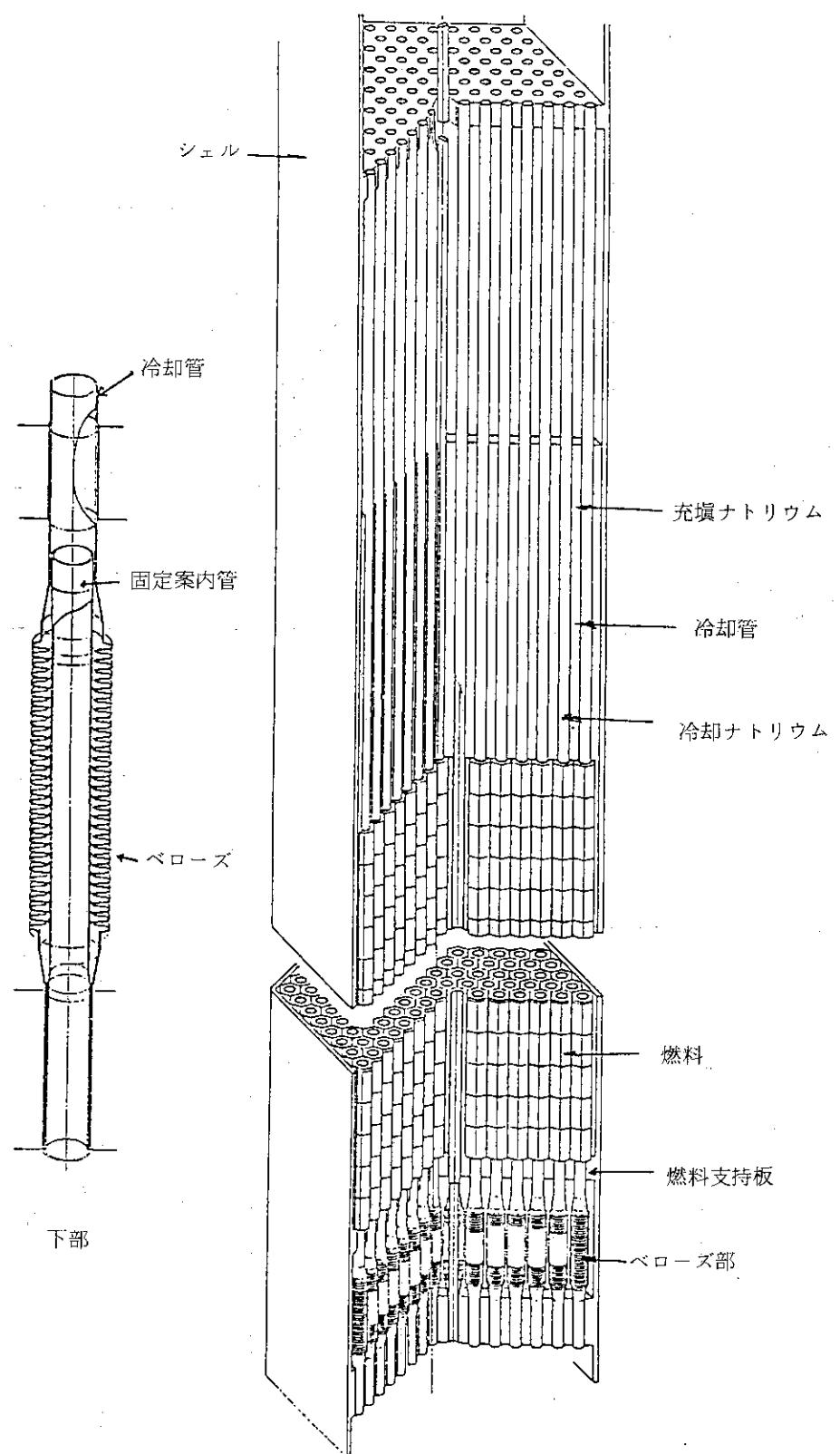


Fig. 16 F P ガスバージ / チューブインシェル型金属燃料集合体 (ペローズ方式)

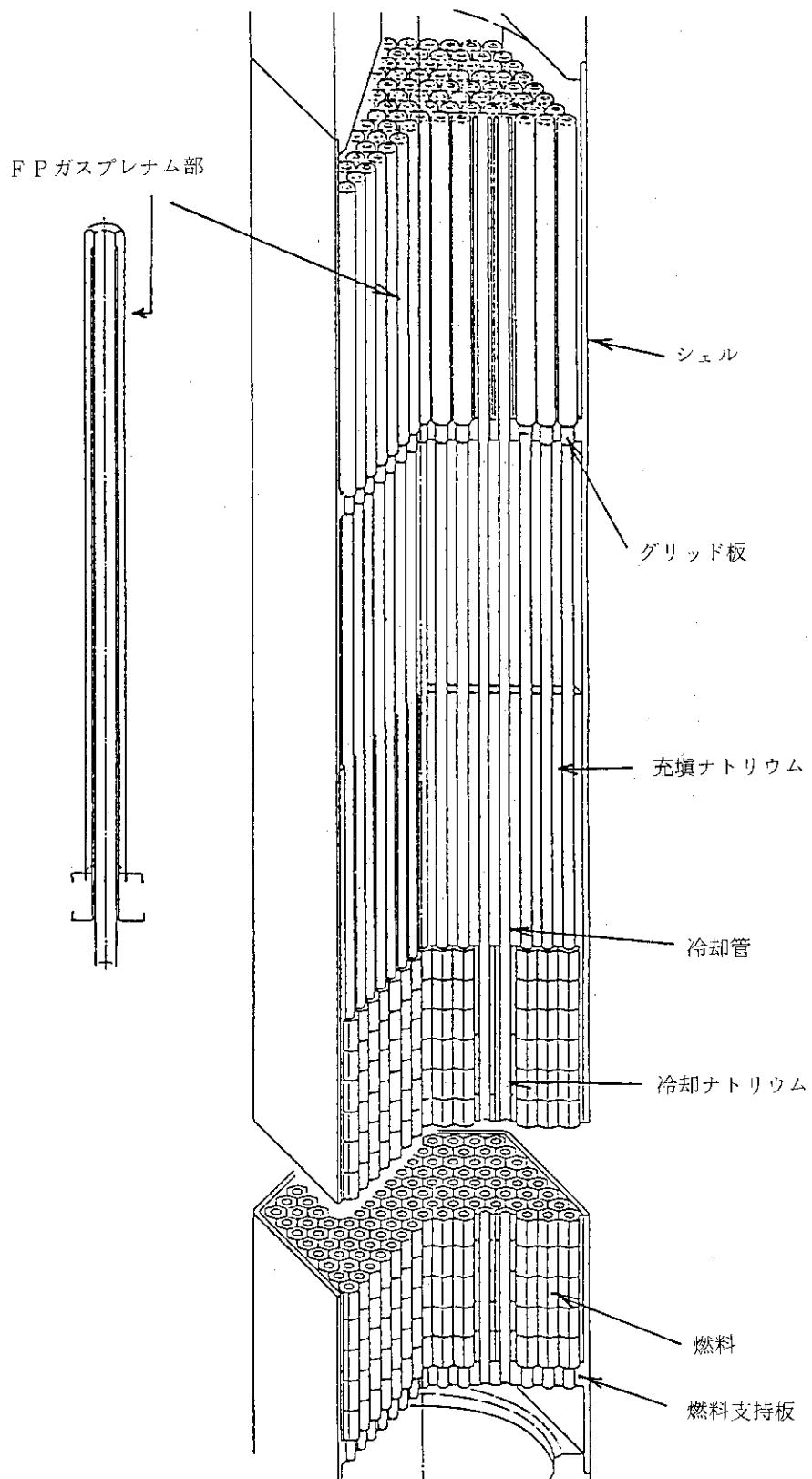


Fig. 17 FPガスバージ / チューブインシェル型金属燃料集合体（スライド方式）

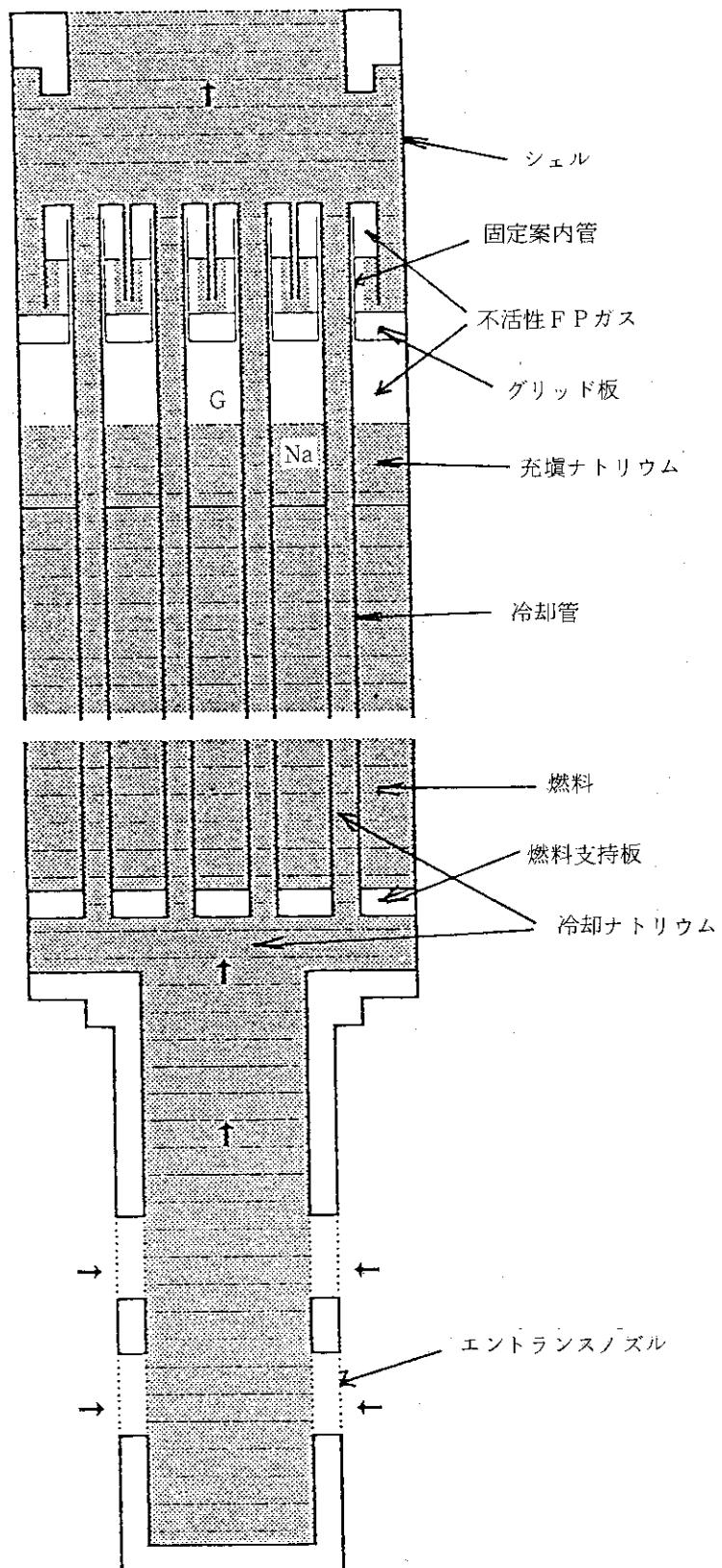


Fig. 18 F-Pガスバージ / チューブインシェル型金属燃料集合体（スライド方式）原理図

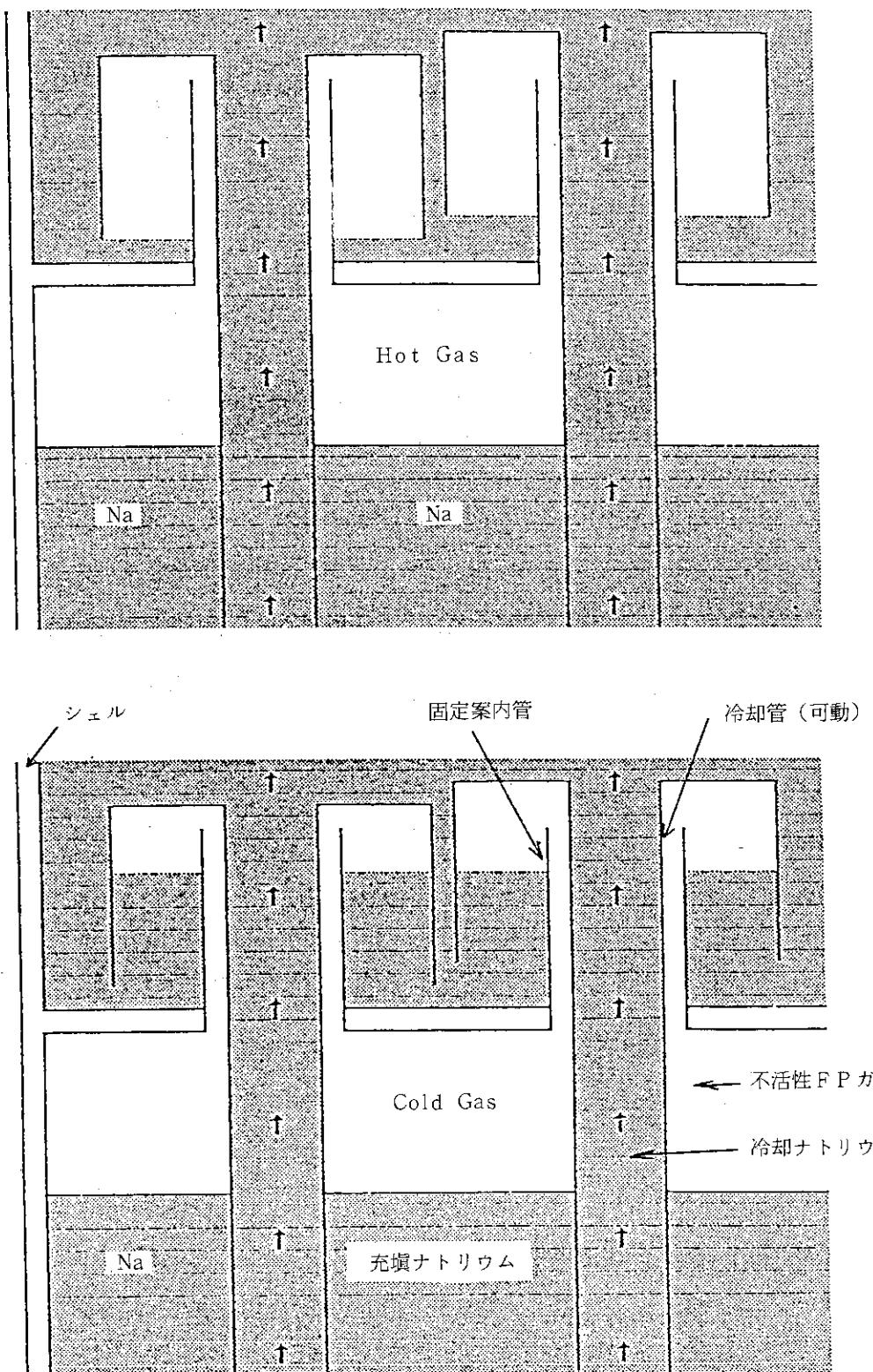
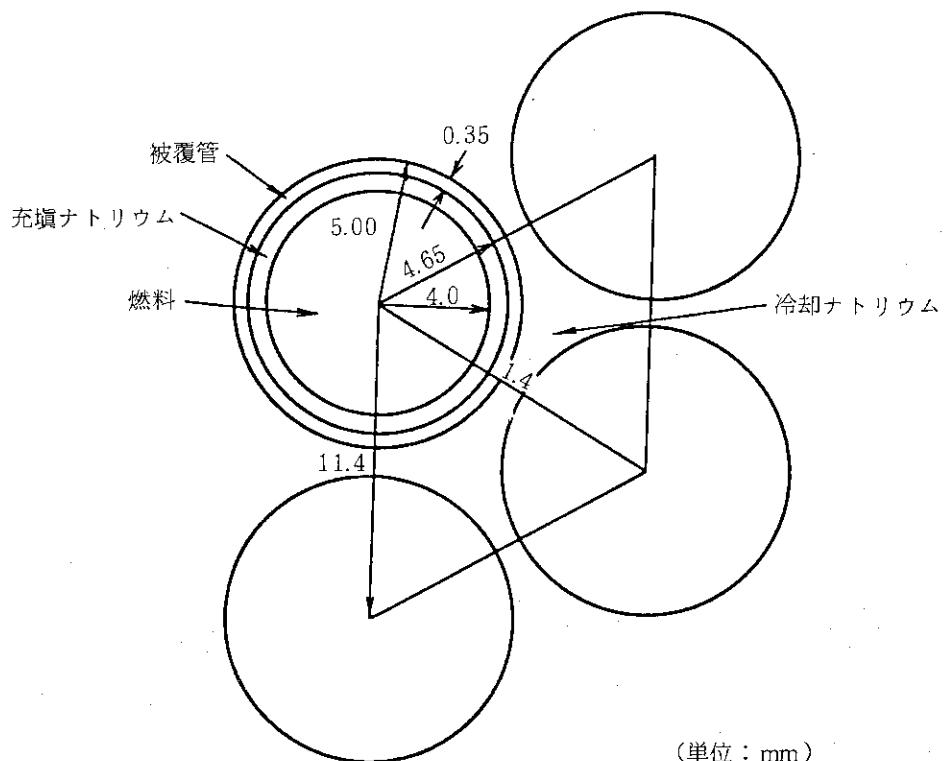
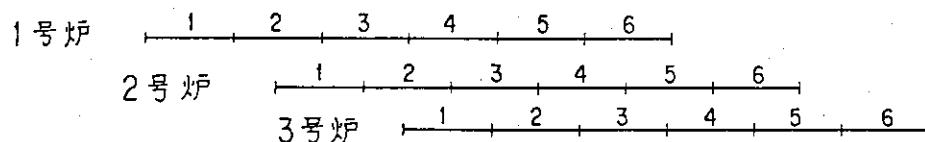


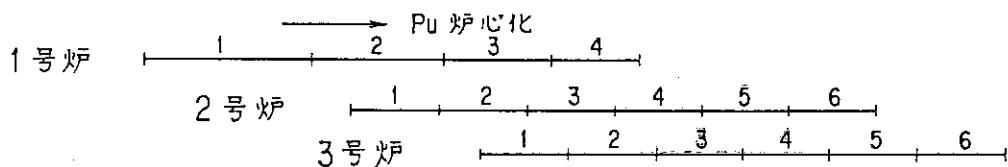
Fig. 19 F P ガスバージ / チューブインシェル型金属燃料集合体（スライド方式）  
原理図（上部）

Fig. 20 8 mm $\phi$  ピンバンドル型炉心格子ユニット

## 1. Pu 炉心系列



## 2. 1号炉 U炉心 (E.U.補給なし)



## 3. 1号炉 U炉心 (E.U.補給あり)

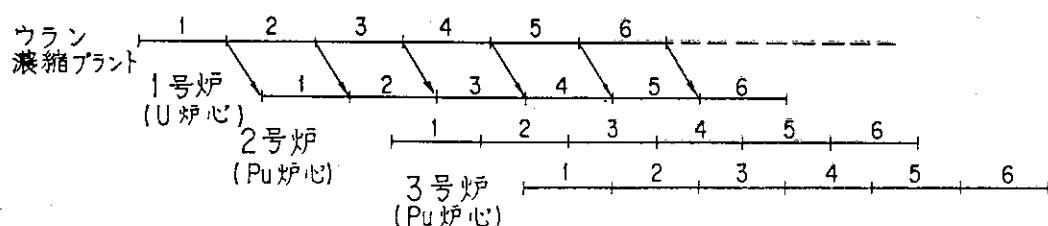


Fig. 21 高速炉群における燃料の流れ

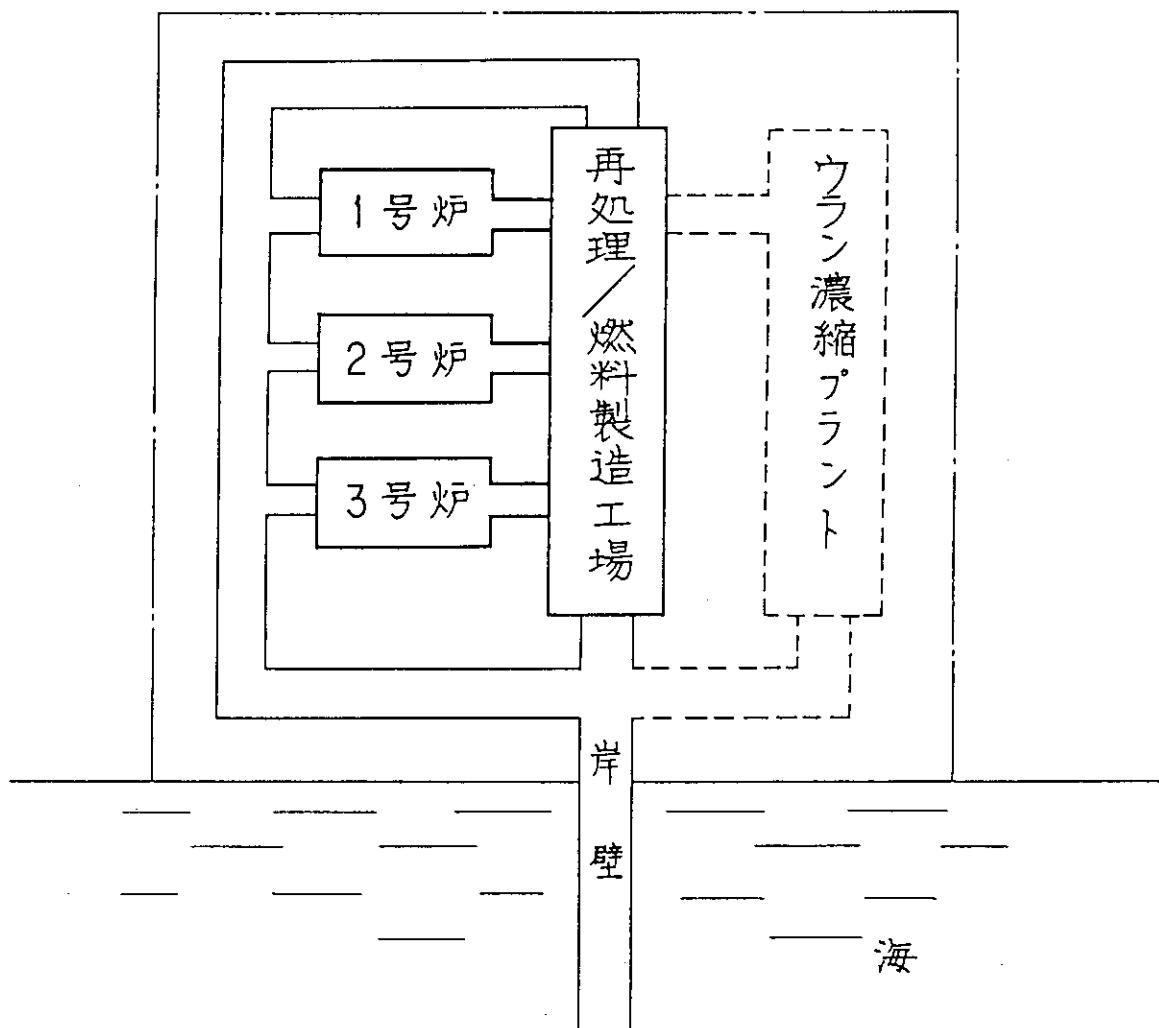


Fig. 22 金属燃料高速炉群サイト概念図