JAERI - M
90-182

# 改良舶用炉の炉心設計

1990年10月

安保　則明・田原　義寿*・岡山　彰*・島村　和彦*

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。
入手の問合わせは，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, 1990

編集兼発行　日本原子力研究所
印　　刷　㈱原子力資料サービス

# 改良舶用炉の炉心設計

日本原子力研究所原子力船研究開発室
安保　則明・田原　義寿*・岡山　　彰*
島村　和彦*

（1990年9月25日受理）

当室は58～61年度に改良舶用炉の試設計として出力100MWt の原子炉プラントを3種類，炉心は1改良炉心を含め4炉心の設計研究を実施し，62年度からは概念確立設計として同じく出力100MWtのさらに小型・高性能化した2原子炉プラントの概念を構築するとともに炉心の検討として3炉心のサーベイ及び1炉心（最適炉心）の設計検討を行い，その結果を基に現在のMRXへと設計研究を進めている。また一方，平成元年度から深海調査船用の超小型炉の設計研究として出力2MWtの超小型炉心及び原子炉プラントの設計検討を開始した。

本レポートは，これまでに実施した舶用炉の炉心設計のまとめとして，サーベイ炉心を含めた合計8炉心（100MWt）及び1超小型炉心について設計条件，主要目，炉心構成，特徴及び課題を比較整理するとともに，現在，舶用炉特有の急激な負荷変動条件等を考慮して細径（外径 7.0 mm）としているMRX炉心の燃料棒外径について，今後の改良舶用炉炉心の設計の方向として，陸上炉並みの太径とすることが可能かを中心に検討した。

その結果，太径とすることは可能でその方策はいくつかあり，今後さらに詳細な検討を進めていく必要がある。

日本原子力研究所：〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根2－4
＊三菱原子力工業㈱

# Design Study of Marine Reactor Core

Noriaki AMBO, Yoshikazu TAHARA*
Akira OKAYAMA* and Kazuhiko SHIMAMURA*

Office of Nuclear Ship Research and Development
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received September 25, 1990)

JAERI have carried out four core designs for three different type Reactor of Trial design in FY 1983 ∿ 1986 and one core (the optimum core) and three survey cores for conceptual design Reactor in 1987. Based on these cores study results, we are now studying to design MRX CORE. On the other side, we started design study of super-miniatuarized 2 MWt core concept for deep-sea submersible.

This report describes the results of comparison and studies of the core specification, specific characteristics etc of these cores, and we study that more thick fuel outer diameter (9.5 mm) core was possible or not as for the MRX CORE that has now thin fuel outer diameter (7.0 mm) in consideration of rapid power change etc especially with marine reactor.

As the results, it was found that 9.5 mm diameter fuel core was possible and some methods were found, therefore it will be necessary to study the 9.5 mm diameter fuel core in detail continuously.

Keywords: Core, Marine Reactor, Fuel, MRX, DRX

---

* Mitsubishi Atomic Power Industries, co.ltd

# 4. 燃料棒を陸上炉並みの太径とする検討

現在の改良舶用炉MRXは，61年度に実施した半一体型炉の丸棒燃料炉心を採用しており，燃料棒外径は，実用陸上炉燃料棒の外径である9.5 mm（17 × 17燃料）あるいは10.72 mm（15 × 15，14 × 14燃料）と比較すると，非常に細径の7.0 mmとなっている。

なお，昨年度までのMRX炉心（最適炉心）の燃料棒外径は6.0 mmであった。

以下に各炉心の燃料棒外径を示す。

| | | 燃料棒外径 |
|---|---|---|
| 改良舶用炉MRX炉心<br>（半一体型炉61年度炉心） | : | 7.0 mm |
| 最適炉心（62年度炉心） | : | 6.0 mm |
| 試設計（半一体型炉） | : | 8.6 mm |
| 試設計（一体型炉） | : | ――（板状燃料） |
| 試設計（自己加圧一体型炉） | : | 10.8 mm |
| 陸上PWR（17 × 17燃料） | : | 9.5 mm |
| 陸上PWR（15 × 15，14 × 14燃料） | : | 10.72 mm |

ここでは，改良舶用炉MRX炉心の燃料棒を陸上炉並みの太径（外径9.5 mm）とする検討として以下の可能性の検討を行う。

(1) 炉心の大きさを変えずに燃料棒を陸上炉並みの太径（外径9.5 mm）とする。

1) 燃料集合体寸法を同じ190 mm □とする場合（15 × 15配列，37燃料集合体）

(2) 炉心の大きさを変えてもよいとして燃料棒を陸上炉並みの太径（外径9.5 mm）とする。

1) 燃料集合体数，燃料棒数を同とする場合（19 × 19配列，37燃料集合体）

2) 陸上炉と同じ燃料集合体幅214 mm □とする場合（17 × 17配列）

また，以下の観点からも検討を行う。

① 炉心設計条件を変えない場合にどこまで太径にできるか。

② 燃料の設計制約条件は何か。

## 4.1 炉心の大きさを変えずに太径（外径9.5 mm）とする検討

(1) 燃料集合体寸法を同じとする場合

現在のMRX炉心の燃料集合体寸法は以下の仕様であり，この190 mm □の寸法を変えないとして，燃料棒外径を陸上炉並みの太径（外径9.5 mm）とする検討を行う。炉心体積（有効高さ，等価直径）も同じとする。

（MRX炉心の燃料集合体仕様）

燃料集合体数　　:　37体

燃料集合体ピッチ　：　191 mm
燃料集合体幅　：　190 mm
燃料棒ピッチ　：　10 mm
燃料棒外径　：　7.0 mm
燃料棒配置　：　19 × 19
燃料棒本数　：　313 本
RCC 数　：　21 体
RCC 案内シンブル数　：　12
RCC の吸収棒数　：太径 12 本（燃料集合体あたり）
GdBP クラスタ数　：　16 本
GdBP 棒数　：太径 12 本（燃料集合体あたり）

ここで 190 mm の燃料集合体寸法を変えずに燃料棒外径を陸上路並みの太径（外径 9.5 mm）とする 1 方法として，以下に示すように燃料棒配列を 19 × 19 から 15 × 15 とし，制御棒を太径から細径とする炉心を検討する。

（燃料棒外径を陸上炉並みの太径とする場合の MRX 炉心の燃料集合体仕様）

燃料集合体幅　：　190 mm
燃料棒ピッチ　：　約 12.6 mm
燃料棒外径　：　9.5 mm
燃料棒配置　：　15 × 15
燃料棒本数　：　201 本
RCC 数　：　21 体
RCC 案内シンブル数　：　24
RCC の吸収棒数　：細径 24 本（燃料集合体あたり）
可燃性毒物　：燃料棒に混入するタイプ及び独立型 PB 棒を制御棒案内シンブルに必要数を挿入する（1 案を図 4.1 に示す）

これが成り立つであろうと判断した根拠を以下に示す。

① 61 年度炉心設計時の燃料棒配置検討時に 15 × 15 配列を検討しており燃料の健全性上問題はあるが成り立つとしている。

② 燃料棒ピッチと燃料棒外径，RCC 案内シンブル数と吸収棒数は，陸上炉の 17 × 17 燃料集合体の寸法と同一であり，実績がある。

ただし，以下の事項について検討する必要がある。

① 線出力がどの程度となるか

燃料棒数が 313 本から 201 本に減っており，単純に考えると 3／2，すなわち 1.5 倍となる。

| | 現 MRX 炉心 | 太径燃料 MRX 炉心 |
|---|---|---|
| 平均線出力（kW／m） | 7.1 | 10.6 |
| 局所最大線出力（kW／m） | 28 | 42.4 |

② ピーキング係数がどの程度となるか。現 MRX 炉心と同程度か。

③ その場合，負荷変動に対して燃料が耐えられるか

負荷変動条件は，蒸気ダンプによるタービンバイパス制御方式により原子炉出力70％一定運転方式としているがその場合の評価はどう行うか。

また，100％一定炉出力運転制御方式の場合の耐PCI性能はどう評価するべきか。負荷変動なしとすることができるか。

④ 燃焼度，濃縮度などMRX炉心要目がどの程度変更となるか。

(2) 検討結果（炉心の大きさ及び燃料集合体寸法を変えない場合）

以下に検討結果を示す。

① 線出力は熱流束熱水路係数$F_Q$によるが，燃料集合体を15×15配列にした場合，細径シンブルとするためXY方向ピーキング係数$F_{XY}$はMRXより減少すると考えられるが，その大きさは数％程度であり，燃料棒本数の減少による（約2／3）線出力密度の増大（約50％増）を補えるものではない。

平均線出力密度 ： 7.1×（313／201）＝11.06 Kw／m

最大線出力密度 ： 熱流束熱水路係数$F_Q$×平均出力密度

＝4.0×11.06＝44.22 Kw／m＞41

② 燃料棒を太くすると共鳴を逃れる確率が小さくなるため，同一取り出し燃焼度であれば濃縮度は濃縮度は下がる。その程度は僅かである。

③ 制御棒の集合体当たりの総面積は，現炉心が20.4 $cm^2$であるのに対し，15×15集合体を用いた炉心では17.0 $cm^2$であり，この場合の方が面積が少なく，制御棒本数をもっと増やす必要がある。

現炉心（19×19）：$\pi\left(\frac{1.472}{2}\right)^2\times 12=20.4\ cm^2$

（15×15）：$\pi\left(\frac{0.95}{2}\right)^2\times 24=17.0\ cm^2$

④ 可燃性毒物入り燃料棒と可燃性毒物棒の本数と組合せは出力分布と余剰反応度の観点から計算によって決定する必要がある。

以上の検討結果に示すように，燃料集合体を同寸法とする場合，燃料棒本数の減少による線出力密度の増大が大きく，細径シンブル採用及び制御棒本数の増加による効果分で捕えず，線出力密度が設計条件の41 kW／mを超えるため，このままでは成り立たない。

対策としては，線出力密度を低くするために濃縮度の多領域化，可燃性毒物の最適配置等の検討を行いピーキング係数を小さくする（出力分布を平坦化する）必要がある。（軸方向ピーキングを10％程度（計算確認必要）減少できる可能性がある）

しかしながら，このように非常に複雑な構成，配置にしなくとも，より簡単でより効果的な方法として，炉心の大きさや燃料集合体寸法が変わるが燃料棒本数を増加する方法がある。その検討については，次節以降に示す。

## 4.2　炉心の大きさを変えて（大型化）もよいとして太径（9.5 mm）とする検討

(1)　燃料集合体数，燃料棒数を同とする場合（19 × 19 配列，37 燃料集合体）

19 × 12.6（燃料棒ピッチ）＝ 239

燃料集合体は 239 mmで 239／190 ＝1.258 倍となり，この場合炉心寸法も約 1.258 倍，等価直径が 131 × 1.258 ＝ 約165 cm となる。

また，炉心有効高さ 121 cm は，炉心体積をどうするか（炉心平均出力密度を同じとするかより低出力密度とするか）によるが，同じ炉心体積（出力密度）とすると，

$$(131 \div 165)^2 \times 121 = 76$$

約 76 cm の炉心有効高さとなる。また，中性子の漏れが最小となる比率とすると，

$$165 \times 0.924 = 152$$

約 152 cm となり，この場合の炉心出力密度は，

$$61.2 \times ((131^2 \times 121) \div (165^2 \times 152)) = 30.7$$

約 30. 7 KW／ℓ となる。

| | | |
|---|---|---|
| 炉心等価直径 | : | 約 165 cm（＋ 34 cm） |
| 炉心有効高さ | : | 約 152 cm（＋ 31 cm） |
| 炉心平均出力密度 | : | 約 30.7 約 KW／ℓ |
| 燃料棒外径 | : | 9.5 mm |
| 燃料棒配列 | : | 19 × 19 |
| 燃料集合体幅 | : | 239 mm |
| 燃料集合体数 | : | 37 体 |
| 制御棒クラスタ数 | : | 21 本 |

本炉心の検討すべき事項は，以下の通りである。

①　核，熱水力特性上の問題点の検討

・線出力密度，寿命，ピーキング係数，DNBR 評価など

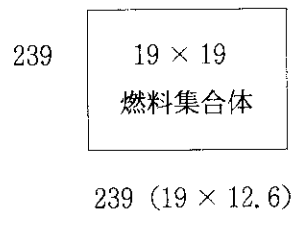
②　燃料健全性，耐 PCI 性能の確認

・太径化による燃料中心温度の高温化

・炉出力一定制御方式採用必要性（常時 100 % 一定運転）

③　炉心寸法の大型化の影響（原子炉，格納容器の大型化の度合い）の検討

(2)　検討結果（燃料集合体数，燃料棒数を同じとする場合：19 × 19 配列）




炉心等価直径 ＝ 165 cm
炉心有効高さ ＝ 76 cm（同体積の場合）
〃　　＝ 152 cm（中性子漏れ最小）

炉心有効高さの両ケースについて，線出力密度を求めると以下に示すように，現炉心と同体積の場合は平均線出力密度が 11.3 Kw／m，熱流束熱水路係数 $F_Q$ を約 4.0（現炉心並み）と

した場合の最大線出力密度は約45.2 Kw／m で健全性確認済の設計条件41 Kw／m を超えるため，このままでは成り立たない。熱水路係数をさらに小さくする（出力分布を平坦化する）等の対策が必要となる。

また，中性子漏れを最小とする高さ／直径比とした場合は平均線出力密度が5.2 Kw／m と現炉心（7.1 Kw／m）よりも低く，熱流束熱水路係数 $F_Q$ を約4.0とした場合の最大線出力密度も約20.8 Kw／m で設計条件の41 Kw／m を大きく下回っており問題ない。

① 現炉心と体積の場合の線出力密度

平均線出力密度　：　7.1 ×（121／76）＝11.3 Kw／m

最大線出力密度　：　熱流束熱水路係数 $F_Q$ × 平均線出力密度

＝4.0 × 11.3 ＝45.2 Kw／m ＞41

② 中性子漏れを最小とする高さ／直径比とした場合の線出力密度

平均線出力密度　：　7.1 ×（121／165）＝5.2 Kw／m

最大線出力密度　：　熱流束熱水路係数 $F_Q$ × 平均線出力密度

＝4.0 × 5.2 ＝20.8 Kw／m ＞41

以上より，本ケース（燃料集合体数，燃料棒数を同じとし19 × 19配列の場合）では線出力密度の観点から現設計仕様とおりとすると，同体積の場合は設計条件を満たさないため不可で中性子漏れ最小とする炉心高さの場合のみ成り立つ。

(3) 陸上炉と同じ燃料集合体幅214 mm □とする場合（17 × 17配列）

燃料集合体幅が214 mm で，214／190 ＝1.126倍となり，この場合炉心寸法も約148 cm となる。なお，燃料集合体数を同じとすると燃料棒数は少なくなる。

また，この場合の炉心有効高さ121 cm は，炉心体積（炉心平均出力密度を同じとするか，より低出力密度とするか）により異なるが，同じ炉心体積（出力密度）とする場合，約94.8 cm の炉心有効高さとなる。

$$(131 \div 148)^2 \times 121 = 94.8\ \mathrm{cm}$$

また，中性子の漏れが最小となる比率とすると，

$$148 \times 0.924 = 136.8$$

約136.8 cm となり，この場合の炉心出力密度は，

$$61.2 \times ((131^2 \times 121) \div (148^2 \times 136.8)) = 42.4$$

約42.4 KW／ℓ となる。

| | | |
|---|---|---|
| 炉心等価直径 | ： | 約148 cm（＋17 cm） |
| 炉心有効高さ | ： | 約136.8 cm（＋15.8 cm） |
| 炉心平均出力密度 | ： | 約42.4約KW／ℓ |
| 燃料棒外径 | ： | 9.5 mm |
| 燃料棒本数 | ： | 265本（17 × 17 － 24） |
| 燃料棒配列 | ： | 17 × 17 |
| 燃料集合体幅 | ： | 214 mm |
| 燃料集合体数 | ： | 37体 |
| 制御棒クラスタ数 | ： | 21本 |

参考として，陸上炉 17 × 17 燃料の構造を図 4.2 に示す。

また，本炉心の検討すべき事項は，以下の通りである。

① 核，熱水力特性上の問題点の検討

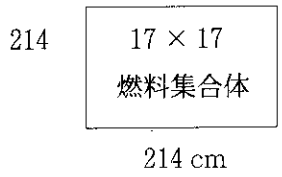
- 熱出力密度（燃料棒数の減少），ピーキング係数，DNBR 評価など

② 燃料健全性，耐 PCI 特性の確認

- 太径化による燃料中心温度の高温化
- 炉出力一定制御方式採用の必要性（常時 100 % 一定運転）

③ 炉心寸法の大型化の影響（原子炉，格納容器の大型化の度合い）の検討

(4) 検討結果（陸上と同じ燃料集合体幅とする場合：17 × 17 配列）




炉心等価直径 ＝ 148 cm
炉心有効高さ ＝ 94.8 cm（同体積の場合）
〃 ＝ 136.8 cm（中性子漏れ最小）

炉心有効高さの両ケースについて，線出力密度を求めると以下に示すように，燃料集合体数を同じとすると燃料棒本数が現炉心の 313 本から 265 本へと約 15 % も減少したために高い値となった。

現炉心と同体積の場合は，平均線出力密度が 10.7 Kw／m，熱流束熱水路係数 $F_Q$ を約 4.0（現炉心並み）とした場合の最大線出力密度は約 42.8 Kw／m で設計条件の 41 Kw／m を超えるため，このままでは成り立たない。熱水路係数をさらに小さくする（出力分布を平坦化する）等の対策が必要となる。

また，中性子漏れを最小とする高さ／直径比とした場合は平均線出力密度が 7.4 Kw／m と現炉心（7.1 Kw／m）よりも若干高くなるが，熱流束熱水路係数 $F_Q$ を約 4.0 とした場合の最大線出力密度は約 29.7 Kw／m で設計条件の 41 Kw／m 以下であり問題ない。

① 炉心と体積の場合の線出力密度

平均線出力密度：7.1 ×（313 × 121／265 × 94.8）＝ 10.7

最大線出力密度：熱流束熱水路係数 $F_Q$ × 平均線出力密度

＝ 4.0 × 10.7＝ 42.8 Kw／m ＞ 41

② 中性子漏れを最小とする高さ／直径比とした場合の線出力密度

平均線出力密度：7.1 ×（313 × 121／265 × 136.8）＝ 7.4

最大線出力密度：熱流束熱水路係数 $F_Q$ × 平均線出力密度

＝ 4.0 × 7.4＝ 29.7 Kw／m ＜ 41

以上より，本ケース（陸上と同じ燃料集合体幅とし 17 × 17 配列の場合）では線出力密度の観点から，現設計仕様とおりとすると同体積の場合は設計条件を満足しないため不可で中性子漏れ最小の炉心高さの場合のみ成り立つ。

### 4.3 燃料健全性，耐 PCI 性能に与える影響の検討

いままで述べたように，燃料棒の太径化は燃料棒数を減少させるため，線出力密度は高くなる方向であるとともに，同じ線出力密度の場合でも太径化により燃料中心温度が高くなり，燃料の健全性評価上厳しい結果となる。

また，舶用炉の特性として，頻繁で急激な負荷変動が要求されるが，線出力密度が高い場合等には耐 PCI 性能上厳しいケースもあり，出力上昇率等を制限する必要が生じる場合もある。

したがって，燃料棒の太径化に際しては線出力密度が高くならないように核設計上の工夫，対策を必要とする。この核設計上の工夫，対策としては，例えば熱流束熱水路係数を低くするように可燃性毒物棒の最適配置を行うことや燃料棒濃縮度の多領域化などがある。

また，タービンバイパス弁の蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式の採用によって負荷変動条件を緩和させる方法もある。

以下に上記観点で検討を行った結果を示す。

(1) 線出力密度の上限

通常時最大線出力密度は，耐 PCI 性能評価を実施した結果（昭和 62 年度炉心設計において実施）健全性を確認した値であり，現行陸上 PWR 並みの線出力密度である約 41 KW／m とする。

通常時最大線出力密度：約 41 KW／m

(2) 負荷変動について

i）現行陸上 PWR の出力上昇率の制限

プラント起動時と長期間（～30 日以上）低出力状態にあった場合は，運用出力上昇率を，数％／hr 以下に制限している。

一方，一定期間（～3 日）以上ある高出力状態にあった場合には，その出力レベル～0％出力の間の出力上昇・下降は，上記で制限されない限りその速度に制限はない（図 4.3 の A 及び B を参照）。

したがって，陸上炉並みの負荷変動条件に抑えるとすると，プラント起動は徐々に行い，その後 3 日間以上定出力状態にある必要があるが，その後の負荷変動は特に出力上昇率を制限する必要はなく，舶用炉に要求されるような急速な出力減少，上昇（3％／sec）を行っても問題はない。

ii）改良舶用炉の出力上昇率について

既に 2 章で述べたように，設計負荷変動条件としての出力上昇率は以下である。

・改良舶用炉の出力上昇率（設計負荷変動速度）：3％／sec

これに対し，現行陸上 PWR の設計負荷変動条件としての出力上昇率は，

・現行陸上 PWR の出力上昇率（設計負荷変動速度）：5％／min

であり，しかも運用の出力上昇率は，上記のように数％／hr とさらに 2 桁小さな値となっている。

上記 i）に示すように，起動時の出力上昇率を現行陸上 PWR 並みの数％／hr とすれば，燃料棒の健全性は確認されていることになるが，実際の運用を考慮すると出港前に起動する

必要があることなどさらに検討を要する。

iii）蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式と出力上昇率について

蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式を採用すれば，プラント起動時間以外は出力変動が抑えられるのでそれだけ有利であるが，有利さの程度は運転条件（設計条件）に依存する。すなわち，低出力での運転が長期にわたり，その後出力を急昇する場合には，蒸気ダンプ制御の効果は大きいが（図4.4の例2），長期的な低出力状態は想定されず，短期的に出力上昇，出力減少させるのみであれば，基本的に短期間内に出力上昇，出力減少させても特に問題となることはないので，蒸気ダンプ制御の効果は小さい（図4.4の例1）。

また，蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式を行う場合に，その一定とする出力レベルを70％（今年度の設計：頻繁に負荷変動を行う出力範囲として設定した。一般に出入港時の出力レベルである40％程度であるが，砕氷船は砕氷時の負荷変動は高出力レベルでしかも頻繁であり，今後その出力レベルについて調査検討が必要であるが今年度の検討では70％とした。また，70％以上の負荷に対しては，従来の負荷変動速度で負荷追従を行う）とするか100％とすべきかについては，以下の理由により，100％ダンプ制御が望ましい。

① 70％炉出力一定の場合には，70％で長期間（～30日以上）運転し，その後全出力に上げようとする時には徐々に上げることが要求され，速やかな出力上昇という点では難がある。一方，100％ダンプ制御運転とすれば問題ない。

② また，燃料交換後に徐々に出力を上昇させるのは燃料交換時のハンドリングによりペレットのリロケーションが生じることを想定して出力上昇率を制限しているものであるが，舶用炉の場合，船体の動揺等が存在し，一定出力運転中にもリロケーションの可能性が皆無といえない点，長期間の低出力状態の有無にかかわらず，100％ダンプ制御運転が望ましいと考えられる。

ただし，以上は現行陸上PWRの運用範囲内に使用条件を抑えるとした場合のものであり，耐PWRの運用範囲内に使用条件を抑えるとした場合のものであり，耐PCI性能のより優れた燃料の実用化及び舶用炉燃料のその使用条件を想定した負荷変動試験による性能確認により，より柔軟な制御・運転方式とすることが可能である。

(3) 蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式の燃料健全性への効果について

以下に，参考に出力上昇率の違いによる応力緩和の程度の差を相対的に比較するために行った簡易クリープ計算結果を示す。

i）計算方法及び計算ケース

図4.5に計算方法の概要を示す。PCI解析等の燃料棒照射挙動解析と異なり単純なモデルによる簡易クリープ計算を行って最大到達応力を求めるものである。

計算ケースは，上記炉出力一定制御方式を中心に以下の5ケースとした。

ケース1：0～100％　3％／sec

ケース2：0～ 70％　5％／minかつ70％～100％　3％／sec

ケース3：0～100％　5％／min

ケース4：0～100％　100％／hr

ケース5：0～100％　1％／hr

ここで，従来の舶用炉の負荷変動条件は，ケース１であり，今年度の炉出力一定制御方式を一部取り入れた負荷変動条件は，ケース２である。

また，ケース３は，現行陸上炉の負荷変動設計条件相当である。

ii）計算結果

図4.5に出力上昇率３％／secの時の到達応力値に対する各出力上昇率の時の到達応力の相対値を示す。

図4.5によると，今年度の炉出力一定制御方式を一部取り入れた負荷変動条件（ケース２）は，従来の舶用炉の負荷変動条件（ケース１）とほとんど発生応力値は変わらず燃料棒照射挙動の面から特に余裕が増すことはないという結果となった。すなわち，到達応力値は起動時等の出力上昇率の大きさにより，今回のケース２のように途中（70％）までゆっくり上昇させても，その後急速に上昇するのではクリープがほとんど期待できないため応力値が下がらない。

一方，３％／secの出力上昇率に比べ５％／minや100％／hrの場合のように一律に出力上昇率を下げた場合には，その分クリープが進行するため到達応力が低下し，出力上昇率を小さくしたことの効果はある程度でてくる。すなわち，効果を期待するためには一律に０～100％まで出力上昇率を下げる必要がある。

(4)　燃料棒太径化の燃料健全性への影響の検討結果

以上の各検討結果をまとめると，概略以下となる。

i）最大線出力密度は，健全性が確認されている41 KW／m以下とする。

ii）タービンバイパス弁の蒸気ダンプ制御による炉出力一定制御方式を取り入れて，燃料の健全性上の緩和効果を期待するためには，２つの重要なポイントが必要である。

①　起動時の出力上昇率が小さいこと。（０～100％まで）また，途中までゆっくり上昇させてその後の急速な上昇とする方法は効果がほとんどない。

なお，一度定格出力まで上昇させてある期間保持した後は，急速な出力変化率が許容される。

②　炉出力一定制御方式とする場合には，100％炉出力一定とするのが望ましい。

なお，①，②は現行陸上PWRの運用に準じた場合であり，今後耐PCI性能のより優れた燃料の実用化及び舶用炉燃料の負荷変動試験による性能確認により，より柔軟な制御・運転方式とすることが可能である。

## 4.4　熱水力設計に与える影響の検討〔DNBR概算〕

核設計及び燃料の健全性を検討した以下の３ケースの太径燃料化炉心について，熱水力設計の概略検討としてDNBR概算を行った結果を表4.1に示す。なお，これらの結果は炉心をオーバーオールにとらえて概算したものであり，後日水路モデルを使用した詳細検討段階で数値が変わる可能性があるものである。

〔ケース１〕：燃料集合体寸法はMRXと同一で燃料棒を太径化（15×15燃料）

〔ケース２〕：燃料集合体数，燃料棒数は同一で燃料棒を太径化（19×19燃料）

〔ケース３〕：燃料集合体幅は陸上炉と同一で，燃料棒を太径化（17 × 17 燃料）

MRX の熱水力設計パラメータは，高温水路出口の体沸騰制限支配で決定されているため，この程度の燃料形状の変更に対しては，１次冷却材温度レベルが変わることは，ほとんど考えられない。ただし，通常運転時の限界熱流束比（DNBR）は変化し，その傾向は表 4.1 のとおりとなるものと予想され，ケース１は現 MRX よりも厳しくなりよくないが，ケース２及びケース３は DNBR が大きくなり問題ない。

なお，ケース２，３の平均質量速度は，W－３相関式の適用範囲を逸脱しているが，１次冷却材流量を若干増加することにより適用範囲内に入れることができる。流量増加の度合はケース３の方がケース２よりも小さくて済む。

また，燃料温度に関しては，燃料棒を太径にすることにより線出力密度が大きくなるため，いずれのケースも燃料中心温度が上昇するが，陸上炉の実績から考えて問題ない（燃料棒外径が同一で，最大線出力密度は陸上炉よりも小さい）。

以上の熱水力設計に係る検討の結果，燃料棒を太径化してもケース２及びケース３については，DNBR 及び燃料中心温度の観点から問題ない。

## 4.5 燃料交換（シャフリング）を２年毎に行う場合の検討

２章で述べたように，原子力船は４年に１度の原子炉定検が法規（IMO 基準）で義務づけられているが，陸上炉のように毎年原子炉定検を行う必要はない。一方，船体点検は法規により２年ごとに行う必要がある。

従来，一般商船をその対象としていることもあり，稼働率の向上を目指して，燃料交換を可能な限り少なくする方針としており，上記規定もあり４年毎の燃料交換を行う炉心設計（４年１バッチ）としている。

今年度からは対象船種を極地観測用原子炉砕氷船とし，負荷率（稼働率）はその任務環境条件上から約 40 % と低くしている。したがって，今後は燃料交換頻度として２年に一度も考えられ，今回の検討目的である燃料棒の太径化に係るその効果などについて以下に検討を行う。

(1) 燃料交換方式

燃料交換頻度を２年に１度とする場合，以下のケースが考えられる。

① ４年取り出し２年目シャフリング方式：４年目の取り出し燃焼度は同じ

② ２年１バッチ方式　　：２年目の取り出し燃焼度は 1／2

(2) 燃料棒の太径化に係る効果について

その結果として期待できるのは出力分布の平坦化（ピーキング係数の低減化）であり，どの程度の低減化となるかは詳細な検討が必要であるが，概略以下となると考えられる。

① ４年取り出し２年目シャフリング方式

以下の理由により，２年目にシャフリングを行ったとしてもピーキング係数の低減は期待できない。

i）陸上炉がシャフリングにより，効果を上げているが，そのシャフリングの方法及び狙いは，燃料集合体数が非常に多数であり（３領域　193 体），各燃料集合体の燃焼度が

不均一で燃焼度分布にばらつきが大きいという事情があり，最も外側の燃料集合体と入れ替えるとともに，内側の2領域内の燃料集合体についてばらばらに総入れ替え（シャフリング）することにより，不均一であった燃料集合体の燃焼度分布のばらつきを少なくして平坦化する。

ii）これに対し，本MRXは燃料集合体数が37体で2領域の小型炉心であり，第1に半数を新燃料集合体と取り替えることは，半分燃えた燃料集合体と全く燃えていない燃料集合体とを同時に入れることはピーキングを上げることはあっても，よくなることはなく考えられない。

iii）2年目にシャフリングすることによる効果については，37体程度の燃料集合体の場合，出力分布あるいは燃焼分布の不均一が計算結果からそれ程見られず，シャフリングしても不均一の平坦化効果はなく，逆に燃えにくい外側の燃料集合体を内側にして燃えやすく燃焼の進んだ燃料集合体を外側に取り替えると出力分布がより高くなる方向であり，ピーキングは下がらず逆に高くなると考えられシャフリングによる効果は期待できない。このような燃料集合体配置を$L^3$パターン（Low Leakage Loading Pattern）と呼び漏れは小さくなるがピーキングは高くなり，より可燃性毒物が必要となる。なお，燃料の濃縮度を下げる効果及び燃焼度を均等化する効果はある。

② 2年1バッチ方式

燃焼度は半分となるが，制御棒及び可燃性毒物でおさえるべき初期余剰反応度が単純に考えると約半分で済むため，制御棒の必要ワースが格段に減少できるので，ピーキング係数の値が非常に小さくなり，その低減化効果は大きい。

以上の検討結果より，2年目に燃料交換を行うとするならば2年1バッチ方式しかなくそのピーキング低減効果は大きい。

### 4.6 燃料棒太径化の検討結果

いままで述べたように，燃料棒の太径化は燃料棒数を減少させるため，線出力密度を高くする方向であり，単に燃料棒を太くしたのでは燃料の健全性上厳しくなる。

しかしながら，以下とすることにより，寸法・仕様等の変更が必要ではあるが，燃料の健全性を維持可能であり，燃料棒の太径化を実現できる。

なお，太径化した燃料棒の外径は，現行陸上PWRの標準燃料である17×17燃料と同じ9.5 mmとしている。これは今回の目的からも適当であると考える。

(1) 炉心の大きさは大型化するが，陸上炉と同じ燃料集合体幅，配列（214 mm幅，17×17配列）とする。すなわち，燃料集合体数を同じとすると燃料棒数が減少するので線出力密度を増大させないため，炉心を大きくする（中性子漏れが最小となる炉心直径／高さ比となるように大きくする：約1.5倍）。

したがって平均炉心出力密度は低くなる。（現61.2→約40 kW／ℓ）

(2) 現在と同じ燃料集合体幅，燃料集合体数とする場合，すなわち平均炉心出力密度を変えずに炉心の小型化を維持する場合は，線出力密度が現在の約1.5倍となる。したがって，ピー

キング係数を約30％減少させる等の対象が必要となる。具体的には可燃性毒物は既に使用しており，最適配置を行うとしてもその効果はそれほど期待できないため，大胆な対策が必要であり，例えば，100％蒸気ダンプ制御方式を採用し，かつ，起動出力上昇率を陸上炉並みに遅く（数％／hr）するというような対策が必要である。

(3) あるいは，2年毎に燃料交換を行う（2年1バッチ方式）として，燃料棒径及び炉心を再構築し，燃料の健全性を維持できる線出力密度となるように検討を行う。

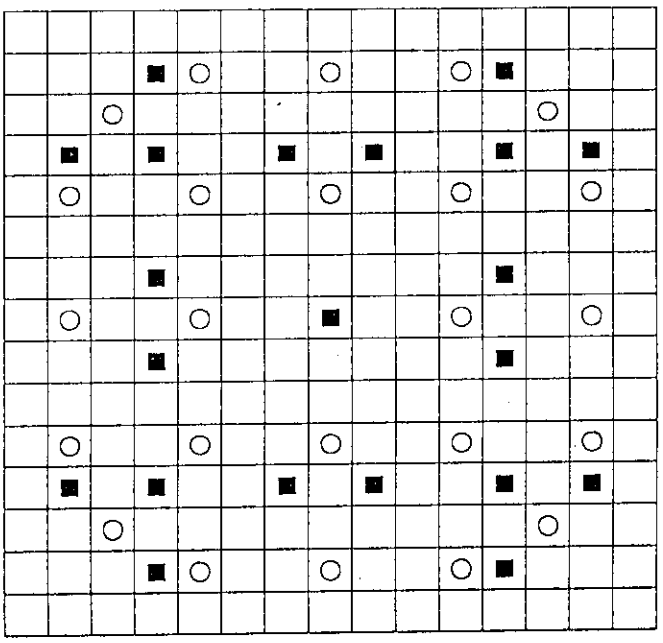
これにより，初期余剰反応度が約半分となることから，ピーキング係数の大幅な低減を実現できる。従って，燃料棒を太径化しても炉心の大型化の度合を小さくできる。なお，2年目にシャフリングを行い，4年目に燃料を取り出す方式は，燃料を出す方式は，燃料集合体数や領域が非常に少ないことや現在の出力分布にそれほどばらつきがなく，シャフリングしても出力分布の平坦化の効果はなく，逆にピーキングが高くなる可能性もある。

表 4.1　熱水力設計に係る検討結果（ＤＮＢＲ概算）

| | | ＭＲＸ | ケース１ | ケース２ | ケース３ |
|---|---|---|---|---|---|
| 燃料仕様 | 燃料棒外径　mm | ７．０ | ９．５ | ９．５ | ９．５ |
| | 燃料棒ピッチ mm | １０．０ | １２．６ | １２．６ | １２．６ |
| | 燃料有効長　mm | １２１０． | １２１０． | １６５０． | １３６８． |
| | 燃料集合体幅 mm | １９０． | １９０． | ２３９． | ２１４． |
| 熱水力データ | 炉心断面積　$m^2$ | ０．７５ | ０．６９ | １．１５ | ０．９１ |
| | 平均質量速度 *1 | ５．８ | ６．３ | ３．７ | ４．７ |
| | 最大熱流束　*2 | １．０ | １．２ | ０．６ | ０．８ |
| | 平均線出力 kw/m | ７．１ | １１．１ | ５．２ | ７．４ |
| | 最大線出力 kw/m | ２８．４ | ４４．４ | ２０．８ | ２９．６ |
| | ＤＮＢＲ概算値 | ２．４ | 約１．９ | 約３．９ | 約２．８ |

*1 ：$\times 10^6$ kg/hr$m^2$
*2 ：$\times 10^6$ kcal/hr$m^2$

燃料集合体寸法１９０×１９０



○ 細径制御棒（24本）または独立型可燃性毒物ＢＰ棒
■ 可燃性毒物入り燃料棒（21本）：１例

図 4.1　太径燃料炉心15×15配列炉心構成例

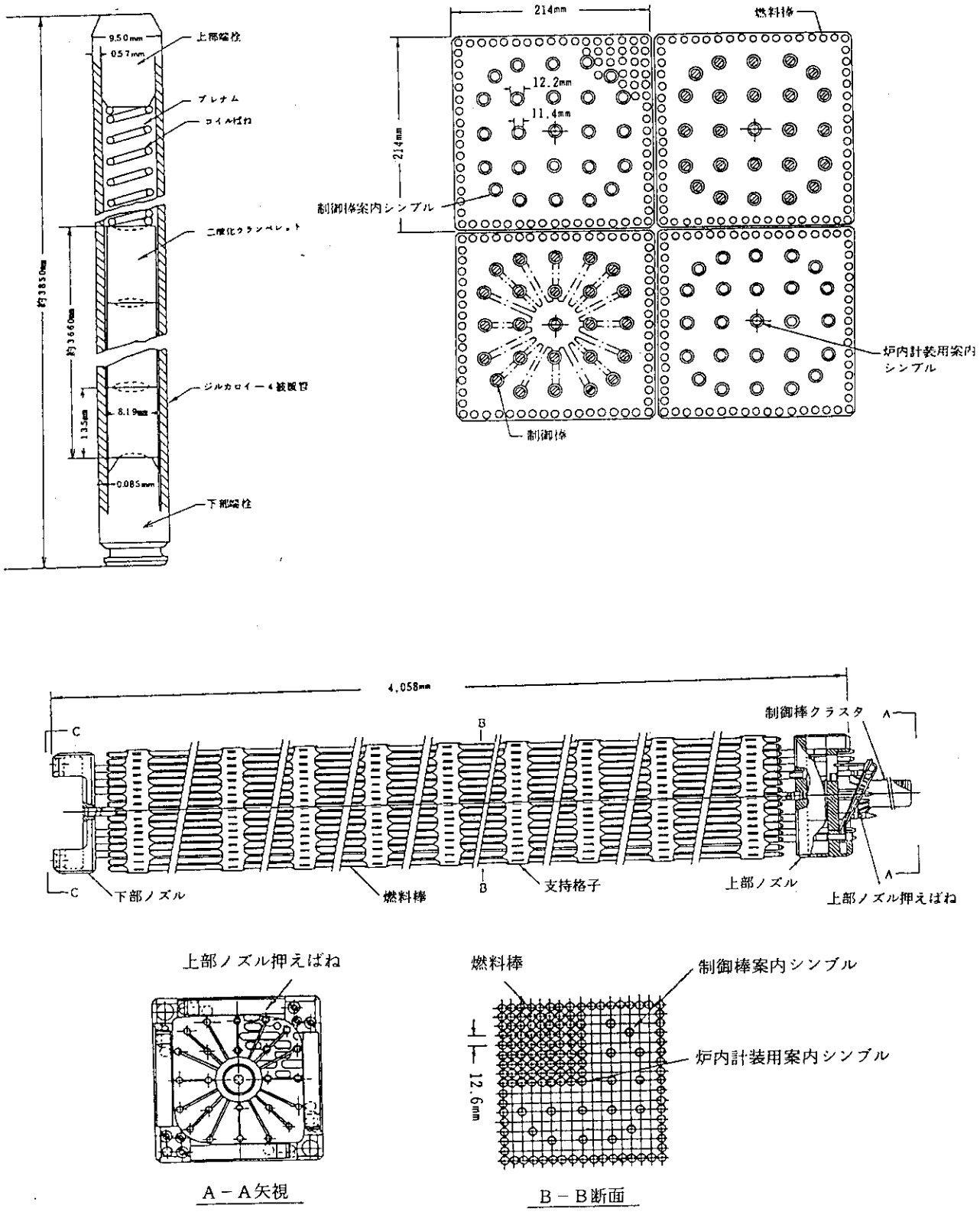



図4.2　17×17型燃料集合体構造図

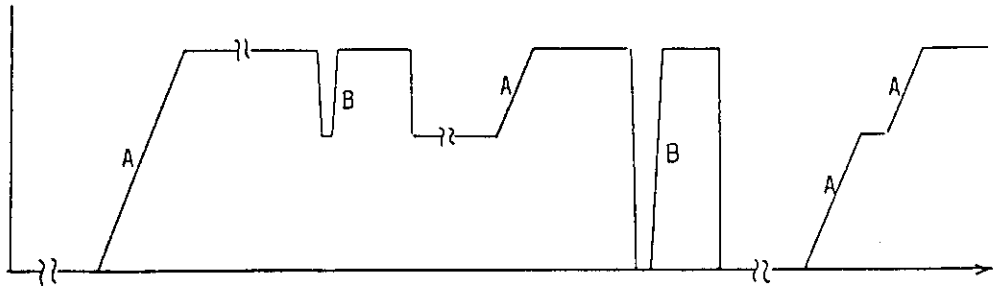



図 4.3　出力上昇率及び出力上昇パターン

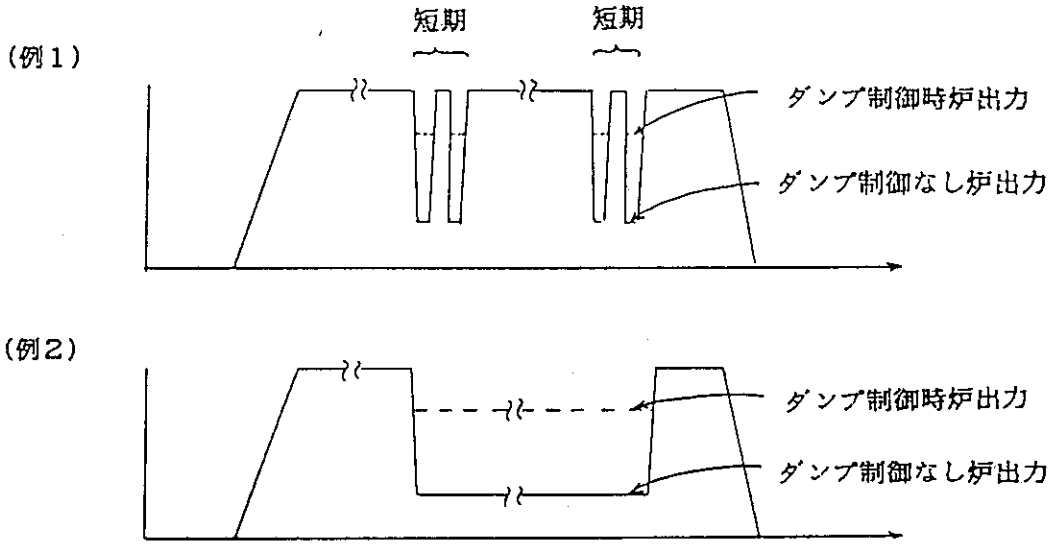
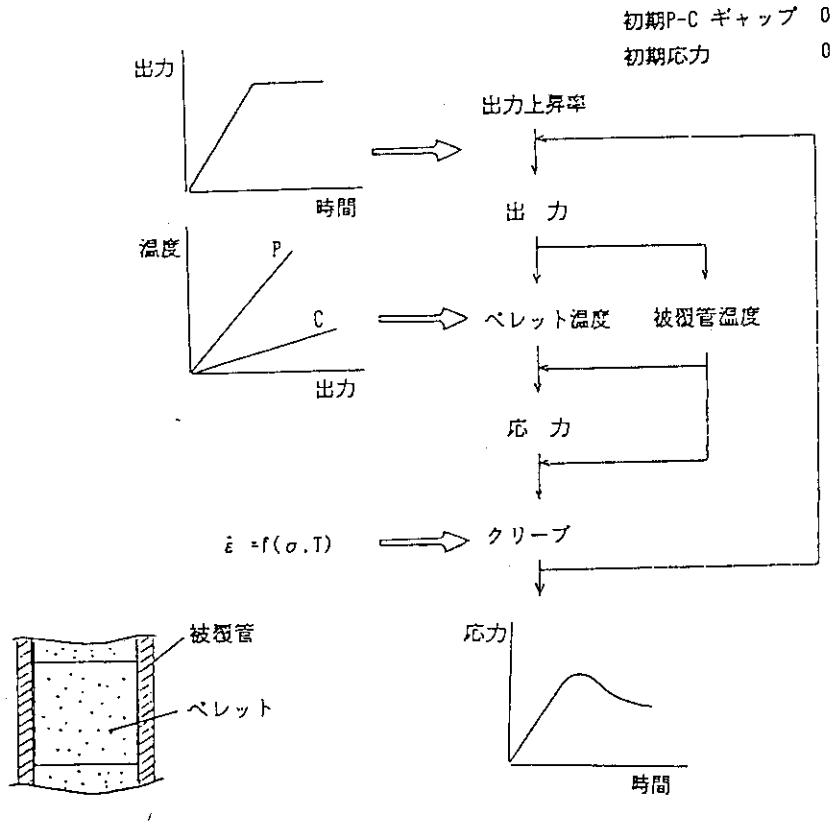
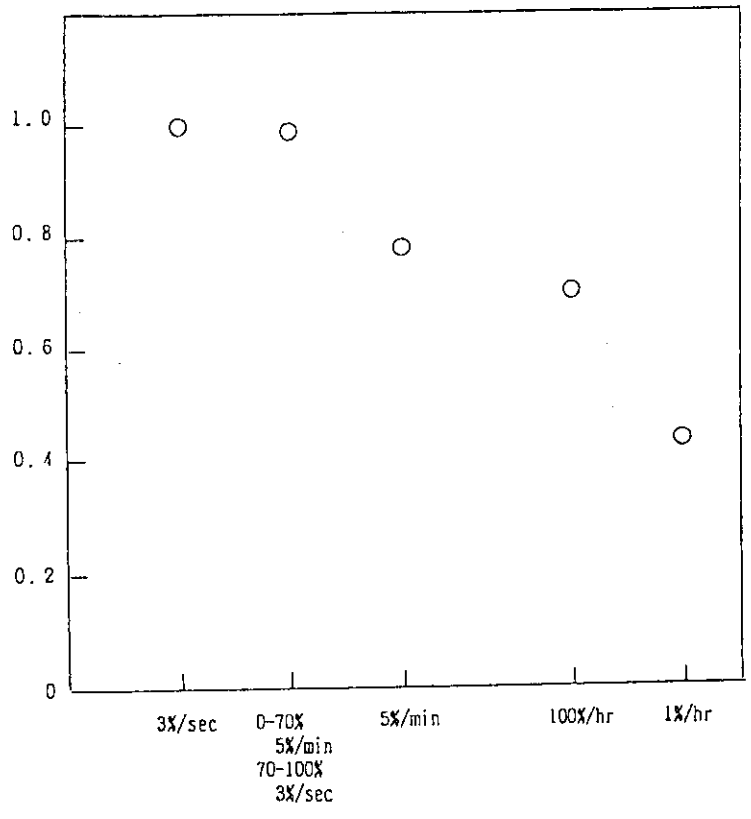



図 4.4　蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式と出力上昇率




計算概要




到達応力の比較

図4.5 出力上昇率と到達応力

# 5. 今後の研究開発課題

## 5.1 改良舶用炉 MRX の炉心

以上述べたように舶用炉炉心について，様々な炉心を各設計条件によって設計し構築した。各炉心は，それぞれに技術課題あるいは開発要素を有している。

以下に今後の研究開発課題として，炉心設計において解決しておくべき課題をまとめておく。

(1) 太径燃料棒炉心の検討（MRX 炉心）

すでに第4章で述べたように，現在の7mmという細い燃料棒外径を実績のある現行陸上炉並みの9.5mmとする炉心の検討が必要であり，概略検討の結果成立性の見通しを得ており，設計を早急に行う必要がある。

(2) 燃料棒からの事故時 FP ガス放出量の予測

MRX の大きな特徴の1つは，原子炉容器を水漬にした湿式格納方式の採用により LOCA 等の事故時に原理的に炉心の冠水を維持できることと受動的な概念の冷却系により崩壊熱の除去を保証していることであり，これらの組合せにより事故時の燃料の健全性が維持され，その結果として FP（核分裂生成物）の格納容器内への放出が制御されることである。

この特徴により，二次遮蔽の省略あるいは大幅な削減による遮蔽重量の減少が期待される。そのためのデータとするため，事故時の放出量を予測することが必要であるが，実験によらずに解析によって求めようとすると，現在解析する道具（解析コード）がなく定量的に求まらないのが現状である。

したがって，予測解析コードを開発し，事故（LOCA）時の FP 放出量を求める必要がある。FEMAXI－Ⅳコードを基本とした改造によって，実現可能と考えられる。

(3) 62年度炉心（最適炉心）の最高燃焼度（ピーキング係数）の低減

62年度炉心（最適炉心）は，高出力密度・高燃焼度炉心（90 KW／ℓ，50000 MWd／t）であり，最高燃焼度が118,000 MWd／t に達し現在の実績最高速度燃焼度をはるかに超えている。そのため，実績値以内として実証範囲内とする事が必要である。

炉心については性能を落とさずに，燃料に対してより楽な設計となるように出力ピーキングを下げる検討を進めて最高燃焼度を現在の実績最大値である70,000 MWd／t あるいはその外挿可能範囲と考えられる80,000 MWd／t 程度としていくこととする。そのための炉心設計上の適用可能な方法技術（検討項目）として以下がある。

① 最大燃焼度を有する燃料集合体の出力を燃料あるいは GdBP の配置を変えることにより最大燃焼度を低くする。

② 最大燃焼度を有する燃料集合体の軸方向あるいは水平方向燃料の濃縮度あるいは GdBP の濃縮度に分布をもたせる。

③ 分離型 GdBP を使用し，出力ピーキングを下げる。

④ 炉心の燃料の濃縮度を多領域に分ける。

62年度に概略検討した結果，これらにより約15％は最高燃焼度を低減できる可能性があることが分かっており，計算解析による確認を必要とする。

## 5.2　深海用超小型炉DRXの炉心

DRX炉心は成立性を検討した段階であり，停止条件については満足する超小型炉心を構築できたが，以下に示すように余剰反応度条件を満たしていないなど様々な課題を残しており，今後さらに設計検討を進めていく必要がある。

(1)　キセノンオーバーライドの達成（Gd炉心の検討）

現炉心では，余剰反応度が不足しており，キセノンオーバーライド及び制御棒1体が炉内に固着して引抜きができなくなった時の出力運転が達成されていない。

このうち後者は今回の設計条件としていないため将来の問題とする。キセノンオーバーライドについては寿命末期の余剰反応度を増加させ，寿命の延長及びキセノンオーバーライドの条件を達成する必要がある。

このためには，現設計でGdを用いる方法があるが，熱水力設計との総合的判断により，燃料格子のVm／Vpを減少させて，それに伴う反応度欠損の増大を制御棒本数の増加とGdの両方を用いて相殺する方法がある。この場合は炉心がさらに小型化されるため，制御棒駆動装置の成立性が重要な課題となる。

(2)　DRXに適合するDNB相関式の開発

本DRXは，DNB相関式として一般的なW－3相関式の適用範囲に対し，水力等価値直径及び局所質量速度が範囲外となっている。今回は，適用範囲はやはり外れてはいるが，W－3相関式よりは適用範囲に近いJanson & Levyの相関式を用いて外挿することによりDNBを評価した。

このため，DRXの実現にあたっては，DNB相関式の適用範囲内にパラメータを収めるためのDNB試験が必要である。

# 6. 結　　言

舶用炉炉心設計のこれまでのまとめとして，舶用炉特有の炉心設計条件を示すとともにいままでの原子力船研究開発室が実施してきた舶用炉炉心（9炉心：100 MWt 炉心×8，2 MWt 超小型炉心×1）について，その主要目，炉心特性，構造等をまとめた。それらのいずれも舶用炉炉心としての設計要件を満足しており，それぞれの主目的，設計条件に応じたそれぞれの魅力を有する炉心である。

したがって，今後の用途，想定船種，設計要件に応じて最も適する炉心を選択して使用できると考えられる。

なお，各炉心は開発中の最先端技術を含むものであり，今後それぞれの課題について必要な研究開発検討を行い，実用化に備える必要がある。

# 参 考 文 献

(1) 原子力船研究開発室　JAERI－M　88－048「改良舶用炉の試設計の評価(1)試設計炉」1988年3月

(2) 安保，中島，横村　JAERI－M　88－049「改良舶用炉の試設計の評価(2)－燃料特性（Ⅰ），；丸棒燃料－」1988年3月

(3) 安保，横村　JAERI－M　88－050「改良舶用炉の試設計の評価(3)炉心特性」1988年3月

(4) 安保，横村　JAERI－M　89－019「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅰ），炉心設計：最適炉心の検討」1989年2月

(5) 安保，伊藤　JAERI－M　89－158「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅱ），システム設計(1)　システム簡略化の検討」1989年10月

(6) 安保，伊藤　JAERI－M　89－159「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅲ），システム設計(2)　小型・軽量化の検討」1989年10月

(7) 安保，横村，千葉，三木「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅰ），炉心設計」，1988年10月日本原子力学会「昭和63年秋の大会」

(8) 科学技術庁原子力安全局原子力安全調査室「原子力安全委員会指針集；加圧水型原子炉に用いられる17行17列の燃料集合体について（原子力安全専門審査会）」昭和59年3月　大成出版社

# 目　　次

1. 序　言 …… 1
2. 舶用炉炉心設計条件（舶用炉炉心の特殊性） …… 2
3. これまでの当室における舶用炉炉心設計 …… 9
3.1 試設計炉心 …… 9
3.2 概念確立設計炉心 …… 12
3.3 現設計炉心 …… 15
3.3.1 改良舶用炉MRXの炉心 …… 15
3.3.2 深海用超小型炉DRXの炉心 …… 16
4. 燃料棒を陸上炉並みの太径とする検討 …… 58
4.1 炉心の大きさを変えずに太径（外径 9.5 mm）とする検討 …… 58
4.2 炉心の大きさを変えて（大型化）もよいとして太径（9.5 mm）とする検討 …… 61
4.3 燃料健全性，耐PCI性能に与える影響の検討 …… 64
4.4 熱水力設計に与える影響の検討 …… 66
4.5 燃料交換（シャフリング）を2年毎に行う場合の検討 …… 67
4.6 燃料棒太径化の検討結果 …… 68
5. 今後の研究開発課題 …… 74
5.1 改良舶用炉MRXの炉心 …… 74
5.2 深海用超小型炉DRXの炉心 …… 75
6. 結　言 …… 76
参考文献 …… 76

Contents

1. Introduction ..... 1
2. Design Condition of Marine Reactor Core ..... 2
3. Our Marine Reactor Cores ..... 9
3.1 Trial Design Core ..... 9
3.2 Conceptual Design Core ..... 12
3.3 Todays Design Core ..... 15
3.3.1 Advanced Marine Reactor MRX ..... 15
3.3.2 Deep Sea Reactor DRX ..... 16
4. Study of Core with Thick Fuel Pin same as Power Plant PWR ..... 58
4.1 Study of Core with Thick Fuel Pin (9.5 mm) Part-1 ..... 58
4.2 Study of Core with Thick Fuel Pin (9.5 mm) Part-2 ..... 61
4.3 Study of Effect to Integrity of Fuel and PCI ..... 64
4.4 Study of Effect to Thermo-Hydrauric Design ..... 66
4.5 Study of 2 years Shaffling Core ..... 67
4.6 Conclusion ..... 68
5. Research and Development Items ..... 74
5.1 Advanced Marine Reactor MRX ..... 74
5.2 Deep Sea Reactor DRX ..... 75
6. Conclusion ..... 76
Reference ..... 76

# 1. 序　　言

当室は58～61年度に改良舶用炉の試設計として現有技術を基本として出力100 MWtの原子炉プラントを3種類，炉心は1改良炉心を含め4炉心の設計研究を実施した。また，62年度からは概念確率設計として試設計の成果を踏まえて，新しい開発要素を含む炉心，炉プラントについて同じく出力100 MWtのさらに小型・高性能化した2原子炉プラントの概念を構築するとともに炉心の検討として3サーベイ炉心及び1炉心（最適炉心）の設計検討を行った。この検討は，最新技術あるいは将来技術を含めた検討とし，高性能にして経済性の優れた炉心を目標とした。具体的には陸上発電炉の最新技術あるいは開発目標であるスペクトルシフト（APWR技術）及び高転換炉技術（HCPWR，準稠密化炉心）の適用可能性を検討するものとし，出力密度及び燃焼度を更に高くするとともに，炉心寿命を4年から8年とすることを目標に検討した。以上の結果を基に現在のMRX炉心へと設計研究を進めている。

また一方，平成元年度から深海調査船用の超小型炉の設計研究として，出力2 MWtの超小型炉心及び原子炉プラントの設計検討を実施している。

ここでは，これまでに実施した舶用炉の炉心設計のまとめとして，舶用炉炉心としての特殊性，特有の基準要求について整理するとともに，サーベイ炉心を含めた合計8炉心（100 MWt）及び1超小型炉心について設計条件，主要目，炉心構成，特徴及び課題を比較整理する。また，現在，舶用炉特有の急激な負荷変動条件等を考慮して細径（外径7.0 mm）としているMRX炉心の燃料棒外径について，今後の改良舶用炉炉心の設計の方向として，燃料棒径を陸上炉並みの太径（外径9.5 mm）とすることが可能かを中心に検討したものである。

その結果，太径とすることは可能でその方策はいくつかあり，今後さらに設計を進めていく必要があるという結果を得た。

さらに，MRX，DRXについて燃料及び炉心の今後の研究，開発を必要とする項目をまとめておく。

# 2.　舶用炉炉心設計条件（舶用炉炉心の特殊性）

舶用炉炉心は，陸上炉と異なる様々な設計条件がある。

これは，舶用炉炉心が限られた空間に収める必要性から基本的に小型炉心であること，波浪・風等による動揺及び附加加速度という特殊な環境条件があることと，また，船であることによる急激な負荷変動条件が要求されること，さらに，船の安全性を考慮したことによる制限あるいは設計条件が適用基準であるIMO基準に要求されていること等によるものである。

舶用炉炉心の場合，これらが設計上の制約条件となって，炉心の設計を制限された複雑なものにしている。

陸上炉と較べた場合の主な違い（特殊性）は，以下となる。

(1)　小型炉心であること

(2)　燃料交換期間の違い（炉心寿命の長期化）

(3)　急速な負荷変動条件の要求

(4)　風・波浪等の環境条件の違い

(5)　IMO基準の要求による炉心設計条件の違い

(1)　小型炉心であること

改良舶用炉炉心の出力規模は熱出力100 MWtであり，大型陸上PWR発電炉（電気出力100万kW級）の約1／30という小出力炉心である。また，限られた空間の船内に搭載するため，基本的に小型化が要求される。

したがって，小型炉心であるがための以下の違い（特殊性）が生ずる。

①　中性子の漏れが大となり，燃料濃縮度が高くなる。

②　燃料棒数が非常に少なくなり，線出力密度が高くなる。

③　制御棒駆動装置の大きさの制限により，使用可能制御棒数が限定される。

②の対策として，燃料棒径を細くすること及び可燃性毒物の多用（独立型と燃料内混合型可燃性毒物の両方の採用及び多数の可燃性毒物棒の使用など）などが必要となる。

(2)　燃料交換期間の違い（炉心寿命の長期化）

燃料交換期間については，定期点検の要求と関連があり，陸上炉のように毎年1回の定検の要求必要性はなく，定検としていわゆるISI（供用中検査）の規定として，4年に一度の検査が要求されている（IMO基準）。したがって，稼働率を高くして経済性を向上させるためにも，4年に一度のISI周期と一致させた炉心寿命として燃料交換周期を4年とすることとしていた。

また，燃料のシャフリングを行うことは燃料交換と同じ日数を必要とするため，燃料のシャフリングも行わず，4年1バッチを原則としている。

なお，今年度から改良舶用炉MRXの設計対象船種とした極地観測用砕氷船のように，もともと稼働率が高くない場合には，4年に1度と限らず，2年毎に必要な船体点検に合わせて，2年毎に燃料シャフリングを行う4年2バッチ方式も考えられる。この点については，4章で

検討する。

燃料交換時期を4年（4年1バッチ）とすることにより，以下の影響が生ずる。

① 炉心寿命が長いため必要な初期過剰反応度が大きくなり，その分の反応度制御が複雑となる。

② 可燃性毒物が燃え尽きる時点が生じる可能性があり，その時の反応度制御の考慮が必要。

反応度制御には，様々な工夫が必要となる。

例えば，可燃性毒物の多用，適切配置あるいは燃料濃縮度の多領域化などが考えられる。

(3) 急速な負荷変動条件の要求

改良舶用炉の負荷変動設計条件は表2.1及び図2.1に示すとおり3％／secの負荷変動速度であり，陸上PWRの負荷変動設計条件の負荷変動速度である5％／minと比べて非常に速く燃料にとって厳しい設計条件となっている。

このような急激な負荷変動条件は，船として危険回避のために，このような負荷変動速度が要求されるものであり，この値自体は大きく変えることはできないが，蒸気ダンプによるタービンバイパス制御方式の採用によって原子炉出力を一定にすることを検討中であり今回の改良舶用炉設計にも部分負荷（70％）において炉出力一定制御方式を取り入れている。表2.2及び図2.2に70％一定制御方式の負荷変動条件を示す。

なお，100％ダンプとする方式も考えられ，この点については4章で検討する。

急激な負荷変動の場合，以下の影響が生じる。

① 燃料の健全評価において最も影響を与えるものの一つに負荷変動速度がありこのような急激な負荷変動速度の場合，被覆管の最大応力が厳しい値となる。

② そのため，他の炉心設計条件の何かを緩和せざるを得なくなる。

また，燃料にとっては線出力密度の最大値が最も影響を与えるため，線出力密度の最大値を抑えることが必要となり，制約条件となる。

(4) 風・波浪等の環境条件の違い

陸上炉の場合，地震による加速度への耐震設計が課されるが，舶用炉の場合，耐震設計の必要はない。しかしながら，風・波浪等の環境条件による船の動揺等の船体運動が生じるため，附加加速度及び動揺傾斜角度が設計条件となる。

この附加加速度及び動揺傾斜角度の設計条件による影響は，以下のとおりである。

① 安全系統の正常な作動範囲として，傾斜，動揺及び附加加速度が設計条件とされる。

② 限界熱流束が低下する等の影響が生じる。

熱水力設計において限界熱流束を評価する際の基準値に対して加速度条件下での低下率を考慮する。W－3評価式を使用する場合，陸上炉で限界熱流束比（DNBR）：1.3に対して，舶用炉では加速条件下での限界熱流束比（DNBR）：1.53として，低下分15％，余裕をとって評価している。

このため，熱流束熱水路係数を低くする必要が生じる等の影響があり，炉心設計を厳しくしている。

(5) IMO基準の要求による炉心設計条件の違い

改良舶用炉を設計する場合，原子力商船の設計基準に関して国際的な協議を経たIMO基準

（IMO（国際海事機関）原子炉商船安全基準（案））を適用基準としている。IMO基準は，原子力商船を対象としていることにより，従来の陸上発電用軽水炉基準（安全設計審査指針及び安全評価審査指針）とは異なる基準要求内容となっているところが少なくない。その大きな理由として，

- 風，波浪などの環境条件の違いによる船体運動の原子炉への影響
- 炉の停止は船としては安全とは限らない（常に一定の推進力が必要）。
- 耐震の考慮は必要ないが，①による加速度の影響の考慮が必要
- 船体事故の考慮（沈没，衝突など）

などがあげられる。ここでは，それらの違いのうち特に炉心設計を行う場合の設計条件に関するIMO基準と陸上炉基準との要求内容の違いについて示す。主な項目として以下の4項目がある。これらの違いをまとめて表2.3に示す。

① 独立2系統の停止系（反応度制御系）基準の違い：

- IMO基準では2つの停止系（反応度制御系）ともに低温状態での未臨界（達成及び維持）を要求しているが，陸上炉基準では1つの停止系のみ低温状態で他は高温状態の未臨界（達成及び維持）を要求している。
- また，IMO基準では1つの停止系（主停止系）に対して，次項に示す1ロッドスタック基準における違いがある。

② 1ロッドスタック基準（反応度停止余裕）の違い：

- IMO基準では1つの停止系（主停止系）に対して，可溶性毒物を用いずに冷態未臨界とすることを要求している。

③ 1ロッド炉内スタック時の舵効出力の維持（反応度余裕基準の違い）：

- IMO基準のみに規定があり，陸上炉基準にはない船体の安全性を考慮したことによる舶用炉特有の要求である。この基準は1ロッドスタック基準における反応度停止余裕とは反対の余剰反応度に関する基準であり，1ロッドスタック基準を満足しようとして反応度停止余裕をとりすぎるとこの基準が満足できなくなる。

④ 可溶性毒物（ケミカルシム）の使用制限基準の違い：

- IMO基準では1つの停止系（主停止系）に対して，可溶性毒物を用いずに冷態未臨界とすることを要求している。なお，他の停止系（反応度制御系）に対しては，特に可溶性毒物（ケミカルシム）の使用制限の規定はない。
- 陸上炉では特に可溶性毒物（ケミカルシム）の使用制限の規定はない。

このように，陸上炉と比べると，1ロッド炉内スタック時の舵効出力の維持基準や可溶性毒物（ケミカルシム）の使用制限基準等炉心を設計する場合に制限制約条件となる非常に厳しい基準内容である。

なお，改良舶用炉及び超小型炉への適用を表2.3に示す。

表 2.1　改良舶用炉負荷変動条件（昭和 61 年度）

(1)　出力上昇及び減少（耐用期間中 20000 回）

基 底 負 荷 ―――― 常 用 負 荷

3 %／sec

(2)　急速出力減少（耐用期間中 200 回）

全　負　荷 ―――― 基 底 負 荷

1 sec

| | |
|---|---|
| 全　負　荷 | 100 % |
| 常 用 負 荷 | 90 % |
| 後進全負荷 | 80 % |
| 基 底 負 荷 | 10 % |

(3)　前後進切換（耐用期間中各 500 回）

a．前進より後進

全　負　荷 ―――― 基 底 負 荷 ―――― 後進全負荷

5 sec　　50 sec　　3 %／sec

b．後進より前進

後進全負荷 ―――― 基 底 負 荷 ―――― 全　負　荷

5 sec　　50 sec　　3 %／sec

表 2.2　改良舶用炉負荷変動条件（本年度）

(1)　蒸気ダンプによるタービンバイパス制御によって一定炉出力とする方式の場合の負荷変動条件

(1)　通常時原子炉負荷変動：出力上昇及び減少（耐用期間中 20,000 回）

10 % 負荷 ―――― 70 % 負荷

5 %／min

70 % 負荷 ―――― 100 % 負荷

3 %／sec

(2)　急速出力減少（耐用期間中 200 回）

100 % 負荷 ―――― 70 % 負荷

1 sec

(3)　急速な出力減少と出力上昇が連続した負荷変動（耐用期間中各 500 回）

100 % 負荷 ―――― 70 % 負荷 ―――― 100 % 負荷

5 sec　　* sec　　3 %／sec

＊ケース 1 ：50 sec

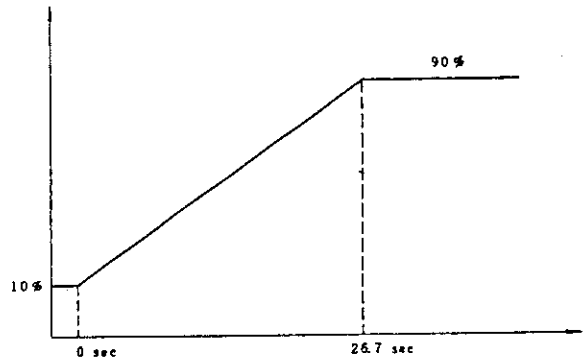
ケース 2 ：　0 sec

表 2.3　炉心設計条件比較

| 設計条件 | IMO 基準 | 陸上炉基準 | 超小型炉 | MRX |
|---|---|---|---|---|
| ①　1ロッドスタック基準 | 有り（ケミカルシムなしで冷態未臨界） | 有り（ケミカルシム含みで冷態未臨界） | 適用（ケミカルシムなしで冷態未臨界） | 適用（ケミカルシムなしで冷態未臨界） |
| ②　1ロッド炉内スタック時に舵効出力で運転可能なこと | 有り | なし | 適用しない（バッテリで運転） | 適用 |
| ③　可溶中性子毒物（ケミカルシム）の使用 | 制限有り 反応度制御手段としての主停止系への使用禁止。（他の停止系への記述無） | 特に制限なし | 使用しない | 使用しない |
| ④　独立2系統の停止系に関する基準 | 2系統とも冷態未臨界を要求（主系統はケミシムなしを要求，他の系統は手段の記述なし） | 主系統は冷態未臨界 他の系統は温態未臨界を要求（主系統はケミシム含むで可） | IMO 基準を適用（後備系統も可溶中性子毒物なしとする） | IMO 基準を適用（後備系統は緊急ボロン注入系とする計画である） |

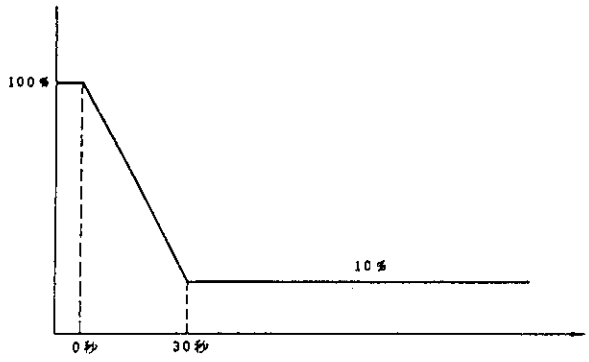
出力上昇

基底負荷→常用負荷
（26.7秒）



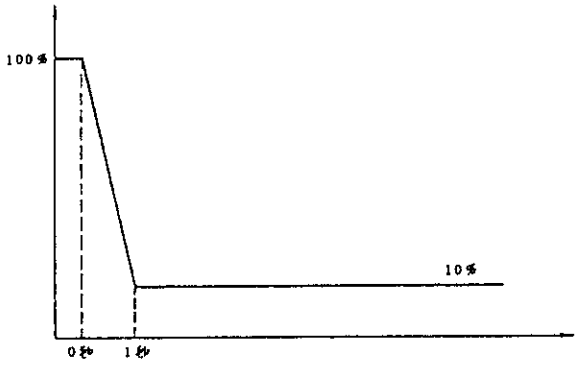

出力減少

全負荷 → 後進全負荷
（30秒）




急速出力減少

全負荷 → 基底負荷
（1秒）




後前進切換

後進全負荷→基底負荷→全負荷
（5秒）50秒（30秒）

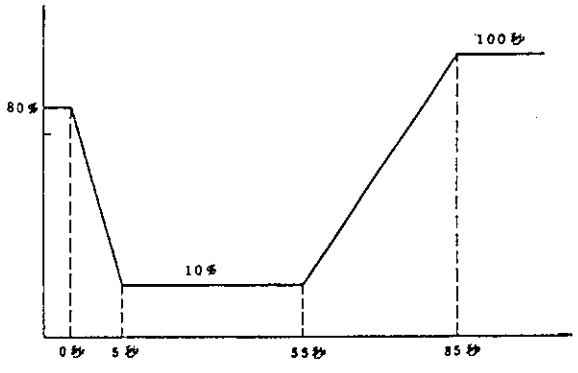
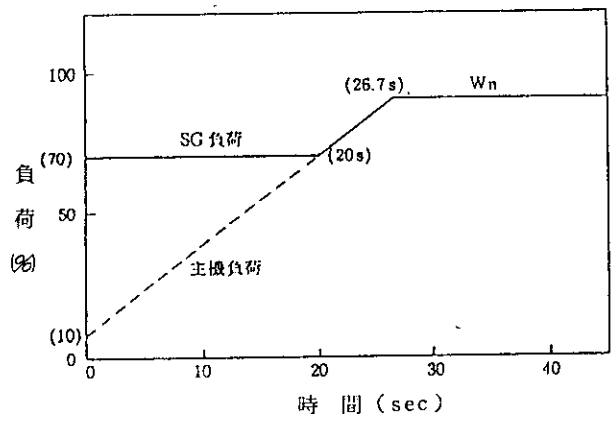
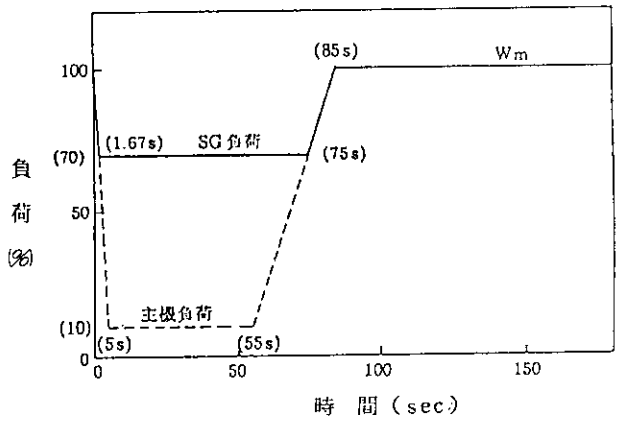


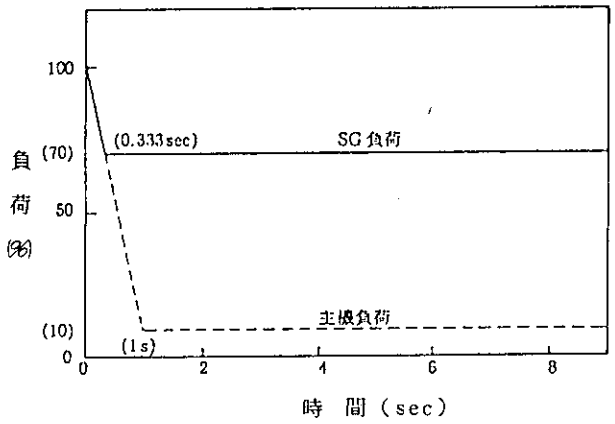

図2.1　負荷変動条件



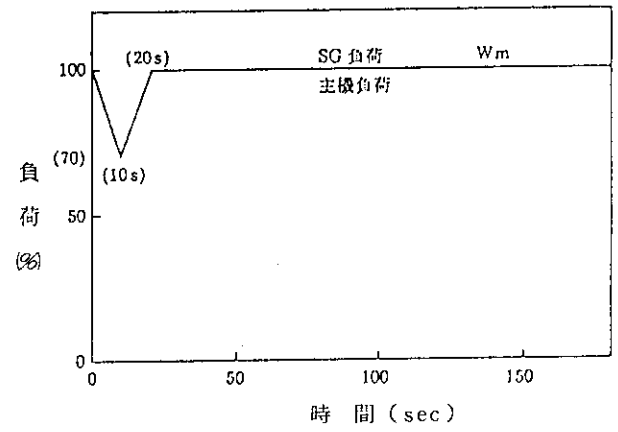

(a) 出力上昇




(c) 急速な出力減少と出力上昇（その１）




(b) 負速出力減少




(d) 急速な出力減少と出力上昇（その２）

Wm：全負荷（100％）
Wn：常用負荷（90％）

図2.2　負荷変動条件
（蒸気ダンプによる炉出力一定制御方式）

# 3.　これまでの当室における舶用炉炉心設計

当室がこれまでに設計研究を実施した炉心として，以下がある。

(1)　試設計炉心

①　半一体型炉（58 年度炉心）

②　半一体型炉（61 年度炉心）

③　一体型炉炉心

④　自己加圧一体型炉炉心

(2)　概念確立設計炉心

①　最適炉心（62 年度炉心）

②　サーベイ炉心 1（高ウラン利用率化炉心）

③　サーベイ炉心 2（長寿命・高燃焼度化炉心）

④　サーベイ炉心 3（高燃焼度・高出力密度化炉心）

(3)　現設計炉心

①　改良舶用炉 MRX の炉心（61 年度炉心を採用）

②　深海用超小型炉 DRX の炉心

出力規模は深海用超小型炉 DRX の炉心のみ 2 MWt であるが，そのほかの炉心は全て同じで，100 MWt である。

各炉心の仕様，要目及び炉心特性を一覧表にして示すとともに，炉心構成等を図で示し，各炉心を次の項目について比較対照する（表 3.1 ～ 3.8 及び図 3.1 ～ 3.10 参照）。

（表で比較対照する項目）

・炉心主要目，反応度制御方式，ピーキング係数，燃焼度，反応度停止余裕，余剰反応度，Xe オーバライド，可燃性毒物，制御棒及び制御棒駆動装置

（図で示す項目）

・炉心構成，燃料集合体内配置，実効増倍率の燃焼変化，軸方向平均出力分布，制御棒（グループ）配置，定格運転時の制御棒挿入度対燃焼度，熱流束熱水路係数 $F_Q$ の燃焼変化，平均燃焼度分布，炉停止後のキセノンによる反応度欠損の時間変化

各炉心は，それぞれに設計条件が違うこともあり，それぞれに仕様の異なる優れた特性を有し，そのバラエティに富む豊富な炉心シリーズ機種は，様々な用途や異なる対象船種に対応可能であり，また，その用途，船種によって使い分けることが，今後重要となってくるものと考えられる。これはいままでの炉心設計の成果を最大限に生かすことになる。

## 3.1　試設計炉心

当室が，ポスト「むつ」の舶用炉として本格的に設計を開始したのが，改良舶用炉試設計である。これは，設計コンペ方式で，民間造船原子炉メーカ 3 社の協力により同じ仕様で当時の現状

# 3.　これまでの当室における舶用炉炉心設計

当室がこれまでに設計研究を実施した炉心として，以下がある。

(1)　試設計炉心

①　半一体型炉（58 年度炉心）

②　半一体型炉（61 年度炉心）

③　一体型炉炉心

④　自己加圧一体型炉炉心

(2)　概念確立設計炉心

①　最適炉心（62 年度炉心）

②　サーベイ炉心 1（高ウラン利用率化炉心）

③　サーベイ炉心 2（長寿命・高燃焼度化炉心）

④　サーベイ炉心 3（高燃焼度・高出力密度化炉心）

(3)　現設計炉心

①　改良舶用炉 MRX の炉心（61 年度炉心を採用）

②　深海用超小型炉 DRX の炉心

出力規模は深海用超小型炉 DRX の炉心のみ 2 MWt であるが，そのほかの炉心は全て同じで，100 MWt である。

各炉心の仕様，要目及び炉心特性を一覧表にして示すとともに，炉心構成等を図で示し，各炉心を次の項目について比較対照する（表 3.1 ～ 3.8 及び図 3.1 ～ 3.10 参照）。

（表で比較対照する項目）

・炉心主要目，反応度制御方式，ピーキング係数，燃焼度，反応度停止余裕，余剰反応度，Xe オーバライド，可燃性毒物，制御棒及び制御棒駆動装置

（図で示す項目）

・炉心構成，燃料集合体内配置，実効増倍率の燃焼変化，軸方向平均出力分布，制御棒（グループ）配置，定格運転時の制御棒挿入度対燃焼度，熱流束熱水路係数 $F_Q$ の燃焼変化，平均燃焼度分布，炉停止後のキセノンによる反応度欠損の時間変化

各炉心は，それぞれに設計条件が違うこともあり，それぞれに仕様の異なる優れた特性を有し，そのバラエティに富む豊富な炉心シリーズ機種は，様々な用途や異なる対象船種に対応可能であり，また，その用途，船種によって使い分けることが，今後重要となってくるものと考えられる。これはいままでの炉心設計の成果を最大限に生かすことになる。

## 3.1　試設計炉心

当室が，ポスト「むつ」の舶用炉として本格的に設計を開始したのが，改良舶用炉試設計である。これは，設計コンペ方式で，民間造船原子炉メーカ 3 社の協力により同じ仕様で当時の現状

技術による舶用炉の設計を実施したものである。

原子炉型式としては，半一体型炉，一体型炉及び自己加圧一体型炉の3炉型式となり，炉心も2つが丸棒燃料炉心，もう1つは板状燃料（キャラメル燃料）炉心が設計された。

それぞれの炉心の主要目を表3.1に，炉心構成図を図3.1に示す。

なお，半一体型炉炉心は，61年度に評価用の改良炉心（61年度炉心）の設計も実施した。

以下にそれぞれの炉心の概要について簡単に述べる。

(1) 半一体型炉（58年度炉心）

炉心は，図3.1の炉心構成に示すように37体の燃料集合体から構成される。各燃料集合体は19×19の配列をした297本の燃料棒と16本の制御棒クラスタ案内シンブルから成っている。燃料棒は低濃縮された二酸化ウランのペレットから成り，冷間加工されたジルカロイ管で被覆され，ヘリウムガスが加圧封入してある。制御棒クラスタ案内シンブルの材質はジルカロイである。

燃料は現行陸上炉より僅か細い外径8.6 mmの棒状燃料を使用している。また，2種類の濃縮度の燃料による2領域燃料装荷を行う。濃縮度の低い燃料（第1領域）で中央部領域を構成し，高い濃縮度の燃料（第2領域）はその外側に同心円状に配列される。領域1，2の濃縮度はそれぞれ3.7 wt％，4.7 wt％である。

可燃性毒物（BP）として，ガドリニアを用い過剰反応度を制御する。ガドリニアはサイクル末期の反応度損失が少なく，燃料中に混入されるため従来型BPのように使用後，固体廃棄物とならない等の長所を有する。ガドリニア入り燃料の炉内配置は図3.2の通りであり，総本数は，900本である。

制御棒については，炉心内に21体の制御棒クラスタが配置される。制御棒吸収材の材質は$B_4C$であり，ホウ素はB－10の同位体存在比19.8 at％の天然ホウ素を用いた。吸収材の被覆管の材質はステンレスである。

(2) 半一体型炉（61年度炉心）

炉心は，図3.1の炉心構成に示すように37体の燃料集合体から構成される。各燃料集合体は19×19の配列をした313本の燃料棒と12本の制御棒クラスタ案内シンブルから成っている。燃料棒は低濃縮された二酸化ウランのペレットから成り，冷間加工されたジルカロイ管で被覆され，ヘリウムガスが加圧封入してある。制御棒クラスタ案内シンブルの材質はジルカロイである。

燃料は現行陸上炉より多少細い外径7.0 mmの棒状燃料を使用している。また，2種類の濃縮度の燃料による2領域燃料装荷を行う。濃縮度の低い燃料（第1領域）で中央部領域を構成し，高い濃縮度の燃料（第2領域）はその外側に同心円状に配列される。領域1，2の濃縮度はそれぞれ5.7 wt％，6.7 wt％である。

可燃性毒物（BP）として，ガドリニアを用い過剰反応度を制御する。本炉心でのカドリニアの用い方としては，燃料の中に混入して用いるタイプと燃料の中に混入せず，ガドリニアのみでBP棒を形成し（アルミナとの混合物），制御棒クラスタ案内シンブルの中に挿入して用いるタイプ（ガドリニアBP棒）との2種類のタイプを採用している。ガドリニア混入タイプの燃料棒は，本来，サイクル末期での反応度損失が少なく，従来型のBPのように使用後固体

廃棄物とならない等の長所を有しており，このような特性をベースにガドリニア混入燃料棒について評価したが，そこでは燃料集合体当たり一律21本必要との結果になっている。しかしながら，多量にガドリニアを使用したために炉心での出力分布の偏りにより，炉心周辺，炉心上端及び下端での燃え残りの影響が大きくなり，所定の燃焼度が得られないことがわかり，結局ガドリニア混入燃料棒とガドリニアBP棒の本数及び配置を燃焼度と出力分布の平坦化の観点より図3.2に示すとおりとした。また，軸方向においてもガドリニア混入燃料棒，ガドリニアBP棒とともに，上端及び下端のそれぞれ11％をガドリニアを含まないものとした。

制御棒については，炉心内に21体の制御棒クラスタを配置挿入するが，このうち制御用制御棒クラスタとしては，燃焼に伴う反応度変化，出力変化による反応度補償ができるように体数を決定し，出力分布の平坦化を考慮してバンク分けと配置を決定した。残りの制御棒は停止用としている。なお，制御棒吸収材の材質は$B_4C$であるが，上記のようにガドリニアを上，下端部減らしたことにより，天然のホウ素では停止余裕が厳しくなるため，ホウ素内のB－10を80 at％濃縮したものを用いた。吸収材の被覆管の材質はステンレスである。

(3) 一体型炉炉心

炉心は，表3.1及び図3.1に示すように32体の燃料集合体，24本のハフニウム製十字型制御棒及び8本のL字型可燃性毒物により構成され，炉心有効高さ1432 mm，等価直径1329 mmであり，炉心平均出力密度は約50 kW／ℓである。

炉心平均出力密度は，本炉心により1108日の実効全出力日数（EFPD）が得られること，炉心内の$UO_2$体積割合及び燃料燃焼度に対する制限を考慮して選定し，その場合の比出力が許容し得る範囲内であることを確認して決定した。

燃料集合体は，3ないし4体の燃料束により構成され，各集合体への流量配分を確実にし，かつ，剛性を高めるため周囲をジルカロイ側板で囲った閉構造とした。また，各集合体中央部には制御棒挿入のための十字型通路がジルカロイ板により構成されている。

各燃料束は13枚の燃料板を含み，燃料束自体も周囲をジルカロイ板で囲った閉構造とした。本炉心に使用する燃料はキャラメル燃料（板状燃料）である。即ち，縦21.1×横21.1×厚さ2.5 mmの直方体の$UO_2$焼結体をタイル状に並べ，ジルカロイで被覆した板状燃料である。各々の$UO_2$焼結体はジルカロイ格子により互いに気密に仕切られている。

各燃料板は，$UO_2$キャラメルを幅方向に4個，高さ方向に62個，計248個含み，燃料板の内2枚は，幅方向両端の$UO_2$キャラメルの一部を（$Al_2O_3$ ＋ $Gd_2O_3$）焼結体の固体可燃性毒物で置き換えている。

燃料束は，燃料濃縮度及び可燃性毒物濃度の組合せに応じて，（5.81％，2100 mg$Gd_2O_3$／cc），（6.91％，2100 mg$Gd_2O_3$／cc）及び（6.91％，900 mg$Gd_2O_3$／cc）の3種類とし3領域炉心とした。

(4) 自己加圧一体型炉炉心

小型炉心で，出力分布をできるだけ平坦にし，燃料交換作業を容易にするよう2領域バッチ炉心とする。また，稼働率を向上させるため，燃料交換は3年毎に行う。燃料平均燃焼度は約19,000 MWd／tU，燃料濃縮度は3.8％及び5.4％とした。各濃縮度の燃料要素の炉心内への配置を図3.1に示す。

軸方向の出力ピーキングを抑えるため，固体可燃性毒物の有効長は炉心の有効長より短くした。固体可燃性毒物の濃度は，燃料濃縮度に応じて各々2種類とした。

燃料は，陸上発電用軽水炉で長年にわたって用いられてきた実績があり，特性が十分に分かっている$UO_2$ペレットを用いた棒状燃料，及び中性子経済が優れ，技術基盤であるFDR炉の第2炉心で用いられたジルカロイ－4製の被覆管を採用する。燃料棒外径は，陸上発電用PWRの15×15格子配列の燃料要素に同じ10.8 mmとする。これにより，陸上炉の燃料製造工場の設備，技術を広範囲に利用でき，燃料サイクルコストを低減することができる。

燃料要素はワンロッドスタック条件を考慮し，制御棒駆動装置の数を減らすこと及び燃料交換に要する期間を短縮するため陸上炉に比べ断面積の大きい21×21の格子配列とする。燃料要素内には，365本の燃料棒，28本の固体可燃性毒物棒，44本の吸収棒及び4本の構造棒を配列する。

制御棒の吸収棒は中性子吸収材である炭化硼素（$B_4C$）粉末をステンレス製被覆管に充填したものである。制御棒クラスタは吸収棒44本をスパイダー継手で対称位置に配置したもので，燃料要素の制御棒案内管によって案内され，制御棒駆動装置（CRDM）で駆動されることにより，原子炉の起動，停止及び負荷変動に伴う反応度の制御に用いられる。制御棒クラスタは燃料要素16体の全部に設けられている。

ポイズン棒はポイズン材として酸化アルミニウム（$Al_2O_3$）とガドリニア（$Gd_2O_3$）の混合焼結ペレットをジルカロイ－4製被覆管に入れ密封したものである。ポイズン棒は燃料要素当たりポイズン棒案内管に28本挿入され，上部に固定される。ポイズン棒は，炉心の燃焼に伴う反応度変化を制御するのに用いられる。

### 3.2　概念確立設計炉心

試設計に引続き，昭和62年度から概念確立設計を実施した。小型高性能化を主眼とした炉プラント及びシステム簡略化を主眼とした炉プラントの設計を進めるとともに，炉心設計として将来の陸上炉の炉心開発動向を踏まえた炉心サーベイを検討し，その結果から，高燃焼度・高出力密度化炉心を将来炉心としての最適炉心を選定し，炉心設計を行いその概念を構築した。

それぞれの炉心の主要目を表3.1に，炉心構成図を図3.1に示す。

改良舶用炉の最適炉心を選定するに当たって，サーベイ検討の対象とする炉心を以下の3炉心とし，各炉心とも小型化を図ることにした。

① 高ウラン利用率化炉心

② 長寿命・高燃焼度化炉心

③ 高燃焼度・高出力密度化炉心

これらの炉心に対して，下記の性能目標の2つ以上を満足することとし，満足しないものについてもいままでの炉心並み以上の性能向上を図ることとした。

炉心寿命　　：8年

炉心平均燃焼度　：40,000～50,000　MWd／t

炉心平均出力密度：80～100　KW／ℓ

反応度制御方式としては制御棒，ガドリニアの使用を前提とし，ケミカルシムは極力使わないこととした。

炉心を成立させるための炉心寿命，燃焼度及び出力密度との間には，減速材対燃料体積比を含めて下記の相関関係が存在する。

$$BU = 30.38 \times q \times (Vm/Vp + 14.7) \times Y$$

ここで，　BU　：燃焼度（MWd／t）
　　q　：出力密度（KW／ℓ）
　　Vm／Vp　：減速材体燃料体積比
　　Y　：炉心寿命（年）

炉心寿命，燃焼度及び出力密度の組合せを減速材対燃料体積比 Vm／Vp ごとに示した図 3.10 から分かるように，前記のサーベイ目標を全て満足する炉心は Vm／Vp ＝ 1 の時に存在する。Vm／Vp ＝ 1 の炉心は中性子スペクトルが硬くなり，燃料濃縮度が大きくなって核燃料サイクル費が高くなるという問題はあるが，燃料の転換率が若干高くなるので，高ウラン利用率化炉心と位置づけて，概念を検討する。

また，長寿命・高燃焼度化炉心及び高燃焼度・高出力密度炉心については，それぞれおおよそ Vm／Vp ＝ 2，＝ 3 とし，サーベイ目標を満足する炉心の可能性を検討する。

以下にそれぞれの炉心の概要について簡単に述べる。

(1)　サーベイ炉心 1（高ウラン利用率化炉心）

3 つの目標を全て満足する炉心は図 3.10 から出力密度 80 KW／ℓ，炉心寿命 8 年，燃焼度 48,000 MWd／t という組合せとなる。

Vm／Vp ＝ 1 という稠密炉心を構成するために，正法格子では燃料棒間隔が小さくなってグリッド製作上及び燃料棒曲がり等の構造上の厳しさの観点から，六角格子燃料を採用する。さらに，稠密格子であることに対しての制御棒挿入時のピーキング係数を小さく抑えるために燃料棒径を細くし，停止余裕条件（低温停止状態で 1 %Δρ未臨界に保つ）を満足することを考慮して炉心の概念設計を行った。

高ウラン利用率化炉心の仕様を表 3.1 に，燃料集合体の炉心構成を図 3.1 に示す。この炉心では，燃料と分離して燃料集合体内に挿入される可燃性毒物（中性子吸収体）として，ガドリニア（$Gd_2O_3$）と酸化アルミニウム（$Al_2O_3$）の混合体を使用している（GdBP 棒）。

本炉心は燃料濃縮度が約 17 % と高く非常に燃料サイクル費が高い設計となった。また，平均線出力密度が最も高く，最大線出力密度は 48 KW／m にも達した。

(2)　サーベイ炉心 2（長寿命・高燃焼度化炉心）

炉心寿命，燃焼度及び出力密度の相関式及び図 3.10 から分かるように，Vm／Vp ＝ 2 以上という条件で炉心寿命 8 年（長寿命）と燃焼度 50,000 MWd／t（高燃焼度）という目標を満足する炉心は，Vm／Vp ＝ 2 で炉心平均出力密度は 60 KW／ℓ である。これはいままでの設計炉心並み以上であるので，これについて炉心の概念設計を行った。ただし，GdBP 燃焼後の引抜きによるスペクトルシフトを採用し，ウラン濃縮度の上昇を抑えた。

長寿命・高燃焼度化炉心の仕様主要目を表 3.1 に，炉心配置を図 3.1 に示す。

設計の結果，炉心出力密度が 60 KW／ℓ と低いため他炉心と比べて炉心体積が約 30 % 大

きい。また，線出力密度も2番目に大きく，最大線出力密度は46 KW／m である。

(3)　サーベイ炉心3（高燃焼度・高出力密度化炉心）

Vm／Vp ＝2という条件で燃焼度50,000 MWd／t（高燃焼度）と炉心出力密度80～100 KW／ℓ（高出力密度）という目標を満足する炉心は，図3.10から分かるように炉心寿命は8年に達しない。今までの設計炉心並み以上の炉心性能及び経済性の観点から，Vm／Vp ＝3，炉心平均燃焼度50,000 MWd／t，炉心平均出力密度80 KW／ℓ，炉心寿命4.6年の炉心を高燃焼度・高出力密度化炉心として概念設計を行った。

炉心仕様を表3.1に，炉心内配置を図3.1に示す。

この炉心では制御棒のみでは低温停止することができず，ケミカルシムが必要となる。これはVm／Vp が大きいために中性子スペクトルが軟らかくなり，燃料中及びGdBP 中のGdの燃え方が早く，また燃え残りも少なくなって，Gd の燃え尽きる燃焼度での余剰反応度が大きくなるためである。低温停止まで制御棒で制御しようとすると，炉心平均燃焼度は40,000 MWd／t 程度となり，高燃焼度の目標を満足しなくなる。

(4)　最適炉心（62年度炉心）

以上の3サーベイ炉心の検討結果から判断し，高ウラン利用率化炉心は経済性が著しく悪いので，また，長寿命・高燃焼度化炉心は炉心平均出力密度が目標に比べて低く炉心が大きくなるため，最適炉心の対象から外した。

高燃焼度・高出力密度化炉心は炉心寿命が短いものの，サイクル最小単位を4年とするならば目標を全て満足することができるので、最適炉心の対象と考えうる。

Vm／Vp ＝3，炉心寿命4年の炉心は下記が考えられる。

| | 炉心平均出力密度（KW／ℓ） | 炉心平均燃焼度（MWd／t） |
|---|---|---|
| ① | 80 | 43,000 |
| ② | 90 | 49,000 |
| ③ | 100 | 54,000 |

燃料の健全性の点から,燃焼度をあまり大きくするのは望ましくないので50,000 MWd／t 程度に抑えることにすれば，ケース②が最適炉心条件と考えられる。

低温停止時の反応度制御については，制御棒クラスタを橋渡し状にして隣接の燃料集合体にも挿入するようにすれば，制御棒駆動装置の数を増やさずに制御棒価値を増やすことができ，ケミカルシムの必要性はなくなる。

以上の検討を踏まえて，最適炉心の設計条件を以下とした。

| | | |
|---|---|---|
| 炉心平均出力密度 | : | 90 KW／ℓ |
| 炉心平均燃焼度 | : | 約50,000 MWd／t |
| 炉心寿命 | : | 約4年（1バッチ方式） |
| Vm／Vp | : | 約3 |
| ケミカルシム | : | 使用しない |
| 偏平化 | : | 炉心有効長100 cm，L／D ＝0.84 |

最適炉心条件に見合うウラン濃縮度は10 wt％程度と推定されるので，燃料集合体1体の冠水状態での未臨界性の条件から，燃料集合体幅は20 cm 程度以内に制限される。燃料集合

体を49体とする場合は制御棒駆動装置が多くなるので経済性上好ましくない。したがって，燃料集合体数を37体とした。

燃料棒配列は線出力密度の制限を受ける。熱流束熱水路係数$F_Q$が最大4程度とすれば炉心平均出力密度は10 KW／m以下にする必要があるが，燃焼度が50,000 MWd／tと長くなっているので線出力密度はさらに小さくする必要がある。また，燃料棒外径は6.0 mmという細径である。燃料棒配列は21 × 21である。また，ウラン装荷量は2.08 tであり燃焼度は52,600 MWd／tとなる。

燃料濃縮度は10 wt％，燃料中のガドリニアの濃度は燃焼度をできるだけ遅くして安定した出力分布が得られるように10 wt％としている。

燃料棒はRCC（クラスタ）型を採用しており，炉心内に21体配置している。クラスタは制御棒24本から成っている。制御棒吸収材の材質は$B_4C$であるが，停止余裕を確保するため$B^{10}$の個数密度を80 at％まで濃縮したものを使用している。

熱流束熱水路係数$F_Q$の最大は燃焼度15,000 MWd／tのとき3.52になり，これに対する燃料棒線出力密度は27.6 KW／mである。

余剰反応度は寿命末期で最小となっているが，この時点での最大落下制御棒価値は1.9％Δρであるため，制御棒クラスタ1体の落下（炉内固着）があったとしても出力運転状態を維持できる。

また，一方キセノンがなくなった時の余剰反応度は約23,000 MWd／tで最も大きくなるため，常温における余剰反応度もこの時点で最大になると考えられる。したがって，実効増倍率を求めると1％Δρの余裕をもって未臨界になっており，停止余裕条件を満たしている。

停止後のキセノンの蓄積による最大反応度効果は1.6％Δρであるが。図3.7に示したようにサイクル末期での余剰反応度はこれを上回っており，停止後のキセノンの最大の毒物作用がある場合でも原子炉を再起動できる。

熱水力性能評価を行った結果は次のとおりである。

高温水路出口エンタルピーは，344 kcal／kgとなり，飽和水エンタルピーである344.3 kcal／kgに達していないため，体沸騰を生じることはない。また，最小DNBRは，約2.0であり。制限値1.53に対して十分余裕があり，いずれも設計基準を満足するものである。

## 3.3 現設計炉心

以上述べたように，設計及び概念確立設計において構築した各炉心設計を踏まえて，現設計炉MRXの炉心として，61年度炉心を選定した。

これは，将来炉心として選定した最適炉心は最高燃焼度が実績燃焼度である70,000 MWd／tを大幅に上回り，約118,000 MWd／tとなるなど実証にかなりの年数を要することが考えられるため，小型計量化が要求される用途（例えば，超高速船や潜水母船など）が将来出現する時までに研究開発を実施することとし，今回は現実的な炉心を選定した。

### 3.3.1 改良舶用炉MRXの炉心

MRXの現実的な炉心として改良舶用炉試設計炉心（61年度炉心）を選定した。主要目を表3.1

に，炉心構成図を図3.1に示す。

本炉心は37体の燃料集合体から成る。制御棒クラスタは21体あり，9体は出力制御用で，残る12体は燃焼度補償等の粗調整用ならびに温態停止から冷態停止への温度補償用である。制御棒の吸収材は$^{10}$Bを80％濃縮した$B_4C$を使用する。また，余剰反応度を制御する可燃性毒物(BP)としてガドリニアを用い，燃料の中に混入するタイプとガドリニアのみでBP棒を形成する（アルミナとの混合物）タイプとの2種類を採用する。また，軸方向の燃え残りを少なくするため，上下端それぞれ11％をBPなしとする。

燃料棒は負荷変動時の燃料健全性の観点から外径7 mmとするが，陸上炉並みの太径燃料棒の適用を検討し考慮する予定である。本炉心は既に2章で述べたような舶用炉炉心として特殊な条件を満たしている。反応度停止余裕については余剰反応度が最も大きい炉心寿命初期においていわゆるワンロッドスタック基準を満たし，最大反応度価値を有する制御棒1本が炉外に固着して炉心内に挿入できない場合において冷態停止を達成維持可能である。一方，余剰反応度については，余剰反応度が最も小さくなる炉心寿命初期において最大落下制御棒価値よりも大きく，最大反応度価値を有する1本の制御棒が炉内に固着して引抜きできない場合において，操船上必要な出力（蛇効出力：約30％）運転状態を維持できる。

また，キセノンオーバーライド条件を満たしている。

### 3.3.2 深海用超小型炉DRXの炉心

当室が平成元年度から設計を開始した新しい用途としての深海潜水調査船用の超小型炉心で，熱出力は2 MWtである。

主要目を表3.1に炉心構成図を図3.1に示す。

本炉心は超小型炉心であり燃料集合体で構成するのではなく，全体が1個の燃料集合体となっており，504本の燃料棒から成っている。等価直径約45 cm，有効高さ約42 cmの超小型炉心であり，制御用及び後備停止用の67本の制御棒案内シンブルを持つ。

燃料棒は6.5 wt％に濃縮された二酸化ウランのペレットから成り，冷間加工されたジルカロイ管で被覆され，ヘリウムガスが加圧封入される。燃料格子は燃料棒の太径化及び炉心の円筒化により，6角格子を採用した。

制御棒はホウ素内の$^{10}$Bを90 at％濃縮した$B_4C$を使用した。制御棒は2重の停止系を具備する必要性から，6体の制御用制御棒クラスタ及び1体の後備停止用制御棒クラスタからなる。制御用制御棒クラスタは7本の制御棒を持ち，後備停止用制御棒クラスタは25本の制御棒から成る。

本炉心は既に2章で述べたような舶用炉炉心としての特殊な設計条件を基本としているが，余剰反応度基準については超小型炉心であること等を考慮して，今回は設計条件から外している(バッテリによるバックアップ)。 そのため，キセノンオーバーライド条件についても，余剰反応度が不足しているため原子炉を再起動できない。（この点については，今後の課題である。）反応度停止余裕については余剰反応度が最も大きい炉心寿命初期においていわゆるワンロッドスタック基準を満たし，最大反応度価値を有する制御棒1本が炉外に固着して炉心内に挿入できない場合において冷態停止を達成維持可能である。

表3.1　改良舶用炉炉心主要目（1/2）

| 炉心タイプ ＼ 項目 | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | | 試設計炉心 | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | サーベイ炉心A | サーベイ炉心B | サーベイ炉心C | | | | | | | |
| | 高ウラン利用率化炉心 | 長寿命・高燃焼度化炉心 | 高燃焼度・高出力密度化炉心 | 62年度炉心（最適炉心） | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX | 半一体型炉（58年度炉心） | 半一体型炉（61年度炉心） | 一体型炉（板状燃料炉心） | 自己加圧一体型炉 |
| 1）炉心等価直径（cm） | 119.9 | 131.9 | 119.9 | 118.9 | 131 | 45.1 | 158 | 131 | 132.9 | 136 |
| 炉心有効高さ（cm） | 110.8 | 121.9 | 110.8 | 100 | 121 | 41.7 | 150 | 121 | 143.2 | 125 |
| 炉心有効高さ／等価直径 | 0.924 | 0.924 | 0.924 | 0.84 | 0.924 | 0.924 | 0.949 | 0.924 | 1.078 | 0.919 |
| 2）燃料集合体数 | 61 | 37 | 37 | 37 | 37 | 1 | 37 | 37 | 32 | 16 |
| 第1領域 | 7 | 13 | 13 | 13 | 13 | — | 13 | 13 | 4 | 12 |
| 第2領域 | 24 | 24 | 24 | 24 | 24 | — | 24 | 24 | 14 | 4 |
| 第3領域 | 30 | — | — | — | — | — | — | — | 12 | — |
| 燃料棒総数 | 8677 | 8325 | 10989 | 12,765 | 11,581 | 504 | 10,989 | 11581 | 360,960個（キャラメル） | 5840 |
| 3）燃料集合体（Assy） | | | | | | | | | | |
| 燃料型式 | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ | 板状 $UO_2$ | 丸棒 $UO_2$ |
| 燃料集合体ピッチ（cm） | 14.6 | 19.2 | 17.5 | 17.3 | 19.1 | — | 23.1 | 19.1 | 21.5 | 30.2 |
| 燃料集合体幅（cm） | 14.5 | 19.1 | 17.4 | 17.2 | 19.0 | — | 23.0 | 19.0 | 21.4 | 30.1 |
| 燃料棒ピッチ（cm） | 1.09 | 1.12 | 0.91 | 0.82 | 1.0 | 1.8 | 1.21 | 1.0 | — | 1.43 |
| 燃御棒外径（cm） | 0.91 | 0.97 | 0.63 | 0.60 | 0.70 | 0.95 | 0.86 | 0.70 | — | 1.08 |
| 燃料ペレット外径（cm） | 0.76 | 0.81 | 0.52 | 0.48 | 0.58 | 0.8 | 0.72 | 0.58 | — | 0.89 |
| 燃料棒被覆管材質 | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry－4（ライナー付） | Zry | Zry－4 |
| 燃料集合体内燃料棒数 | 145（141） | 225 | 297 | 345 | 313 | 504 | 297 | 313 | 248個／燃料板 | 365 |
| 燃料棒配列 | 六角格子 1辺8列 | 正方格子 17 × 17 | 正方格子 19 × 19 | 正方格子 21 × 21 | 正方格子 19 × 19 | 六角格子 1辺15列 | 正方格子 19 × 19 | 正方格子 19 × 19 | 正方格子（13枚×4燃料束） | 正方格子 21 × 21 |
| 4）RCC案内シンブル数 | 24 | 16 | 16 | 24 | 12 | （制御用42 後備停止用25）67 | 16 | 12 | （十字型） | 44 |
| RCC案内シンブル材質 | Zry－4 | Zry－4 | Zry－4 | Zry－4 | Zry－4 | | Zry－4 | Zry－4 | — | Zry－4 |
| RCC案内シンブル外径（cm） | 約1.1 | 約2.4 | 約1.6 | 約1.4 | 約2.1 | | 約2.6 | 約2.1 | — | 約1.4 |
| 5）$U^{235}$濃縮度（wt%） | | | | | | | | | | |
| 第1領域 | 15.6 | 10.7 | 10.9 | 9.2 | 5.7 | 6.5 | 4.7 | 5.7 | 5.81 | 5.4 |
| 第2領域 | 16.6 | 11.7 | 11.9 | 10.2 | 6.7 | | 3.7 | 6.7 | 6.91 | 3.8 |
| 第3領域 | 17.6 | — | — | — | — | | — | — | 6.91 | — |
| 平均 | 16.6 | 11.2 | 11.4 | 9.8 | (6.3) | | | 6.3 | 6.76 | |
| 6）燃料内$Gd_2O_3$濃度（wt%） | | | | | | | | | | |
| 第1領域 | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 | — | 10 | 10 | — | — |
| 第2領域 | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 | — | 10 | 10 | — | — |
| 第3領域 | 10 | — | — | — | — | — | — | — | — | — |

表3.1　改良舶用炉炉心主要目（2/2）

| 炉心タイプ ／ 項目 | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | | 試設計炉心 | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | サーベイ炉心A | サーベイ炉心B | サーベイ炉心C | | | | | | | |
| | 高ウラン利用率化炉心 | 長寿命・高燃焼度化炉心 | 高燃焼度・高出力密度化炉心 | 62年度炉心（最適炉心） | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX | 半一体型炉（58年度炉心） | 半一体型炉（61年度炉心） | 一体型炉（板状燃料炉心） | 自己加圧一体型炉 |
| 7）GdBPクラスタ数 | 4本組 … 42 | 16本組 … 9<br>10本組 … 4<br>8本組 … 8 | 16本組 … 12<br>8本組 … 4 | なし | 12本組 … 12<br>6本組 … 4 | なし | なし | 12本組 … 12<br>6本組 … 4 | 4枚／52枚（燃料板） | 28本／集合体 |
| GdBP内$Gd_2O_3$濃度(wt%) | 10<br>（上下端16.6 cmは0） | 20<br>（上下端18.3 cmは0） | 15<br>（上下端16.6 cmは0） | | 20<br>（上下端13.5 cmは0） | | | 20<br>（上下端13.5 cmは0） | 0.9 ～ 2.1 gr／cm³ | 0.3 ～ 0.6 gr／cm³ |
| 8）制御棒クラスタ数 | 19 | 16 | 21 | 21 | 21 | （制御用 6<br>後備停止系 1） | 21 | 21 | 24 | 16 |
| 制御棒吸収材 | $B_4C$（80 at%$B^{10}$） | $B_4C$（80 at%$B^{10}$） | $B_4C$（80 at%$B^{10}$） | $B_4C$（80 at%$B^{10}$） | $B_4C$（80 at%$B^{10}$） | $B_4C$（90 at%$B^{10}$） | $B_4C$ | $B_4C$（80 at%$B^{10}$） | ハフニウム | $B_4C$ |
| 9）熱出力（MWt） | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 2 | 100 | 100 | 100 | 100 |
| 平均線出力(kW/m) | 10.4 | 9.9 | 8.2 | 7.8 | 7.1 | 9.52 | 6.1 | 7.1 | — | 13.4 |
| 最大線出力(kW/m) | 48 | 46 | 38. | 36 | 34 | 25.1 | 20.5 | 34 | — | 40.2 |
| 炉心平均出力密度(W/cc) | 80 | 60 | 80 | 90 | 61.2 | 30 | 33.8 | 61.2 | 50.4 | 55 |
| 寿命（年） | 8 | 8 | 4.3 | 4 | 8 | 4 | 4 | 4 | 4 | 3 |
| U装荷量（トン） | 6.5 | 5.6 | 2.4 | 2.08 | 3.4 | 0.107 | 6.1 | 3.4 | 4.14 | 4.06 |
| 平均燃焼度(MWd/t) | 43,000 | 50,000 | 50,000 | 52,600 | 32,000 | 8000 | 18,000 | 32,000 | 30,400 | 19,000 |
| 最大局所燃焼度(MWd/t) | 84,000 | 105,000 | 97,000 | 118,000 | 62,000 | | 44,000 | 62,000 | 55,200 | 41,000 |
| Vm／Vp（制御棒引抜状態） | 約 1.2 | 約 1.8（WDRも引抜） | 約 1.3 | 3.2 | | | | | | |
| 1次系圧力(kg/cm²) | 110 | 同左 | 同左 | 同左 | 120 | 100 | 110 | 110 | 120 | 98 |
| 炉心入口／出口温度(℃) | 271.1／288.5 | | | | 282.5／297.5 | 270／280 | 271.8／294.7 | 271.0／290.3 | 279.5／294.7 | 292／308 |
| 炉心平均温度(℃) | 279.8 | | | | 290 | 275 | 283.3 | 280.7 | 287 | 300 |
| 10）熱流束熱水路係数 $F_Q$ | — | — | — | 3.52 | 3.90 | 2.64 | 3.36 | 3.90 | 3.34 | 2.4 |
| $F_Q^N$／$F_Q^E$ | — | — | — | 3.42／1.03 | 3.78／1.03 | 2.56／1.03 | 3.26／1.03 | 3.78／1.03 | | 2.33／1.03 |
| エンタルピ上昇熱水路係数 $F_{\Delta H}^N$ | — | — | — | 1.73 | 1.90 | 1.70 | 1.93 | 1.90 | 2.50 | 1.67 |
| 最小DNBR(kcal/kg) | — | — | — | 2.0 ＞ 1.53 | 2.4 ＞ 1.53 | 1.9 ＞ 1.65 | 2.6 ＞ 1.53 | 2.3 ＞ 1.53 | 2.39 ＞ 1.3 | 2.4 ＞ 1.3 |
| 高温水路出口エンタルピ | — | — | — | 344 ＜ 344.3 | 338.8 ＜ 355 | 308.4 ＜ 334.3 | | 339.5 ＜ 344.3 | | — |

表3.2　反応度制御方式

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉<br>（S58年度炉心） | 半一体型炉<br>（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心<br>（S62年度炉心） | サーベイ炉心<br>高ウラン利用率化炉心 | 長寿命・高燃焼度化炉心 | 高燃焼度・<br>高出力密度化炉心 | 改良舶用炉<br>MRX | 深海用超小型炉<br>DRX |
| 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（ガドリニアを燃料中に混入）<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（ガドリニアを用い以下の２種類のタイプを採用）<br>① 燃料中に混入して用いるタイプ<br>② ガドリニアのみでＢＰ棒を形成しＲＣＣ案内シンブルの中に挿入して用いるタイプ（アルミナと混合）<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. 十字型制御棒<br>（ハフニウム）<br>2. 可燃性毒物<br>（ガドリニアを用いアルミナとの混合焼結体で使用）<br><br>（配置）<br>① 燃料板中のキャラメル燃料の一部に置き換える<br>② Ｌ型ＢＰ棒として炉心外周の８体の燃料集合体に配置<br><br>また，軸方向出力分布を考慮し上下端の数個は置き換えない<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（ガドリニアを用いアルミナと混合焼結したＢＰ棒）<br>3. ケミカルシム<br>（冷却材中のボロンの濃度を変えて反応度の微調整などを行なう）<br><br>（各制御役割）<br>① 制御棒：<br>炉の起動停止及び負荷変動に伴う短時間の反応度制御に用いる<br>② 制御棒＋ケミカルシム：<br>炉運転中の全出力反応度と全Xe 反応度の制御<br>③ ＢＰ＋ケミカルシム：<br>燃料の燃焼に伴う長期反応度変化の大部分はＢＰ棒で残りはケミカルシムで行なう<br>④ ケミカルシム：<br>各サイクル初期の反応度の微調整 | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（$Gd_2O_3$）<br>以下の１種類のタイプのＢＰを使用<br>① 燃料$UO_2$中に混入して用いるタイプ<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（$Gd_2O_3$）<br>以下の２種類のタイプのＢＰを使用<br>① 燃料$UO_2$中に混入して用いるタイプ<br>② $Gd_2O_3$をアルミナと混合焼結したＢＰ棒<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（$Gd_2O_3$）<br>①<br>同　左<br>②<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（$Gd_2O_3$）<br>①<br>同　左<br>②<br><br>3. ケミカルシムを使用<br>低温停止状態では制御棒のみでは停止することができなく，ケミカルシム等の他の制御系を必要とする | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物<br>（$Gd_2O_3$）<br>①<br>同　左<br>②<br><br>3. ケミカルシムは使用しない | 1. クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）<br>2. 可燃性毒物は使用していない<br><br>3. ケミカルシムは使用しない |
| 後備停止系<br>・緊急ボロン注入系 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>同　左 | 後備停止系<br>クラスタ型制御棒<br>（$B_4C$）（上記とは別原理のCRDM） |

## 表3.3 ピーキング係数

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 高ウラン利用率化炉心 | サーベイ炉心 長寿命・高燃焼度化炉心 | サーベイ炉心 高燃焼度・高出力密度化炉心 | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| 熱流束熱水路係数 $F_Q = 3.36 = F_N \times F_E$<br>核的熱流束熱水路係数 $F_Q^N = 3.26$<br>工学的熱流束熱水路係数 $F_Q^E = 1.03$<br>※対応した燃料棒線出力は20.5 kw/m であり目標値25以下である。<br>エンタルピ上昇熱水路係数 $F_{\Delta H}^N = 1.93$ | 同左 $F_Q = 3.96$<br>同左 $F_Q^N = 3.78$<br>同左 $F_Q^E = 1.03$<br>※ 7.1 × 3.96 = 28.1 kw/m<br>$F_{\Delta H}^N = 1.90$ | 同左<br>$F_Q$（熱水力設計使用値）= 4.68<br>$F_Q$（核設計結果に基づく値）= 4.39<br>同左<br>$F_N$（キャラメル中最高点）= 3.84<br>$F_N$（キャラメル単位）= 3.34<br>$F_{\Delta H}^N = 2.50$ | 炉心全体の最大出力ピーキング係数 =約2.1<br>軸方向の最大出力ピーキング係数 =約1.4<br>半径方向の最大出力ピーキング係数 =約1.5<br>微視的出力分布係数 = 1.1<br>工学的熱流束熱水路係数 = 1.03<br>$F_{\Delta H}^N = 1.67$ | $F_Q = 3.52$<br>$F_Q^N = 3.42$<br>$F_Q^E = 1.03$<br>$F_{\Delta H}^N = 1.73$ | 概略評価のみで未算出 | 同左 | 同左 | $F_Q = 3.96$<br>$F_Q^N = 3.78$<br>$F_Q^E = 1.03$<br>$F_{\Delta H}^N = 1.90$ | $F_Q = 2.64$<br>$F_Q^N = 2.56$<br>$F_Q^E = 1.03$<br>$F_{\Delta H}^N = 1.70$ |

$F_Q$ = 局所的最大燃料表面熱流束／平均燃料表面熱流束
$F_Q^N$ = 局所最大燃料（線）出力密度／平均燃料（線）出力密度
$F_Q^E$ = 製作公差による熱流束への影響分

## 表3.4 燃焼度

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 高ウラン利用率化炉心 | サーベイ炉心 長寿命・高燃焼度化炉心 | サーベイ炉心 高燃焼度・高出力密度化炉心 | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| 炉心平均燃焼度 約18000 MWD／tU<br>軸方向平均最大燃焼度 約27000<br>ペレット単位最大燃焼度 約44000 | 同左 約32000 MWD／tU<br>同左 約62000 | 同左 約30400 MWD／tU<br>キャラメル単位最大燃焼度 約55200 | 同左 約19000 MWD／tU<br>最大燃料要素平均燃焼度 約24000<br>最大燃料棒平均燃焼度 約28000<br>ペレット単位最高燃焼度 約41000 | 同左 52600<br>炉心最大燃焼度 118000 MWd／tU | 同左 43000<br>同左 84000 | 同左 50000<br>同左 105000 | 同左 50000<br>同左 97000 | 同左 32000<br>同左 62000 | 同左 約8000 |

表 3.5　反応度停止余裕（ワンロッドスタック基準）

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 A | サーベイ炉心 B | サーベイ炉心 C | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| 常温における最大反応度制御棒クラスタ1本固着状態での実効増倍率はサイクル初期が最も厳しいが1％△ρの余裕をもって炉を停止することができる。（1体固着時：$k_{eff}$＝0.990） | 同　左（1体固着時：$k_{eff}$＝0.988） | 最も厳しいBOLの冷態クリーン炉心において，最も反応度効果の高い2本の制御棒1組が炉外にスタックした場合，挿入された制御棒の反応度効果を10％少なく見積っても，2200 pcmの停止余裕をもって冷態未臨界を達成し得る。 | BOLで冷却水中にボロンのない冷態において，反応度価値のもっとも高い制御棒が1本引き抜かれたまま挿入できず，残り15本の制御棒が全挿入されたとき（ワンロッドスタック時）反応度は，－2.3％であり未臨界の状態に維持できる。 | 常温における余剰反応度が最大となる約23000 MWd／tにおいて，最大反応度効果を有するRCC1体が固着した場合に，1％△ρの余裕をもって未臨界を維持可能である。（1体固着時：$k_{eff}$＝0.990） | サーベイ時の設計条件としていないとともに燃焼計算を行っていないため，未評価。ただし，低温状態で1％△ρの反応度停止余裕は考慮している。 | 同　左 | 低温状態における制御棒のみによる反応度停止余裕もなく，ケミカルシム等の他の制御系を必要とする。 | 最も厳しいBOL（サイクル初期）において最大反応度制御棒クラスタ1本固着状態で1％△ρの余裕をもって常温で炉を停止することができる。（1体固着時：$k_{eff}$＝0.988） | 同　左（1体固着時：$k_{eff}$＝0.989） |

表 3.6　余剰反応度（制御棒が炉内固着時の運転可能性）

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 A | サーベイ炉心 B | サーベイ炉心 C | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| 1000 MWD／t で実効増倍率は，1.023 まで下がるが最大落下制御棒価値は 1.3 ％△ρ（D－4落下）であり，出力運転状態を維持することができる。<br>上記より余剰反応度はワンロッド炉内スタックの場合でも 1000 pcm ある。 | 炉心実効増倍率は，EOL時に 32000 MWD／t で最小となるが，この時点での最大落下制御棒価値は 1.17 ％△ρ（D－4落下）であり，32000 MWD／t の余剰反応度は 1.9 ％△ρであり，出力運転状態を維持することができる。（＋730 pcm） | 余剰反応度が小さいため原子炉起動上最も不利となるEOLにおいて，最も反応度効果の高い組の制御棒2本が炉心内に全挿入された状態で実効増倍率を求めた結果，十分炉を30 MWt（30％出力）で運転し得ることを確認した。<br>ただし，経済性及び発生頻度の低さを考慮して2次側蒸気圧力を 16 kg／cm² まで下げ，この圧力で炉出力30 MWt を発生し得る 222.5 ℃まで一次冷却水温度を下げて運転することとした。（＋1.580 pcm） | 最も反応度の大きい制御棒1本が挿入された状態では余剰反応度は 5.8 ％あり，Xe 平衡による反応度制御分は 2.2 ％と燃焼による反応度低下分 3.2 ％の合計 5.4 ％より大きいので，最大価値の制御棒1本が挿入された状態でも低出力（30％出力）での原子炉の運転は可能である。（＋400 pcm） | EOL 52.600 MWa／t で最小（約8％△ρ）となるが，この時点での最大落下制御棒価値の 1.9 ％△ρより十分大きいので出力運転状態を維持可能である。 | サーベイ時の設計条件としていないとともに，寿命中の各時点における制御棒反応度効果（価値）計算を行っていないので未評価。 | 同　左 | 同　左 | 余剰反応度が最小となるEOL（32.000 MWa／t）において，最大落下制御棒価値 1.17％△ρ（D－4落下）に対して余剰反応度は 1.9 ％△ρあり，出力運転状態を維持できる。（＋0.73 ％△ρ） | 設計条件としていないため，制御棒が炉内に固着した場合には運転はできない。その分の余剰反応度を有していない。 |

表3.7　Xeオーバライド（炉緊急停止時の再起動可能性）

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 A | サーベイ炉心 B | サーベイ炉心 C | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| 高温全出力平衡Xe状態から炉停止した後のXeの最大毒物作用は440 pcmであり，炉心寿命全期間にわたって炉停止後のキセノン毒作用がある場合でも原子炉を再起動できる。<br>（原子炉運転中のXe／Sm平衡は考慮） | 炉停止後の最大有害作用はEOLで最も大きく，1.69％Δρ（1690 pcm）だが，EOLの余剰反応度はこれ以上であり，炉停止後のXe毒作用がある場合でも原子炉を再起動できる。<br>（原子炉運転中のXe／Sm平衡は考慮） | 制御棒炉内固着時の運転可能性の検討と同様に，二次側蒸気圧力を16kgまで下げ，この圧力で炉出力30MWtを発生し得る222.5℃まで一次冷却水温度を下げて運転することとした。これによる反応度利得は，約3000 pcm。<br>このような条件のもとで，ゼノンによる過渡的な最大毒物効果を求めた結果，<br>100％出力からのスクラム：<br>6時間後に<br>600 pcm<br>155％出力からのスクラム：<br>8時間後に<br>1450 pcm<br>であり，これらの状態で十分炉を運転し得ることを確認した。<br>（原子炉運転中のXe／Sm平衡は考慮） | Xe平衡時のEOLにおいてXeオーバライドなどの補償分として約2％Δρの余剰反応度を含んでいる。<br>（原子炉運転中のXe／Sm平衡は考慮） | 最も厳しいEOLにおいて，高温全出力，平衡キセノン状態から停止した後のキセノンの蓄積による最大反応度効果は1.6％Δρだが，EOLにおける余剰反応度はこれ以上あり，再起動可能である。 | サーベイ時の設計条件としていないとともに燃焼計算を行っていないため，未評価。 | 同　左 | 同　左 | 炉停止後のXeの最大有害作用はサイクル末期（EOL）で最も大きく，1.69％Δρであるが，EOLにおける余剰反応度はこれ以上であり，炉停止後のXe毒物作用がある場合でも炉を再起動可能である。 | 設計条件としていないため，EOLにおいて炉停止後のXe毒物作用がある場合の炉の再起動はできない。<br>なお，5,000 MWd／tの燃焼までは，再起動可能。<br>余剰反応度の不足については今後の検討が必要。 |

表3.8 可燃性毒物

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 A | サーベイ炉心 B | サーベイ炉心 C | 改良舶用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| ・毒物としてガドリニア（$Gd_2O_3$）を使用<br>・10wt%のガドリニアを燃料（$UO_2$）中に混入（大量に使用する場合燃え残りの少ないガドリニアを使用するのが適当である）<br><br>1アセンブリ（燃料棒総数297本）中のBP入り燃料棒の本数・濃縮度は次の5種類：<br><br>第1領域<br>（3.7wt%$U^{235}$）<br>①20本<br>②32本<br>③36本<br>第2領域<br>（4.7wt%$U^{235}$）<br>④20本<br>⑤24本 | ・毒物：ガドリニア<br><br>①ガドリニア混入燃料棒：<br>燃料の中に10wt%のガドリニアを混入して用いる。<br>（また，軸方向上下端とも各11%をガドリニアなしとしている。）<br>②ガドリニアBP棒アルミナ（$Al_2O_3$）と混合し，燃料とは分離。ガドリニアの濃度は20wt%（アルミナ80wt%）<br><br>燃料中に混入したガドリニアのみではMOLで燃え尽きてしまい余剰反応度が大きくなりすぎるためBP棒を設けている。<br>太径にして燃焼速度をあえて遅くして，EOLの反応度損失をなるべく小さくしている。<br><br>（軸方向上下とも各11%をガドリニアなしとしている。） | ・毒物：ガドリニア<br><br>・ガドリニアをアルミナとの混合焼結体の形で採用。<br>（長寿命炉心の反応度抑制に適している。）<br><br>1)アセンブリ中の$UO_2$キャラメルと置き換える（13枚の燃料板のうち2枚の両端）ガドリニアの濃度は以下：<br><br>第1領域（5.8%）<br>2100mg/cc<br>第2領域（6.9%）<br>2100mg/cc<br>第3領域（6.9%）<br>900 mg/cc<br><br>2)L形可燃性毒物棒を炉心周辺のアセンブリ間部に8本。<br>ガドリニアの濃度：<br>50mg/cc<br><br>1),2)ともに軸方向上端から5個，下端から3個はガドリニア無しとしている。 | ・毒物：ガドリニア<br><br>・アルミナペレット中に混合してジルカロイ被覆管内に封入し，ポイズン棒として燃料要素格子内に配置する。 | ・毒物としてガドリニア（$Gd_2O_3$）を使用<br>型式＝$Gd_2O_3$を燃料（$UO_2$）中に混入<br>$Gd_2O_3$濃度：10wt%<br>Gd燃料棒数：1397本<br>軸方向Gd分布：<br>$Gd_2O_3$を燃料棒の上端20%には含まず，残り80%にのみに含めている。<br>燃料集合体内Gd入燃料棒本数：<br>以下の4種類<br>①29本<br>②31本<br>③41本<br>④45本 | ・毒物：ガドリニア（$Gd_2O_3$）<br>型式として以下の2種類<br>①燃料$UO_2$中に$Gd_2O_3$を混入<br>・濃度：10wt%<br>・Gd入燃料棒数：<br>31本組：13体<br>16本組：6体<br>5本組：24体<br>3本組：18体<br>②$Gd_2O_3$をアルミナと混合したBP棒（GdBP）<br>・GdBPクラスタ数：<br>4本組：42体<br>・GdBP内$Gd_2O_3$濃度（wt%）：10wt%<br>（以下端16.6cmはなし） | ・同左<br><br>①同左<br>・濃度：同左<br>・本数：<br>21本組：12体<br>12本組：4体<br><br>②同左<br><br>・GdBPクラスタ数：<br>16本組：9体<br>10本組：4体<br>8本組：8体<br>・濃度：20wt%<br>（上下端18.3cmはなし） | ・同左<br><br>①同左<br>・濃度：同左<br>・本数：<br>41本組：9体<br>24本組：4体<br>21本組：8体<br>5本組：12体<br>4本組：4体<br>②同左<br><br>・GdBPクラスタ数：<br>16本組：12体<br>8本組：4体<br><br>・濃度：15wt%<br>（上下端16.6cmはなし） | ・毒物：ガドリニア（$Gd_2O_3$）<br>型式として以下の2種類<br>①燃料$UO_2$中に$Gd_2O_3$を混入<br>・濃度：10wt%<br>②$Gd_2O_3$をアルミナと混合したBP棒（GdBP棒）<br>・GdBPクラスタ数：<br>12本組：12体<br>6本組：4体<br>・濃度：20wt% | 使用していない |

表3.9　制御棒及び制御棒駆動装置

| 試設計炉心 | | | | 概念確立設計炉心 | | | | 現設計炉心 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 半一体型炉（S58年度炉心） | 半一体型炉（S61年度炉心） | 一体型炉 | 自己加圧一体型炉 | 最適炉心（S62年度炉心） | サーベイ炉心 A | サーベイ炉心 B | サーベイ炉心 C | 改良船用炉 MRX | 深海用超小型炉 DRX |
| ・クラスタ型制御棒（RCC）<br>・材質：$B_4C$<br>・アセンブリ37体中21体に配置<br>・1本のクラスタは16本の制御棒から成る<br>・制御グループと停止グループに分けている<br>・制御用バンクを3つに分ける方式を採用<br>（軸方向のピーキングを悪化させないために） | ・クラスタ型制御棒（RCC）<br>・材質：$B_4C$<br>・アセンブリ37体中21体に配置<br>・1本のクラスタは12本の制御棒から成る<br>・制御グループと停止グループに分けている<br>・制御用バンクを3つに分けている | ・十字型制御棒<br>・材質：ハフニウム（ハフニウムとした理由は以下）<br>・B（ボロン）などに比べイニシャルコストは高いが<br>・高温高圧水中での耐食性に優れ<br>・中性子吸収特性の面から炉プラント寿命中交換を要しない<br>・十字形は剛性が高く，船用炉の特徴である振動，動揺，衝撃などに強い | ・クラスタ型制御棒（RCC）<br>・材質：$B_4C$<br>・$B_4C$（炭化ホウ素）粉末をSUSの被覆管に充填した吸収棒44本をスパイダー継ぎ手で対称位置に配置したもの<br>・アセンブリ16体中16体に配置（全アセンブリ）<br>・AからEの5種類の制御バンクにまとめる | ・型式＝クラスタ型制御棒（RCC）<br>・材質：$B_4C$（80 at % $B^{10}$）<br>・RCC数：21体<br>・1RCC中の制御棒数：24本<br>および8体のRCCは，32本（8本橋渡し状）としている<br>・グループ分け：制御グループと停止グループ<br>・制御グループのバンク分け：A～Cの3バンク | ・型式：同左<br>・材質：同左<br>・RCC数：19体<br>・制御棒数：24本 | ・型式：同左<br>・材質：同左<br>・RCC数：16体<br>・制御棒数：16本 | ・型式：同左<br>・材質：同左<br>・RCC数：21体<br>・制御棒数：16本 | ・型式：同左<br>・材質：同左<br>・RCC数：21体<br>・制御棒数：12本<br>・グループ分け：制御グループと停止グループ<br>・バンク分け：制御グループを3バンクに分けている | ・型式：同左<br>・材質：$B_4C$（90 at % $B^{10}$）<br>・以下の独立2系統の停止系を有する<br>①制御用制御棒系<br>・RCC数：6体<br>・吸収棒数：7本／体<br>②後備停止系<br>・RCC数：1体<br>・吸収棒数：25本／体<br>・制御棒運棒方法：制御用6体を同時に運棒する |
| ・制御棒駆動装置<br>型式：磁気ジャック式<br>傾斜を考慮してスクラムスプリングあり<br>CRDM外寸法：□273 mm<br>（現有のCRDMで可） | ・制御棒駆動装置<br>型式：磁気ジャック式<br>傾斜を考慮してスクラムスプリングあり<br>CRDM外径寸法：φ190 mm<br>（円筒形とし，現有CRDMをさらに小型化する必要がある）<br>（集合体ピッチ：191 mm） | ・制御棒駆動装置<br>型式：横から駆動のラックアンドピニオン方式<br>・1CRDMは2本の制御棒を駆動する<br>・制御棒数：24本<br>制御駆動装置数：12基<br>・制御棒の組分けは炉心中央に対し対称位置の2本づつの組分けとした（AからFの6バンク）<br>・フォロアは設けていない | ・制御棒駆動装置<br>型式：磁気ジャック式 | ・制御棒駆動装置<br>型式：分割型ボールナット式<br>数量：21基<br>挿入方式：重力落下＋ばね加速<br>駆動機構部外径：210 mm<br>（集合体ピッチ：173 mm） | サーベイ炉心についてはCRDMは設計範囲外 | 同左 | 同左 | ・制御棒駆動装置<br>型式：分割型ボールナット式<br>数量：21基<br>挿入方式：重力落下＋ばね加速<br>駆動機構部外径：210 mm<br>（集合体ピッチ：191 mm） | ・制御棒駆動装置<br>型式：未定<br>数量：<br>主制御用：6基<br>後備停止用：1基 |

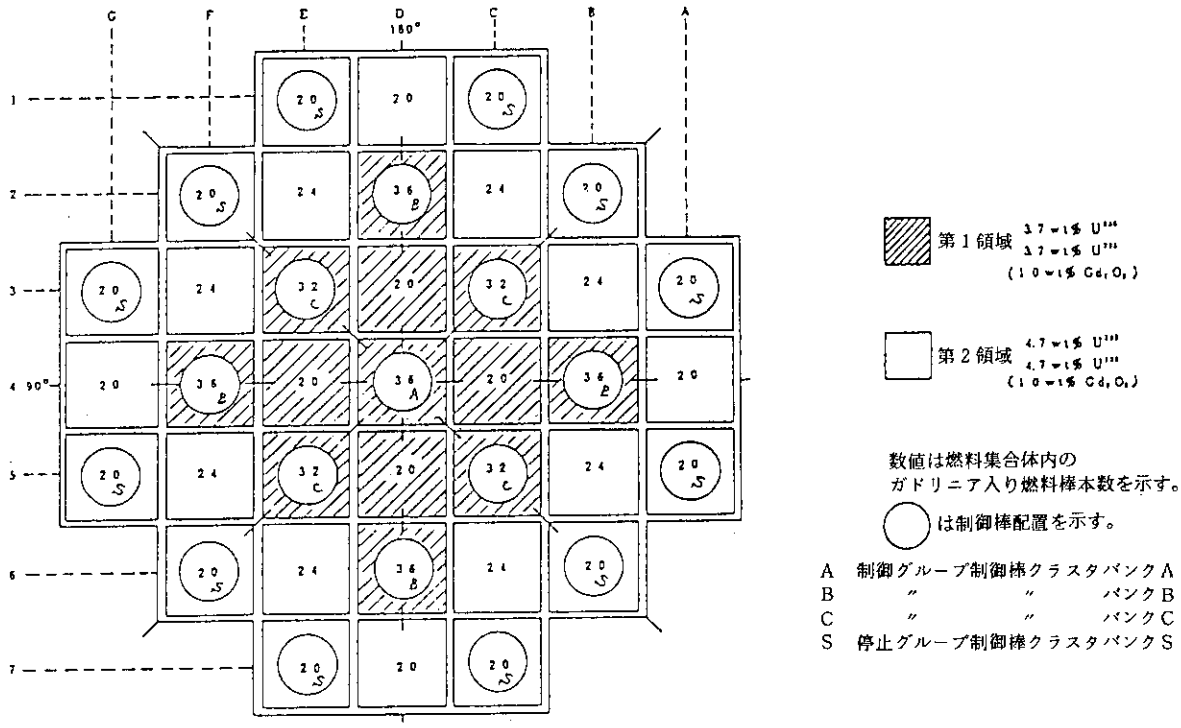



図3.1(a)　炉　心　構　成
（試設計炉心（半一体型炉））

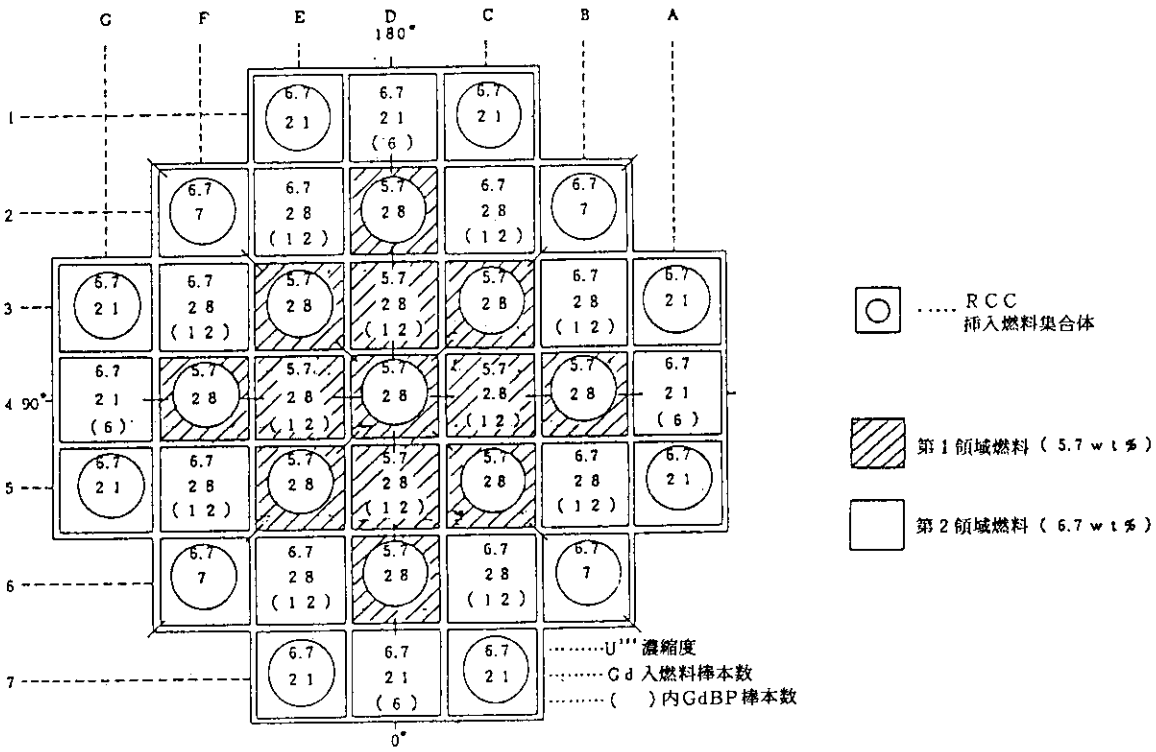



図3.1(b)　炉　心　構　成
（試設計炉心（半一体型炉(2)61年度炉心））

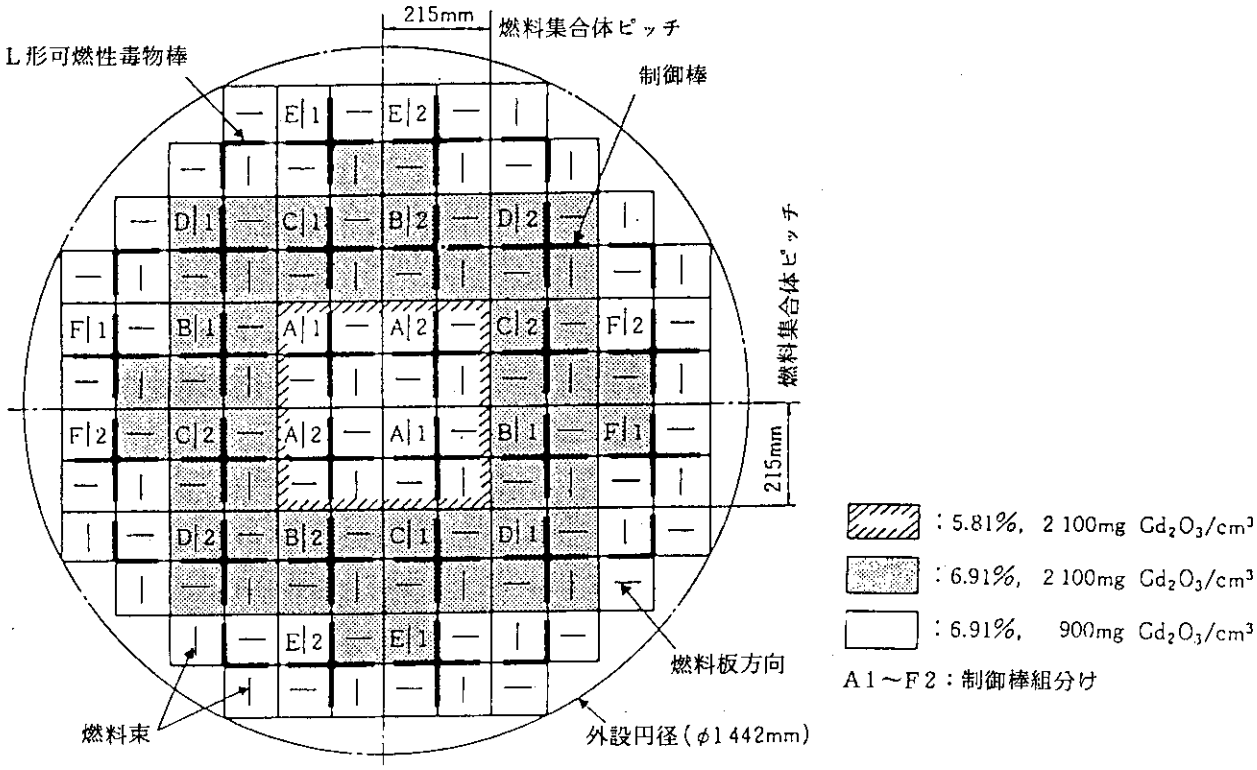



図3.1(c) 炉 心 構 成
（試設計炉心（一体型炉））

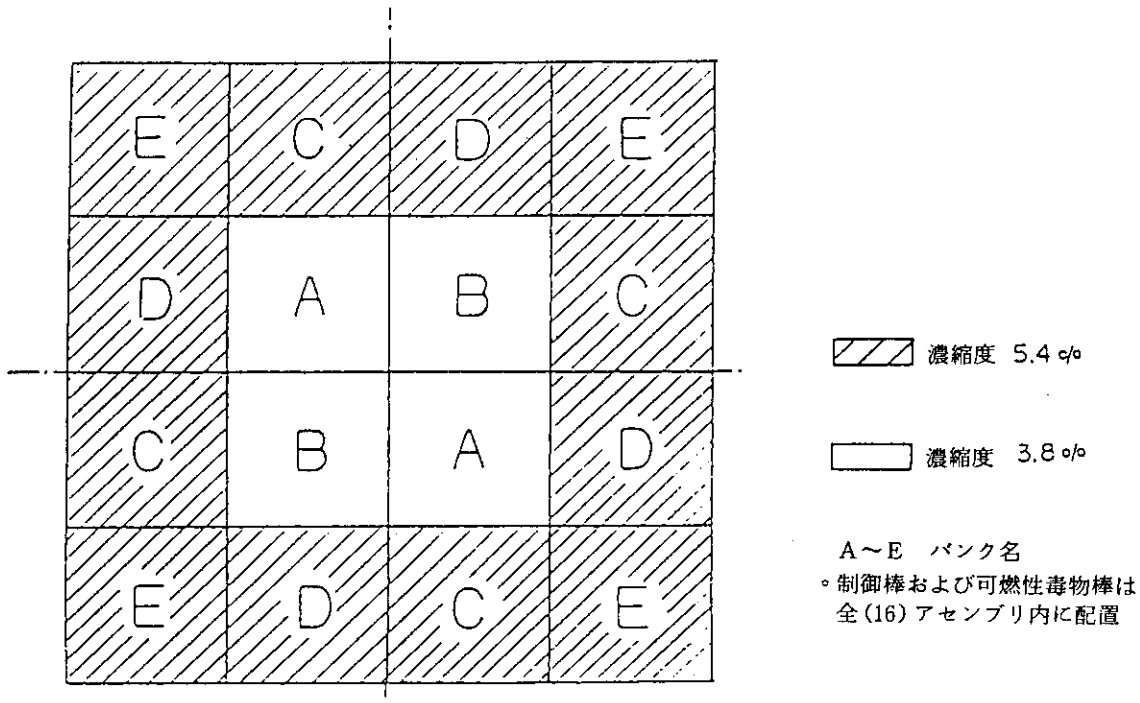



図3.1(d) 炉 心 構 成
（試設計炉心（自己加圧一体型炉））

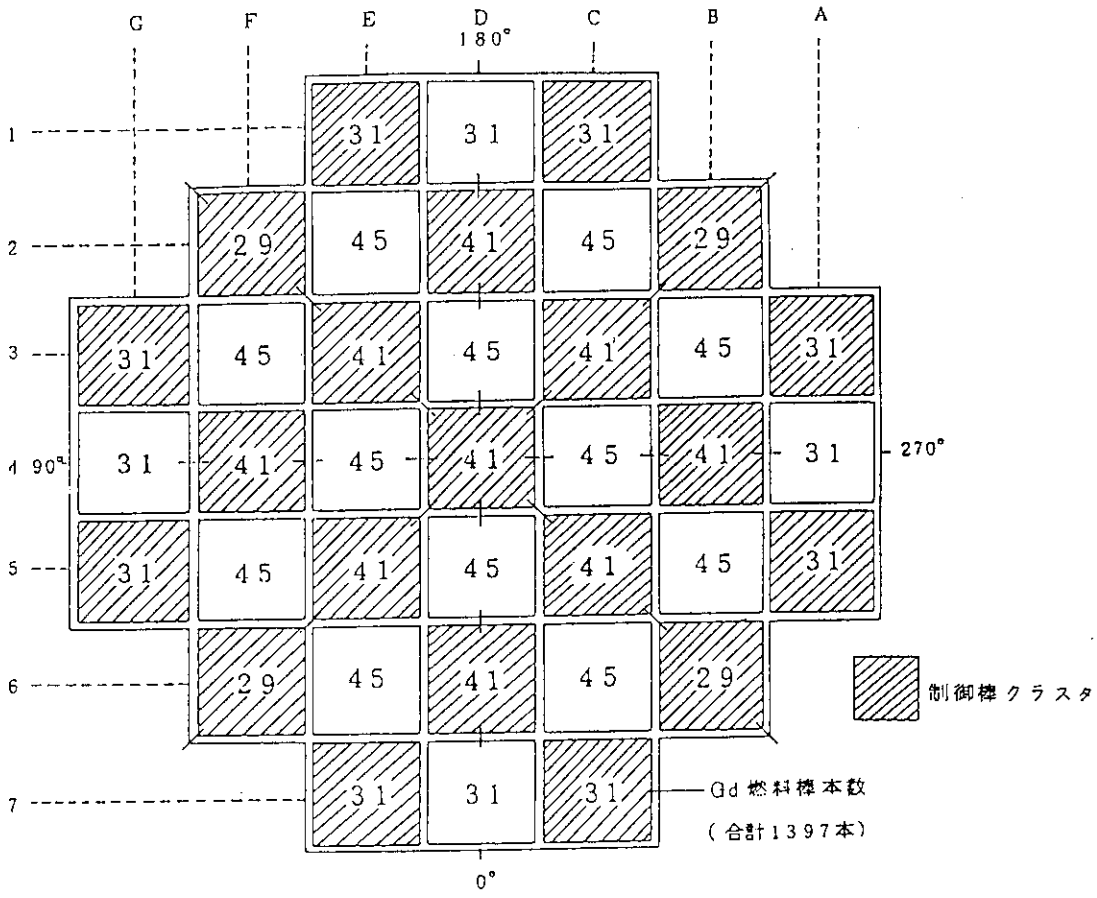



図3.1(e)　炉　心　構　成
（概念確立設計炉心：最適炉心（62年度炉心））

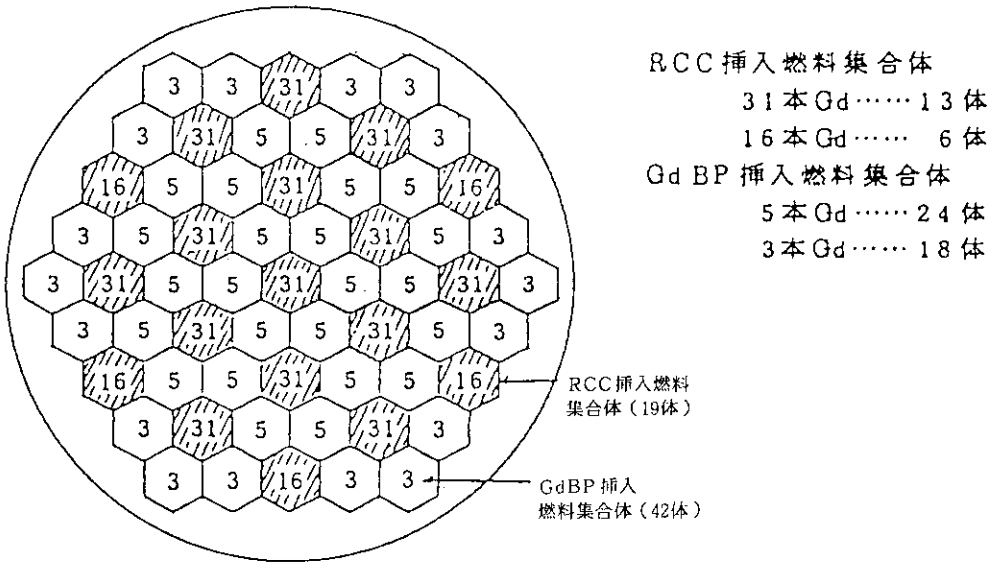



図3.1(f)　炉　心　構　成
（概念確立設計炉心：サーベイ炉心(1)（高ウラン利用率化炉心））

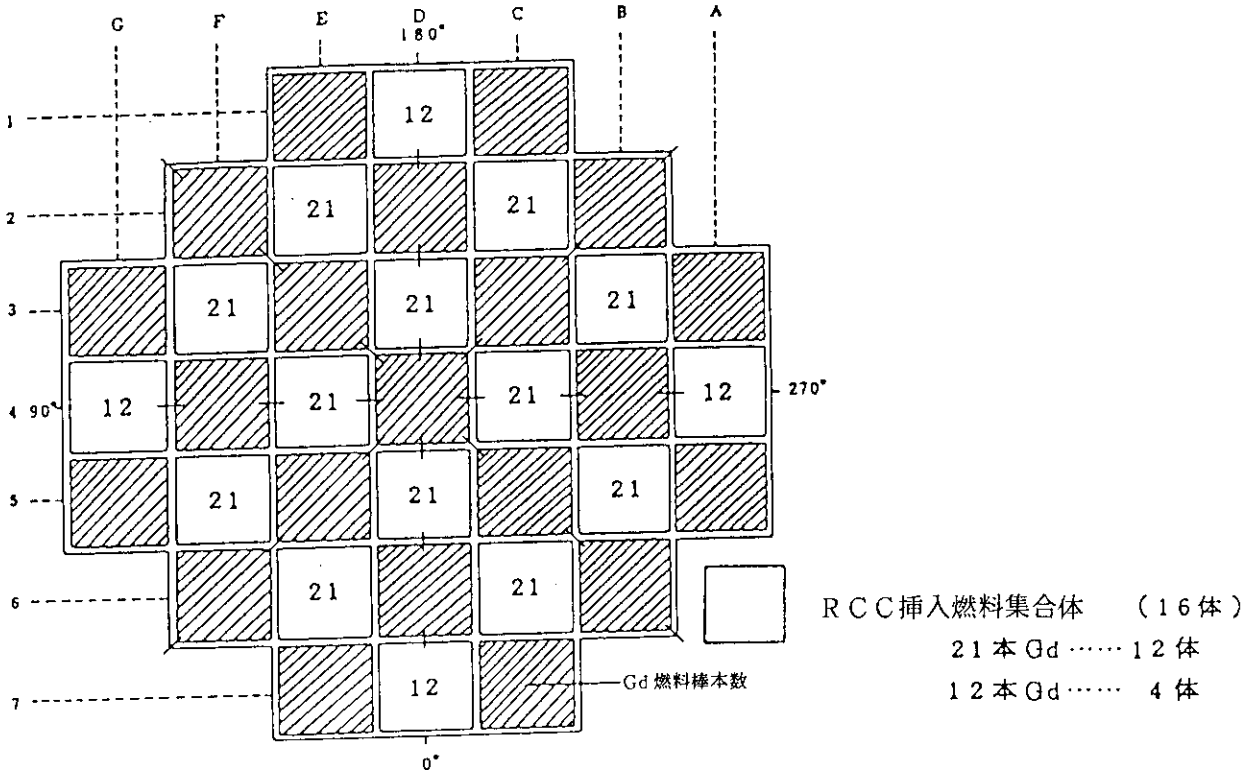



図3.1(g)　炉　心　構　成
（概念確立設計炉心：サーベイ炉心(2)（長寿命・高燃焼度化炉心））

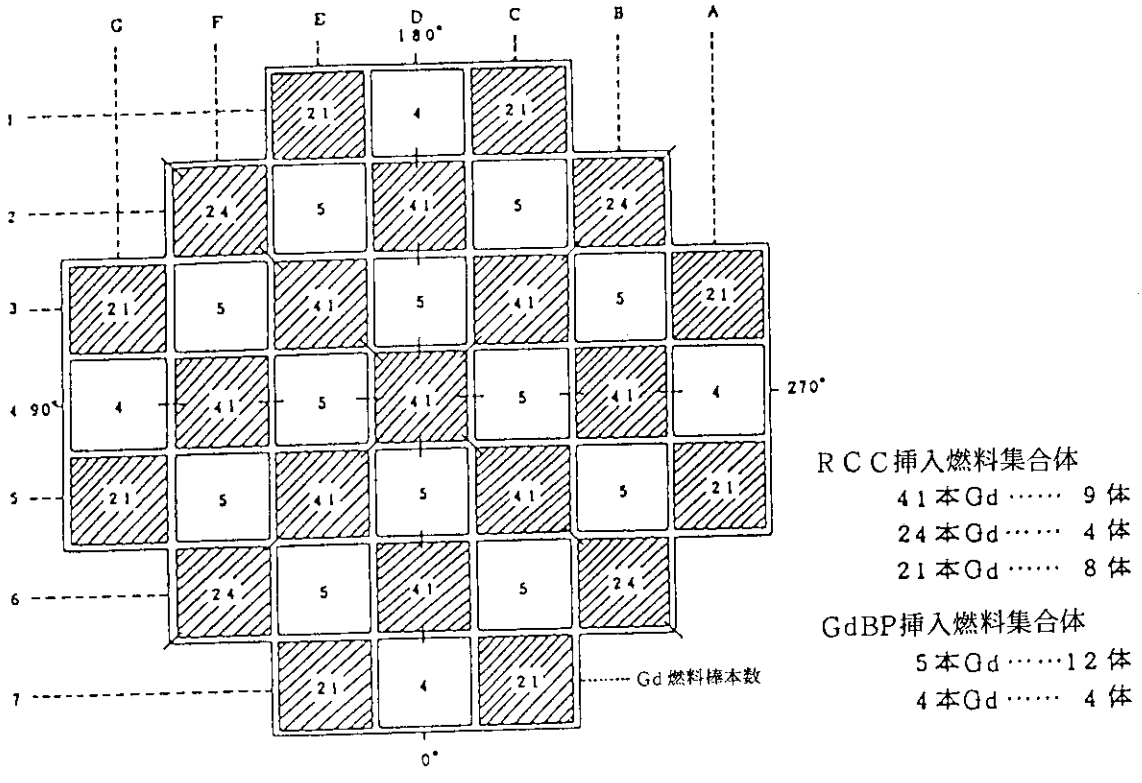



図3.1(h)　炉　心　構　成
（概念確立設計炉心：サーベイ炉心(3)（高燃焼度・高出力密度化炉心））

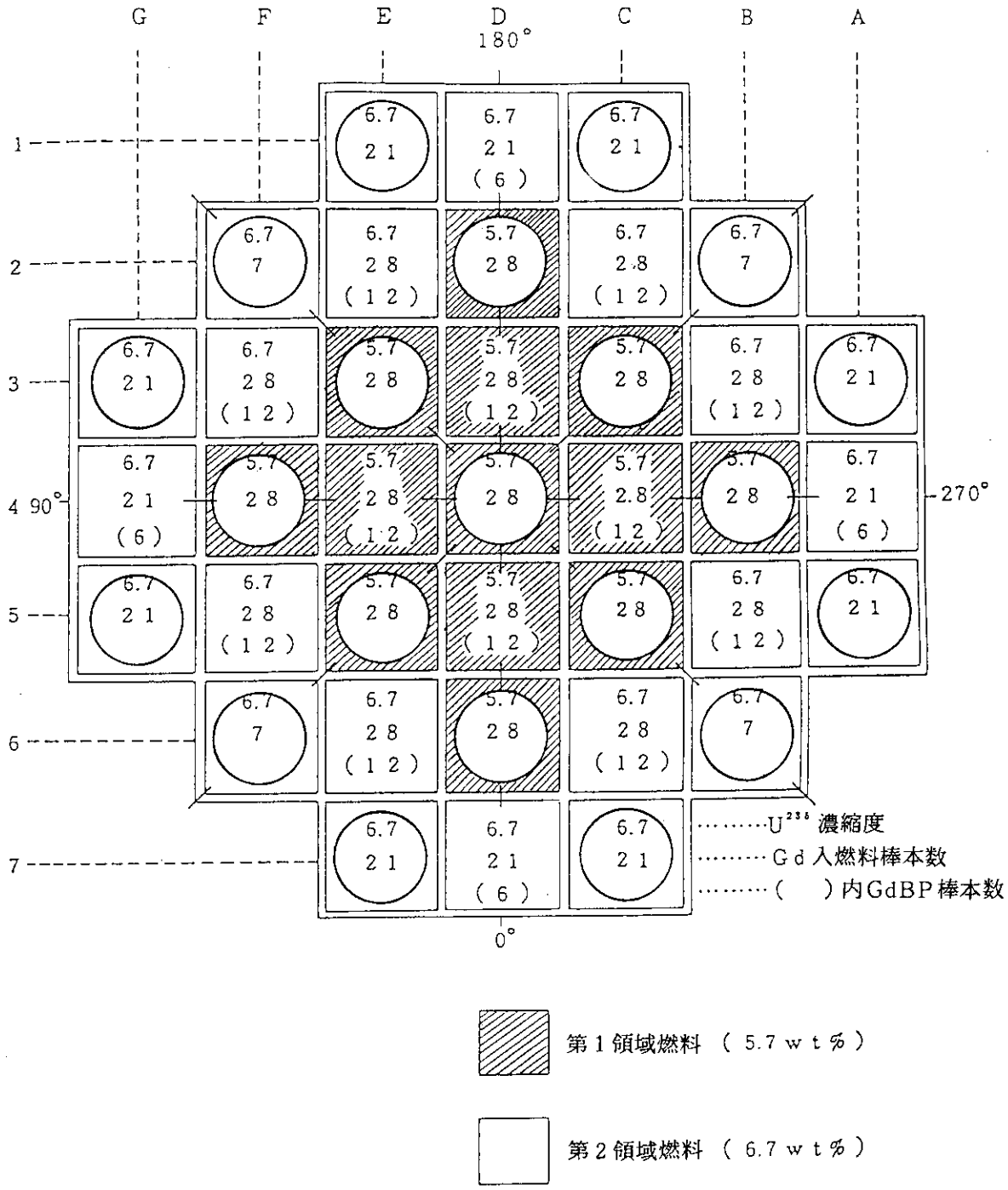



図3.1(i) 炉心構成
(現設計炉心(MRX))

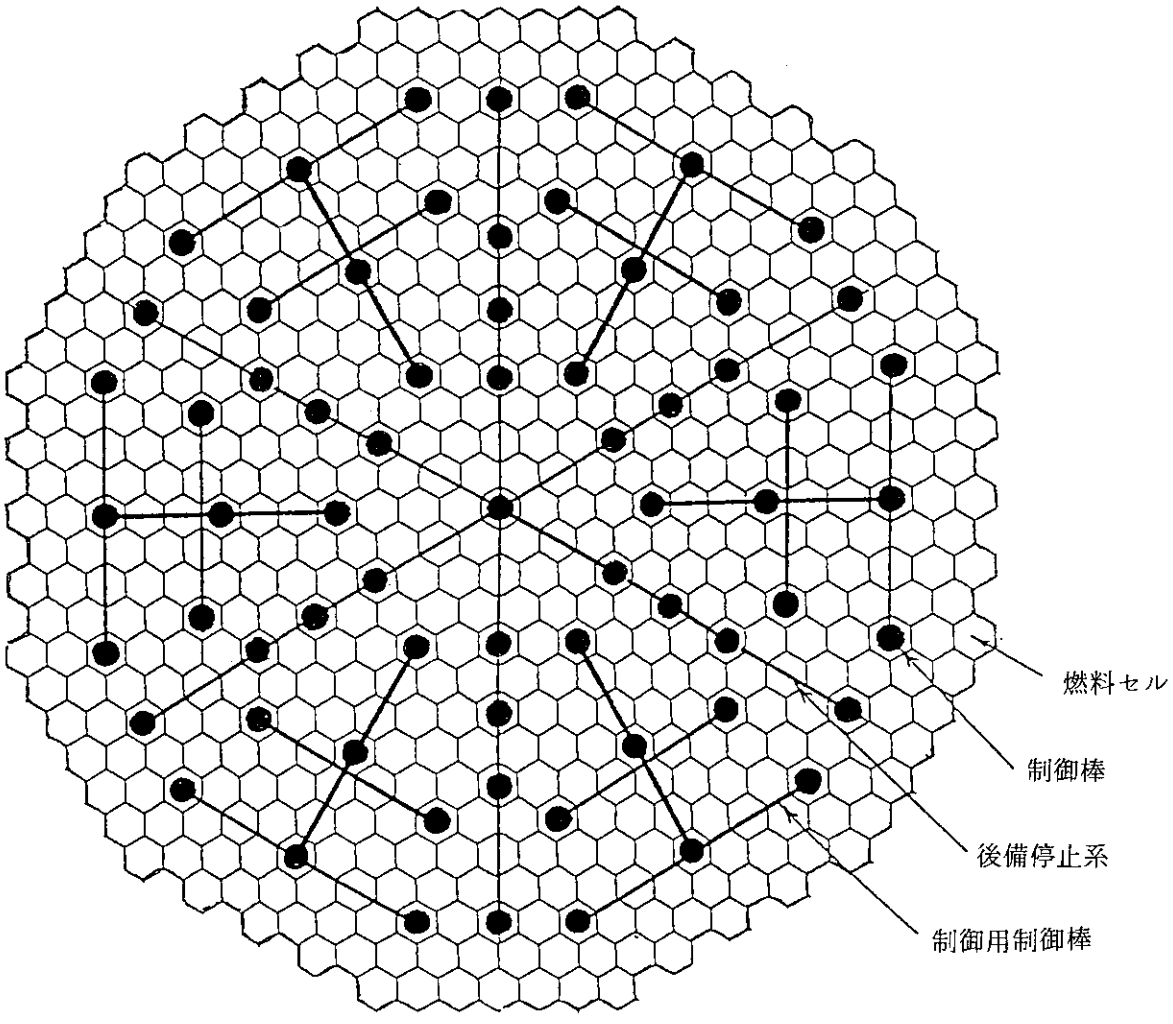
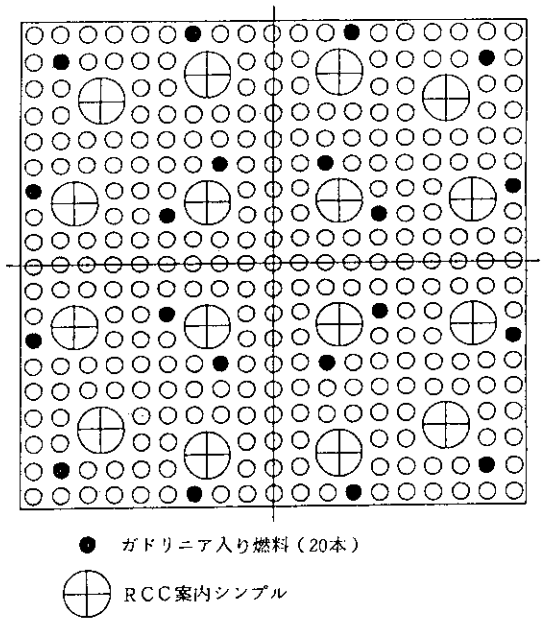
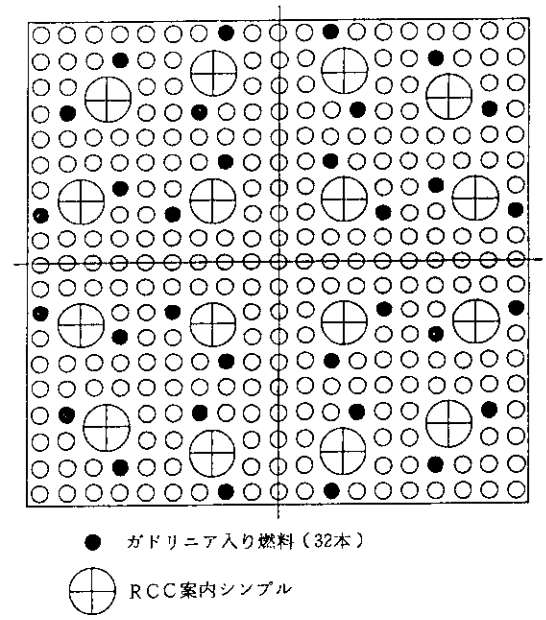


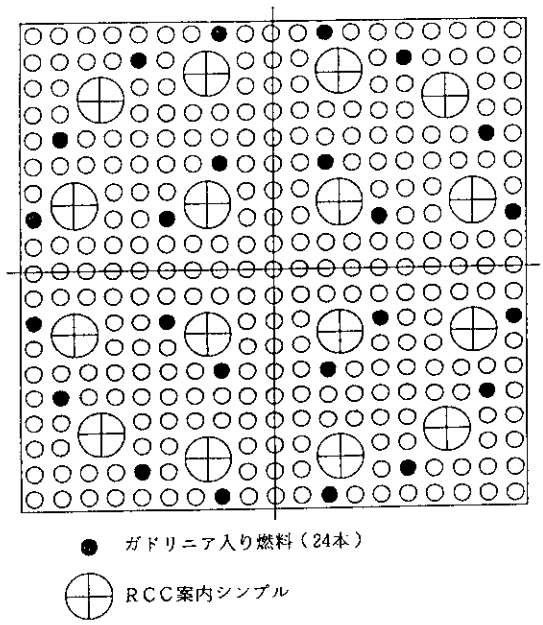

図3.1(j)　炉　心　構　成
（現設計炉心（DRX））



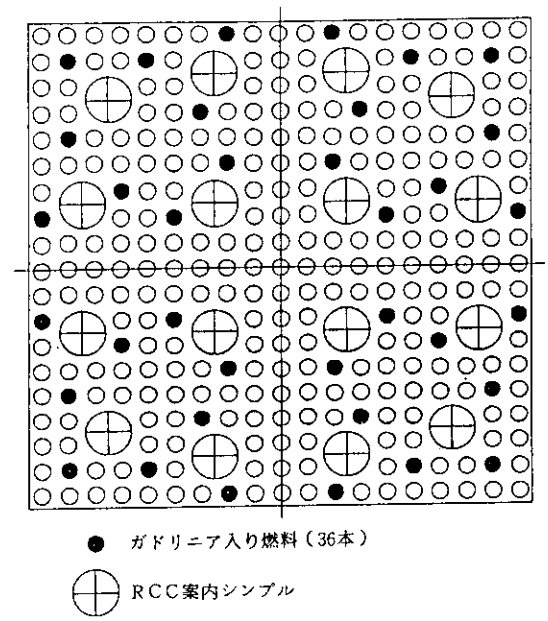

燃料集合体内ガドリニア燃料棒配置
20ガドリニア入り燃料棒




燃料集合体内ガドリニア燃料棒配置
32ガドリニア入り燃料棒

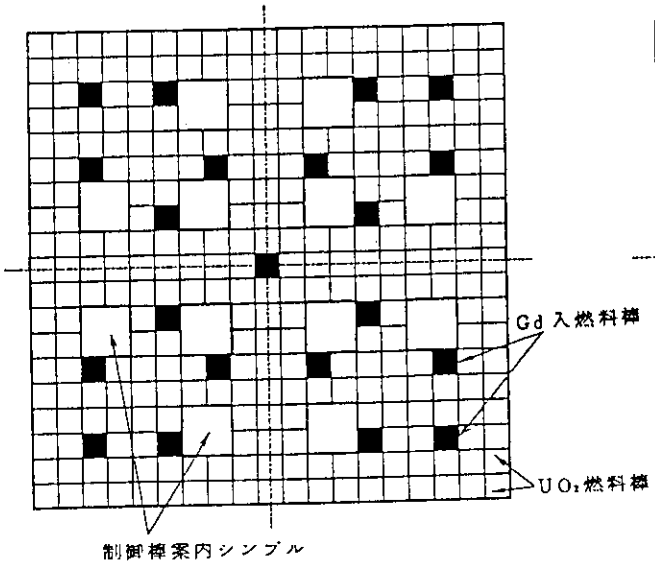



燃料集合体内ガドリニア燃料棒配置
24ガドリニア入り燃料棒

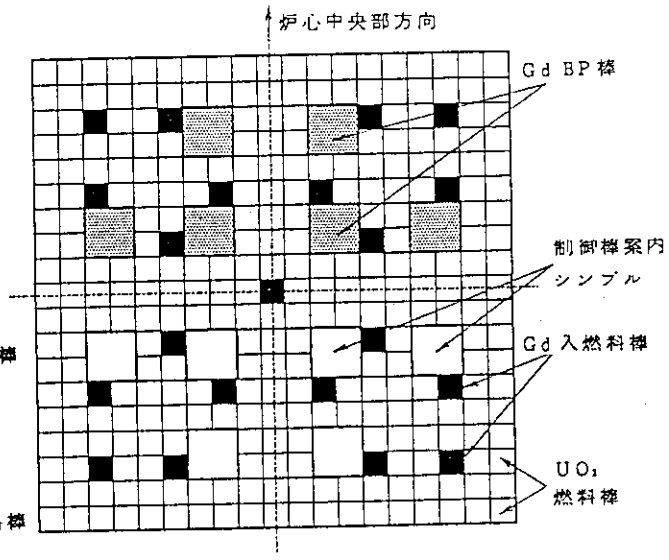



燃料集合体内ガドリニア燃料棒配置
36ガドリニア入り燃料棒

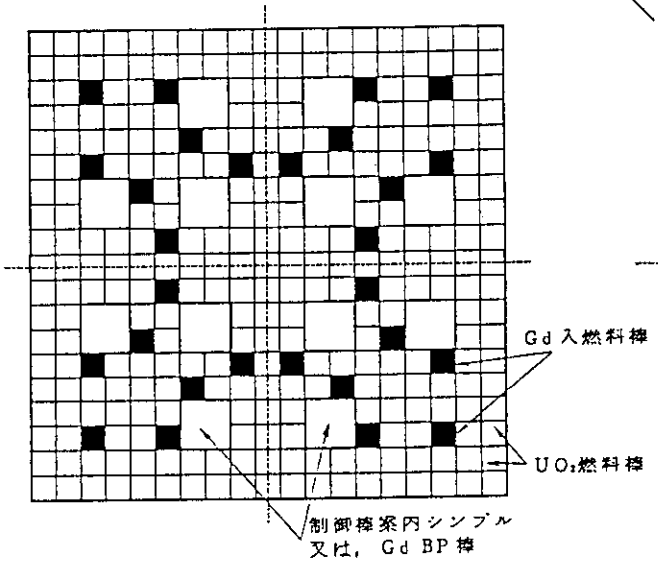
図3.2(a)　燃料集合体内配置
（試設計炉心（半一体型炉）



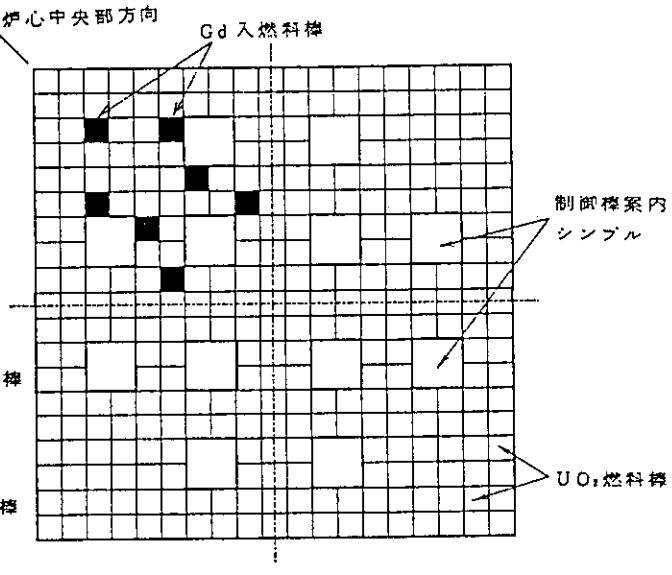

ガドリニア燃料棒（21本）燃料集合体内配置




ガドリニア燃料棒（21本），ガドリニアバーナブル
ポイズン棒（６本）燃料集合体内配置




ガドリニア燃料棒（28本）燃料集合体内配置




ガドリニア燃料棒（７本）燃料集合体内配置

図3.2(b)　燃料集合体内配置
（試設計炉心（半一体型炉(2)61年度炉心））

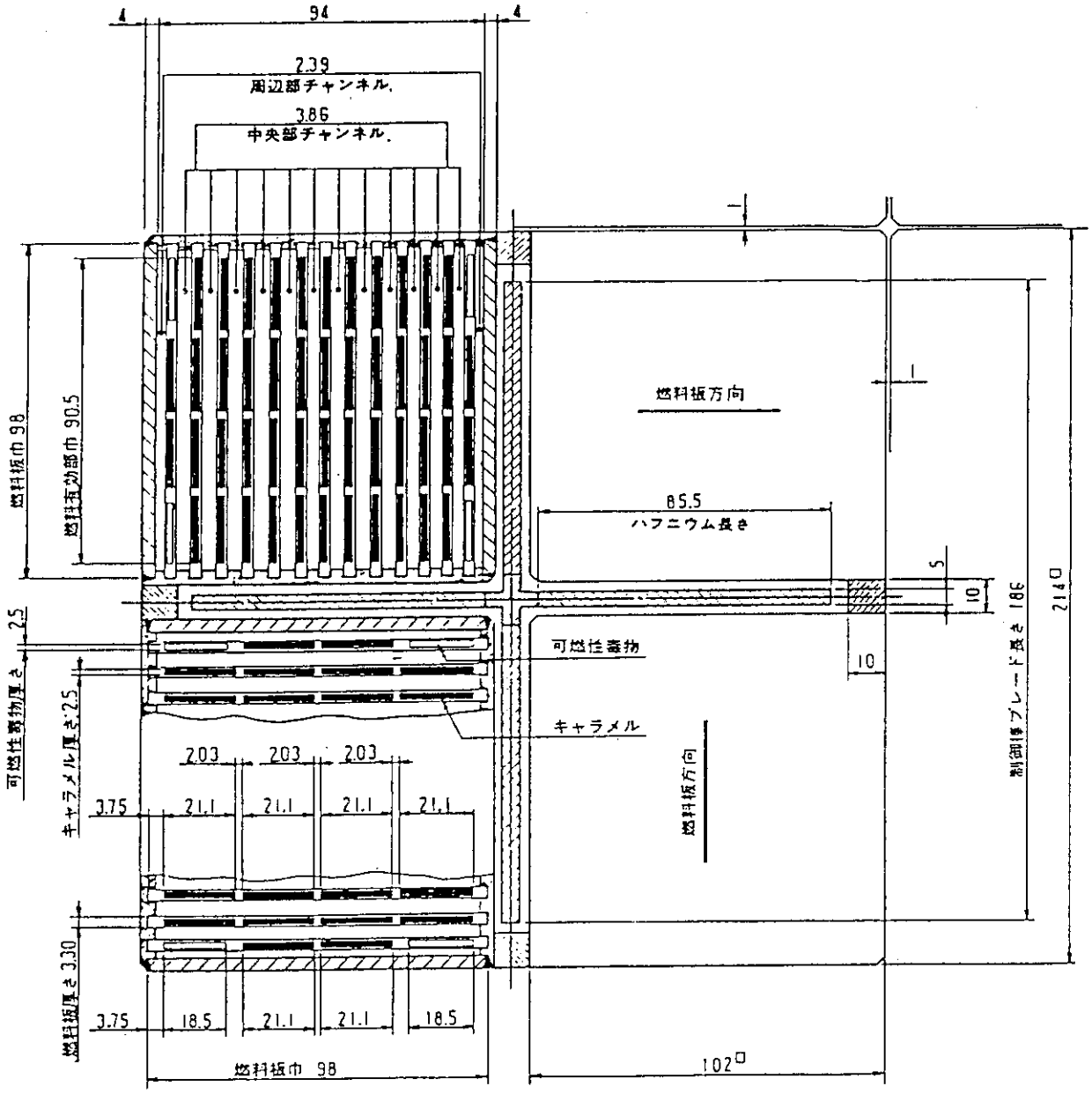
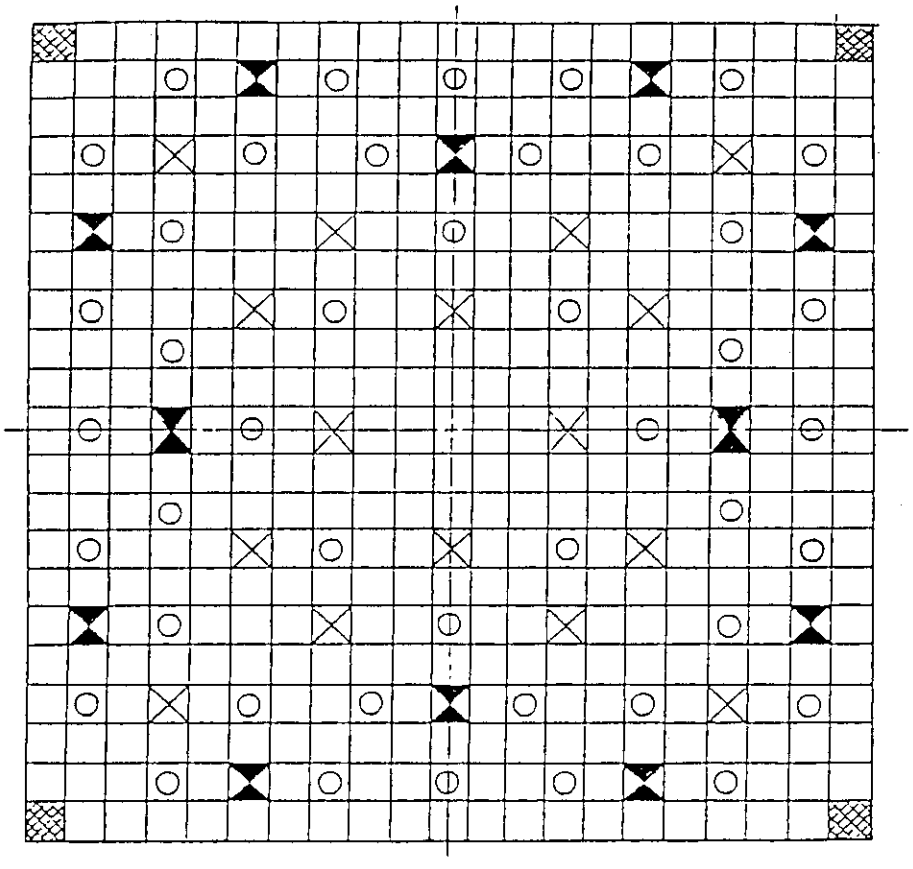



図3.2(c)　燃料集合体内配置
（試設計炉心（一体型炉））



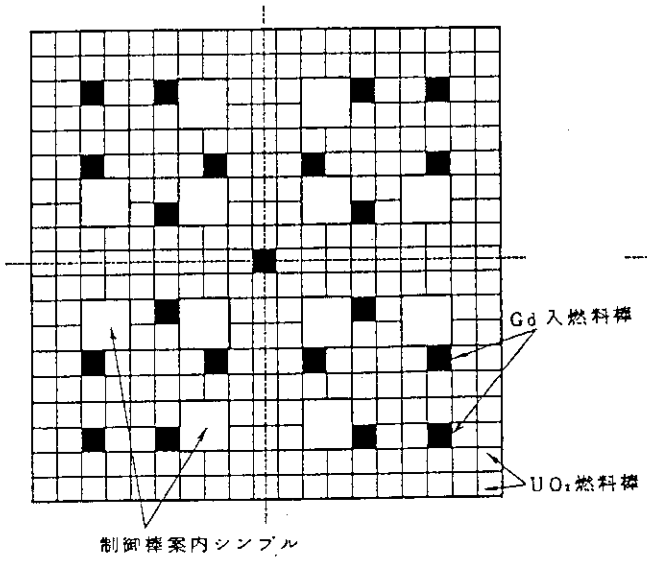
濃縮度 3.8 %の燃料要素内格子配列

| 記号 | 名称 | 材質 | 数量 | 濃縮度、濃度 | 有効長 |
|---|---|---|---|---|---|
| | 燃料棒 | $UO_2$ | 365 | 3.8% | 1,250 mm |
| ○ | 吸収棒 | $B_4C$ | 44 | ―― | 1,350 mm |
| ⧗ | ポイズン棒 (1) | $Gd_2O_3/Al_2O_3$ | 12 | 0.5gr Gd/cm | 812.5 mm |
| ╳ | ポイズン棒 (2) | $Gd_2O_3/Al_2O_3$ | 16 | 0.6gr Gd/cm | 812.5 mm |
| ▨ | 構造棒 | Zry-4 | 4 | ―― | ―― |

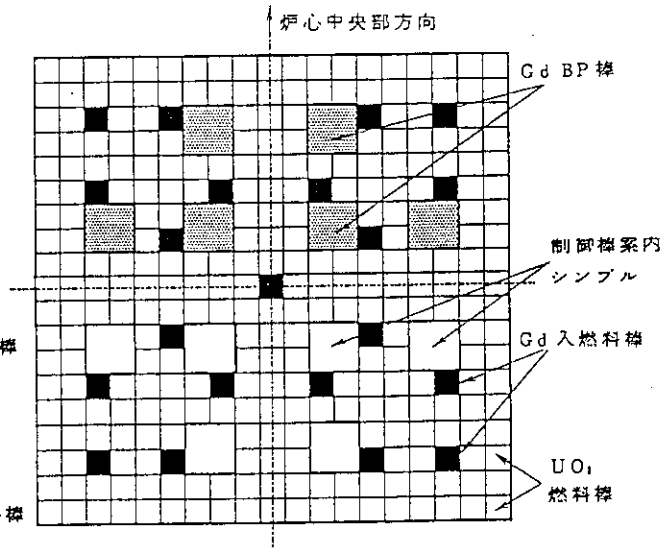
濃縮度 5.4 %の燃料要素内格子配列

| 記号 | 名称 | 材質 | 数量 | 濃縮度、濃度 | 有効長 |
|---|---|---|---|---|---|
| | 燃料棒 | $UO_2$ | 365 | 5.4% | 1,250 mm |
| ○ | 吸収棒 | $B_4C$ | 44 | ―― | 1,350 mm |
| ⧗ | ポイズン棒 (1) | $Gd_2O_3/Al_2O_3$ | 12 | 0.3gr Gd/cm | 1,062.5 mm |
| ╳ | ポイズン棒 (2) | $Gd_2O_3/Al_2O_3$ | 16 | 0.4gr Gd/cm | 1,062.5 mm |
| ▨ | 構造棒 | Zry-4 | 4 | ―― | ―― |

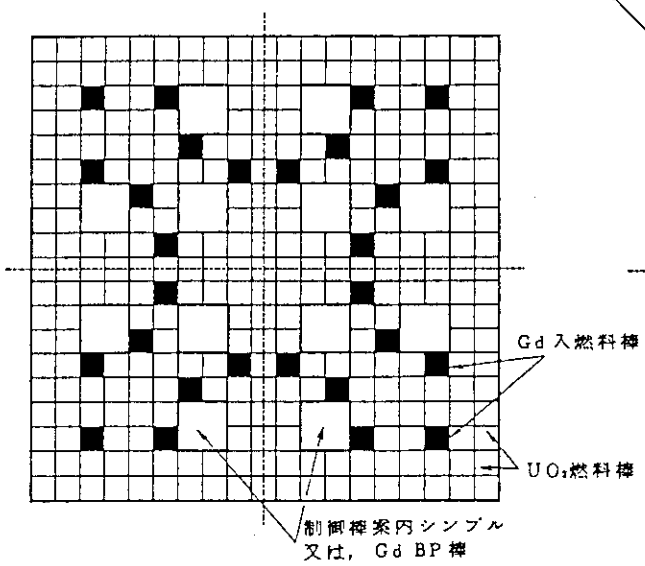
図 3.2(d)　燃料集合体内配置
（試設計炉心（自己加圧一体型炉））



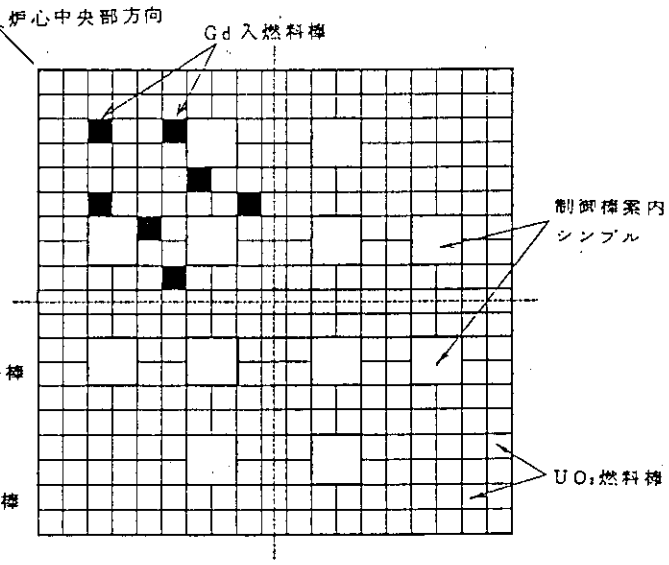

ガドリニア燃料棒（21本）燃料集合体内配置




ガドリニア燃料棒（21本），ガドリニアバーナブル
ポイズン棒（６本）燃料集合体内配置

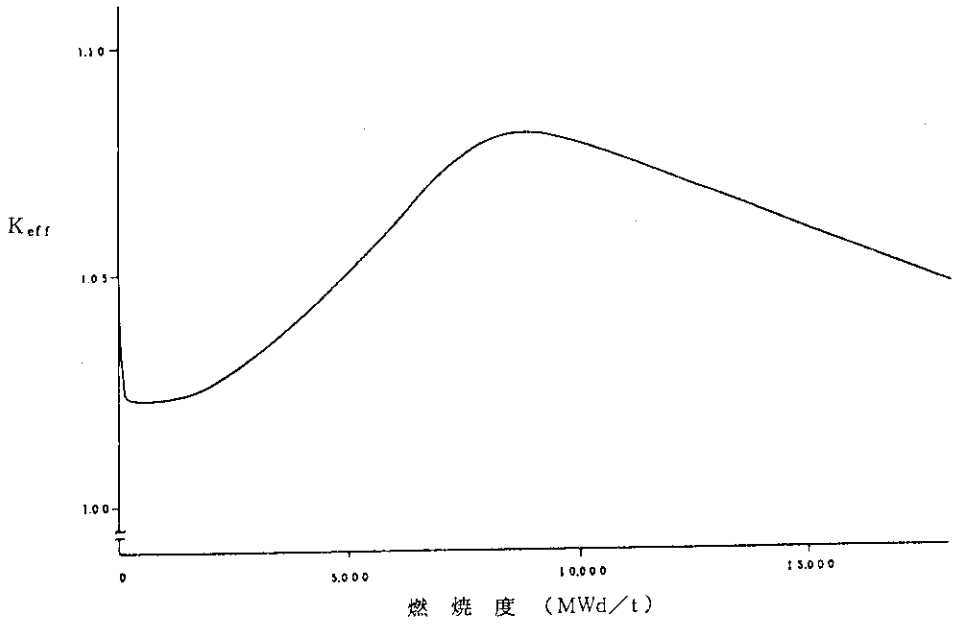



ガドリニア燃料棒（28本）燃料集合体内配置

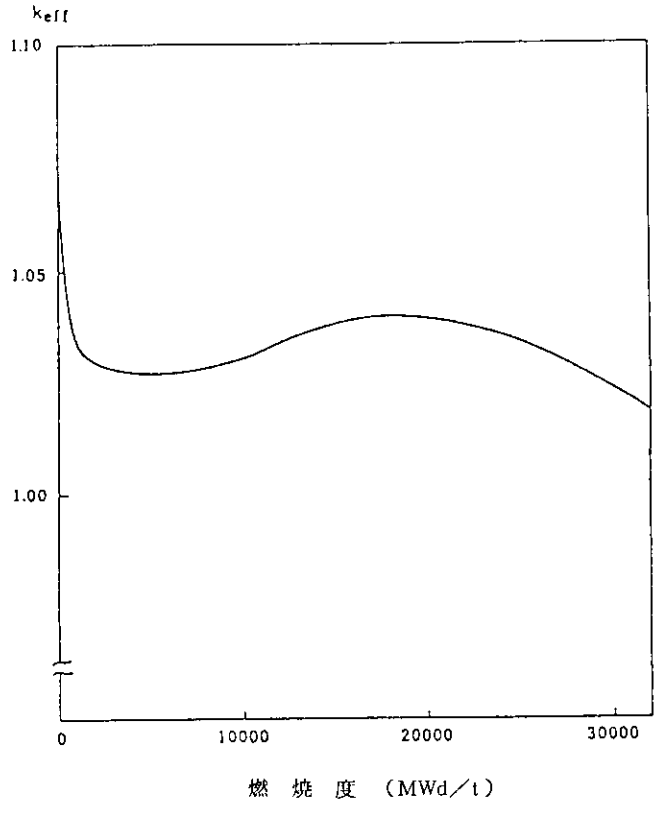



ガドリニア燃料棒（７本）燃料集合体内配置

図3.2(e)　燃料集合体内配置
（現設計炉心（MRX））

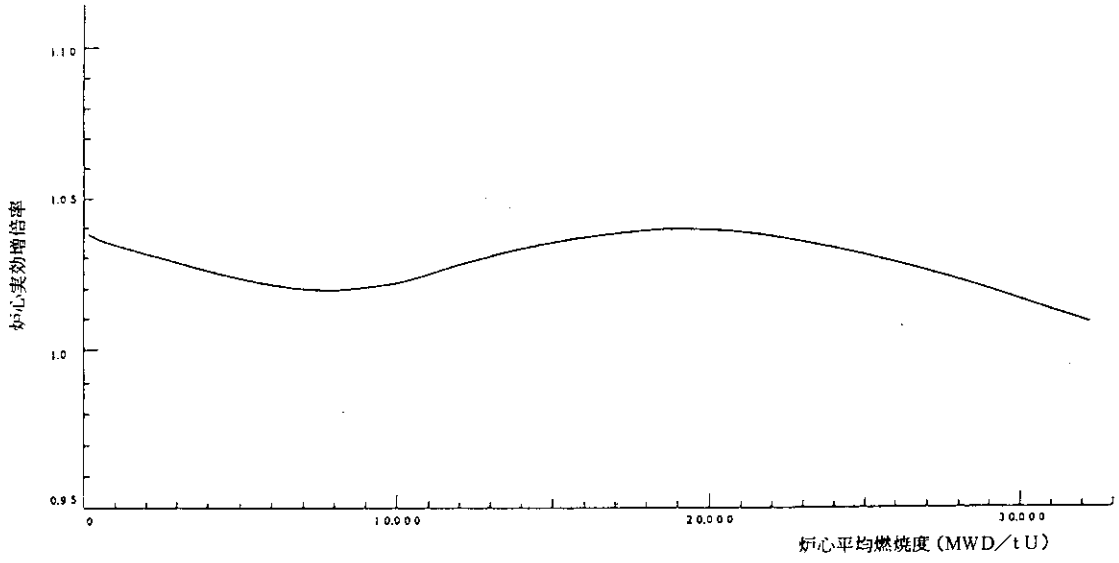



（半一体型炉）

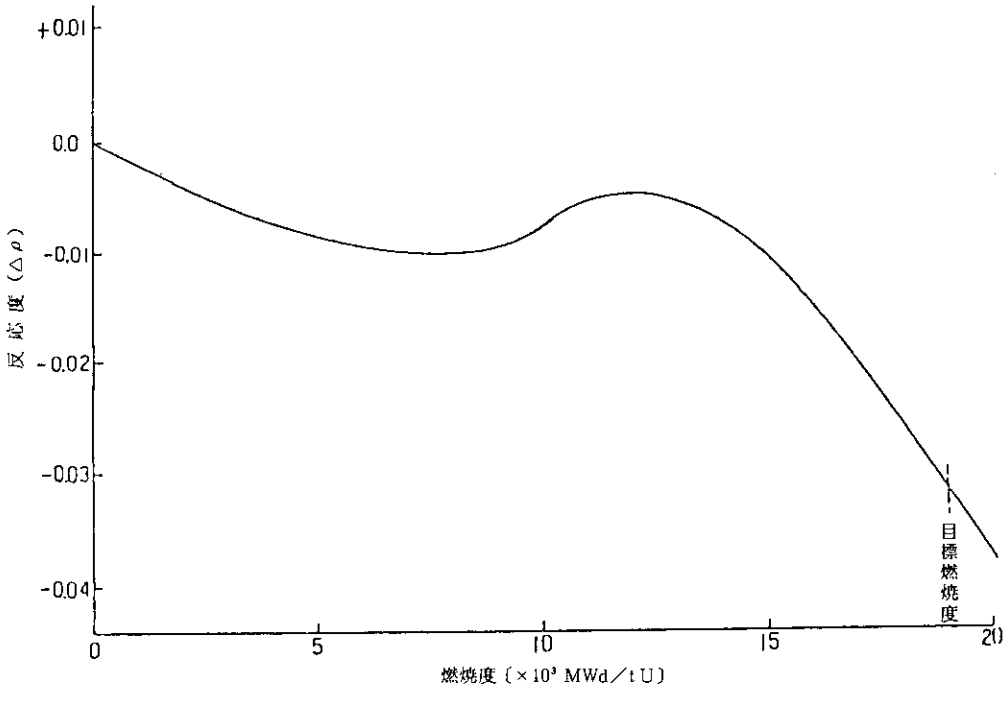



（半一体型炉(2) 61年度炉心）

図 3.3 (a)　実効増倍率の燃焼変化
（試設計炉心）

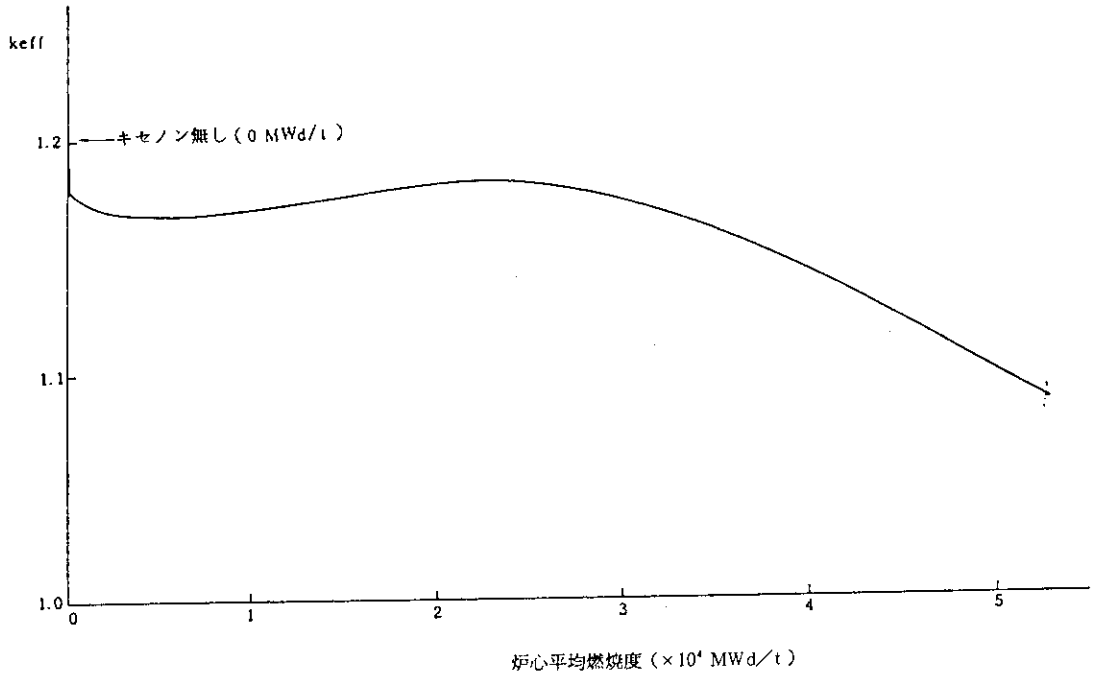



（一体型炉）

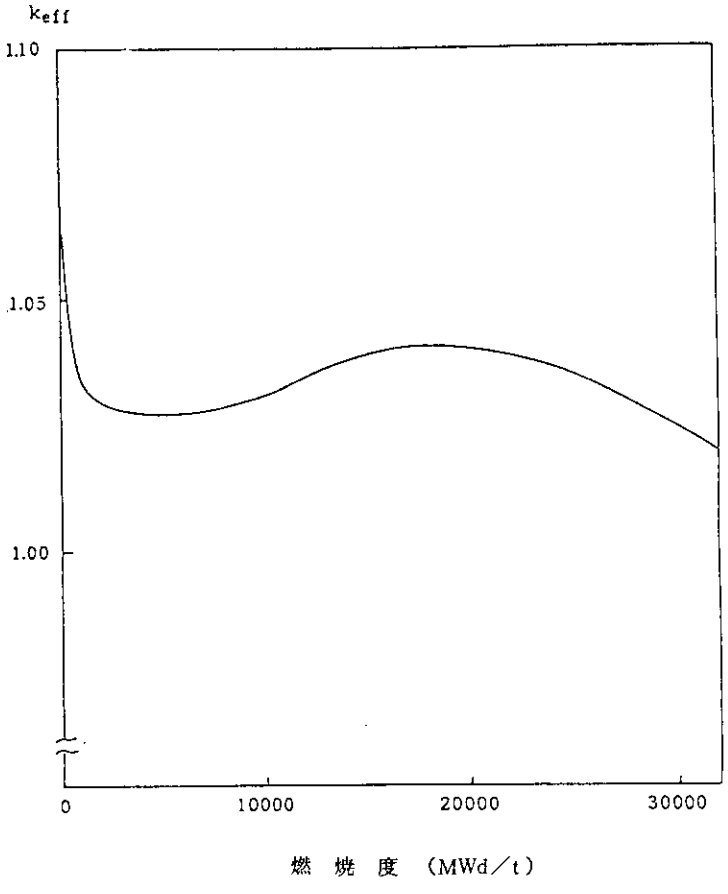



（自己加圧一体型炉）

図 3.3(b)　実効増倍率の燃焼変化
（試設計炉心）




（概念確立設計炉心：最適炉心（62年度炉心））




（現設計炉心：ＭＲＸ）

図 3.3(c)　炉心実効増倍率の燃焼変化

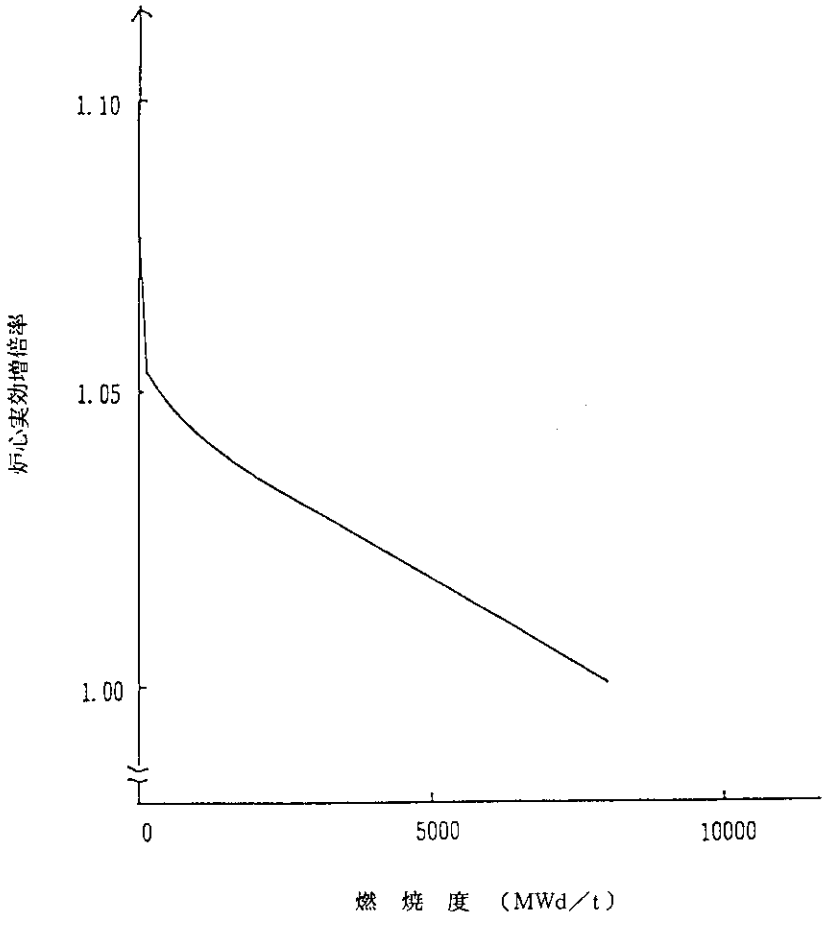
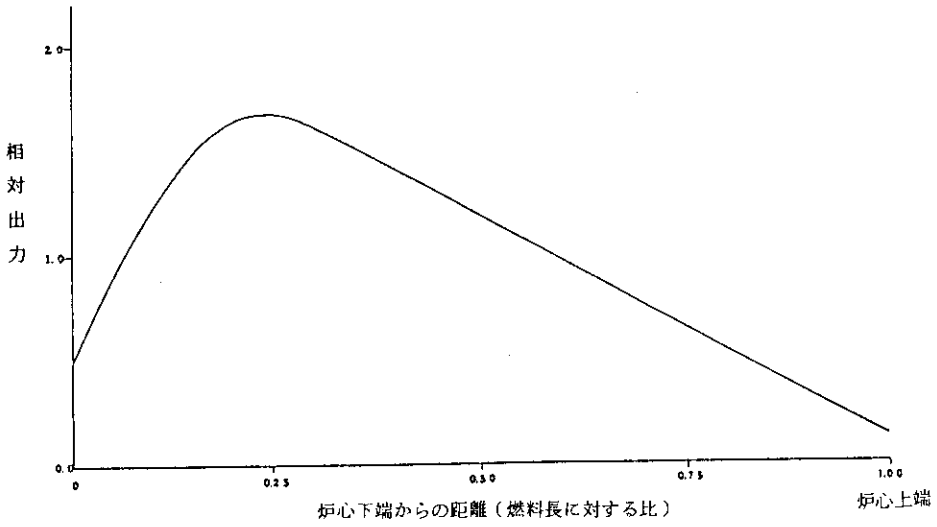
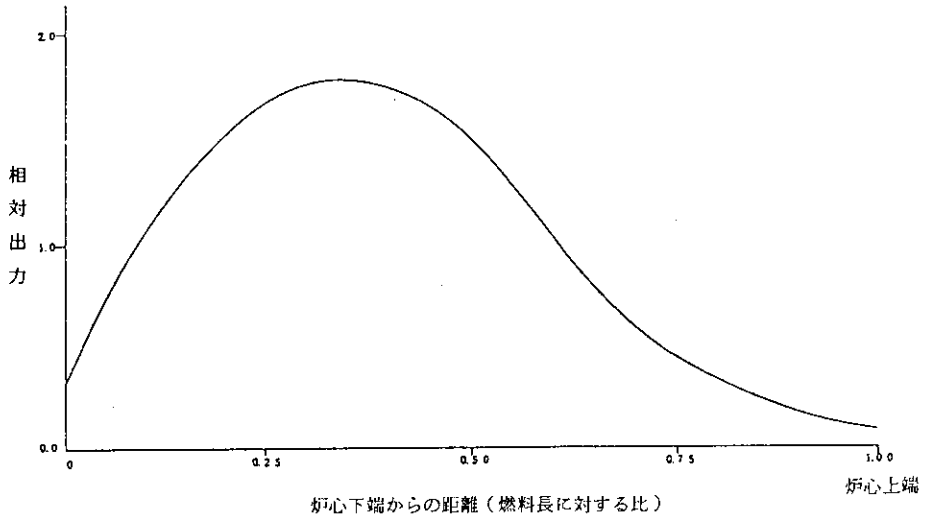


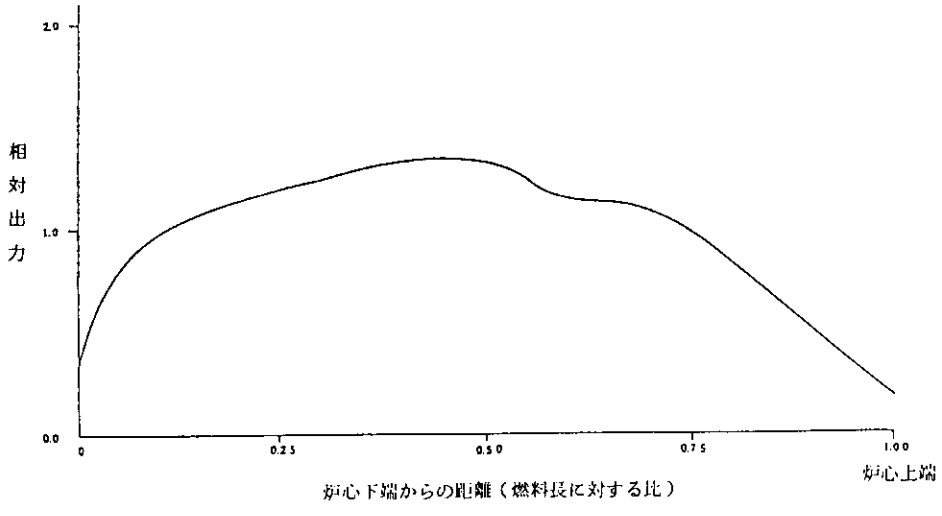

図 3.3(d)　炉心実効増倍率の燃焼変化
（現設計炉心（DRX））




（サイクル初期　高温全出力　バンクC62%挿入，バンクA５%挿入）

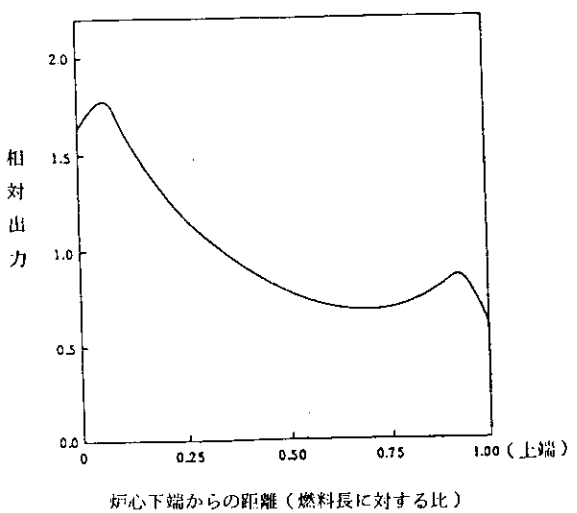



（サイクル中期　高温全出力　バンクC100%，バンクB35%，バンクA５%挿入）

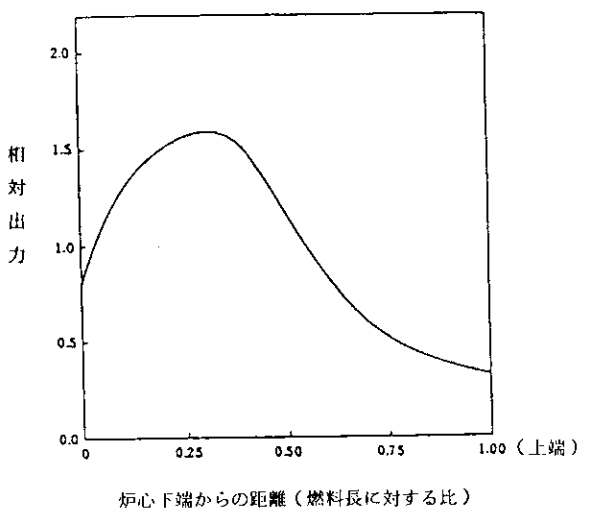



（サイクル末期　高温全出力　バンクC46%，バンクA５%挿入）

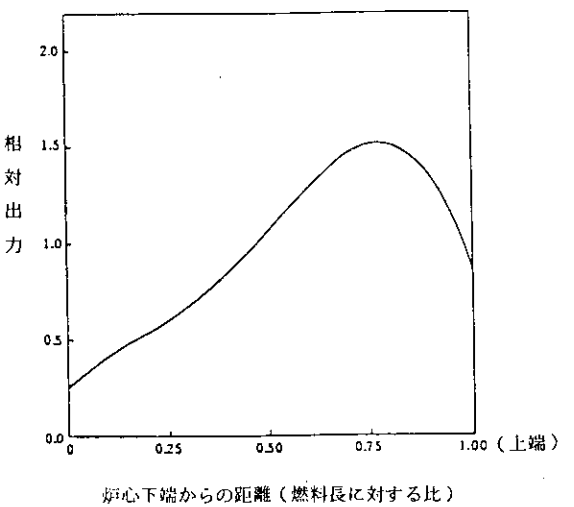
図3.4(a)　軸方向平均出力分布
（試設計炉心（半一体型炉））




（サイクル初期，高温全出力，
キセノン無し，バンクC 100％挿入）

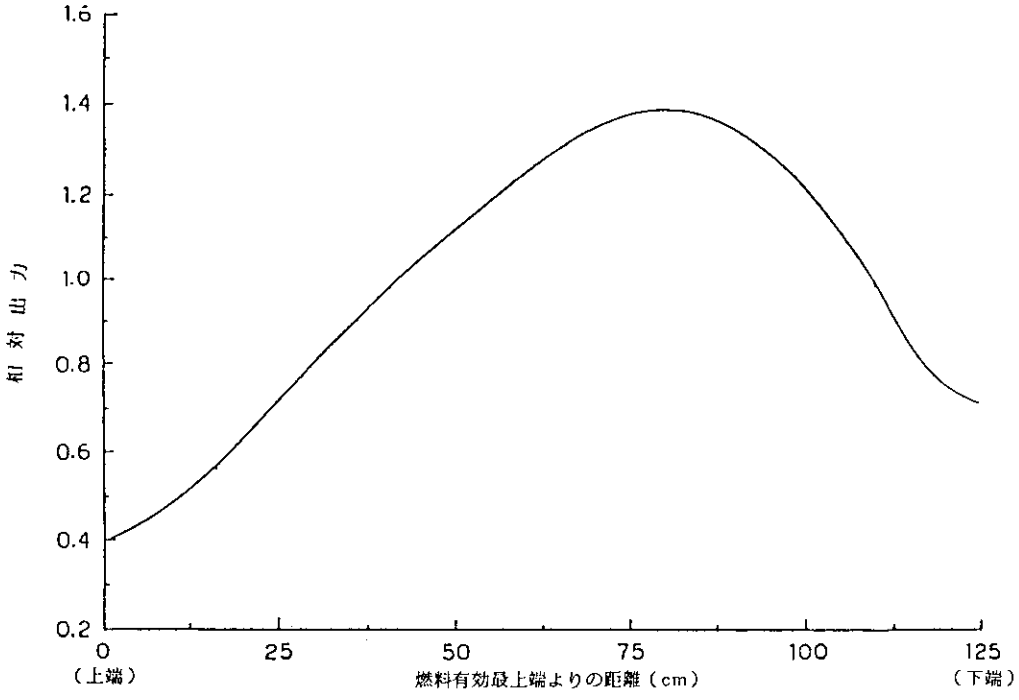



（サイクル中期，高温全出力，
平衡キセノン，バンクC 50％挿入）




（サイクル末期，高温全出力，
平衡キセノン，バンクC 20％挿入）

図3.4(b)　軸方向炉心平均出力分布
（試設計炉心（半一体型炉(2)61年度炉心）
現設計炉心（MRX））




（最大負荷燃料棒の軸方向出力分布）

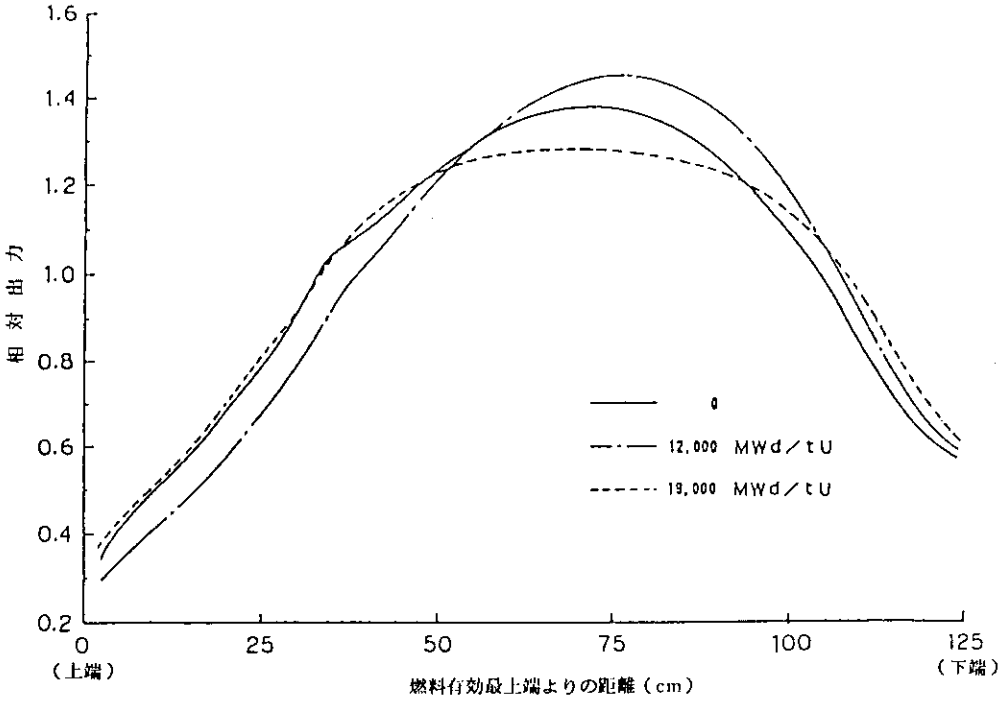



図3.4(c)　軸方向出力分布
（試設計炉心（自己加圧一体型炉））

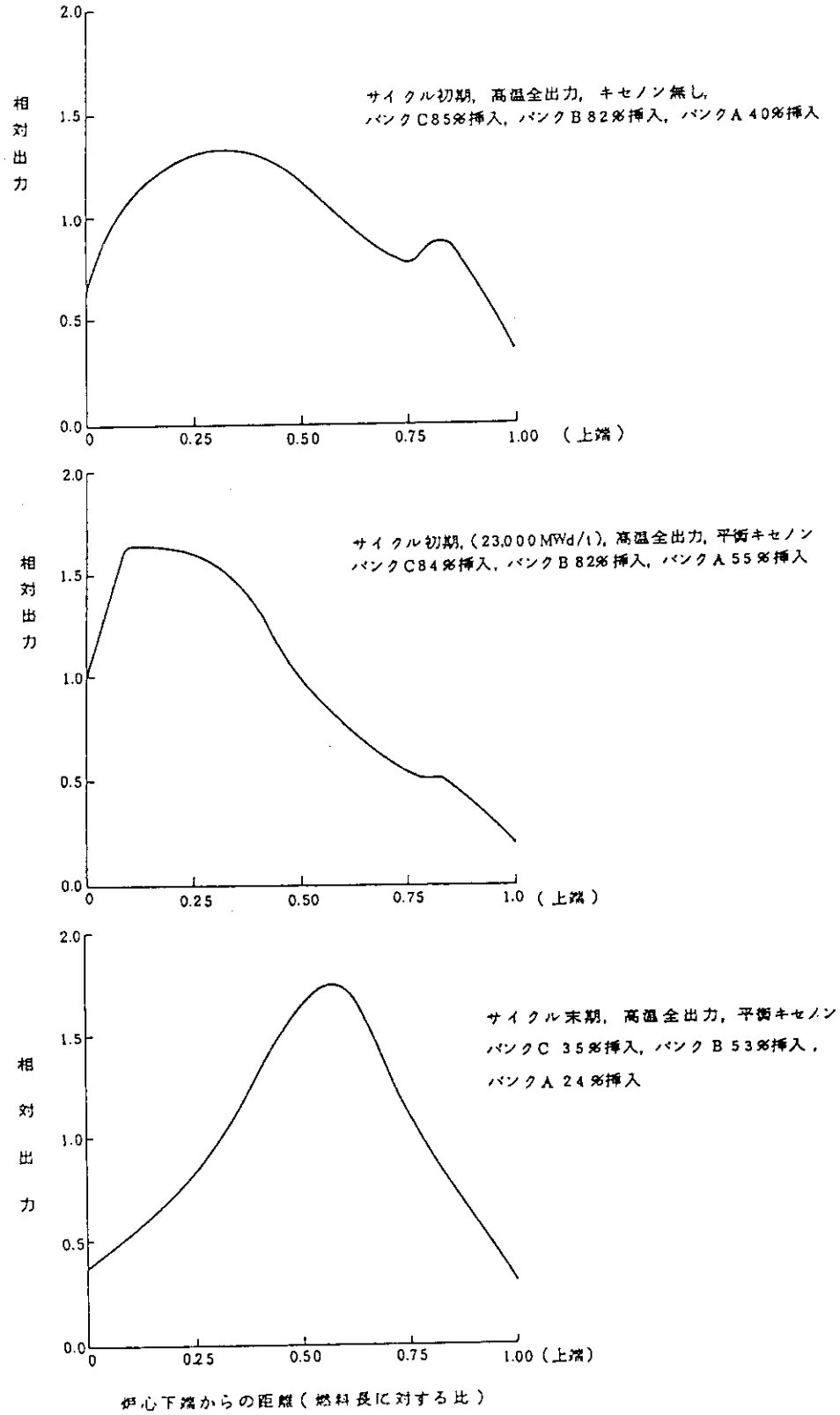



図3.4(d)　軸方向炉心平均出力分布
（概念確立設計炉心（最適炉心：62年度炉心））

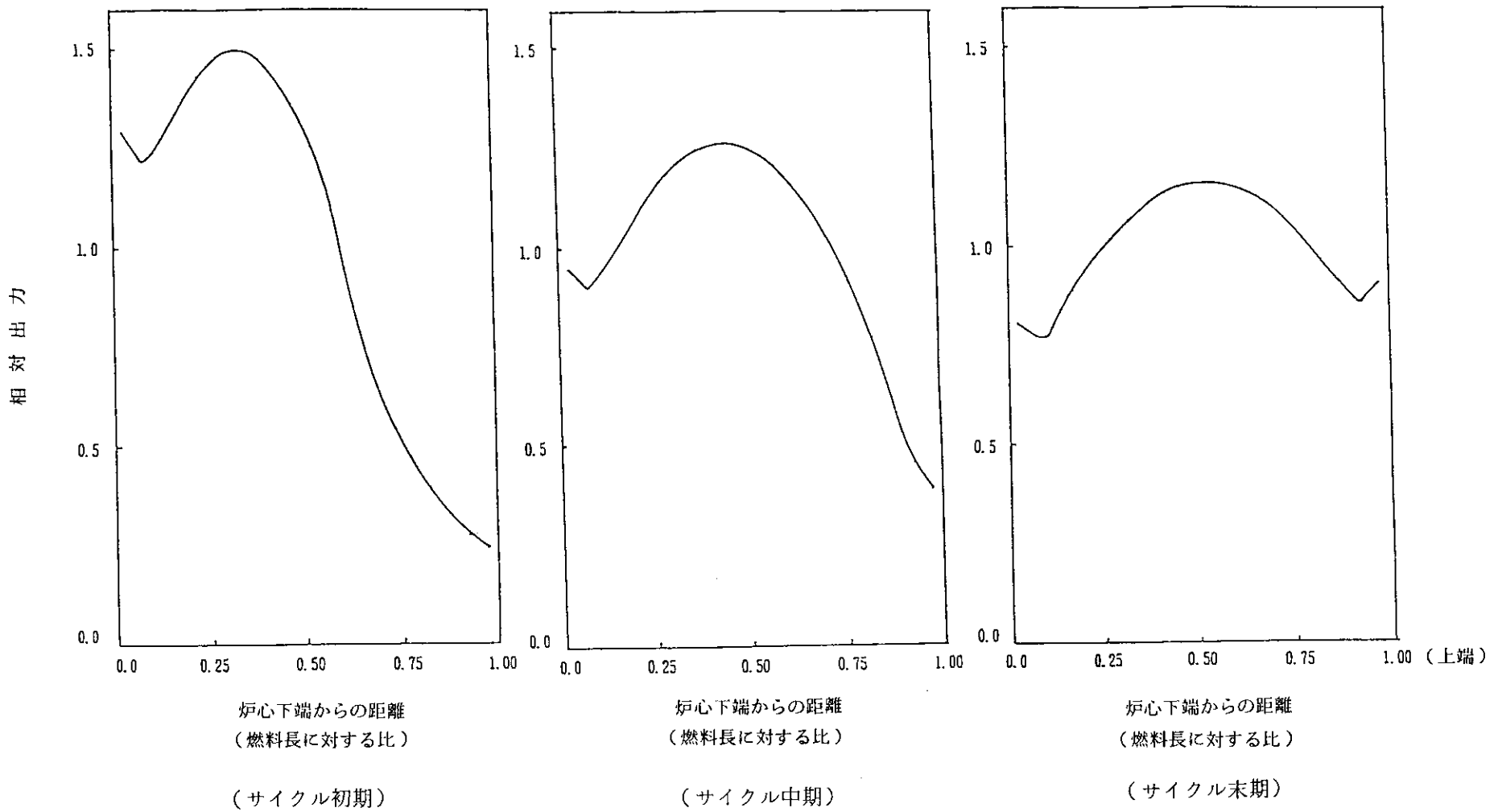
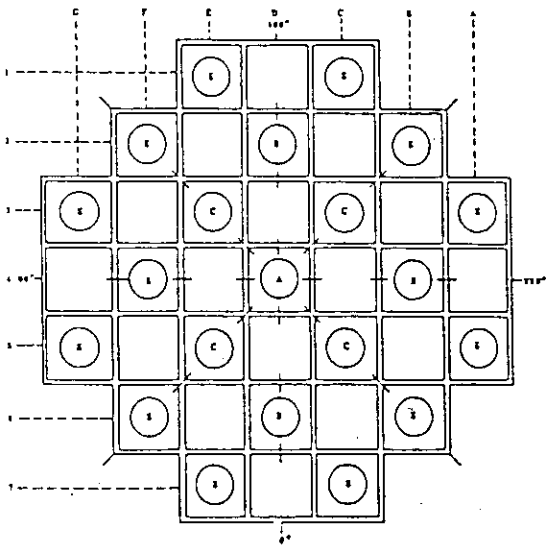
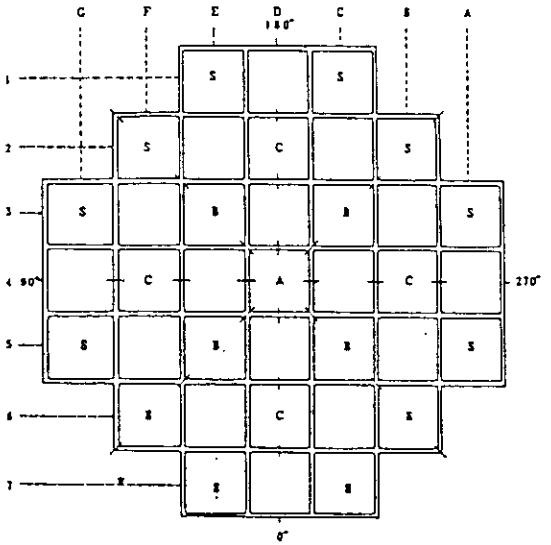



図 3.4(e)　軸方向平均出力分布
（現設計炉心（DRX））



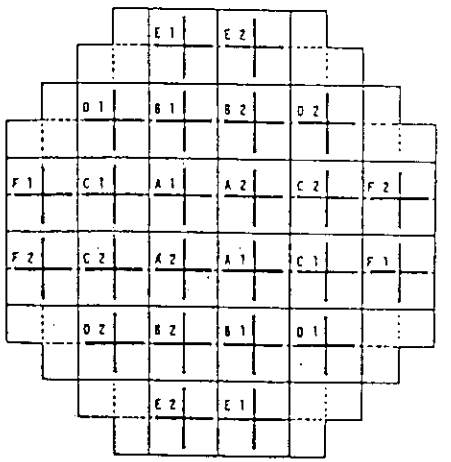
A　制御グループ制御棒クラスタバンクA
B　〃　〃　バンクB
C　〃　〃　バンクC
S　停止グループ制御棒クラスタバンクS

（半一体型炉）



A；制御用制御棒クラスタバンクA……　4体
B；〃　〃　バンクB……　1体
C；〃　〃　バンクC……　4体
S；停止用制御棒クラスタバンクS……　12体

（半一体型炉(2)61年度炉心）



| 炉心平均燃焼度 (MWD/tU) | 使用制御棒グループ | 挿入位置 |
|---|---|---|
| 0（平衡キセノン）～8 000 | A1, A2 | 全挿入 |
| | D1, D2 | 同レベル部分挿入 |
| 8 000～16 000 | D1, D2 | 全挿入 |
| | A1, A2 | 同レベル部分挿入 |
| 16 000～18 000 | B1, B2 | 全挿入 |
| | C1, C2 | 同レベル部分挿入 |
| 18 000～24 000 | 2 000MWD/tUごとに（B1, B2）と（C1, C2）の燃料交替による運転 | |
| 24 000～26 000 | B1, B2 | 同レベル部分挿入 |
| 26 000～28 000 | C1, C2 | 同レベル部分挿入 |
| 28 000～30 000 | B1, B2 | 同レベル部分挿入 |
| 30 000～30 400 | C1, C2 | 同レベル部分挿入 |

（一体型炉）

図3.5(a)　制御棒（グループ）配置
（試設計炉心）

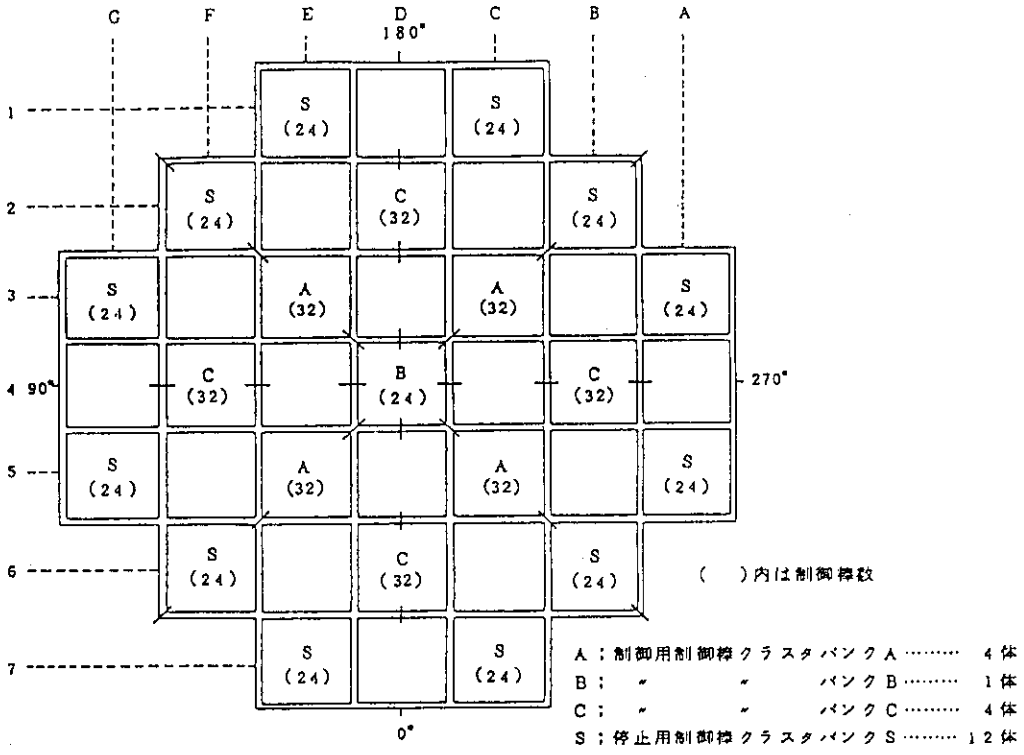



図 3.5(b)　概念確立設計炉心（最適炉心：62年度炉心）の制御棒（グループ）配置

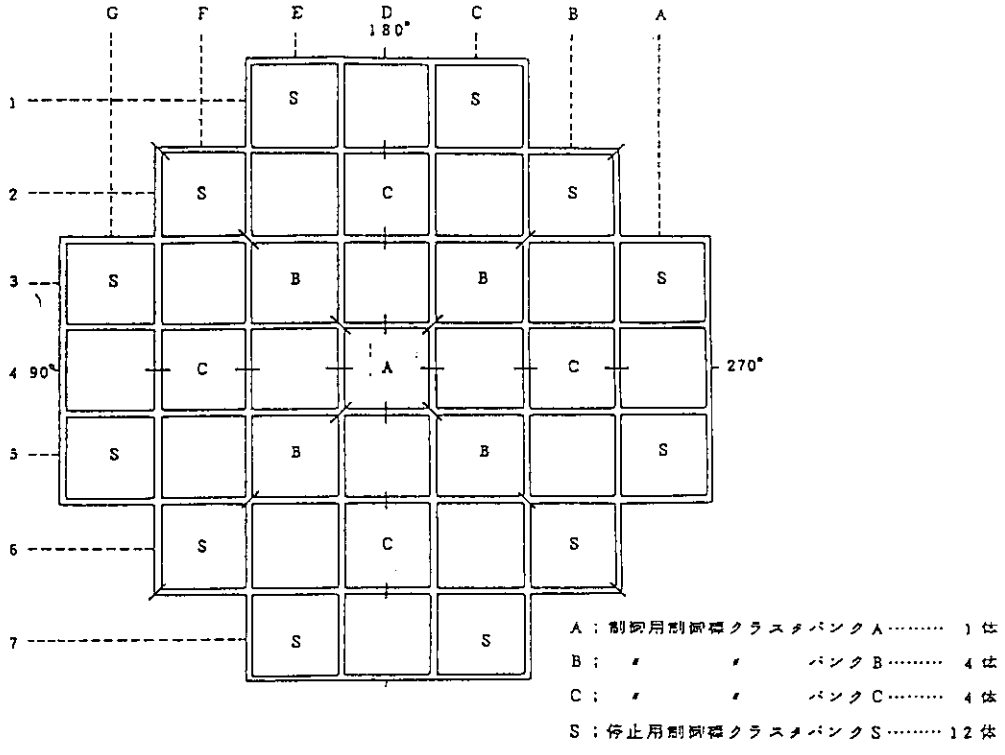
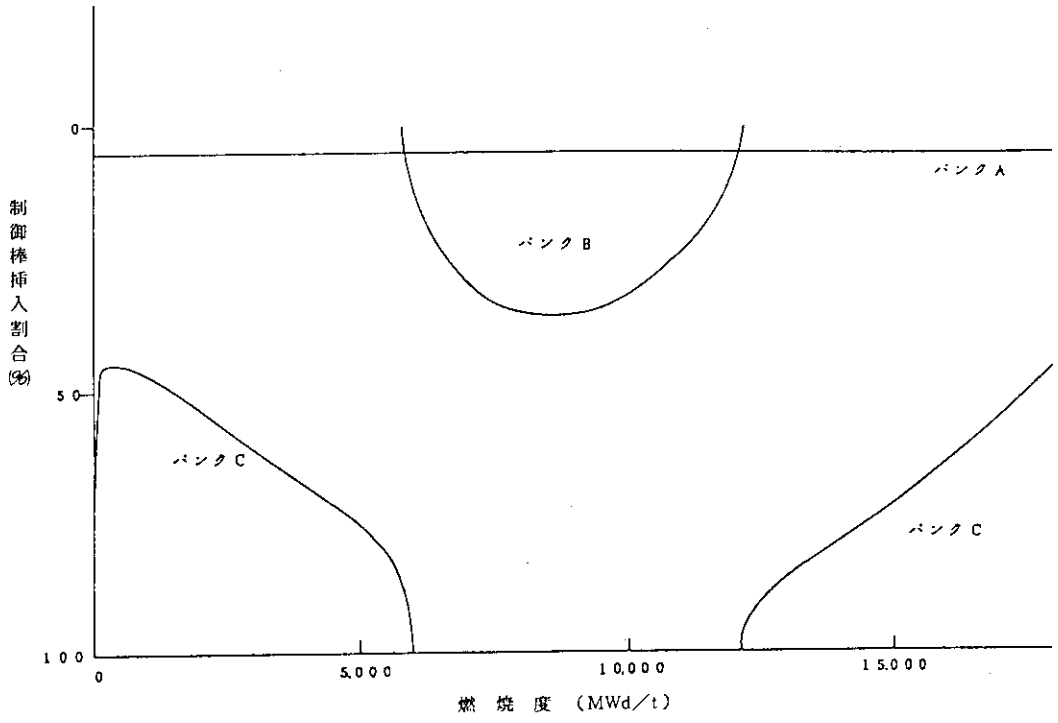
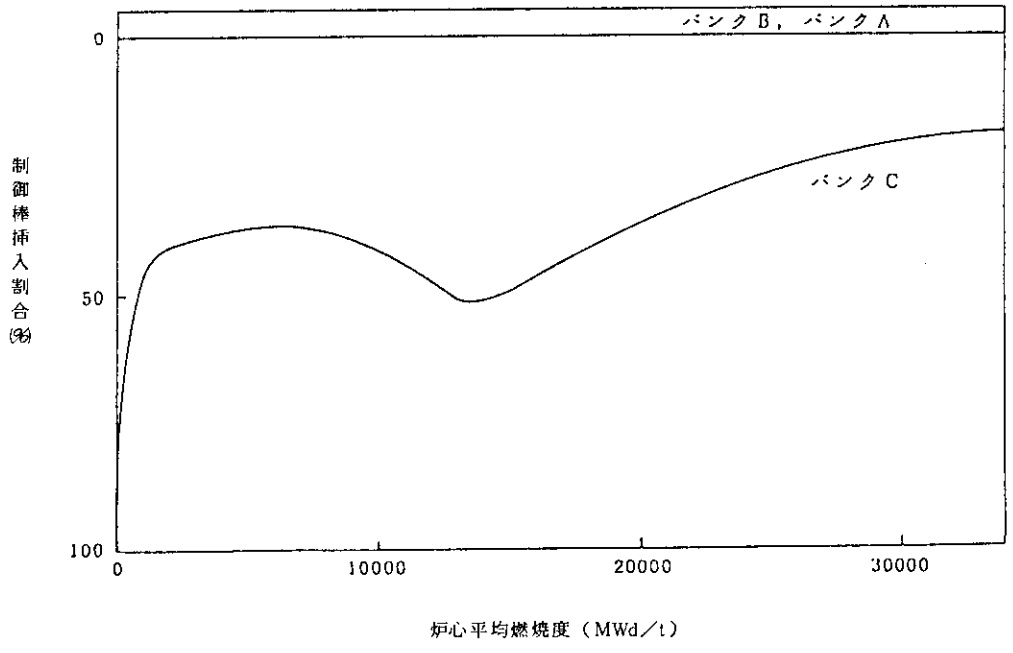



図 3.5(c)　現設計炉心（MRX）の制御棒（グループ）配置

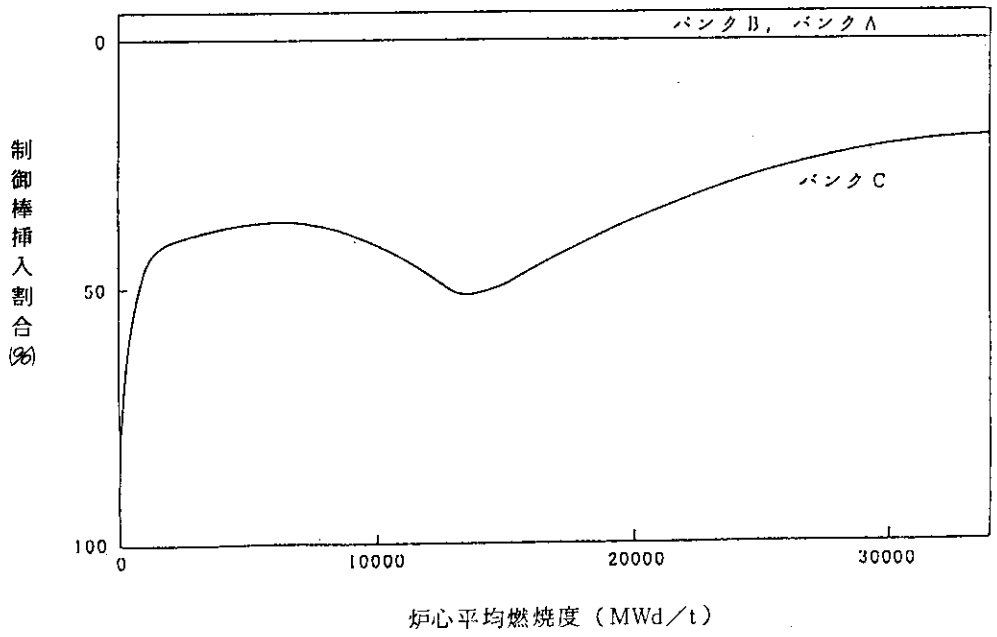



（半一体型炉）

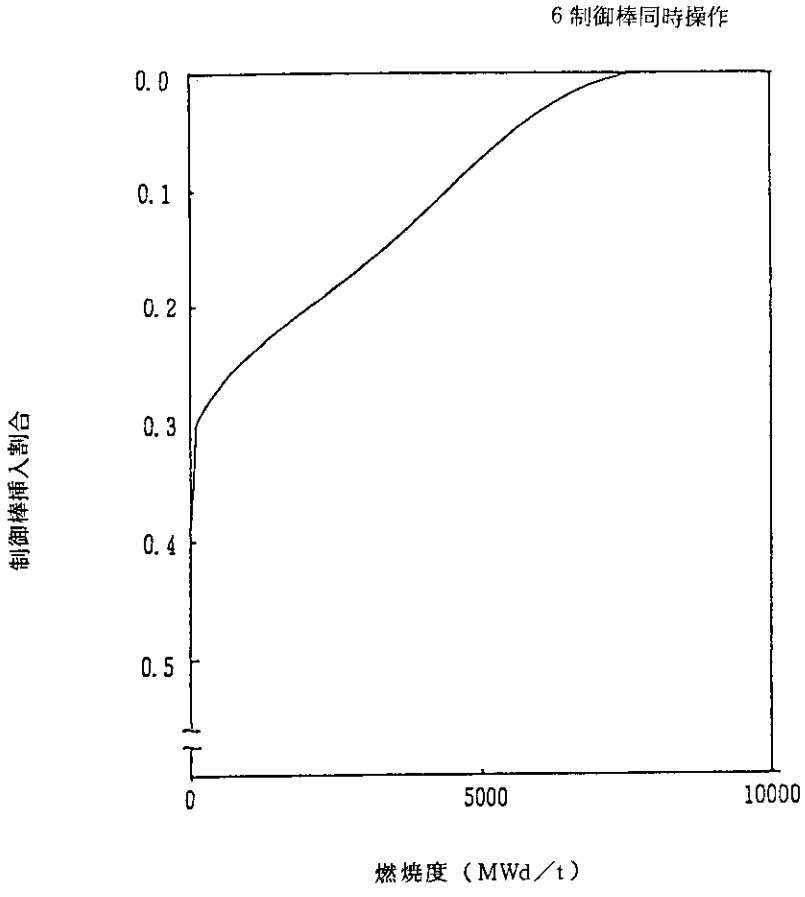



（半一体型炉(2)61年度炉心）

図 3. 6 (a)　試設計炉心の定格運転時の制御棒挿入度対燃焼度

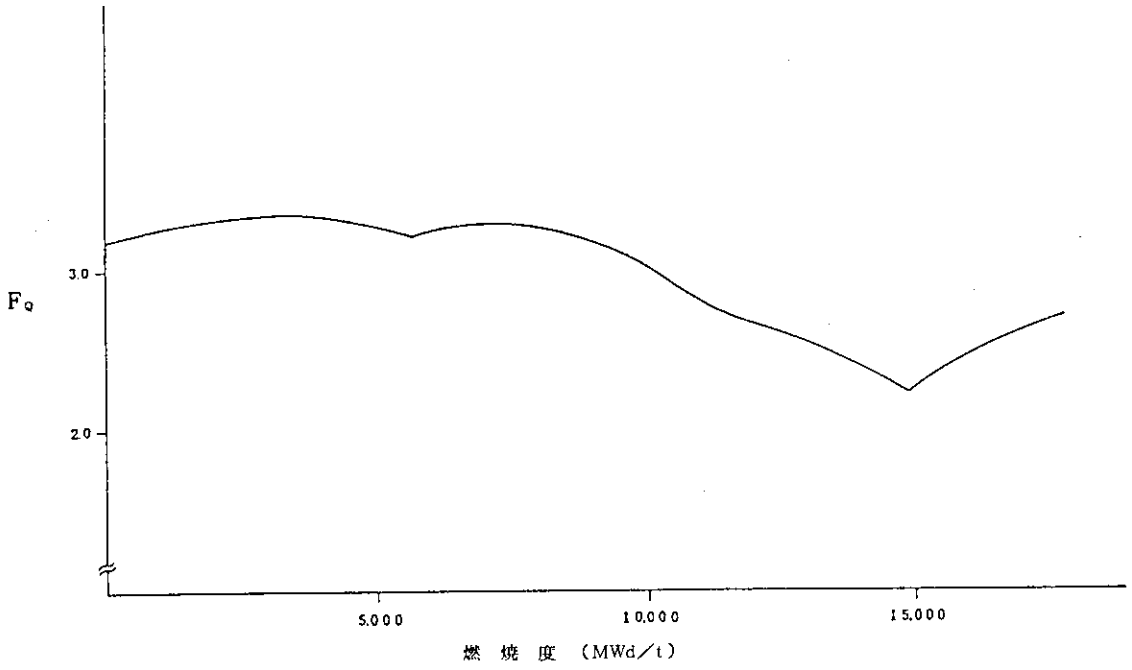



（現設計炉心：MRX）

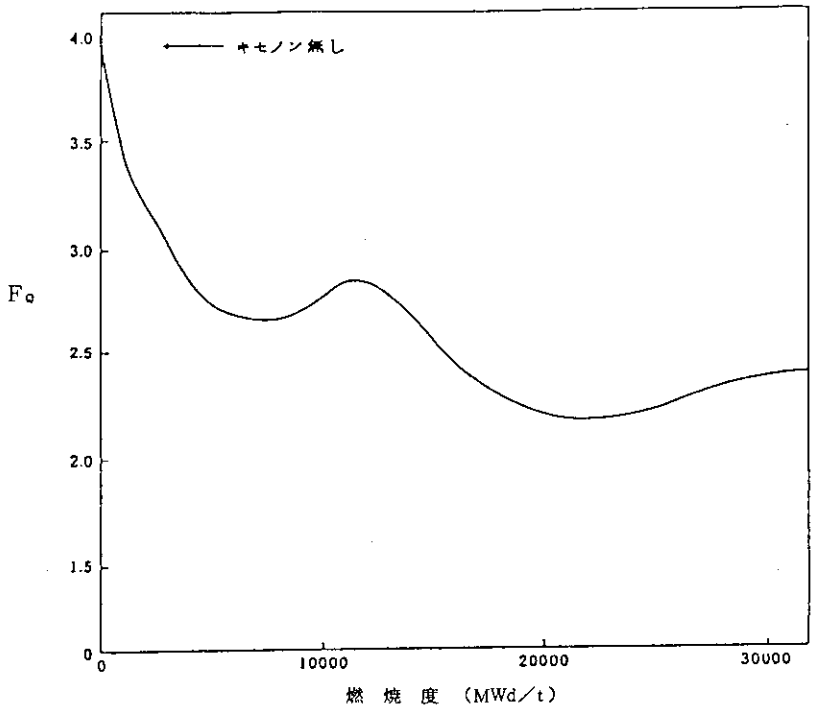



（現設計炉心：DRX）

図 3.6(b)　定格運転時の制御棒挿入度対燃焼度（現設計炉心）

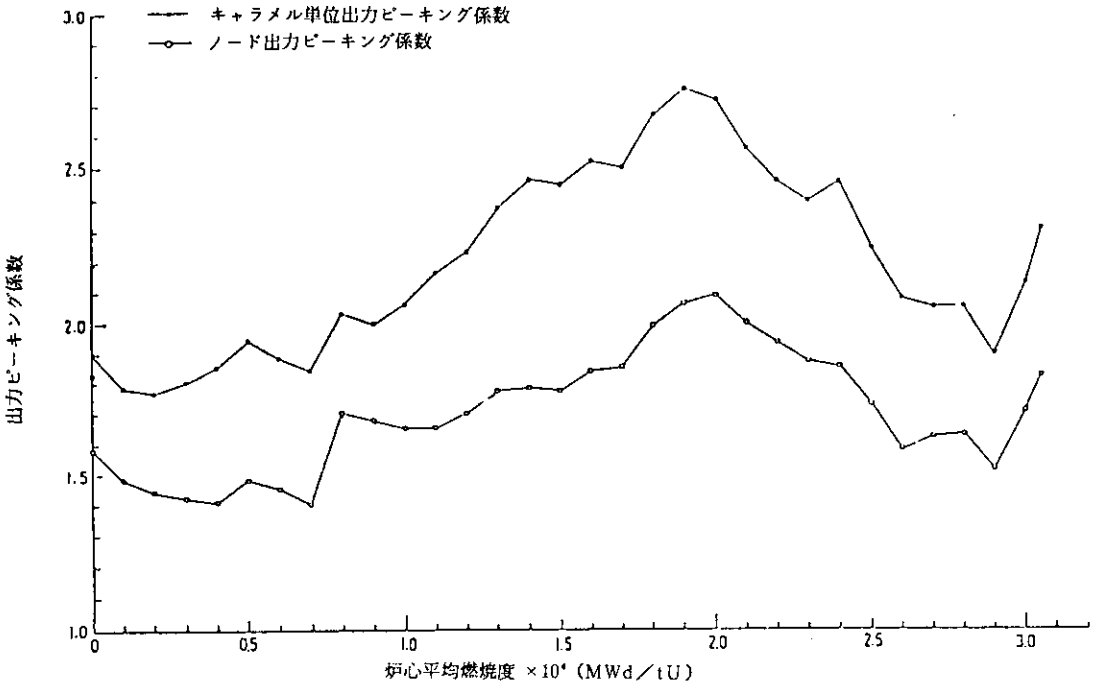



（試設計炉：半一体型炉）

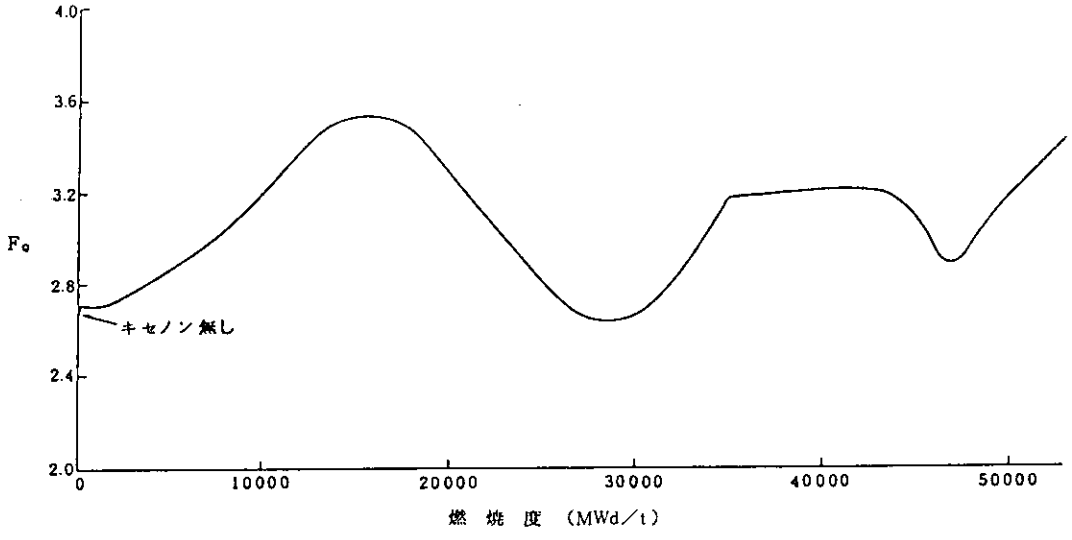



（試設計炉：半一体型炉(2)61年度炉心）

図 3.7(a)　熱流束熱水路係数 $F_Q$ の燃焼による変化
（試設計炉）

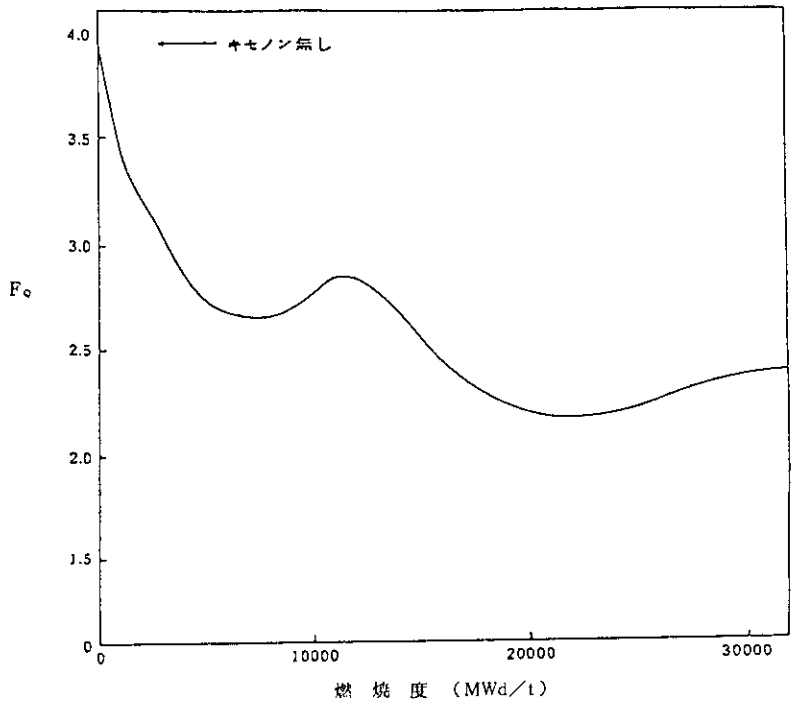



（試設計炉：一体型炉）

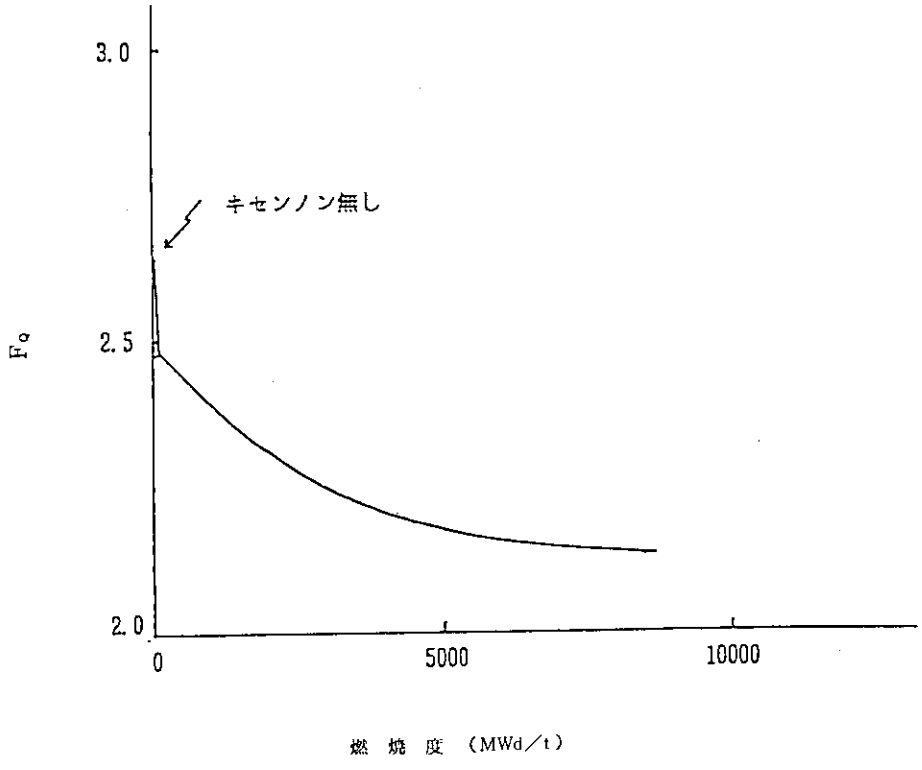



（概念確立設計炉：最適炉心（62年度炉心））

図 3. 7(b)　熱流束熱水路係数 $F_Q$ の燃焼による変化

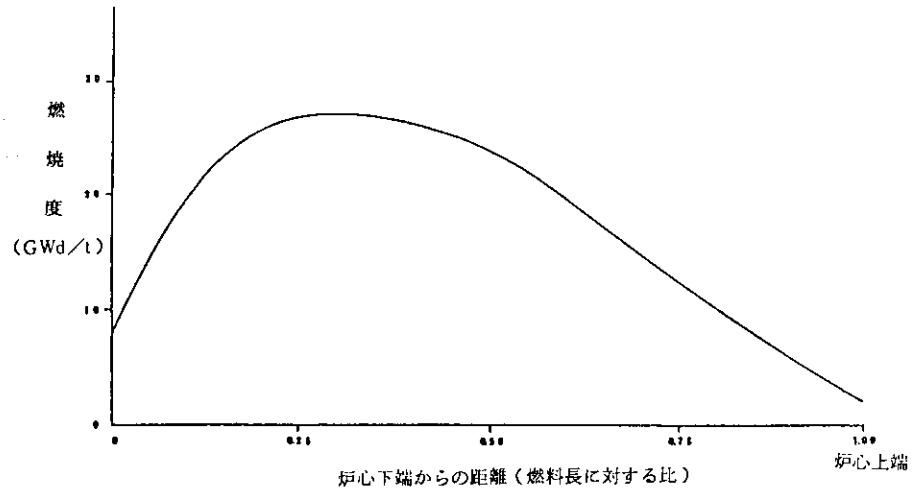



（現設計炉：ＭＲＸ）

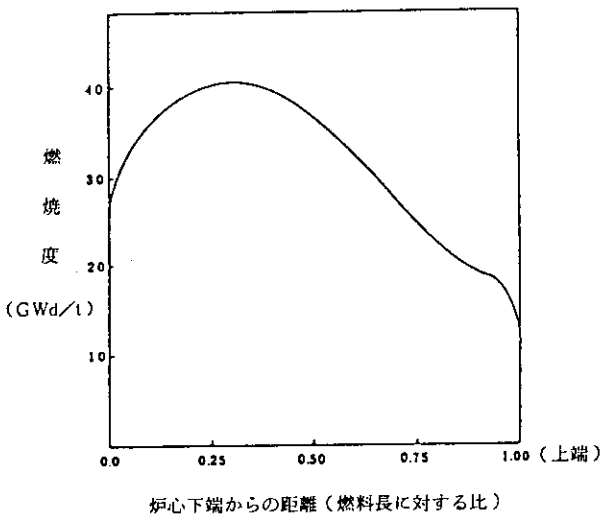



（現設計炉：ＤＲＸ）

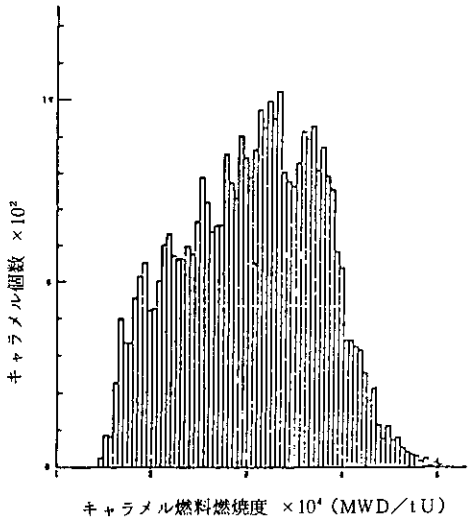
図 3.7(c)　熱流束熱水路係数 $F_Q$ の燃焼による変化




半一体型炉（試設計）の軸方向平均燃焼度分布
（サイクル末期）

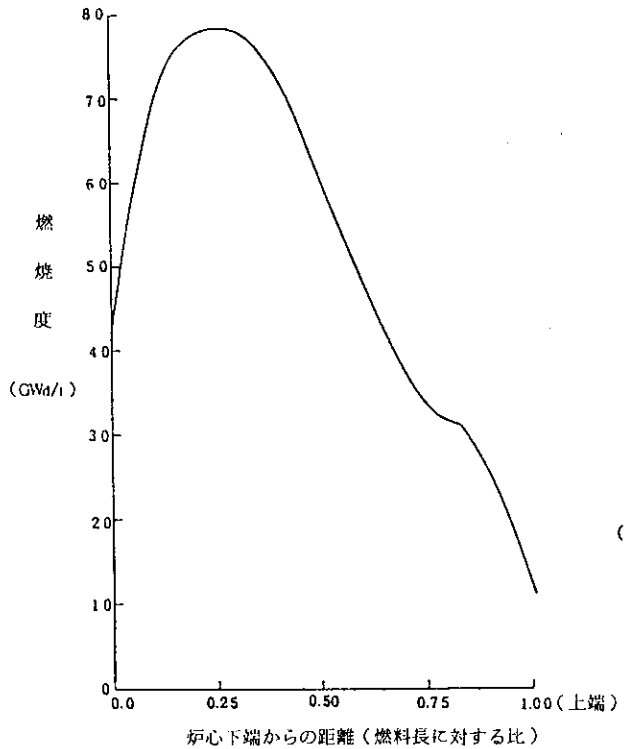



半一体型炉　　炉心）の軸方向炉心
平均燃焼度分布（サイクル末期）

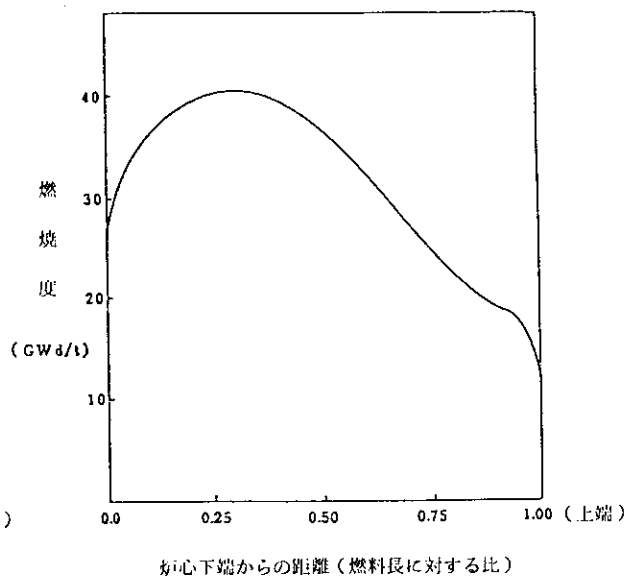



一体型炉の寿命末期におけるキャラメル
燃料燃焼度ヒストグラム

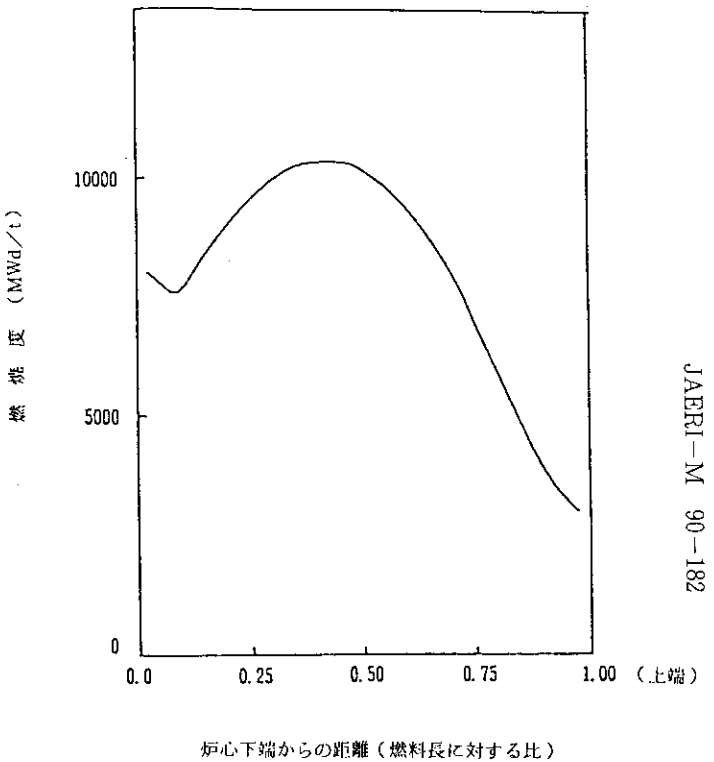
図3.8(a)　平均燃焼度分布
（試設計炉心）




(概念確立設計炉：
最適炉心(62年度炉心))

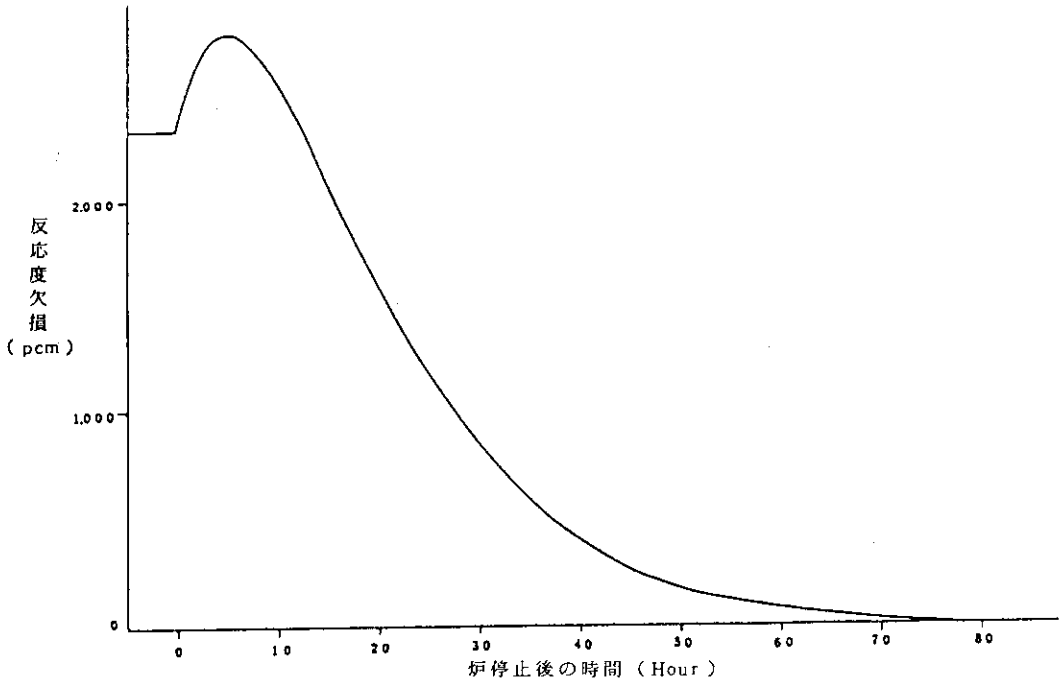



(現設計炉心：MRX)

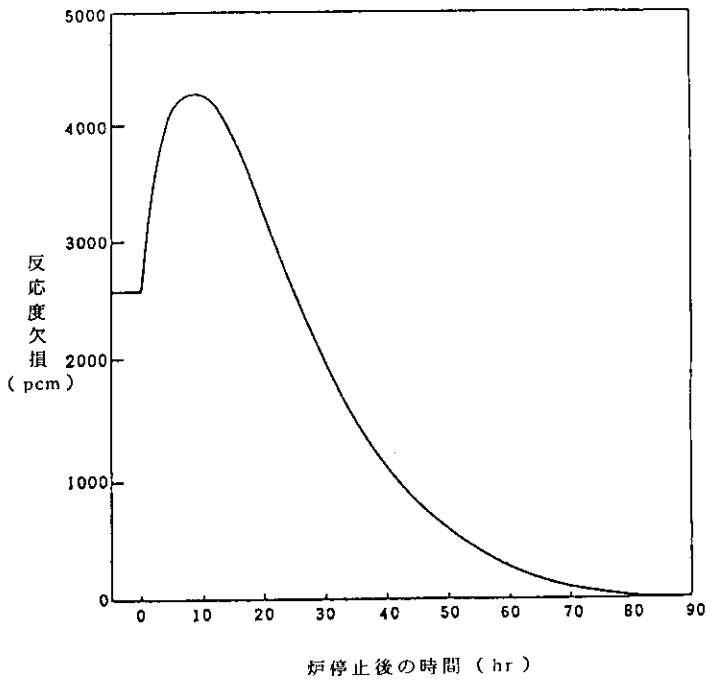



(現設計炉心：DRX)

図3.8(b)　軸方向炉心平均燃焼度分布(サイクル末期)

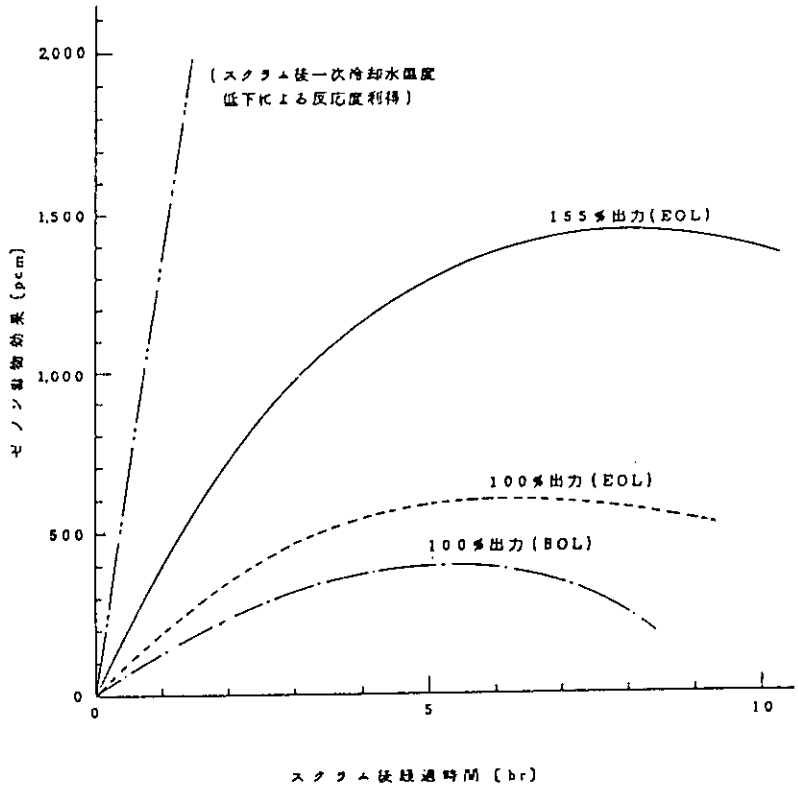



（試設計炉：半一体型炉）

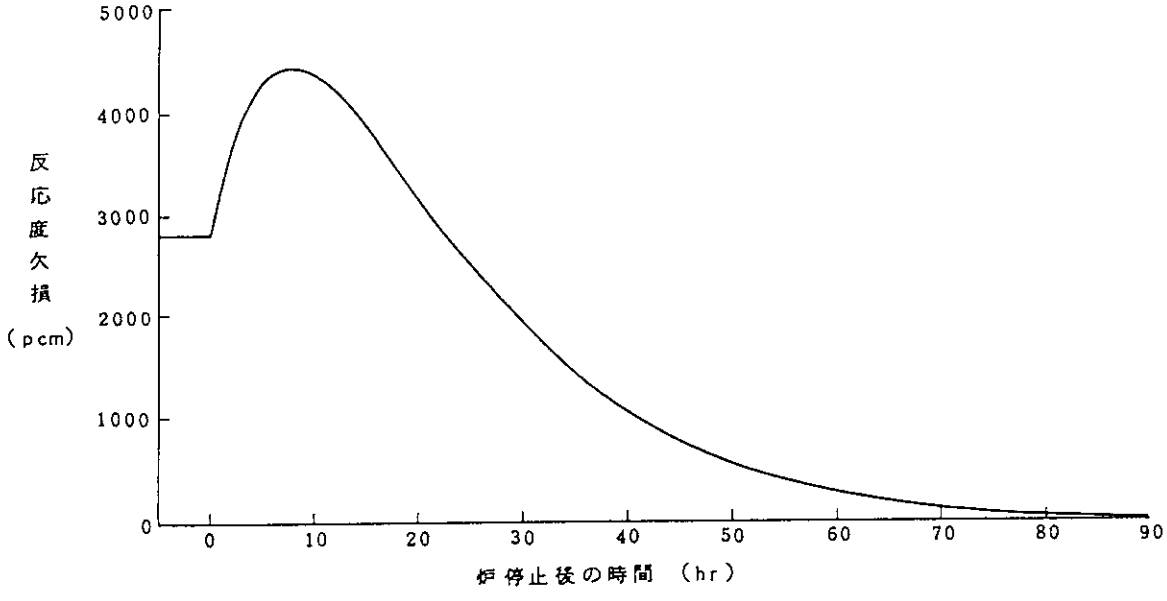



（試設計炉：半一体型炉(2)61年度炉心）

図3.9(a)　炉停止後のキセノンによる反応度欠損の時間変化
（サイクル末期）

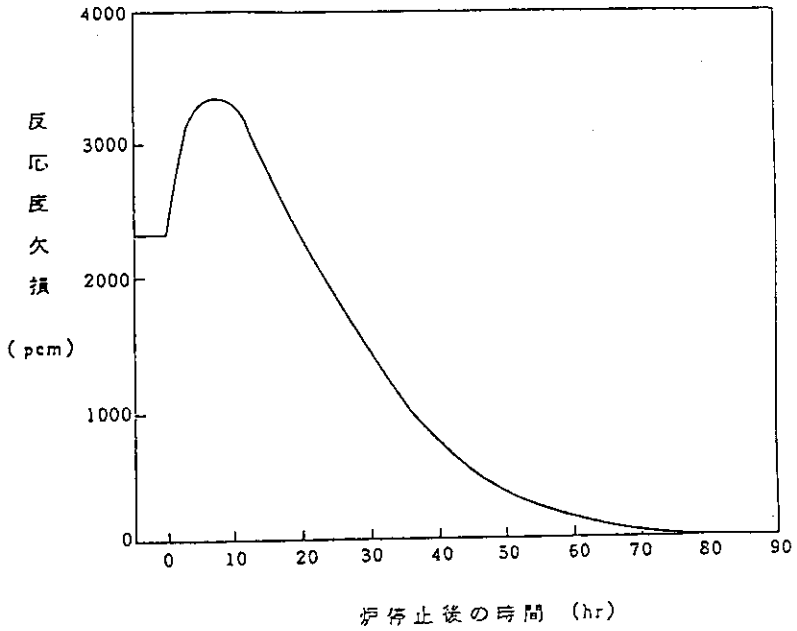



（試設計炉：一体型炉）

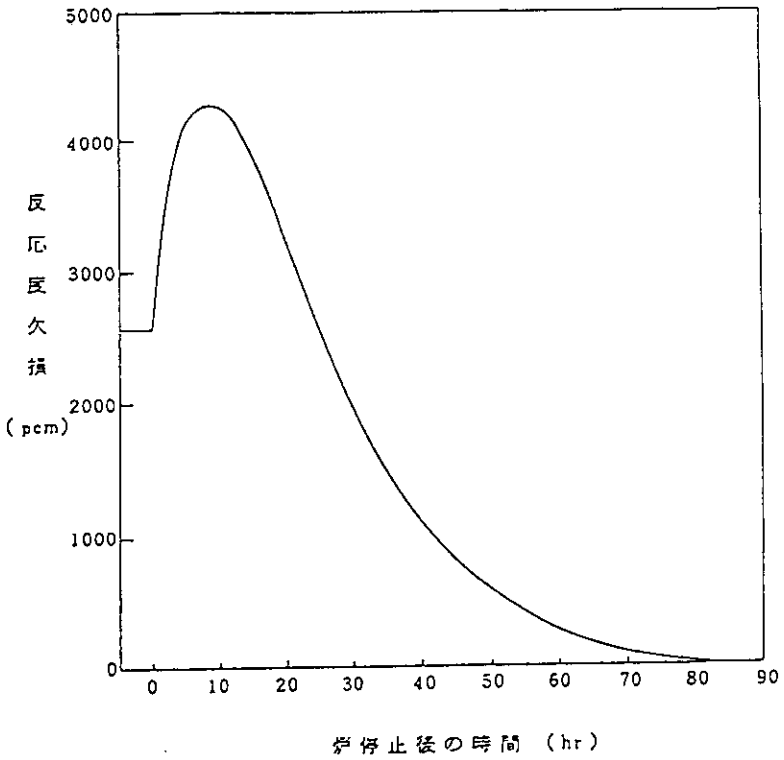



（概念確立設計炉：最適炉心（62年度炉心））

図 3.9(b)　炉停止後のキセノンによる反応度欠損の時間変化
（サイクル末期）




（サイクル初期）




（サイクル末期）

図3.9(c)　炉停止後のキセノンによる反応度欠損の時間変化
（現設計炉心：MRX）

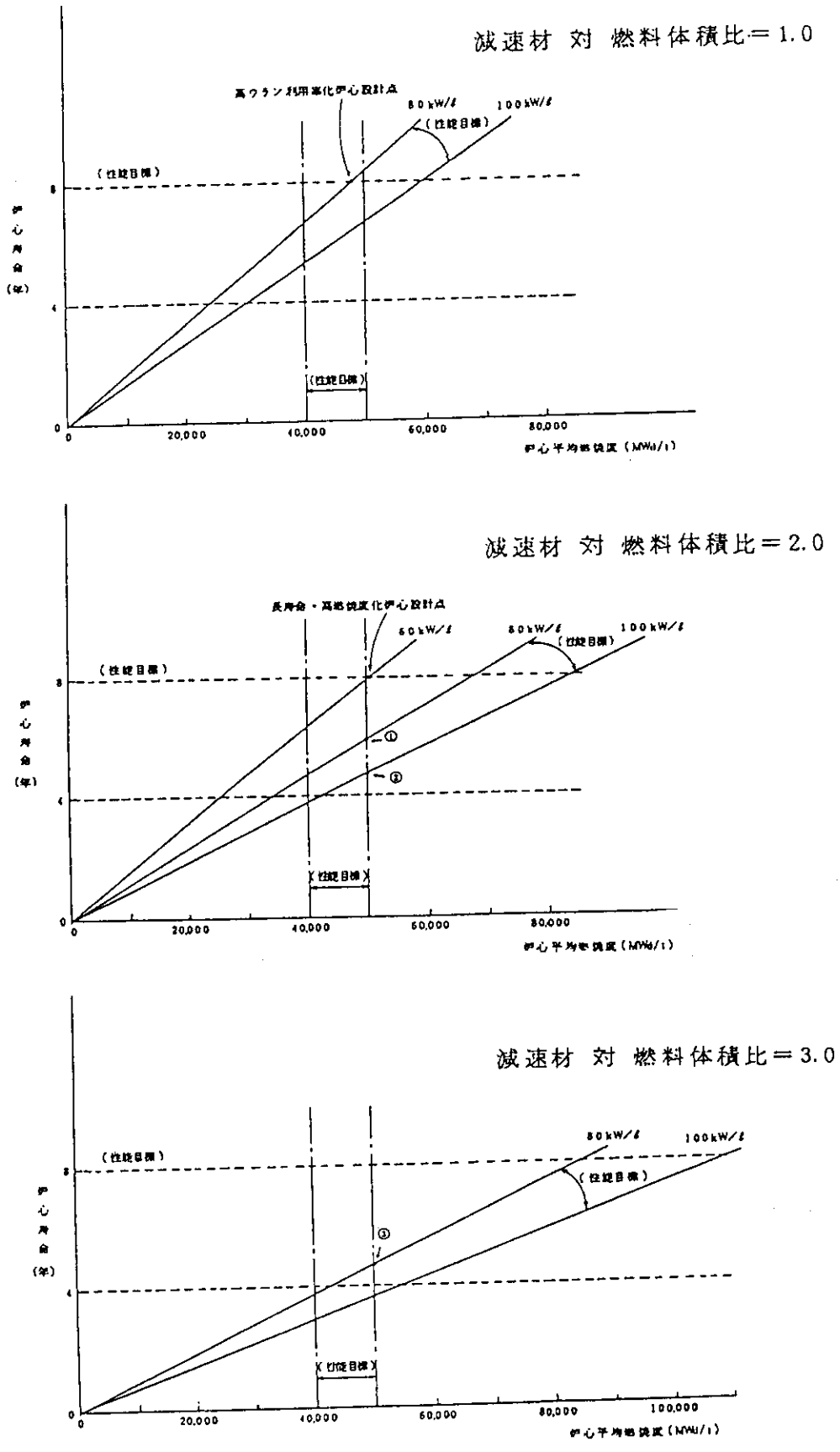



図 3.10　炉心寿命，燃焼度，出力密度の組み合せ

# 6. 結　　言

舶用炉炉心設計のこれまでのまとめとして，舶用炉特有の炉心設計条件を示すとともにいままでの原子力船研究開発室が実施してきた舶用炉炉心（9炉心：100 MWt 炉心×8，2 MWt 超小型炉心×1）について，その主要目，炉心特性，構造等をまとめた。それらのいずれも舶用炉炉心としての設計要件を満足しており，それぞれの主目的，設計条件に応じたそれぞれの魅力を有する炉心である。

したがって，今後の用途，想定船種，設計要件に応じて最も適する炉心を選択して使用できると考えられる。

なお，各炉心は開発中の最先端技術を含むものであり，今後それぞれの課題について必要な研究開発検討を行い，実用化に備える必要がある。

# 参 考 文 献

(1) 原子力船研究開発室　JAERI－M　88－048「改良舶用炉の試設計の評価(1)試設計炉」1988年3月

(2) 安保，中島，横村　JAERI－M　88－049「改良舶用炉の試設計の評価(2)－燃料特性（Ⅰ），；丸棒燃料－」1988年3月

(3) 安保，横村　JAERI－M　88－050「改良舶用炉の試設計の評価(3)炉心特性」1988年3月

(4) 安保，横村　JAERI－M　89－019「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅰ），炉心設計：最適炉心の検討」1989年2月

(5) 安保，伊藤　JAERI－M　89－158「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅱ），システム設計(1)　システム簡略化の検討」1989年10月

(6) 安保，伊藤　JAERI－M　89－159「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅲ），システム設計(2)　小型・軽量化の検討」1989年10月

(7) 安保，横村，千葉，三木「改良舶用炉プラントの概念設計（Ⅰ），炉心設計」，1988年10月日本原子力学会「昭和63年秋の大会」

(8) 科学技術庁原子力安全局原子力安全調査室「原子力安全委員会指針集；加圧水型原子炉に用いられる17行17列の燃料集合体について（原子力安全専門審査会）」昭和59年3月　大成出版社