

JAERI - M
89-019

改良船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

安保 則明・横村 武宣

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、お申しこしてください。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, 1989

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 山田軽印刷所

改良船用炉プラントの概念設計(I), 炉心設計
最適炉心の検討

日本原子力研究所原子力船研究開発室
安保 則明・横村 武宣

(1989年1月30日受理)

当所は船用炉研究開発の一環として、小型・高性能化を計った熱出力 100MW の改良船用炉プラントの概念設計を実施中である。ここではこれまでに実施した炉心設計について報告する。

本船用炉心の性能目標を炉心平均出力密度 $80 \sim 100 \text{ KW} / \ell$, 平均燃焼度 $40000 \sim 50000 \text{ MWd} / \text{t}$, 炉心寿命 8 年 (または 4 年) に設定し、各種炉心サーベイ検討を行った。

その結果を基に、最適炉心の概念として出力密度 $90 \text{ KW} / \ell$, 炉心平均燃焼度約 $50000 \text{ MWd} / \text{t}$, 炉心寿命約 4 年 (1 バッチ) で、ケミカルシムを使用しない、 $V_m / V_p = \text{約 } 3.0$, 炉心高さ 100 cm とする条件で炉心を再構築した。

Concept Design of Advanced Marine Reactor (I), Core Design
Design Study for Optimized Core

Noriaki AMBO and Takeyoshi YOKOMURA

Office of Nuclear Ship Research and Development
Japan Atomic Energy Research Institute
Toranomon, Minato-ku, Tokyo

(Received January 30, 1989)

We started the design study of the concept design of the Advanced Marine Reactor from FY 1987, and we researched and studied as for the optimization of the core and the components of the 100 MWt reactor plant that main research thema was minituarization and high performance in FY 1987. This report describes as for the core design result until today.

We studied various surveyence of cores such as high average core power density (80~100 kW/l) core, high average burnup (40,000~50,000 MWd/t) core and long core life (8 years, or 4 years) core.

According to the core surveyence results, we were able to construct of the optimized core in the following design condition as that its average power density was 90 kW/l, its average core burnup was about 50,000 MWd/t, its core life was 4 years, without chemical (boron) reactivity control, its Vm/Vp rate was abt 3.0 and its core height was 100 cm.

Keywords: Marine Reactor, Concept Design, Optimized Core, Burnup

目 次

1. 序 言	1
2. 炉心設計	1
2.1 最適炉心概念の構築	1
2.2 核的性能評価	4
2.3 熱水力性能評価	6
3. 燃料および炉内構造概念設計	27
3.1 燃料棒の概念設計	27
3.2 燃料集合体の概念設計	29
3.3 炉内構造物の概念設計	30
4. 金属ウラン燃料の船用炉への適用性	40
5. 今後の課題	41
6. 結 言	43
参 考 文 献	44

Contents

1. Introduction	1
2. Core Design	1
2.1 Construction of Optimum Core Conception	1
2.2 Evaluation of Reactor Physics Characteristics	4
2.3 Evaluation of Thermal Hydraulic Characteristics	6
3. Concept Design of Fuel and Inner Core Structure	27
3.1 Concept Design of Fuel	27
3.2 Concept Design of Fuel Assembly	29
3.3 Concept Design of Inner Core Structure	30
4. Apprication of Metal Uran Fuel for Marine Reactor	40
5. Problems	41
6. Conclusion	43
Reference	44

1. 序 言

改良船用炉としての最適炉心選定の検討を行うにあたって、以下の3種類のサーベイ炉心について、それぞれの性能目標を満足するよう検討を行い、各炉心の問題点を整理した。

- ① 長寿命・高燃焼度化炉心
- ② 高燃焼度・高出力密度化炉心
- ③ 高ウラン利用率化炉心

これらの検討結果を踏まえて、最適炉心としての設計条件を設定し、最適炉心を再構築した。

この設計条件を満足する炉心特性について最適炉心を検討・評価するとともに、熱水力的な面からの性能評価を行った。

さらに、燃料および炉内構造の概念設計を行い、燃料の健全性を評価した。

また、金属燃料の開発状況について調査し、船用炉への適用性について検討した。

2. 炉 心 設 計

2.1 最適炉心概念の構築

(1) 検討目標・条件

改良船用炉としての最適炉心を選定するに当たって、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とした。

- ① 長寿命・高燃焼度化炉心
- ② 高燃焼度・高出力密度化炉心
- ③ 高ウラン利用率化炉心

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は現行並以上の性能向上を図ることとした。

- ① 炉心寿命 : 8年 (バッチ式も考慮する)
- ② 炉心平均燃焼度 : 40,000 ~ 50,000 MWd/t
- ③ 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。

なお、燃料の耐負荷変動性は改良船用炉試設計⁽¹⁾時と同じとした。

(2) 各炉心概念の検討

長寿命・高燃焼度化炉心、高燃焼度・高出力密度化炉心及び高ウラン利用率化炉心の3種類の炉心について、その成立性を検討し、成立する炉心について概念を検討した。

1. 序 言

改良船用炉としての最適炉心選定の検討を行うにあたって、以下の3種類のサーベイ炉心について、それぞれの性能目標を満足するよう検討を行い、各炉心の問題点を整理した。

- ① 長寿命・高燃焼度化炉心
- ② 高燃焼度・高出力密度化炉心
- ③ 高ウラン利用率化炉心

これらの検討結果を踏まえて、最適炉心としての設計条件を設定し、最適炉心を再構築した。

この設計条件を満足する炉心特性について最適炉心を検討・評価するとともに、熱水力的な面からの性能評価を行った。

さらに、燃料および炉内構造の概念設計を行い、燃料の健全性を評価した。

また、金属燃料の開発状況について調査し、船用炉への適用性について検討した。

2. 炉 心 設 計

2.1 最適炉心概念の構築

(1) 検討目標・条件

改良船用炉としての最適炉心を選定するに当たって、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とした。

- ① 長寿命・高燃焼度化炉心
- ② 高燃焼度・高出力密度化炉心
- ③ 高ウラン利用率化炉心

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は現行並以上の性能向上を図ることとした。

- ① 炉心寿命 : 8年 (バッチ式も考慮する)
- ② 炉心平均燃焼度 : 40,000 ~ 50,000 MWd/t
- ③ 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。

なお、燃料の耐負荷変動性は改良船用炉試設計⁽¹⁾時と同じとした。

(2) 各炉心概念の検討

長寿命・高燃焼度化炉心、高燃焼度・高出力密度化炉心及び高ウラン利用率化炉心の3種類の炉心について、その成立性を検討し、成立する炉心について概念を検討した。

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。

$$BU = 30.38 \times q \times (V_m / V_p + 14.7) \times Y$$

ここで、BU : 燃焼度 (MWd / t)

q : 出力密度 (KW / ℓ)

V_m / V_p : 減速材対燃料体積比

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ごとに示した図 2.1 から分るように、前記の検討目標を全て満足する炉心は $V_m / V_p = 1$ の時に存在する。 $V_m / V_p = 1$ 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付けて概念を検討する。

長寿命・高燃焼度化炉心及び高燃焼度・高出力密度化炉心については、 $V_m / V_p = 2$ 以上という条件を新たに設け、2つの検討目標を満足する炉心の可能性を検討する。

○ 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 2.1 から出力密度 80 KW / ℓ、炉心寿命 8 年、燃焼度 48,000 MWd / t という組合せになる。

$V_m / V_p = 1$ という稠密炉心を構成するために、正方格子では燃料棒間隙が小さくなってグリッド製作上及び燃料棒曲り等の構造上の難しさの観点から、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制御棒挿入時のピーキング係数を小さく抑えるために制御棒径を細くし、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 2.1 に、燃料集合体の炉内配置を図 2.2 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中性子吸収体として、 Gd_2O_3 とアルミナの混合物を使用している（GdBP 棒）。

○ 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 2.1 から分るように、 $V_m / V_p = 2$ 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、 $V_m / V_p = 2$ で炉心平均出力密度は 60 KW / ℓ である。これは現行炉心並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を表 2.1 に、燃料集合体配置を図 2.3 に示す。

○ 高燃焼度・高出力密度化炉心

$V_m / V_p = 2$ 以上という条件で、炉心平均燃焼度 50,000 MWd / t（高燃焼度）と炉心平均出力密度 80 ~ 100 KW / ℓ（高出力密度）という目標を満足する炉心は、図 2.1 から分るように炉心寿命は 8 年に達しない。現行炉心並以上の炉心性能及び経済性の観点から、 $V_m / V_p = 3$ 、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 2.1 に、燃料集合体配置を図 2.4 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、ケミカルミムが必要となる。これは V_m/V_p 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つて Gd の燃えつ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、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。

(3) 最適炉心の選定

以上に検討した 3 炉心の問題点は次のように整理できる。

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
○ 最も核燃料サイクル費が高い。 ○ 平均線出力密度が最も高く、最大線出力密度 40 KW / m 程度になる。	○ 他炉心と比べて炉心体積が約 30% 大きい。(出力密度が 60 KW/ℓ と低い) ○ 線出力密度が 2 番目に高い。	○ 炉心寿命が 4.3 年と短い ○ 低温停止のためにケミカルミムを必要とする。

これから判断し、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いので、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、サイクルの最小単位を 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る。

$V_m/V_p = 3$ 、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、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、ケミカルミムの必要性はなくなる。

以上の検討を踏えて、最適炉心の設計条件が次のように設定された。

- (i) 炉心平均出力密度 90 KW/ℓ
- (ii) 炉心平均燃焼度 約 50,000 MWd/t
- (iii) 炉心寿命 約 4 年 (1 バッチ方式)
- (iv) V_m/V_p 約 3
- (v) ケミカルミム 使用しない
- (vi) 偏平化 炉心有効長 100 cm, $L/D = 0.84$
(L=炉心有効長, D=炉心等価直径)

2.2 核的性能評価

(1) 燃料棒及び燃料集合体仕様

前節で最適炉心の炉心平均出力密度に対する設計条件が $90 \text{ KW}/\ell$ と設定されたので、炉心体積は次のように計算される。

$$\frac{100 \text{ MWt} \times 10^3}{90 \text{ KW}/\ell} \times 10^3 = 1.111 \times 10^6 \text{ cm}^3$$

さらに、炉心有効長 (L) は 100 cm と設定され、炉心有効長と炉心等価直径 (D) の比 $L/D = 0.84$ と偏平化を図っているので、

炉心等価直径 = 118.9 cm

炉心有効長 = 100 cm

となる。これらから燃料集合体の幅は燃料集合体の数により、次のようになる。

21 体 22.9 cm

37 体 17.2 cm

49 体 15.0 cm

最適炉心条件に見合うウラン濃縮度は $10 \text{ wt}\%$ 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維持の条件から、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。従って、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線出力密度は $10 \text{ KW}/\text{m}$ 以下にする必要があるが、燃焼度が $50,000 \text{ MWd}/\text{t}$ と長くなっているため線出力密度はさらに小さくする必要がある。さらに、燃料棒径をあまり細くできないことから燃料棒配列を 21×21 とした。燃料棒外径は 0.6 cm であり、ウラン装荷量は 2.08 トン となるから燃焼度は $52,600 \text{ MWd}/\text{t}$ となる。

燃料集合体内配置を図 2.5 に示す。

(2) Gd 燃料棒

濃縮度 $10 \text{ wt}\%$ の燃料のサイクル初期 (BOC)、高温全出力 (HFP)、キセノンなし、全制御棒引抜状態における余剰反応度は $29\% \Delta \rho$ 程度である。

BOC では平衡キセノン分のワースは約 $3\% \Delta \rho$ であり、停止後キセノンのビルドアップ分は約 $2\% \Delta \rho$ であるから、再起動に必要な余剰反応度は $5\% \Delta \rho$ 程度以上あればよいことになり、 $24\% \Delta \rho$ 程度分までは Gd 燃料棒を設けることができる。この反応度に相当する Gd 燃料棒数は 1,400 本程度である。これを目標に、出力分布の平坦化を考慮して決定した Gd 燃料集合体の炉内配置を図 2.6 に示す。燃料中の Gd_2O_3 の濃度は、燃焼速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、 $10 \text{ wt}\%$ としている。

(3) 制御棒数

制御棒は 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。図 2.7 に炉心内の配置を示す。RCC 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。被覆管の材質はステンレス鋼である。

(4) 炉心核特性

1) 出力分布及び燃焼度分布

ウラン濃縮度は Gd の反応度ペナルティを考慮して大き目に見積って 10 wt% とする。本炉心では出力分布の平坦化のために 2 種類の濃縮度の燃料を設けることとし、第 1 領域を低い濃縮度 (9.2 wt%, 13 体) として中央に装荷し、第 2 領域は高い濃縮度 (10.2 wt%, 24 体) として炉心周辺に装荷している。燃料集合体の濃縮度領域区分を図 2.8 に示す。

この集合体配置により、高温全出力で制御棒の挿入により臨界を維持するよう燃焼したときの横方向出力分布と燃焼度分布を図 2.9 に、軸方向平均出力分布を図 2.10 に、軸方向平均燃焼度分布を図 2.11 に示す。

2) 熱流束熱水路係数 F_Q

高温全出力での燃焼中における F_Q を図 2.12 に示す。 F_Q は次式によって求めている。

$$F_Q = F_Q^N \times F_Q^E$$

$$F_Q^N = F_Q^{al} \times F_Q^U$$

F_Q^E : 工学的熱流束係数 (1.03)

F_Q^{al} : 3次元計算によるピーキング係数

F_Q^U : F_Q^{al} の不確定性を考慮する因子 (1.10)

F_Q の最大は燃焼度 15,000 MWd/t のとき 3.52 になっており、これに対応する燃料棒線出力は 27.6 KW/m である。本炉心の負荷変動における F_Q は、

- ① 減速材平均温度一定であるため、出力欠損が小さい。
- ② このためと、制御棒値値が大きいことから制御棒の移動が小さい。
- ③ 負荷変動の時間が短いためにキセノンの変動が小さい。

の理由により、燃焼中の F_Q とほとんど変らないものとなっている。従って、上記の最大 F_Q が最も厳しい値と考えることができる。

3) 炉心余剰反応度及び制御棒反応度効果

各燃焼時の臨界点からキセノンを固定して全制御棒を引抜いた時の実効増倍率を図 2.13 に示す。また制御棒反応度効果を表 2.2 に示す。

図 2.13 から、炉心寿命 4 年における燃焼度 52,600 MWd/t を満足していることがわかる。

余剰反応度は 52,600 MWd/t で最小となっているが、この時点での最大落下制御棒値値は $1.9\% \Delta \rho$ (C-5 の RCC が落下) であるため、RCC 一体の落下があったとしても出力運転状態を維持できることがわかる。

また、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ものと考えられる。従って、この時点で最大反応度効果を持つ RCC 一体が固着した場合の実効増倍率を求めると、表 2.2 に示すように $1\% \Delta \rho$ の余裕を持って未臨界になっており、停止余裕条件を満たしている。

4) 反応度係数

サイクル初期、中期、末期における減速材温度係数を表 2.3 に示す。サイクル中期におい

て比較的絶対値が小さいが、絶対値が最小となる常温停止状態においても十分負の減速材温度係数となっており、設計条件を満たしている。

なお、高温零出力から高温全出力までは減速材平均温度一定運転であるので、この間の減速材温度欠損は零とみなして差し支えない。

ドップラ温度係数は燃料実効温度の単位温度変化当りの反応度と定義され、 U^{28} の共鳴吸収ピークのドップラ温度係数を温度で積分したものである。図 2.14 にドップラ温度係数を、図 2.15 にドップラ欠損を示す。

5) キセノン反応度変化

炉心寿命中にどの燃焼時点においても、キセノンが存在する状態から停止した場合には、最初キセノンが蓄積し、後に減衰していくという変化がみられる。この蓄積及び減衰に相当する反応度効果は、中性子スペクトルが比較的ハードであるサイクル初期よりも、比較的ソフトになっているサイクル末期の方が大きい。サイクル末期における高温全出力、平衡キセノン状態から停止した後のキセノン反応度変化を図 2.16 に示す。

停止後のキセノンの蓄積による最大反応度効果は $1.6\% \Delta \rho$ であるが、図 2.13 で示したようにサイクル末期での余剰反応度はこれを上まわっており、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。

(5) 炉心仕様のまとめ

以上の検討による最適炉心の炉心仕様を表 2.4 にまとめる。

2.3 熱水力性能評価

前節の炉心の核的性能の検討で構築された最適炉心に対し、熱水力性能評価を行って最適な 1 次側熱水力パラメータの選定を行い、その熱水力パラメータに対する限界熱流束比（最小 DNBR）の評価を行う。

(1) 評価方法

1) 設計基準

定格出力運転時の 1 次冷却材温度は、次の設計基準を満たすように定めた。

- ・ 高温水路出口体沸騰制限

燃料被覆管の腐食防止の観点から、高温水路出口で定常的な体沸騰の発生がないように制限する。

- ・ DNBR 制限

最小 DNBR は制限値 1.53 に対して十分余裕があること。陸上 PWR の DNBR は信頼度 95% で DNB の生じない確率が 95% のとき 1.30 であるが、改良舶用炉の場合は船体動揺による DNBR の低下を考慮して「むつ」の場合と同じく 1.53 とする。

2) 評価手法

熱水力性能評価手法を図 2.17 に、熱水力設計コードによる評価フローを図 2.18 に示す。

(2) 熱水力設計パラメータの選定

2 次側蒸気条件（圧力 40 kg/cm^2 ，流量 $4.24 \times 10^4 \text{ kg/h}$ ）を満たす 1 次側熱水力パラメ

ータを、図 2.17 に示す手順に従って計算し、その中から最適経済炉心として以下のパラメータを選定した。

1 次冷却材圧力	110 kg/cm ² a
熱出力	100 MWt
最小熱設計流量	4,000 t/h
原子炉入口温度	271.1 °C
原子炉出口温度	288.5 °C
原子炉平均温度	279.8 °C
2 次系蒸気圧力	40 kg/cm ² a

(3) 最小 DNBR 評価

前項で選定した熱水力パラメータに対し、図 2.18 に示す手順に従って高温水路出口冷却材エンタルピー及び最小 DNBR を計算した。

- 高温水路出口冷却材エンタルピー 344.0 kcal/kg
飽和水エンタルピー 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。
- 最小 DNBR 約 2.0
制限値 1.53 に対して十分な余裕がある。

これらは高温水路出口の体沸騰制限及び DNBR 制限のいずれの設計基準をも満足するものである。

以上をまとめて、表 2.5 に熱水力設計パラメータとして示す。

表 2.1 サ ー ベ イ 炉 心 要 目 表

項 目 \ 炉心タイプ	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
1) 炉 心 等 価 直 径 (cm)	119.9	131.9	119.9
炉 心 有 効 高 さ (cm)	110.8	121.9	110.8
炉心有効高さ / 等価直径	0.924	0.924	0.924
2) 燃 料 集 合 体 数	61	37	37
第 1 領 域	7	13	13
第 2 領 域	24	24	24
第 3 領 域	30	—	—
燃 料 棒 総 数	8677	8325	10989
3) 燃 料 集 合 体 (Assy)			
燃料集合体ピッチ (cm)	14.6	19.2	17.5
燃料集合体幅 (cm)	14.5	19.1	17.4
燃 料 棒 ピ ッ チ (cm)	1.09	1.12	0.91
燃 料 棒 外 径 (cm)	0.91	0.97	0.63
燃料ペレット外径 (cm)	0.76	0.81	0.52
燃 料 棒 被 覆 管 材 質	Zry-4	Zry-4	Zry-4
燃 料 棒 数 RCC Assy	145	225	297
GdBP Assy	141	225	297
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
4) R C C 案内シンブル数	24	16	16
R C C案内シンブル材質	Zry-4	Zry-4	Zry-4
R C C案内シンブル 外 径 (cm)	約 1.1	約 2.4	約 1.6
5) U ²³⁵ 濃 縮 度 (wt%)			
第 1 領 域	15.6	10.7	10.9
第 2 領 域	16.6	11.7	11.9
第 3 領 域	17.6	—	—
6) 燃料内Gd ₂ O ₃ 濃度 (wt%)			
第 1 領 域	10	10	10
第 2 領 域	10	10	10
第 3 領 域	10	—	—

表 2.1 (続き)

項 目 \ 炉心タイプ	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
7) GdBP ク ラ ス タ 数	4 本組…42	16本組…9 10本組…4 8 本組…8	16本組…12 8 本組…4
GdBP内Gd ₂ O ₃ 濃度(wt%)	10 (上下端 16.6cm は0)	20 (上下端 18.3cm は0)	15 (上下端 16.6cm は0)
GdBP 棒 外 径 (cm)	2.23	2.17	1.41
GdBP 棒 案 内 シ ン プ ル 外 径 (cm)	2.50	2.44	1.58
8) 制 御 棒 ク ラ ス タ 数	19	16	21
制 御 棒 吸 収 材	B ₄ C (80 at% B ¹⁰)	B ₄ C (80 at% B ¹⁰)	B ₄ C (80 at% B ¹⁰)
制 御 棒 外 径 (cm)	0.89	2.10	1.37
9) 熱 出 力 (MWt)	100	100	100
平 均 線 出 力 (kW/m)	10.4	9.9	8.2
炉心平均出力密度(W/cc)	80	60	80
寿 命 (年)	8	8	4.3
U 装 荷 量 (トン)	6.5	5.6	2.4
燃 焼 度 (MWd/t)	43,000	50,000	50,000
Vm/Vp (制 御 棒 引 抜 状 態)	約 1.2	約 1.8 (WDRも引抜)	約 1.3

表 2.2 実効増倍率及び制御棒反応度効果

サイクル初期

	実効増倍率	制御棒値値(% $\Delta\rho$)
1) 高温全出力(キセノン無し)		
全制御棒引抜	1.201	—
バンクC挿入	1.104	7.36
バンクC+B挿入	1.065	3.28
バンクC+B+A挿入	0.989	7.18
2) 高温零出力(キセノン無し)		
全制御棒引抜	1.206	—
バンクC挿入	1.114	6.89
バンクC+B挿入	1.070	3.63
バンクC+B+A挿入	0.997	6.83

サイクル中期

	実効増倍率	制御棒値値(% $\Delta\rho$)
1) 高温全出力(キセノン定格運転時の平衡状態に固定)		
全制御棒引抜	1.181	—
バンクC挿入	1.084	7.61
バンクC+B挿入	1.040	3.93
バンクC+B+A挿入	0.956	8.41
2) 高温零出力(キセノン無し)		
全制御棒引抜	1.223	—
バンクC挿入	1.125	7.10
バンクC+B挿入	1.078	3.92
バンクC+B+A挿入	0.996	7.62
3) 常温停止(キセノン無し)		
全制御棒引抜	1.330	—
バンクC挿入	1.242	5.33
バンクC+B挿入	1.198	2.94
バンクC+B+A挿入	1.121	5.72
バンクC+B+A+S挿入	0.870	25.80
C-S固定(その他全挿入)	0.990	

サイクル末期

	実効増倍率	制御棒値値(% $\Delta\rho$)
1) 高温全出力(キセノン定格運転時の平衡状態に固定)		
全制御棒引抜	1.086	—
バンクC挿入	0.996	8.32
バンクC+B挿入	0.945	5.42
バンクC+B+A挿入	0.851	11.72
2) 高温零出力(キセノン無し)		
全制御棒引抜	1.124	—
バンクC挿入	1.041	7.13
バンクC+B挿入	0.985	5.40
バンクC+B+A挿入	0.887	11.19

表 2.3 減速材温度係数 (単位 pcm / °C)

1) サイクル初期

	高温零出力	高温全出力
全制御棒引抜	- 48.0	- 48.8
全制御用制御棒挿入	- 97.8	- 100.6
臨界時の制御棒位置		- 69.6
（バンク C 85%挿入）		
（バンク B 82%挿入）		
（バンク A 40%挿入）		

2) サイクル中期

	常温停止	高温零出力	高温全出力
全制御棒引抜	- 10.6	- 44.1	- 45.5
全制御用制御棒挿入	- 13.0	- 99.7	- 101.9
臨界時の制御棒位置			- 83.0
（バンク C 84%挿入）			
（バンク B 82%挿入）			
（バンク A 55%挿入）			

3) サイクル末期

	高温零出力	高温全出力
全制御棒引抜	- 60.8	- 64.1
全制御用制御棒挿入	- 122.3	- 126.8
臨界時の制御棒位置		- 73.7
（バンク C 35%挿入）		
（バンク B 53%挿入）		
（バンク A 24%挿入）		

表2.4 最適炉心炉心仕様まとめ

I) 炉心構成

1) 炉心等価直径 (cm)	118.9
炉心有効高さ (cm)	100.0
炉心有効高さ/等価直径	0.84
2) 燃料集合体数	37
第1領域	13
第2領域	24
燃料棒総数	12765
3) 燃料集合体	
燃料被覆管材質	ジルカロイ-4
RCC案内シンプル材質	ジルカロイ-4
支持格子材質	ジルカロイ-4
燃料集合体ピッチ (cm)	17.3
燃料集合体巾 (cm)	17.2
燃料棒ピッチ (cm)	0.82
燃料棒被覆管	
外径 (cm)	0.600
UO ₂ ペレット直径 (cm)	0.483
RCC案内シンプル	
外径 (cm)	約1.4
燃料集合体内	
燃料棒配置	21×21
燃料棒本数	345
RCC案内シンプル数	24
燃料装荷量 (Ton U)	
第1領域	0.73
第2領域	1.35

II) 炉心特性

1) 熱出力 (MWt)	100
平均熱出力 (kW/m)	7.8
炉心平均出力密度 (W/cc)	90
2) U-235濃縮度 (wt%)	
第1領域	9.2
第2領域	10.2
UO ₂ 密度 (名理論密度)	
第1領域	9.5
第2領域	9.5
3) ガドリニア (Gd ₂ O ₃)濃度 (wt%)	
第1領域	10
第2領域	10
4) 冷却材温度 (℃)	
高温零出力 (平均)	
高温全出力 (入口)	271.1
高温全出力 (平均)	279.8
高温全出力 (出口)	288.5
高温全出力 (上昇)	17.4
5) 1次系圧力 (kg/cm ²)	110
6) 熱水路係数	
熱流束	
F_Q^N	3.42
F_Q^E	1.03
F_Q	3.52
エンタルピー上昇 $F_{\Delta H}^N$	1.73

III) 非燃料要素

制御棒クラスター (RCC)

吸収体材質	B4C
密度 (g/cm ³)	1.76
B ¹⁰ 濃度 (at%)	80
RCC数	21
RCCの吸収棒数	24

(一部32本)

表 2.5 熱 水 力 設 計 パ ラ メ ー タ

熱出力	100	MWt
ループ数	2	
1次冷却材流量	4,000	T/H
1次冷却材圧力	110	kg/cm ² a
原子炉容器入口温度	271.1	℃
原子炉容器出口温度	288.5	℃
原子炉容器平均温度	279.8	℃
炉心平均流速	2.24	m/s
燃料集合体数	37	体
燃料棒配列	21×21	
燃料集合体内制御棒案内シンプル数	24	本
燃料集合体内燃料棒本数	345	本
燃料集合体ピッチ	17.33	cm
燃料集合体幅	17.23	cm
燃料発熱長	100	cm
炉心平均線出力	7.8	kW/m
燃料棒ピッチ	0.8205	cm
燃料棒外径	0.6000	cm
制御棒案内シンプル外径	約 1.4	cm
DNB評価用出力分布		
径方向 F_{DH}^E	1.90	
軸方向 F_Z^N	1.90	
最小DNBR	2.0	≥ 1.53
高温水路出口エンタルピ	344.0	kcal/kg < 344.3 kcal/kg (飽和)
蒸気圧力	40	kg/cm ² a

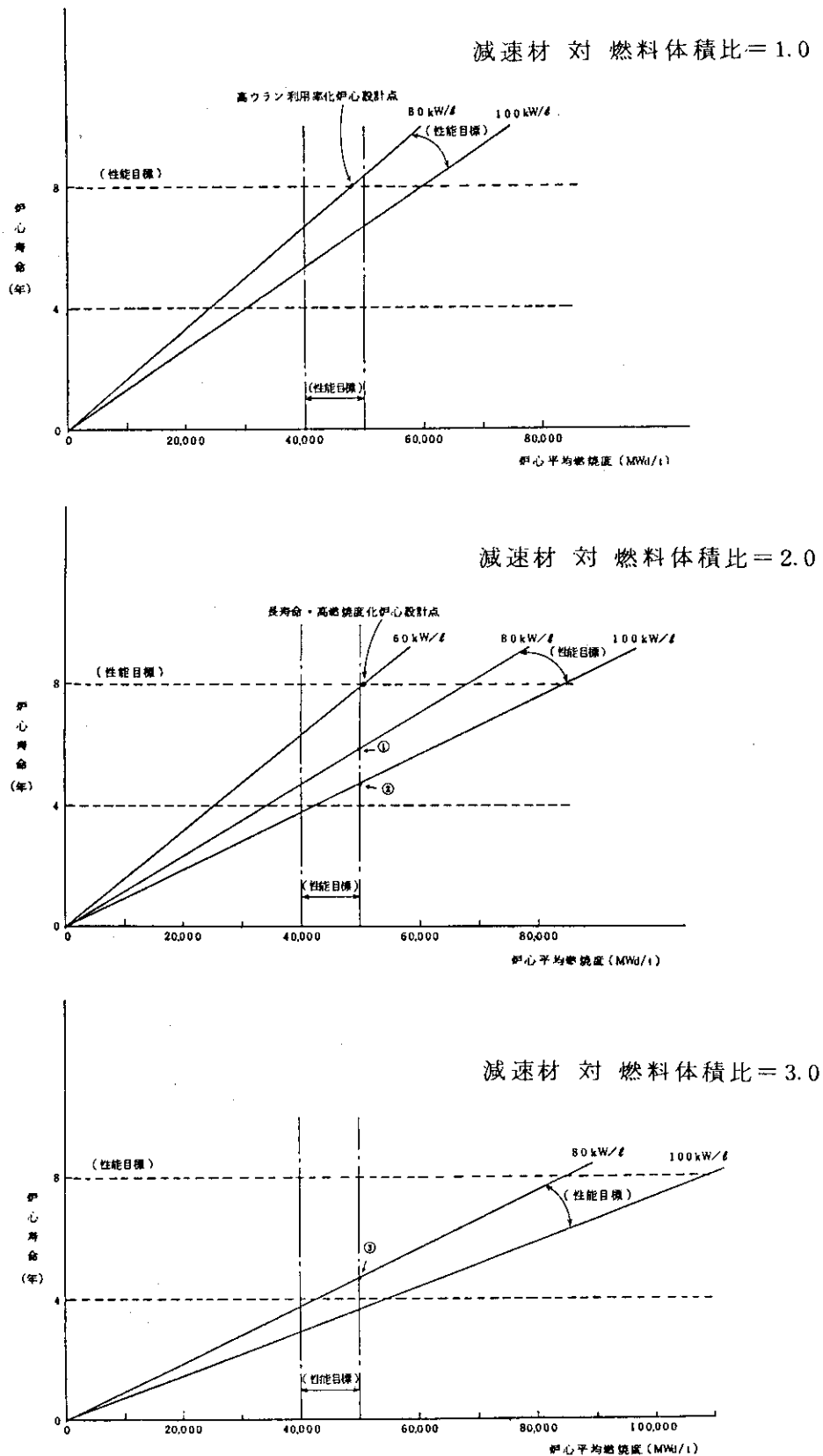
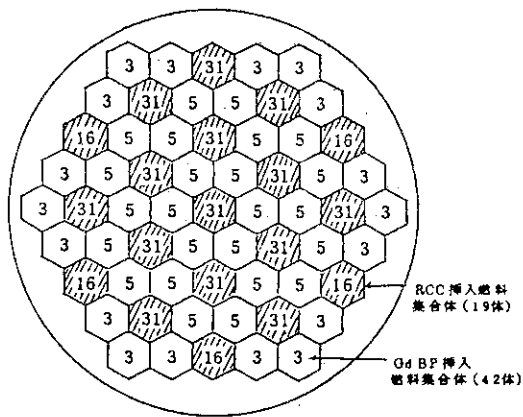
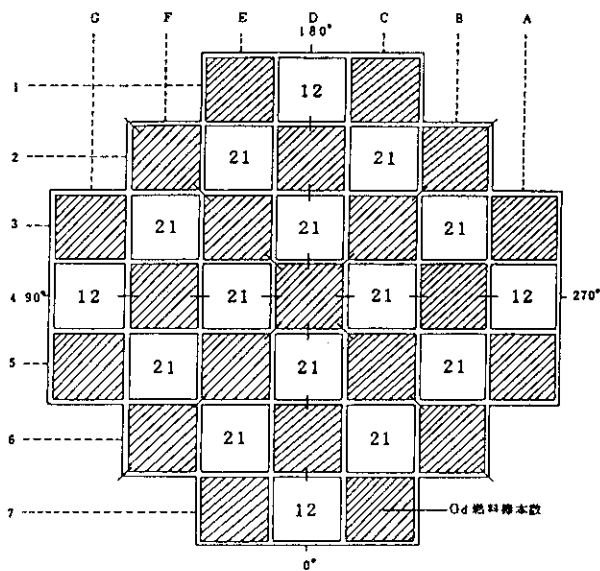


図 2.1 炉心寿命，燃焼度，出力密度の組み合わせ



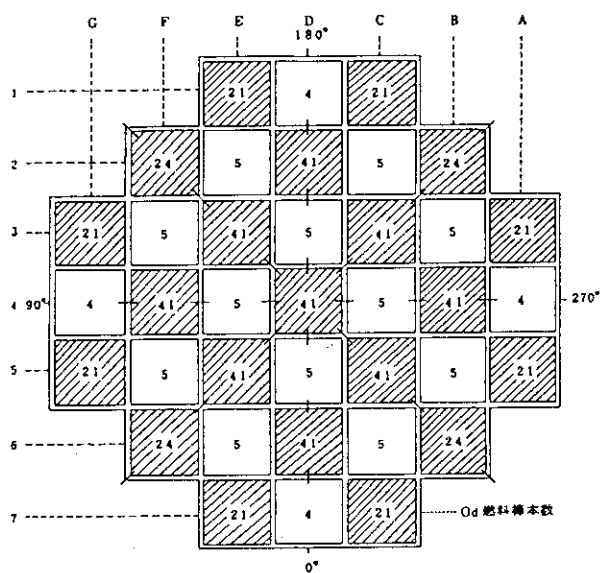
RCC挿入燃料集合体
31本Gd……13体
16本Gd……6体
Gd BP挿入燃料集合体
5本Gd……24体
3本Gd……18体

図 2.2 燃料集合体炉内配置
(高ウラン利用率炉心)



RCC挿入燃料集合体 (16体)
21本Gd……12体
12本Gd……4体

図 2.3 燃料集合体炉内配置
(長寿命・高燃焼度炉心)



RCC挿入燃料集合体
41本Gd……9体
24本Gd……4体
21本Gd……8体
Gd BP挿入燃料集合体
5本Gd……12体
4本Gd……4体

図 2.4 燃料集合体炉内配置
(高燃焼度・高出力密度炉心)

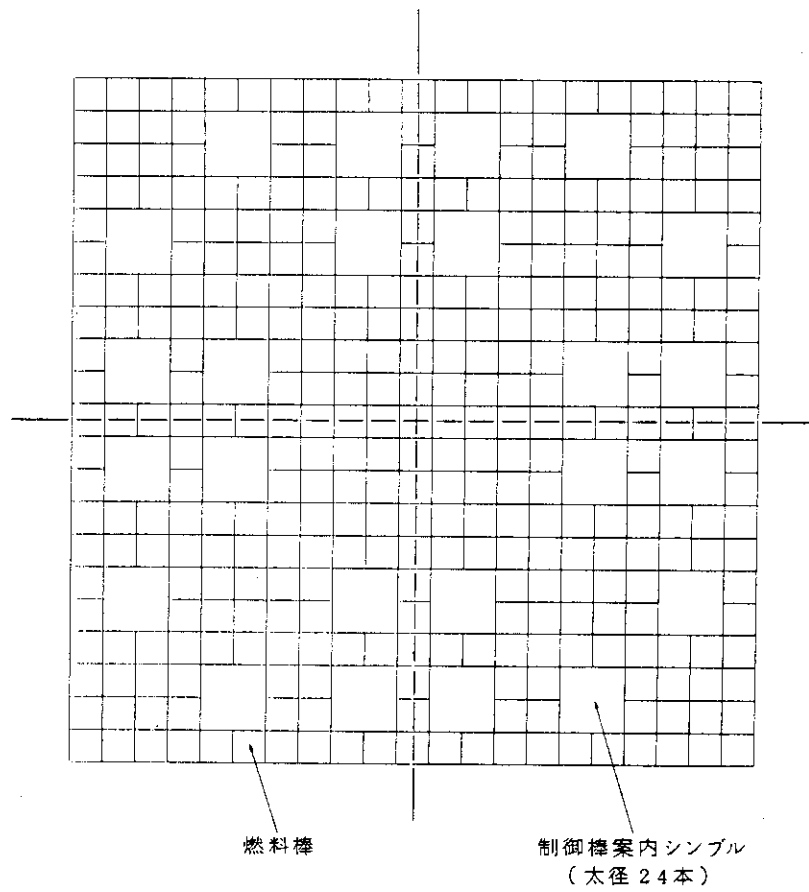


図 2.5 最適炉心燃料集合体内配置 (21×21)

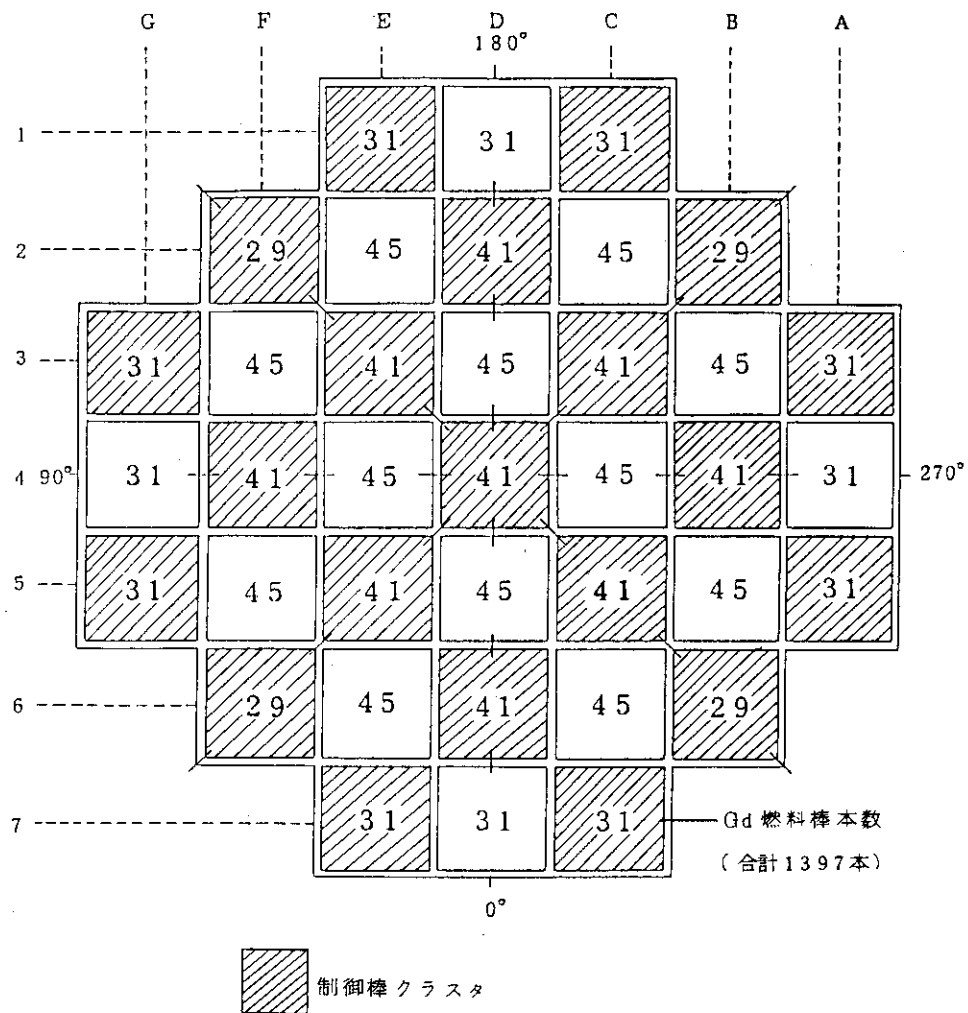
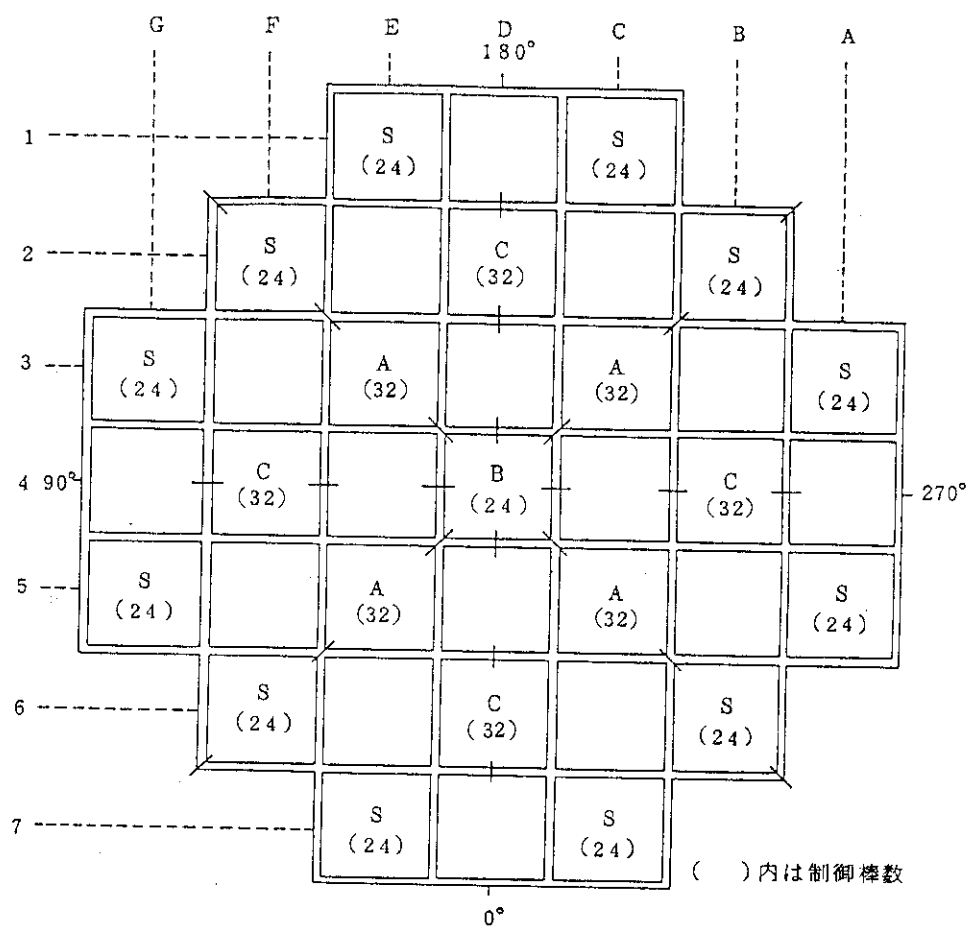


図 2.6 最適炉心 Gd 燃料棒炉内配置



- A ; 制御用制御棒クラスバンク 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バンク S 12 体

図 2.7 最適炉心制御棒配置

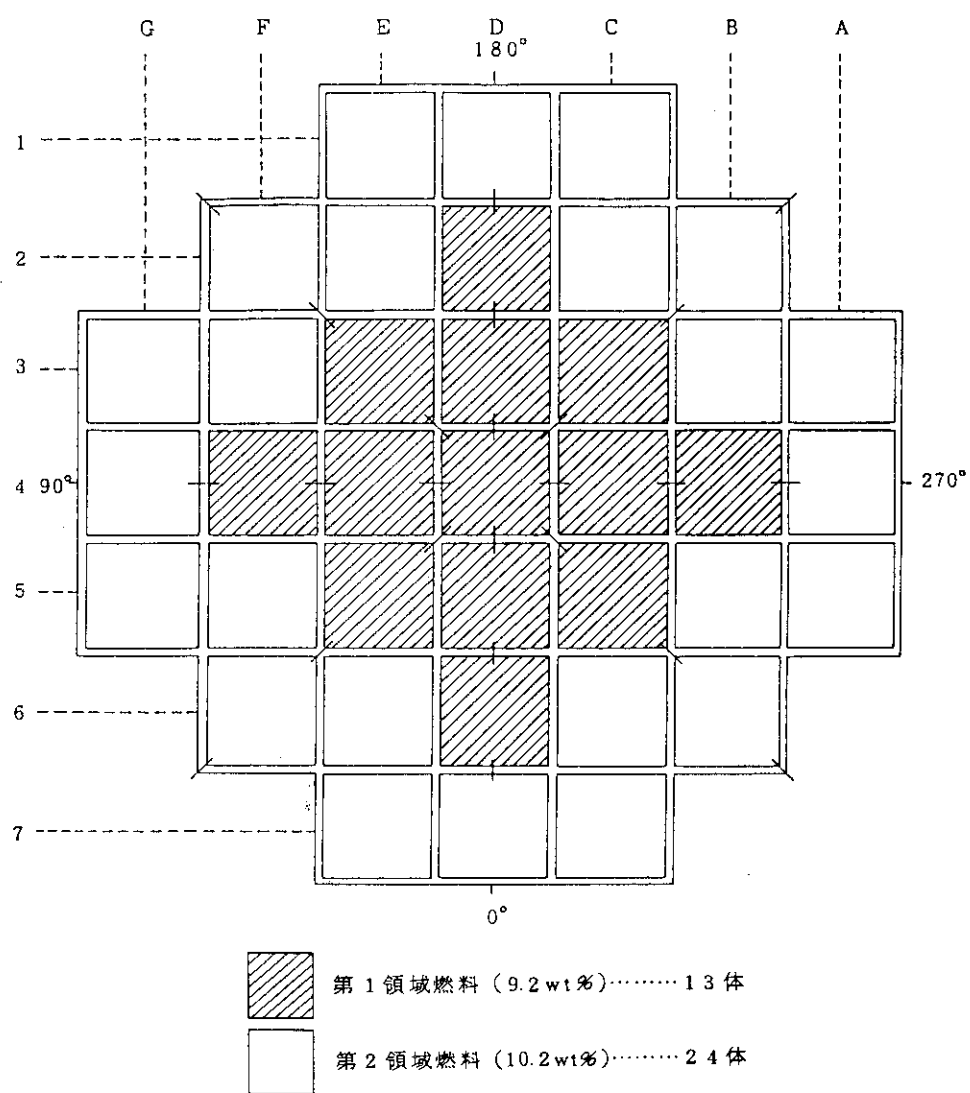
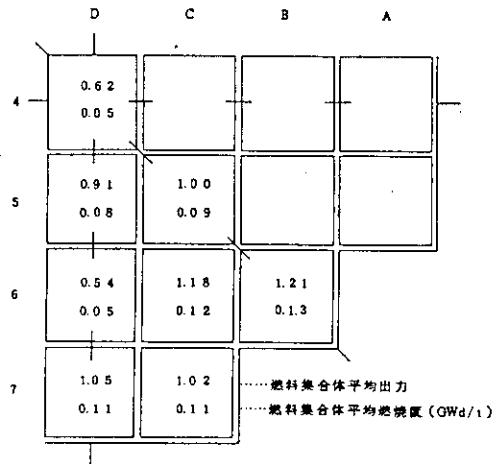
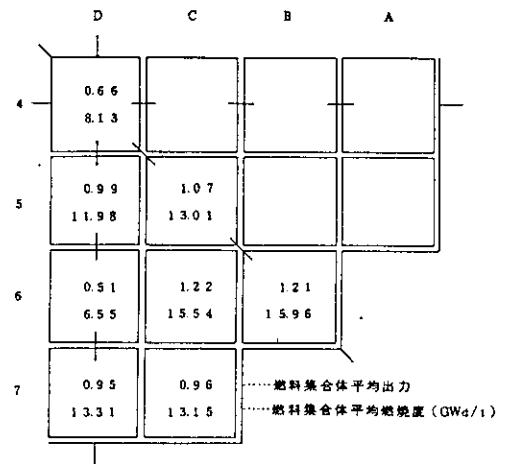


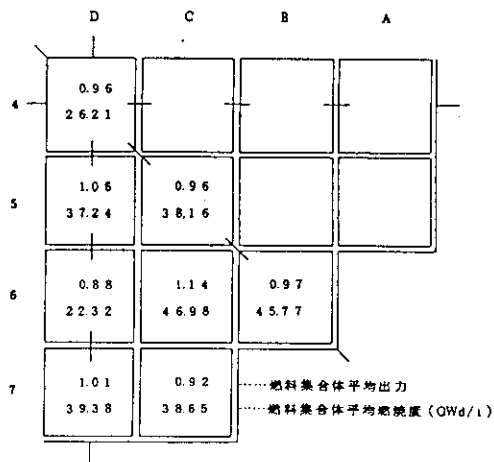
図 2.8 最適炉心燃料濃縮度の領域区分



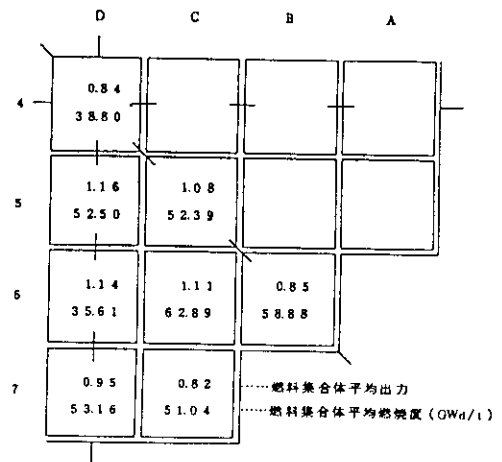
100 MWd/t, 高価全出力, 平衡キセノン
 バンク C 80%挿入
 バンク B 77%挿入
 バンク A 39%挿入



13,000 MWd/t, 高価全出力, 平衡キセノン
 バンク C 85%挿入
 バンク B 81%挿入
 バンク A 49%挿入



39,000 MWd/t, 高価全出力, 平衡キセノン
 バンク C 65%挿入
 バンク B 60%挿入
 バンク A 41%挿入



53,000 MWd/t, 高価全出力, 平衡キセノン
 バンク C 35%挿入
 バンク B 53%挿入
 バンク A 24%挿入

図2.9 横方向出力分布及び燃焼度分布

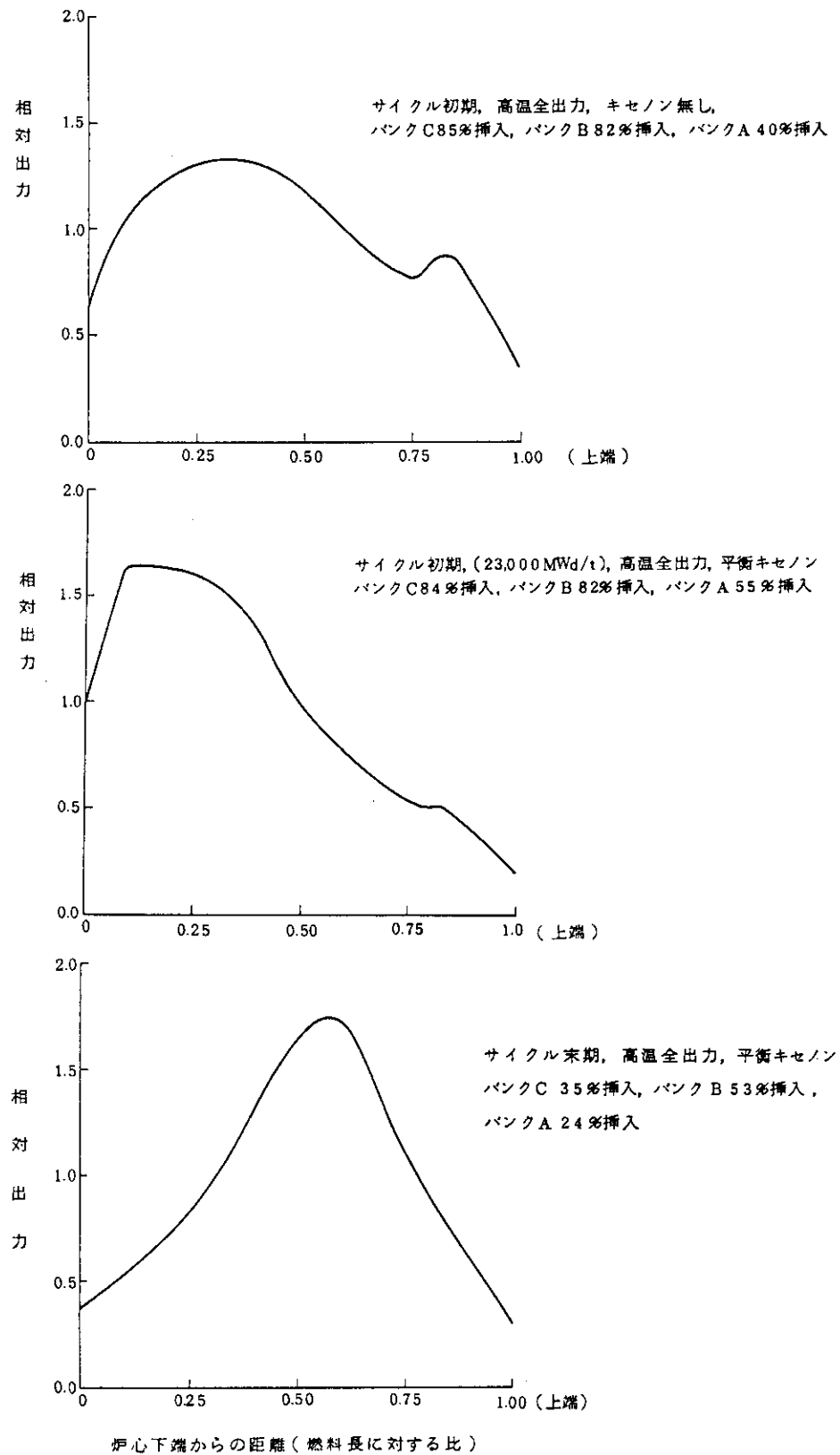


図 2.10 軸方向炉心平均出力分布

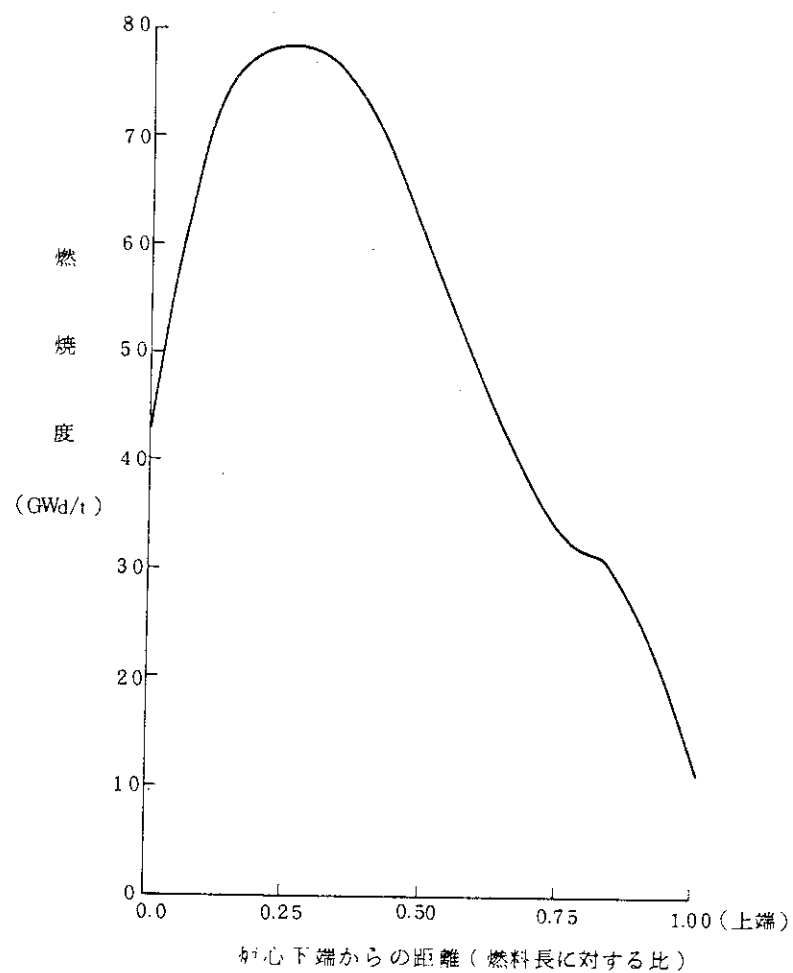


図 2.11 軸方向炉心平均燃焼度分布 (サイクル末期)

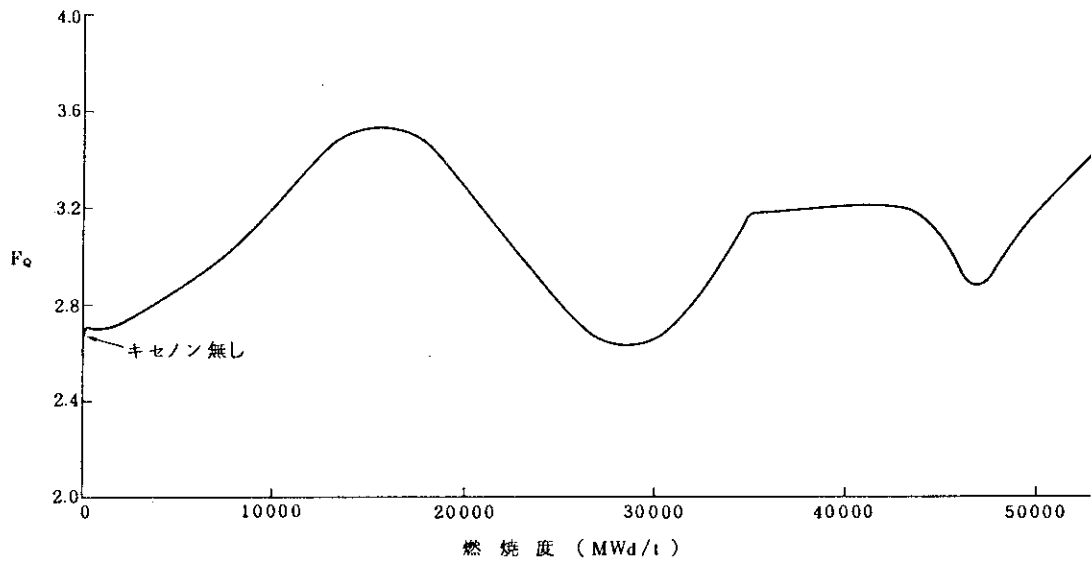


図 2.12 F_q の燃焼による変化 (全出力, 平衡キセノン状態)

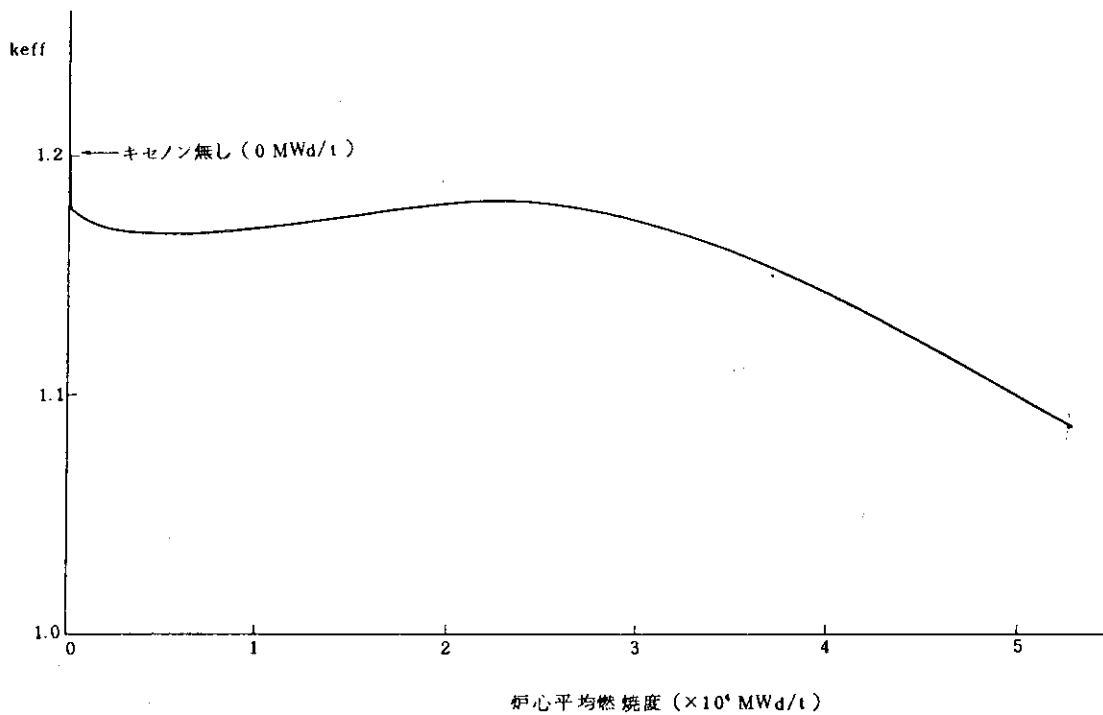


図 2.13 制御棒引抜時の実効増倍率の燃焼による変化
(キセノンは, 臨界時の制御棒位置におけるキセノン分布に固定)

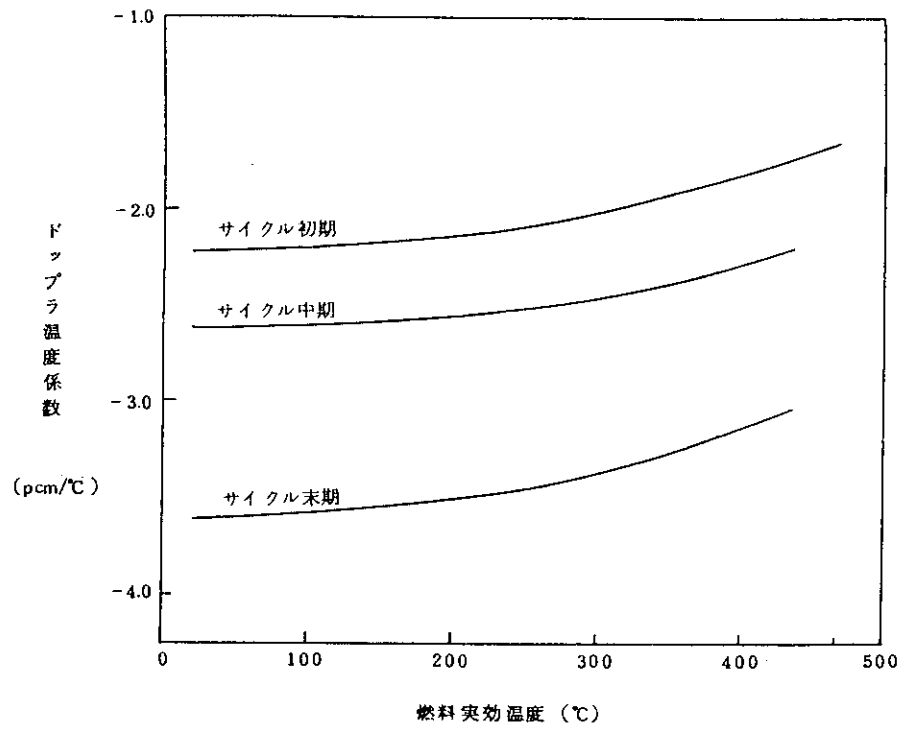


図 2.14 ドップラ温度係数

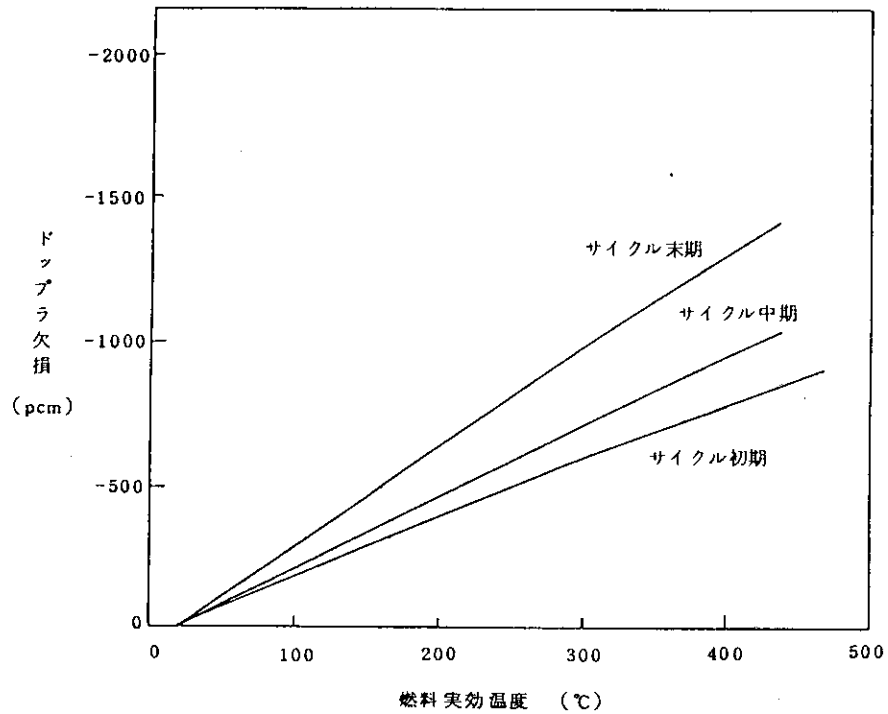


図 2.15 ドップラ欠損

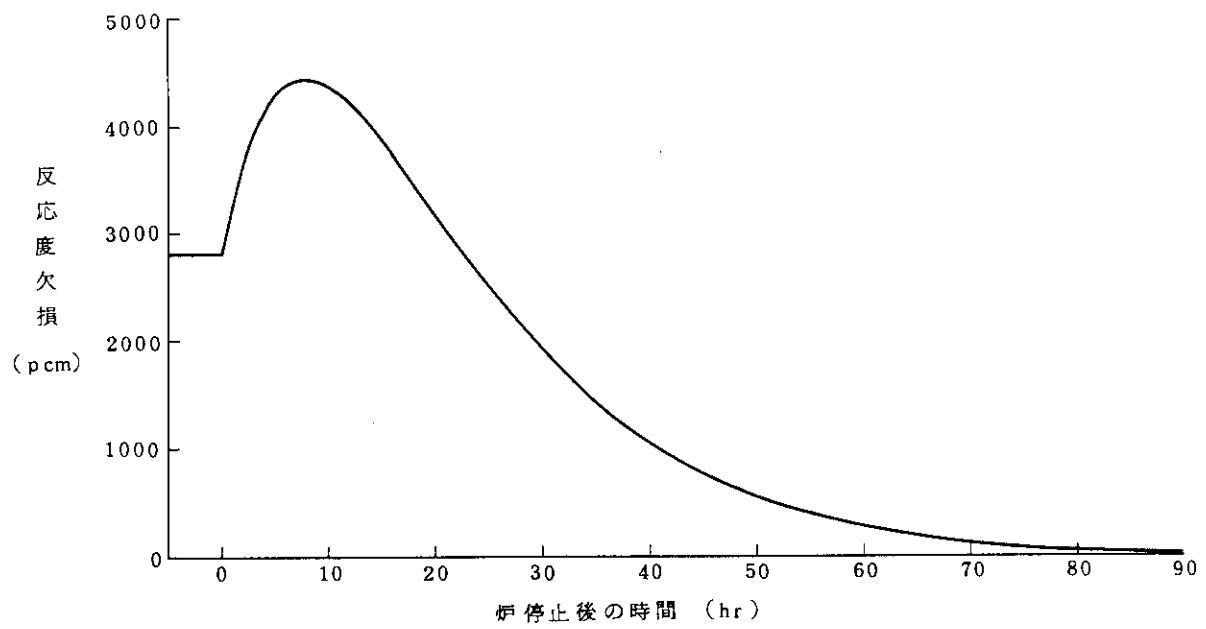


図 2.16 炉停止後のキセノンによる反応度欠損の時間変化
(サイクル末期)

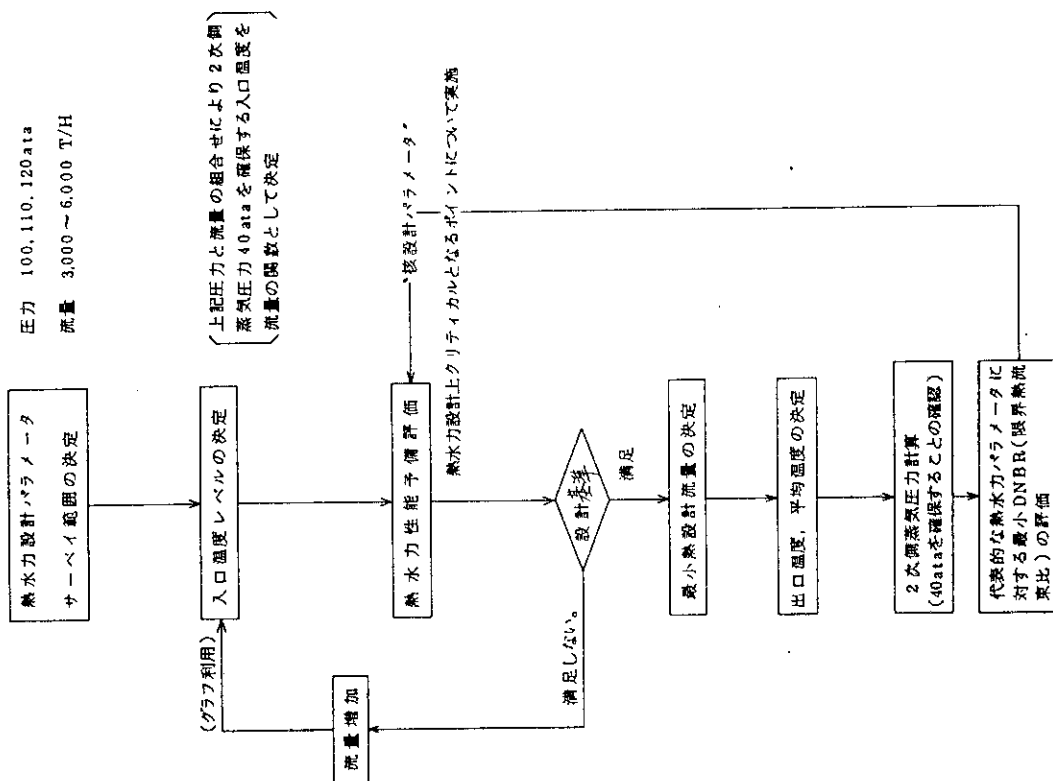


図 2.17 熱水力性能評価手法

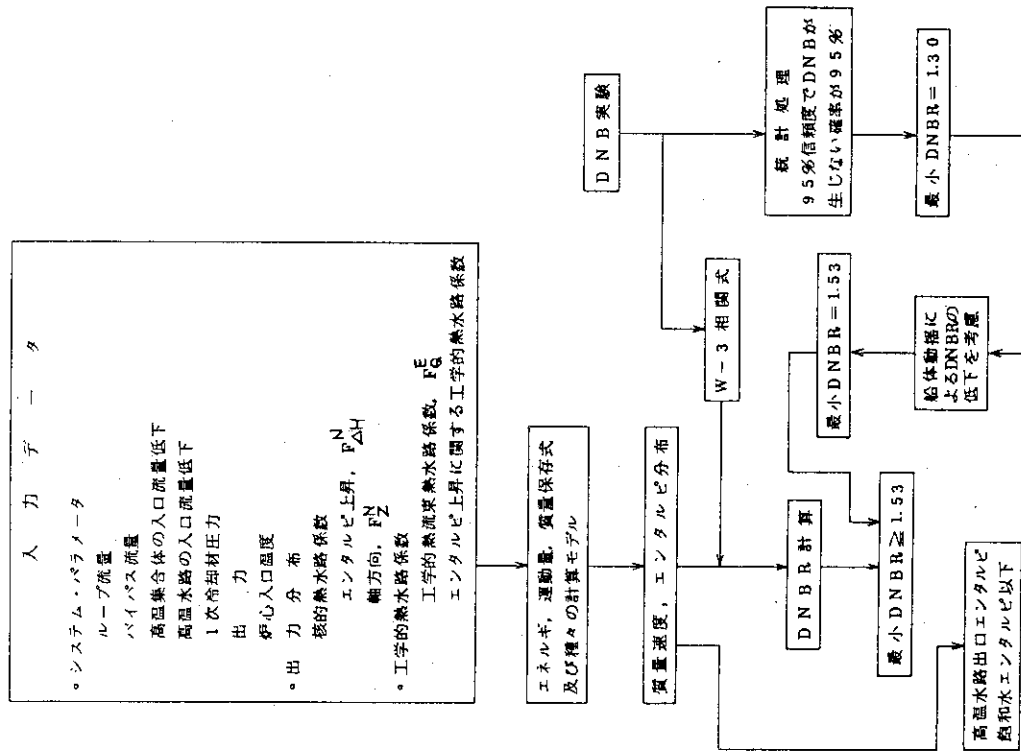


図 2.18 熱水力設計コードによる評価フロー

3. 燃料および炉内構造概念設計

3.1 燃料棒の概念設計

(1) 設計方針

核設計条件から定まる仕様 (U^{235} 濃縮度, ペレット径等) 以外の仕様は, 実績のある現行陸上PWRの燃料を参考とする。

これらの基本仕様を基に, 下記の設計基準が満足されるように燃料棒の設計を行う。

設計基準: ①燃料中心最高温度は二酸化ウランの溶融点未満とする。

②燃料棒内圧は, 被覆管にかかる引張応力を抑え, 拡管方向への過度の歪を防止するため, 1次冷却材定格運転圧力 ($110 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$) 以下とする。

③被覆管応力はジルカロイ-4の耐力以下とする。

④被覆管に生じる円周方向引張歪の変化量は, 各過渡変化に対して1%以下とする。

⑤累積疲労サイクルは設計疲労寿命以下とする。

また, ペレット-被覆管相互作用 (PCI) 評価を行うが, 本最適炉心のペレット最高燃焼度は約 $118,000 \text{ MWd/t}$ となっており, 陸上PWR燃料棒設計コードの適用有効燃焼度を超えているので, 評価上, 通常より安全側に計算不確定性を考慮する。

(2) 構造

燃料棒は低濃縮二酸化ウラン (UO_2) 焼結ペレットをジルカロイ-4製被覆管内に積層挿入し, 上部にプレナム空間部を設けてここにコイルバネを入れ, 両端にジルカロイ-4製端栓を溶接接合した密封構造のもので, ヘリウムガスを加圧封入している。

ペレットは円柱状であり, その両端面は凹状の空間部 (ディッシュ) を有するように形成され, これによって照射中のペレット中央部の軸方向膨張及びスウェリングによって生ずる体積膨張を吸収する。

被覆管母材はジルカロイ-4であり, 耐負荷変動性の観点からジルコニウムライナ (内張り) を設ける。

ペレットと被覆管には適当な間隙を設け, これと上記プレナムにより, ペレットと被覆管の熱膨張差及びペレットのスウェリングによって被覆管や端栓溶接部に過度の応力や歪が加わるのを防止する。

被覆管は炉内照射運転下で1次冷却材圧力による圧縮応力及びクリープ変形を受けるので, これらを低減し, かつ, ペレット・被覆管熱伝達の向上を図るために燃料棒にヘリウムを加圧封入する。

燃料棒の構造を図3.1に示す。

(3) 燃料棒挙動評価

陸上PWR燃料棒設計コードを用いて燃料棒挙動評価を実施し, 設計5基準が満足されるこ

とを確認した。ただし、前項にも述べたように、ペレット最高燃焼度が設計コード適用燃焼度範囲を超えているため、評価結果または基準に対する不確定性幅を大きくとることにより、評価を実施した。

なお、解析評価のための出力履歴を図 3.2 に、軸方向出力分布を図 3.3 に示す。

1) 燃料中心温度

燃料中心温度の燃焼に伴う変化を図 3.4 に示す。燃焼に伴って被覆管内径が減少し、ペレット径は若干減少した後にスウェリングによって増大するため、ペレット-被覆管ギャップが減少することになり、中心温度は寿命初期で最大となり、その後減少する。

寿命中における過渡時最大中心温度は寿命初期の約 $1,700^{\circ}\text{C}$ であり、これは UO_2 融点より十分低く、健全性は保たれる見通しが得られた。

2) 燃料棒内圧

燃料棒内圧の燃焼に伴う変化を図 3.5 に示す。燃料棒内圧は被覆管クリープとペレットスウェリングによる空隙体積減少及び核分裂生成物蓄積の影響により、燃焼とともに増大する。

寿命中における過渡時最大内圧に不確定性を考慮すると約 $109\text{ kg/cm}^2\text{ a}$ となり、基準 ($110\text{ kg/cm}^2\text{ a}$ 以下) を満足する見通しが得られた。

3) 被覆管応力

被覆管応力の燃焼に伴う変化を図 3.6 に示す。寿命中において最大応力が生ずるのは、被覆管クリープによる応力緩和が十分に進まない接触時点より若干燃焼の進んだ時点である。その時の過渡時応力は約 28 kg/mm^2 となり、ジルカロイ-4 の耐力より十分低く、健全性は保たれる見通しが得られた。

4) 被覆管歪

被覆管周方向歪の燃焼に伴う変化を図 3.7 に示す。寿命中における通常時からの過渡変化時における最大歪変化量は約 0.40% であり、基準 (1% 以下) に対して十分余裕があり、健全性は保たれる見通しが得られた。

5) 疲労

疲労評価のための応力振幅は寿命初期温態停止時と寿命中の通常時最大応力時との応力差を安全側に評価すると約 7 kg/mm^2 なので、図 3.8 に示すジルカロイの疲労曲線から許容繰返し回数は約 80,000 回となる。

本最適炉心の負荷変動条件から 20 年間の負荷変動回数は 22,300 回なので燃料寿命 (4 年) では 4,460 回となる。これはジルカロイの許容繰返し回数に比べて十分低く、基準を満す見通しが得られた。

(4) PCI 評価

局所的なペレット-被覆管機械的相互作用 (PCMI) 解析は、炉心出力 100% (出力レベルは最大燃焼度燃料要素の寿命平均出力で軸方向局所最大出力は 15.9 KW/m) の状態から始め、船用炉の負荷変動条件に照らして一旦 10% 出力 (基底負荷相当) に減少させてから再び 100% 出力へ急昇させることにより実施する。即ち、図 3.9 に示す出力履歴に従うものとする。

図 3.10 にペレット-被覆管の接触圧の時間依存性を示すが、約 29,000 EFPH ($118,000\text{ MWd/t}$) で最大となるため、この時点で PCI 評価を行う。

有限要素法を用いて行った燃料要素の局所PCI解析結果を以下に示す。

1) 燃料温度

燃料温度の時間依存変化を図 3.11 に示す。

燃料中心温度は出力上昇とともに上がり、出力上昇後に最大（約 1320 °C）となった後は出力保持による応力緩和の影響を受けずにほぼこの温度で一定となる。

2) ペレット径及び被覆管内径・外径

ペレット径及び被覆管内径・外径の時間依存変化を図 3.12 に示す。

炉心出力10%ではペレットと被覆管の接触は生じていないが、炉心出力 100 %まで出力急昇することによって熱膨張が原因でペレットと被覆管は接触する。急昇後の出力で72時間保持する間、ペレットのクリープ変形のためにペレット径は収縮し、これに伴って被覆管の内径、外径も徐々に収縮する。

3) 被覆管周方向歪

被覆管周方向歪の時間依存変化を図 3.13 に示す。

出力急昇後の歪増加量は約 0.75%であり、陸上PWR燃料の被覆管歪基準（1%以下）を満足している。

4) 被覆管応力

被覆管応力（局所肉厚平均）の時間依存変化を図 3.14 に示す。

被覆管応力は出力急昇後に最大となった後、被覆管クリープ及びペレットクリープによって応力が緩和されるために減少する。

最大応力は約 45 kg/mm²であり、被覆管耐力以下なので健全性上問題とならない。

3.2 燃料集合体の概念設計

(1) 設計方針

燃料集合体の健全性は、種々の荷重に基く応力及び変形を制限することで確保する。

また、燃料集合体が他の構成部品の機能に影響を与えないようにするため、下記の方針で燃料集合体を設計する。

設計方針：①使用期間中の通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に加わる荷重に対して、各構成要素がASME Sec. IIIの基準に準拠して十分な強度を有し、その機能が保持されるように設計する。

②輸送及び取扱い時に燃料集合体に加わる荷重を、設計上、軸方向について6 G、横方向について各支持格子固定の条件で6 Gとし、各構成部品がこの荷重に対して十分な強度を有し、燃料集合体としての機能が保持されるように設計する。

(2) 構造

燃料集合体は、図 3.15 に示すように 21×21 の正方配列を形成する燃料棒 345 本、太径（4セル分相当）制御棒案内シンプル24本、支持格子（グリッド）5個、上部ノズル、下部ノズル各1個から構成されている。

制御棒案内シンプル及び中間部グリッド3個は中性子経済の点で優れたジルカロイ-4を使

用し、上下部グリッドは高温で機械的特性の優れたインコネル製である。また、上部及び下部ノズルは陸上PWR用燃料集合体と同じステンレス鋼を使用する。

下部ノズルには炉内での使用時に燃料集合体と上部炉心板の間隙変化を吸収するためのホルダアップスプリングが設けられており、通常運転時、燃料集合体の照射成長や熱膨張により過大な力が燃料集合体に加わらないようにしている。

燃料集合体は外側板のない、いわゆるキャンレストाइプで、1次冷却材の混合を良好にして熱除去効率を高めている。

(3) 機械設計検討

燃料集合体の各構成部品については、経済性に留意し、機械的健全性を重視した設計とした。

1) 燃料棒の曲り（ロッドボーイング）

燃料棒は照射成長により軸方向に伸びるが、支持格子バネによって拘束力を受けるため、燃料棒には軸圧縮力が働く。燃料棒は初期にわずかではあるが曲っているので、軸圧縮力によって曲げモーメントが発生する。この状態で高温高圧中で照射されると燃料棒の曲がりはさらに進行する。

燃料棒ボーイングは、通常、隣接燃料棒間隙（チャンネル）閉塞割合で示されるが、船用炉燃料の支持格子の数（集合体当り）を5個とした場合、チャンネル閉塞割合は陸上PWRの17×17燃料とはほぼ同等となる。

2) 燃料棒の水力振動

炉心内において1次冷却材は燃料棒間水路を下から上へ流れ、燃料棒はこの軸方向流れによって振動する。この水力振動に対応する燃料被覆管応力を計算した結果は0.014 kg/mm²となり、極めて小さい。

3) 燃料集合体の装荷性能

船用燃料集合体に対して以下の処置を施すことにより、陸上PWR用燃料集合体よりも装荷性能向上を図った。

- ・ 下部ノズルに案内レグを設けて燃料のセンタリング範囲を大きくし、取扱いクレーンの位置決めがいずれかへ片寄った場合でも容易に燃料を装荷できるようにした。
- ・ 支持格子コーナー部にベーン及びタブを付けて傾斜を急にし、燃料の装荷、取出し中に隣接燃料と干渉しても迂りによって支持格子が損傷しないようにした。
- ・ 最上・下部の支持格子外ストラップを幅広にし、ノズルと最上・下部支持格子の隙間に隣接燃料集合体部材がはさまり込むことによる支持格子損傷を回避した。

3.3 炉内構造物の概念設計

(1) 設計方針

炉内構造物に要求される重要な機能である、①制御棒の案内、②燃料集合体の支持、及び③1次冷却材流路の確保の3点を満足に果すように設計するとともに、一体型炉炉内構造物設計に当たって下記にも留意した。

- ④ 原子炉容器内面の中性子照射量の制限

⑤ 燃料集合体の交換性

⑥ 一体型原子炉容器とのインターフェース

(2) 構造

炉内構造物は図 3. 16 に示すように上部炉心構造物と下部炉心構造物から構成されており、夫々、以下の特徴を持っている。

- 上部炉心構造物－中間槽，内槽，駆動軸案内管によるカランドリア構造の採用
 - －2 種類の制御棒案内管の採用
 - －制御棒案内管部軸流設計
- 下部炉心構造物－半径方向反射体の採用
 - －燃料集合体バスケットの採用（全燃料の一括取替のため）
 - －一体型炉とのインターフェースのための長尺炉心槽の採用

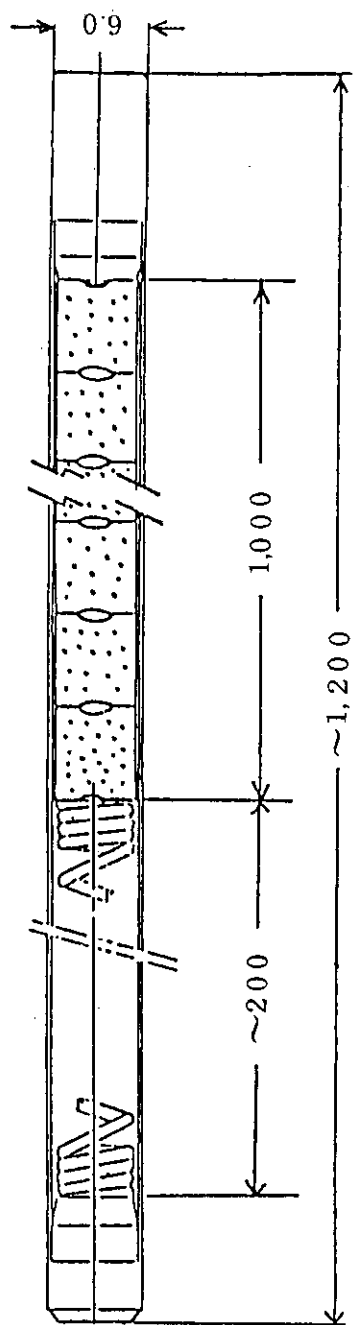


図 3.1 燃 料 棒 構 造 図

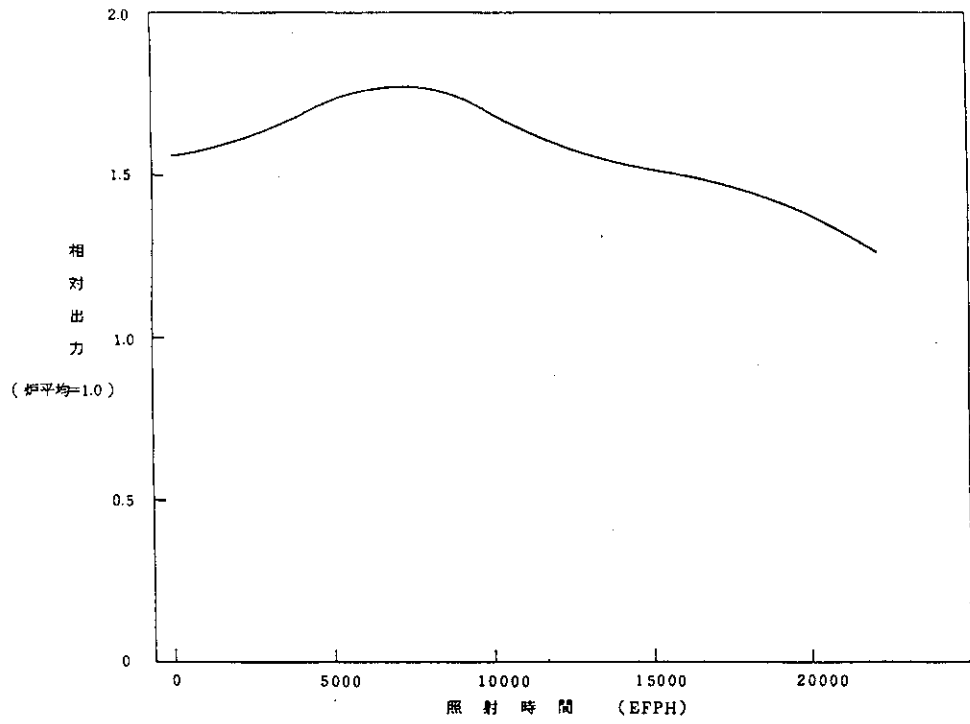


図 3.2 燃料棒解析評価出力履歴 (最大燃焼度燃料棒)

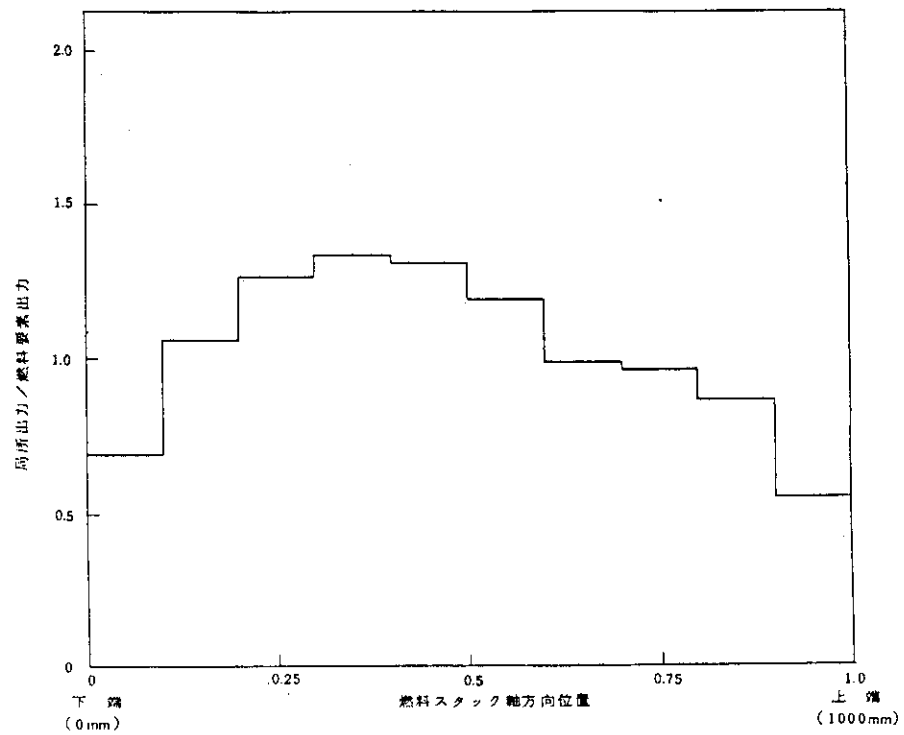


図 3.3 軸方向出力分布 (代表例 at BOL)

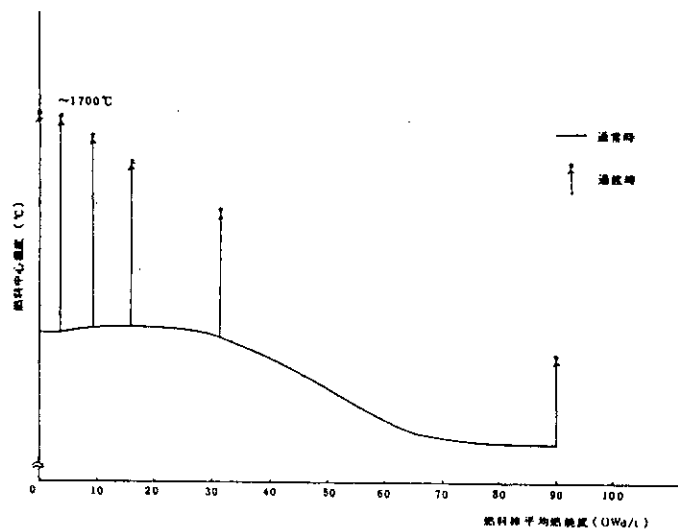


图3.4 燃料中心温度对燃烧度

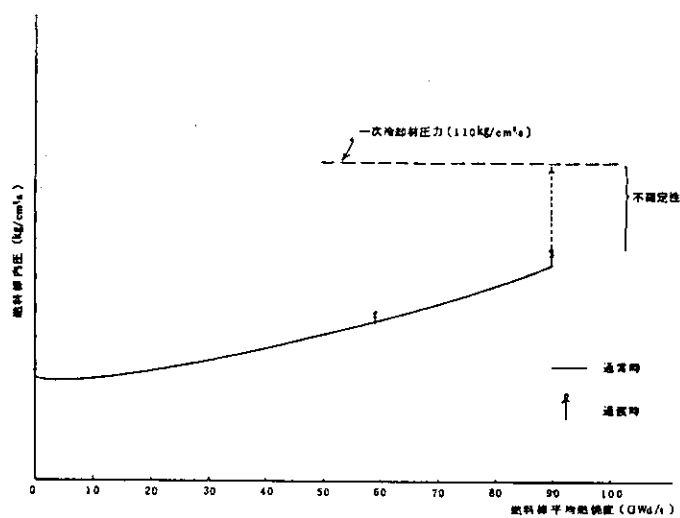


图3.5 燃料棒内压对燃烧度

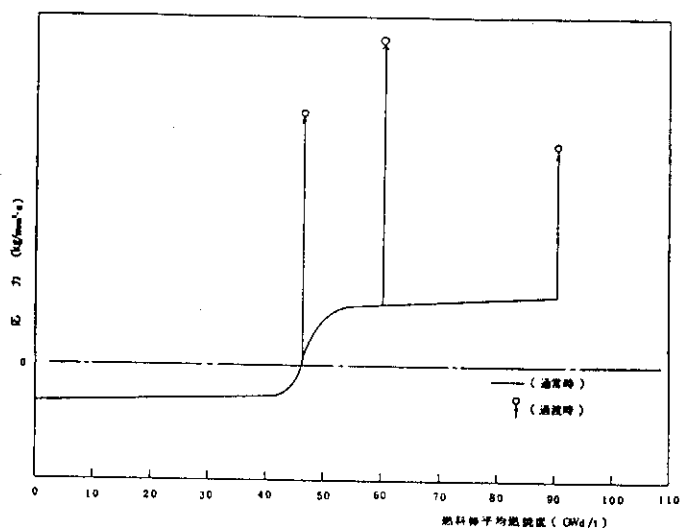


图3.6 应力对燃烧度

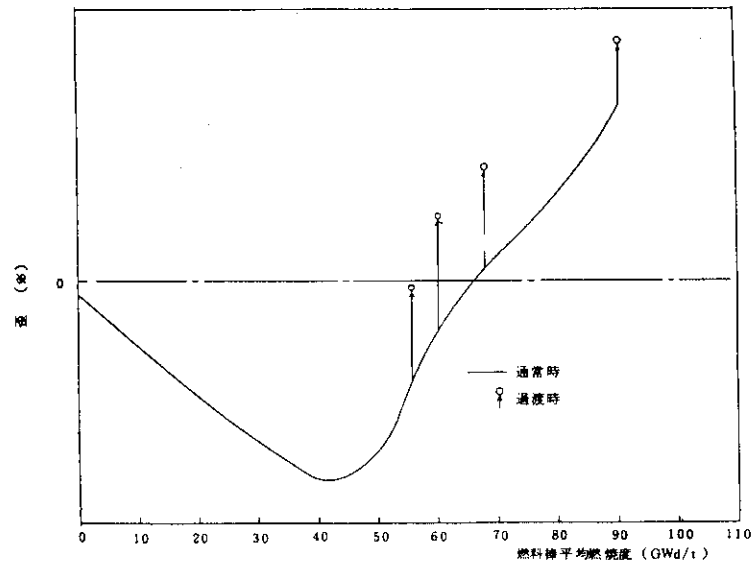


図 3.7 歪 対 燃 焼 度

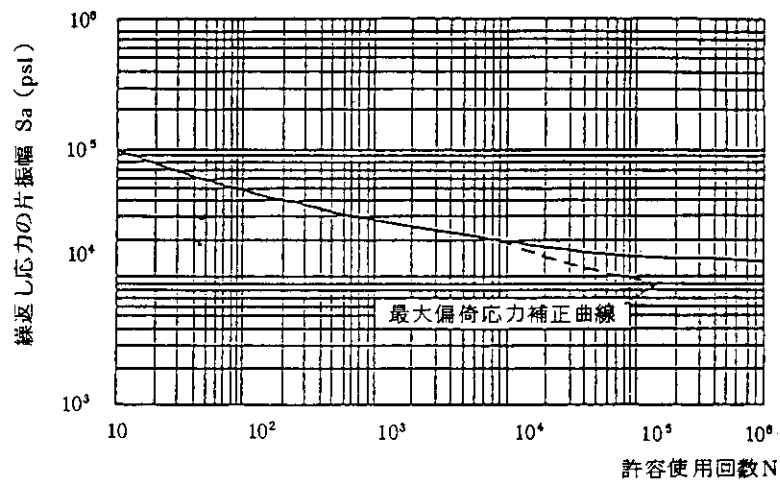


図 3.8 燃料被覆管材（ジルカロイ-4）の設計疲労曲線⁽²⁾

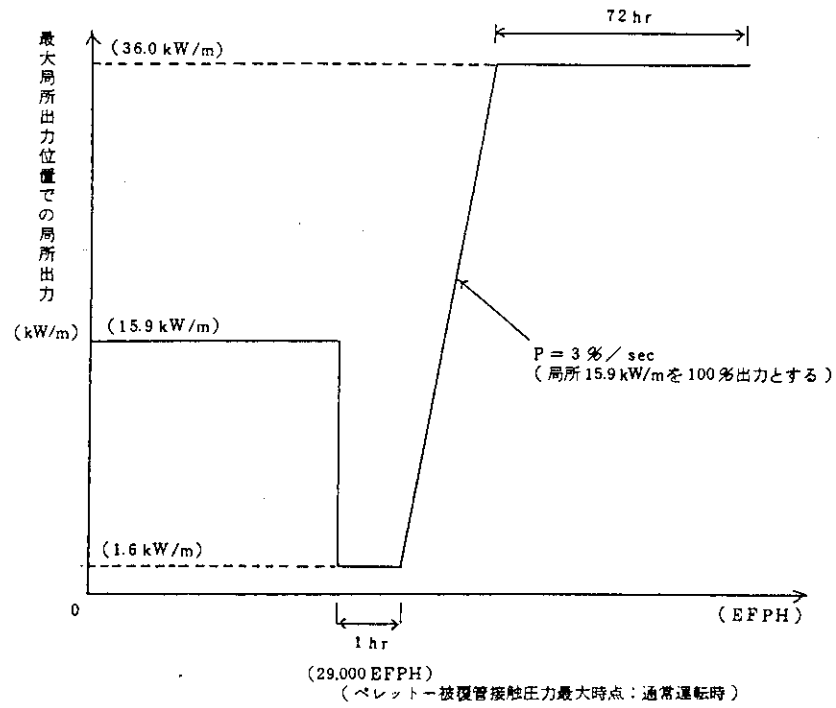


図 3.9 PCMI 評価用出力履歴

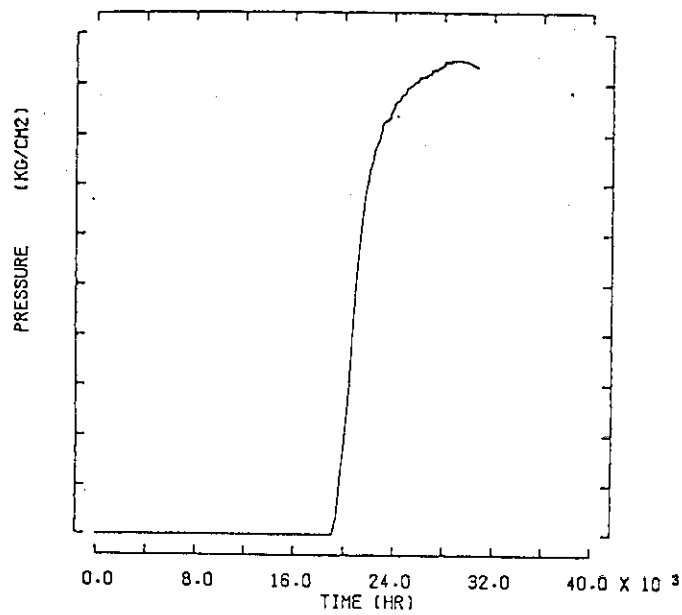


図 3.10 接 触 圧 の 時 間 依 存

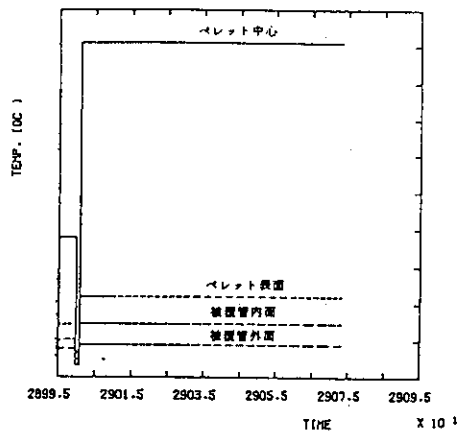


図 3.11 燃料温度の時間依存

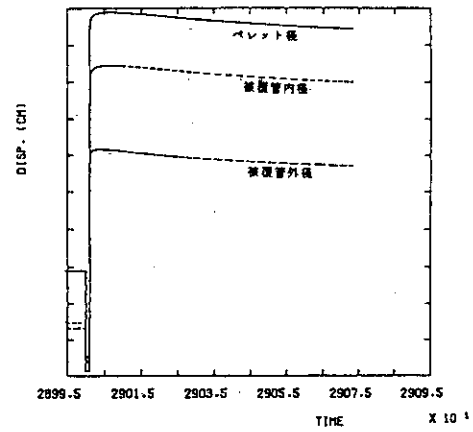


図 3.12 ペレット径，被覆管内 / 外径増加量の時間依存

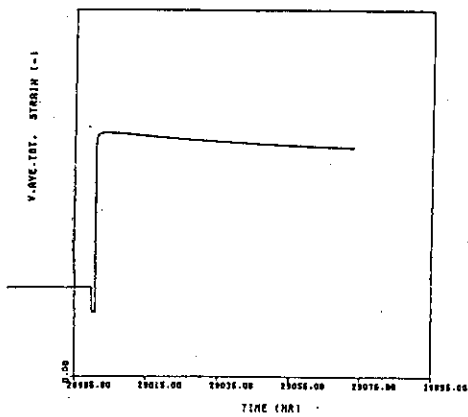


図 3.13 被覆管平均周方向歪の時間依存

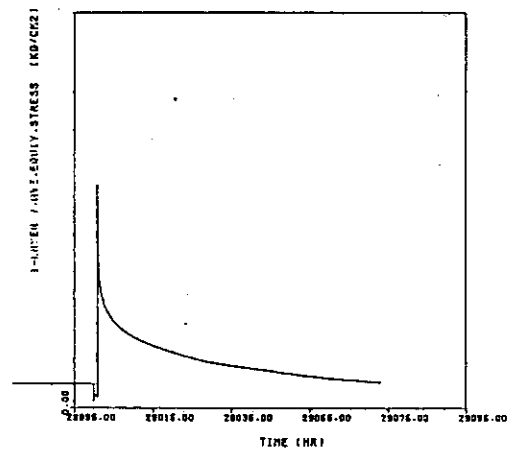


図 3.14 被覆管応力（局所肉厚平均）の時間依存

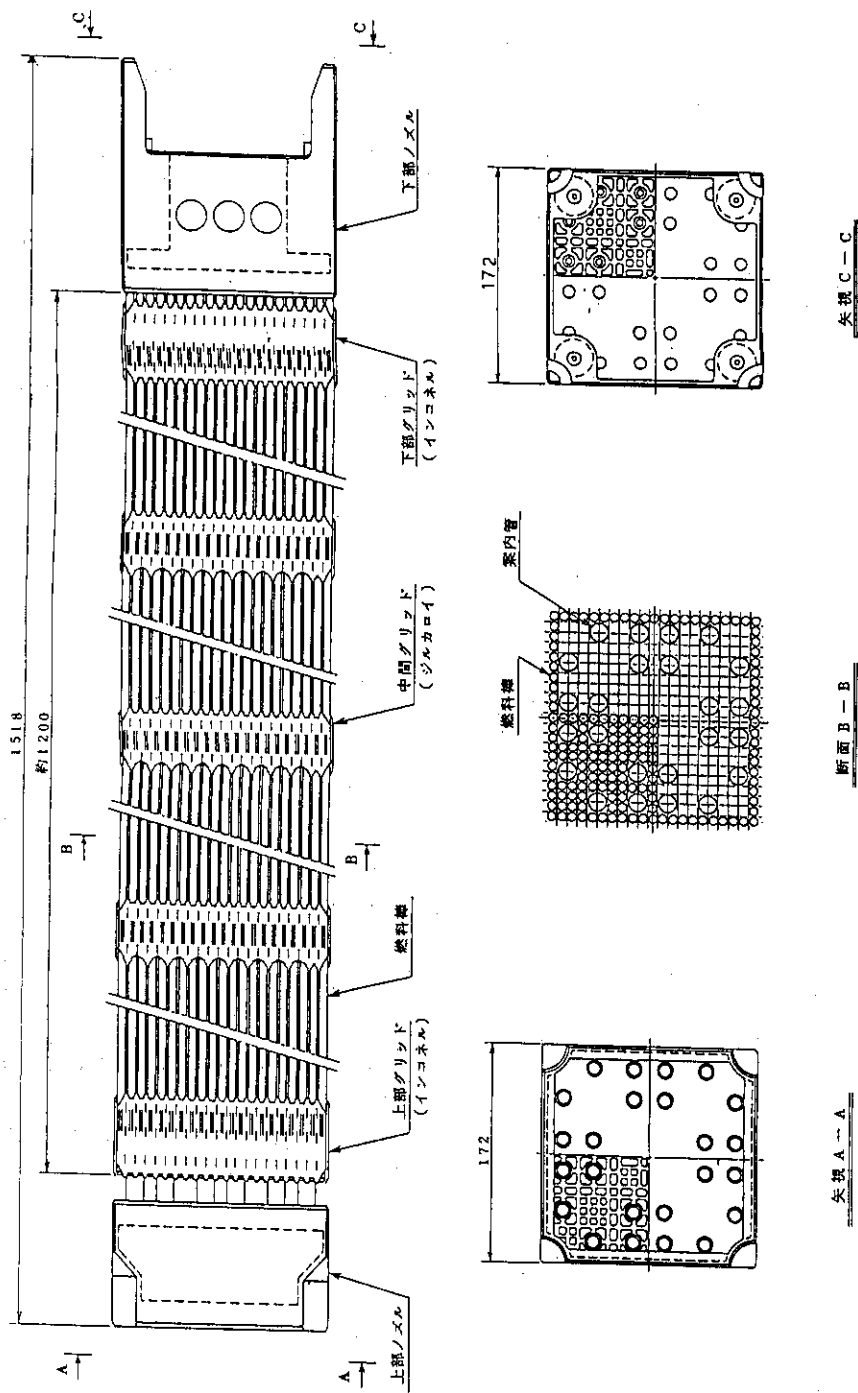


図 3.15 改良船舶用炉燃料集合体構造図

図	部	名	材料	寸法	重量
1	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
2	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
3	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
4	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
5	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
6	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
7	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
8	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
9	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
10	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
11	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
12	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
13	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600
14	炉心	燃料棒	ウラン	1800	1600

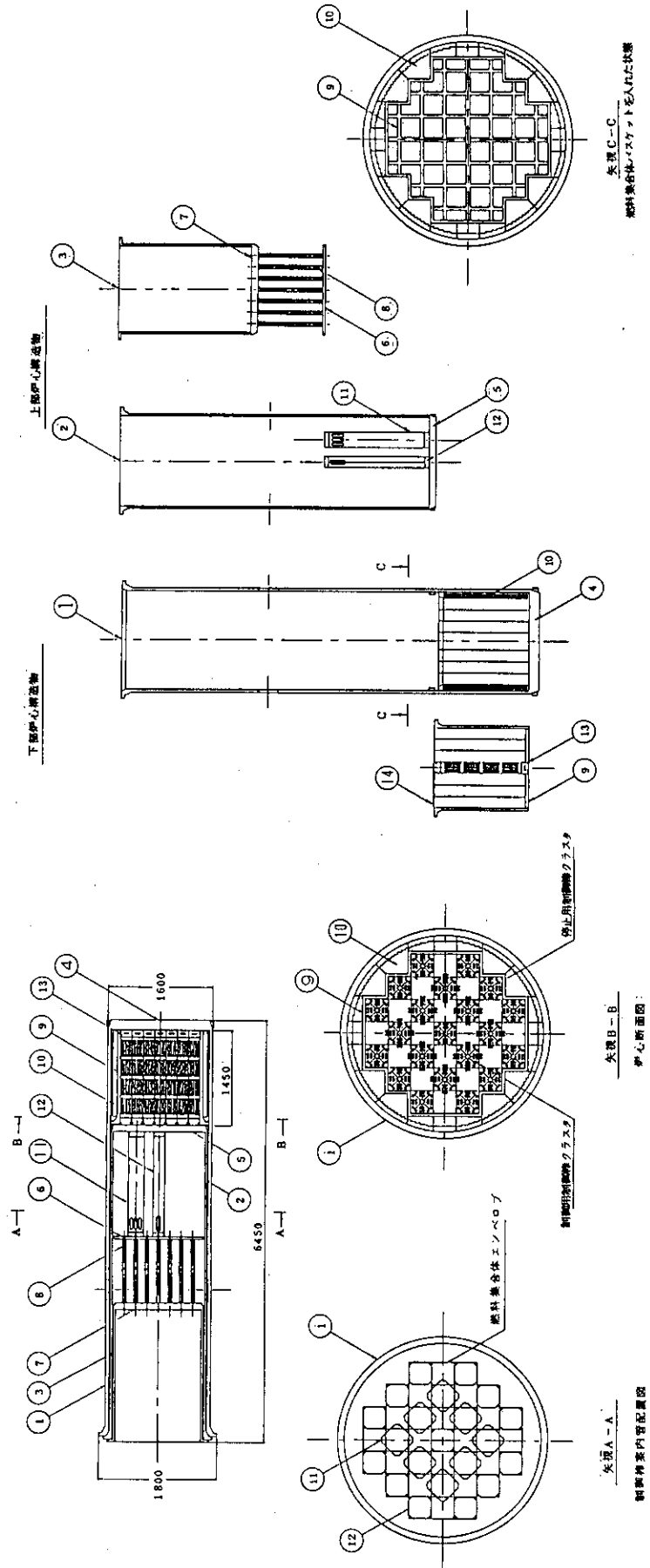


図 3.16 炉 内 構 造 物

4. 金属ウラン燃料の船用炉への適用性

現在、殆んどの商業炉では、燃料材料として融点が高く、高温における照射挙動が比較的安定な二酸化ウランセラミックスが採用されている。ここでは、金属ウラン燃料の持つ特性が改良船用炉の高燃焼度化、高出力密度化、高ウラン利用率化という目標達成のために効果を持ち、かつ、燃料健全性を保てる良好な挙動を示すか否かを確認し、最終的に改良船用炉に金属ウラン燃料が適用できるかどうかを検討した。

(1) 金属ウラン燃料の利点

金属ウラン燃料の諸物性及び照射挙動を調査し、改良船用炉の性能向上目標に対して効果的かどうかを検討した結果を表 4.1 にまとめて示す。

表 4.1 に示すように、金属ウラン燃料が二酸化ウラン燃料より有利となるのは熱伝導度がよく、密度が高い点のみである。

(2) 金属ウラン燃料の船用炉への適用性

金属ウラン燃料の二酸化ウラン燃料と比較した場合の長所、短所は以下の通りである。

長所：高密度（二酸化ウランの約 1.5 倍）のため、より高い転換率が得られる。

短所：研究開発の努力が払われているが、現段階では高燃焼度化、高出力密度化を目標とする場合には問題となる物性、照射挙動が多い。

金属ウラン燃料が二酸化ウラン燃料より有利になるのは高転換率取得を目標とする場合のみであり、その場合でも燃料寿命及び使用条件を制限する種々の物性、照射挙動上の問題がある。さらに、軽水炉燃料設計用金属ウラン燃料データが少ない、軽水炉燃料としての研究開発が少ない等の点から、現時点では金属ウラン燃料は船用炉燃料として適していないと言える。

表 4.1 金属燃料特性

項 目	UO ₂ との比較	燃料挙動への影響	高燃焼度	高出力密度	高転換率
融 点	低(UO ₂ = 2,800 °C, U = 1,130 °C)	温度に対する余裕小	不 利	不 利	不 利
相 変 態	相変態有(UO ₂ は無)	変態点で体積変化有 →燃料損傷有	不 利	不 利	不 利
熱 伝 導 度	3 ~ 10 倍	温度低減に効果有	有 利	有 利	有 利
密 度	1.6 ~ 1.7 倍	内部転換率大 →炉心の小型化が可能	有 利	有 利	有 利
照 射 変 形	異 方 性	過大な伸び, 表面し わを生ずる	不 利	不 利	不 利
スウェリング	大	過大な内圧, 応力が 生ずる	不 利	不 利	不 利
耐 食 性	悪	炉心管理上好ましく ない	不 利	不 利	不 利
被覆材との共存性	SUS, Zryに対し共 晶反応を起す	被覆管強度低下に至 る	不 利	不 利	不 利

5. 今後の課題

本最適炉心の設計を立証するために必要な研究開発項目を、以下に記す。

(1) ボロン分離型炉心の核的評価

制御棒クラスタ数を減少するため、ボロンを使用したBP棒を採用して反応度ペナルティを小さくした炉心を検討する。

(2) 出力分布の平坦化

出力分布をより平坦化し、燃料集合体及びペレットの最高燃焼度を抑えるための方策を検討する。

(3) Gd分離型炉心の開発

UO₂等の核燃料を全く含まないGd₂O₃を用いたBP棒の適用性について検討する。

(4) Gd分離型炉心の臨界実験

Gd₂O₃のBP棒を使用する炉心の核設計精度を確立するために臨界実験を実施する。

(5) 燃料照射試験

改良船用炉燃料が受ける負荷変動が燃料挙動に与える影響を明確にするため、燃料照射試験を行う。

なお、燃料集合体及び炉内構造物が新たな設計となることから、夫々の機械試験、流動試験が必要である。

6. 結 言

炉心性能の向上を図った最適炉心を構築するため、①長寿命・高燃焼度化炉心、②高燃焼度・高出力密度化炉心および③高ウラン利用率化炉心について検討し、その結果を踏まえて、最適炉心条件として以下を設定し、概念設計を行った。

- | | |
|---------------|---------------------|
| (1) 平均出力密度 | 90 KW/ℓ |
| (2) 炉心平均燃焼度 | 約 50,000 MWd/t |
| (3) 炉心寿命 | 4 年 (1 バッチ取替) |
| (4) V_m/V_p | 約 3 |
| (5) ケミカルシム | 使用せず |
| (6) L/D | 0.84 (燃料有効長 100 cm) |

この条件を満足する炉心について核的性能評価および熱水力性能評価を行い、本炉心の成立性を確認した。

また、燃料棒、燃料集合体および炉内構造物の概念設計を行い、船用炉用としての炉心性能向上と小型化を目標とした最適炉心が構築されたものとする。

なお、最高燃焼度については本炉心の上記等基本設計条件をでき得る限り残したかたちで、今後燃料集合体内のさらなる最適化を図ることにより、出力分布をより平坦化し、実験、コード検証等の実績により近い最高燃焼度としていく予定である。

参 考 文 献

- (1) JAERI-M 88-051 安保, 横村「改良船用炉の試設計の評価(3)炉心特性」1988年3月
- (2) W. J. O' Donnell and B. F. Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components", Nuclear Science and Engineering : 20, 1-12 (1964)