

JAERI-Research
98-059



高燃焼度フルMOX PWR炉心の核的検討

1998年10月

久語輝彦・嶋田昭一郎・大久保努・落合政昭

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1998

編集兼発行 日本原子力研究所

高燃焼度フルMOX PWR炉心の核的検討

日本原子力研究所東海研究所エネルギーシステム研究部
久語 輝彦・嶋田昭一郎・大久保 努・落合 政昭

(1998年9月11日受理)

将来型軽水炉の一つのオプションとして、高燃焼度フルMOX PWRの炉心概念の検討を進めている。燃料ピン間隔を13.8mmに広げることにより減速材対燃料体積比を2.6に増加させて、電気出力60万kW、平均取り出し燃焼度100Gwd/tを達成する炉心を提案し、核的成立性について検討した。本炉心には、12%の核分裂性プルトニウム富化度を要した。B-10を40%濃縮したホウ酸水を使用すれば、ホウ素タンクの増強をせずに、燃焼反応度の制御は可能である。また、天然ボロンカーバイド(B₄C)を使用した制御棒クラスターを集合体3体につき1体を設置すれば、2%dk/kk'以上の炉停止余裕を確保することができる。減速材ボイド係数及び減速材温度係数は運転中は負であり、可燃性毒物等の使用は不可欠ではないが、Gd₂O₃及びEr₂O₃等の可燃性毒物の使用により、径方向ピーキング係数を約0.1低減できる。

Study on Nuclear Physics of High Burnup Full MOX PWR Core

Teruhiko KUGO, Syoichiro SHIMADA, Tsutomu OKUBO and Masaaki OCHIAI

Department of Nuclear Energy System
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received September 11, 1998)

As one of options for future light water reactors, we have been studying a new concept of a high burnup full MOX PWR core. We have proposed a core of 600MWe to ensure discharged burnup of 100GWd/t by increasing a moderator to fuel volume ratio to 2.6 with enlarged fuel pin pitch of 13.8mm, and have investigated its feasibility in neutronics. A plutonium fissile content of 12% is needed for this core. A soluble boric acid with B-10 enrichment of 40% is able to control burnup reactivity without increasing a capacity of boron tanks. A control rod cluster with use of natural boron carbide(B_4C) per three fuel assemblies ensures a shutdown margin of more than 2%dk/kk'. A moderator temperature and void coefficients are negative through an operating cycle. Although the use of burnable poisons like Gd_2O_3 and Er_2O_3 is not necessary to reduce an excess reactivity, it can lower a radial power peaking factor by about 0.1.

Keywords: Future Light Water Reactor, MOX, PWR, High Burnup, Neutronics, Plutonium, Moderator to Fuel Volume Ratio, Soluble Boric Acid, Control Rod Cluster, Burnable Poison

目 次

1. 序 論	1
2. 高燃焼度用MOX燃料の格子核特性	3
2.1 格子燃焼計算モデル	3
2.2 サーベイ計算結果	4
3. 炉心燃焼核特性	16
3.1 炉心仕様	16
3.2 計算モデル及び手法	20
3.3 平衡サイクル炉心の燃焼核特性	23
3.4 制御棒価値	28
4. 可燃性毒物の効果	30
4.1 検討ケース	30
4.2 可燃性毒物混入炉心の燃焼核特性	31
5. 結 論	38
謝 辞	39
参考文献	40

Contents

1. Introduction	1
2. Cell Burnup Characteristics of High Burnup MOX Fuel	3
2.1 Cell Calculational Model	3
2.2 Result of Parametric Survey	4
3. Core Burnup Characteristics	16
3.1 Core Specifications	16
3.2 Calculational Model and Procedure	20
3.3 Burnup Characteristics of Equilibrium Cycle	23
3.4 Control Rod Worth	28
4. Effect of Burnable Poison	30
4.1 Examination Cases	30
4.2 Effect of Burnable Poison on Burnup Characteristics	31
5. Conclusion	38
Acknowledgements	39
References	40

This is a blank page.

1. 序 論

原子力を巡る情勢の変化から世界的に軽水炉利用の長期化が予想されており、21世紀においても、軽水炉は重要なエネルギー供給源としてその地位を確保していると考えられる。従って、軽水炉で生産されるプルトニウムを有効利用する方式を定めることは、核燃料サイクルの開発方向を決定する上で重要である。

軽水炉で生産されるプルトニウムを軽水炉で再利用する計画として、現在、我が国ではMOX燃料を在来の軽水炉に部分装荷して燃焼させる方式を考えている。この方式は、MOX燃料を在来の炉心でウラン燃料と同様に使用するため、MOX燃料の燃焼度はウラン燃料の燃焼度に合わせて抑えられてしまう。

また、軽水炉の経済性を高めるために、燃料の高燃焼度化が推進されている。ウラン燃料の高燃焼度化のためにはU-235の濃縮度を増大させる必要があり、濃縮コストが新たな負担となる。一方、MOX燃料を用いる場合は、再処理で得られるプルトニウムを回収ウランまたは劣化ウランに混合した燃料を用いるが、プルトニウムの混合比を高めれば高プルトニウム富化度のMOX燃料が生成できる。

プルトニウム燃料を使用する場合は、MOX燃料の成形加工、輸送、再処理等の燃料サイクルコストが高くなることが経済上の問題点となる。従って、再処理コスト等に不確定要因は考えられるものの、一般的に高燃焼度及び長期サイクル運転を達成すれば、それに逆比例して燃料サイクルコストの低減、稼働率の向上及び再処理回数の低減を達成することが可能であり、結果として経済性を向上させる。

本研究では、将来型軽水炉の一つのオプションとして、高燃焼度及び長期サイクル運転を達成するフルMOX PWR炉心概念について検討を進める。国内外の諸機関においてフルMOX炉心の研究が多数行われているが、これらの多くは燃焼度45GWd/tを達成する炉心概念の検討が多い。またフルMOX炉心の高燃焼度化への取り組みの多くは¹⁾⁻⁴⁾、燃焼度60GWd/tを達成する炉心概念の検討にとどまっており、燃焼度100GWd/t以上を目指した炉心概念は数少ない。

燃焼度100GWd/tを越える燃焼度を目指した例として、原研では、既に燃焼度120GWd/tを達成する超長寿命炉心の概念検討がなされている⁵⁾⁻⁸⁾。ここでは、全燃料集合体に、1集合体当たり24本の22mm径の劣化または天然UO₂による特殊吸収棒を設置している。全体の3分の2の燃料集合体中の特殊吸収棒を燃焼の途中で集合体から引き抜くことにより、中性子スペクトルシフト効果を利用して余剰反応度を回復させ燃焼度120GWd/tまでの反応度を補償している。また、残りの3分の1の燃料集合体中の特殊吸収棒は可動式となっており、現行の制御棒の役割を果たしている。このように超長寿命炉心は、比較的単純な機構により高燃焼度化を達成しており、現行の原子炉システムを大幅に変更する必要はない。しかし、太径特殊吸収棒クラスタの重量が現行PWR用制御棒クラスタに比べて極めて大きいことから、特に特殊吸収棒駆動機構の動作性、耐久性については試作試験等の十分な検討が必要であることなど、超長寿命炉心における新規開発課題は少なくない。

本検討では、高燃焼度化のための燃料・材料開発等以外の新たな開発課題を最小限に抑えながら、現行PWRにおける既存技術により、平均取り出し燃焼度100GWd/t及びサイクル長3年を達

成する炉心概念の構築を目標にした。

MOX燃料はウラン燃料に比べ一般に中性子吸収が大きいので、最適減速点はウラン燃料に比べ大きくなり、吸収材価値は減少する。効率的なプルトニウムの利用及び吸収材価値の増大を引き出すためには、減速材対燃料体積比を増加させるのが最も単純な方策である。

本検討では、減速材対燃料体積比を増加させるために、燃料ピン間隔を広げる方法を採用した。まず、燃焼性能や反応度係数等、高燃焼度用MOX燃料の核特性を把握するために、減速材対燃料体積比及びプルトニウム富化度をパラメータとして、格子燃焼計算によりパラメトリックスタディーを実施した。

一方、燃料ピン間隔を広げることは、冷却材流速の減少を招くとともに、線出力密度を一定にすると炉心体積が増加し出力密度を低下させる。冷却材流速の減少は限界熱流束比を悪化させ、また、出力密度の低下を補うために線出力を上げることは、熱水力設計の余裕を減少させる。このように、熱水力設計の観点からは、燃料ピン間隔を広げることは不利である。前述の核的なパラメトリックスタディーの結果に加え、熱的な観点からの考慮を行って、炉心概念の構築を進めた。

本検討では、原研で開発が進められてきた受動安全軽水炉JPSR⁹⁾の受動安全システム概念を有効に活用することを想定し、それと同等の電気出力60万kW級の炉心を対象として炉心概念の構築を進めた。また、最終目標である100GWd/t燃焼用の炉心に加え、実用化のしやすさの観点から、別のオプションとして60GWd/t燃焼用の炉心概念の検討も行った。ここでは、出力分布ができるだけ平坦化するためのアウト・イン燃料取り替えパターンを作成し、運転サイクルを繰り返して平衡サイクルを構築し、平衡サイクルの炉心燃焼核特性を評価した。また、燃焼性能の他に、安全上重要な反応度係数類を評価し、反応度制御方式の検討を行った。さらに、熱水力計算用の核特性データの収集も行った。

上述の炉心核特性評価の結果、減速材密度係数及び温度係数の観点からは可燃性毒物の使用は不可欠ではないことがわかったが、可燃性毒物を混入することにより出力ピーピングが低減され、より経済的な装荷パターンの作成が可能となると期待される。このため、上述の100GWd/t燃焼用炉心に対して、Gd₂O₃やEr₂O₃等の可燃性毒物を全燃料棒に均一混入したときの出力ピーピングの低減に対する効果を調べた。

2. 高燃焼度用MOX燃料の格子核特性

2.1 格子燃焼計算モデル

高燃焼度フルMOX PWR炉心の核特性を把握するために、炉心の主要パラメータであるプルトニウム富化度、減速材対燃料体積比 (V_m/V_f) を設計変数として、SRACコード¹⁰⁾を用いて格子燃焼計算によるパラメトリックスタディーを実施した。格子燃焼計算では、水ロッドチャンネルを減速材領域に含めた1次元等価円柱モデルを用いる。ここでは、水ロッドチャンネル内の制御棒案内管、スペーサ等の構造材を無視した。ピン径(D)を9.5mm、被覆管厚さ(t)を0.57mmに固定し、格子の実効的な等価半径(r_{eff})を次の式により算出した。

$$\pi r_{eff}^2 = V_m/V_f \cdot \pi (D-2t)^2/4$$

ここで、燃料ペレットと被覆管の間のギャップは燃料ペレットにスミアする。また中性子洩れは、以下の式で得られる幾何学的バッククリング(B^2)により考慮した。

$$\begin{aligned} B^2 &= (\pi/H)^2 + (2.405/R)^2 \\ \pi R^2 H &= (Q/q) \cdot \pi r_{eff}^2 \\ 2R &= H \end{aligned}$$

ここで、電気出力60万kW級の原子炉を想定して、炉心熱出力(Q)を1,765MW、平均線出力(q)を17.9kW/mと設定した。なお、 V_m/V_f を増加させた場合、炉心直径と炉心高さを一致させながら炉心半径(R)及び炉心高さ(H)の両方を増加させるというモデルを採用している。格子計算は、エネルギー群60群（高速31群、熱29群）により行った。ただし、共鳴エネルギー領域は超詳細群計算により厳密に取り扱った。

本検討で構築する炉心の導入時期には、既に高燃焼度化がかなり進んでいることを仮定して、55GWd/t燃焼させた使用済み4.9%濃縮UO₂燃料を再処理前4年、再処理後3年冷却したプルトニウム同位体組成を用いた。それらの値をTable 1に示す。これらはSRACコードにより計算して得た。なお、0.2%劣化ウランを母材とした。

Table 1 Isotopic composition of fuel material

Pu(wt%)						Pu(wt%)	
238	239	240	241	242	Am-241	Pu	Pu-fis.
2.94	52.60	23.74	11.67	7.24	1.81	1	0.6427

2.2 サーベイ計算結果

(1)燃焼性能

高燃焼度を達成するための V_m/V_f およびプルトニウム富化度に対する要件を調査する。Fig.1は、プルトニウム富化度及び V_m/V_f をパラメータにしてMOX燃料の燃焼に伴う実効増倍率の変化を示したものである。また比較のために、現行PWRの燃料集合体仕様に基づいた55GWd/t燃焼用の5%濃縮ウラン燃料の実効増倍率の変化を同時に示す。Fig.1より、いずれのプルトニウム富化度の場合においても、 V_m/V_f の増加に伴い燃焼初期の余剰反応度が増加することがわかる。また燃焼に伴う余剰反応度の減少率は、プルトニウム富化度21%では V_m/V_f によってほとんど変化しないのに対し、プルトニウム富化度7%では V_m/V_f の増加に伴い急激に大きくなっている。つまり、低プルトニウム富化度の場合は、 V_m/V_f を大きくして初期余剰反応度を増加させた割には燃焼度の伸びは期待できないことがわかる。これはプルトニウム富化度が低いほど燃料の中性子吸収が減少するため、最適減速点も小さくなることを意味している。また、燃焼に伴うプルトニウム減少による燃料での中性子吸収の減少も、同様に最適減速点を小さくさせる。

プルトニウム富化度をパラメータとして、 V_m/V_f に伴う達成燃焼度の変化をFig.2に示す。プルトニウム富化度が7%、14%及び21%の時の達成燃焼度について調査した。Fig.2で示した達成燃焼度は、Fig.1において余剰反応度がゼロとなる燃焼度を内挿して求めたものである。1バッチ燃料取り替え炉心の達成燃焼度に相当する。Fig.2より、達成燃焼度は V_m/V_f が3~5の間に極大値を持ち、プルトニウム富化度を7%~21%と高くするにつれて、燃焼度が極大となる V_m/V_f は3.5~5.0と大きくなっている。つまり、プルトニウム富化度が高いほど、燃焼度が極大となる V_m/V_f 値は大きくなることがわかる。これは前述したように、燃焼に伴う余剰反応度の減少率の V_m/V_f による変化が、低富化度ほど顕著であるためである。以上に述べたように V_m/V_f が3~5のまでの範囲では、その増加に伴い同一の燃焼度を達成するためのプルトニウム富化度は低減する。

次に、同一燃焼度を達成するための V_m/V_f による所要プルトニウム富化度の変化を調べる。Fig.3は、 V_m/V_f をパラメータにプルトニウム富化度を横軸にとり、Fig.2で示した結果を変換したものである。3バッチ燃料取り替え炉心を想定し線形燃焼近似¹¹⁾を適用すると、達成燃焼度は1バッチ燃料取り替え炉心の燃焼度の1.5倍に増加する。3バッチ燃料取り替え炉心で60GWd/tの燃焼度を達成する場合は、1バッチ取り替え炉心で40GWd/tの燃焼度を達成する場合に相当し、また同様に3バッチ炉心で100GWd/tを達成する場合は、1バッチ炉心で67GWd/tを達成する場合に相当する。

まず、Fig.3において、40GWd/tの燃焼度を達成するためのプルトニウム富化度に注目する。 V_m/V_f が3を越えると燃焼度は増えていないことがわかる。 V_m/V_f が2の場合の所要プルトニウム富化度が9.5%であるのに対し、 V_m/V_f が3の時の所要プルトニウム富化度は7.0%である。また、 V_m/V_f が2.5の時の所要プルトニウム富化度は7.7%である。 V_m/V_f を2.5または3にした場合、 V_m/V_f が2の場合に比べ、プルトニウム富化度をそれぞれ1.8及び2.5%、核分裂性プルトニウム富化度をそれぞれ1.2及び1.6%節約できる。 V_m/V_f を2.5としたときのプルトニウムの節約量は、 V_m/V_f を3.0としたときのそれの75%に達しており、60GWd/t燃焼を目指す場合は、 V_m/V_f 値を

2.5~3の範囲から選択すればよいであろう。

次に、Fig.3において70GWd/tの燃焼度を達成するプルトニウム富化度に注目する。 V_m/V_f が4を越えると燃焼度は増えていないことがわかる。Fig.3より、 V_m/V_f が2、2.5、3及び4の場合の所要プルトニウム富化度は、それぞれ16.7%、14.6%、13.3%及び12.5%であり、所要核分裂性プルトニウム富化度は、それぞれ10.8、9.4、8.5及び8.0%である。 V_m/V_f を2.5、3または4することによって、 V_m/V_f が2の場合に比べ、プルトニウム富化度をそれぞれ2.1%、3.4%または4.2%、また核分裂性プルトニウム富化度をそれぞれ1.4%、2.3%または2.8%節約できることがわかる。 V_m/V_f を2.5または3としたときのプルトニウムの節約量は、 V_m/V_f を4.0としたときのそれのそれぞれ50%及び80%に達する。100GWd/t燃焼を目指す場合、60GWd/t燃焼の場合に比べ V_m/V_f 値を0.5程度上方にシフトすれば、る60GWd/t燃焼と同程度の節約効果を得ることが期待できる。

本節での検討は、格子燃焼計算の結果に基づいており、燃料が均一に燃焼することを前提としている。実際には、燃料は非均質に配置され不均一に燃焼が進むため、炉心燃焼計算においては多少のプルトニウム富化度の上方修正が必要となる。また、電気出力60万kW級の原子炉を想定し中型炉心を模擬したので、大型炉心では多少のプルトニウム富化度の下方修正が必要である。

(2) ホウ素価値

ホウ酸水による燃焼反応度の制御の妥当性について考察する。プルトニウム富化度及び燃焼度をパラメータに、 V_m/V_f に伴う天然のホウ素価値の変化をFig.4に示す。いずれのプルトニウム富化度でも、ホウ素価値は V_m/V_f に比例して大きくなっていることがわかる。つまり、ホウ素価値は炉心中のホウ素存在量の比にほぼ比例しており、中性子スペクトルの変化による影響は小さいことがわかる。また、高プルトニウム富化度になるほど燃料中の中性子吸収は増大するので、逆にホウ素価値は減少していることがわかる。プルトニウム富化度が14%以上である場合、ホウ素価値は現行のウラン燃料炉心（サイクル初期で約 -8pcm/ppm, $\text{pcm}=10^5 \text{dk}/\text{k}$ ）の半分以下になる。100GWd/tの燃焼度を目指した場合、高燃焼度用MOX燃料炉心の燃焼反応度は、現行ウラン燃料炉心と同程度の大きさか若干小さくなると予想されるため、サイクル初期の臨界ホウ酸濃度はウラン燃料に比べ、2倍程度大きくなる見通しであり、ホウ素タンクの增量またはB-10の濃縮が必要となろう。なお、燃焼によるプルトニウムの減少に伴い燃料の中性子吸収は減少するため、ホウ素価値は燃焼に伴い増加する。

(3) 減速材ボイド係数

パラメータとしてホウ酸濃度及びボイド体積率を加えて、減速材ボイド係数を評価する。まず、プルトニウム富化度及び燃焼度をパラメータとして、 V_m/V_f が3の場合の減速材ボイド体積率に対する減速材ボイド係数をFig.5に示す。Fig.5より、減速材ボイド係数はプルトニウム富化度が高いほど正になりやすく、燃焼末期より燃焼初期の方が正になりやすいことがわかる。前述のようにプルトニウム富化度が低いほど最適減速点は小さくなるが、 $V_m/V_f=3$ は、プルトニウム富化度が低いほど最適減速点に近いことになる。Fig.5の結果は、減速材ボイド係数は最適減速点に近いほど負に大きくなりやすいことを意味する。また、Fig.5より低プルトニウム富化度

の場合はボイド体積率が上がると負側に移行するが、高プルトニウム富化度になると逆に正側に移行する傾向があることがわかる。これは以下のように解釈できる。ボイド体積率が90%程度になると、中性子スペクトルはかなり硬くなり、高速炉の中性子スペクトルに近づく。このため、中速中性子エネルギー領域でのU-238による捕獲反応及び η 値（中性子生成断面積／中性子捕獲断面積）が大きい高速中性子エネルギー領域でのPu-239による反応が中心になってくる。低プルトニウム富化度の場合は、その存在比からPu-239よりU-238の反応が支配的であり、ボイド体積率が上がると減速材ボイド係数はより負側に移行する。一方、高プルトニウム富化度になるほど、低プルトニウム富化度の場合に比べ、U-238の反応が減りPu-239の反応が増加していくため、減速材ボイド係数はより正側に移行する。

V_m/V_f をパラメータとして、プルトニウム富化度21%の時の燃焼初期の減速材ボイド反応度係数のボイド体積率に伴う変化をFig.6に示す。Fig.6より、 V_m/V_f が小さいほど、つまり燃料棒が稠密なほど、減速材ボイド係数は正になりやすいことがわかる。これも上述と同じ傾向である。 V_m/V_f が大きいほど最適減速点に近づき、減速材ボイド係数は負に大きくなっている。また、Fig.6より V_m/V_f が4の場合はボイド体積率が上がると負側に移行するが、 V_m/V_f が2または3の場合は逆に正側に移行する傾向があることがわかる。これも上述の解釈が当てはまる。 V_m/V_f が大きい場合、ボイド体積率が90%になってもある程度の水は残り、中性子スペクトルが極端に硬くならないため、高速中性子エネルギー領域でのPu-239の反応よりも、中速中性子エネルギー領域のU-238の反応が大きいため、減速材ボイド係数はより負側に移行すると考えられる。逆に、 V_m/V_f が小さいほど中性子スペクトルが硬くなるため、中速中性子エネルギー領域でのU-238の反応が減り高速中性子領域でのPu-239の反応が増加していき、減速材ボイド係数はより正側に移行する。なお、 V_m/V_f が4未満では減速材ボイド係数は正にはなっていないことがわかるが、この結果はホウ酸濃度ゼロの場合の結果であり、ケミカルシムの使用を無視しているため、楽観的な結果を与えていている。

次に、ケミカルシムの使用を前提に、減速材中のホウ素が減速材ボイド係数に与える影響を調べる。減速材密度の減少に伴いホウ素濃度も減少するため、減速材ボイド係数はホウ酸濃度ゼロの時に比べ正側に移行する。以下では、サイクル初期の臨界ホウ酸濃度時の減速材ボイド係数を概算する。3バッチ燃料取り替えを想定して、燃焼度33GWd/t時の余剰反応度及びホウ素価値から臨界ホウ酸濃度を算出し、その濃度における減速材ボイド係数を求めた。Fig.7では、プルトニウム富化度をパラメータに、ボイド体積率10%時の減速材ボイド係数の V_m/V_f に伴う変化を臨界ホウ素濃度時とホウ素濃度ゼロの時を比較して示す。Fig.7より、減速材ボイド係数は臨界ホウ素濃度時の方が正側に移行するが、 V_m/V_f が大きくなるほどその量は増していく。低ボイド体積率の場合は、ボイドが発生したとしても中性子スペクトルがあまり硬化せず、ホウ素価値は大きいままであるため、よりホウ素価値の大きい V_m/V_f が大きい領域で正側に移行しやすい。プルトニウム富化度が14%の場合、 V_m/V_f が4近辺で正になる。プルトニウム富化度が高くなるほど、減速材ボイド反応度が正になる V_m/V_f は小さくなる傾向があると予想される。

Fig.8では、Fig.7と同様にプルトニウム富化度をパラメータに、ボイド体積率90%時の減速材ボイド係数の V_m/V_f に伴う変化を臨界ホウ素濃度時とホウ素濃度ゼロの時を比較して示す。Fig.8より、ボイド体積率90%時の減速材ボイド係数は、 V_m/V_f が大きくなるにつれてボイド体積

率10%時とは逆に V_m/V_f が大きくなても正側には移行しない。これは、高ボイド体積率の場合は、中性子スペクトルがかなり硬化しホウ素価値もそれに伴いかなり小さくなっているため、ホウ素価値は V_m/V_f に対してほとんど依存しなくなるためである。なお、プルトニウム富化度が21%の場合は、 V_m/V_f が4以下では依然として正である。以上のように、ケミカルシムを使用した場合、減速材ボイド係数が正になる可能性がある。特にプルトニウム富化度が20%に近くになった場合、またはプルトニウム富化度が15%以下の場合でも、 V_m/V_f が4に近くなった場合は、減速材ボイド係数に関して注意を払う必要がある。

(4) 減速材温度係数

減速材ボイド係数と同様に、ホウ酸濃度をパラメータに加え、減速材温度係数を評価する。ここでは、減速材温度が292°Cから302°Cに変化したとき温度変化に加え、温度変化に伴う密度変化による反応度効果も考慮した。まず、ホウ酸が溶けていない場合について、プルトニウム富化度及び燃焼度をパラメータに V_m/V_f に伴う減速材温度係数の変化をFig.9に示す。Fig.9より、減速材ボイド係数と同様にプルトニウム富化度が高いほど減速材温度係数は正になりやすく、燃焼末期より燃焼初期の方が正になりやすいことがわかる。また、 V_m/V_f に伴う減速材温度係数の変化の仕方は、プルトニウム富化度に依存する。低プルトニウム富化度の場合は、 V_m/V_f が大きくなるに従い減速材温度係数は正側に移行し、高富化度になるに従い負側に移行する。低富化度の場合、 V_m/V_f が大きくなるに従い減速材温度低下による出力欠損は小さくなり、高富化度の場合、 V_m/V_f が大きくなるに従い出力欠損は大きくなることを意味する。

次に、サイクル初期の臨界ホウ酸濃度時の減速材温度係数を概算する。概算の仕方は、減速材ボイド係数と同様である。プルトニウム富化度及びホウ酸濃度をパラメータにして、サイクル初期における減速材温度係数の V_m/V_f に伴う変化を臨界ホウ素濃度時とホウ素濃度ゼロの時を比較してFig.10に示す。Fig.10に示す結果は、Fig.7で示した結果と酷似している。プルトニウム富化度が14%の場合、Fig.7と同様に V_m/V_f が大きくなるにつれ正側に移行するが、正側に転じるのは V_m/V_f が3.3~3.4の間であり、この値はボイド体積率10%時の減速材ボイド係数より小さい値である。これは、密度変化に加え、温度変化によるスペクトル硬化の影響が含まれているためである。以上より、プルトニウム富化度が15%程度以下で、かつ V_m/V_f が3以下の場合は、減速材温度係数は負の範囲にあると推測できる。プルトニウム富化度が15%以上であったり、または V_m/V_f が3を越える場合はサイクル初期の減速材温度係数は正になる可能性があることに注意を払う必要があり、この場合は、可燃性毒物等の使用により、サイクル初期の余剰反応度を抑制する措置を講じる必要がある。

(5) ドップラー係数

プルトニウム富化度及び燃焼度をパラメータにして、 V_m/V_f に伴うドップラー係数の変化をFig.11に示す。ここでは、燃料平均温度を900Kから600Kに変化させて求めた。Fig.11より、プルトニウム富化度が高いほどドップラー係数は小さくなり、また、燃焼末期より燃焼初期の方が小さい。また、いずれのプルトニウム富化度の場合でも、 V_m/V_f が大きいほど、ドップラー係数は小さくなる。これは V_m/V_f が大きくなるに従い燃料温度低下による出力欠損は小さくなること

を意味する。(4)項での減速材温度低下による出力欠損を合わせて考えると、プルトニウム富化度が20%程度ある場合、出力欠損は V_m/V_f にあまり依存せず、ほぼ一定の値をとると予想される。プルトニウム富化度がそれ以下の場合、出力欠損は V_m/V_f の増加に伴い、減少する傾向にある。また、(2)項で述べたように、いずれのプルトニウム富化度でも、ホウ素価値は V_m/V_f に伴い増加する。以上より、 V_m/V_f が大きいほど出力欠損の制御は容易になる。

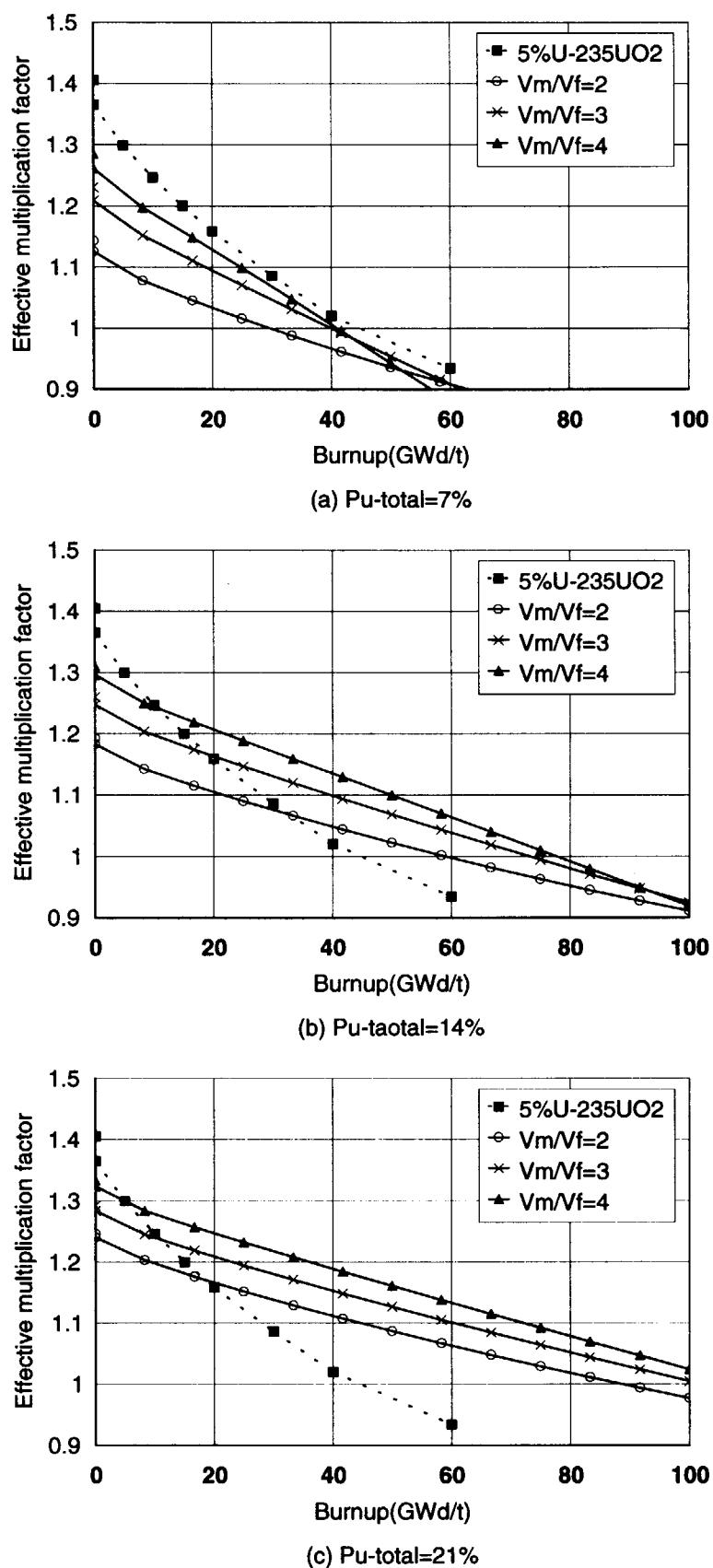


Fig. 1 Burnup behaviour of reactivity for various Vm/Vf values

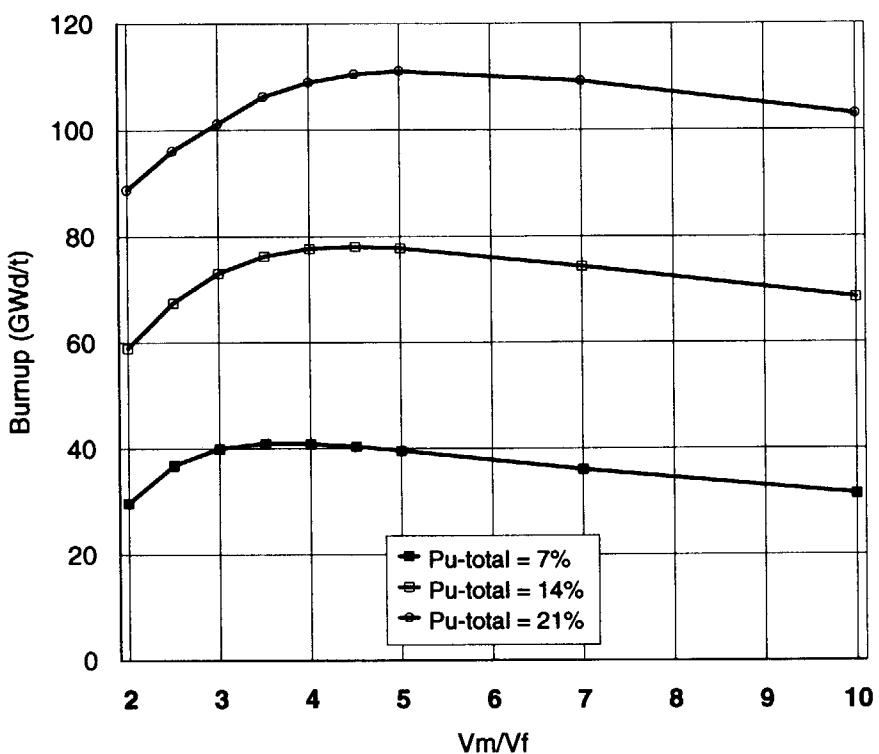


Fig. 2 Dependence of the maximum burnup on V_m/V_f in a one-batch refueling management

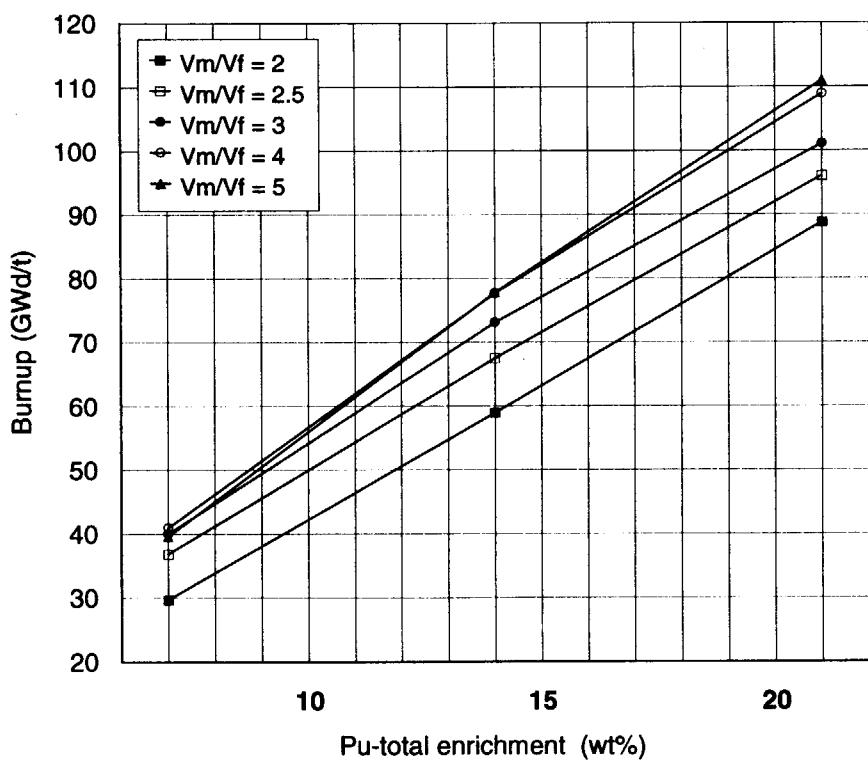


Fig. 3 Dependence of the maximum burnup on plutonium contents in a one-batch refueling management

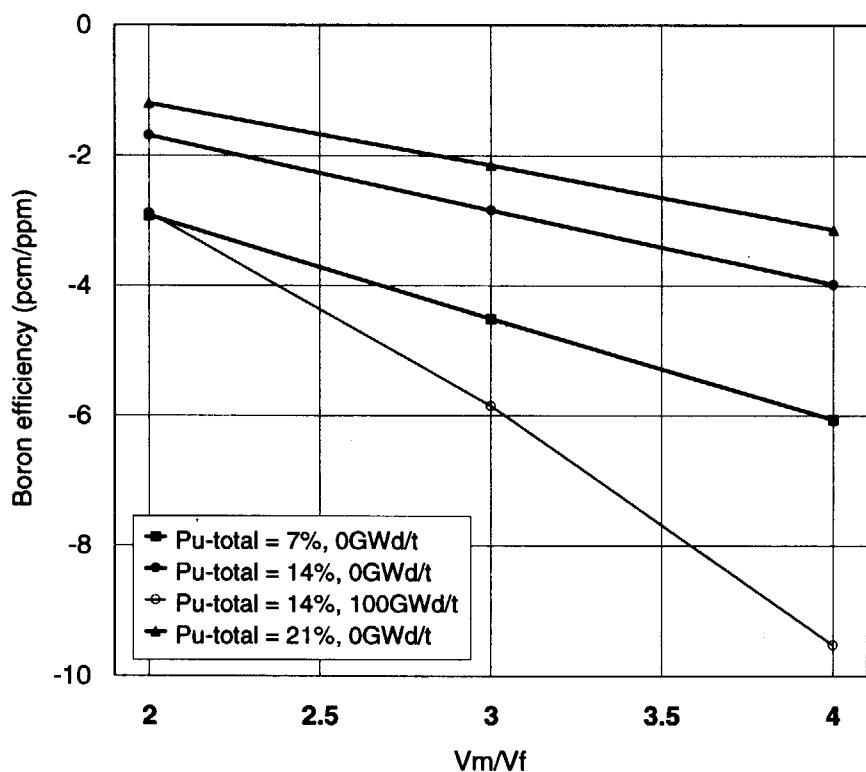


Fig. 4 Dependence of boron efficiency on V_m/V_f

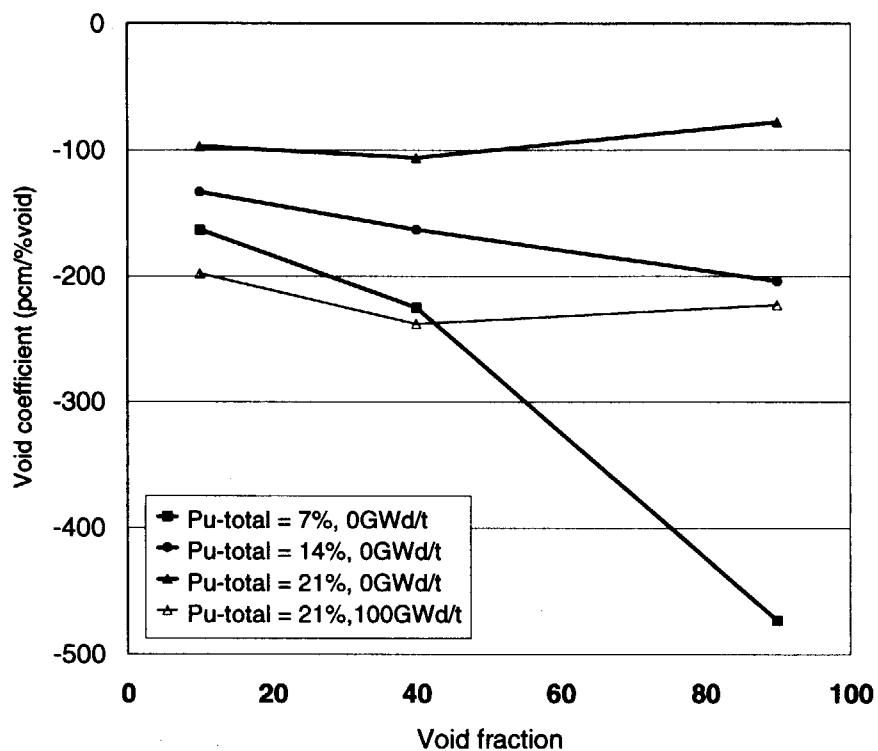


Fig. 5 Dependence of void coefficient on moderator void fraction for various plutonium contents and burnup ($V_m/V_f = 3.0$)

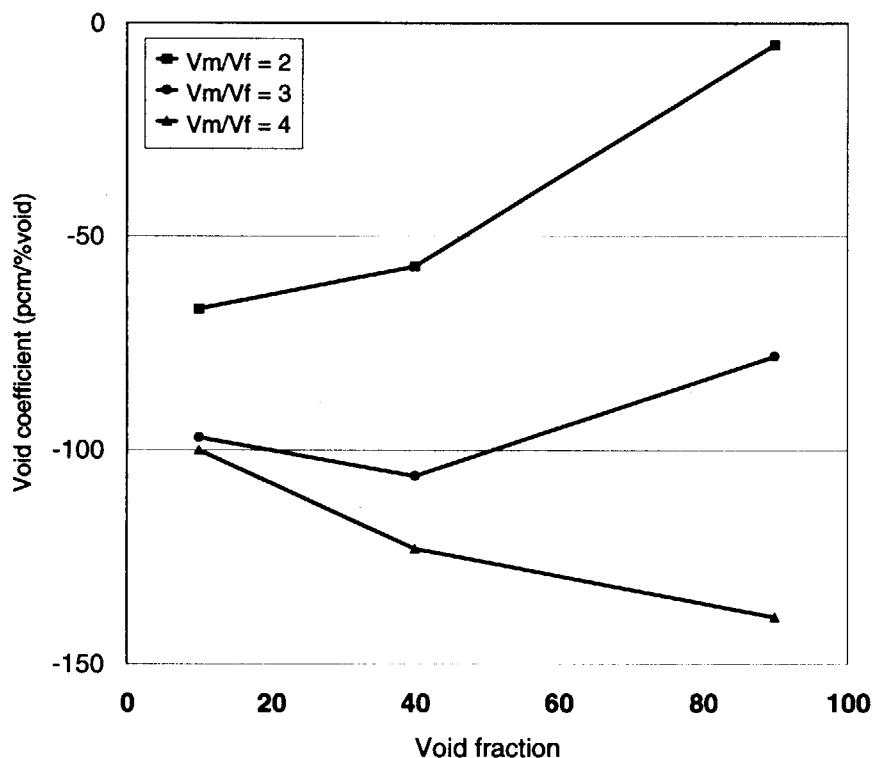


Fig. 6 Dependence of void coefficient of initial fuel on moderator void fraction for various V_m/V_f values (Pu-total = 21wt%)

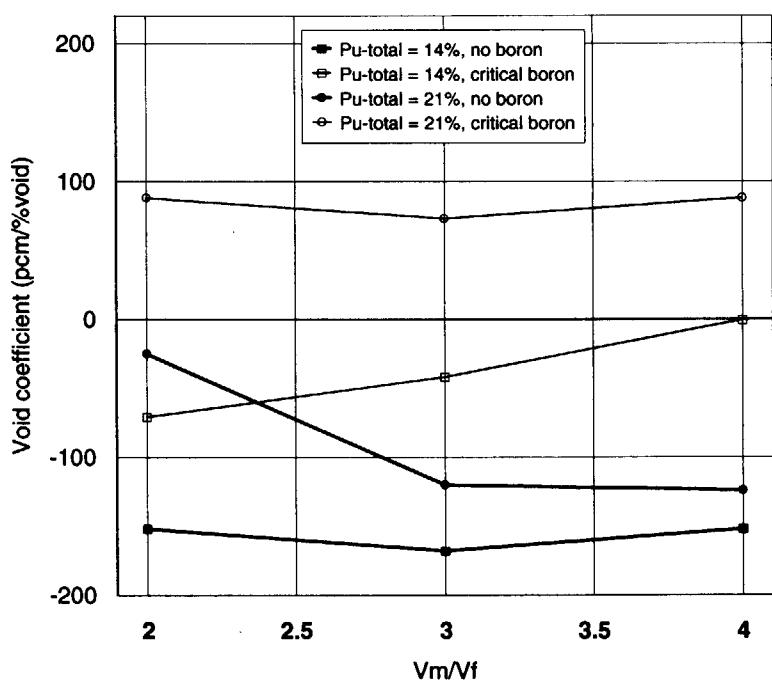


Fig. 7 Dependence of void coefficient at void fraction of 10% on V_m/V_f in the beginning of cycle

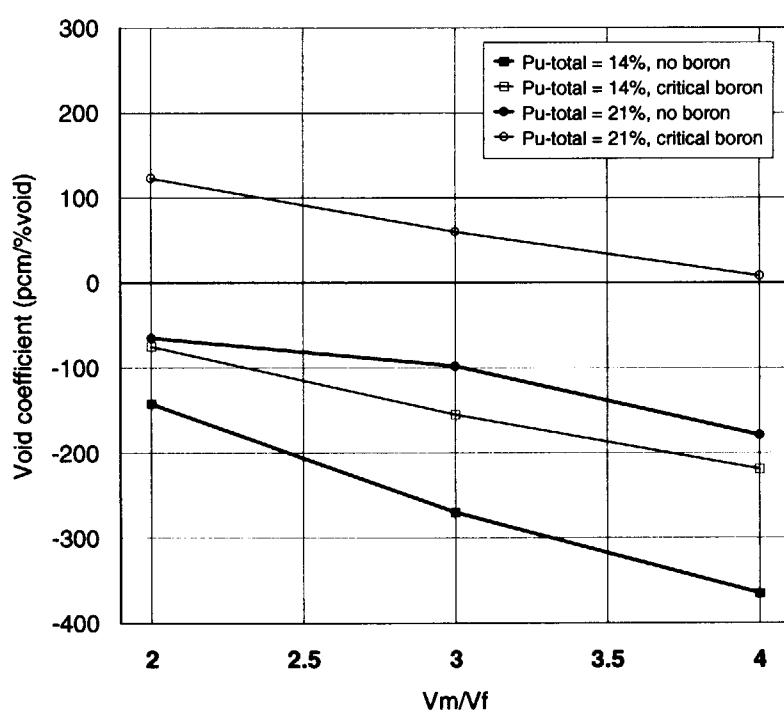


Fig. 8 Dependence of void coefficient at void fraction of 90% on V_m/V_f in the beginning of cycle

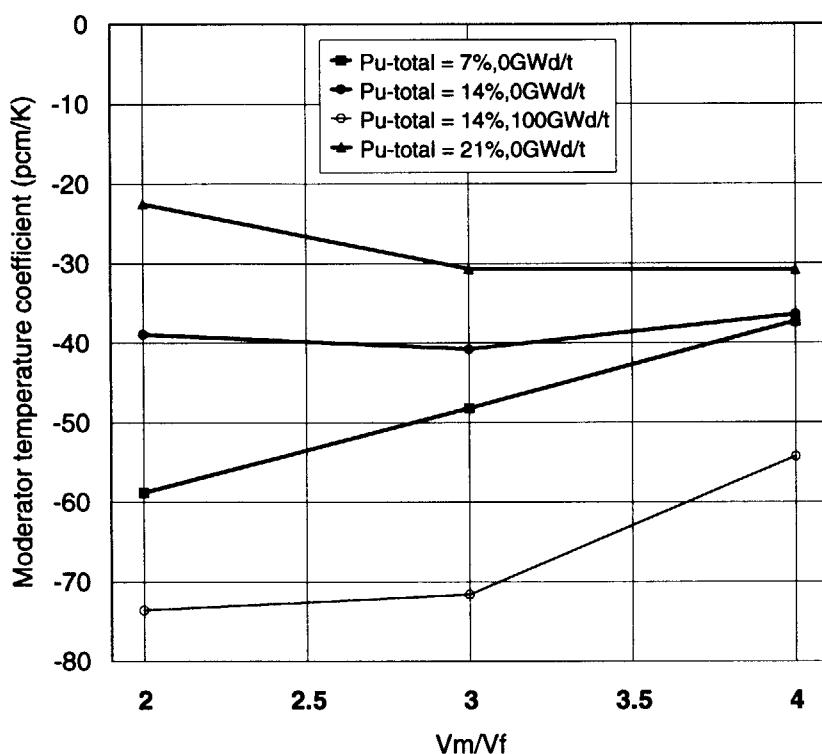


Fig. 9 Dependence of moderator temperature coefficient on V_m/V_f
without soluble boric acid

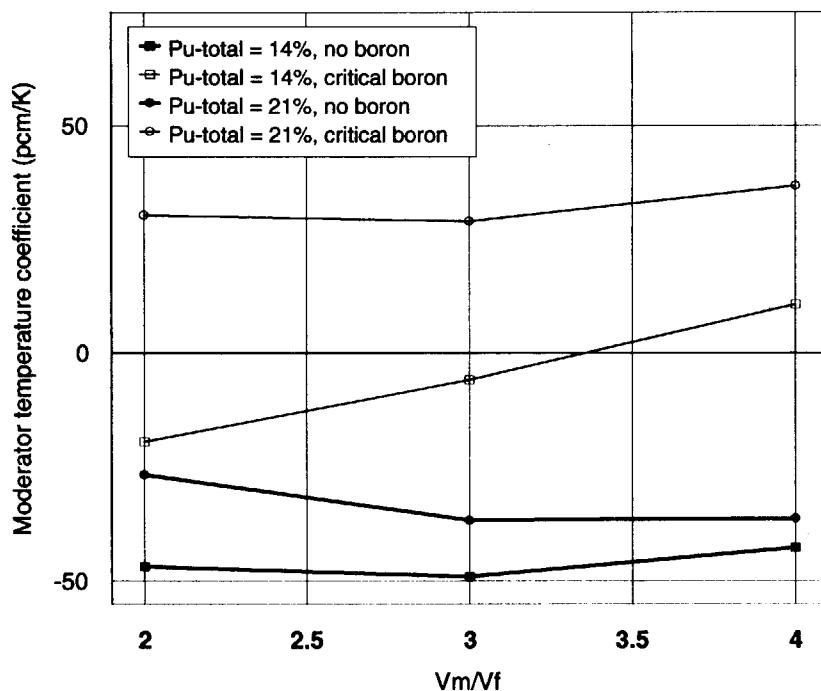


Fig. 10 Dependence of moderator temperature coefficient on V_m/V_f
at the beginning of cycle

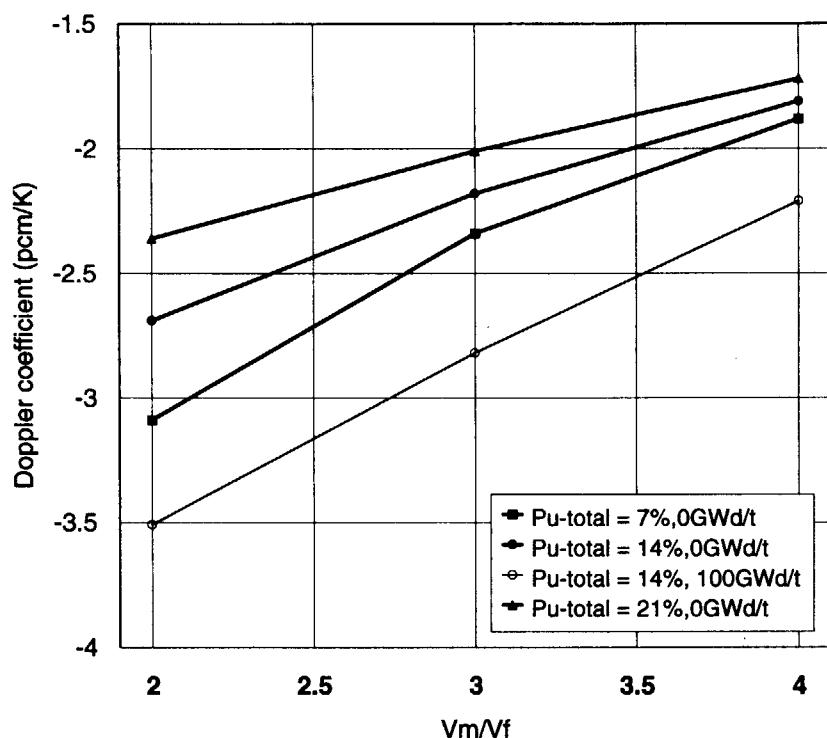


Fig. 11 Dependence of Doppler coefficient on Vm/Vf

3. 炉心燃焼核特性

3.1 炉心仕様

前章での格子燃焼計算によるパラメットリックスタディーの結果、 60GWd/t の燃焼度を目指す場合、炉物理特性として V_m/V_f が3のとき最もプルトニウム利用効率がよいが、 V_m/V_f が2.5のときも遜色ない効率が期待できることがわかった。また、 100GWd/t の燃焼を目指す場合、 60GWd/t の燃焼度を目指す場合と同程度のプルトニウムの節約効果を得るために、 V_m/V_f を0.5程度上方にシフトする必要があることがわかった。

一方、 V_m/V_f を増加させると、冷却材流速の減少を招く場合があるとともに、出力密度が低下する。冷却材流速の減少は限界熱流束比（DNBR）を悪化させる。また、出力密度の低下を補うために線出力を増加させることは、サイクル長の減少及びDNBRのさらなる悪化を招く。また、熱水力特性上の安全性を重視し、線出力を下げると、出力密度をさらに下げる事になる。このように、熱水力設計の観点からは、 V_m/V_f を増加させることは一般に不利である¹²⁾。効率的な高燃焼度の達成と高出力密度の達成は、トレードオフの関係にあり、また効率的な高燃焼度の達成と熱水力特性の改善も同様にトレードオフの関係にある。

減速材対燃料体積比を増加させるには、次の3つの方法が考えられる。

- 1) 燃料ピン間隔を広げる。
- 2) 燃料ピンを細径にする。
- 3) 水穴の数を増やす。

第2の方法は第1の方法よりDNBR特性が多少良好になるが¹¹⁾、サイクル長を短縮させ、燃料サイクルコストを高くする。第3の方法は従来の燃料製造技術を継承できるとともに、冷却材流速を低下させないメリットはあるが、局所ピーキングを増加させ熱水力特性を悪化させる。

本検討では第1の方法を採用し、燃料棒直徑は現行PWRの17X17型燃料集合体の場合と同様の9.5mmとし、燃料ピン間隔を従来の12.6mmから13.8mmへ拡げた。このときの V_m/V_f は2.6である。 V_m/V_f を2.6にとした理由は以下のとおりである。既に述べたように、燃料ピン間隔を拡げる方法で V_m/V_f を大きくすると、冷却材流速の低下によりDNBRが低下する。 V_m/V_f の増加に伴う通常運転時のDNBRの低下について定量的に検討したところ、 V_m/V_f が2.5、3.0及び3.5の場合、現行の17X17型燃料集合体（ $V_m/V_f=1.9$ ）に対するDNBRの値からの減少分は、それぞれ0.5、0.75及び0.9程度であり、その影響は著しいことが分かった¹²⁾。そのため、現行プラントへの影響をなるべく少なくするという観点からは V_m/V_f は2.5に近い値が望ましい。また、 V_m/V_f の増加による出力密度の低下のため、炉の総出力を保つためには炉心の径を大きくする必要がある。しかし、製作可能な圧力容器径には上限があり、現在製作され得る最大のものはAPWR用の内径約5.2mのものとされている。本研究では、JPSRと同程度の600MWe級の炉心を対象として検討を行ったが、将来的には1100MWe級程度までの大型化に対応可能な設計としておくことが必要と考えている。この観点から検討したところ、 V_m/V_f が2.5程度の場合には十分に余裕を持って大型化に対応可能であるが、 V_m/V_f が3.0程度になると1100 MWe級への大型化が難しくなり、サイクル長を犠牲にしても燃料棒を細径化する等の対策が必要となることが分かった¹²⁾。一方、線出

力密度を現行の17X17型燃料集合体と同じ 17.9 kW/m として検討すると、目標とするサイクル長は十分に達成できず、この観点からは、線出力を多少下げた設計とすることが有効であり、これはまた、DNBR上も望ましい。以上の3つの観点から総合的に判断して、炉物理特性上の最適値ではなくプルトニウム富化度が多少増加せざるを得ないものの、 V_m/V_f を2.5程度とし、更に線出力を10%程度下げた設計を採用する事とした。

集合体の諸元をTable2に示す。燃料集合体は現行PWRと同様に17x17配列とし、25本のシップル管は標準の配置である。Fig.12に集合体断面図を示す。MOX燃料集合体をウラン燃料炉心に部分的に装荷する炉心では、MOX燃料集合体とウラン燃料集合体間での出力分布をスムーズな形にするため、MOX燃料集合体内で富化度分布をつけている。しかし、フルMOX炉心では、燃料集合体間での干渉による出力ピークが起こらないため、均質な燃料集合体でよく、集合体の燃料棒は全て同一燃料組成を用いる。なお、被覆管の材質は、当面Zircaloy-4 を使用するものと仮定し、ステンレスを使用する場合については別途検討することとした。

60万kW級の電気出力を対象とした炉心の諸元をTable3に示す。平均線出力を 16 kW/m に設定した。これは現行炉心に比べ10%程度小さい値であり、DNBRの緩和及びサイクル長の増加をねらったものである。電気出力60万kWを得るためにには、109体の燃料集合体が必要である。Fig.13に炉心断面図を燃料装荷パターンとともに示す。燃料装荷方式として、3バッチのアウト・イン燃料取り替え方式を採用した。この方式は出力分布の平坦化に適する装荷方式である。ここでは、新燃料を最外周に配置し、その内部に1及び2サイクル燃焼の燃料集合体をチェックボード方式で装荷した。なお、炉中心にある1体の燃料集合体にのみ、3サイクル燃焼燃料を配置させた。ここに示したパターンは、次節に述べる燃料装荷パターンサーチを行って、径方向出力ピーニング係数が最小になるパターンをサーチした結果である。

制御要素の諸元をTable 4に示す。燃料ピン間隔を広げることにより、制御棒径を従来の12.2mmから13.4mmと大きくした。吸収材として天然ボロンカーバイド (B₄C) を使用した。

Table 2 Specification of a fuel assembly

assembly	Vm/Vf type dimension(mm) the number of fuel pins the number of thimble tubes pin pitch(mm)	2.6 17x17 235x235 264 24 + 1 13.8
fuel pin	pin diameter(mm) cladding thickness(mm) cladding material gap between fuel pellet and cladding(mm)	9.5 0.57 Zircaloy-4 0.085
fuel pellet	pellet diameter(mm) fuel material density(%T.D.)	8.19 MOX 95

Table 3 Core configuration

the number of batch	3
thermal output (MWt)	1685
electoric power (MWe)	573
the number of fuel assemblies	109
effective core diameter(cm)	277
effective core height(cm)	366(12ft.)
geometrical buckling (cm ⁻²)	3.7521E-4
average linear heat rate (kW/m)	16.0
average power density (kW/l)	76.5
coolant condition	
inlet temperature (°C)	289
outlet temperature (°C)	325
pressure (atm)	152

Table 4 Configuration of control rod clusters

outer diameter of thimble tube (mm)	13.4
thicknes of thimble tube (mm)	0.4
material of thimble tube	SUS-316
control rod outer diameter(mm)	10.9
control rod cladding thickness(mm)	0.5
cladding material	SUS-304
absorber	natural B4C
absorber density(%T.D.)	80

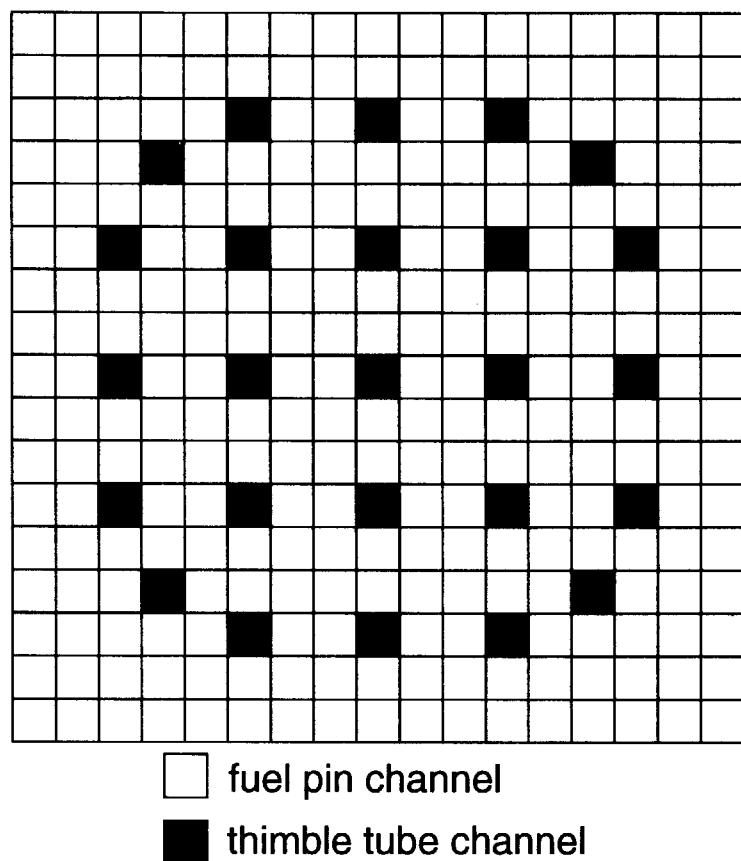


Fig. 12 A schematic cross sectional view of a fuel assembly

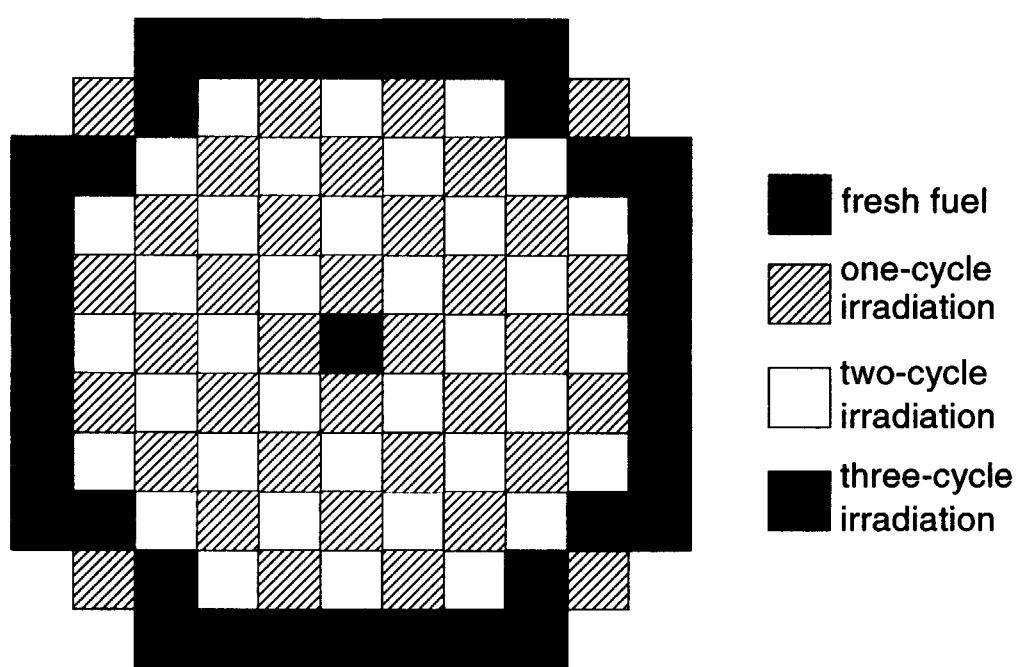


Fig. 13 A schematic cross sectional view of a reactor core

3.2 計算モデル及び手法

(1) 巨視的断面積テーブルの作成

炉心燃焼計算に先立ち、格子燃焼計算により燃焼度依存断面積データを作成する。格子燃焼計算は、前章のパラメトリックスタディーに用いた格子モデルを使用する。すなわち、集合体の減速材対燃料体積比を保存するように水穴チャンネルを減速材領域に含めた1次元等価円柱モデルを採用した。また、平均取出燃焼度 60 及び 100 GWd/t 燃焼に要する燃焼日数から目標とするサイクル長を定めた。それらはそれぞれ19.9及び33.3ヶ月出力運転であった。

(2) 装荷パターンサーチ

径方向出力ピーピング係数が最小となる燃料配置を求めるために、10パターン程度の3バッチ燃料装荷パターンを作成し、それぞれのパターンに対して、拡散計算コードを用いて3次元XYZ体系により炉心計算を実施し、その中から径方向出力ピーピング係数が最小となるパターンをサーチした。炉心計算は、格子計算により計算された中性子スペクトルにより縮約した10群（高速6群、熱4群）断面積を用いて行った。そのエネルギー構造をTable5に示す。このパターンサーチは、詳細な炉心燃焼計算により行わずに、各燃焼バッチに対して同一の燃焼度を仮定した。新燃料及び1~3サイクル燃焼燃料の巨視的断面積は、それぞれ格子燃焼計算で評価された第1~4サイクルの燃焼日数に相当するものを用いた。

(3) 平衡サイクル炉心の作成

上記で求めた燃料装荷パターンを用いて、炉心燃焼計算を行った。エネルギー群数は、パターンサーチと同様に10群である。燃焼ノード（断面積更新の単位）の単位は、各燃料集合体を軸方向に24等分割したものであり、1ノードの高さは約15cmである。燃料のシャッフリングパターンをFig.14に示す。炉心燃焼計算を8サイクル分繰り返し、第8サイクルを平衡炉心とした。ここでは、炉心燃焼計算から得られたサイクル日数と目標とするサイクル日数からのずれを補正するため、プルトニウム富化度を調整しながら炉心燃焼計算を繰り返し、プルトニウム富化度を決定した。その後、炉心燃焼計算により、熱水力解析に必要となる出力ピーピング係数を評価するとともに、種々の反応度係数及び制御棒価値をプランチング計算により求めた。また、動特性解析に用いる動特性パラメータを求めた。また、無限集合体体系により、詳細な集合体燃焼計算を別途行い、局所的な出力ピーピング係数を求め、最大線出力密度を評価した。

(4) 制御棒価値の評価

制御棒挿入集合体の巨視的断面積の作成は、以下の2通りの作成方法をとり、両者の制御棒価値を比較するとともに、ワンロッドスタック条件の下で、高温全出力から高温停止に至らしめる制御集合体数及びそれらの配置を決定した。

(1) 計算法1

2ステップによる1次元円柱モデル

ステップ1 (燃料領域の均質化)

水ロッドチャンネルを減速材領域に含めない1次元円柱モデルにより、燃料領域の均質化を行う。

ステップ2 (制御棒挿入時の集合体平均断面積の作成)

ステップ1で得られた燃料領域の均質化断面積を制御棒1本あたりの燃料棒分を制御棒チャンネルの周囲に巻く1次元円柱スーパーセルモデルにより、全体を均質化して、制御棒挿入時の集合体平均の巨視的断面積を作成する。この際、中心部の制御棒チャンネルは、吸収材、被覆管、案内管、被覆管と案内管の間の減速材及び案内管の外側の減速材領域を非均質に扱う。なお、減速材にはボロンがないものとする。

(2) 計算法2

詳細集合体モデル

このモデルでは以下の3ステップの計算を行う。

ステップ1 (燃料領域の均質化)

(1)のステップ1と同様。

ステップ2 (制御棒チャンネルの均質化)

(1)のステップ2と同様であるが、制御棒チャンネルに相当する領域のみ均質化する。

ステップ3

ステップ1で得られた断面積を使用して2次元XY体系で集合体燃焼計算を行い、制御棒挿入時の集合体平均断面積は、ステップ2の断面積を使用してブランチング計算として作成した。

Table 5 Energy structure for a core calculation

energy group	upper energy (eV)	lower energy (eV)
1	1.0000E+7	1.0540E+6
2	1.0540E+6	1.1109E+5
3	1.1109E+5	1.1709E+4
4	1.1709E+4	1.3007E+2
5	1.3007E+2	3.9279E+0
6	3.9279E+0	2.3824E+0
7	2.3824E+0	1.4450E+0
8	1.4450E+0	4.1399E-1
9	4.1399E-1	1.3700E-1
10	1.3700E-1	1.0000E-5

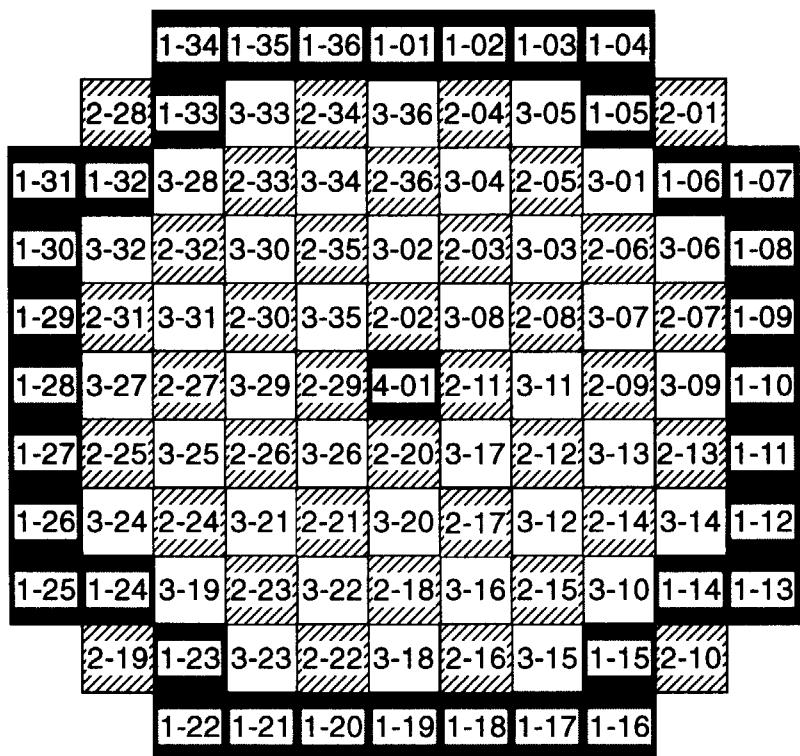


Fig. 14 A shuffling pattern of a three-batch refueling scheme

3.3 平衡サイクル炉心の燃焼核特性

平衡サイクル炉心の主な核特性量をTable 6に示す。

(1) プルトニウム富化度

60及び100GWd/t燃焼に必要な核分裂性プルトニウム富化度は、それぞれ7.0及び12.1wt%であった。アウト・イン装荷方式を採用したため、格子燃焼計算で得られた結果に比べると、核分裂性プルトニウム富化度をそれぞれ2wt%及び2.5wt%程度上方修正する必要があった。

(2)出力ピーピング係数及び最大線出力密度

60GWd/t及び100GWd/t燃焼用炉心のサイクル初期における出力分布をそれぞれFig.15及び16に示す。また、新燃料時（ゼロ燃焼度時）集合体内のピン毎の出力分布をFig.17及び18に示す。集合体内の局所的なピーピング係数は、新燃料時に極大となり、60及び100GWd/t燃焼炉心双方ともに1.11であった。集合体内の最大出力ピークの発生位置は、双方とも(F,5)であった。Fig.15及び16は、炉心平均出力で規格化した集合体平均出力分布を示す。これらの図より、その最大値は、60及び100GWd/t燃焼炉心においてそれぞれ1.20及び1.31であり、これに局所的なピーピング係数1.11を乗じた径方向ピーピング係数はそれぞれ1.33及び1.45であった。径方向ピーピング係数に関する現行のPWRの制限値1.48に比べると、100GWd/t燃焼炉心は制限値にかなり近くなっている。径方向出力ピーピング係数に軸方向出力ピーピング係数を乗じた値はそれぞれ1.69及び1.94であった。ここで、核的不確定性因子及び工学的因素として、それぞれ5%及び3%を考慮すると、最大線出力密度はそれぞれ29及び34kW/mであった。いずれの場合も、制限値である44kW/mに比べかなり小さい値である。許容線出力密度の観点からは、余裕がかなりあるが、径方向ピーピング係数の観点からはあまり余裕がない。

(3) 余剰反応度、ホウ素価値及び臨界ホウ素濃度

サイクル初期の天然ボロン価値は、60及び100GWd/t燃焼用炉心でそれぞれ-3.5及び-2.5 pcm/ppmであり、それらは、現行UO₂炉心のそれ (-8 pcm/ppm) に比べ、それぞれ半分及び3分の1に減少する。ただし、MOX燃料では燃焼反応度が小さいため、サイクル初期における臨界ホウ酸濃度は、それぞれ2800及び4200ppmであり、現行UO₂炉心（2000ppm弱）の約1.5倍及び2倍にとどまる。B-10を40%濃縮したボロンを用いれば、ホウ素タンクの容量を増量する必要はない。なお、天然ボロン中のB-10の存在割合はほぼ20%である。

(4) 減速材温度係数

減速材温度が297から302°Cに上昇したときの反応度効果を、0及び2000ppmの天然ボロンのホウ酸濃度時について求め、サイクル初期について臨界ホウ酸濃度時の減速材温度係数を評価した。ここでの減速材温度係数は、減速材の温度変化に伴う減速材の密度変化も含んでいる。双方の燃焼度の炉心に対しても、減速材温度係数は負である。減速材温度係数の観点からは、余剰反応度を可燃性毒物で抑えて、臨界ホウ酸濃度を下げる必要はない。

(5) 減速材ボイド係数

10%、40%及び90%ボイド体積率時の減速材密度反応度係数を0及び2000ppmの天然ボロンのホウ酸濃度時について求め、サイクル初期について臨界ホウ素濃度時の減速材ボイド係数を評価した。100GWd/t燃焼用炉心のボイド体積率90%時の減速材ボイド係数が最も厳しい値であるが、負の値である。減速材ボイド係数の観点からも同様に可燃性毒物は必要はない。

Table 6 Core characteristics of equilibrium cycle

Average of discharged burnup (GWd/tonne)	60	100
Cycle length (EFPM)	20	33
Plutonium-fissile enrichment (wt%)	7	12
Plutonium-fissile inventory loaded for equilibrium cycle (kg)	1140	1990
Isotopic composition of discharged fuel (Pu-238/239/240/241/242)	4.8/34.1/30.5/17.1/13.6	5.7/33.9/30.1/16.1/13.5
Peaking factor		
Fxy (BOC-HFP)	1.33	1.45
Fxy*Fz (BOC-HFP)	1.69	1.94
Flocal (BOC-HFP)	1.11	1.11
Maximum linear heat rate (kW/m)	29	34
Burnup reactivity(%dk/kk')	9.8	10.6
Boron efficiency (pcm/ppm) (BOC/EOC)	-3.5/-4.1	-2.5/-2.9
Critical boron concentration (ppm) (BOC)	2800	4200
Moderator temperature coefficient at critical boron concentration (pcm/°C) (BOC)	-26	-11
Moderator temperature coefficient at no boron (pcm/°C) (BOC/EOC)	-61/-65	-49/-54
Doppler coefficient (pcm/°C) (BOC/EOC)	-2.7/-2.8	-2.5/-2.6
Moderator void coefficient at critical boron concentration (pcm/%void) (BOC) 0~10/ 0~40/ 0~90%void	-99/-147/-240	-43/-69/-22
Effective delayed neutron ratio(BOC)	0.0038	0.0036
Prompt neutron life time (μ sec) (BOC)	8.8	7.2

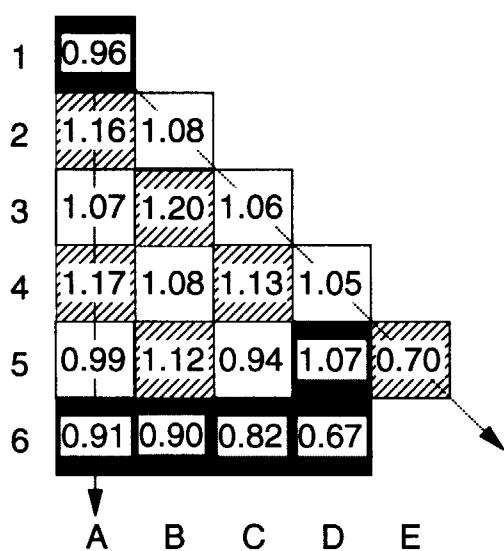


Fig. 15 A distribution of assembly averaged power density normalized by core averaged power density at the beginning of cycle (60GWd/t)

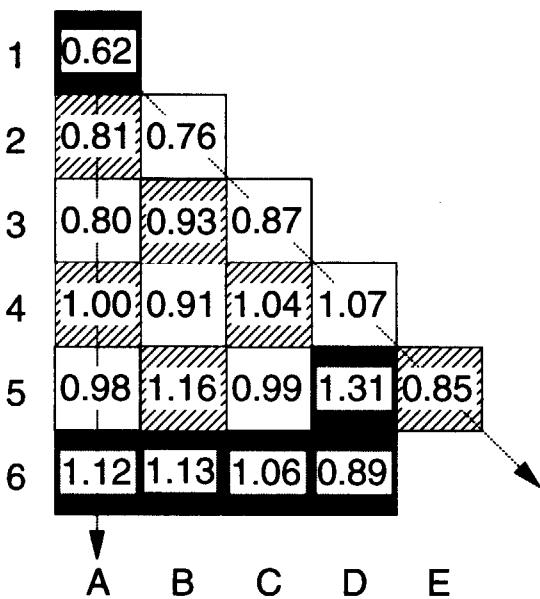


Fig. 16 A distribution of assembly averaged power density normalized by core averaged power density at the beginning of cycle (100GWd/t)

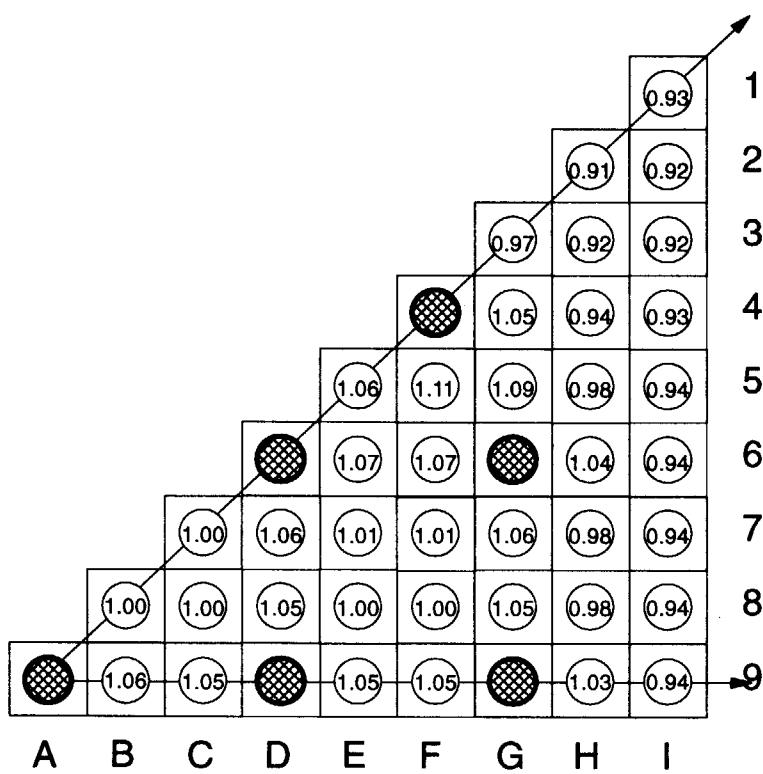


Fig. 17 Local power distribution in a fresh fuel assembly
(60GWd/t)

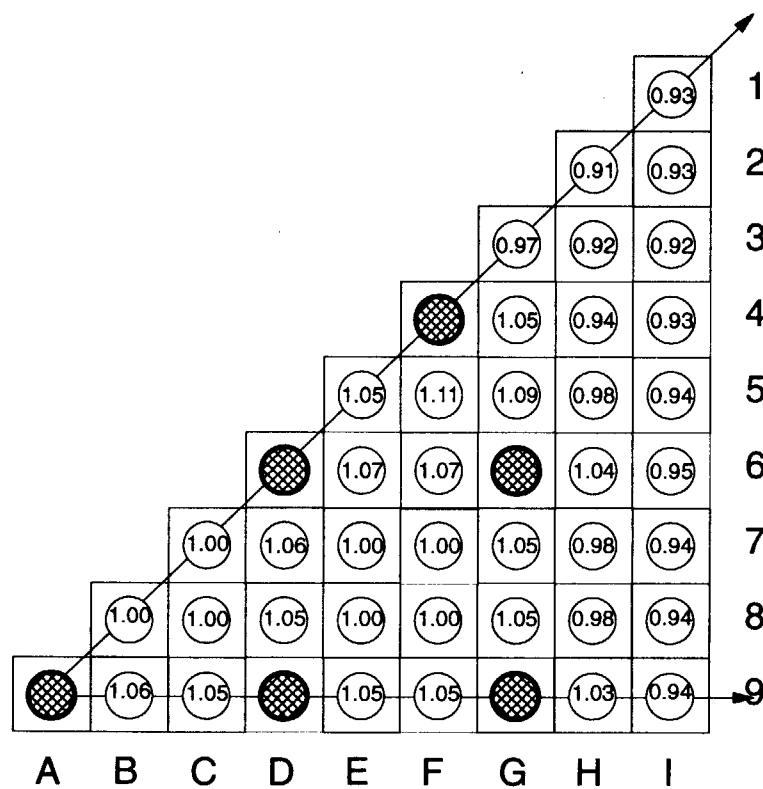


Fig. 18 Local power distribution in a fresh fuel assembly
(100GWd/t)

3.4 制御棒価値

制御棒停止能力として、高温全出力状態から高温停止状態までの反応度を補償することを考える。このとき抑えるべき反応度として、以下の反応度を考慮した¹³⁾。

- 燃料温度の低下によるドップラー反応度

燃料平均温度が900Kから600Kに低下すると仮定した。

- 減速材温度の低下による反応度

入口温度が両状態で不变として、減速材の平均温度が 18K 低下するとした。また、温度変化に伴う密度変化を含むものとした。

- 中性子束再構成による反応度、及び挿入限界による反応度

これらを合わせて約 $1.5\%dk/kk'$ を仮定した。この値は、現行 PWR と比べ同程度あるいは若干大きめの値である。

- 炉停止余裕

炉停止余裕を $2\%dk/kk'$ を仮定した。これも同様に現行 PWR と比べ大きめの値である。

前者の 2 つについては、炉心燃焼計算により求めた減速材温度係数及びドップラー係数により算出する。安全側に評価するため、サイクル初期に関しては、臨界ホウ酸濃度時ではなく、純水時の減速材温度係数により評価する。

上記の反応度の合計を、最大の制御効果を持つ制御棒クラスターが固着した状態（ワンロッドスタック条件）で、しかも計算値の保証を入れて 10% 減らした制御棒反応度価値により、所定の未臨界度（炉停止余裕）以下に保持することを条件とした。

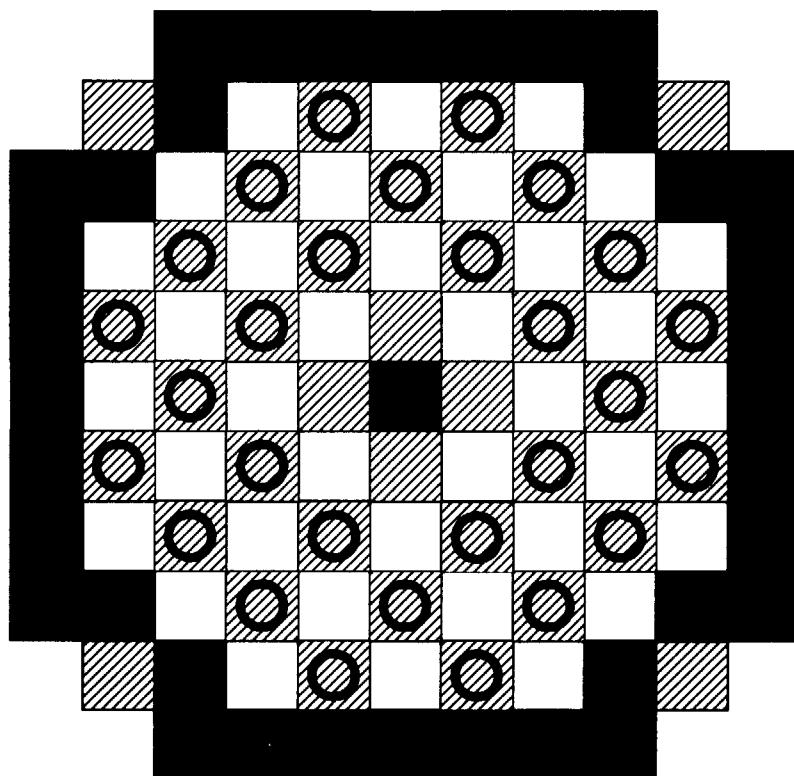
制御すべき反応度をTable7にまとめる。また、前節で述べた2通りの計算法により評価した制御棒反応度価値を同時にTable7に示す。

制御すべき反応度は、サイクル初期及び末期ともにホウ素濃度がゼロの場合の減速材温度係数により評価したため、サイクル末期の方がわずかに大きいだけである。一方、吸収材の価値はサイクル初期の方が小さいため、結局、炉停止余裕はサイクル初期の方が小さく厳しくなる。計算法1と計算法2との差は5%以内とその差は小さく、計算法1の方が保守的な評価を与える。簡便な計算法である計算法1により制御棒反応度価値を評価しても問題ないと考えられる。

必要な制御棒体数は、60GWd/t燃焼炉心では36体、100GWd/t燃焼炉心では40体であった。その差は4体と少なく、40体分の制御棒駆動機構を設置していれば、60~100GWd/t燃焼に対応できる。制御棒クラスターの配置をFig.19に示す。40体の制御棒クラスターの設置は、ほぼ集合体3体に1体の割合で設置されることに相当する。この割合は、現行4 ループPWR炉心における割合よりも小さいが、現在考えられているAPWR級のフルMOX炉心における割合よりも大きい。従って、40体の制御棒クラスターの設置により、制御棒駆動機構の干渉、貫通孔による圧力容器上蓋部の強度低下等の構造上の課題は少ないと予想される。

Table 7 Reactivity for hot shutdown and control rod worth

Burnup (GWd/t)	60		100	
	BOC	EOC	BOC	EOC
Reactivity (%dk/kk')				
- Doppler	0.82	0.85	0.74	0.79
- moderator temperature	1.09	1.17	0.88	0.98
- reconstruction of neutron flux distribution	1.0	1.0	1.0	1.0
- limit of insertion of control rod	0.5	0.5	0.5	0.5
- shutdown margin	2.0	2.0	2.0	2.0
Total(%dk/kk')	5.41	5.51	5.12	5.27
Number of control rod clusters	36	36	40	40
Control rod worth with one-rod stack condition(%dk/kk')				
Calculational method 1	6.02	6.27	5.24	5.92
Calculational method 2	6.21	6.48	5.45	6.22



○ : Control rod cluster

Fig. 19 Position of forty control rod clusters

4. 可燃性毒物の効果

前節では、減速材温度係数の観点からは可燃性毒物が不可欠ではないことがわかった。しかし、 Gd_2O_3 、 Er_2O_3 等の可燃性毒物(BP)を使用すると出力ピーキングが低減され、より経済的な装荷パターンの作成が可能となると期待される。100GWd/t燃焼炉心の新燃料に可燃性毒物を均一混入し、出力ピーキングの低減に対する効果を調べる。

4.1 検討ケース

0.02、0.05、0.1wt%の Gd_2O_3 あるいは0.4、0.8wt%の Er_2O_3 を燃料に均一に混入した5ケースについて平衡炉心を構築し、炉心核特性量を求めた。これらのケースを前章で述べた毒物のないクリーンな炉心と比較して可燃性毒物の効果を調べる。前章と同様に第8サイクルを平衡サイクルと見なした。計算に用いた可燃性毒物の組成比をTable8に示す。天然のエルビウムは、質量数が162から170までに6種の同位体核種が存在するが、計算では群定数データが整備されていないものはその存在を無視し、質量数が166及び167の2核種のみ天然の存在比で考慮した。

Table 8 Isotopic composition of burnable poison

Gd ₂ O ₃	154 155 156 157 158 160
Isotopic composition of Gadolinium (wt%)	2.1 14.8 20.6 15.7 24.8 21.8
Er ₂ O ₃	162 164 166 167 168 170
Isotopic composition of natural Erbium (wt%)	0.1 1.6 33.4 22.9 27.1 14.9
Isotopic composition used in calculations (wt%)	0.0 0.0 33.4 22.9 0.0 0.0

4.2 可燃性毒物混入炉心の燃焼核特性

炉心燃焼計算から得られた可燃性毒物混入炉心の平衡サイクルの主な炉心核特性をTable9にまとめる。

(1) 余剰反応度

格子燃焼計算から得られたGd₂O₃及びEr₂O₃混入MOX燃料の燃焼に伴う実効増倍率変化をそれぞれFig.20及び21に示す。Fig.20より、Gd₂O₃は20GWd/t燃焼の時点ではほとんど燃え尽きることがわかる。また、0.05wt%を越える混入率では、数Gwd/t燃焼近辺で実効増倍率の変化に極大値が存在する。Fig.21より、Er₂O₃は燃焼末期まで毒物効果が持続していることがわかる。Table 9より、Gd₂O₃の毒物効果はサイクル末期で消滅しているが、Er₂O₃の毒物効果はサイクル末期においても残存し、初期混入量0.2wt%当たりサイクル長は10日減少することがわかる。ガドリニウム及びエルビウムの同位体核種のうち主な核種の捕獲断面積をFig.22及び23に示す。Fig.22より、ガドリニウムは熱中性子領域に巨大な1/v吸收反応を持ち、ごく少量の混入量で毒物としての効果が大きく、即効的であることがわかる。それに対し、Fig.23より、エルビウムは共鳴吸収反応により毒物として働き、また、共鳴ピークも約1万バーンと比較的小さいため、遅効的であり、燃焼末期まで残存する。

(2) 出力ピーニング係数

サイクル初期におけるGd₂O₃混入による集合体平均の出力分布の変化をFig.24に示す。毒物がない場合は、集合体位置(D,5)の新燃料集合体において集合体平均出力のピークが発生し、ピーク値は1.31であった。0.02%のGd₂O₃の混入により、このピークは1.20に減少する。0.05%のGd₂O₃の混入により、ピーク値は1.21と低減できるが、ピークの発生する集合体位置は(D,5)から(B,3)へ移っていく。0.1%のGd₂O₃の混入では、このピークは1.42と悪化し、ピークの発生する集合体位置も(A,2)へ移る。前節で述べたようにGd₂O₃は20GWd/t燃焼時点ではその効果は消える。すなわち、新燃料集合体での出力のみが抑えられる。このためGd₂O₃を過度に混入すると、最大出力ピークの発生位置は、炉心周辺部の新燃料集合体から炉心内部の1サイクル燃焼集合体へ移り、径方向出力ピーニング係数は悪化していく。Gd₂O₃を0.05wt%以上混入すれば、径方向出力ピーニング係数は悪化する。最も効果的に出力ピークを抑えるGd₂O₃の混入量は、0.02～0.05wt%の範囲にあり、径方向出力ピークは0.1程度低減できると考えられる。

次に、サイクル初期におけるEr₂O₃混入による集合体平均の出力分布の変化をFig.25に示す。0.4%のEr₂O₃の混入により、ピーク値は1.31から1.18に減少する。また、0.8%のEr₂O₃の混入により、ピーク値は1.18と低減できるが、ピークの発生する集合体位置は(D,5)から(B,3)へ移る。Er₂O₃は遅効的であるが、新燃料集合体での出力が大きく抑えられる。このためEr₂O₃を過度に混入すると、Gd₂O₃と同様に最大出力ピークの発生位置は、炉心周辺部の新燃料集合体から炉心内部の1サイクル燃焼集合体へ移る。Er₂O₃を0.8wt%以上混入すれば径方向出力ピーニング係数は悪化していく。最も効果的に出力ピークを抑えるEr₂O₃の混入量は、0.4～0.8wt%の範囲にあり、径方向出力ピークはGd₂O₃と同様に0.1程度低減できると考えられる。

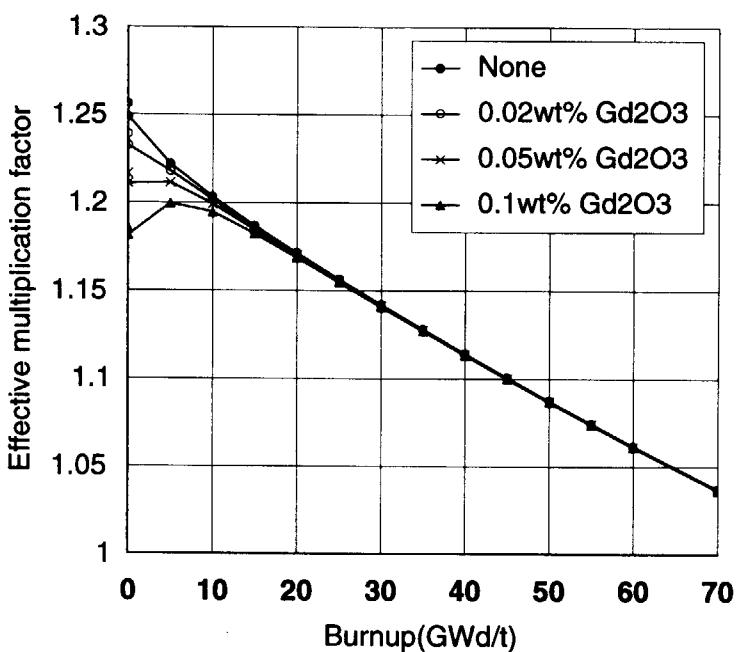
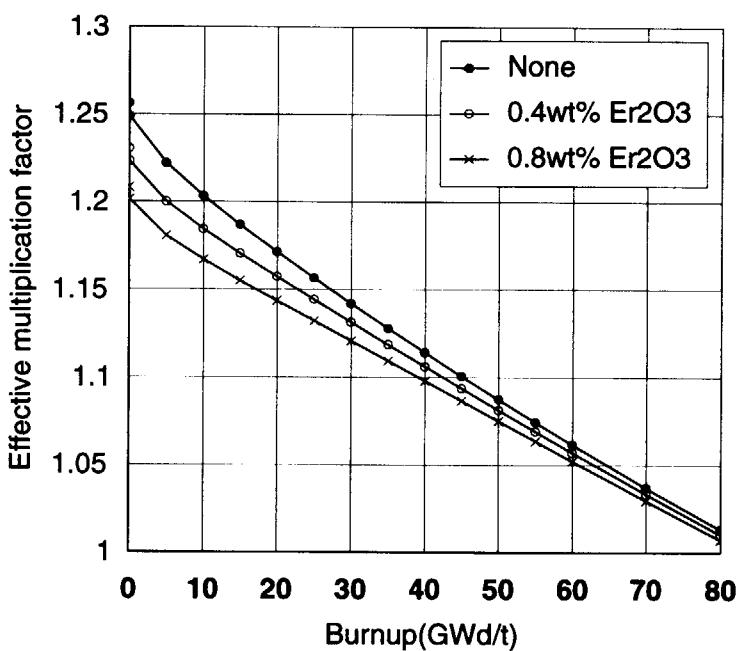
径方向出力ピークの燃焼に伴う変化をFig.26及び27に示す。両図より、0.02wt%及び0.05wt%のGd₂O₃の混入ケース及び0.04wt%Er₂O₃混入ケースでは、サイクル初期のピーキング係数が最大値となる。

(3) 減速材温度係数

従来のように部分的に可燃性毒物混入燃料を装荷する場合は、通常燃料の核特性が支配的になり可燃性毒物が与える影響は少ないが、本検討のように毒物を燃料に均一に混入する場合、毒物が炉心核特性に少なからず影響を与える可能性がある。ここでは、サイクル初期の減速材温度係数について、その影響を調べた。減速材温度の上昇による中性子スペクトルの硬化により、ガドリニウムの吸収が減るため、Gd₂O₃の混入量が多いほど正側に移行する。しかし、Table9より今回の調査範囲内では減速材温度係数は負に保つことができる。また、エルビウムは共鳴吸収反応が主であるため、減速材温度係数に与える影響は小さい。

Table 9 Comparison of core characteristics among various use of burnable poison

Case number	1	2	3	4	5	6
Burnable poison	None	0.02wt% Gd ₂ O ₃	0.05wt% Gd ₂ O ₃	0.1wt% Gd ₂ O ₃	0.4wt% Er ₂ O ₃	0.8wt% Er ₂ O ₃
Maximum of assembly averaged power density normalized by core averaged power density (BOC-HFP)	1.31	1.20	1.21	1.42	1.18	1.20
Reactivity(%dk/kk')						
Initial excess reactivity	10.6	10.3	9.9	9.5	10.0	9.4
Residual reactivity	—	—	—	—	0.2	0.4
Cycle length(EFPD)	1020	1020	1020	1020	1000	980
Moderator temperature coefficient at critical boron concentration (pcm/°C) (BOC-HFP)	-16	-14	-12	-10	-15	-15

Fig. 20 Effect of Gd₂O₃ on excess reactivityFig. 21 Effect of Er₂O₃ on excess reactivity

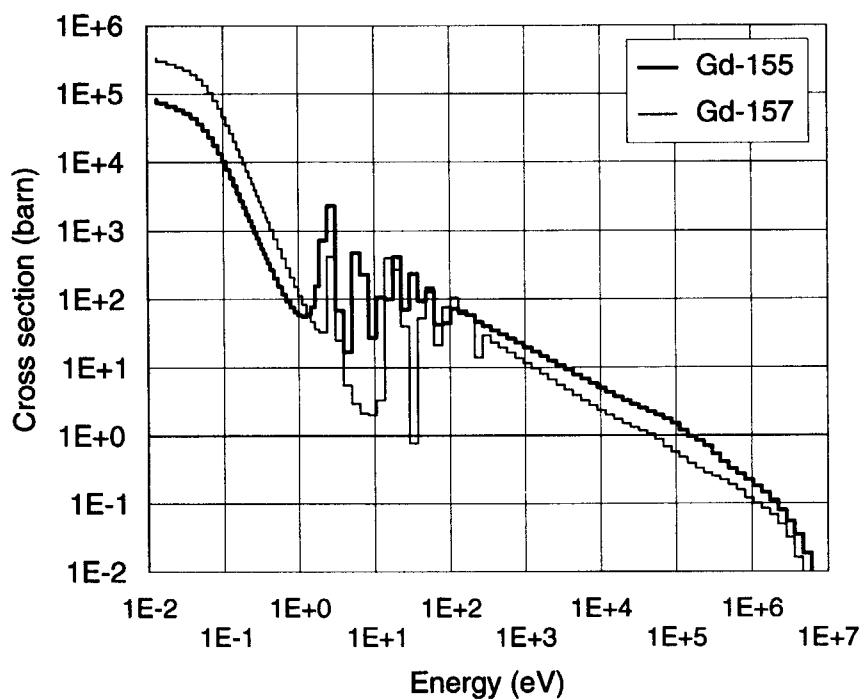


Fig. 22 Capture group cross section of Gd isotopes

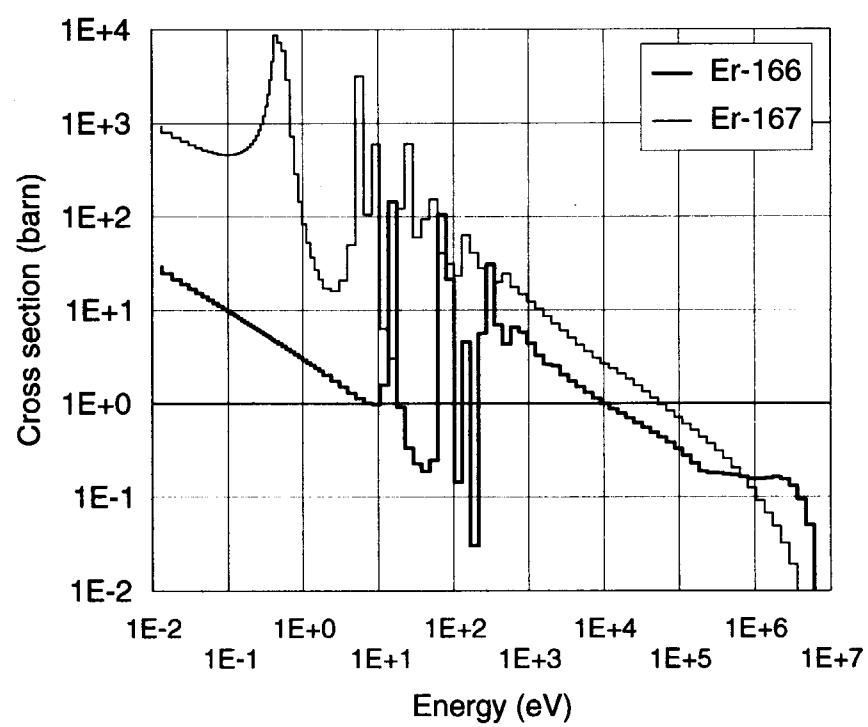
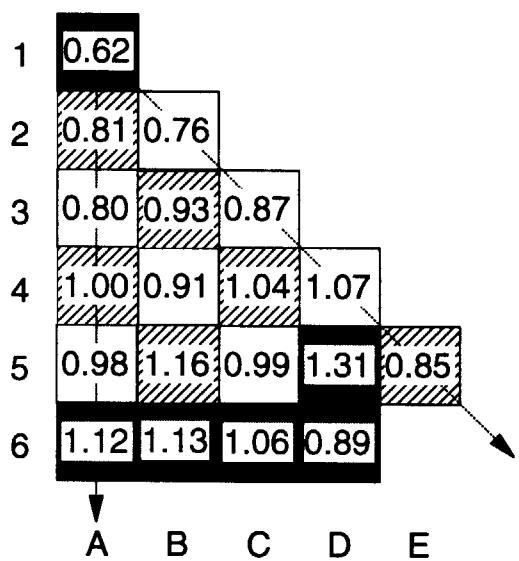
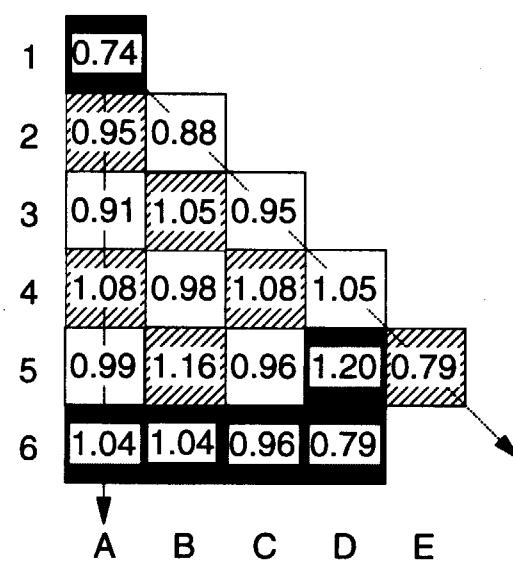
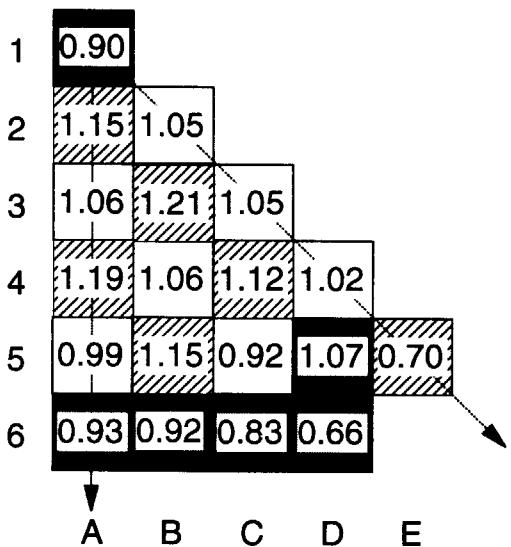
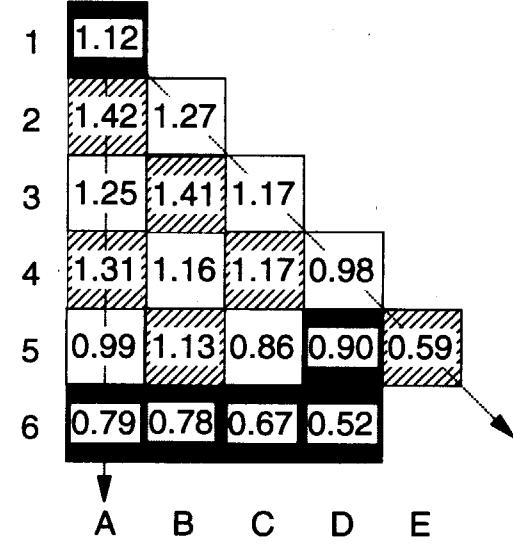
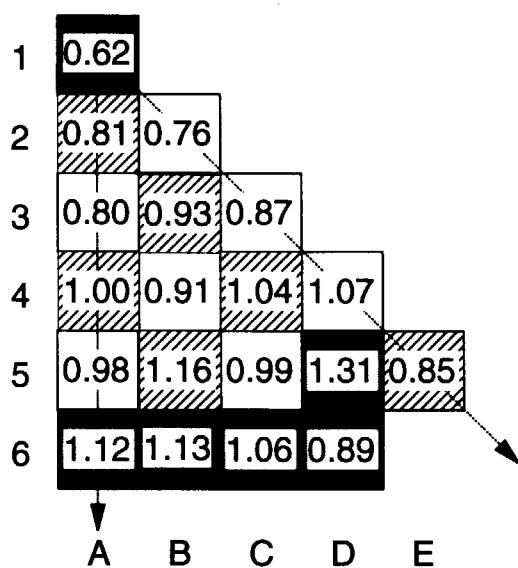


Fig. 23 Capture group cross section of Er isotopes

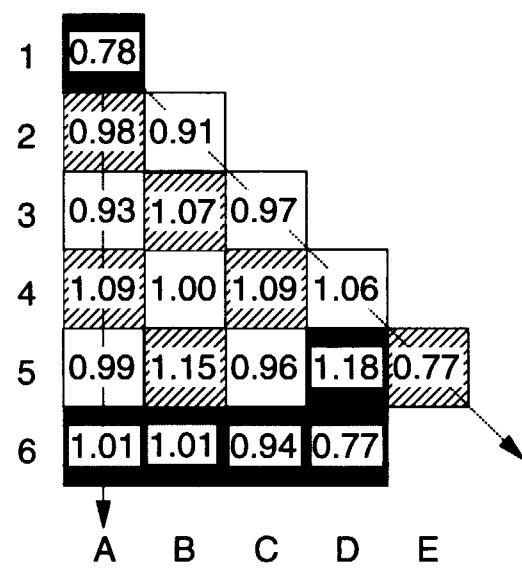
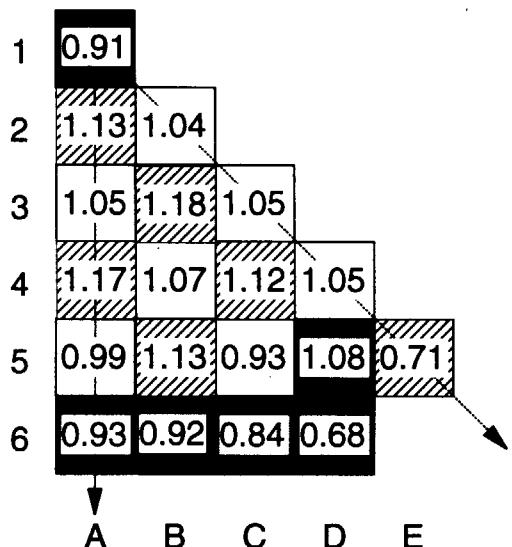


(a) None of Burnable poison

(b) 0.02wt% Gd₂O₃(c) 0.05wt% Gd₂O₃(d) 0.1wt% Gd₂O₃Fig.24 Effect of Gd₂O₃ on assembly averaged power density normalized by core averaged power density at the beginning of cycle



(a) None of Burnable poison

(b) 0.4wt% Er₂O₃(c) 0.8wt% Er₂O₃Fig.25 Effect of Er₂O₃ on assembly averaged power density normalized
by core averaged power density at the beginning of cycle

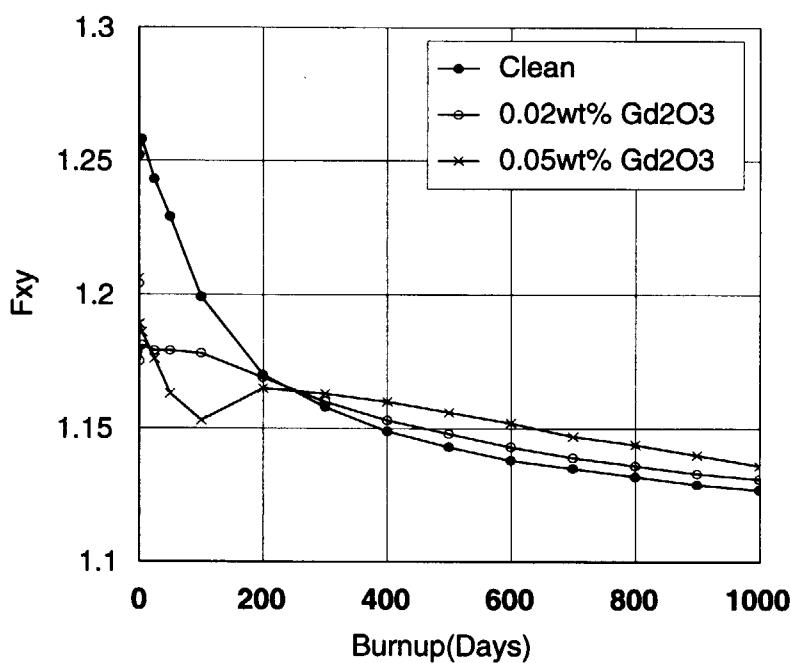


Fig.26 Effect on Gd₂O₃ on burnup behaviour of radial peaking factor

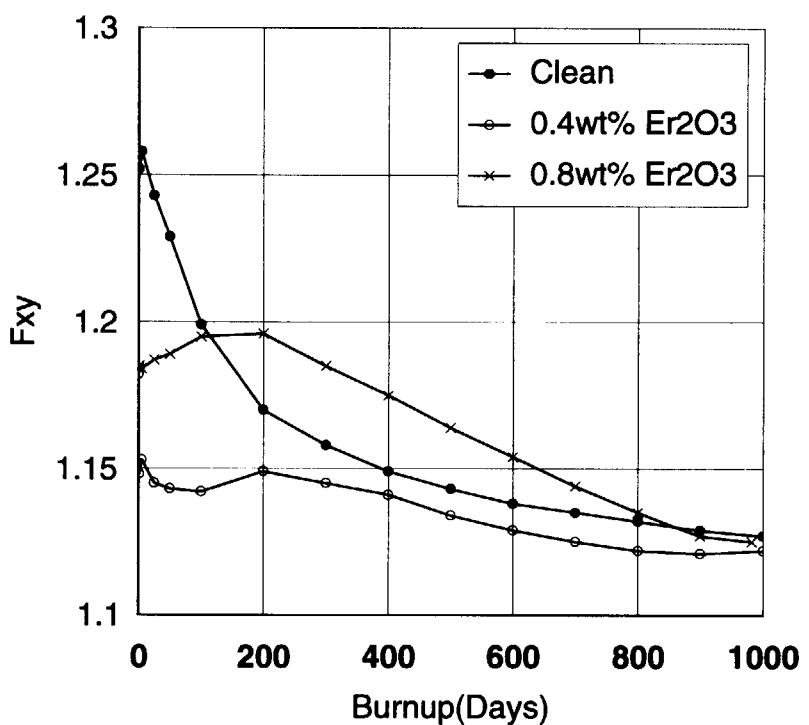


Fig.27 Effect on Er₂O₃ on burnup behaviour of radial peaking factor

5. 結 論

将来型軽水炉の一つのオプションとして、高燃焼度化のための燃料・材料開発以外の新たな開発課題を最小限に抑えながら、現行PWRにおける既存技術により、平均取り出し燃焼度100GWd/t及びサイクル長3年を達成する高燃焼度フルMOX PWR炉心の構築を目標に核的検討を進めた。

まず、高燃焼度用MOX燃料の核的特性を把握するため、格子燃焼計算によりパラメトリックスタディーを実施した。主な結果を以下にまとめる。

- 最も効率的に60GWd/tの燃焼を達成するためのVm/Vfは3程度であるが、Vm/Vfが2.5程度でも遜色なく効率的なプルトニウム燃焼は期待できる。また100GWd/tの燃焼を達成するためのVm/Vfに関しては、60GWd/t燃焼の場合に比べ0.5程度上方にシフトさせれば、60GWd/t燃焼と同程度のプルトニウムの節約効果を得ることが期待できる。
- Vm/Vfが4以下では、ホウ素価値はウラン燃料炉心の半分以下であるので、燃焼反応度制御のためには、濃縮ボロンまたはホウ素タンクの增量が必要である。
- プルトニウム富化度が15%以上の場合、またはVm/Vfが3を越える場合は、サイクル初期の減速材温度係数は正になる可能性があり、このような場合、余剰反応度を抑制するため、可燃性毒物等の使用を検討する必要がある。
- 出力欠損の制御は、Vm/Vfが大きいほど容易である。

熱水力設計の観点からは、Vm/Vfを増加させることは不利であるため、本検討では熱的な観点も考慮し、高燃焼度の達成に対する炉物理的な面からは最適な値ではないが、Vm/Vfとして現行PWRより約0.5だけ増加させた2.6を採用し、燃料ピン間隔を現行PWRの12.6mmから13.8mmに広げることとした。また、平均線出力を現行PWR炉心に比べ10%程度小さい16kW/mに設定し、DNBRの緩和及びサイクル長の増加をねらった。電気出力60万kW級の炉心を対象とし、100GWd/t燃焼用炉心に加え、60GWd/t 燃焼用の炉心を構築した。双方の炉心について平衡サイクルの炉心燃焼核特性を評価し、核的成立性を確認した。以下に、主な炉心燃焼核特性を挙げるが、60GWd/t燃焼用炉心については、安全上100GWd/t燃焼用炉心に比べ余裕があるため、詳細については省いた。以下の結果は、特に明記しない限りにおいては、100GWd/t燃焼用炉心の炉心核特性である。

- 3バッチのアウト・イン燃料装荷方式を採用し、7%の核分裂性プルトニウム富化度により、平均取り出し燃焼度60GWd/t、サイクル長20ヶ月を達成した。また、12%の核分裂性プルトニウム富化度により、平均取り出し燃焼度100GWd/t、サイクル長33ヶ月を達成した。
- 最大線出力密度は34kW/mと制限値である44kW/mに比べかなり小さいが、径方向ピーフィングは1.45と制限値である1.48に比べるとあまり余裕がない。
- 燃焼反応度制御にはホウ酸水のケミカルシムを採用し、B-10を40%濃縮したホウ素を使用すれば、ホウ素タンクの容量を増強する必要はない。

- 安全上重要な、減速材ボイド係数、減速材温度係数はサイクルを通じて負であり、可燃性毒物は必ずしも必要ではない。
- 制御棒径を従来の12.2mmから13.4mmと大きくできるため、吸収材として天然ボロンカーバイド (B₄C) を使用した制御棒クラスターを集合体3体につき1体を設置すれば、2%dk/kk'以上の炉停止余裕を確保することができる。

さらに、本検討では Gd₂O₃ 及び Er₂O₃ 等の可燃性毒物を燃料に均一に混入し、出力ピーキングの低減に対する効果を調べた。最も効果的に出力ピーキングを低減する可燃性毒物の混入率は、Gd₂O₃ では0.02~0.05wt%、Er₂O₃ では0.4~0.8wt%の範囲内にあり、双方の可燃性毒物とも径方向出力ピーキング係数を約0.1低減できることがわかった。

謝 辞

本研究を進めるに当たり、中性子科学研究センターワークス次長高野秀機氏及びエネルギーシステム研究部新型燃料燃焼研究室秋江拓志氏には、数多くの有益な御助言をいただきました。ここに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) Barbrault, P. : "A Plutonium-Fueled High-Moderated Pressurized Water Reactor for the Next Century", Nucl. Sci. Eng., 122, 240 (1996).
- 2) 山本徹："プルトニウム有効利用炉心及びMOX炉物理試験", 第30回炉物理夏期セミナー(1998).
- 3) 森正明他："TRUを利用する超長寿命燃料の概念設計(2)（炉心特性評価）", 日本原子力学会「1996秋の大会」要旨集第II分冊A60、日本原子力学会(1997).
- 4) 久語輝彦他："将来型軽水炉の概念検討(3)", 日本原子力学会「1998春の年会」要旨集第II分冊F48、日本原子力学会(1998).
- 5) Ichikawa, H., Naito, Y. and Takano, H. :"A Very High Burnup Pressurized Water Reactor with Highly Enriched Plutonium Fuel Assemblies Using A spectral Shift Concept", Proc. Int. Reactor Physics Conf., Jackson Hole, Vol. IV, IV-21 (1988).
- 6) 内藤淑孝他："超長寿命軽水運動炉心の設計研究", JAERI-M 91-028(1991).
- 7) Takano, H. et al. :"Higher Actinide Confinement/Transmutation Fuel Cycles in Fission Reactors", Proc. Int. Conf. On the Physics of Reactors, Marseille, Vol. 4, PIII-145 (1990).
- 8) Fujine, S. et al. :"Fuel Cycle System for Plutonium Recycling in Very High Burnup LWRs", Proc. GLOBAL93, Seattle, Vol. 2, 1157 (1993).
- 9) Murao, Y. et al.: "A Concept of Passive Safety Pressurized Water Reactor System with Inherent Matching Nature of Core Heat Generation and Heat Removal", J. Nucl. Sci. Technol., 32[9], 855(1995).
- 10) 奥村啓介他："SRAC95；汎用核計算コードシステム", JAERI-Data/Code 96-015(1996).
- 11) Graves, Harvey W. : "Nuclear fuel management", John Wiley & Sons, New York, 272 (1979).
- 12) 大久保努他："将来型軽水炉の概念検討(4)", 日本原子力学会「1998春の年会」要旨集第II分冊F49、日本原子力学会(1998).
- 13) 鳴田昭一郎："制御棒反応度効果", 第18回炉物理夏期セミナー(1986).

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光强度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
功率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10^{18}	エクサ	E
10^{15}	ペタ	P
10^{12}	テラ	T
10^9	ギガ	G
10^6	メガ	M
10^3	キロ	k
10^2	ヘクト	h
10^1	デカ	da
10^{-1}	デシ	d
10^{-2}	センチ	c
10^{-3}	ミリ	m
10^{-6}	マイクロ	μ
10^{-9}	ナノ	n
10^{-12}	ピコ	p
10^{-15}	フェムト	f
10^{-18}	アト	a

(注)

- 表1~5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換 算 表

力	N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
1	0.101972	0.224809	
9.80665	1	2.20462	
4.44822	0.453592	1	

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s}(N\cdot\text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P(ボアズ)}(\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)(cm}^2/\text{s)}$$

力	MPa(=10bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10 ⁻⁴	1.35951 × 10 ⁻³	1.31579 × 10 ⁻³	1	1.93368 × 10 ⁻²
	6.89476 × 10 ⁻³	7.03070 × 10 ⁻²	6.80460 × 10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu		ft·lbf	eV
					1	2.77778 × 10 ⁻⁷		
	1	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻¹	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸	= 4.184J (熱化学)
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹	= 4.1855J (15°C)
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵	= 4.1868J (国際蒸気表)
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹	仕事率 1 PS(仏馬力)
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹	= 75 kgf·m/s
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸	= 735.499W
	1.60218 × 10 ¹⁹	1.63377 × 10 ²⁰	4.45050 × 10 ⁻²⁶	3.82743 × 10 ⁻²⁰	1.51857 × 10 ⁻²²	1.18171 × 10 ⁻¹⁹	1	

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad		
						1	100
	3.7×10^{10}	1	0.01	1			

照射線量	C/kg	R	1.18171×10^{-19}
	2.58 × 10 ⁻⁴	1	

線量当量	Sv	rem	1
	0.01	1	

(86年12月26日現在)

