

JAERI-Research

98-009



岩石型プルトニウム燃料軽水炉の核特性と
事故時過渡特性

1998年3月

秋江拓志・安濃田良成・高野秀機・山口兆一*・菅生幸博*

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。
入手の問い合わせは、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
印 刷 日立高速印刷株式会社

岩石型プルトニウム燃料軽水炉の核特性と事故時過渡特性

日本原子力研究所東海研究所安定化プルトニウム燃料・燃焼法研究特別チーム

秋江 拓志・安濃田良成・高野 秀機・山口 兆一*・菅生 幸博**

(1998年1月30日受理)

余剰プルトニウムの処分を目的として、ジルコニア (ZrO_2) あるいはトリア (ThO_2) をベースとする、岩石型酸化物 (ROX) 燃料が検討されている。ROX 燃料を装荷した PWR の安全解析の結果、ジルコニア型 ROX (Zr-ROX) 燃料炉心のドップラー反応度係数を大きくし、出力ピーキング係数を小さくする必要があることがわかった。これらの改善のため、Zr-ROX 燃料に ThO_2 、 UO_2 あるいは Er_2O_3 等を添加し、さらに Gd_2O_3 の添加量を減らす等の、組成の調整を加えた。その結果、 UO_2 - Er_2O_3 添加 Zr-ROX 燃料によりプルトニウム燃焼性能への影響を抑えて、 UO_2 燃料 PWR 並みの過渡特性が達成できた。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4

*株式会社日本総合研究所

**アイ・ティ・ジェイ株式会社

Plutonium Rock-Like Fuel LWR Nuclear Characteristics and
Transient Behavior in Accidents

Hiroshi AKIE, Yoshinari ANODA, Hideki TAKANO,
Chouichi YAMAGUCHI * and Yukihiro SUGO **

Excess Plutonium Disposition Fuel Research and Development Team
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 30, 1998)

For the disposition of excess plutonium, rock-like oxide (ROX) fuel systems based on zirconia (ZrO_2) or thoria (ThO_2) have been studied. Safety analysis of ROX fueled PWR showed it is necessary to increase Doppler reactivity coefficient and to reduce power peaking factor of zirconia type ROX (Zr-ROX) fueled core. For these improvements, Zr-ROX fuel composition was modified by considering additives of ThO_2 , UO_2 or Er_2O_3 , and reducing Gd_2O_3 content. As a result of the modification, comparable, transient behavior to UO_2 fuel PWR was obtained with UO_2 - Er_2O_3 added Zr-ROX fuel, while the plutonium transmutation capability is slightly reduced.

Keywords : Plutonium, Transmutation, LWR, Inert-Matrix Fuel, ZrO_2 , Loss of Coolant
Accident, Reactivity Insertion Accident

* The Japan Research Institute, Limited

** Information Technologies Japan Inc.

目 次

1. はじめに	1
2. セル計算による燃焼特性の検討	2
2.1 炉型間の比較	2
2.2 ベンチマーク計算	5
3. ジルコニア型 ROX 燃料炉心の特性解析	8
3.1 炉心核設計計算	8
3.2 安全性の検討	14
3.2.1 熱特性	14
3.2.2 事故解析	16
4. ジルコニア型 ROX 燃料軽水炉の炉心特性改善	22
4.1 Th ₂ O 添加 Zr-ROX 燃料炉心の炉心燃焼計算	23
4.2 UO ₂ , Er ₂ O ₃ 添加 Zr-ROX 燃料炉心の炉心燃焼計算	27
4.3 Zr-ROX 燃料部分装荷 UO ₂ 炉心の炉心燃焼計算	33
5. 炉心特性改善の影響	38
5.1 過渡特性	38
5.2 プルトニウム処理量、消滅量	40
6. まとめ	42
参考文献	43

Contents

1. Introduction	1
2. Burnup Characteristics Study by Cell Calculation	2
2.1 Intercomparison between Reactor Types	2
2.2 Benchmark Calculation	5
3. Zirconia Type ROX Fuel Core Characteristics	8
3.1 Core Nuclear Design Calculation	8
3.2 Safety Study	14
3.2.1 Thermal Hydraulics	14
3.2.2 Accident Analysis	16
4. Improvement of Zirconia Type ROX Fuel LWR	22
4.1 ThO ₂ Added Zr-ROX Fuel Core Burnup Calculation	23
4.2 UO ₂ and Er ₂ O ₃ Added Zr-ROX Fuel Core Burnup Calculation	27
4.3 Zr-ROX Fuel Partially Loaded UO ₂ Fuel Core Burnup Calculation	33
5. Effects of Improvement	38
5.1 Transients	38
5.2 Plutonium Transmutation	40
6. Summary	42
References	43

1. はじめに

高速炉開発の停滞や核軍縮にともなう核兵器解体により、今後軽水炉取り出し燃料や解体核等からの余剰プルトニウム量の増大が予想され、世界的に大きな関心を集めている。これらのプルトニウムを原子炉へリサイクルすることは、原子力エネルギー資源の有効利用や核兵器への転用防止等の観点から有力な手段であり、特に現行軽水炉でのMOX燃料利用に関しては技術的な問題点も少ない。しかし、軽水炉ではプルトニウムの質(核分裂性プルトニウムの割合)が燃焼とともに大きく低下するため、プルトニウムの多重リサイクルは困難となり、余剰プルトニウム量の低減効果も大きくは望めない。このような状況において、不活性マトリクス(inert matrix)燃料(あるいはウランを含まない(U-free)燃料)によるプルトニウムの燃やし切りが、余剰プルトニウム量低減のための選択肢の一つとして、フランス、イタリア、スイス、カナダ、ロシア等で検討が進められている。¹⁻⁴⁾

原研では岩石型酸化物(rock-like oxide; ROX)燃料研究の第1期計画を、1994年より1996年度まで安定化プルトニウム燃料・燃焼法研究特別チームにおいて進めてきた。このROX燃料は特に、自然界の岩石と類似の安定な化合物で構成され、原子炉で燃焼後の使用済み燃料もまた安定な組成と結晶構造を持つようにして、再処理することなく高レベル廃棄物とすることを目指したものである。⁵⁾ 自然界で数百万年の風化に耐えてきた鉱物の化学的性質と結晶構造を検討した結果、ROX燃料として、安定化ジルコニア(stabilized ZrO_2)あるいはトリア(ThO_2)をベースに、スピネル($MgAl_2O_4$)やコランダム(Al_2O_3)等の多相から構成される、 ZrO_2 - $MgAl_2O_4$ - Al_2O_3 系(ZrO_2 型ROX, Zr-ROX)、および ThO_2 - $MgAl_2O_4$ - Al_2O_3 系(ThO_2 型ROX, Th-ROX)の2種類の酸化物燃料系を選んだ。⁶⁾

セル燃焼計算による予備的な検討の結果、ROX燃料によるプルトニウムの燃やし切りには現行型の軽水炉が向いていること、また、軽水炉に装荷したプルトニウム量の80%以上を燃焼できること等が示された。一方、Th-ROXについては現行の UO_2 燃料に似た核特性を持つものの、Zr-ROX燃料の場合反応度係数(ドップラー係数、ボイド係数)が UO_2 燃料と比べて非常に小さいという問題点も明かとなった。⁵⁻⁷⁾ またTh-ROX燃料の場合、核分裂性核種の ^{233}U 生成が核不拡散上新たな問題となる可能性がある。

原研におけるROX燃料燃焼法に関する第1期研究では、炉心成立性上より多くの問題点を持つZr-ROX型燃料について検討を進め、その特性改善を試みた。ここでは、燃料集合体の配置・シャッフリングを模擬した2次元炉心燃焼計算による、Zr-ROX燃料炉心の炉心特性評価と、その結果に基づく過渡(反応度事故と冷却材喪失事故)特性評価、Zr-ROX燃料炉心の反応度係数や過渡特性改善の検討を中心に、第1期研究におけるROX燃料軽水炉心設計をまとめる。

2. セル計算による燃焼特性の検討

ROX燃料炉解析の最初のステップとして、まずセル燃焼計算によるROX燃料炉心のプルトニウム燃焼特性評価を実施した。ここでは、何種類かの軽水炉と高速炉、高温ガス炉の炉型間の燃焼性能の比較を中心に、その時の結果を示す。また現在、不活性マトリクス燃料軽水炉のセル燃焼国際ベンチマーク計算が、日本、スイス、イタリア、フランス、オランダ等の国の参加により進行中である。このベンチマーク計算の概要を紹介することにより、核データや計算手法間の相違による不活性マトリクス燃料軽水炉の燃焼特性のばらつきの現状についても述べる。

2.1 炉型間の比較

セル燃焼計算により、各種ROX燃料装荷原子炉でのプルトニウム燃焼特性を比較し、ROX燃料のワンスルー型プルトニウム燃焼に適した炉型を検討した。対象とした炉型は、軽水炉、高速炉、高温ガス炉であり、軽水炉はさらに減速材/燃料体積比(V_m/V_f)が3.0, 1.9, 1.4, 0.8, 0.25の5つの炉型について検討した。このうち V_m/V_f が0.25の軽水炉は、プルトニウム増倍型BWRまたはRBWR (resource-renewable BWR)⁸⁾として知られているもので、沸騰水中のボイドによる減速材密度の減少による実効的な V_m/V_f が0.25となっている。また、 V_m/V_f が3.0の炉は超高燃焼軽水炉⁹⁾に相当するものであるが、今回の解析は単ピンセル計算であり、スペクトルシフト棒による燃焼度向上の効果は考慮していない。また、 $V_m/V_f=1.9$ は現在のPWR相当の体積比である。高速炉はNa冷却炉、高温ガス炉はペブルベッド型炉を想定し、高速炉の燃料ピンピッチ/ピン径比(P/D)は1.24、高温ガス炉の炭素/重核原子数比(C/HM)は280とした。セルモデルは、軽水炉と高速炉は燃料、被覆管、冷却材からなる単ピンセル、高温ガス炉は被覆粒子燃料と燃料ペブルの二重非均質性を考慮した球体系セルである。これらセルの仕様をTable 2.1.1にまとめる。

Table 2.1.1 Fuel cell models

	Pin diameter (cm)	Coolant	Linear power (kW/m)
LWR			
: $V_m/V_f=3.0$	0.95	H ₂ O	15
: $V_m/V_f=1.9$	0.95	H ₂ O	15
: $V_m/V_f=1.4$	0.95	H ₂ O	15
: $V_m/V_f=0.8$	0.95	H ₂ O	15
: $V_m/V_f=0.25$	1.23	H ₂ O	15
FR : P/D=1.24	0.76	Na	27
	Fuel particle diameter (cm)	Fuel pebble diameter (cm)	Power/pebble (kW)
HTGR : C/HM=280	0.076	6.0	1.1

本章の核特性の計算は、原研熱中性子炉標準設計コードシステムSRAC¹⁰⁾およびJENDL-3核データ¹¹⁾を用いて行った。ここで対象とした燃料システムはPuO₂-ThO₂-Al₂O₃(Th-ROX)およびPuO₂-安定化ZrO₂-Al₂O₃(Zr-ROX)である。予備検討段階の計算のためスピネル(MgAl₂O₄)相が含まれていないが、核的影響は小さいと考えられる。本節ではまず、PuO₂-ThO₂燃料システムについて、各軽水炉セルでは60GWd/t、高速炉および高温ガス炉では100GWd/tの取りだし燃焼度が得られるプルトニウム富化度をサーベイする。次にPuO₂-ThO₂-Al₂O₃およびPuO₂-ZrO₂-Al₂O₃燃料システムについて、PuO₂-ThO₂と同じ燃焼日数が得られるようにプルトニウム富化度を調節した。燃焼日数を揃えたのは、これらの燃料間で重核種の組成比が大きく異なるからである。一般的に使われる"GWd/t"との対応をつけるために、ROX燃料ではないPuO₂-ThO₂系との比較も行った。これらの計算結果をもとに、各炉型でのプルトニウム燃焼特性の違いを比較した。

Figures 2.1.1, 2.1.2 は、核兵器級プルトニウムをPuO₂-ThO₂系燃料に用いた場合の5種類の軽水炉での燃焼反応度変化およびプルトニウムインベントリを比較している。Figure 2.1.1にあるように3バッチ燃料交換を想定して取り出し燃焼度が60GWd/tとなるようにプルトニウム富化度を調節した。Figure 2.1.2 ではプルトニウムインベントリは炉の電気出力1GWあたりに規格化されている。この図から、取出しプルトニウムの量はV_m/V_fの減少とともに増加していることがわかる。これは、V_m/V_fの小さい軽水炉では、同じ燃焼度を得るために必要な初期プルトニウムインベントリが大きくなるからである。従って、ワンスルー型燃焼には、使用済み燃料中のプルトニウム量が少なくなるV_m/V_fの大きい炉が望ましい。また、V_m/V_fが1.4以上の軽水炉ではプルトニウムの燃焼性能にほとんど違いがないこともわかる。従って、プルトニウムのワンスルー燃焼に軽水炉を用いるとすれば、現行の軽水炉(V_m/V_f=1.9)で良いと結論される。

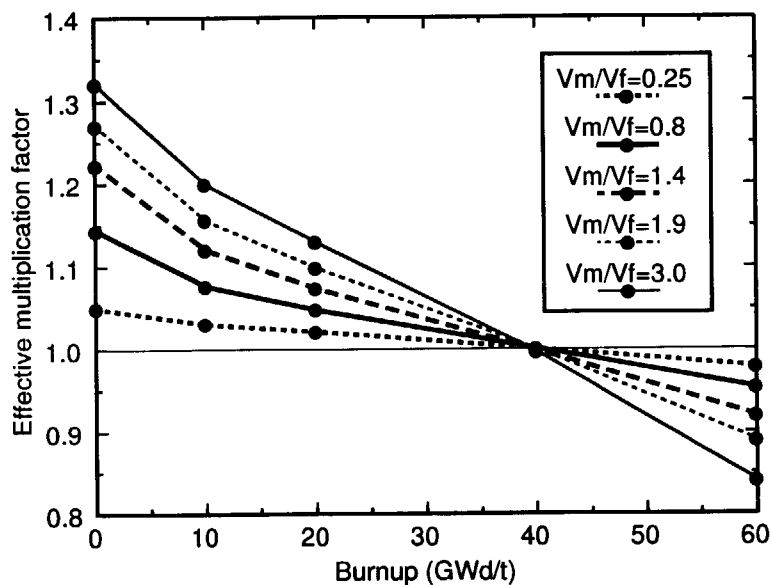


Fig.2.1.1 Burnup reactivity change in PuO₂-ThO₂ fueled LWRs

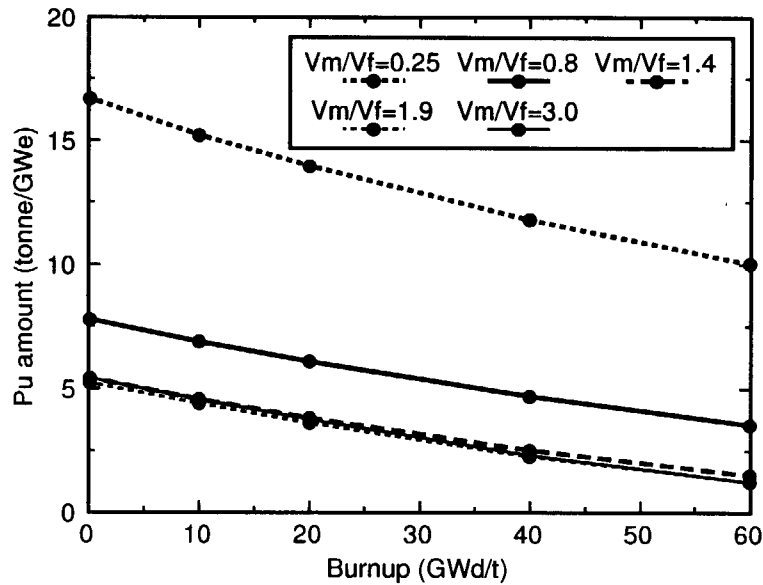


Fig.2.1.2 Plutonium burnup characteristics in LWRs of different Vm/Vf values ($\text{PuO}_2\text{-ThO}_2$ fuel)

次に、トリア型ROX燃料($\text{PuO}_2\text{-ThO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$)を用いて核兵器級プルトニウムを現行軽水炉 ($V_m/V_f=1.9$)、高速炉、高温ガス炉で燃焼させた時の全プルトニウムおよび ^{239}Pu の装荷量と取り出し量を Table 2.1.2 に比較する。この表にはさらに、ジルコニア型燃料軽水炉におけるプルトニウムインベントリも示す。以上の計算結果によれば、軽水炉では ^{239}Pu の99%と全プルトニウムの85%が燃焼されている。高速炉はプルトニウムの単位時間あたりの燃焼率は最も高いが、使用済み燃料中のプルトニウムの質(^{239}Pu の割合)が高く、プルトニウム残存量も多い。プルトニウムを効率よく燃やすことのできる高速炉はプルトニウムリサイクルに向けた炉型である。高温ガス炉は軽水炉以上にプルトニウムを燃やし切ることができ、使用済み燃料中のプルトニウムインベントリや、特に ^{239}Pu の割合が極めて小さい。その意味では、ワンスルー燃焼に適した炉型であるが、少ないプルトニウム装荷量で長く燃やすことができるため、単位時間あたりのプルトニウム燃焼率は他の炉型に比べて小さくなってしまふ。以上の結果から、軽水炉 ($V_m/V_f 1.4$ 以上)はワンスルー型のプルトニウム燃焼に適した炉型であることがわかる。新たな開発要素が必要ないという点からも、現行の軽水炉を用いるのが適当と考えられる。

ROX燃料を現行の軽水炉に装荷する場合の問題点としては、プルトニウム燃料一般の特性として実効遅発中性子割合 β_{eff} が小さい上に、ジルコニア型燃料では Table 2.1.3 にあるようにボイド反応度が UO_2 燃料やトリア型燃料と比べて小さく、さらにドップラー反応度も小さいことがまずあげられる。これらの反応度係数の効果を確認するために、反応度事故や冷却材喪失事故等の過渡時のふるまいを次章以降で検討し確かめる。一方、トリア型燃料の場合、反応度係数等の核特性上大きな問題点はないが、 ^{232}Th から核分裂性の ^{233}U が生成するため、新たに核不拡散上の問題が生じる可能性がある。対策としては、燃料中に ^{238}U を加え ^{233}U を希釈することが考えられる。

Table 2.1.2 Comparison of plutonium transmutation capability of ROX fueled LWR, FR and HTGR obtained by cell burnup calculation

	Input inventory (tonne/GWe)		Output inventory (tonne/GWe)		Transmutation rate (tonne/GWe/300days)	
	total Pu	Pu-239	total Pu	Pu-239	total Pu	Pu-239
PuO ₂ -ThO ₂ -Al ₂ O ₃ fuel						
LWR(Vm/Vf=1.9)	4.9	4.6	0.74	0.046	0.69	0.75
FR	5.6	5.3	3.1	2.1	0.76	0.93
HTGR	2.6	2.4	0.26	0.024	0.47	0.48
PuO ₂ -ZrO ₂ (Y,Gd)-Al ₂ O ₃ fuel						
LWR(Vm/Vf=1.9)	5.0	4.7	0.77	0.04	0.85	0.93

Table 2.1.3 Void reactivity and effective delayed neutron fraction(β_{eff}) of ROX fuel PWR

	PuO ₂ -ThO ₂ -Al ₂ O ₃	PuO ₂ -ZrO ₂ (Y,Gd)-Al ₂ O ₃	UO ₂ *
Void reactivity ($\Delta k/k'$) 0%→95% void	-0.69	-0.16	-0.96
β_{eff} (%)	0.30	0.29	0.62

* : 2-dimensional core calculation

2.2 ベンチマーク計算

ROX燃料のような不活性マトリクス燃料は、プルトニウムの燃焼を目的としてイタリア、スイス、フランス等でも検討が進められている。しかし、このような燃料に対する経験はいずれの国においてもまだ乏しく、従って核計算の精度も実験やベンチマーク計算等により検証して行く必要がある。以上のような認識のもとに、原研とイタリア・ミラノ工科大学(Politecnico di Milano(POLIMI))、スイス・ポールシェラー研究所(Paul Scherrer Institute(PSI))の間で、不活性マトリクス燃料の核特性に関するベンチマーク計算を提案し、以上3機関の他フランスCEAやオランダECN等の参加により進めている。¹²⁾

ベンチマーク問題は単ピンセル燃焼計算で燃料系は以下の4つとする。

- 組成 I : PuO₂-Al₂O₃-ZrO₂-MgO
- 組成 II : PuO₂-Al₂O₃-ThO₂-MgO
- 組成 III : PuO₂-ZrO₂-Er₂O₃
- 組成 IV : PuO₂-ZrO₂-B_{nat}.

最初の2つの燃料系については原子炉級プルトニウムと核兵器級プルトニウムの2つのプルトニ

ウム組成を、後の2つの燃料系については原子炉級プルトニウムのみを考える。セルモデルは燃料、被覆管、減速材で燃料-被覆管のギャップを考えない3領域、形状は円柱体系、境界条件は等方(white)反射、幾何学バックリングは0.0とする。Table 2.2.1 にセルのサイズと温度情報をまとめる。各燃料の組成は Table 2.2.2 に示すとおりである。

Table 2.2.1 Region geometric parameters and average temperatures

region	component	diameter	average T
fuel	Fuel	8.2 mm	600 °C
cladding	Zr	9.5 mm	350 °C
coolant	H ₂ O	14.765 mm	300 °C

Table 2.2.2 Fuel composition (mol%)

oxide	Fuel I	Fuel II	Fuel III	Fuel IV
PuO ₂	5	5	4.4	4.3
Al ₂ O ₃	50	50	-	-
ZrO ₂	35	-	94.9	93.1
ThO ₂	-	35	-	-
MgO	10	10	-	-
Er ₂ O ₃	-	-	0.7	-
B	-	-	-	2.6

燃焼計算は、燃料IおよびIIに対しては15kW/m、IIIとIVは19kW/mの線出力密度を用いて行い、燃焼時点0, 20, 100, 300, 600, 900, 1200EFPDで計算結果の出力を行う。比較項目は、無限増倍率、²³⁹Puから²⁴⁵Cmまでの主な重核種および¹⁶⁶Erと¹⁶⁷Er(燃料III)あるいは¹⁰B(燃料IV)の個数密度、各領域毎6群の中性子束分布、上記核種の6群核分裂、吸収(=(n,γ)+(n,f)-(n,2n))および中性子生成反応率、ドップラーおよび減速材ボイド反応度係数、減速材中のボロン反応度等である。

このベンチマーク計算は現在進行中であるが、Fig.2.2.1に計算結果の比較の一例¹²⁾を示す。この図は原子炉級プルトニウム燃料組成Iのケースについて、無限増倍率の燃焼変化を示している。各機関の計算に用いられたコードと断面積データは Table 2.2.3 の通りである。燃焼初期で最大2%dk/k以上、燃焼末期では最大5%dk/k以上のばらつきが見られ、通常のMOX燃料格子等と比べて用いるデータや手法間による差異が大きい。このように不活性マトリクス燃料炉心の核特性予測精度の現状は不確かさが見られ、設計計算上も注意が必要である。次章以降では、ROX燃料炉心の反応度係数等の特性評価と、その結果を用いた過渡解析の結果が示されているが、過渡解析の結果の評価は基本的に、全く同一の手法で評価されたUO₂燃料軽水炉との比較により行った。

Table 2.2.3 Data and method used in inert-matrix fuel cell burnup benchmarks

Participant	Code	Cross section
CEA	APOLLO-2	JEF-2.2
ECN	SCALE	JEF-2.2
JAERI	SRAC95	JENDL-3.2
POLIMI	WIMS	WIMS-86
PSI	BOXER	JEF-1

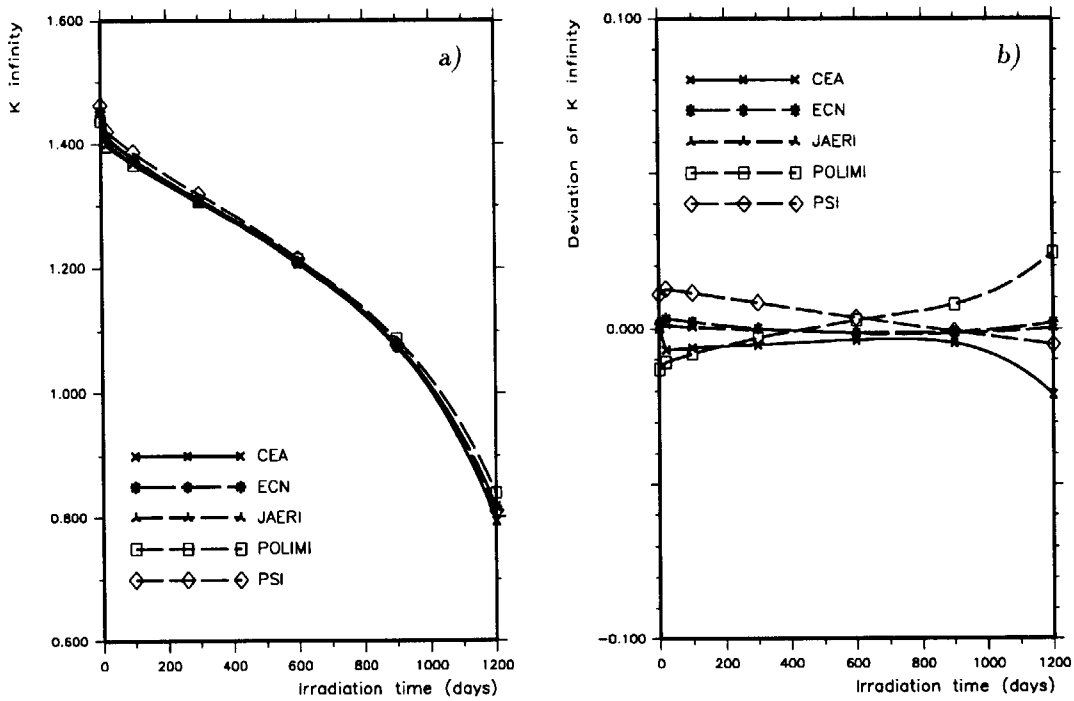


Fig.2.2.1 Burnup dependence of a)infinite multiplication factor and b)its deviation from the mean value in composition I fuel cell with reactor-grade plutonium

3. ジルコニア型ROX燃料炉心の特性解析

3.1 炉心核設計計算

Zr-ROX燃料を軽水炉に装荷する場合、2.1節でも言及しているように、ボイド反応度係数やドップラー反応度係数が UO_2 に比べて小さいという問題点がある。ジルコニア型燃料には親核種が存在せず、さらに燃焼とともにプルトニウムの組成が大幅に変化する。そのため、色々な燃焼段階の燃料集合体が装荷されている多バッチ燃料交換炉心におけるこれらの反応度係数をセル計算で評価するのは困難となる。さらに、燃焼時の反応度変化等のふるまいが通常の燃料と様子が異なり、特に親核種がないので燃焼末期に急速に反応度が低下し、セル燃焼計算では燃焼期間や取り出し燃料組成も正確に予測できない。ここでは、Zr-ROX燃料軽水炉の炉心内燃料集合体装荷と交換のパターンを模擬した炉心燃焼計算を行うことによって、上記のような炉心特性を評価する。

炉心燃焼計算は、SRACによる格子燃焼計算で得られた巨視的断面積を用いて拡散計算により炉心燃焼計算を行うCOREBNコードとその補助コードで燃料交換時等の燃料管理を行うHISTコード¹⁰⁾を用いた。2次元X-Y体系計算により17×17型PWRの四角型集合体と193燃料集合体からなる炉心を模擬し、燃料集合体の装荷パターンと交換パターンは3バッチ燃料交換を想定した。この燃料装荷、交換のパターンは、燃焼サイクルを通じて出力がなるべく平坦になるよう試行錯誤的にサーベイ計算を行い決定したものである。

燃料系は $PuO_2-ZrO_2(Y,Gd)-Al_2O_3$ とし、核兵器級プルトニウム装荷炉心の特性を検討した。セル燃焼計算結果等を参考に1400日程度の燃焼日数を目標とし、この燃焼日数が得られるようなプルトニウムの富化度を2次元R-Z炉心燃焼計算によって決定した。またこの計算をもとに、新燃料の燃焼寿命初期から末期までの炉心軸方向出力分布を評価した。軸方向出力分布の燃焼変化を Fig.3.1.1 (uniform Gd concentration) に示す。燃焼初期に出力のピークがある炉中心($z=0$)付近ではプルトニウムが早く燃えてしまい出力密度が低下する。燃焼400日めではプルトニウムが"燃え残って"いる、炉心の上下端に近い側($z=100$ 付近)に出力のピークが移動する。これ以降も出力ピークの存在する箇所の出力が順次低下して行き、燃焼とともに次々に歪みかたが変化して行く特異な出力分布となっている。炉心の出口近くは限界熱流束比が厳しくなる場所である。ここに出力のピークが存在すると熱的に問題となる可能性があるので、軸方向出力分布の平坦化を試みた。方法としては、安定化ジルコニア($ZrO_2(Y,Gd)$)中の Gd_2O_3 の濃度を炉心中央で濃く、上下端で薄くし軸方向5領域に分布をつけ、燃焼寿命初期の炉心中心部の出力を抑えた。その結果、 Fig.3.1.1 (axial Gd distribution) のような出力分布となった。この出力分布平坦化の熱特性への効果については、次節で説明する。

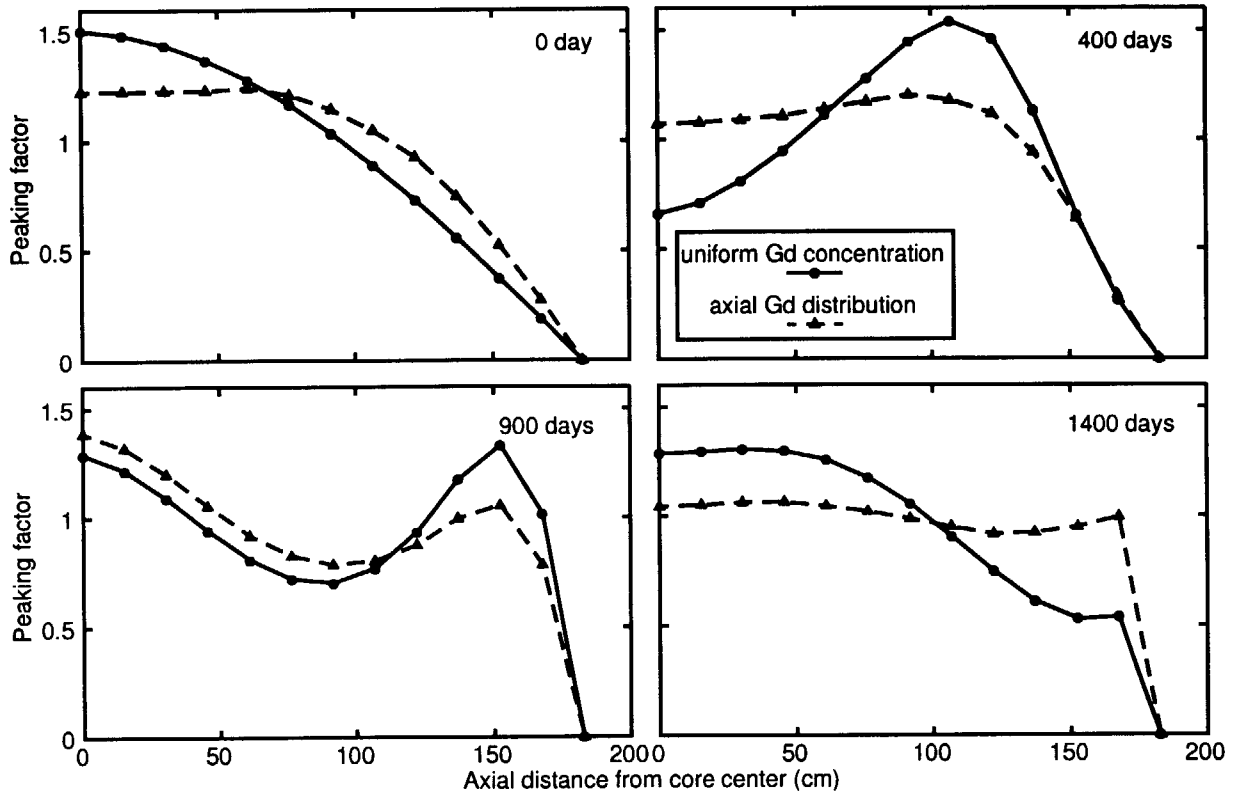


Fig.3.1.1 Burnup dependence of axial power distribution in weapons-Pu Zr-ROX fuel PWR with and without axial Gd_2O_3 concentration distribution

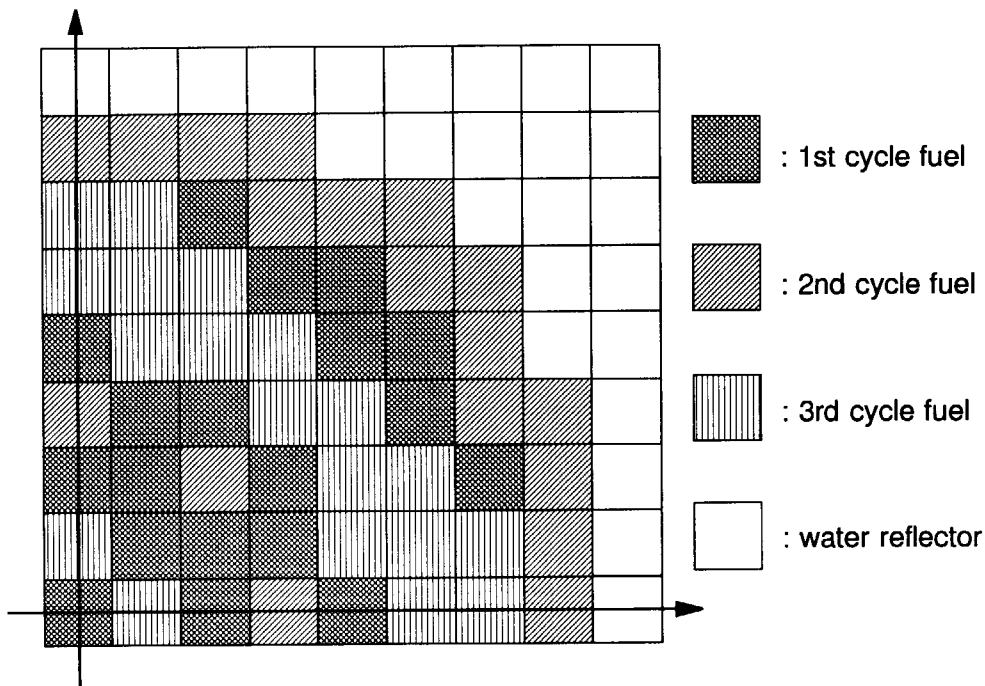


Fig.3.1.2 Fuel assembly loading pattern in weapons-Pu Zr-ROX fuel core (1/4 core)

プルトニウム富化度の決定に続き炉心内の燃料集合体装荷パターンの検討を2次元X-Y体系拡散計算により行った。炉心は燃料集合体193体からなる3バッチ炉心とし、集合体のピッチは21.5cm、炉心熱出力は3000MWtとした。炉心計算に用いる各バッチの燃料の巨視的断面積は、プルトニウム富化度決定の際のR-Z炉心燃焼計算で評価された第1~第3燃焼サイクルそれぞれの平均燃焼日数に相当する断面積とした。炉心軸方向への中性子のものは、炉心高さ366cmから計算したバックリングにより評価した。各燃焼サイクルに相当する3種類の燃料集合体配置を入れ替えた計算を繰り返し行い、炉心径方向の出力分布を平坦にできる燃料配置を決めた。決定した炉心の燃料集合体配置は Fig.3.1.2に示すようなものとなった。

以上のように決定した燃料配置の炉心に対する炉心燃焼計算を、燃料交換8サイクル目まで行い、この第8サイクルをもって平衡サイクルとして各炉心特性を求めた。第1サイクルの初装荷燃料については、3サイクルの燃焼日数を1400日としてその1/3を1サイクルの燃焼日数と仮定し、各サイクルの燃料の燃焼日数に対応する断面積を炉心計算に用いた。以降、燃焼サイクルの更新ごとに装荷パターンに従って3サイクル燃焼した燃料の取り出しと新燃料の装荷、それに伴う燃料集合体のシャッフリングを進めた。 Fig.3.1.3にはFig.3.1.2の炉心の第1~第8燃料交換サイクルの燃焼反応度変化を示す。第8サイクル(平衡サイクルとする)のサイクル長は452日となり、目標とした燃焼期間1400日(1サイクルあたり470日)に近い燃焼日数が得られた。サイクル初期の余剰反応度は Gd_2O_3 によりおさえられているため、燃焼150日目付近で余剰反応度は最大約15% $\Delta k/k$ となる。

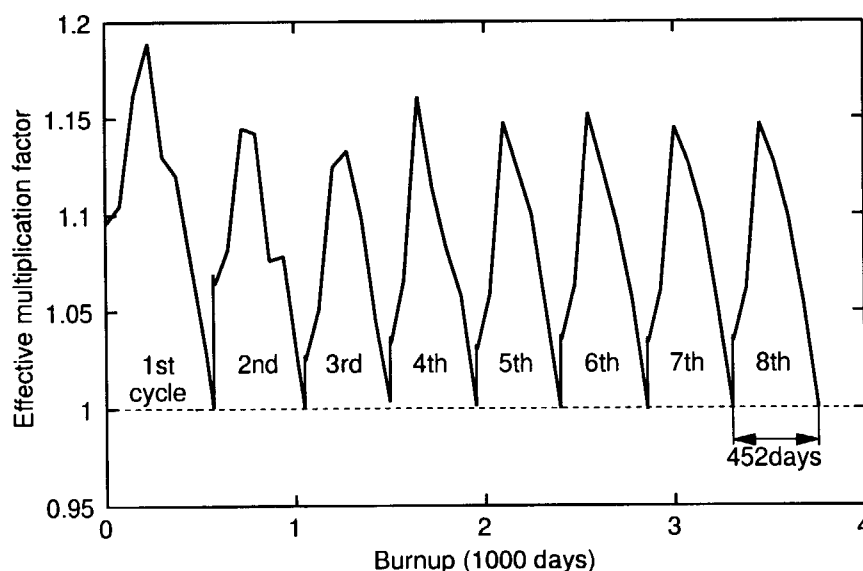


Fig.3.1.3 Burnup reactivity change of weapons-Pu Zr-ROX LWR from 1st to 8th burnup cycle

以上により得られた平衡サイクル(第8燃焼サイクル)炉心のサイクル初期と末期の炉心内径方向出力ピーキングをFig.3.1.4に示す。サイクル初期のホットチャンネルは燃焼2サイクル目の燃料でピーキングは1.76、サイクル末期は新燃料で2.23という大きな値となっている。

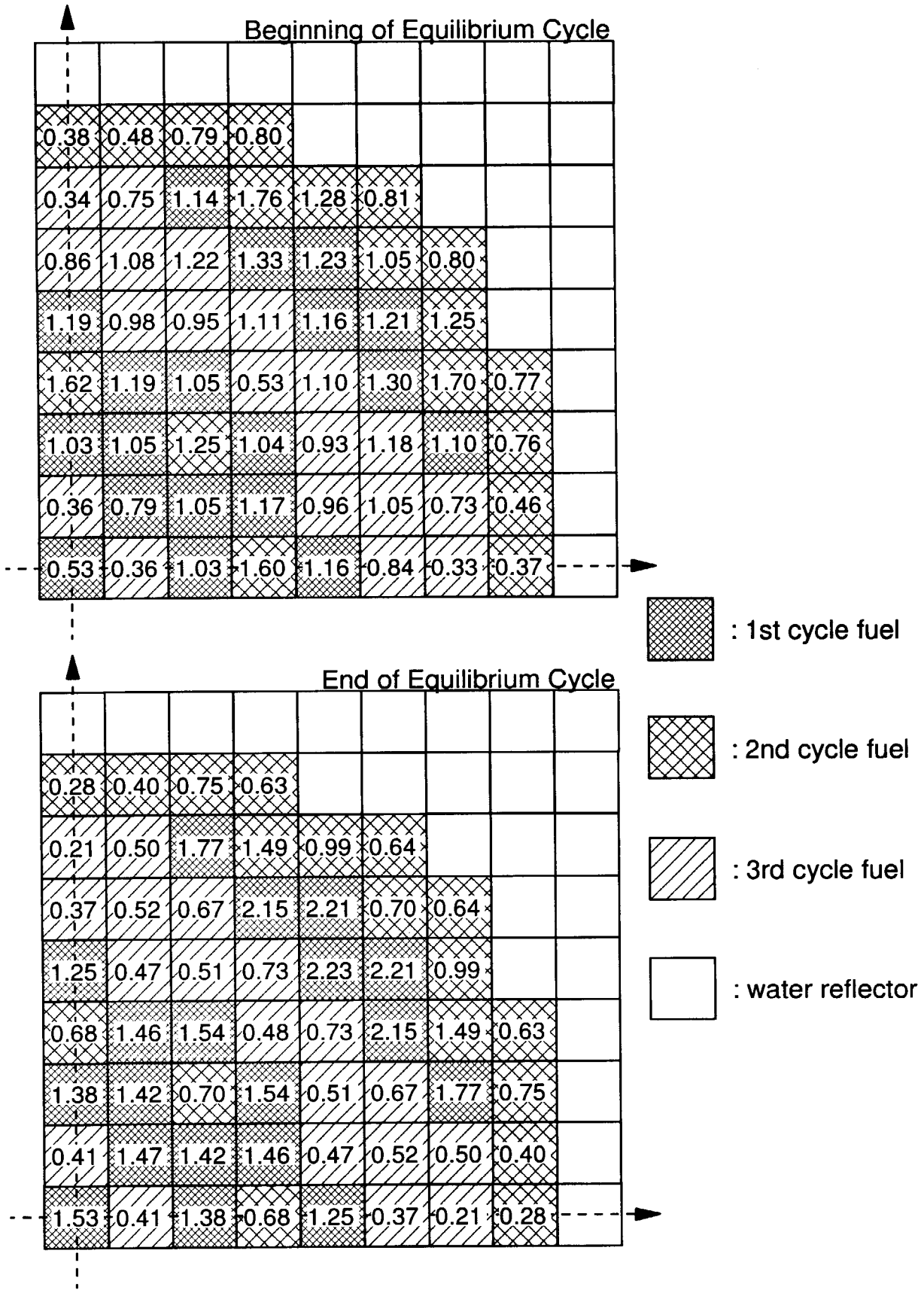


Fig.3.1.4 Radial power peaking in weapons-Pu Zr-ROX PWR (1/4 core)
(beginning and end of equilibrium cycle)

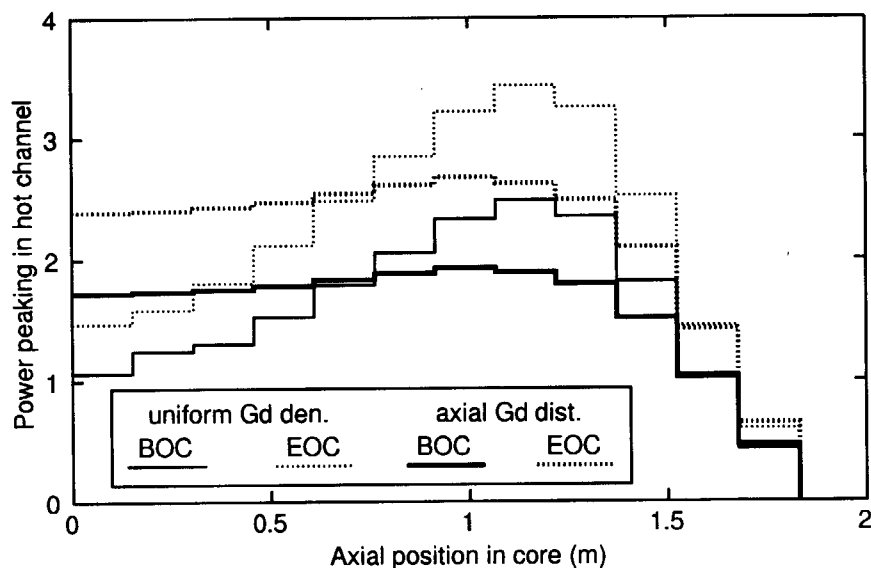


Fig.3.1.5 Power peaking factor in Zr-ROX PWR hottest channel(weapons-Pu, z=0.0:core center)

この径方向ピーキングファクターにFig.3.1.1の軸方向分布をかけた、ホットチャンネルの出力分布は、軸方向にGd₂O₃濃度の分布をつけない場合、サイクル末期でピーキング係数が最大3.4となり極めて大きい(Fig.3.1.5)。この大きな出力ピーキングが炉心の熱的な特性に及ぼす影響については次節で検討される。燃料中のGd₂O₃濃度に炉心軸方向の分布をつけて軸方向出力分布の平坦化をはかった場合、出力ピーキングを最大2.7程度におさえることができる。

Figure 3.1.6は3サイクル約1350日間の燃焼によるプルトニウムの各同位体のインベントリの変化を示す。この図に見られるように²³⁹Puはほとんど燃焼してしまい、全プルトニウムも80%以

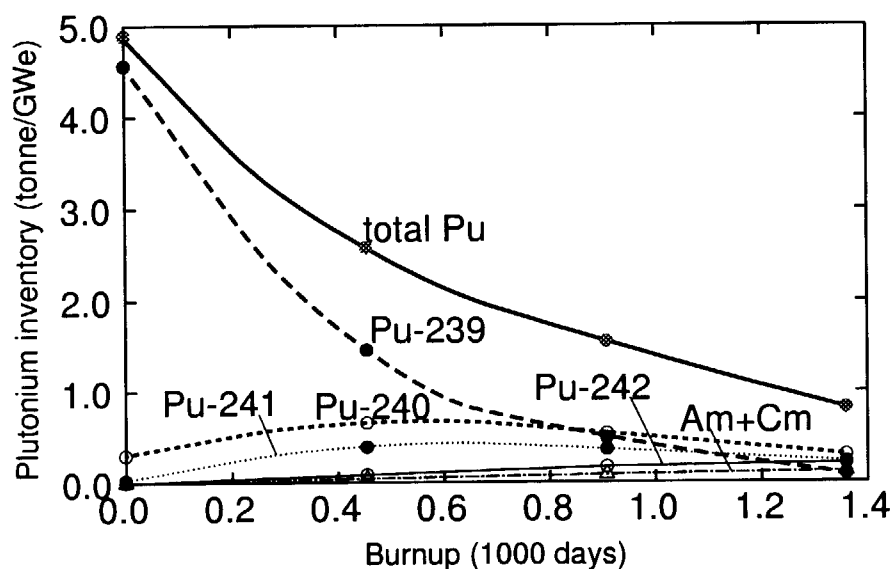


Fig.3.1.6 Burnup dependence of plutonium inventory in weapons-Pu Zr-ROX LWR obtained with 2-D X-Y diffusion calculation

上が消滅している。また、取り出し燃料中のプルトニウムの6割が ^{240}Pu と ^{242}Pu であり、兵器級プルトニウムの質を大きく劣化させることができる。

Table 3.1.1 には平衡サイクル初期と末期の、高温全出力および零出力炉心の動特性パラメータを、現行の UO_2 燃料軽水炉と比較して示す。 UO_2 軽水炉の動特性パラメータも同じSRAC-COREBNシステムで評価されたものである。ROX軽水炉はプルトニウム燃料炉であるため実効遅発中性子割合 β_{eff} が非常に小さいことがわかる。燃焼サイクル初期では現行軽水炉の半分しかない。サイクル末期には ^{241}Pu の蓄積により多少増加するがそれでも現行軽水炉の6割程度である。

Table 3.1.1 Kinetics parameters of weapons-Pu Zr-ROX and UO_2 fuel PWR

Zr-ROX hot full power	BOEC	EOEC
prompt neutron life time ℓ (sec)	1.11909×10^{-5}	2.20325×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	2.86639×10^{-3}	3.50126×10^{-3}
Zr-ROX hot zero power		
prompt neutron life time ℓ (sec)	1.20411×10^{-5}	2.30930×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	2.87645×10^{-3}	3.48039×10^{-3}
UO_2 hot full power		
prompt neutron life time ℓ (sec)	2.03965×10^{-5}	2.33554×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	6.22550×10^{-3}	5.45749×10^{-3}
UO_2 hot zero power		
prompt neutron life time ℓ (sec)	2.09092×10^{-5}	2.44649×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	6.14040×10^{-3}	5.45258×10^{-3}

BOEC : beginning of equilibrium cycle,
EOEC : end of equilibrium cycle

ジルコニア型ROX燃料軽水炉と現行の UO_2 燃料軽水炉におけるボイド反応度およびドップラー反応度を Table 3.1.2 にまとめる。現行軽水炉と比較すると、ROX軽水炉ではまずサイクル初期のボイド反応度が小さく、減速材ボイド率にも依存するが現行軽水炉の数分の1~10数分の1しかない。サイクル末期では現行軽水炉並みのボイド反応度となっているが、これは主に ^{239}Pu とGd同位体の燃焼による。ドップラー反応度はサイクル初期、末期ともに非常に小さく、サイクル初期では現行軽水炉の1/6~1/8である。燃焼末期には燃料中の ^{242}Pu の増加等により、現行軽水炉の1/4程度までドップラー反応度は増加する。

以上、3バッチの燃料集合体交換を模擬したジルコニア型ROX燃料軽水炉の炉心燃焼計算でも、セル計算で予想されていたように β_{eff} が小さい上に、ボイド反応度とドップラー反応度係数がともに現行の軽水炉より小さく評価された。これらの反応度係数が炉の過渡状態の振るまいに及ぼす影響については、ここで得られた反応度係数や出力分布等を用いた反応度事故や冷却材喪失事故解析により検討する必要があるが、これらの事故解析については次節で説明する。

Table 3.1.2 Void and Doppler reactivities of weapons-Pu Zr-ROX and UO₂ PWR

	Zr-ROX BOEC	Zr-ROX EOEC	UO ₂
Void reac.(%Δk/k)			
0→40% void	-0.32	-9.7	-8.0
0→95% void	-17.7	-93.0	-96.0
Doppler reac.(%Δk/k)			
900→1200K	-0.098	-0.20	-0.75
600→900K	-0.13	-0.23	-0.86

3.2 安全性の検討

3.2.1 熱特性

前節で述べたように、ジルコニア型燃料(PuO₂-ZrO₂(Y,Gd)-Al₂O₃)炉心では炉心内径方向出力分布の平坦化が難しく、しかも燃焼とともに軸方向の出力分布も大きく歪む。結果的に出力ピーキングは最大で約3.4となり、燃料最高温度、限界熱流束比(DNBR)ともに現行軽水炉と比べて厳しくなることが予想される。ここでは、原研で開発された「知的原子炉設計システム」IRDS (Intelligent Reactor Design System)のうちの炉心熱流設計モジュール¹³⁾を用いてこれらの量を評価し、定常状態での炉心の熱的な特性の概要を検討した。IRDSにはいくつかの熱流計算コードが組込まれているが、今回はGAPCON-THERMAL2-HCコード¹⁴⁾を用いた単チャンネル計算を行った。前節の炉心燃焼計算の結果より、熱的に最も厳しくなる第1燃焼サイクル末期の燃料を計算の対象とした。この燃料の径方向出力ピーキングは2.23であり、さらにFig.3.1.1に示すような軸方向出力分布をもつ。ROX燃料の融点や熱伝導率等の物性値は、この検討を行った時点で実測値が存在しなかったため、多相系物質の各相の物性値から簡便法により評価された値¹⁵⁾を用いた。ジルコニア型燃料に対して評価された各物性値を Table 3.2.1 に示す。ここで燃料熱伝導率は温度依存である(Fig.3.2.1)。

Table 3.2.1 Fuel properties of zirconia type ROX fuel calculated at around 800K

Specific heat capacity	(kJ/kg/K)	0.714
Thermal conductivity	(W/m/K)	4 ~ 6
Density	(g/cm ³)	5.57
Melting temperature	(K)	~2200

これらの条件を用いて計算された燃料ペレット内径方向温度分布を、燃料温度最高点についてFig.3.2.2に示す。平均線出力密度を現行軽水炉並みの18kW/mとすると、ピーキング係数3.4では燃料最高温度がZr-ROX燃料の融点2200Kを越えてしまう。ピーキング係数を2.7まで低減すると融点は下回るものの余裕は小さい。現行のUO₂燃料PWRの設計例では、燃料最高温度は融点に対し少なくとも500K程度以上の余裕がある。Zr-ROX燃料の場合、さらに出力分布を平坦化

しピーキング係数2.0程度まで低減できれば燃料融点に対し500Kの余裕をもたせることができる。ピーキング係数2.7の場合には、平均線出力密度16kW/mでも燃料最高温度は1900K以上になってしまう。燃料温度を1700K以下にするには線出力を14kW/m以下に減少させる必要があるが、炉出力の大幅な低下を招く。

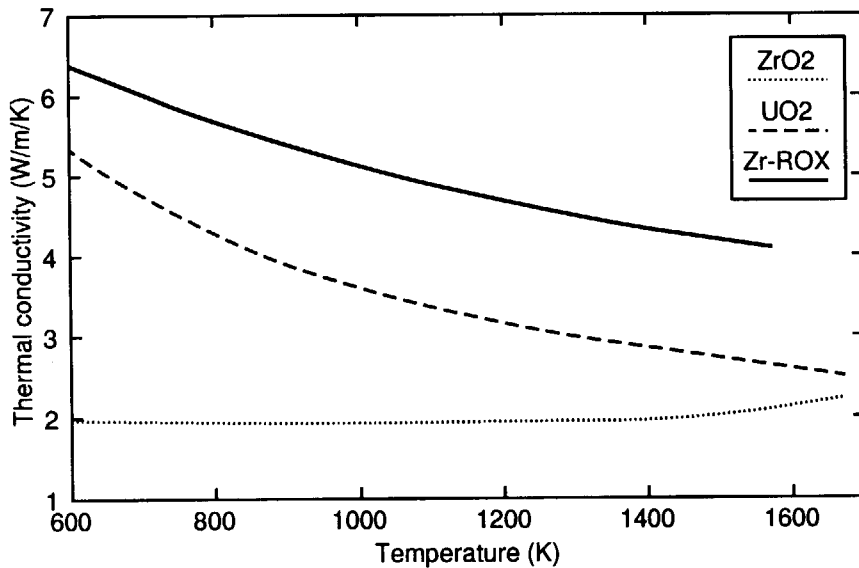


Fig.3.2.1 Thermal conductivity of stabilized ZrO_2 , UO_2 and Zr-ROX

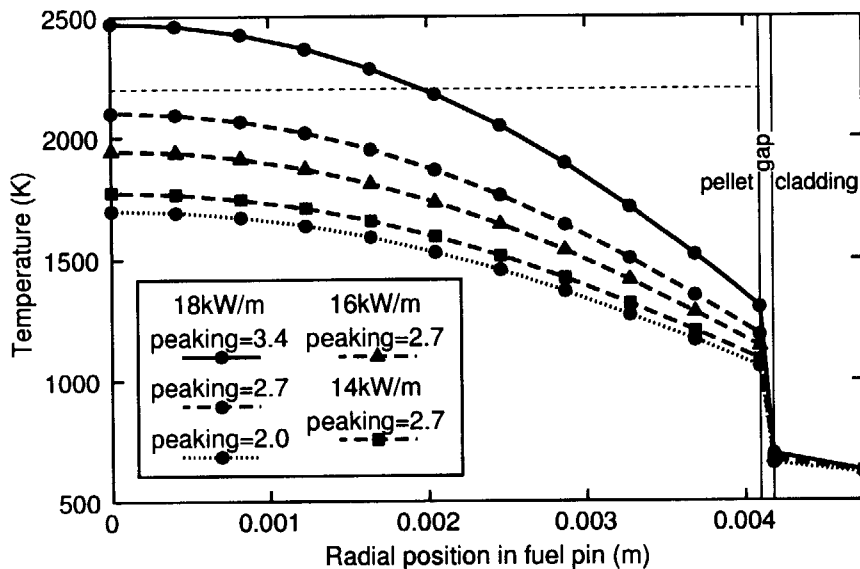


Fig.3.2.2 Temperature distribution in $PuO_2-ZrO_2-Al_2O_3$ pellet (GAPCON-THERMAL2-HC)

Fig.3.2.3には、平均線出力密度や軸方向出力分布平坦化の有無によるDNBRの軸方向分布の違いを比較する。IRDSでは対象とする炉型に応じて計算に用いる限界熱流束相関式が自動的に選択されるが、ここで用いられた2種類のPWR用の相関式(B&W2およびW-3)による結果もあ

わせて示す。平均線出力密度18kW/mの場合にはDNBが発生すると考えられる。線出力を16kW/mに下げたケースではいずれの場合も最小DNBR(MDNBR)は1.0以上あるものの余裕は小さい。軸方向出力平坦化を行わないとDNBRの厳しくなる炉心出口近くが出力分布のピークとなるため、出力平坦化によりMDNBRは0.2~0.3程度改善される。しかしその場合でも線出力16kW/mの時で、MDNBRは1.5(B&W)~1.2(W-3)である。

以上Zr-ROX燃料炉心では、現行軽水炉並みの平均線出力18kW/mとした時には燃料最高温度、DNBRの両面で安全上の問題が生じると考えられる。線出力を16kW/mとし、さらに軸方向の出力分布平坦化により炉心の出力ピーキング係数を2.7まで低減しても、この問題が生ずる可能性が高い。燃料最高温度を下げるためには、燃料熱伝導率を高くするか、最大線出力密度を低くすればよい。燃料熱伝導率を高めるにはROX燃料中のスピネル $MgAl_2O_4$ やアルミナ Al_2O_3 の割合を増やすことが考えられるが、炉心設計の立場からは出力分布をさらに平坦化し最大線出力密度を抑える必要がある。これが困難な場合は、平均線出力密度(炉心出力)をさらに低減する必要性が生じる。出力分布の平坦化が可能となれば、DNBRの余裕も大きくなる。

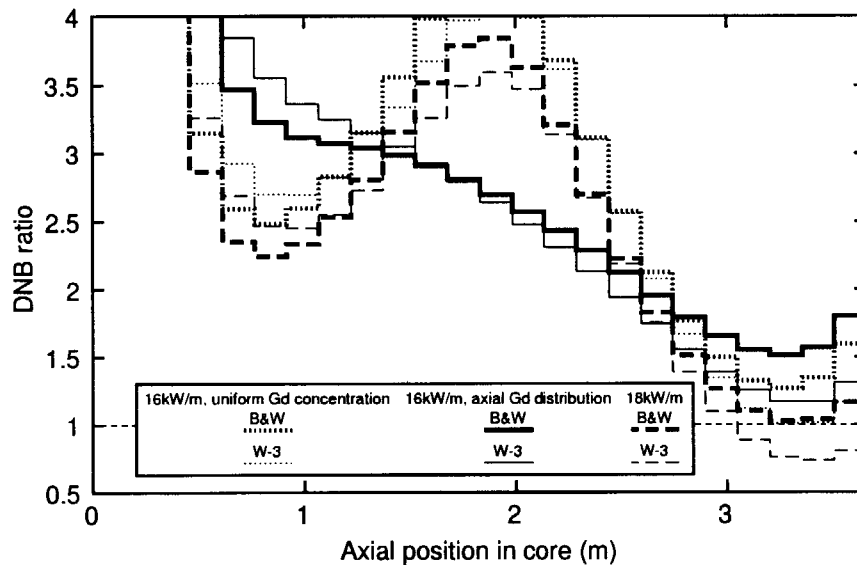


Fig.3.2.3 Axial distribution of DNB ratio in $PuO_2-ZrO_2-Al_2O_3$ PWR hot channel (GAPCON-THERMAL2-HC, B&W and W-3 correlations)

3.2.2 事故解析

Zr-ROX燃料炉心では、ドップラー反応度係数、ボイド反応度係数ともに現在の軽水炉に比べて小さく、さらにプルトニウム燃料炉心であるため実効遅発中性子割合(β_{eff})も UO_2 燃料の1/2程しかない。これらの値は原子炉の過渡的な振るまいに大きな影響を及ぼすものと考えられるので、ここではZr-ROX燃料炉の反応度事故(RIA)および冷却材喪失事故(LOCA)解析を実施した。また、各反応度係数および燃料物性値等をパラメータとして変化させることにより事故時の炉心特性の感度解析もあわせて行った。これらの事故解析に用いた燃料の物性値は **Table 3.2.1**

とFig.3.2.1のとおりで、反応度係数や炉心内出力分布は3.1節でそれぞれ評価されたものである。

a) 反応度事故解析

反応度事故解析は原研開発の一点近似反応度事故解析コードEUREKA-2¹⁶⁾を用いて実施した。炉出力、炉心流量、圧力、炉心入口エンタルピ等の状態量と炉心形状は既存の1100MWe級PWRプラントのものを使用した。計算モデルはFig.3.2.4に示すとおりで、炉心部を平均チャンネルとホットチャンネルの2チャンネルに分け、それぞれ軸方向に12分割した。解析は燃焼サイクル初期(BOC)と末期(EOC)の高温全出力と高温零出力の計4ケースについて行った。投入反応度は、ROX燃料炉心における制御棒価値の検討を行っていなかったため、現行PWRを参考にTable 3.2.2のように設定した。反応度投入前の原子炉出力は全出力状態は定格の1100MWe、零出力状態はその 10^{-9} 倍とした。

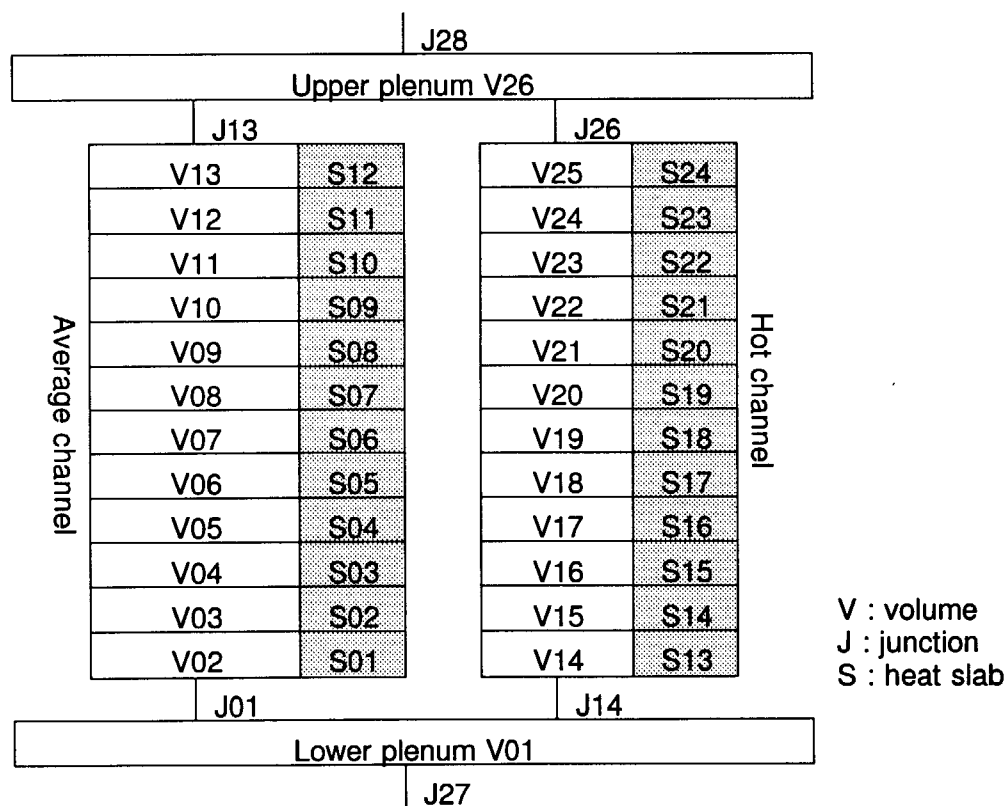


Fig. 3.2.4 RIA Analysis model for EUREKA-2

Table 3.2.2 Reactivity insertion and scram conditions

	Reactivity insertion (%Δk/k)	Insertion period (sec)	Scram condition (% nominal power and sec delay time)
BOC, hot, full power	0.11	0.1	118%, 0.5sec
EOC, hot, full power	0.21	0.1	118%, 0.5sec
BOC, hot, zero power	0.70	0.1	35%, 0.5sec
EOC, hot, zero power	1.00	0.1	35%, 0.5sec

解析結果から、EOC高温零出力時が最も厳しい結果となることがわかった。この時ピーク出力位置での燃料平均温度、燃料エンタルピともに、燃料の融点~2200Kおよび現行軽水炉の燃料エンタルピの制限値230kcal/kgをはるかに上回る (Table 3.2.3)。ここで燃料エンタルピについては、Zr-ROX燃料の密度が通常のUO₂燃料の約1/2であるため、燃料単位体積あたりのエネルギー蓄積量という観点から見た実効的な制限値は大きくなることも考えられる。しかし、いずれにせよZr-ROX燃料炉心では、燃料の健全性保持のためなんらかの対策が必要となる。同じTableには比較のため、全く同一の手法(炉心燃焼および反応度事故計算)で評価された現行型UO₂燃料PWRの値も同時に示されている。

Table 3.2.3 Results of RIA analysis at peak power position in core (EOC, hot zero power)

	Fuel enthalpy (kcal/kg)	Fuel averaged temperature (K)
Zr-ROX	>>230	>>2200
Doppler reactivity		
×3	330	2200
×5	220	2200
β_{eff}		
×1.5	740	2200
×2	570	2200
UO ₂	93	2090

反応度事故時の特性改善のために、EOC、高温零出力状態の炉心について、事故時の燃料最高温度や燃料最大エンタルピ等のパラメータ感度を調べた。感度パラメータとしては、投入反応度、ドップラー係数、ボイド係数、燃料の熱伝導率、 β_{eff} 、即発中性子寿命および原子炉初期出力を選んだ。その結果、反応度事故時の炉心特性に対し影響をもつパラメータはドップラー係数と β_{eff} のみであることがあきらかとなった。このうち β_{eff} は燃料中の²³⁹Puをすべて²³⁵Uと置き換えたとしても2倍に増える程度であり、プルトニウム燃料を使用する限り改善は難しい。一方、ドップラー係数はいくつか改善の方法が考えられる。この場合、Table 3.2.3にある通り燃料温度を融点以下におさえ、かつ燃料のエンタルピも現行軽水炉の制限を満たすためには、ドップラー係数を現在の5倍にする必要がある。また、燃料破損にいたるエンタルピが、上でも述べたように燃料密度の違いにより現行のUO₂燃料よりも大きいと仮定しても、ドップラー係数を3倍程度以上大きくすることが必要と考えられる。この時ペレット平均の最高温度が融点にほぼ等しい約2200Kであることから見て、ドップラー係数をこれ以下にすることは望ましくない。今後、実際にROX燃料が破損する時の条件を明らかにするためのNSRR実験等が予定されており、その結果によって必要とされる燃料の仕様はより詳細につめることができる。

b) 冷却材喪失事故解析

Zr-ROX燃料を装荷したPWRについて、冷却材喪失事故(大破断LOCA)の解析を実施し、現行のUO₂燃料と比較することにより、燃料の物性及び核特性の影響を検討・評価した。解析は、最適予測コードであるRETRAN02¹⁷⁾を用いた。プラントデータは、炉出力、炉心流量、圧力、

炉心入口エンタルピー等の初期状態量および機器の寸法・形状は、既存の1,100MWe級PWRを参考にした。主要緒元を Table 3.2.4 に、またノーディング図をFig.3.2.5に示す。Zr-ROX燃料の物性データおよび炉心の核特性は、反応度事故解析と同じものを用いた。本解析の事故条件は、低温側配管における両端破断、外部電源喪失及び高圧注入系・低圧注入系の単一故障、および蓄圧注入系の初期圧力は 51.7kg/cm^2 で破断後50secで注入を停止する、とした。Zr-ROX燃料と現行 UO_2 燃料について高温全出力、サイクル初期(BOC)、および高温全出力、サイクル末期(EOC)の解析を行い結果を比較した。

Table 3.2.4 PWR plant specifications for LOCA analysis

Thermal output	(MWt)	3423
Coolant flow rate	(t/h)	6.01×10^4
Coolant pressure	(kg/cm^2)	157.0
Coolant inlet temperature	($^{\circ}\text{C}$)	289.0
Core active height	(m)	3.66
Core equivalent diameter	(m)	3.37
Number of assemblies		193
Number of fuel pin/assembly		264
Cladding outer diameter	(m)	9.5×10^{-3}
Cladding thickness	(m)	5.7×10^{-4}
Fuel pellet diameter	(m)	8.19×10^{-3}

以上の結果より、Zr-ROX燃料炉心における2ケースのうちEOCのケースが厳しいことが分かった。被覆管最高温度(PCT)は1500Kを越え制限値である1473Kを上回る。Table 3.2.5に示すとおり、このEOCのケースを基準として感度解析も行った。感度パラメータは、ドップラー反応度係数、ボイド反応度係数、燃料熱伝導率、 β_{eff} 、炉心の出力ピーキングファクタ等である。その結果、燃料熱伝導率がPCTに影響を及ぼすこと、出力分布平坦化がPCTの低減に極めて効果的であることがわかった。ピーキングファクタを2程度にできればPCTがほぼ現行PWRの UO_2 燃料炉相当となる。

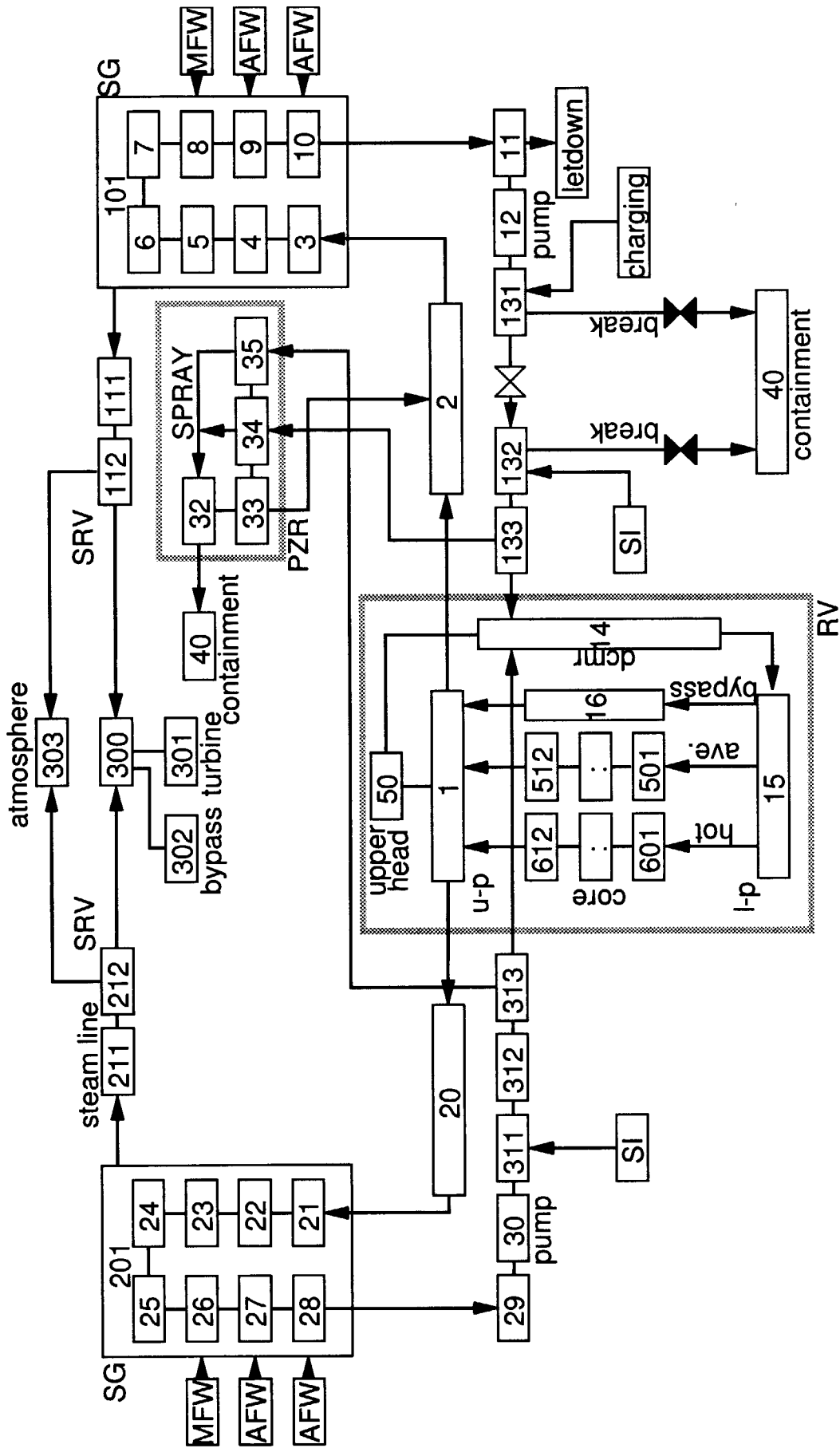


Fig.3.2.5 Noding model of 1100MWt class PWR plant for LOCA analysis

Table 3.2.5 Peak cladding temperature(PCT) in loss of coolant event of Zr-ROX fuel and UO₂ fuel PWR (EOC)

		PCT (K)
Zr-ROX		>1500
Doppler coefficient	×2.0	1510
	×3.0	1520
Void coefficient	×0.5	1520
	×2.0	1480
	×3.0	1480
Fuel thermal conductivity	×0.5	>1500
	×1.5	1320
	×2.0	1300
Power peaking	×0.85	1170
	×0.70	1060
UO ₂		1080

以上Zr-ROX燃料PWR炉心の定常状態での燃料温度やDNBR、反応度事故や冷却材喪失事故時の過渡特性等の解析の結果以下のようなことがわかった。

- (1) 定常状態の熱特性の改善には出力分布をさらに平坦化することが有効である。
- (2) 反応度事故時の特性改善には、ドップラー反応度係数を5倍程度大きくすることが望ましい。
- (3) 冷却材喪失事故時の特性改善には、出力ピーキング係数を2程度に抑えることが望ましい。
- (4) 燃料熱伝導率をさらに高くできれば定常時熱特性や冷却材喪失事故特性の改善が期待できる。

これらの結果をもとに、次章以降で主にドップラー反応度係数と出力分布に重点を置いたZr-ROX燃料炉心の特性改善の試みと、その結果過渡特性への影響について述べる。

4 ジルコニア型ROX燃料軽水炉の炉心特性改善

Zr-ROX燃料軽水炉の特性改善のために2つの方法を試みた。第1は ^{232}Th 、 ^{238}U 、エルビウム等の核種を燃料に添加する方法であり、第2の方法は、現行 UO_2 燃料軽水炉の燃料集合体の一部(例えば1/3)をROX燃料と置き換える部分装荷型炉心とするという方法である。このうち ^{232}Th や ^{238}U の添加は、共鳴のドップラー広がりによるドップラー反応度係数の改善を狙ったものである。また、これらの核種は熱エネルギー領域の吸収断面積が共鳴エネルギー領域に比べ比較的小さいので、減速材ボイド発生時の中性子スペクトル硬化により共鳴吸収が増加しボイド反応度係数改善の効果も期待できる。部分装荷炉心の場合は、炉心の大部分を占める UO_2 燃料によるドップラー係数やボイド係数改善の効果だけではなく、 UO_2 燃料中の ^{235}U により炉心の β_{eff} の値も大きくすることができる。

エルビウムも ^{167}Er の共鳴吸収によるドップラー反応度係数改善の効果があるが、この場合目標とするドップラー反応度係数(元のZr-ROX燃料の5倍程度)を得るには相当量のErを添加する必要がある。そのためエルビウムの中性子吸収により余剰反応度が大きく低下し、燃焼サイクル期間が短くなり、あるいは燃焼期間をのばすためにプルトニウムの富化度を高めることにより、サイクル末期に燃え残るプルトニウム量が大幅に増加してしまう。これは、プルトニウムをなるべく燃やしつつするというROX燃料の本来の目的にそぐわない。ここではエルビウムを、出力ピーキング低減を目的として、Zr-ROX中のガドリニウム濃度低減のために用いる。これについては後であらためて説明する。

添加物がZr-ROXに及ぼす影響については、 ThO_2 は ZrO_2 と並びROX燃料を構成する候補物質の1つであるため、ROX燃料の安定性を損うことはないと期待できる。また、Zr-ROXの相状態の検討結果から見て、安定化 ZrO_2 と UO_2 は、少なくとも UO_2 添加割合40mol%までは理想的な固溶体を形成すると考えられる。¹⁸⁾ エルビウムはガドリニウムと同じ希土類元素であるので、 Er_2O_3 も Gd_2O_3 と同じく ZrO_2 蛍石型相を安定化する。

まず、Zr-ROX燃料中の ThO_2 または劣化 UO_2 (0.2% ^{235}U)の添加量を検討する。Figure 4.1は、核兵器級プルトニウムZr-ROX燃料(5.2PuO₂-47.8ZrO₂-47Al₂O₃)中の安定化 ZrO_2 の10~50%を ThO_2 と置き換えた場合のドップラー反応度の燃焼変化を示す。 ZrO_2 と ThO_2 を半々(23.9 mol% ZrO_2 -23.9mol% ThO_2)としたケースでは ThO_2 を添加しないケースと比べ、燃焼期間平均のドップラー係数を4~5倍程度大きくすることが可能であることがわかる。同様の検討により UO_2 を添加する場合15mol%が必要であることも確かめられた。原子炉級プルトニウムを用いる場合は、プルトニウム組成中の ^{240}Pu の割合が多いためドップラー反応度係数は核兵器級プルトニウムの場合と比べて大きい。 UO_2 を8mol%添加すれば、核兵器級プルトニウムZr-ROX燃料に24mol% ThO_2 あるいは15mol% UO_2 を添加した場合と同程度のドップラー係数を得ることができる。

以下では、 ThO_2 添加あるいは UO_2 + Er_2O_3 添加Zr-ROX燃料軽水炉について炉心燃焼計算を実施し、炉心特性を評価した。ROX燃料部分装荷炉心も十分な反応度係数改善の効果があると考えられるが、セル計算による評価は難しいため、1/3Zr-ROX+2/3 UO_2 部分装荷炉心についても炉心燃焼計算を実施した。

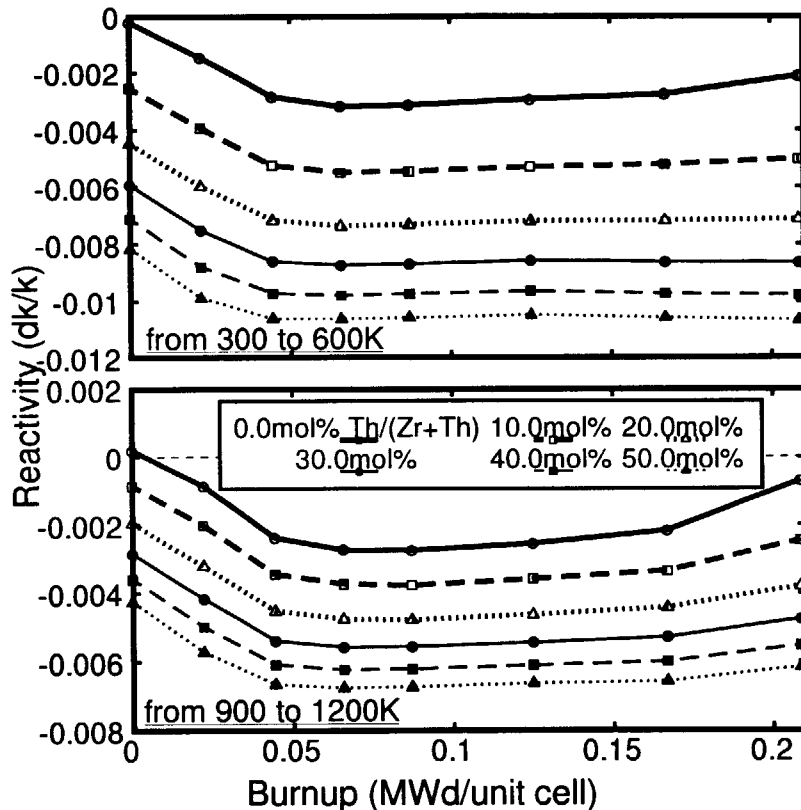


Fig.4.1 Improvement of Doppler reactivity of Zr-ROX fuel by substituting ThO_2 for ZrO_2 (cell calculation)

4.1 ThO_2 添加Zr-ROX燃料炉心の炉心燃焼計算

反応度係数改善のため、核兵器級プルトニウムZr-ROX燃料に ThO_2 を添加した燃料を軽水炉心に装荷し炉心燃焼計算を行った。燃料組成は、プルトニウム富化度はZr-ROX燃料の時と同一で、安定化 ZrO_2 の半分(24mol%)を ThO_2 と置き換えた。炉心燃料集合体配置をFig.4.1.1に示す。燃焼計算の結果を次ページ以降にまとめる。燃焼サイクル日数は約515日で余剰反応度はサイクル初期に最大となり約13% $\Delta k/k$ である(Fig.4.1.2)。 ThO_2 添加による実効遅発中性子割合 β_{eff} への効果はないが(Table 4.1.1)、反応度係数、特にドップラー係数が ZrO_2 型燃料の3-6倍と大きく改善されている(Table 4.1.2)。また、径方向出力ピーキングも最大1.5以下(Fig.4.1.3)で、その結果炉心内ホットチャンネルの最大出力ピーキングを2.4以下(BOC : 2.35, EOC : 2.23)にできる。

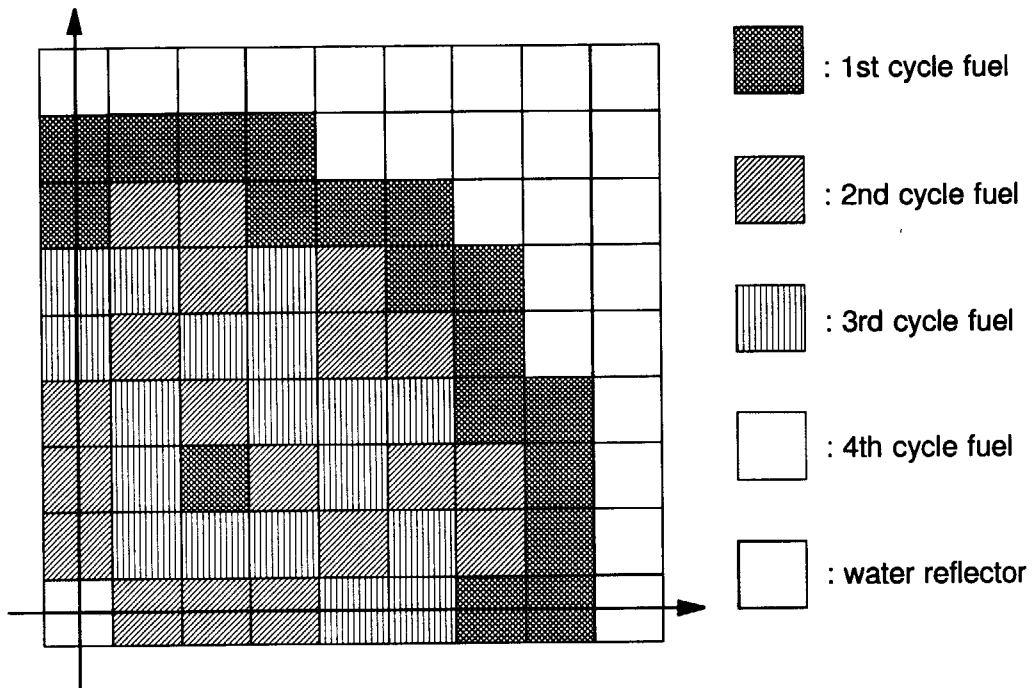


Fig.4.1.1 Fuel assembly loading pattern in Zr-ROX-ThO₂ fuel core (1/4 core)

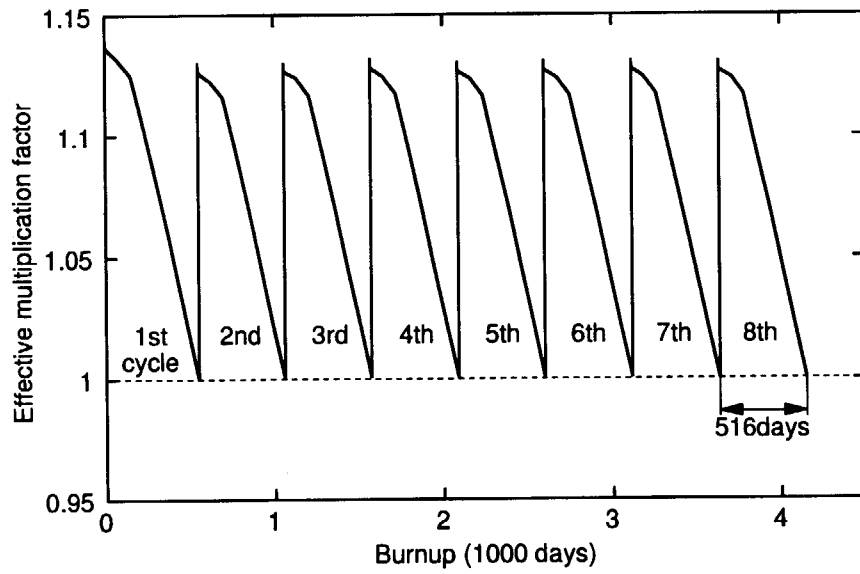


Fig.4.1.2 Burnup reactivity change of Zr-ROX-ThO₂ PWR from 1st to 8th cycle

Table 4.1.1 Kinetics parameters of ZrO₂-ThO₂ type ROX LWR

hot full power	BOEC	EOEC
prompt neutron life time ℓ (sec)	8.19×10^{-6}	1.64×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	2.87×10^{-3}	3.40×10^{-3}
hot zero power	BOEC	EOEC
prompt neutron life time ℓ (sec)	8.61×10^{-6}	1.73×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	2.87×10^{-3}	3.39×10^{-3}

Table 4.1.2 Void and Doppler reactivities of Zr-ROX-ThO₂ fuel PWR

	BOEC	EOEC
void reac. (% $\Delta k/k$)		
0 \rightarrow 40% void	-5.6	-10.8
0 \rightarrow 95% void	-42.0	-85.0
Doppler reac. (% $\Delta k/k$)		
900 \rightarrow 1200K	-0.56	-0.65
600 \rightarrow 900K	-0.70	-0.78

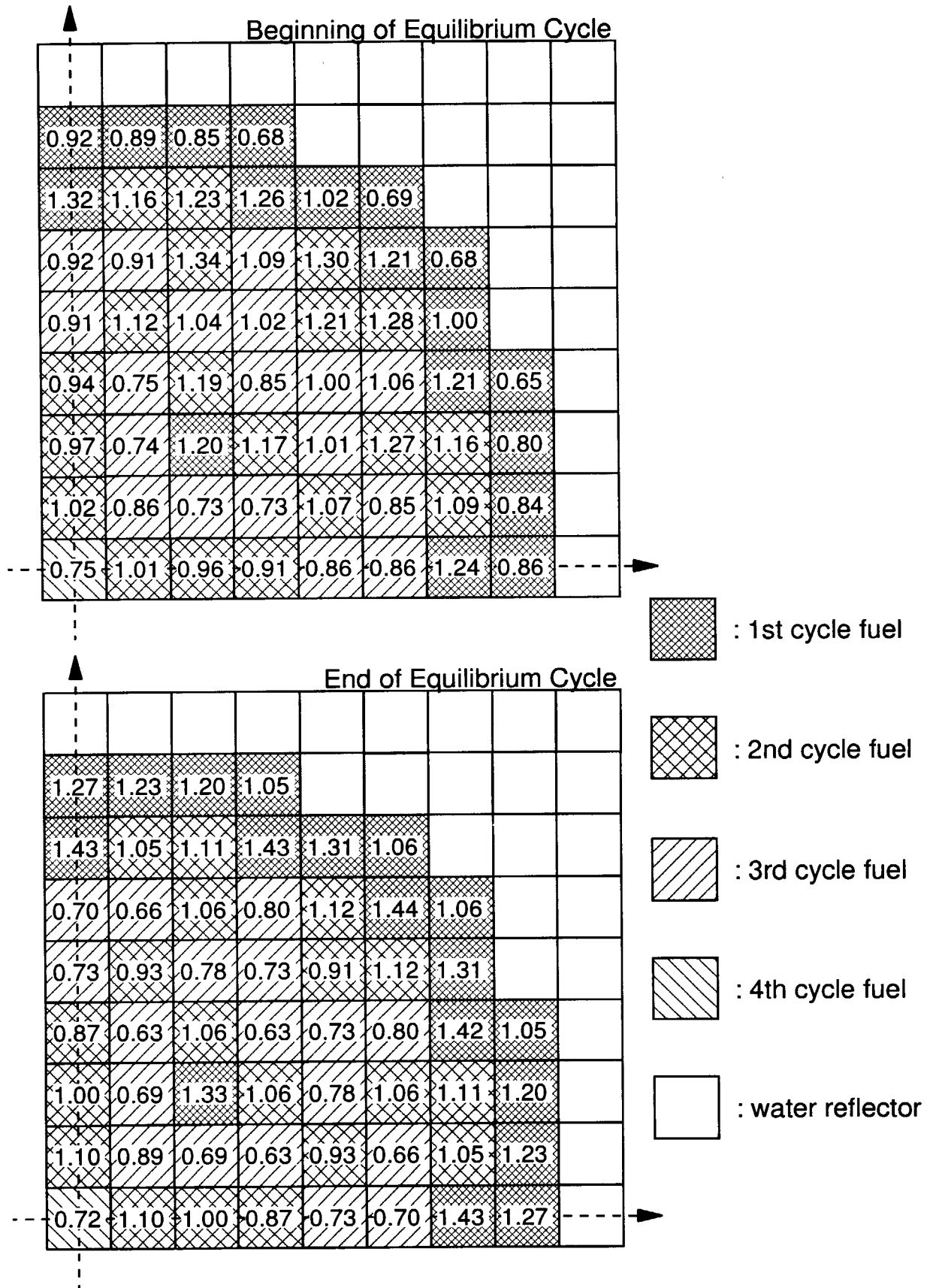


Fig.4.1.3 Radial power peaking in Zr-ROX-ThO₂ PWR (1/4 core)

4.2 UO_2 , Er_2O_3 添加Zr-ROX燃料炉心の炉心燃焼計算

ここでは、ドップラー反応度係数の改善のために24mol% ThO_2 と同等の効果があると予想される、15mol% UO_2 (核兵器級プルトニウムの場合)、あるいは8mol% UO_2 (原子炉級プルトニウムROX)をZr-ROX燃料に添加し、さらに Er_2O_3 添加割合を調節して Gd_2O_3 の量を1/10程度にまで減少させた。Figure 4.2.1には、核兵器級プルトニウムを、15mol% UO_2 および0.3mol% Er_2O_3 (計算上は ^{166}Er と ^{167}Er のみ)を添加したZr-ROX燃料で燃焼(2次元X-Y炉心燃焼計算)した時の燃焼反応度変化を、元のZr-ROX燃料と比較して示す。ここで UO_2 - Er_2O_3 添加燃料では、元のZr-ROX燃料と同程度の燃焼サイクル期間(約450日)となるように PuO_2 の富化度を調節し、6.3mol%とした。また Gd_2O_3 の添加量は0.4mol%から0.02mol%へと減少させた。

Er_2O_3 の添加は、前に述べたように Gd_2O_3 添加量を減らし炉心出力分布の平坦化を容易にすることを目的としている。 Gd_2O_3 はZr-ROX燃料中の ZrO_2 の蛍石型相を安定化させるとともに、親物質のない燃料を燃焼させる際の大きな余剰反応度を抑える可燃性毒物としてZr-ROX中に添加されている。しかしFig.4.2.1にあるように、ガドリニウムの毒物効果は燃焼とともに急速に消滅するため、大きな燃焼反応度変化をもたらす。その結果、燃焼初期、中期、末期それぞれの燃料集合体間での反応度と出力の不整合が生じやすく、大きな出力ピーキングの原因となる。これを改善するため、 Gd_2O_3 は燃焼寿命初期の余剰反応度を抑える程度にまで添加量を減らし、燃焼寿命を通しての余剰反応度低減は Er_2O_3 (と UO_2 あるいは ThO_2)により行うようにすれば、同じくFig.4.2.1にあるように非常に緩やかな燃焼反応度変化が得られる。

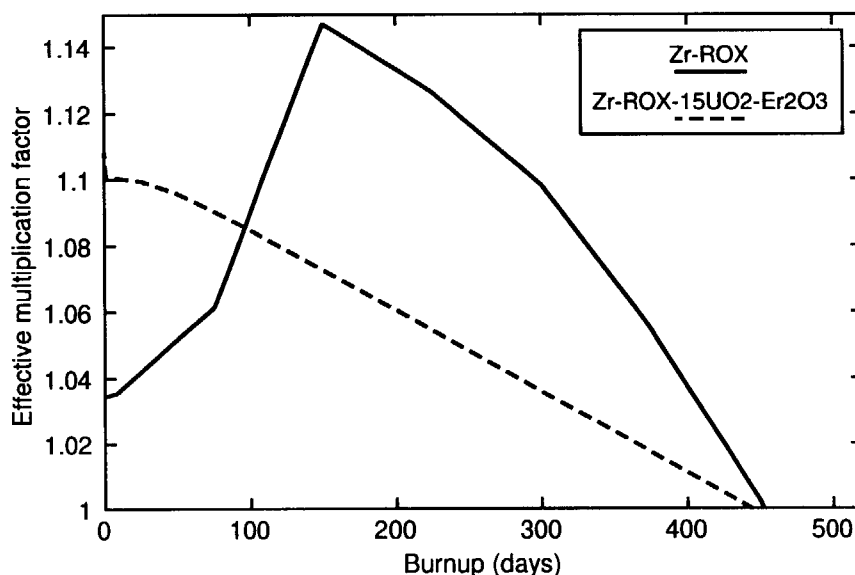


Fig.4.2.1 Burnup reactivity swing of Zr-ROX fuel
(2-D R-Z core burnup calculation, weapons-Pu)

以下に炉心燃焼計算結果をまとめる。炉心燃料集合体配置はFig.4.2.2のとおり。プルトニウム富化度は前述のように、核兵器級プルトニウム炉心で6.3mol%、原子炉級プルトニウム炉心でも同様に8.3mol%とした。燃焼サイクル日数はそれぞれ444日と434日、余剰反応度はどちらの炉心もサイクル初期が最大で11%および9.5% $\Delta k/k$ である(Figs.4.2.3-4.2.4)。実効遅発中性子割合への効果はないが(Table 4.2.1)、ドップラー反応度は目標とした24mol%ThO₂添加Zr-ROX燃料炉心と同程度の値が得られた(Table 4.2.2)。また、ThO₂添加燃料炉心と比べて出力分布平坦化の効果が大きく、炉心径方向出力ピーキング係数も最大1.3にまで減少できた(Figs.4.2.5-4.2.6)。その結果炉心内ホットチャンネルの最大出力ピーキング係数は、核兵器級プルトニウム炉心ではBOCで2.14、EOCで1.63、原子炉級プルトニウム炉心ではBOC 2.16、EOC 1.62となり、Zr-ROX燃料炉心の出力分布を大きく改善できる。

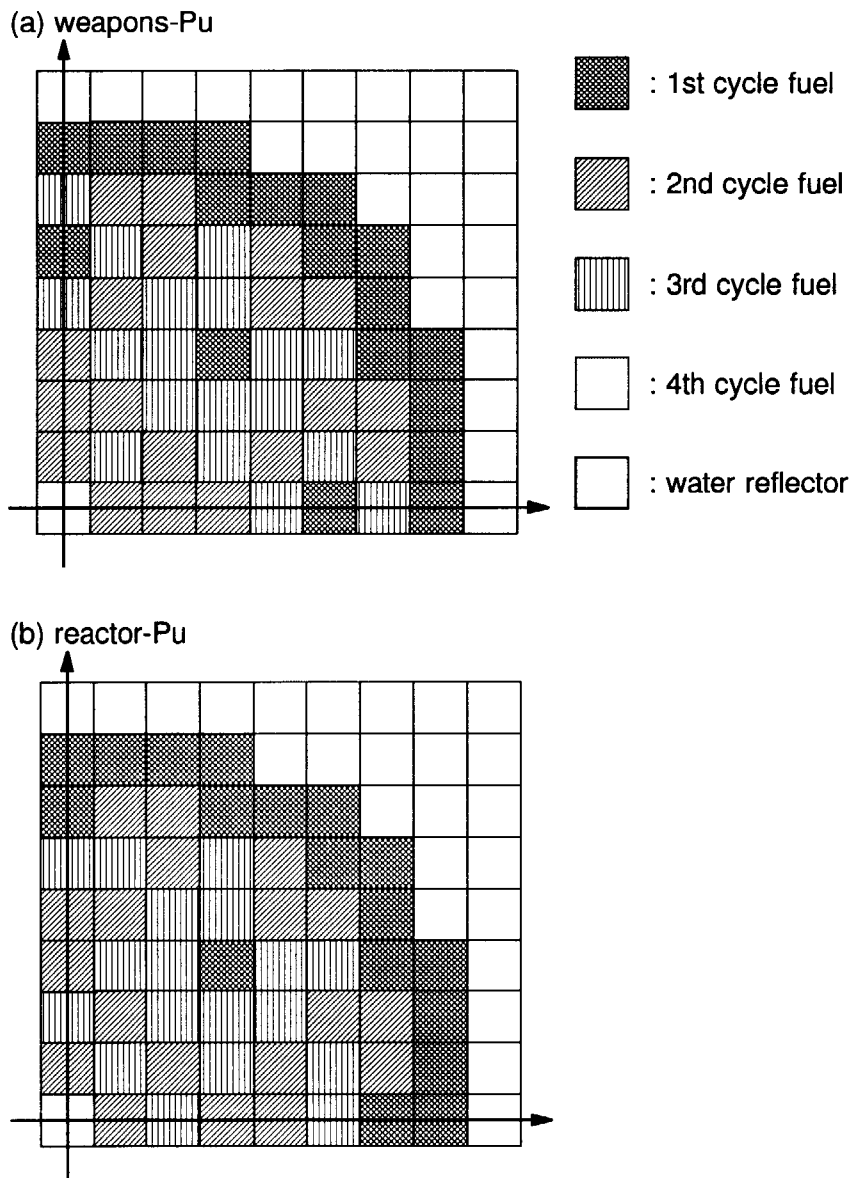


Fig.4.2.2 Fuel assembly loading pattern in Zr-ROX-UO₂-Er₂O₃ fuel core (1/4 core)

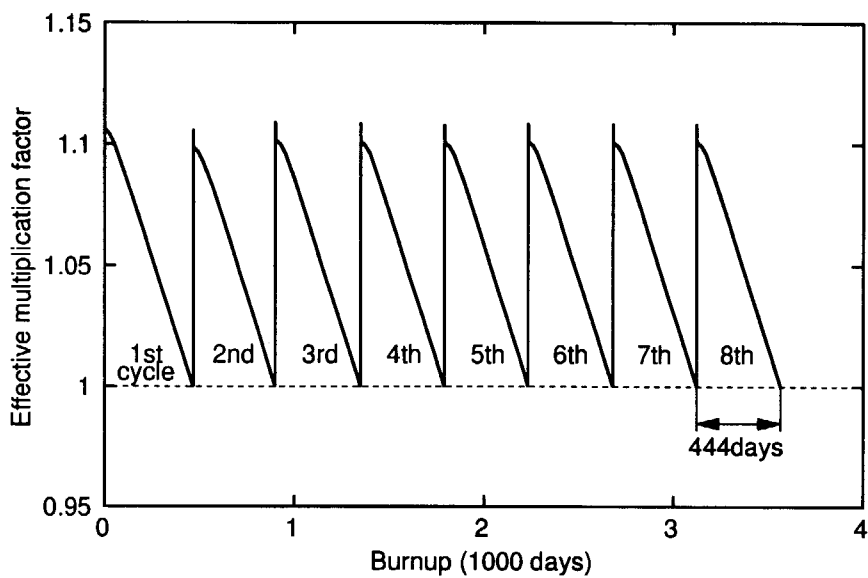


Fig.4.2.3 Burnup reactivity change of Zr-ROX-UO₂-Er₂O₃ PWR from 1st to 8th cycle (weapons-Pu)

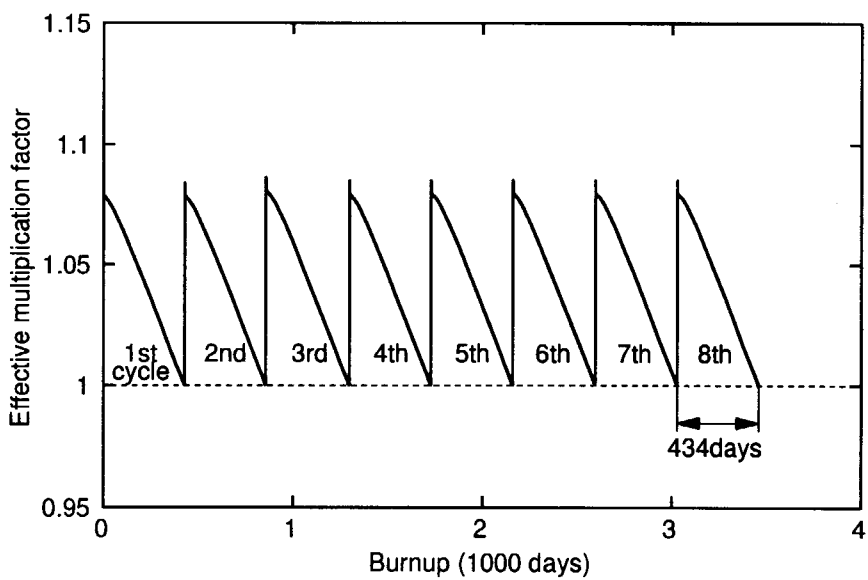


Fig.4.2.4 Burnup reactivity change of Zr-ROX-UO₂-Er₂O₃ PWR from 1st to 8th cycle (reactor-Pu)

Table 4.2.1 Kinetics parameters of ZrO₂-UO₂-Er₂O₃ type ROX LWR

	weapons-Pu		reactor-Pu	
	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
hot full power				
prompt neutron life time ℓ (sec)	6.94×10^{-6}	1.19×10^{-5}	6.27×10^{-6}	1.00×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	2.81×10^{-3}	3.26×10^{-3}	3.31×10^{-3}	3.62×10^{-3}
hot zero power				
prompt neutron life time ℓ (sec)	7.41×10^{-6}	1.26×10^{-5}	6.70×10^{-6}	1.06×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	2.76×10^{-3}	3.18×10^{-3}	3.24×10^{-3}	3.53×10^{-3}

Table 4.2.2 Void and Doppler reactivities of Zr-ROX-UO₂-Er₂O₃ fuel PWR

	weapons-Pu		reactor-Pu	
	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
void reac. (% $\Delta k/k$)				
0→40% void	-6.0	-12.5	-4.7	-10.7
0→95% void	-21.0	-45.0	-8.3	-28.0
Doppler reac. (% $\Delta k/k$)				
900→1200K	-0.61	-0.71	-0.59	-0.67
600→900K	-0.72	-0.82	-0.72	-0.80

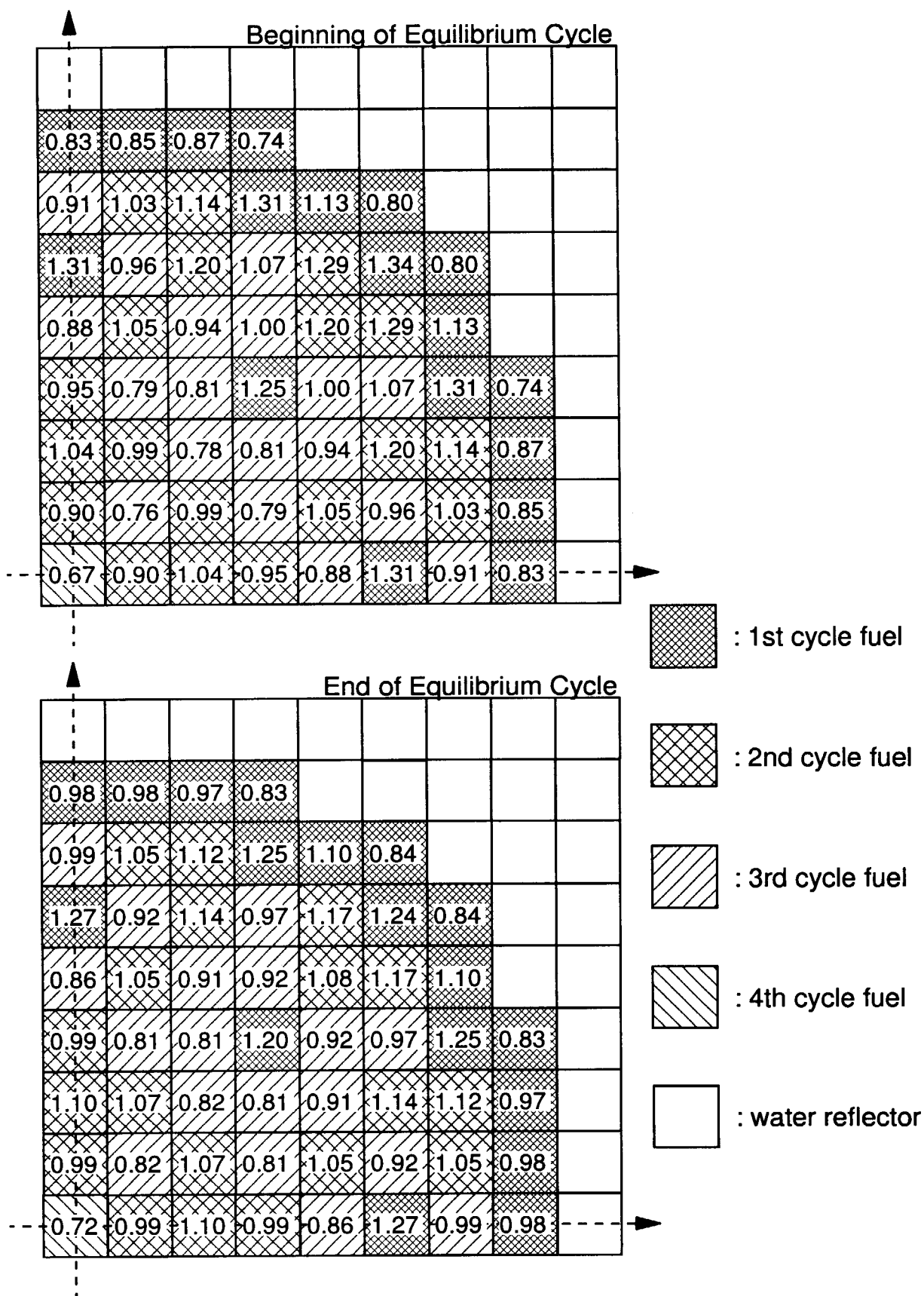


Fig.4.2.5 Radial power peaking in Zr-ROX-UO₂-Er₂O₃ PWR (weapons-Pu, 1/4 core)

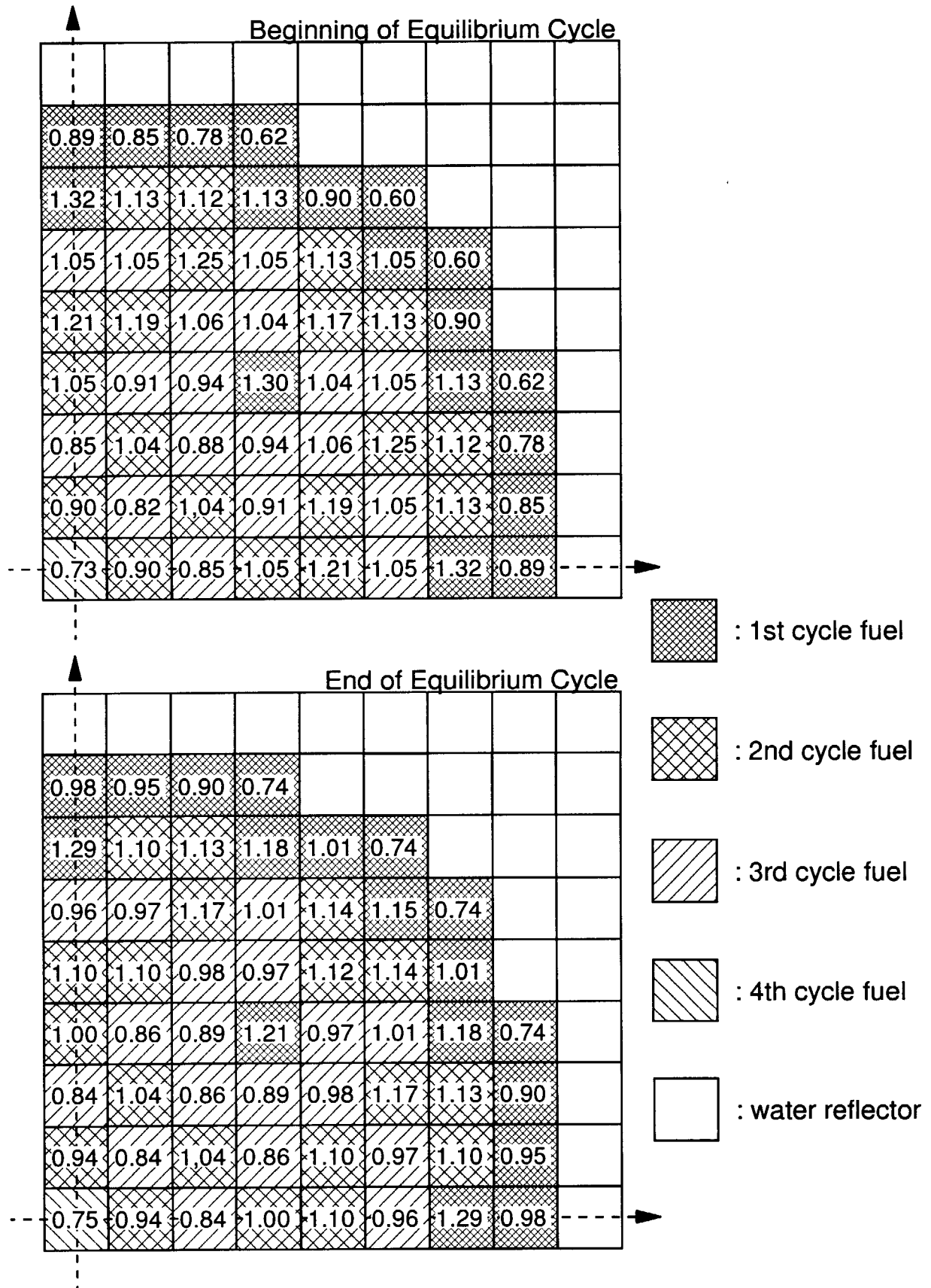
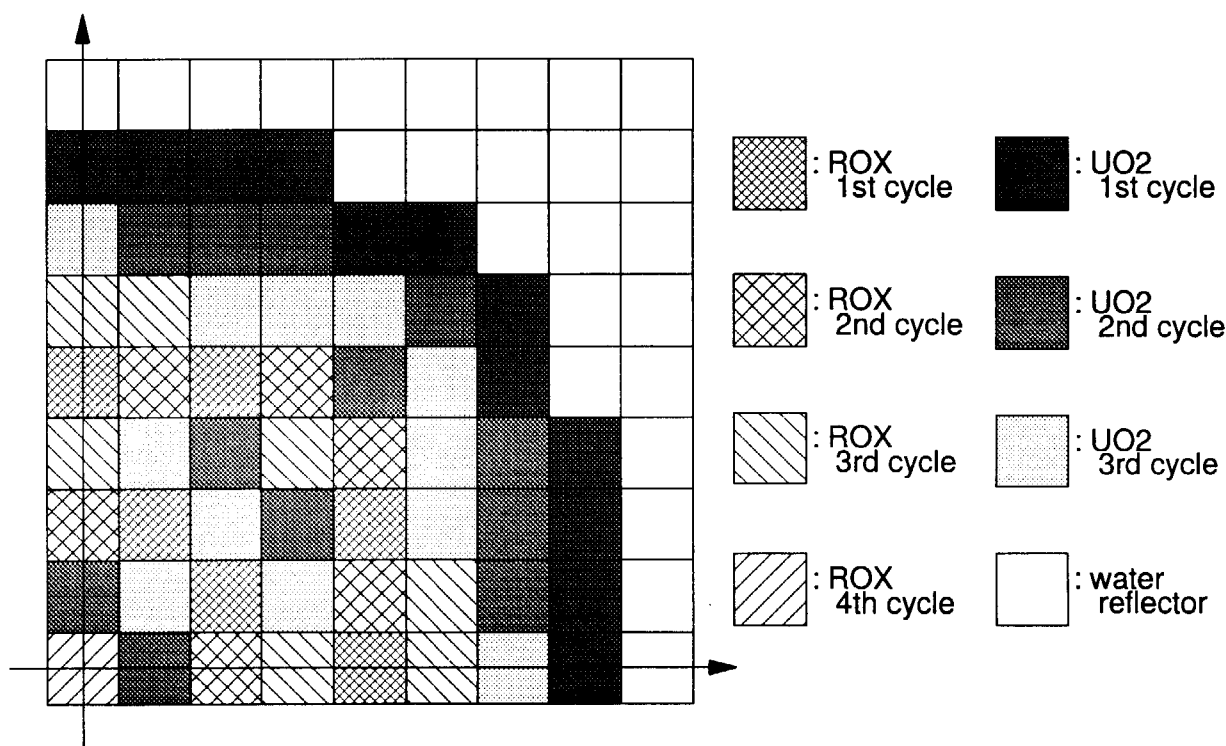


Fig.4.2.6 Radial power peaking in Zr-ROX-UO₂-Er₂O₃ PWR (reactor-Pu, 1/4 core)

4.3 Zr-ROX燃料部分装荷 UO_2 炉心の炉心燃焼計算

全炉心の燃料集合体の1/3をZr-ROX燃料と置き換えた UO_2 燃料炉心の燃焼計算結果を示す。核兵器級および原子炉級プルトニウム組成の両者について計算を実施した。1000日程度の燃焼期間を想定し、プルトニウム富化度を核兵器級プルトニウムの場合4.1mol%、原子炉級プルトニウムの場合は5.1mol%と決定した。炉心燃料集合体配置はFig.4.3.1に示す通りであり、193集合体のうち UO_2 燃料132体、Zr-ROX燃料61体である。核兵器級プルトニウムの炉心について出力平坦化をはかった装荷パターンを原子炉級プルトニウム炉心にも用いた。燃焼計算の結果、燃焼サイクル日数は核兵器級プルトニウム、原子炉級プルトニウムそれぞれの炉心に対して約305日および315日であった。余剰反応度はいずれの炉心も約11% $\Delta k/k$ である(Figs.4.3.2~4.3.3)。炉心径方向の出力ピーキングはBOCで最大で、核兵器級プルトニウム炉心は1.45(Fig.4.3.4)、原子炉級プルトニウム炉心では1.6となり(Fig.4.3.5)、どちらもZr-ROX全装荷炉心よりかなり小さくなる。なお、原子炉級プルトニウム炉心に対しては燃料装荷パターンのサーベイを行わなかったため、さらに出力を平坦化することも可能と考えられる。動特性パラメータ、反応度係数はどちらの組成のプルトニウム炉心でもほぼ同様な結果が得られた(Tables 4.3.1 ~ 4.3.2)。部分装荷炉心ではプルトニウム全装荷炉心に比べ実効遅発中性子割合 β_{eff} も約0.5%と大きくなる。ドップラー反応度係数は、BOCでは ThO_2 あるいは UO_2 添加炉心ほどの改善効果が得られなかった。

Fig.4.3.1 Fuel assembly loading pattern in 1/3 ROX loaded UO_2 core (1/4 core)

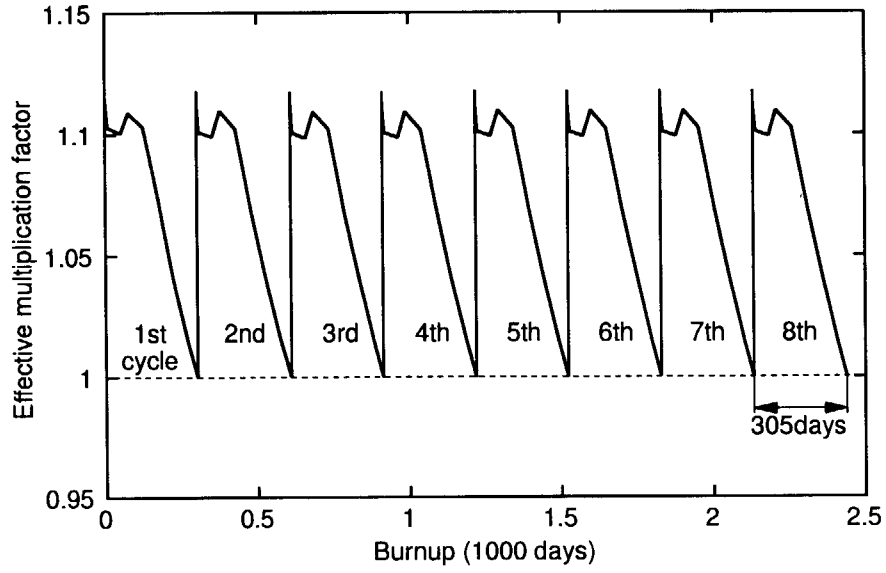


Fig.4.3.2 Burnup reactivity change of weapons Pu ROX 1/3 loaded core

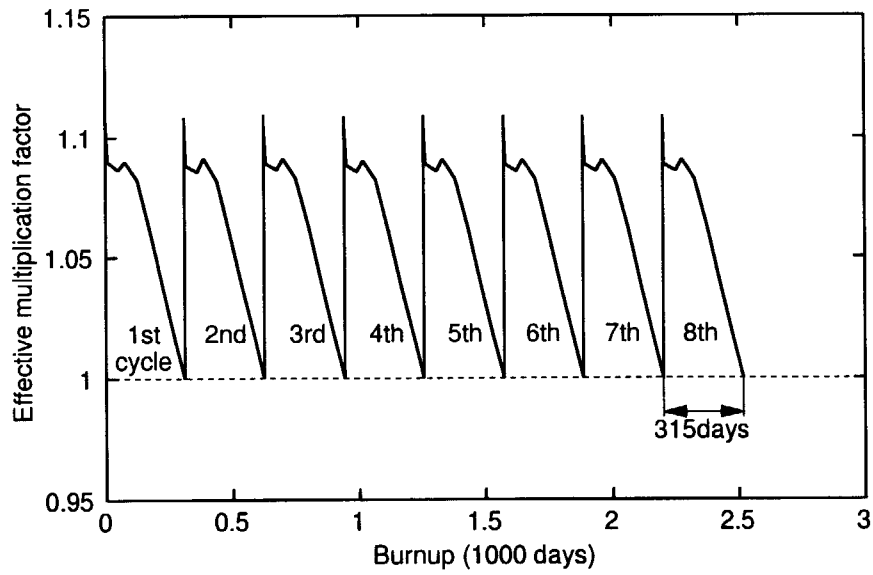


Fig.4.3.3 Burnup reactivity change of reactors Pu ROX 1/3 loaded core

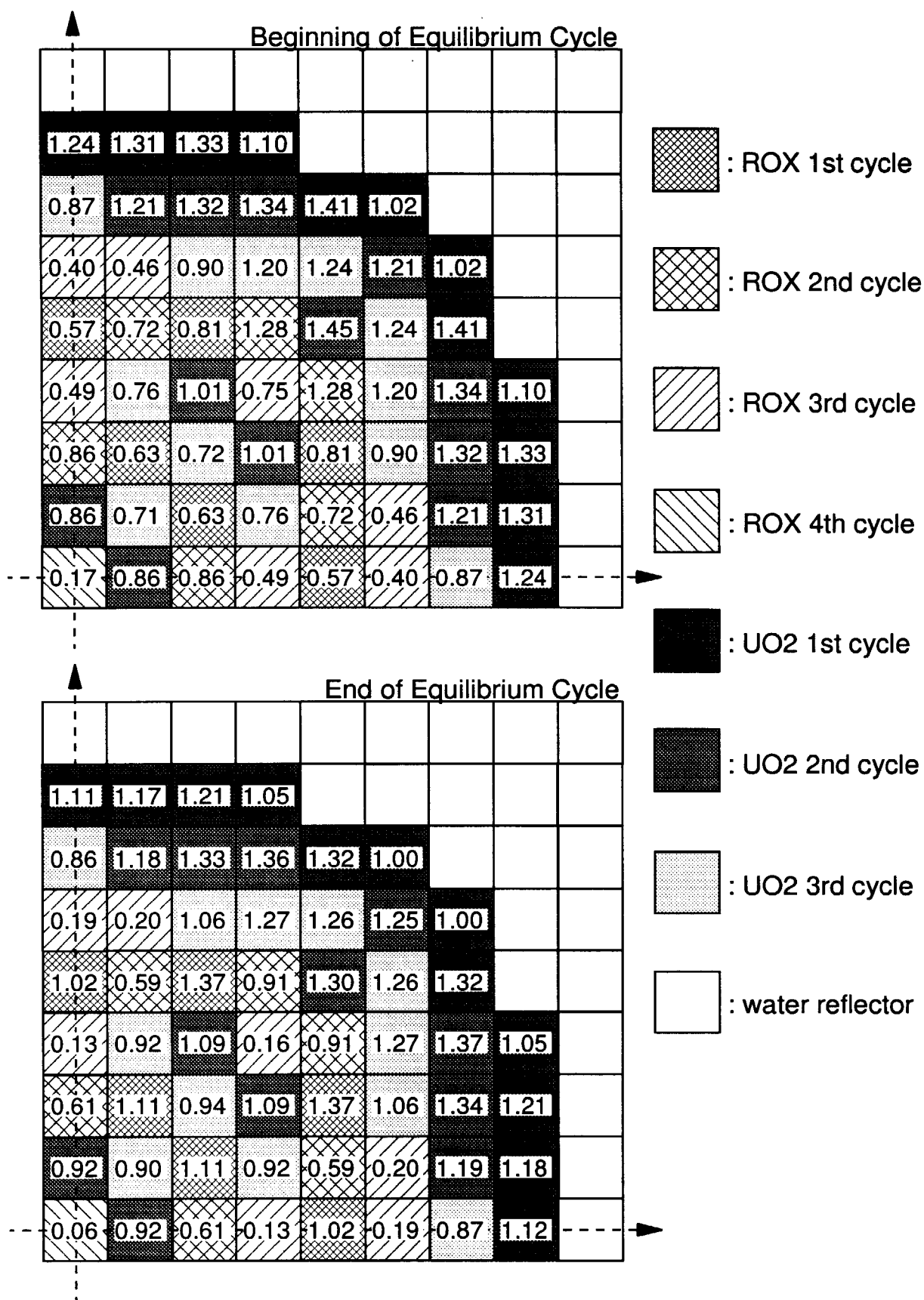


Fig.4.3.4 Radial power peaking in weapons Pu ROX 1/3 loaded LWR (1/4 core)

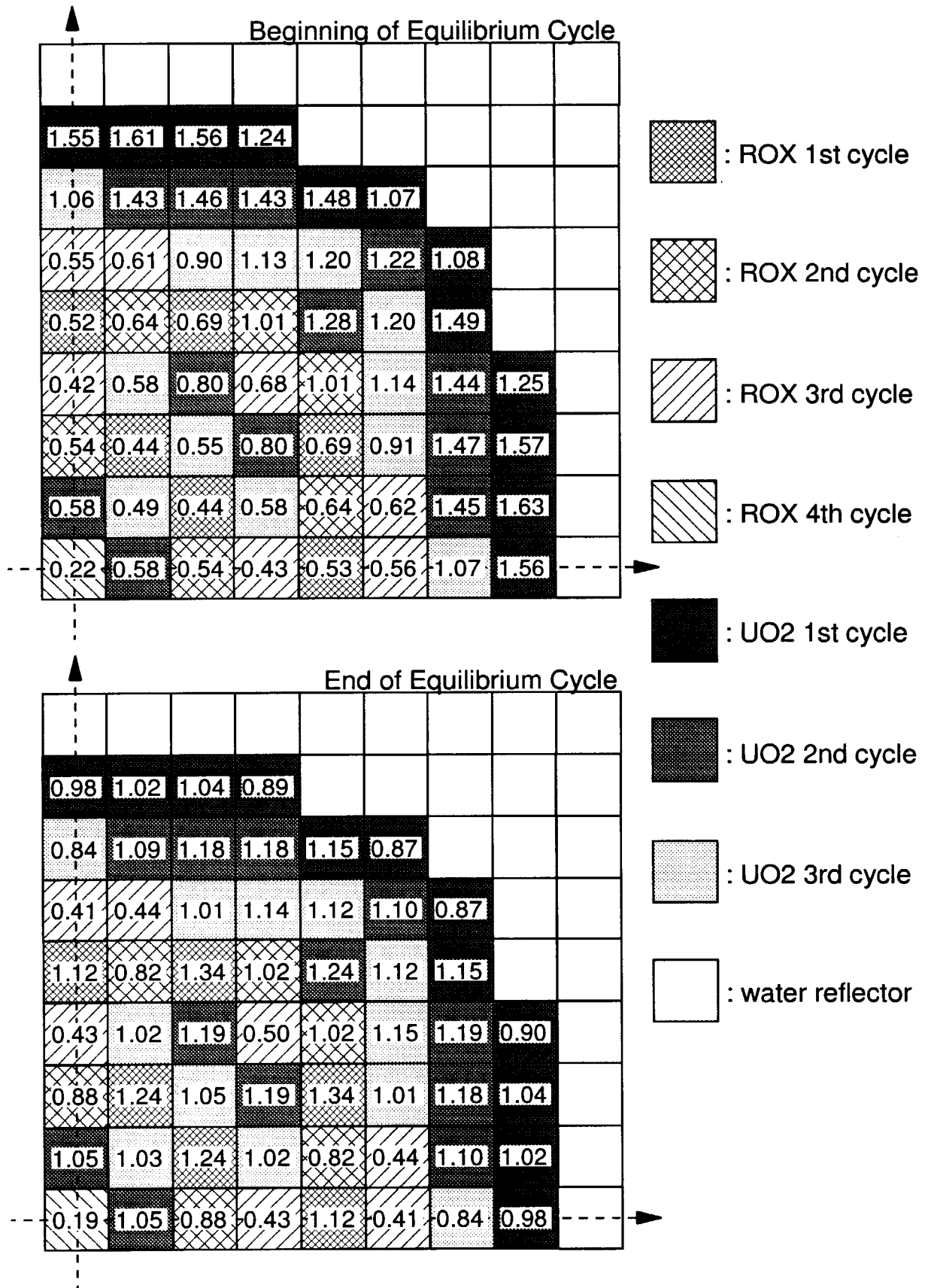


Fig.4.3.5 Radial power peaking in reactor Pu ROX 1/3 loaded LWR (1/4 core)

Table 4.3.1 Kinetics parameters of 1/3 ROX loaded UO₂ core

hot full power	weapons Pu		reactor Pu	
	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
hot full power				
prompt neutron life time ℓ (sec)	1.65×10^{-5}	2.54×10^{-5}	1.66×10^{-5}	2.34×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	4.81×10^{-3}	5.16×10^{-3}	5.25×10^{-3}	5.00×10^{-3}
hot zero power				
prompt neutron life time ℓ (sec)	1.73×10^{-5}	2.64×10^{-5}	1.73×10^{-5}	2.46×10^{-5}
effective delayed neutron fraction β_{eff}	4.87×10^{-3}	5.24×10^{-3}	5.25×10^{-3}	5.07×10^{-3}

Table 4.3.2 Void and Doppler reactivities of 1/3 ROX loaded UO₂ LWR

	weapons Pu		reactor Pu	
	BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
void reactivity(% $\Delta k/k$)				
0 \rightarrow 40% void	-3.4	-10.9	-4.9	-11.2
0 \rightarrow 95% void	-40.0	-71.0	-38.0	-65.0
Doppler reactivity(% $\Delta k/k$)				
900 \rightarrow 1200K	-0.48	-0.62	-0.58	-0.62
600 \rightarrow 900K	-0.58	-0.77	-0.68	-0.75

5. 炉心特性改善の影響

5.1 過渡特性

4章において、Zr-ROX燃料PWR炉心の反応度特性や出力分布を改善するための、いくつかの炉心の特性を評価した。ここでは、これらの改善により、RIAあるいはLOCA時のふるまいにどのような効果があるかを検討する。まず、4章で評価された炉心の、ドップラー反応度、出力ピーキングファクタ及び β_{eff} を Table 5.1.1 にまとめて示す。燃料に ThO_2 あるいは UO_2 と Er_2O_3 を添加した炉心では、元のZr-ROX燃料の5倍以上のドップラー反応度が得られている。これに比べると、1/3Zr-ROX+2/3 UO_2 非均質炉心でのドップラー係数の改善効果は多少劣っている。ただしこの炉心では実効遅発中性子割合 β_{eff} を大きく改善することが可能である。出力ピーキング低減は、 ThO_2 添加炉心及び UO_2 - Er_2O_3 添加炉心で効果がみられる。特に、 UO_2 と Er_2O_3 の組み合わせにより十分な出力分布平坦化が達成されているように見える。非均質炉心では、ROX燃料と UO_2 燃料の境界に出力ピークが生じやすく、出力分布平坦化は困難であった。

Table 5.1.1 Doppler reactivity(% $\Delta k/k$), power peaking factor and β_{eff} of Zr-ROX PWR (BOC)

	weapons-Pu				reactor-Pu
	Zr-ROX	Zr-ROX -24 ThO_2	Zr-ROX -15 UO_2 - Er_2O_3	1/3ROX +2/3 UO_2	Zr-ROX -8 UO_2 - Er_2O_3
Doppler reac.					
900→1200K	-0.098	-0.56	-0.61	-0.48	-0.59
600→900K	-0.132	-0.70	-0.72	-0.58	-0.72
Peaking	2.67	2.35	2.14	2.78	2.16
β_{eff}	2.87×10^{-3}	2.87×10^{-3}	2.81×10^{-3}	4.81×10^{-3}	3.31×10^{-3}

以上のような炉心特性をもつ各炉心のうち、核兵器級プルトニウム装荷炉心の過渡特性を検討した。原子炉級プルトニウムZr-ROXに UO_2 と Er_2O_3 を添加した炉心については、核兵器級プルトニウム炉心と反応度係数、出力ピーキング等がほぼ同等なため、同様な過渡特性が得られるものと予想される。まずRIA解析の結果を Table 5.1.2 にまとめる。 ThO_2 添加炉心では、燃料エンタルピ230kcal/kg以下、燃料温度も融点(2200K)以下が達成されている。ROX燃料と UO_2 燃料の密度を考慮して、燃料単位体積あたりの熱量で比較すると、同じ計算手法で評価された UO_2 燃料炉のエンタルピにかなり近づいていることもわかる。さらに、 UO_2 と Er_2O_3 を添加した炉心では、燃料温度は充分低く、燃料エンタルピ(単位体積あたり)では UO_2 炉心に匹敵する値が得られた。ただし、RIA時の実際のROX燃料ピン破損条件は、3.2節でも述べているように実験的に確認する必要がある。1/3ROX+2/3 UO_2 炉心は、これらの炉心と比べるとRIA特性の改善効果は充分ではなく、燃料温度も融点近くまで上がっている。さらにRIA特性を改善する必要があると考えられるが、そのためにはZr-ROX中に Er_2O_3 や、場合によっては UO_2 等を添加することが考えられる。

Table 5.1.2 Fuel enthalpy and pellet averaged temperature at peak power position in RIA event of weapons-Pu Zr-ROX PWR

	Fuel Temp. (K)	Fuel enthalpy (kcal/kg)	(kcal/cm ³)
Zr-ROX	>>2200	>>230	
Zr-ROX-24ThO ₂	1960	224	1.25
Zr-ROX-15UO ₂ -Er ₂ O ₃	1700	193	1.08
1/3Zr-ROX+2/3UO ₂	2120	244	1.36
UO ₂	2090	93	1.02

次に、これらの炉心のLOCA時の燃料被覆管最高温度(PCT)を、Table 5.1.3 に示す。全ての炉心で被覆管温度は1473K以下に保たれている。特にUO₂-Er₂O₃添加燃料炉では、UO₂燃料の場合と同等の被覆管温度とすることができる。その他の炉心では、UO₂燃料並みのLOCA特性とするために、さらに出力ピーキングを抑える必要がある。非均質炉心では、Zr-ROX燃料集合体中のプルトニウム濃縮度分布を考え、さらにEr₂O₃をUO₂集合体との境界付近を中心に添加することが有効であると考えられる。ThO₂添加燃料もEr₂O₃を添加すること等を検討すべきかもしれない。

Table 5.1.3 Peak cladding temperature (PCT) during LOCA of weapons-Pu Zr-ROX PWR

	PCT (K)
Zr-ROX	>1500
Zr-ROX-24ThO ₂	1240
Zr-ROX-15UO ₂ -Er ₂ O ₃	1090
1/3Zr-ROX+2/3UO ₂	1240
UO ₂	1080

以上、UO₂及びEr₂O₃を添加することにより、RIA、LOCA時ともにUO₂燃料PWRに匹敵する過渡特性とすることが可能であることが確認された。ThO₂添加Zr-ROX燃料炉心でも、燃料組成をさらに調節することにより同様の特性を得ることができると予想される。Zr-ROX+UO₂非均質炉心ではまず出力分布平坦化が必要であり、プルトニウム富化度やEr₂O₃添加量を燃料ピンごとに分布をつける等の燃料集合体の設計を工夫することが今後の課題となる。

5.2 プルトニウム処理量、消滅量

反応度係数改善等の目的でZr-ROX燃料中に UO_2 等を添加したり、Zr-ROXと UO_2 の非均質炉心を考えた場合、プルトニウムの燃焼特性に影響を及ぼすものと考えられる。ここでは、ROX燃料装荷軽水炉におけるプルトニウムの処理量および消滅量を、MOX燃料軽水炉と比較する。Table 5.2.1 に、Zr-ROX軽水炉とMOX燃料軽水炉、およびそれぞれの燃料を UO_2 炉心に1/3炉心分だけ装荷した軽水炉での、電気出力1GW、燃焼300日あたりに換算したプルトニウム装荷量、消滅量(装荷-取り出し)、および消滅率(消滅量/装荷量)をまとめて示す。各炉心はプルトニウム富化度や燃焼日数などを統一したわけではないので厳密な比較は難しい。また、前章までの炉心燃焼計算に基づく結果に一部セル燃焼計算による値が混在している。しかし、全体的な傾向を把握することは可能である。

Table 5.2.1 Input and output amount of plutonium in Pu-LWRs (tonne/GWe/300days)
(2-dimentional core calculation and cell calculation)

Fuel type		Weapons-grade Pu		Reactor-grade Pu	
		input	transmuted	input	transmuted
Zr-ROX	Pu-239	1.02	1.00 (98%)	0.80	0.72 (90%)
	total Pu	1.09	0.91 (83%)	1.36	0.92 (68%)
Zr-ROX - ThO_2	Pu-239	0.89	0.86 (97%)	0.86	0.77 (90%)
	total Pu	0.96	0.74 (77%)	1.47	0.90 (61%)
Zr-ROX - UO_2 - Er_2O_3	Pu-239	1.10	0.93 (85%)	0.93	0.75 (81%)
	total Pu	1.19	0.71 (60%)	1.59	0.83 (52%)
1/3Zr-ROX +2/3 UO_2	Pu-239	0.35	0.32 (91%)	0.26	0.23 (88%)
	total Pu	0.37	0.31 (84%)	0.45	0.37 (82%)
MOX	Pu-239	0.81	0.51 (63%)	0.87	0.40 (46%)
	total Pu	0.86	0.26 (30%)	1.49	0.37 (25%)
1/3MOX +2/3 UO_2	Pu-239	0.27	0.09 (33%)	0.29	0.05 (17%)
	total Pu	0.29	-0.06(-21%)	0.50	-0.03 (-6%)

： cell calculation

Zr-ROX燃料を用いて核兵器級プルトニウムを燃焼させたケースでは、300日あたりのプルトニウム装荷量は1.09トン、全プルトニウムおよび ^{239}Pu の消滅量はそれぞれ0.91トン、1.0トンである。これらは炉心燃焼計算に基づく値であるが、参考までにセル計算による同じ炉心での消滅量は、それぞれ0.85トン、0.93トンと評価されており炉心計算による値と大きな差はない。Zr-ROX炉心では全プルトニウムおよび ^{239}Pu の消滅率は非常に高い。プルトニウムの消滅率は ThO_2 や UO_2 を添加することによって減少する。これは、 ^{232}Th や ^{238}U 等の親核種から新たに核分裂性核種が生成することによりプルトニウムの反応率が相対的に減少すること、さらに UO_2 添加燃料では生成した核種が ^{239}Pu そのものであることによると考えられる。従って、プルトニウム消滅率の観点からは、 ThO_2 添加燃料が UO_2 添加燃料より優位にある。 ^{238}U が大量に含まれるMOX

燃料炉心では、プルトニウム装荷量はROX燃料炉心と大差ないにもかかわらずプルトニウム消滅率がZr-ROX燃料のケースの2/3(^{239}Pu)ないし1/3(全プルトニウム)に減少している。

1/3装荷炉心ではプルトニウムの装荷量、消滅量ともに大きく減少する。ただし、1/3Zr-ROX炉心では消滅率は高い。プルトニウムの処理量(装荷量)より消滅率が重要となるような状況があれば、このような非均質炉心の重要性が高まる。1/3MOX炉心では、 UO_2 炉心部分からのプルトニウムの生成により全プルトニウム量が増加してしまう。これらの傾向は、原子炉級のプルトニウムを燃焼させる場合でもほぼ同様である。

6. まとめ

安定化ジルコニア ZrO_2 をベースとする岩石型酸化物燃料(Zr-ROX)を現行の軽水炉に装荷して燃焼させる場合、ドップラー反応度係数やボイド反応度係数が UO_2 燃料と比べて非常に小さい。また、バッチ装荷炉心で各燃焼バッチの燃料集合体間で出力の不整合が生じやすく、出力分布の平坦化も難しい。その結果、反応度挿入事故(RIA)、冷却材喪失事故(LOCA)時ともに現行 UO_2 燃料炉の燃料エンタルピや被覆管温度等の制限値を大きく上回る。感度解析の結果、核兵器級プルトニウム炉心の場合、RIA時の特性を改善するにはZr-ROX燃料のドップラー係数を5倍程度大きくすることが、LOCAに対しては炉心の出力ピーキング係数を2.0程度に減少させることが必要と確かめられた。

Zr-ROX燃料炉心のドップラー係数や出力ピーキングを改善するために、2つの方法を試みた。第1は ThO_2 、 UO_2 、 Er_2O_3 等を燃料に添加する方法であり、第2の方法はZr-ROX燃料集合体を UO_2 燃料炉心に部分的に装荷する非均質炉心とするという方法である。サーベイ計算により、核兵器級プルトニウム炉心で24mol%の ThO_2 あるいは15mol% UO_2 、原子炉級プルトニウム炉心では8mol%の UO_2 を添加すれば、おおむね目標とするドップラー反応度が得られた。さらに、 UO_2 添加Zr-ROX燃料の安定化 ZrO_2 中 Gd_2O_3 の添加量を減らし、代わりに Er_2O_3 を添加することにより、大幅な出力分布平坦化が可能となった。部分装荷炉心では、ドップラー反応度係数は改善されたものの、 ThO_2 あるいは UO_2 添加Zr-ROX燃料炉心に比べると不十分であり、また出力ピーキングの低減が困難であった。

UO_2 - Er_2O_3 添加Zr-ROX燃料は、 UO_2 燃料炉と同等のRIA及びLOCA特性を与えることが確認された。 ThO_2 添加燃料による過渡特性改善効果も大きかったが、 UO_2 燃料並みとするにはさらに組成の調整等が必要である。1/3Zr-ROX部分装荷炉心については出力分布平坦化のために、プルトニウム富化度や Er_2O_3 添加量の分布を考慮した集合体設計も重要となろう。 ThO_2 あるいは UO_2 の添加により、プルトニウムの消滅特性は悪くなる。特に UO_2 添加燃料では、 ^{238}U から新たに ^{239}Pu が生成されるため影響が大きい。プルトニウム消滅率の観点からは、 ThO_2 添加物の方が望ましい。いずれの燃料とも、プルトニウム消滅量はMOX燃料を大きく上回る。1/3Zr-ROX炉心では、プルトニウムの装荷量、消滅量ともに大きく減少するが、消滅率の高さに特徴がある。

以上ROX燃料の第1期研究において、 UO_2 燃料軽水炉と同程度の事故時の安全性の確保がROX燃料軽水炉でも可能であることが示された。ただしRIAに関しては、Zr-ROX燃料ピンの破損条件が UO_2 燃料とは異なることも予想される。また、 UO_2 燃料炉心に比べスペクトルの硬いROX炉心では、制御材の反応度価値も異なってくる。第2期では、今年度実施のNSRR実験等の結果に基づいて、事故時の安全性確保に望ましい炉心特性の詳細をつめるとともに、ROX燃料炉心の制御性の検討を行う必要がある。さらに、炉の安全性とプルトニウム消滅特性との両立も図った上で、燃料組成の最適化や炉心・集合体・制御棒等の設計の詳細化を進める。

参考文献

- 1) Louault J., Garnier J.C., Languille A. and Lo Pinto P. : "The Design of U Free Large Fast Reactor Cores -The CAPRA Programme Trends-", *Proc. Int. Conf. Physics of Reactors (PHYSOR'96)*, September 16-20 1996, Mito, Japan, **vol.3**, p.H-11 (1996).
- 2) Lombardi C., Mazzola A. and Vettrano F. : "Plutonium Annihilation in PWRs via Non-Fertile Inert Matrices", *Proc. Int. Conf. on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems (GLOBAL'95)*, September 11-14, 1995, Versailles, France, **vol.2**, p.1374 (1995).
- 3) Paratte J.M. and Chawla R. : "On the Physics Feasibility of LWR Plutonium Fuels without Uranium", *Ann. Nucl. Energy*, **22**, 471(1995).
- 4) Reshetnikov F.G., Antipov S.A., Astafiev V.A., Borisov L.M., Zakharkin B.S., Menshikova T.S., Revyakin V.V. and Rodin V.M. : "Uranium - Plutonium Fuel for Fast Reactors", *Proc. Int. Conf. on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems (GLOBAL'95)*, September 11-14, 1995, Versailles, France, **vol.1**, p.320 (1995).
- 5) Akie H., Muromura T., Takano H. and Matsuura S. : "A New Fuel Material for Once-through Weapons Plutonium Burning," *Nucl.Technol.*, **107**, 182 (1994).
- 6) Akie H., Takano H., Muromura T. and Nitani N. : "A New Idea of Excess Plutonium Once-Through Burning in Light Water Reactor," *Proc. Int. Symp. Global Environment and Nuclear Energy Systems*, October 24-27, 1994, Susono, Japan, *Progress in Nucl. Energy*, **29**(Supplement), 345 (1995).
- 7) Akie H., Nitani N., Muromura T., Takano H. and Ohmichi T. : "Plutonium Burning of Inert Matrix Fuel with Rock-like Structure in LWR," *Proc. Int. Conf. on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems (GLOBAL'95)*, September 11-14, 1995, Versailles, France, **vol.2**, p.1409 (1995).
- 8) Takeda R., Aoyama M., Moriwaki M., Uchikawa S., Yokomizo O. and Ochiai K. : "General features of resource-renewable BWR(RBWR) and scenario of long-term energy supply", *ibid.*, **vol.1**, p.938 (1995).
- 9) 内藤 徹孝, 古田 照夫, 市川 博喜, 高野 秀機 : "超長寿命軽水動力炉心の設計研究", JAERI-M 91-028, Japan Atomic Energy Research Institute (1991).
- 10) Tsuchihashi K., Ishiguro Y., Kaneko K. and Ido M. : "Revised SRAC Code System", JAERI 1302, Japan Atomic Energy Research Institute (1986).
- 11) Shibata K., Nakagawa T., Asami T. et al. : "Japanese Evaluated Nuclear Data Library, Version-3 JENDL-3 -", JAERI 1319, Japan Atomic Energy Research Institute (1990).
- 12) Paratte J.M., Akie H., Chawla R., Delpech M., Kasemeyer U., Kloosterman J.L., Konings R., Lombardi C., Mazzola A. and Takano H. : "Benchmark Comparisons of Calculations of LWR Fuel Cells with Uranium-Free Fuels", *Proc. Int. Conf. on Future Nuclear Systems (GLOBAL'97)*, October 5-10, 1997, **Vol.2**, p.1129 (1997).
- 13) 久語 輝彦, 藤井 貞夫, 中川 正幸 : "知的原子炉設計システム(IRDS)用炉心熱流設計モジュールの開発", JAERI-Data/Code 94-001, Japan Atomic Energy Research Institute (1994).

- 14) 森貴正, 中川正幸, 藤井貞夫 : "高転換軽水炉の熱流力特性パラメータサーベイ", JAERI-M 88-224, Japan Atomic Energy Research Institute (1988).
- 15) Muromura T., Nitani N., Akie H. Takano H. and Matsuura S. : "Once-through Type Fuels for Plutonium from Nuclear Warheads and Their Burnup Characteristics", *Proc. 2nd. Int. Seminar on Proton Accelerator Based Transmutation of Long-Lived Radioactive Waste and Utilization of Weapon Plutonium*, May 23-27, 1994, ITEP, Moscow, Russia, **Part I**, p.117 (1994).
- 16) Ohnishi N., Harami T., Hirose H. and Uemura M. : "EUREKA-2: a Computer Code for the Reactivity Accident Analysis in a Water Cooler Reactor", JAERI-M 84-074, Japan Atomic Energy Research Institute (1984).
- 17) Peterson C.E., McFadden J.H., Paulsec M.P. and Gose G.C. : "RETRAN-02 - A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems," EPRI NP-1850 CCM, **1**, Electric Power Research Institute (1981).
- 18) Nitani N., Yamashita T., Ohmichi T. and Muromura T. : "Phase Relations and Thermophysical Properties of Plutonium Rock-like Fuels for LWR Use", *Proc. 10th Pacific Basin Nucl. Conf. (10-PBNC)*, October 20-25, 1996, Kobe, Japan, **Vol.2**, p.1114 (1996).

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
物質質量	モル	mol
光度	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
工率, 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
照射度	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
線量当量	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 eV = 1.60218 × 10⁻¹⁹ J
1 u = 1.66054 × 10⁻²⁷ kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バール	bar
ガリ	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å = 0.1 nm = 10⁻¹⁰ m
1 b = 100 fm² = 10⁻²⁸ m²
1 bar = 0.1 MPa = 10⁵ Pa
1 Gal = 1 cm/s² = 10⁻² m/s²
1 Ci = 3.7 × 10¹⁰ Bq
1 R = 2.58 × 10⁻⁴ C/kg
1 rad = 1 cGy = 10⁻² Gy
1 rem = 1 cSv = 10⁻² Sv

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, 1 eV および 1 u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

粘度 1 Pa·s (N·s/m²) = 10 P (ポアズ) (g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s = 10⁴ St (ストークス) (cm²/s)

圧	MPa (=10 bar)	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	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻⁴	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸
	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

1 cal = 4.18605 J (計量法)
= 4.184 J (熱化学)
= 4.1855 J (15 °C)
= 4.1868 J (国際蒸気表)
仕事率 1 PS (仏馬力)
= 75 kgf·m/s
= 735.499 W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹
	3.7 × 10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

岩石型プルトニウム燃料軽水炉の核特性と事故時過渡特性