

JAERI - M
91-028

超長寿命軽水動力炉心の設計研究

1991年3月

内藤 倅孝・古田 照夫・市川 博喜・高野 秀機

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

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、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, 1991

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 株式会社原子力資料サービス

超長寿命軽水動力炉心の設計研究

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部

内藤 俣孝・古田 照夫・市川 博喜⁺

高野 秀機⁺⁺

(1991年2月4日受理)

軽水動力炉におけるプルトニウムの有効利用を目指し、超高燃焼度の達成が可能な超長寿命軽水動力炉心とそれを含むTRU閉じ込め燃料サイクルを提案した。

超長寿命炉心については、プルトニウム高富化MOX燃料と²³⁸Uの特殊吸収棒を用いる単純な機構により、低い過剰反応度と負のボイド係数を確保しながら100GWd/t以上の燃焼度を達成するシナリオを得た。さらに、TRUを可燃性毒物として燃料に添加することにより、全燃焼期間にわたって反応度変化を小さくできることが分かった。また、軽水炉で発生したTRUを超長寿命炉心で燃焼させ、この結果発生したTRUを再度燃焼させることにより、全体としてTRU総量の増大のないTRU閉じ込め燃料サイクルが成立する見通しを得たため、その概念を検討するとともに、長期燃焼に伴う燃料、材料の特性変化、再処理、輸送、MOX加工等燃料サイクルに係わる問題点及び燃料開発に必要な研究施設について検討し、課題を整理した。

なお、本研究は昭和62年4月から平成元年3月までの間設置された新型炉検討特別チームの「新型炉の設計研究」の一つとして行われたものである。

Design Study on a Very Long Life Light Water
Power Reactor Core

Yoshitaka NAITO, Teruo FURUTA, Hiroki ICHIKAWA⁺
and Hideki TAKANO⁺⁺

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

(Received February 4, 1991)

Aiming of effective utilization of plutonium, an idea of a very high burnup light water reactor (VHBLWR) core was proposed, and new concept of the fuel cycle, in which the breeding of TRU nuclides will be restrained (TRU Enclosing Fuel Cycle), was discussed.

The VHBLWR core consists of highly enriched plutonium mixed-oxide (MOX) fuel rods and $^{238}\text{UO}_2$ rods. A burnup of more than 100 Gwd/t can be expected with small excess reactivity and negative void coefficient throughout the core life, and it is clarified that TRU nuclides can play a role of the burnable poison in the VHBLWR.

It is also clarified that the TRU Enclosing Fuel Cycle is feasible, by burning TRUs with MOX fuel, repeatedly in the VHBLWRs. Studies on performances of fuel and materials with long-term irradiation, and on items related to fuel-reprocessing, fuel-transportation, MOX fuel-fabrication, etc, were carried out.

Keywords: LWR, PWR, MOX, Very Long Life Core, TRU, Fuel Cycle, High Burnup, Spectral Shift, Advanced Reactor VHBLWR

⁺ Department of Research Reactor Operation
⁺⁺ Advanced LWR Technology Development Program Team

目 次

1. 意義と検討課題	1
1.1 意義	1
1.2 検討課題	2
2. 超長寿命炉心の検討	8
2.1 核特性の検討	8
2.1.1 概要	8
2.1.2 検討方法及び計算条件	8
2.1.3 プルトニウム高富化MOX燃料の核特性	10
2.1.4 超長寿命燃料集合体の核特性	14
2.1.5 超長寿命炉心の核特性	17
2.2 熱水力特性及び超長寿命炉心の構造概念の検討	18
2.2.1 熱水力特性の検討方法及び解析条件	18
2.2.2 超長寿命燃料集合体の熱水力特性	18
2.2.3 超長寿命炉心の構造概念	19
2.3 まとめ	20
3. TRU閉じ込め燃料サイクルの検討	48
3.1 概要	48
3.2 検討結果	48
3.2.1 ORIGEN-2コードによるパラメータスタディ	48
3.2.2 セル燃焼計算コードUNITBURNによる検討	49
3.3 まとめ	50
4. 超長寿命燃料の検討	61
4.1 はじめに	61
4.2 検討方法	61
4.3 燃料サイクル上からの検討	62
4.3.1 再処理・廃棄物処分	62
4.3.2 群分離・消滅	66
4.3.3 使用済燃料輸送と貯蔵	69
4.3.4 トリウム燃料	70
4.4 超長寿命燃料開発上の検討	72
4.4.1 燃料設計	73
4.4.2 燃料ペレット	74
4.4.3 燃料被覆管	80
4.4.4 燃料集合体	86
4.5 燃料試験施設上の検討	87

4.5.1	試験炉	87
4.5.2	照射後試験設備	89
4.5.3	超長寿命燃料開発試験施設	89
4.5.4	燃料総合開発試験施設の構想	90
4.6	まとめ	91
4.6.1	燃料サイクル	91
4.6.2	燃料開発	92
4.6.3	試験施設	93
5.	今後の課題	147
謝	辞	151

Contents

1.	Significance and Assessment Issues	1
1.1	Significance	1
1.2	Assessment Issues	2
2.	Study on Very High Burnup Light Water Reactor Core	8
2.1	Nuclear Characteristics	8
2.1.1	Outline	8
2.1.2	Method and Condition for Analysis	8
2.1.3	Nuclear Characteristics of Highly Enriched Plutonium MOX Fuel	10
2.1.4	Nuclear Characteristics of Very High Burnup Fuel Assembly	14
2.1.5	Nuclear Characteristics of Very High Burnup Fuel Core	17
2.2	Thermal Hydraulic Characteristics and Structural Concept ...	18
2.2.1	Method and Condition for Analysis of Thermal Hydraulic Characteristics	18
2.2.2	Thermal Hydraulic Characteristics of Very High Burnup Fuel Assembly	18
2.2.3	Structural Concept of Very High Burnup Fuel Core	19
2.3	Summary	20
3.	New Fuel Cycle Concept	48
3.1	Outline	48
3.2	Result of Assessment	48
3.2.1	Study with ORIGEN-2 Code	48
3.2.2	Study with UNITBURN Code	49
3.3	Summary	50
4.	Assessment on Very High Burnup Fuel	61
4.1	Introduction	61
4.2	Method of Assessment	61
4.3	Assessment on Fuel Cycle	62
4.3.1	Fuel Reprocessing and Waste Disposal	62
4.3.2	Group Partition and Annihilation	66
4.3.3	Transportation and Storage of Spent Fuel	69
4.3.4	Thorium Fuel Cycle	70
4.4	Research and Development of Very High Burnup Fuel	72

4.4.1	Design	73
4.4.2	Fuel Pellet	74
4.4.3	Fuel Cladding	80
4.4.4	Fuel Assembly	86
4.5	Assessment on Examination Facility of Very High Burnup Fuel	87
4.5.1	Irradiation Facility (Test Reactor)	87
4.5.2	Post Irradiation Examination Facility	89
4.5.3	Research and Development Facility	89
4.5.4	Concept of Fuel Research, Development and Examination Facility Complex	90
4.6	Summary	91
4.6.1	Fuel Cycle	91
4.6.2	Development of Fuel	92
4.6.3	Examination Facility	93
5.	Issues to be Assessed in Future	147
	Acknowledgement	151

1. 意義と検討課題

1.1 意義

軽水炉の定着化が進み、原子力を巡る情勢の変化から世界的に同炉の長期化が予想されている。高速増殖炉（FBR）の開発が順調に進行したとしても、全ての発電炉がFBRだけになることは、電力の安定した供給確保上望ましくなく、21世紀においても軽水炉は重要なエネルギー供給源の地位を確保しているものとする。したがって、軽水炉で生産されるプルトニウム及びそれ以外の超ウラン元素であるネプツニウム（Np）、アメリシウム（Am）、キュリウム（Cm）等（以下、単にTRU*とする。）の蓄積量の増大に対する対策として、その有効利用及び処分の方針を定めることは、今後の核燃料サイクルの開発の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び利用する計画がある。この場合、プルトニウムを専焼炉で燃焼させる場合と、在来の軽水炉に部分装荷して燃焼させる場合の2通りが考えられる。Fig. 1.1に示すように、専焼炉の場合には、軽水炉7基に対して同程度の出力規模を有する専焼炉1基をつくる必要がある。また、在来軽水炉を利用する場合には、炉心の1/4にプルトニウム燃料を装荷することを考えると、約半数の原子炉にプルトニウム燃料を装荷する必要がある。我が国で現在検討が進められているのは、主として後者の方式である。この方式は、プルトニウム燃料を在来炉心でウラン燃料と同様に使用するものである。この方式では、プルトニウム燃料の燃焼度はウラン燃料の燃焼度程度に抑えられてしまう。また、在来炉の約半数の原子炉にプルトニウム燃料を装荷する必要があり、プルトニウム燃料の移動及び管理の区域が拡大するという難点がある。

一方、軽水炉の経済性を向上させるため、燃料の高燃焼度化に対する関心が欧米を始め各国において高まっている。ウラン燃料の高燃焼度化のためには、 ^{235}U の濃縮度を増大させる必要があるが、プルトニウムとウランの混合酸化物燃料（以下、MOX燃料という。）を用いる場合には、MOX燃料中のプルトニウムの富化度（MOX燃料全重量に対する PuO_2 の重量比）を増大させれば良い。即ち、再処理の結果得られる PuO_2 を UO_2 で薄める際に、その薄め方を変えれば良いだけであり、濃縮の場合のような新たな費用の増大はほとんど無い。

プルトニウム燃料を使用する場合の経済上の大きな問題は、MOX燃料の成形加工、輸送、再処理などの燃料サイクルコストが高くなることである。したがって、高燃焼を達成することによって燃料サイクルコストの低減を図る方法は、プルトニウム燃料を使用する場合には、特に有効である。燃焼度が3倍になれば、単位発電量当りに使用する燃料の再処理、輸送、加工量がほぼ1/3となる。

超長寿命炉心が開発され、高燃焼が達成できれば、燃料サイクルコストの大幅な低減とプルトニウムの移動や管理に伴うリスクの低減が期待できる。

プルトニウム燃料を軽水炉で使用する場合の今一つの重要な問題は、TRU*の増大である。軽水炉の使用済み燃料中のプルトニウムは、 ^{241}Pu や ^{242}Pu 等の高次化プルトニウムを多く含ん

であり、それらを燃焼させるとTRU*が増大する。TRU*核種の中性子断面積は、熱中性子炉の方がFBRよりも大きい。(Table 1.1 参照。) また、TRU*核種の燃焼チェーンの概要をFig. 1.2に示す。図中、四角で囲んだ核種が核分裂断面積の大きな核種である。これらの図表から分かるように、熱中性子炉でTRU*を消滅させるためには、TRU*核種に中性子を吸収させ核分裂断面積の大きな核種にして消滅させる必要がある。そのため、TRU*核種を長期間熱中性子場で照射することが望ましい。TRU*核種が、軽水炉中で大きな中性子断面積を有し、よく消滅するという特性を利用して、TRU*をプルトニウムと分離することなく一括して燃焼させることによりTRU*生成量の低減化が期待できる。

以上の観点に立って、Fig. 1.3に示すTRU閉じ込め燃料サイクルを検討する。この燃料サイクルでは、TRU*を PuO_2 や UO_2 と一緒に燃料として燃焼させるために、高レベル廃棄物として取り出されるのは、基本的には核分裂生成物(以下、FPという。)だけである。即ち、軽水炉で生成されるTRUを軽水炉で効率よく処理できる可能性がある。この燃料サイクルを有効なものとするためには、原子炉中でTRUを多く燃焼させる必要がある。このためにも超長寿命炉心は有効に使用できると考える。TRU閉じ込め燃料サイクルにおける再処理は、ウラン、プルトニウム及びTRU*を分離することなく一括してFPと分離すればよく、再処理プロセスの簡素化が期待できる。この再処理プロセスが開発されれば、MOX燃料を使用したFBRの再処理にも使用できる。

以上概観したように、超長寿命炉心は、プルトニウムを軽水炉で利用する際に燃料サイクルコストの低減を期待させるのみでなく、TRU閉じ込め燃料サイクルの構成要素として軽水炉で発生するTRU*の処分の軽減に資するところが大きいと考える。また、このサイクルのために開発される再処理、輸送、加工等の技術は、FBRを含めた燃料サイクルにとっても必要な技術であり、開発の意義は大きいと考える。

1.2 検討課題

軽水炉でのプルトニウムの有効利用を目指して、超長寿命炉心及びTRU閉じ込め燃料サイクルについて検討する。また、超長寿命燃料を開発する上での課題及びその開発に必要な研究施設について検討する。さらに、原子炉の安全性の向上を目指して、受動的な安全制御機構についても検討する。

(1) 超長寿命炉心の検討

既存の軽水炉の技術を有効に利用して超長寿命炉心の概念を構築する。発電プラントとしては、炉心以外は既存の施設を大幅に変更することのないこととする。また、既存のPWRと同程度の出力密度で、100GWd/t以上の燃焼度を達成することを当面の目標とする。この炉心は、構造が在来炉に比べて複雑でなく、かつ、原子炉の安全上要求される要件を満足するものでなければならない。プルトニウム高富化MOX燃料を用いて上記の条件を満たす炉心の概念を創出する。また、TRU*の燃焼特性についても検討する。

(2) TRU閉じ込め燃料サイクルの検討

超長寿命炉心を用いてTRUを燃焼させTRU廃棄物を大幅に軽減する燃料サイクルの成立性について検討する。このサイクルが成立するためには、サイクル内で蓄積するTRU*の量が少ないことが望ましい。このようなサイクルが成立するかどうかをTRU核種の生成、消滅量を計算することにより検討する。また、TRU*を多く含む燃料の再処理、輸送、加工上の問題点を検討する。

(3) 超長寿命燃料開発上の課題の検討

超長寿命炉心を開発するにあたり最も重要な課題は燃料の開発である。燃焼度100GWd/t以上（炉内滞在期間10年以上、1MeV以上の高速中性子照射量 2×10^{22} nvt以上）まで健全性を保障できる燃料について検討する。また、TRU*を含むMOX燃料の製造や照射挙動等について検討し課題を整理する。

(4) 燃料開発研究施設の検討

軽水炉で100GWd/t以上の燃焼度を達成した例はなく、今後、照射実験等を行い燃料開発を進める必要がある。このため、試験燃料照射炉、試験燃料製作・加工施設及び照射後試験施設を整備することを念頭に置き、それらが具備すべき要件について検討する。

Table 1.1 主要核種の1群中性子断面積 (単位: barn)

	(N,FISSION)	(N,GAMMA)	(N,FISSION)	(N,GAMMA)		
U 235	PWR FBR	4.671E+01 1.865E+00	AM 242M 1.046E+01 5.303E-01	PWR FBR	4.662E+02 3.896E+00	9.804E+01 3.646E-01
U 236	PWR FBR	1.975E-01 1.237E-01	AM 242 7.541E+00 5.252E-01	PWR FBR	1.851E+02 4.798E-01	2.064E+01 7.199E-02
U 238	PWR FBR	1.004E-01 5.216E-02	AM 243 9.021E-01 2.794E-01	PWR FBR	3.959E-01 2.718E-01	4.975E+01 1.005E+00
NP 237	PWR FBR	5.244E-01 3.909E-01	CM 242 3.212E+01 1.429E+00	PWR FBR	5.591E-01 1.985E-01	5.801E+00 3.078E-01
NP 239	PWR FBR	4.261E-01 1.651E-01	CM 243 1.419E+01 6.576E-01	PWR FBR	7.170E+01 2.601E+00	8.392E+00 2.281E-01
PU 236	PWR FBR	2.063E+01 1.519E+00	CM 244 2.040E+01 3.658E-01	PWR FBR	8.746E-01 4.870E-01	1.382E+01 7.940E-01
PU 238	PWR FBR	2.465E+00 1.188E+00	CM 245 3.467E+01 6.932E-01	PWR FBR	1.710E+02 2.594E+00	2.909E+01 2.981E-01
PU 239	PWR FBR	1.062E+02 1.822E+00	CM 246 5.861E+01 4.685E-01	PWR FBR	5.756E-01 3.200E-01	2.905E+00 2.211E-01
PU 240	PWR FBR	5.840E-01 4.239E-01	BK 249 1.040E+02 4.847E-01	PWR FBR	2.863E-01 1.896E-01	2.308E+02 8.756E-01
PU 241	PWR FBR	1.181E+02 2.439E+00	BK 250 3.868E+01 4.386E-01	PWR FBR	2.759E+02 2.070E+00	8.829E+01 6.623E-01
PU 242	PWR FBR	4.146E-01 3.068E-01	CF 249 3.172E+01 4.046E-01	PWR FBR	1.528E+02 2.571E+00	4.963E+01 3.431E-01
AM 241	PWR FBR	1.123E+00 3.450E-01	1.189E+02 1.650E+00			

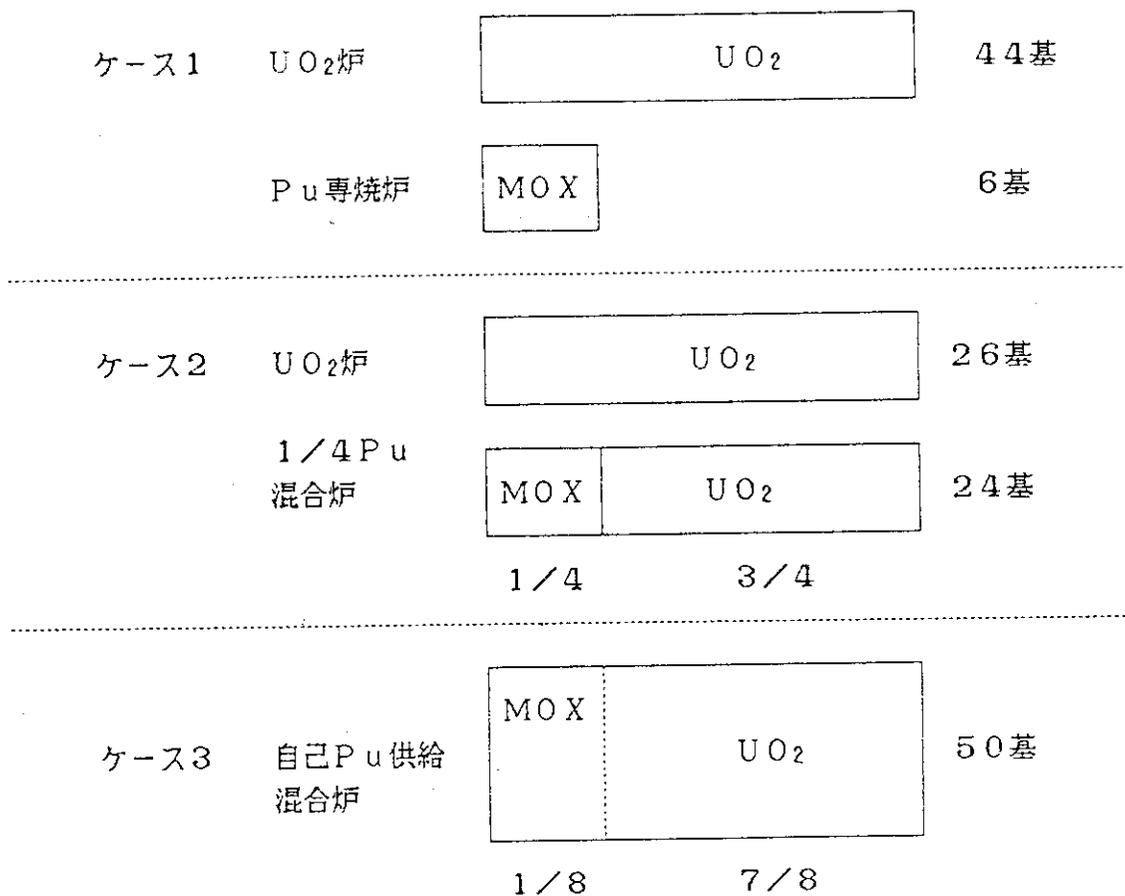


Fig. 1.1 軽水炉で生成されるプルトニウムを再度軽水炉で
 使用する場合の炉心内MOX燃料の配分
 (平衡サイクル軽水炉50基を仮定)

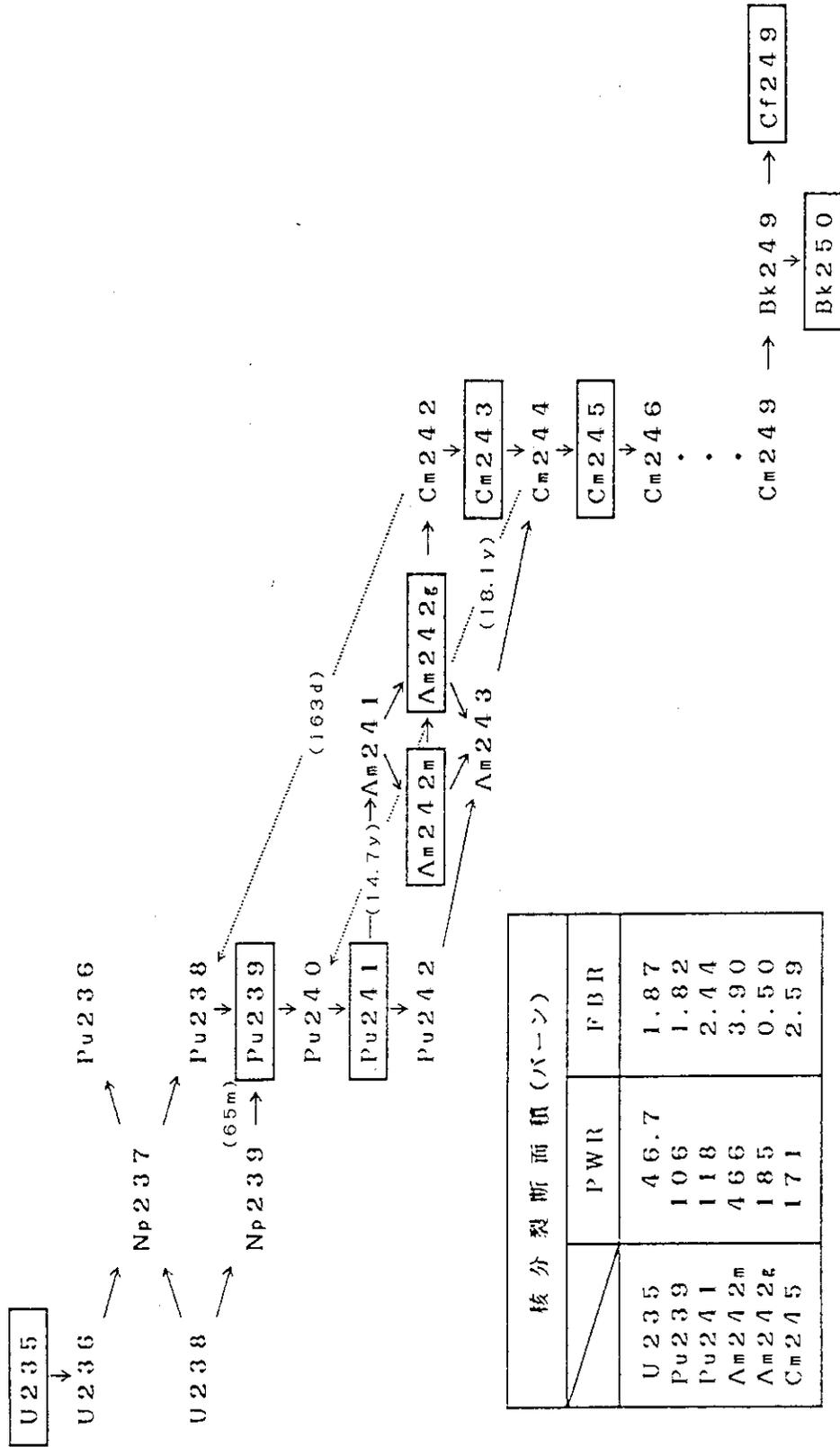


Fig. 1.2 TRUの主要燃焼チェーン

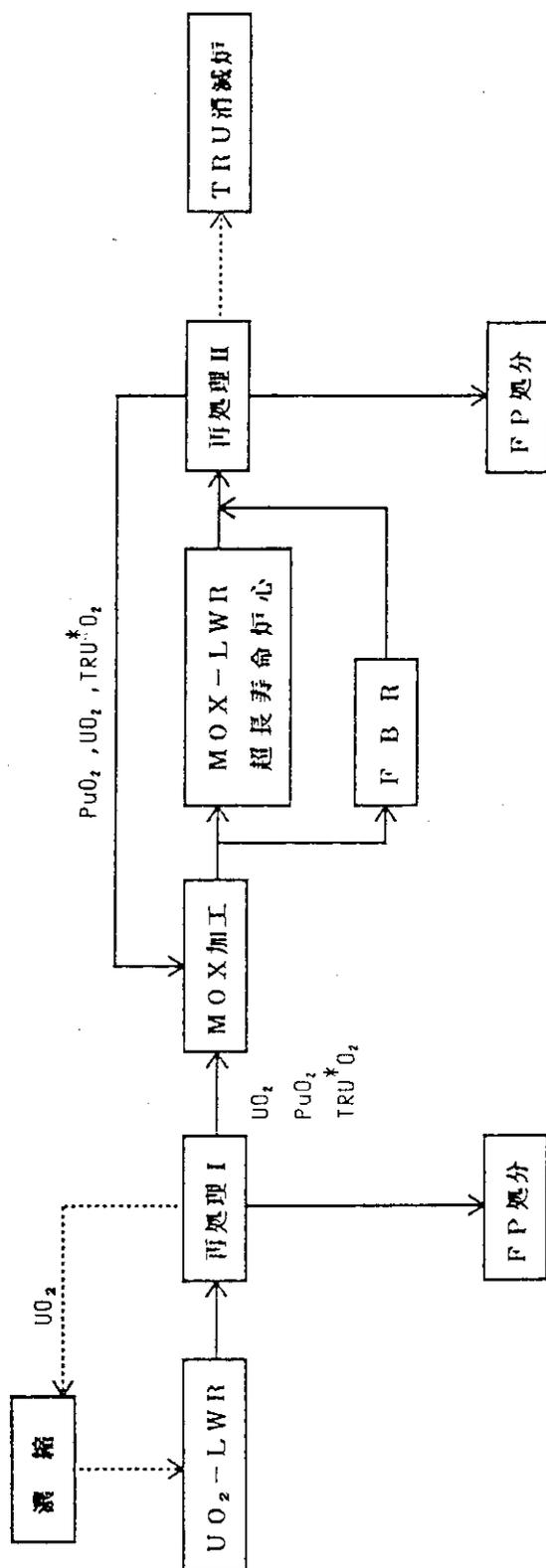


Fig. 1.3 TRU閉じ込め燃料サイクル

2. 超長寿命炉心の検討

現行軽水炉における燃料燃焼度の3倍以上、即ち、100GWd/t以上の超高燃焼度の達成が可能な軽水動力炉炉心の概念を構築するため、主として炉物理的な観点からその成立性の検討を行った。さらに、検討の結果創出された超長寿命燃料集合体について、熱水力及び構造設計の側面からも検討を加えた。

2.1 核特性の検討

2.1.1 概要

超高燃焼度燃料によって構成される炉心（超長寿命炉心）の炉物理的な成立性の検討においては、目標とする超高燃焼度まで長期にわたって炉心の過剰反応度を維持できることだけでなく、全燃焼期間を通じて過剰反応度が過大になり過ぎず制御可能な範囲内に納まること、炉心が固有の負の反応度係数を持つこと等原子炉の安全上考慮されなければならない項目についても、炉心が成立するための必要条件とした。

超高燃焼を達成する手段としては、第1章で述べたように、現状のプルサーマル計画で検討されているプルトニウム富化度を大幅に上回るプルトニウム高富化MOX燃料を用いることとともに、検討の対象とする炉心を、熱出力約3,400MWの加圧水型軽水炉（PWR）炉心とした。

核特性の検討は、

- ① 単一燃料棒セル計算によるプルトニウム高富化MOX燃料の核特性の検討
- ② 複数本の燃料棒からなる超長寿命燃料集合体の核特性の検討
- ③ 超長寿命燃料集合体を装荷した超長寿命炉心の核特性の検討

の3ステップで行ったが、特に、①について詳細な検討を実施し超長寿命燃料集合体の概念を構築することに主眼を置いた。検討に際して使用した計算コードは、『熱中性子炉体系標準核設計コードシステム：SRAC』^{1),2)}、『単一燃料棒セル燃焼計算コード：UNITBURN』³⁾等である。

2.1.2 検討方法及び計算条件

(1) プルトニウム高富化MOX燃料の核特性

軽水炉格子にプルトニウム高富化MOX燃料を使用した場合の燃焼特性、反応度係数等の基本的な核特性を把握し、超長寿命燃料集合体の概念を構築することを目的として検討を進めた。

本検討は、単一燃料棒を持つ正方格子モデルを対象に、主として『SRAC-PIJ』を用いた1次元セル燃焼計算により実施した。計算における中性子エネルギー群構造は、高速群59群（10MeV～3.93eV）、熱群17群（3.93eV～10⁻⁵eV）である。また、富化度の高いプルトニウム燃料を対象とするため、共鳴エネルギー領域の取り扱いを厳密にするとともに、ネプツニウム（Np）、アメリシウム（Am）及びキュリウム（Cm）等のアクチナイド核種の影響を

考慮した燃焼チェーン⁴⁾を使用した。

計算における主要なパラメータは、

- ① 燃料組成（プルトニウム富化度、可燃性毒物添加量）
- ② 水対燃料体積比（H/F）
- ③ 燃料棒寸法（ペレット外径、被覆管内径、外径、有効長）
- ④ 燃料棒格子ピッチ
- ⑤ 被覆管材料
- ⑥ 燃焼度

等である。なお、燃料、被覆管及び冷却材（減速材）領域の温度条件は現行PWRの定格運転時の値を参考とした。

MOX燃料としては、二酸化プルトニウム（ PuO_2 ）と二酸化ウラン（ UO_2 ）の混合燃料だけでなく PuO_2 と二酸化トリウム（ ThO_2 ）の混合燃料についてもその特性を検討した。なお、本章においては、以降単にMOX燃料という場合には、前者をいうものとする。

MOX燃料においては、プルトニウムの初期同位体組成、特に核分裂性プルトニウム（ ^{239}Pu 及び ^{241}Pu ）の占める割合が反応度特性に大きく影響を与えるが、本検討においては、現行PWRの使用済み燃料データに基づいてTable 2.1に示す値を一定値として用いた。なお、同表に示すように、トリウムについては ^{232}Th のみから成るものとし、ウランの初期同位体組成としては天然の組成比を用いた。

高燃焼燃料では、燃料の健全性確保の観点から低密度ペレットの採用が有利とされており、本検討においては、高速増殖炉原型炉の燃料等を参考として、MOX燃料ペレットの密度を理論密度の85%とした。なお、MOX燃料の理論密度の算出方法は、付録1に示す通りである。

燃焼初期の炉心過剰反応度を抑制するためMOX燃料中に添加する可燃性毒物として、酸化ガドリニウム（ Gd_2O_3 ）の他に、軽水炉の使用済み燃料中に含まれる超ウラン元素のうちプルトニウム以外のNp、Am及びCm等（TRU*）を使用する可能性についても検討した。この時、MOX燃料中に添加するTRU*の初期核種組成としては、Table 2.2に示す値を用いた。この核種組成比は、現行のPWRで3.3Gwd/t燃焼の後取り出された使用済み燃料を3年冷却して再処理し、さらに5年間冷却した時の値である。

炉心の実効増倍係数や燃焼計算における燃料の出力密度を与えるために必要な炉心の仮想的な寸法（燃料棒本数、有効高さ等）は、上述の各パラメータの組合せに応じて以下に示す2つの条件を満たすように決定した。（詳細は、付録2に示す。）

- ① 燃料棒の平均表面熱流束を現行のPWRと等しくする。即ち、原子炉熱出力を同一とした時、MOX燃料棒の全表面積が現行PWRの燃料棒の全表面積と等しくなるようにする。
- ② 炉心等価直径と炉心有効高さの比を形状バックリングが最小になるように定める。

このようにして想定した炉心全体の形状は、現行のPWR炉心に比べてわずかに扁平となっている。炉心寸法の例を、現行のPWRと比較してTable 2.3に示す。この表には、あわせて初期装荷燃料重量も示した。

核特性の検討過程において、高燃焼軽水炉ではTRU*が効率良く燃焼すること、即ち、高燃

焼軽水炉を、核燃料サイクル上問題となっているTRU*の消滅処理に利用できる可能性があることが明らかとなった。このため、TRU*の炉心への装荷量をパラメータとして、その消滅効率を検討した。この検討は、『UNITBURN』を用いた26群1次元セル燃焼計算により行った。

(2) 超長寿命燃料集合体の核特性

プルトニウム高富化MOX燃料のPWR格子における核特性上の特徴、問題点等を勘案して創出した超長寿命燃料集合体を対象として、その核特性を検討した。この超長寿命燃料集合体は、第2.1.4項でその詳細を述べるように、プルトニウム高富化MOX燃料棒と、 UO_2 あるいは ThO_2 等の共鳴吸収物質燃料棒（『特殊吸収棒』と呼ぶ。）の2種類から構成される集合体であり、特殊吸収棒を集合体から引き抜くことによる中性子スペクトルシフト効果を利用して高燃焼を達成するものである。

超長寿命燃料集合体についての核特性の検討は、複数のMOX燃料棒と特殊吸収棒を含む平方格子を単位セルとして、『SRAC-PIJ』を用いた2次元セル燃焼計算等により実施した。また、燃焼に伴うセル内の出力分布及び中性子束分布の変化は、『SRAC-CITATION』を用いた2次元拡散計算により求めた。

本検討においては、(1)と同様の考え方で、MOX燃料棒の全表面積が現行PWRで使用されている 17×17 燃料集合体の燃料棒表面積と等しくなるように燃料棒寸法、本数等を定めた。計算における中性子エネルギー群数、パラメータ等は、(1)と同じである。

(3) 超長寿命炉心の核特性

超長寿命燃料集合体によって構成される超長寿命炉心についての核特性の検討は、『SRAC-CITATION』を用いた2次元拡散計算により実施した。

検討の対象とした炉心は、第2.1.5項で述べるように、現行のPWRと同様の集合体配列を持つ炉心である。検討にあたっては、燃料交換方式として3バッチ方式を採用し、数種類の炉心パターンについて計算を実施して、実効増倍係数の変化、制御棒の代替である特殊吸収棒の制御能力、炉心の出力分布等について検討を行った。燃料集合体領域のマクロ断面積は、それぞれのバッチについて、上述の燃料集合体セル燃焼計算で得られた燃焼度依存の均質化断面積を使用した。また、燃料以外の領域のマクロ断面積は、『1次元S_N法輸送計算コード：ANISN』⁵⁾を用いて求めた。

2.1.3 プルトニウム高富化MOX燃料の核特性

(1) H/Fと無限増倍係数

PWR格子におけるMOX燃料の無限増倍係数に及ぼすH/Fの影響をFig. 2.1に示す。ここでは、プルトニウム富化度10wt%及び20wt%のMOX燃料と低濃縮 UO_2 燃料について、いずれも初装荷時（燃焼度0時点）でのH/Fによる影響を示した。

プルトニウム高富化MOX燃料の場合には、反応度の面からのH/Fの最適値は1.0近傍にあり、 UO_2 燃料における最適値の2倍以上である。したがって、H/Fを大きくすることによ

て過剰反応度を増加できる範囲、即ち、中性子スペクトルシフト効果を有効に利用出来る範囲が非常に広い。その一方、富化度20 wt%の例のように、プルトニウム富化度が高くなるとH/Fの小さい領域で無限増倍係数が極小となる点が存在する。このことは、プルトニウム高富化MOX燃料では、燃焼の初期において減速材ボイド反応度係数（以下、ボイド係数と言う。）が正になる可能性があることを示している。

(2) 中性子エネルギースペクトル

プルトニウム富化度の違いによる中性子エネルギースペクトルの変化をFig. 2.2に示す。ここでは、現行PWRの格子（燃料棒ピッチ1.26 cm、H/F 1.8）に、プルトニウム富化度5 wt%及び20 wt%のMOX燃料をそれぞれ使用した時のセル平均中性子エネルギースペクトルを低濃縮UO₂燃料の場合と比較して示した。図からも明らかのように、プルトニウム富化燃料を使用した場合はUO₂燃料の場合と大きく異なり、0.1 eV付近の熱中性子ピークが全く見られなくなるという特徴がある。

プルトニウム富化度が15%の場合のH/Fの違いによる中性子スペクトルの変化をFig. 2.3に示す。プルトニウム高富化MOX燃料をピッチの小さい格子で使用するによって中性子スペクトルが極めて硬くなることが分かる。プルトニウム富化度15%のMOX燃料を現行PWRの燃料棒ピッチより約1.5 mm狭い格子（H/F 1.0）で用いた時の中性子スペクトルは、現行のPWR格子で、30%を越えるプルトニウム富化度のMOX燃料を使用した時のスペクトルに相当している。

(3) 燃焼に伴う無限増倍係数の変化

プルトニウム富化度をパラメータとした時の燃焼に伴う無限増倍係数の変化を Fig. 2.4 に示す。この図に示した例は、燃料棒外径0.95 cm、H/F 2.0（燃料棒ピッチ約1.3 cm）の場合である。本図に示すように、MOX燃料中のプルトニウム富化度が高くなるにしたがって、初期過剰反応度が増加するだけでなく燃焼に伴う反応度の減少割合も小さくなり、高い燃焼度まで必要な過剰反応度を維持することが可能である。プルトニウム富化度が20 wt%以上であれば、100 GWd/t以上の燃焼度、即ち、同図に示した現行PWRのUO₂燃料と比較して3倍余りの高燃焼度が達成できることが分かる。

Fig. 2.5 には、H/Fをパラメータとした時の燃焼に伴う無限増倍係数の変化を示す。この例（プルトニウム富化度20 wt%）では、燃焼に伴う反応度の減少率は、H/Fの値によらずほぼ等しい。即ち、H/Fを大きくすることによって、高燃焼時点まで必要な過剰反応度を確保できることが分かる。なお、プルトニウム富化度が小さい場合には、燃焼に伴う反応度の減少はH/Fが大きいほど急激になる傾向がみられ、初期の過剰反応度が大きい割には高燃焼度の達成ができない。

燃料棒をより細径にした場合は、無限増倍係数が低下するとともに、燃焼に伴う反応度の減少率もやや緩やかになる。Fig. 2.6 に示すように、プルトニウム富化度20%、H/F 1.5の例では、外径0.65 cmの燃料棒を用いると、0.95 cmの燃料棒を用いた場合に比べて、無限増倍係数は、燃焼の初期で約0.03、燃焼度100 GWd/t時点で約0.015小さい。

(4) 減速材ボイド反応度係数

プルトニウム高富化MOX燃料をPWR格子に用いた場合のボイド係数のボイド率（冷却材密度比率）に対する変化を、プルトニウム富化度、H/F及び燃焼度をパラメータとして Fig. 2.7 に示す。なお、ボイドは減速材中に均一に分布しているものとしている。ちなみに、PWRの定格運転時の1次系圧力・温度条件下において全冷却材が飽和蒸気になった状態は、ここで言うボイド率が約90%の場合に相当する。

図から、プルトニウム富化度が高いほど、また、H/Fが小さいほど、即ち、燃料棒格子が密であるほど燃焼の初期においてボイド係数は正になり易いことが分かる。

(5) 可燃性毒物の添加による燃焼反応度特性の変化

燃焼初期の過剰反応度を低下させるため、MOX燃料中に可燃性毒物を添加した時の燃焼計算結果をFig. 2.8～10に示す。Fig. 2.8は可燃性毒物としてGd₂O₃を用いた場合、後者の2つはTRU*を用いた場合で、いずれもMOX燃料中への添加量をパラメータとしている。なお、ここでは、可燃性毒物はMOX燃料中で均一に分布しているものとした。

Gd₂O₃を可燃性毒物として用いた場合、初期過剰反応度は、Gd₂O₃装荷の増大に伴って低下する。したがって、プルトニウム富化度（プルトニウム装荷量）に応じてGd₂O₃を添加することによって、過大な初期過剰反応度を抑制することができる。しかしながら、Gd₂O₃は、MOX燃料の燃焼度が約20GWd/tに達するまでにほとんど燃焼しつくしてしまい、それ以降、反応度は、Gd₂O₃を添加しない場合の反応度曲線に従って減少して行く。このため、Gd₂O₃の添加量が多い場合には、この燃焼度近傍で過剰反応度が極大となってしまう。

一方、TRU*を用いると、初期過剰反応度が低下するだけでなく燃焼に伴う反応度の減少率が緩かになる。これは、燃焼の初期においては、TRU*がGd₂O₃と同様に可燃性毒物としての役割を果たす一方で、燃焼の進行に伴って²³⁷Np、²⁴¹Am、²⁴⁴Cm等の核種が、²³⁹Pu、²⁴²Am、²⁴³Cm及び²⁴⁵Cm等の核分裂性核種に変換されて正の反応度を与えるためである。

このように、TRU*を混合することによって、全燃焼期間を通じて炉心の過剰反応度を低く抑えることができることは反応度制御上極めて有利であり、また同時に、TRU*を有効に消費させる手段ともなり得ることが分かる。

(6) 可燃性毒物の添加による減速材ボイド反応度係数の変化

MOX燃料にGd₂O₃を添加すると、中性子スペクトルが硬化してボイド係数は正側に悪化する。プルトニウム富化度20%のMOX燃料をH/Fが2.0の格子で使用する場合、Gd₂O₃の添加量が0.2wt%を越えると、燃焼度0時点でのボイド係数は、減速材中のボイド率が0%の時においても正の値を持つようになる。即ち、燃焼初期の過大な過剰反応度を抑えるという原子炉の安全設計上の要求を満たすためにGd₂O₃を燃料中に添加することが、ボイド係数が負であること、というもう一つの安全上の要求にとってはマイナスの要因となってしまう。(4)で述べたように、H/F大きい場合、あるいは、プルトニウム富化度が小さい場合にはボイド係数は安全側（負の方向）になるため、より多くのGd₂O₃を添加することができる。

これに対して、TRU*を用いた場合には減速材中のボイド量が少ない条件においては、その

添加量に対してボイド係数はほとんど変化しない。

(7) TRU* の消滅

種々のプルトニウム富化度のMOX燃料に対して、初期TRU*添加量をパラメータとした時の燃焼に伴うTRU*量の変化をTable 2.4に、無限増倍係数の変化をFig. 2.10に示す。Table 2.4には、100GWd/t燃焼後4年間冷却した時のTRU*残存重量を燃焼前に添加した初期装荷重量と比較して示した。なお、これらの結果は、『UNITBURN』を用いて求めたものである。

(5)で述べたように、初期に装荷したTRU*は炉内で核分裂性核種に変換され燃焼するため、TRU*を添加した場合の燃焼に伴うTRU*の増加量は、TRU*を添加しない場合に比べて少なくなり、添加量が5wt%以上の場合には、TRU*は、むしろ減少することが分かる。即ち、多量のTRU*を添加したMOX燃料を長期間燃焼させることにより、TRU*を効率良く消滅させることができる。ただし、この場合には、Fig. 2.10に示すようにTRU*の添加による初期過剰反応度の減少を補うために、MOX燃料のプルトニウム富化度を十分高くしておく必要がある。

また、TRU*の燃焼に伴う変化量を元素別に見ると、いずれの場合においてもCmが燃焼前に比べて増加している。Cm同位体のうちで支配的な²⁴⁴Cmが中性子放出核種であるため、使用済み燃料の取り扱いにおいては遮蔽上の問題が生じることになる。この点については、第4章で詳細に検討する。

(8) 燃料被覆管の材料による反応度変化

100GWd/t以上の高燃焼度を達成する場合、燃料集合体は10年近くも炉内に滞在することになり、第4章で議論するように、燃料被覆管の健全性確保が大きな課題となる。

被覆管の健全性を向上させるため、ジルコニウム合金の代わりにステンレス鋼またはチタン合金等の高強度合金を用いる場合、これらの材料は中性子経済が悪いため炉心の過剰反応度を減少させる。過剰反応度の減少量は、プルトニウム富化度15%、H/F1.5、燃料棒外径0.95cm(被覆管肉厚0.064cm)のケースで、それぞれ約3.0% k/k及び約2.5% k/kである。この値は、H/Fが大きいほど、また、プルトニウム富化度が低いほど大きくなり、燃焼度によらずほぼ一定である。ちなみに、ステンレス鋼を使用する場合に、上述の条件のうち被覆管肉厚を2分の1にすると、過剰反応度の減少量は約1.5% k/kにとどまる。

(9) PuO₂-ThO₂混合燃料の核特性

MOX燃料としてPuO₂-ThO₂混合燃料を用いた場合の核特性について以下に述べる。なお、ここでは、PuO₂-ThO₂混合燃料をトリウム燃料、PuO₂-UO₂混合燃料をウラン燃料と呼ぶ。

燃焼度0におけるトリウム燃料の無限増倍係数とH/Fとの関係は、最適値が10近傍にあること、プルトニウム富化度が高くなるとH/Fが1の付近で極小値を持つこと等、Fig. 2.1に示したウラン燃料における場合とほぼ等しい関係を示す。

トリウム燃料の燃焼に伴う無限増倍係数の変化を、プルトニウム富化度及びH/FをパラメータとしてFig. 2.11に示す。比較のため、初期プルトニウム装荷量の等しいウラン燃料の燃焼

反応度曲線も併せて示した。

H/F 1.5 の場合、特にプルトニウム富化度 20% のケースでは、中性子エネルギースペクトルが硬いため、トリウム燃料における ^{232}Th から ^{233}U への変換量が大きく、この寄与によって燃焼に伴う反応度の減少がウラン燃料に比べてかなり緩かになっていることが分かる。この傾向は、H/F を 1.0 とした場合には、さらに顕著になる。プルトニウム富化度が 10% のケースでも同様の傾向を示すが、初装荷プルトニウム量が少ないため、燃焼度 50 GWd/t 以降では反応度の減少率はウラン燃料より大きくなっている。

プルトニウム富化度 10%、H/F 3.0 の場合には、トリウム燃料における ^{233}U への変換量が少ない上、プルトニウムが燃焼し切ってしまうため、達成できる燃焼度はウラン燃料に比べてだいぶ小さい。

富化度 20%、H/F 3.0 の場合は、富化度 10%、H/F 1.5 の場合とほぼ同一の中性子スペクトルを有しており、トリウム燃料における ^{233}U の寄与とウラン燃料において ^{238}U から新に生成される ^{239}Pu による寄与とが、ほぼ等しくなっている。

燃料中の燃料核種の燃焼に伴う変化の代表例を Fig. 2.12 に示す。

以上のように、トリウム燃料は PWR 格子においてウラン燃料と類似の核特性を示すが、ウラン燃料を使用する場合に比べてより硬い中性子エネルギースペクトル場を与える条件下（プルトニウム高富化度、低 H/F）で使用することが有効である。

2.1.4 超長寿命燃料集合体の核特性

プルトニウム高富化燃料を PWR 格子で使用することによって、極めて高い燃焼度を得ることが可能となる一方で、① 燃焼初期において過剰反応度が非常に大きくなること、② 燃焼の初期においてボイド係数が正になること、という 2 つの原子炉の安全上好ましくない問題が生ずる。これらを踏まえて創出した超長寿命燃料集合体の代表例を Fig. 2.13 に示す。

この燃料集合体は、プルトニウム高富化 MOX 燃料棒と、燃料集合体から引き抜き可能な『特殊吸収棒』の 2 種類から構成されており、特殊吸収棒としては、天然または劣化ウランを用いた UO_2 あるいは ThO_2 等の共鳴吸収物質を使用している。

この燃料集合体は、

- ① 燃焼の初期においては、特殊吸収棒を集合体内に挿入しておくことによって、H/F を小さくして過剰反応度を低く抑える、
- ② 同時に、集合体全体としての「見かけ」のプルトニウム富化度が小さくなり、ボイド係数が負となる、
- ③ 燃焼の進行に伴い特殊吸収棒を集合体から引抜くことによって、H/F を大きくし、中性子スペクトルシフト効果によって反応度を増加させる、
- ④ 特殊吸収棒を太径とすることにより、H/F の増加量、即ち、反応度の回復量を大きくして、燃焼による反応度の減少を高燃焼度まで補償する、

等の考え方に基づいて提案されたものである。

Fig. 2.13 に示した例では、特殊吸収棒挿入時には、H/F は 1.5、集合体全体のみかけのプルトニウム富化度は MOX 燃料棒のプルトニウム富化度の約 0.63 倍であり、全特殊吸収棒

を引き抜くと H/F は3.0となる。また、MOX燃料棒の全表面積が現行PWRの 17×17 燃料集合体の全燃料棒表面積と等しくなっている。なお、以下では、特殊吸収棒として天然組成の UO_2 を用いた場合の超長寿命燃料集合体の核特性について述べる。

(1) 燃焼反応度特性

Fig. 2.13に示した寸法を持つプルトニウム富化度15%の超長寿命燃料集合体について集合体平均中性子エネルギースペクトルをFig. 2.14に示す。ここでは、MOX燃料棒の燃焼度が65GWd/tに達した時点で特殊吸収棒を引抜いた時の中性子スペクトルの変化を燃焼初期の中性子スペクトルと比較して示した。特殊吸収棒の引き抜きによって中性子スペクトルが熱側に大きく移動することが分かる。

このケースにおける燃焼に伴う無限増倍係数の変化をFig. 2.15に示す。ここでは、MOX燃料中に可燃性毒物として Gd_2O_3 を添加して、初期過剰反応度を抑えている。特殊吸収棒を引き抜くことによる中性子スペクトルシフトによって、無限増倍係数は約0.12増加する。この極めて大きい反応度の回復によって、MOX燃料棒の燃焼度が100GWd/tに到達した時点においても無限増倍係数は約1.03となる。

MOX燃料棒のプルトニウム富化度を20wt%とした場合には、Fig. 2.16に示すように、120GWd/t以上の燃焼度の達成が可能である。特殊吸収棒を引き抜くことによる無限増倍係数の回復量は富化度15%の場合とほぼ同じ約0.12であり、図に示すように、この値はどの燃焼時点で特殊吸収棒を引き抜いてもほとんど変わらない。このケースでは、MOX燃料棒の燃焼度が100GWd/tに到達した時点の無限増倍係数は約1.09である。

(2) 中性子束分布及び出力分布

燃料集合体中の中性子束の空間分布や出力分布が極端に不均一であったり、寿命期間中にそれらが大きく変動したりすると燃料棒に曲がり等の変形を生ずるため、超長寿命燃料集合体のように照射期間が長い場合には、燃料の健全性確保上極めて重要な問題となる。また、超長寿命燃料集合体においては、集合体中に占める特殊吸収棒の体積割合が大きいため、その挿入、引き抜きによる中性子束及び出力分布の不均一さの増大が懸念される。ここでは、プルトニウム富化度15wt%の超長寿命燃料集合体を例に検討結果を述べる。なお、それぞれの分布は、Fig. 2.17中に示すように、集合体セルを2次元X-Yモデルに体積等価近似して拡散計算により求めたものである。また、特殊吸収棒の引き抜き時点でのMOX燃料の燃焼度は、約70GWd/tである。

特殊吸収棒の引き抜き前後における1MeV以上の高速中性子束空間分布の変化をFig. 2.17に示す。燃料集合体内における高速中性子束の最大値は、特殊吸収棒の引き抜きによって10%以上減少するが、その分布は比較的平坦であって特殊吸収棒の有無にほとんど影響されてないことが分かる。特殊吸収棒の引き抜き前の値を用いると、燃焼度が100GWd/tに到達する時までに被覆管が受ける1MeV以上の高速中性子照射量は、炉心の核的ピーキングファクタを考慮しない場合でも、約 2×10^{22} nvtに達する。この照射量による被覆管への影響に関しては、第4章で詳しく議論する。

燃料集合体内の熱中性子束分布は、特殊吸収棒の引き抜きによって大きく変化する。特殊吸収

棒が引き抜かれ減速材に置き換わるとその位置に熱中性子束のピークができる。0.68 eV以下の熱中性子束の最大値は、特殊吸収棒挿入時で約 $9 \times 10^{12} \text{n}/(\text{cm}^2 \cdot \text{sec})$ 、特殊吸収棒引き抜き時には、3倍近い約 $2.6 \times 10^{13} \text{n}/(\text{cm}^2 \cdot \text{sec})$ となる。

燃料集合体内に特殊吸収棒が挿入されている時には、特殊吸収棒自身も発熱しており炉心熱出力の一部を分担している。特殊吸収棒の発熱量は、プルトニウム富化度20 wt%の燃料集合体の場合、燃焼の初期で集合体全熱出力の約6%、MOX燃料棒の燃焼度70 GWd/tの時点では13%余りである。前述したように、MOX燃料棒の全表面積が現行PWRの燃料集合体の全燃料棒表面積と等しくなるようにしているため、特殊吸収棒が挿入されている時には、MOX燃料棒の熱的条件は現行PWRのUO₂燃料棒に比べて緩和されていることになる。

その一方、特殊吸収棒の線出力密度はかなり高い値となり、前述の出力分担率13%の時点での平均線出力密度は約25 kW/mであって、現行PWRのUO₂燃料棒の平均線出力密度に比べ3割以上高い値となっている。しかしながら、特殊吸収棒は太径であるため、燃料棒表面熱流束は現行PWR燃料棒の平均熱流束のおおよそ6割程度となり、熱的には問題とならないものと考えられる。

特殊吸収棒の引き抜きによるMOX燃料ペレット内出力分布の変化を Fig. 2.18 に模式的に示す。燃料ペレット内での出力密度の分布は、特殊吸収棒が挿入されている時にはほぼ同心円状になっているが、特殊吸収棒が引き抜きによる熱中性子束の盛り上がりによって、燃料ペレット内での出力密度の分布が偏ったものになる。この例では、特殊吸収棒位置方向に面した側の出力密度が反対方向に比べて約10%高い。

(3) 減速材ボイド反応度係数

Fig. 2.13 の燃料集合体について、燃焼度0、減速材中のボイド率0%におけるボイド係数を Table 2.5 に示す。前項(4)及び(6)で述べたように、プルトニウム富化度が高い場合、H/Fが小さい場合、及び可燃性毒物であるGd₂O₃の添加量が多い場合に燃焼初期にボイド係数が正となり易い。ここでは、MOX燃料のプルトニウム富化度が20%のケースについて、特殊吸収棒の有無及びGd₂O₃添加量をパラメータとして、ボイド係数の変化を示した。なお、Gd₂O₃はMOX燃料にのみ添加するものとしている。

Table 2.5 に示すように、特殊吸収棒が挿入されている状態では0.4 wt%以上のGd₂O₃を添加するとボイド係数が正になることが分かる。一方、特殊吸収棒が引抜かれ、MOX燃料棒のみの状態では、ボイド係数を負に保つことのできるGd₂O₃の添加量は0.3 wt%足らずとさらに少ない。しかしながら、前述したように、超長寿命燃料集合体の運用として燃焼の初期には特殊吸収棒は集合体内に挿入しておくため、Gd₂O₃の添加量については前者が目安となるものと考えられる。燃焼が進んだ場合には、第2.1.3項で述べたように、ボイド係数はより安全側になる。

プルトニウム富化度が15%のMOX燃料にTRU*を添加した時の燃焼度0におけるボイド係数の変化を Fig. 2.19 に示す。前項(6)で述べたように、減速材中のボイド量が少ない時には、ボイド係数はTRU*の添加量に対してほとんど依存しない。ただし、減速材中のボイド量が多い状態においては、TRU*の添加がボイド係数の悪化をもたらすことが分かる。

2.1.5 超長寿命炉心の核特性

超長寿命燃料集合体によって構成される炉心の核特性を検討するにあたって、燃料集合体を、特殊吸収棒の役割によって『固定吸収棒付き燃料集合体』と『可動吸収棒付き燃料集合体』の2種類に分類する。固定吸収棒付き燃料集合体の特殊吸収棒は長期の燃焼補償のために使用し、一方、可動吸収棒付き燃料集合体の特殊吸収棒は、原子炉の出力調整、運転制御、あるいは、短期間の燃焼補償等に使用する。即ち、後者には、PWRにおける制御棒と同様の役割を持たせることを考える。ただし、両集合体とも、Fig. 2.13に示した同一の断面形状を有している。

燃料交換方式としては3バッチ方式を採用し、各バッチの燃料を装荷する炉心の領域分割方法としては、炉心を同心円状に3分割する方法とチェッカーボード状に分割する方法等を検討した。

(1) 燃焼反応度特性

超長寿命炉心における燃料集合体配置の代表例をFig. 2.20に示す。炉心は、固定吸収棒付き燃料集合体133体、可動吸収棒付き燃料集合体が60体、合わせて現行のPWRと同じ193体の燃料集合体から構成される。Fig. 2.13に示した寸法の燃料集合体を使用する場合、炉心の等価直径は、約380cm、炉心有効高さは、約351cmである。

Fig. 2.20に示した例は、炉心を同心円状に3領域に分割し、各々の領域に同じバッチの燃料を装荷する方式を採ったものであり、同一バッチの燃料集合体は、それぞれ等しい燃焼度（燃料組成）を持つものとしている。燃料交換時には、最外の第1領域に新燃料集合体を装荷し、第1領域から取り出した燃料集合体は第2領域へ、第2領域から取り出した燃料集合体は第3領域へと、順次内側に移動する。また、サイクルの途中で、第2領域に装荷されている燃料集合体の固定吸収棒を引き抜き、過剰反応度を回復させる。したがって、この方式では、第3領域の固定吸収棒付き燃料集合体は、サイクル当初から特殊吸収棒の無い、MOX燃料棒だけの集合体である。

プルトニウム富化度15wt%のMOX燃料を使用した場合、及び7.5wt%のMOX燃料を使用した場合の炉心の実効増倍係数と可動吸収棒の反応度値をTable 2.6に示す。運転終了後に取り出される燃料の燃焼度は、それぞれ、120GWd/t及び75GWd/tである。ここでは、炉心の実効増倍係数が1.04になった段階で原子炉停止ということにしているが、実際には実効増倍係数が1.01程度まで原子炉の運転が可能であると思われるため、取り出し燃料の燃焼度は、より大きくなるものと考えられる。

サイクル初期（BOL）から固定吸収棒引き抜き時点まで、及び、固定吸収棒引き抜き時点からサイクル末期（EOL）までの燃焼による反応度損失は、いずれも4% k以下と小さい。一方、可動吸収棒の反応度制御能力も約4% kであり、可動吸収棒だけで燃焼補償が可能であると考えられる。

プルトニウム富化度15wt%のMOX燃料を使用したケースでは、MOX燃料の0.4wt%に相当する量のGd₂O₃を添加してBOLの過剰反応度を抑えているが、代わりに2.5wt%のTRU*を添加すると、Fig. 2.9から、初期過剰反応度は約10% k小さくなるものと推定できる。同時に、全燃焼期間にわたって過剰反応度が抑えられたため、この場合には、反応度制御のための冷却材中へのボロン添加が不要になる可能性がある。

(2) 出力分布

代表的な2つのケースについて、各燃料集合体毎の出力割合をFig. 2.21、2.22に示す。前者は、(1)でその燃焼反応度特性を述べたと同一のケース、後者は炉心をチェッカーボード状に3領域分割して各バッチの燃料集合体を配置したケースで、それぞれ、BOLとEOLにおける出力分布を相対値で示した。

炉心を同心円状に領域分割した場合、BOLにおいては炉心中心部の燃料集合体の出力が高く、炉心最外側に装荷されたの新燃料集合体の出力は小さい。EOLでは炉心中心部の出力は極めて小さくなり、その外側の第2領域の出力比率が大きくなる。一方、チェッカーボード状の領域分割の場合は、BOLでは第1領域の内側で出力が高く、EOLでは出力分布は全炉心にわたってかなり平坦になる。

このように、サイクルを通してみると後者のチェッカーボード状の燃料配列の方が出力分布はいくらか平坦である。しかしながら、いずれの場合においても、炉心平均出力密度に対する燃料集合体平均出力密度の比率が2に近い値を持つ燃料集合体もあり、出力分布をより平坦化させる必要がある。このためには、炉心の領域分割方法や燃料交換バッチ数の最適化、あるいは、MOX燃料のプルトニウム富化度及び可燃性毒物添加量の燃料集合体毎または燃料棒毎の微調整等、今後検討しなければならない多くの課題がある。

2.2 熱水力特性及び超長寿命炉心の構造概念の検討

2.2.1 熱水力特性の検討方法及び解析条件

炉物理的検討によって構築された超長寿命燃料集合体は、外径の異なるMOX燃料棒と特殊吸収棒から構成されているために、集合体内の各流路サブチャンネルの断面積が、現行PWRのように一様とはならない。このため、冷却材の偏流が燃料集合体内で発生する恐れがある。このため、Fig. 2.13に示した燃料集合体モデルについて熱水力特性の検討を実施した。

検討にあたって、熱水力特性解析には、『軽水炉一次系プラント熱水力計算コード：HYDR O-ACE II』⁶⁾と『炉心サブチャンネルコード：COBRA IV-I』⁷⁾を結合した熱水力計算コードシステムを用い、現行PWRの定格運転条件を基に冷却材炉心入口圧力、温度、流速等の諸条件を設定して、燃料集合体内の冷却材流速分布、冷却材温度分布、燃料棒温度分布等を求めた。主要な計算条件をTable 2.7に示す。

2.2.2 超長寿命燃料集合体の熱水力特性

主要な検討結果をTable 2.8に示す。また、DNBR（核沸騰限界比）が最も小さくなるMOX燃料棒における被覆管表面温度、表面熱流束及びDNBRの軸方向分布をFig. 2.23に示す。

冷却材の温度分布については、各サブチャンネル間に大きな違いはないが、流速にかなりの差があることが分かった。即ち、特殊吸収棒の周囲に流路断面積の大きなサブチャンネルが存在するために、そこに冷却材の流れが偏流している。しかしながら、Fig. 3.23に示すように、熱的に最も厳しいMOX燃料棒においても、被覆管表面最高温度は約330℃であり、DNBRも

3.0以上であって、安全上十分な余裕を有している。

2.2.3 超長寿命炉心の構造概念

炉物理的検討によって構築された超長寿命燃料集合体の概念に基き、燃料集合体その他の原子炉容器内構造物について、構造設計上の観点から検討を行った。本検討は、(株)三菱重工業への委託研究により実施した。

(1) 超長寿命燃料集合体の構造概念

① 燃料集合体の構成

超長寿命燃料集合体の構造図をFig. 2.24に示す。燃料集合体は、基本的にはMOX燃料棒303本、特殊吸収棒案内シンプル24本、炉内計装用案内シンプル1本、上部ノズル、下部ノズル各1本及びグリッド11個から構成されており、現行のPWRで使用されている燃料集合体と類似の構造である。

② MOX燃料棒

超長寿命燃料集合体に用いられるMOX燃料棒は、燃料ペレット、被覆管、上部端栓、下部端栓、プレナムスプリング及びサポート等から構成される。第4章で述べるように、超長寿命燃料は、燃料ペレットから被覆管内部へ放出される核分裂生成ガスの増大が懸念されるために、ガスプレナムを現行PWR燃料棒に比べてかなり長くしているが、それに伴う特殊吸収棒の長尺化を防ぐため、下部プレナムを併用している。

③ 特殊吸収棒案内シンプル

特殊吸収棒案内シンプルは、特殊吸収棒の挿入・引き抜きを円滑に行うためのガイド機能を有するとともに、上・下部ノズルに溶接またはボルトで固定され燃料集合体の強度保持を行う。核設計での検討では、特殊吸収棒(案内シンプル)は、Fig. 2.13に示すように、集合体内に均一に配置されているが、構造設計上の観点からは、Fig. 2.24に示す配置がより妥当なものと考えられる。これは主として特殊吸収棒クラスタの構造上の制約等によるものである。また、特殊吸収棒挿入時には、特殊吸収棒自体がかなりの発熱をするため、シンプル下部に流量調整用のオリフィスを設けて十分な冷却ができるようにしている。

④ 上部ノズル、下部ノズル

上部ノズル及び下部ノズルのコーナまたは周辺部には、燃料集合体位置決めピン用の挿入孔を設けており、また、それぞれのプレート部には冷却材の流路孔が穿たれている。下部ノズル内には、燃料集合体の熱膨張や照射による伸びを吸収するためのコイルスプリングを設けている。

(2) 特殊吸収棒クラスタの構造概念

① 可動吸収棒クラスタ

可動吸収棒は、PWRにおける制御棒と同様の機能を要求されており、原子炉運転中において挿入、引き抜きを行う必要があるため、その構造は、現行のPWRと同様、制御棒駆動装置によって操作可能なものとしている。可動吸収棒クラスタは、Fig. 2.25に示すよう

にスパイダと24本の吸収棒からなり、スパイダ頭部のカップリングにより駆動軸と連結する。また、吸収棒挿入（落下）時に生ずる衝撃力を軽減するため、コイルスプリングを有している。吸収棒の構造は、基本的にはMOX燃料棒と同様であるが、プレナムについては、その容積、位置等、今後検討して行く必要がある。

吸収棒の引き抜き時及び挿入時における燃料有効長に対する位置関係を Fig. 2.26 に示す。可動吸収棒は、全引き抜き時においても特殊吸収棒案内シンプル内に約20cm挿入されており、案内シンプルが冷却材のバイパス流路となることを防止している。

② 固定吸収棒クラスタ

固定吸収棒クラスタは、現行PWRにおける可燃毒物棒と同様燃料集合体上（上部ノズル内）に着座し、上部炉心板によって支持される構造としている。固定吸収棒クラスタは、一定の力で支持されるようにコイルスプリングを有している。固定吸収棒が燃料集合体から取り出された後は、吸収棒案内シンプル内の冷却材流量を制限するため、短尺のプラグングデバイス挿入する。プラグングデバイスは、上部炉心板で固定する。

(3) 原子炉容器内構造の概念

超長寿命炉心を支持する上・下部炉心構造物等、原子炉容器内構造の基本構成をFig. 2.27 に示す。本構成は、現行PWRと相違はないが、燃料集合体寸法の差に起因して、原子炉容器の直径で約60cm、全高で約1m大きくなっている。

2.3 まとめ

核特性解析を主体とした検討によって、100GWd/t以上の高燃焼度の達成が可能な熱出力3,400MWクラスの加圧水型軽水炉の炉心概念を創出した。代表的な超長寿命炉心の仕様をTable 2.9 に示す。本炉心は、プルトニウム高富化MOX燃料を用い、かつ、 UO_2 等の共鳴吸収物質からなる特殊吸収棒によって、中性子スペクトルシフト効果を有効に利用して高燃焼度を達成するものであり、また、特殊吸収棒の一部は、現行の制御棒の役割も果たすものと期待される。

また、熱水力特性及び構造設計と合わせて、この炉心の概念は、現行の原子炉システムを大きく変更する必要はないとの見通しをつけることができた。

今後は、さらに詳細な検討を実施して行く必要があり、核設計の観点からは、

- ① 超ウラン元素も考慮した燃料組成、プルトニウム富化度、燃料棒寸法、水対燃料体積比等のパラメータについて、それらの最適値を決定すること、
- ② 冷却材中に可燃性毒物（ホウ酸水等）を添加する必要があるか否かの検討を含めて、炉心の反応度制御能力、動特性等を検討すること、
- ③ 炉心の出力分布、燃焼分布の平坦化を達成するための最適な運転方式及び燃料交換方式の検討を行うこと、

等の項目がある。

一方、熱水力設計においては、特殊吸収棒の挿入、引き抜きに伴う燃料集合体内の冷却材流路の変化も考慮して集合体内の最適冷却材流速分布を決定すること等の他、炉心の核的及び工学的ピーキング因子を設定し、定常時（定格出力運転時、部分負荷運転時）及び過渡時（原子炉の起動、停止、計画的負荷変動時、異常な過渡変化時及び事故時）の炉心熱水力特性の検討を行う必要がある。

また、構造設計の観点からは、

- ① F P ガス放出量の増大に伴う被覆管内圧の増加だけでなく、現行 P W R の燃料集合体に比べてはるかに長期間にわたって機械的及び熱的繰り返し応力を受け続けることを勘案して、各構成部品の材料選択も含めて燃料集合体の構造設計を行うこと、
- ② 可動吸収棒クラスタの重量が現行 P W R 用制御棒クラスタに比べて極めて大きいことから、可動吸収棒駆動機構の動作性、耐久性については、試作試験を含めて十分な検討を行うこと、

等が必要である。

参 考 文 献

- 1) Tuchihashi K. et al. : "SRAC : JAERI Thermal Reactor Standard Code System for Reactor Design and Analysis," JAERI-1285 (1983)
- 2) Tuchihashi K. et al. : "Revised SRAC Code System," JAERI 1302 (1986)
- 3) Naito Y. et al. : "UNITBURN : A Computer Code for A Unit Fuel Cell Burnup Calculation," JAERI-memo 57-043 (1982)
- 4) Takano H. and Akie H. : "Effect of Transplutonium Nuclides on Burnup Reactivity Changes in HCLWRs," *J. Nucl. Sci. Technol.*, 24[6], 501, 502 (1987)
- 5) Engle W. W. Jr. : "A User's Manual for ANISN ; A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code with Anisotropic Scattering," K-1693, ORNL-CCC-254 (1967)
- 6) 阿部清治、内藤倅孝、" B W R の熱水力特性解析コード H Y D R O - A C E "、JAERI-M 8422 (1979)
- 7) Wheeler C. L. et al. : "COBRA IV-1," BNWL-1962 (1976)

Table 2.1 トリウム、ウラン及びプルトニウムの初期同位体組成

核種	組成 (wt%)	核種	組成 (wt%)	核種	組成 (wt%)
^{232}Th	100.0	^{233}U	0.0	^{238}Pu	1.05
		^{234}U	0.0	^{239}Pu	58.26
		^{235}U	0.72	^{240}Pu	23.46
		^{236}U	0.0	^{241}Pu	13.11
		^{238}U	99.28	^{242}Pu	4.12

Table 2.2 超ウラン元素の初期核種組成

核種	^{237}Np	^{241}Am	^{243}Am	^{243}Cm	^{244}Cm	^{245}Cm
組成 (wt%)	56.18	26.40	12.00	0.03	5.11	0.28

Table 2.3 種々の燃料棒格子に対する炉心寸法及び初期燃料装荷量

		MOX燃料棒炉心						現行PWR
		0.65			0.95			0.95
被覆管外径、cm		0.65			0.95			0.95
ペレット直径、cm		0.540			0.805			0.805
水対燃料体積比		1.0	2.0	3.0	1.0	2.0	3.0	1.8
格子ピッチ、cm		0.75	0.89	1.01	1.10	1.31	1.50	1.26
炉心等価直径、cm		276.2	309.6	337.0	315.2	354.0	385.8	337.0
炉心有効高さ、cm		255.1	286.0	311.3	291.1	327.0	356.5	366.0
炉心初期 燃料装荷量 、トン	重金属	51.7			78.7			86
	Pu	10.4			15.7			-

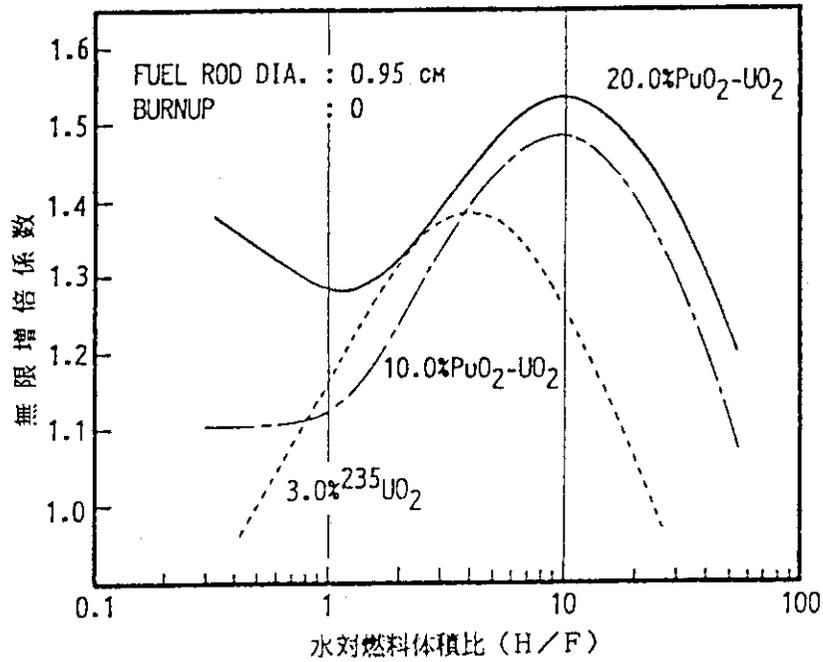


Fig. 2.1 水対燃料体積比 (H/F) による無限増倍係数の変化

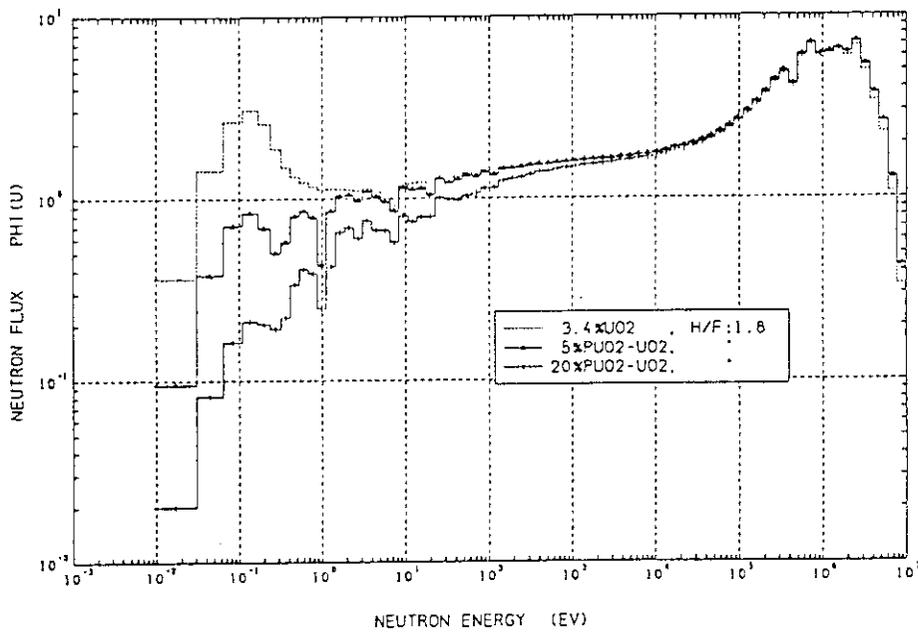


Fig. 2.2 プルトニウム富化度による中性子エネルギースペクトルの変化

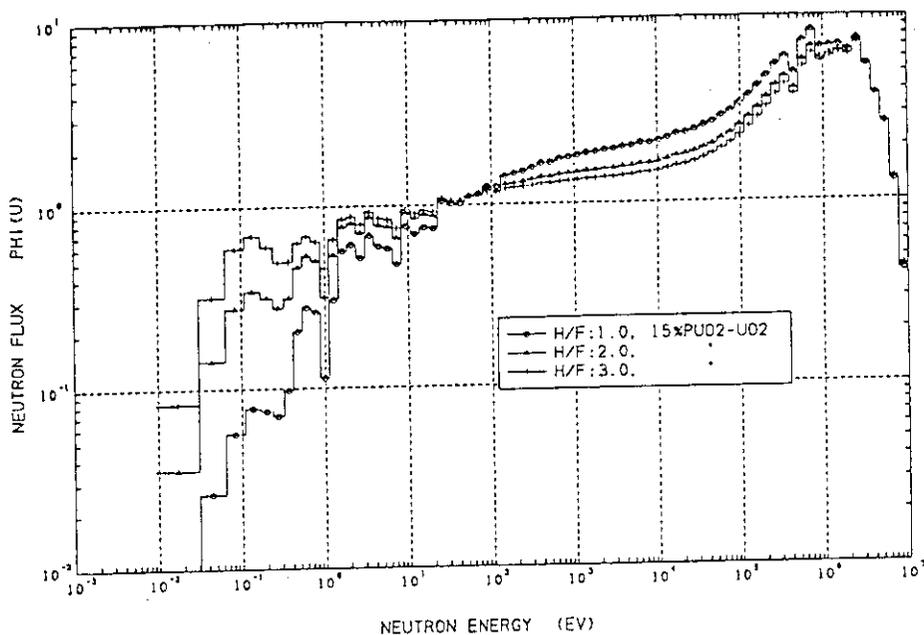


Fig. 2.3 水対燃料体積比 (H/F) による中性子エネルギースペクトルの変化

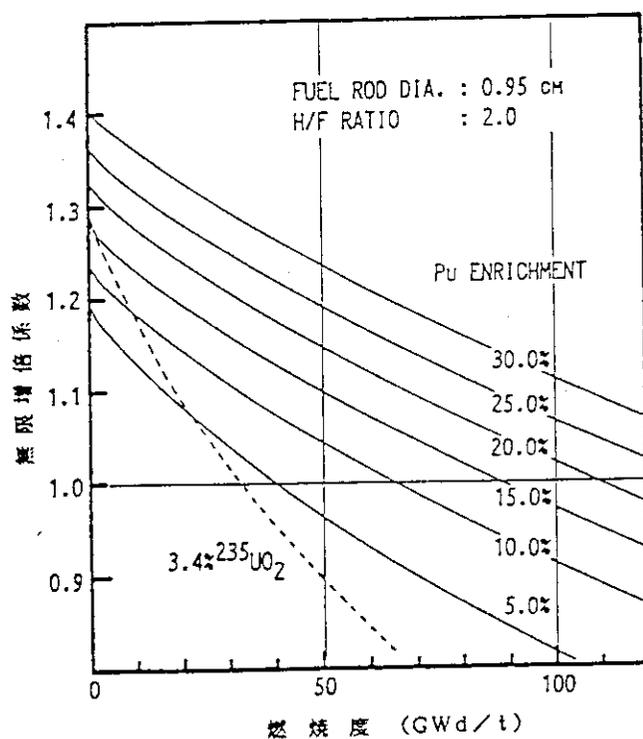


Fig. 2.4 種々のプルトニウム富化度に対するMOX燃料の燃焼に伴う無限増倍係数の変化

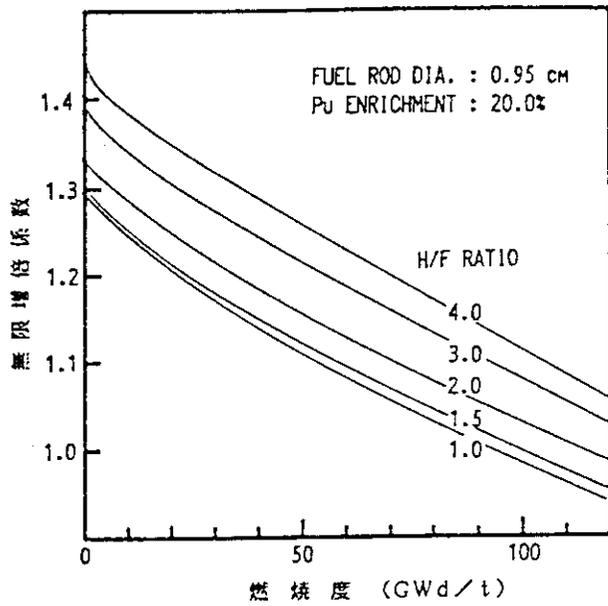


Fig. 2.5 種々のH/Fに対する燃焼に伴う無限増倍係数の変化

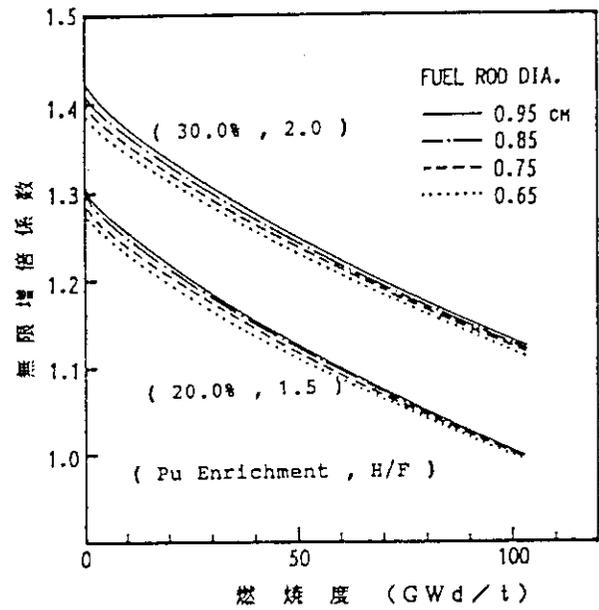


Fig. 2.6 燃料棒径の違いによる燃焼に伴う無限増倍係数の変化

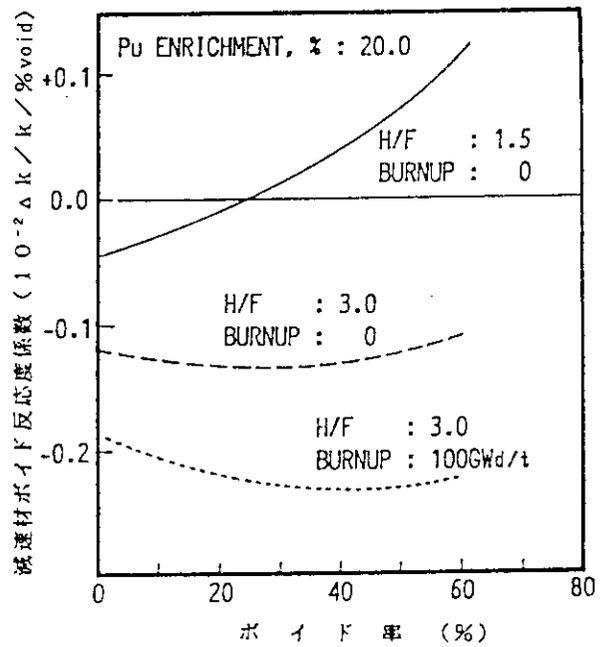
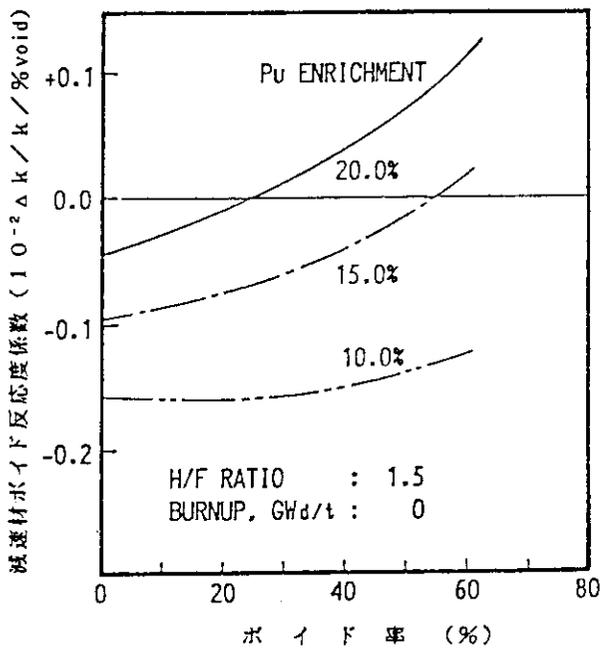


Fig. 2.7 プルトニウム富化度, H/F及び燃焼度による減速材ボイド反応度係数の変化

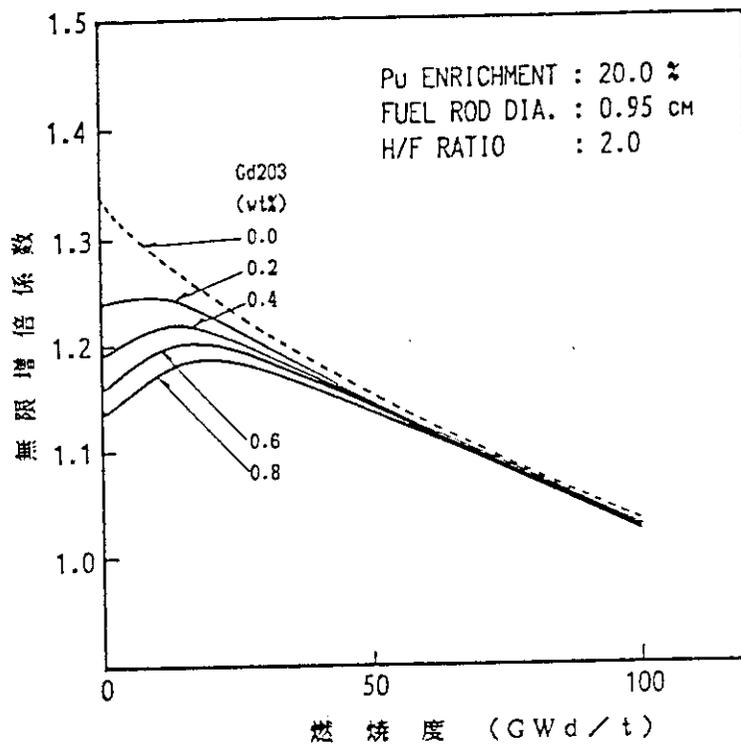


Fig. 2.8 Gd₂O₃ の添加によるMOX燃料の燃焼反応度特性の変化

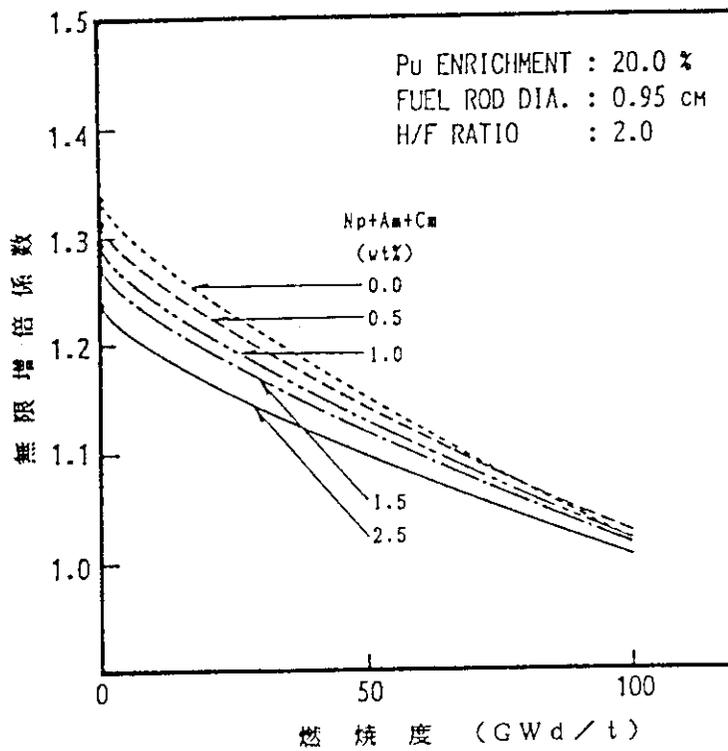


Fig. 2.9 TRU* の添加によるMOX燃料の燃焼反応度特性の変化

Table 2.4 燃焼に伴う超ウラン元素重量（初装荷MOX燃料1トンあたり）の変化

プルトニウム 富化度 (wt%)	初期TRU* 装荷量 (wt%)	TRU* 元素	燃焼前 (kg)	100Gwd/t燃焼 + 冷却4年 (kg)	増加量 (kg)
15.0	0.0	Np	0	0.58	0.58
		Am	0	8.43	8.43
		Cm	0	2.35	2.35
		計	0	11.36	11.36
	1.2	Np	6.88	2.79	- 4.09
		Am	4.97	9.49	4.52
		Cm	0.24	3.01	2.77
		計	12.09	15.29	3.20
	5.0	Np	28.46	10.76	- 17.70
		Am	20.53	13.59	- 6.94
		Cm	1.01	5.01	4.00
		計	50.00	29.36	- 20.64
20.0	5.0	Np	28.46	12.65	- 15.81
		Am	20.53	17.52	- 3.01
		Cm	1.01	4.68	3.67
		計	50.00	34.85	- 15.15
	10.0	Np	56.92	26.81	- 30.11
		Am	41.06	25.96	- 15.10
		Cm	2.01	6.95	4.94
		計	99.99	59.72	- 40.27
30.0	10.0	Np	56.92	32.43	- 24.49
		Am	41.06	35.17	- 5.89
		Cm	2.01	5.96	3.95
		計	99.99	73.56	- 26.43

- ・『UNITBURN』による1次元セル燃焼計算結果
- ・セル格子ピッチ：H/F 1.5

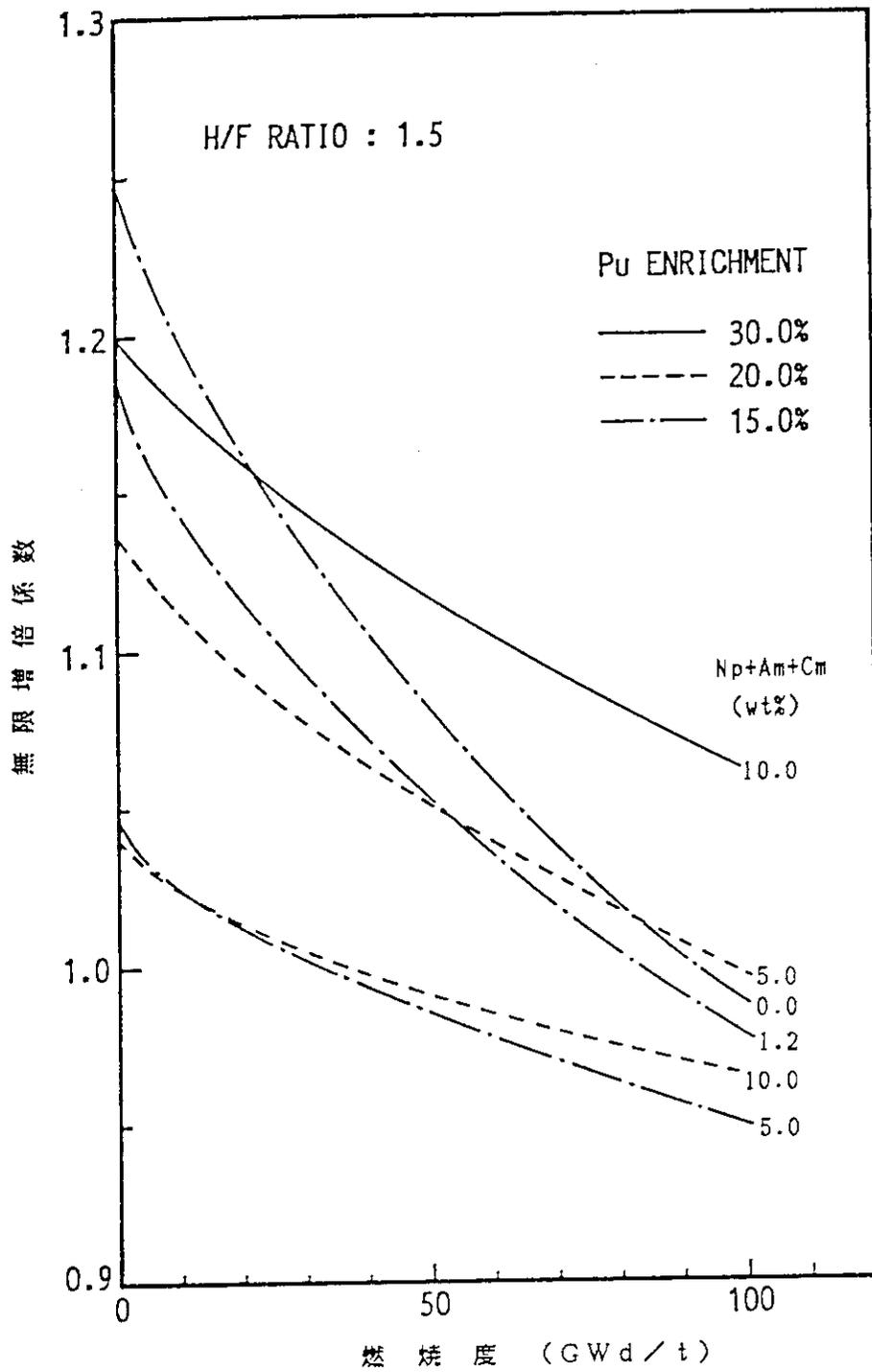


Fig. 2.10 TRU*の添加によるMOX燃料の燃焼反応度特性の変化 (『UNITBURN』による計算結果)

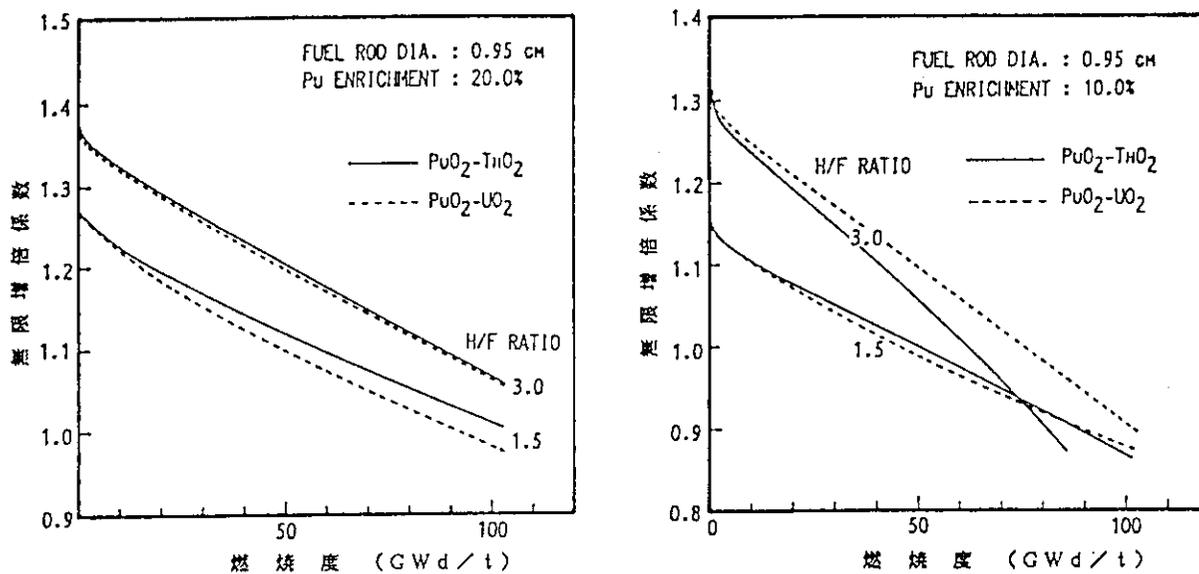


Fig. 2.11 PuO₂ - ThO₂ 燃料と PuO₂ - UO₂ 燃料の燃焼反応度特性の比較

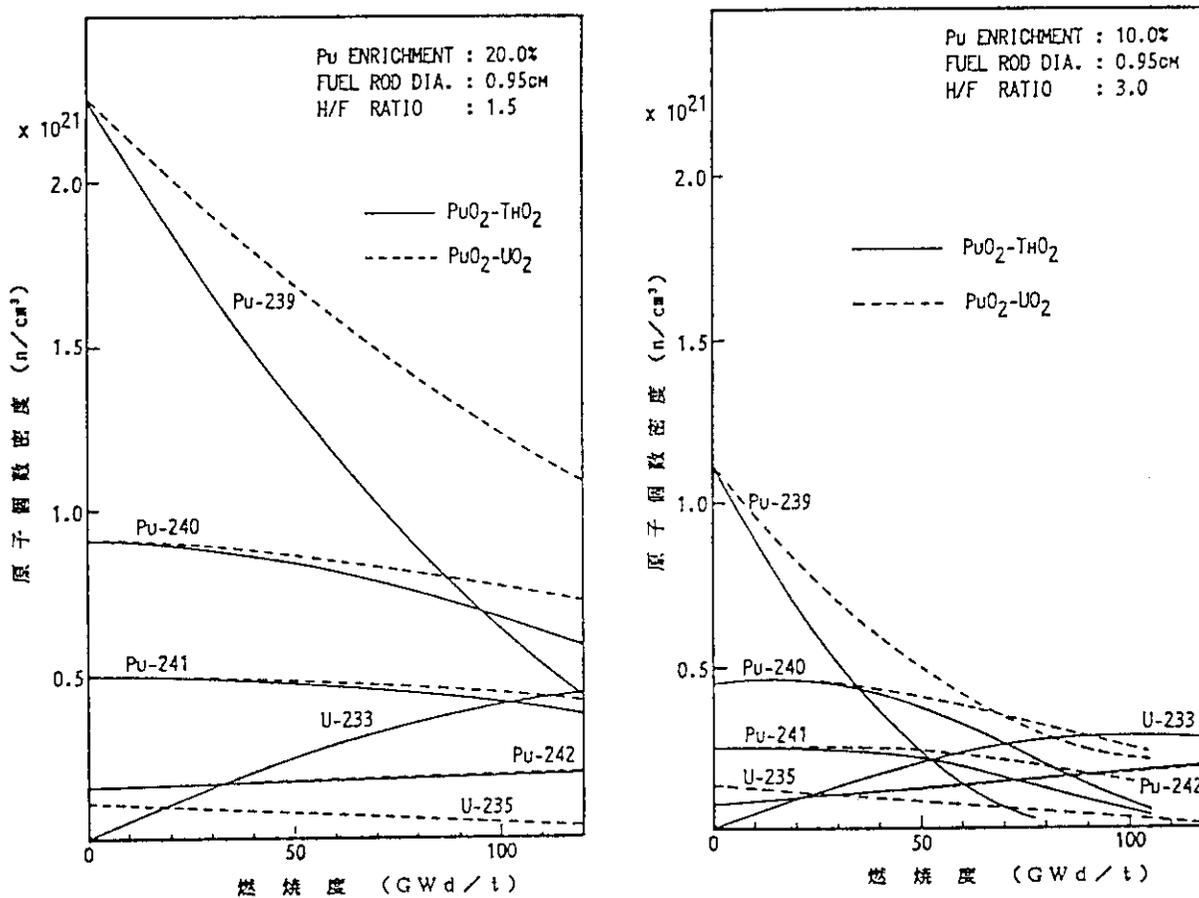
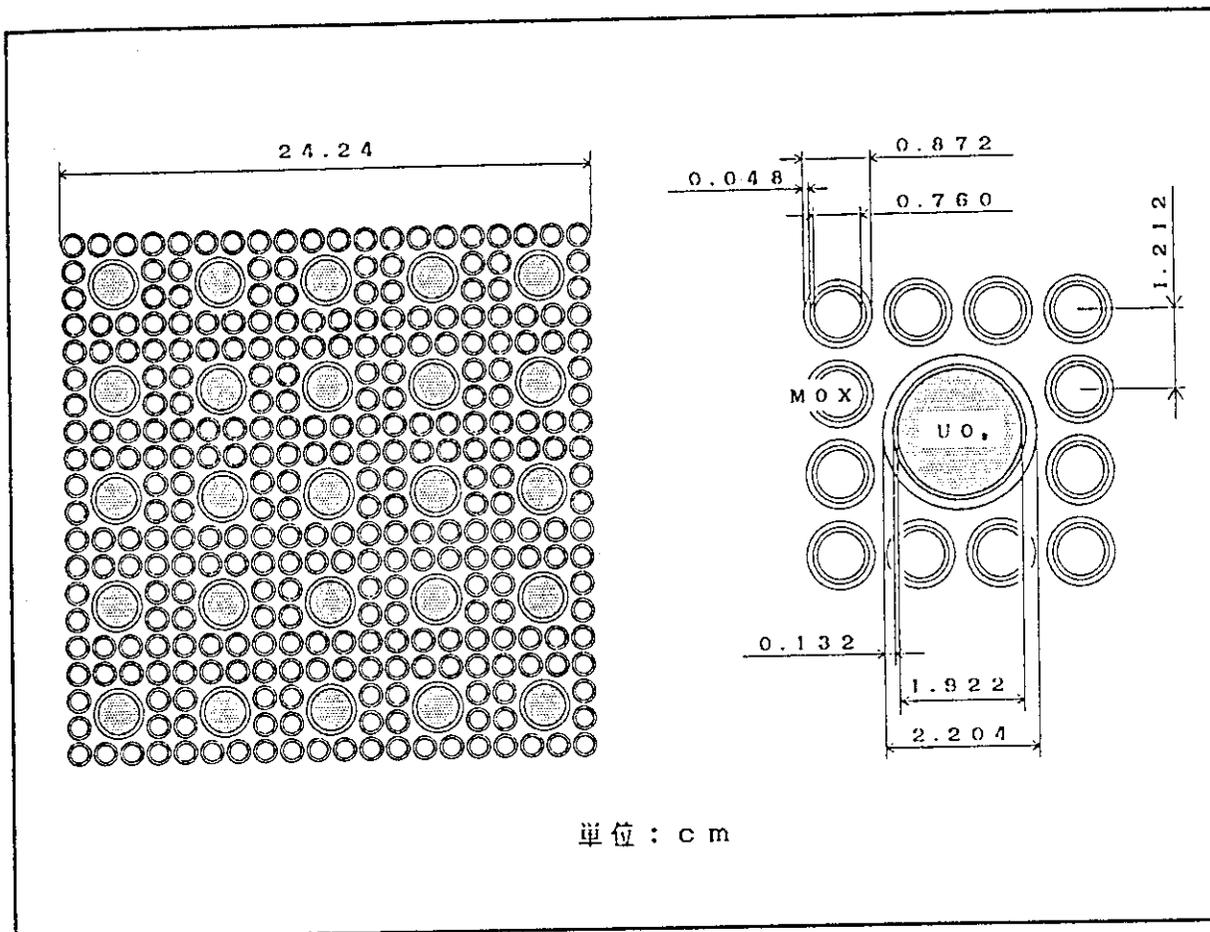


Fig. 2.12 PuO₂ - ThO₂ 燃料及び PuO₂ - UO₂ 燃料内の燃焼に伴う燃料核種の変化



- | | | | |
|------------------------------|----------|------------|-------|
| MOX燃料棒 | 本数 | : 300 | 本/集合体 |
| | 外径 | : 0.872 cm | |
| | ペレット径 | : 0.760 cm | |
| | ピッチ | : 1.212 cm | |
| 特殊吸収棒
(UO ₂ 棒) | 本数 | : 25 | 本/集合体 |
| | 外径 | : 2.204 cm | |
| | ペレット径 | : 1.922 cm | |
| | ピッチ | : 4.848 cm | |
| 水対燃料体積比 (H/F) | | | |
| | 特殊吸収棒挿入時 | : 1.5 | |
| | 特殊吸収棒引抜時 | : 3.0 | |

Fig. 2.13 超長寿命燃料集合体の概念

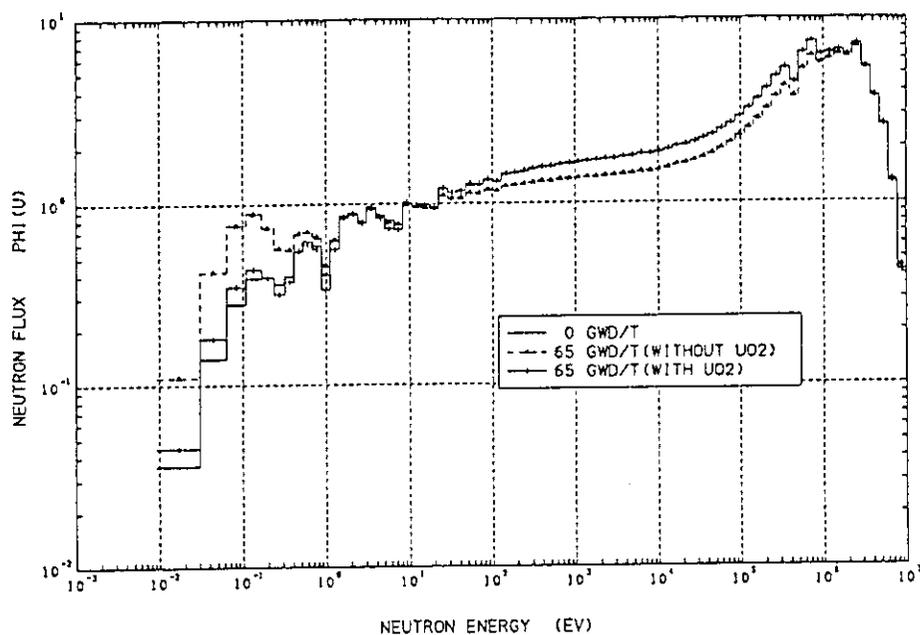


Fig. 2.14 特殊吸収棒引き抜きによる燃料集合体セル平均中性子エネルギースペクトルの変化

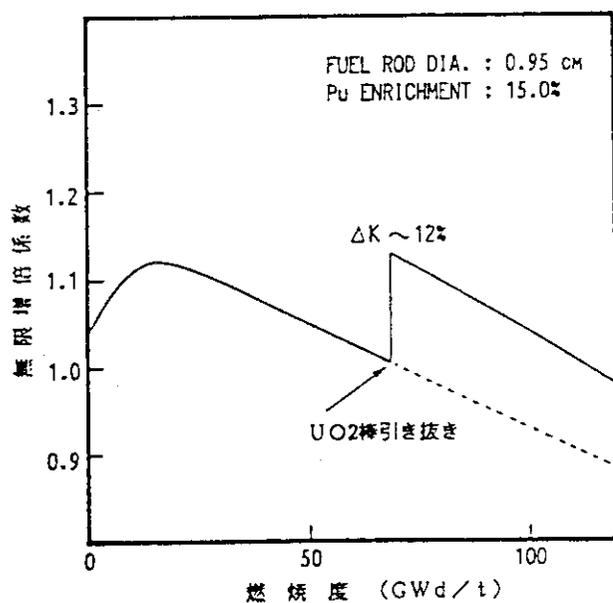


Fig. 2.15 15% Pu 富化MOX 燃料の
燃焼反応度特性

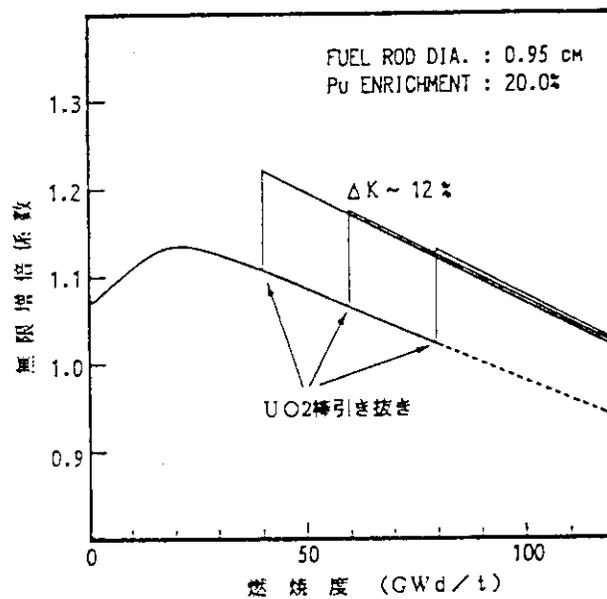
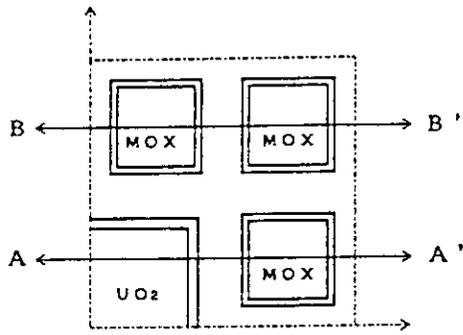


Fig. 2.16 20% Pu 富化MOX 燃料の
燃焼反応度特性



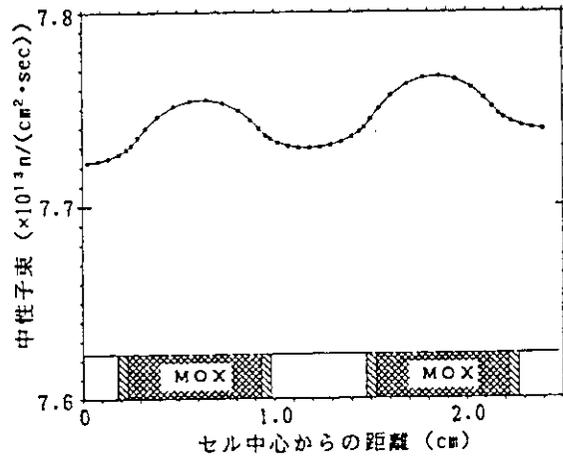
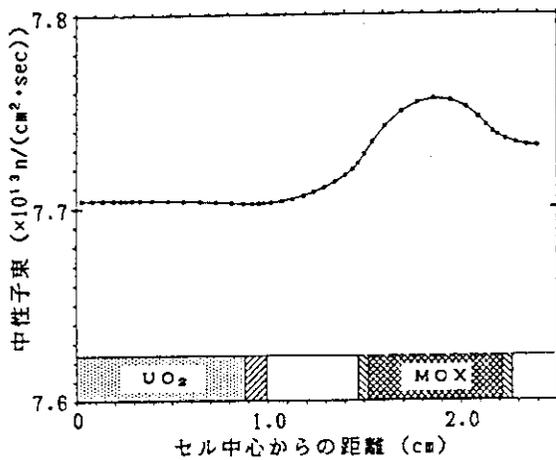
プルトニウム富化度 : 15 %
 MOX燃料燃焼度 : 70 Gwd/t
 中性子エネルギー : ≥ 1 MeV

A - A' 断面

B - B' 断面

(UO₂引抜き前)

(UO₂引抜き前)



(UO₂引抜き後)

(UO₂引抜き後)

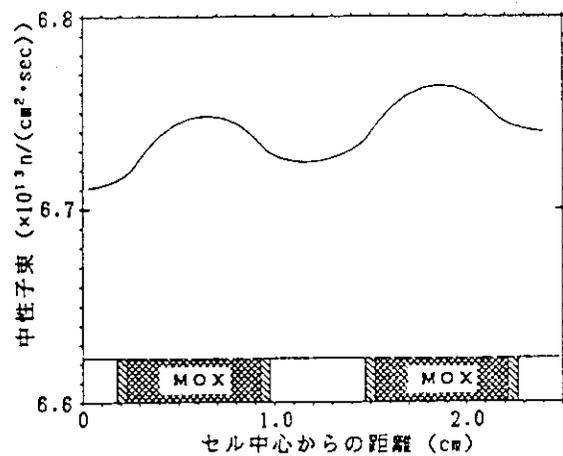
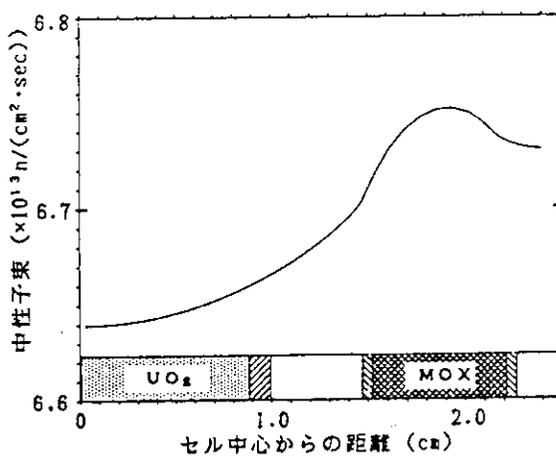


Fig. 2.17 特殊吸収棒引抜きによる高速中性子束(1 MeV以上)の燃料集合体内空間分布の変化

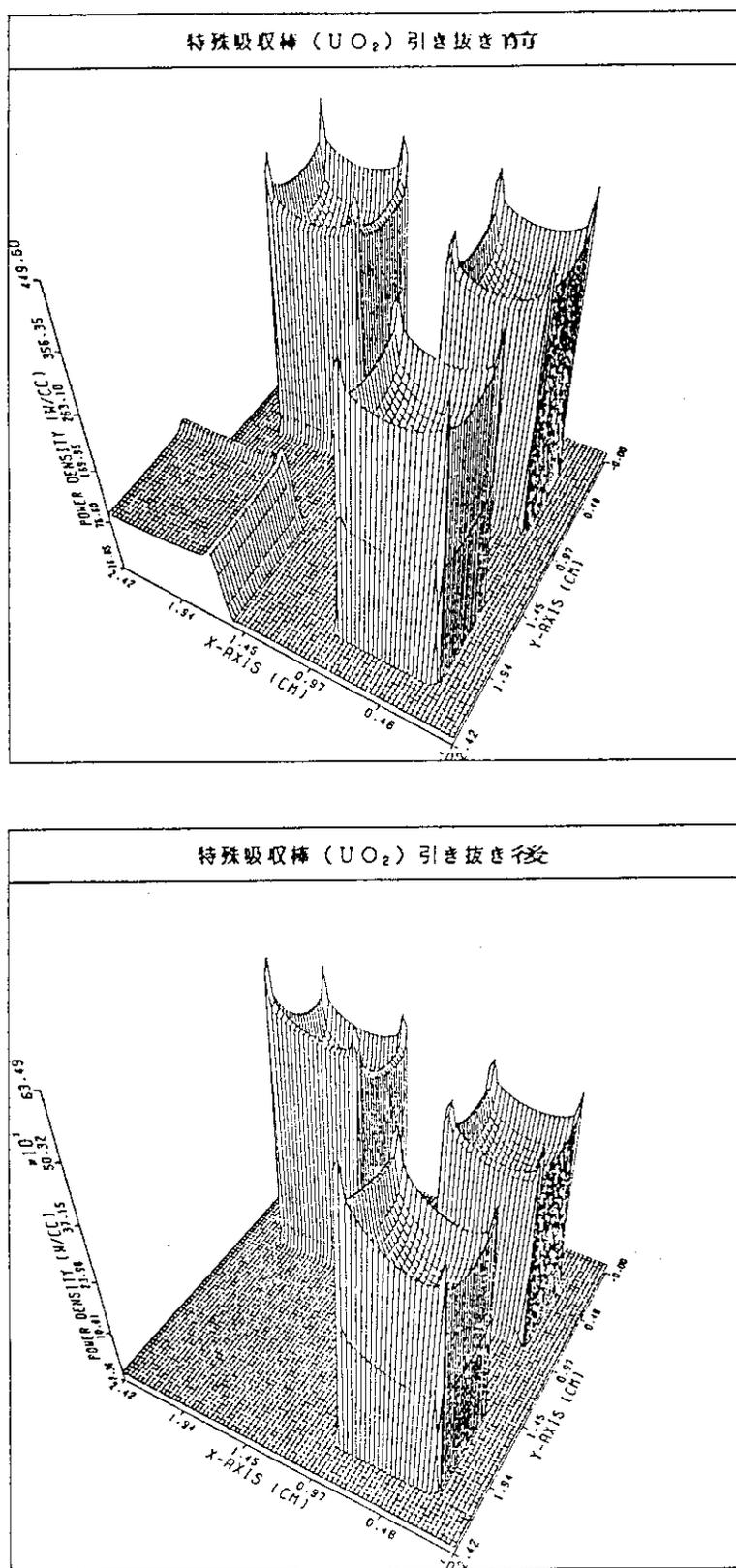


Fig. 2.18 特殊吸収棒引き抜きによる燃料集合体の出力分布の変化
(プルトニウム富化度15%, 燃焼度70 GWd/t)

Table 2.5 MOX燃料へのGd₂O₃の添加による超長寿命燃料集合体の減速材ボイド反応度係数の変化
(プルトニウム富化度20%, ボイド率0%)

Gd ₂ O ₃ 添加量 (wt%MOX)	減速材ボイド反応度係数 (10 ⁻² Δk/k/%void)	
	特殊吸収棒 挿入時	特殊吸収棒 引き抜き時
0	- 0.094	- 0.082
0.2	- 0.037	- 0.019
0.3	- 0.017	+ 0.0036
0.4	- 0.0016	+ 0.023
0.6	+ 0.013	+ 0.051

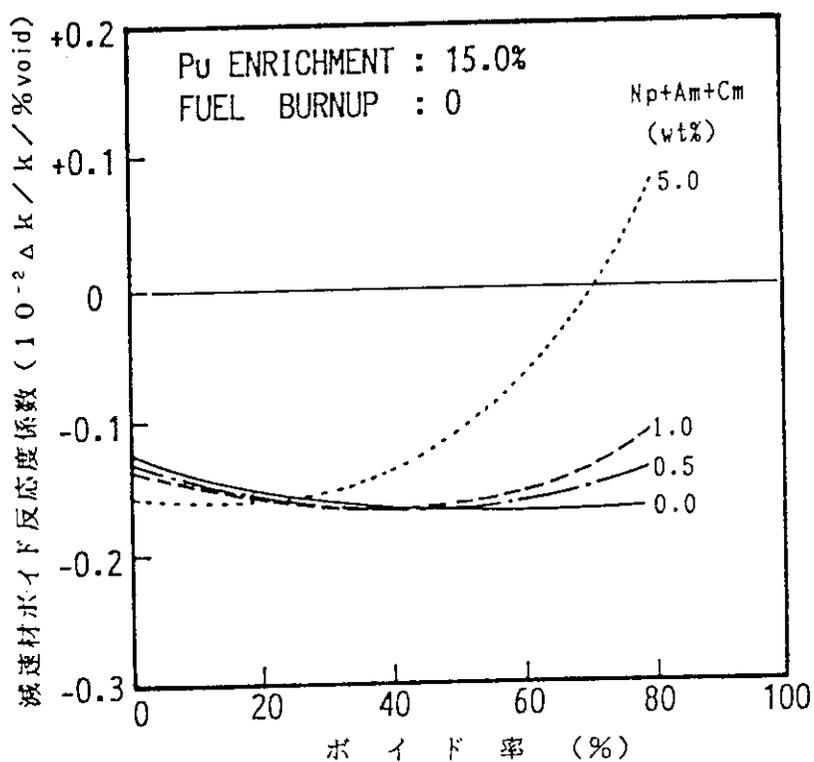


Fig. 2.19 MOX燃料へのTRU*の添加による超長寿命燃料集合体の減速材ボイド反応度係数の変化

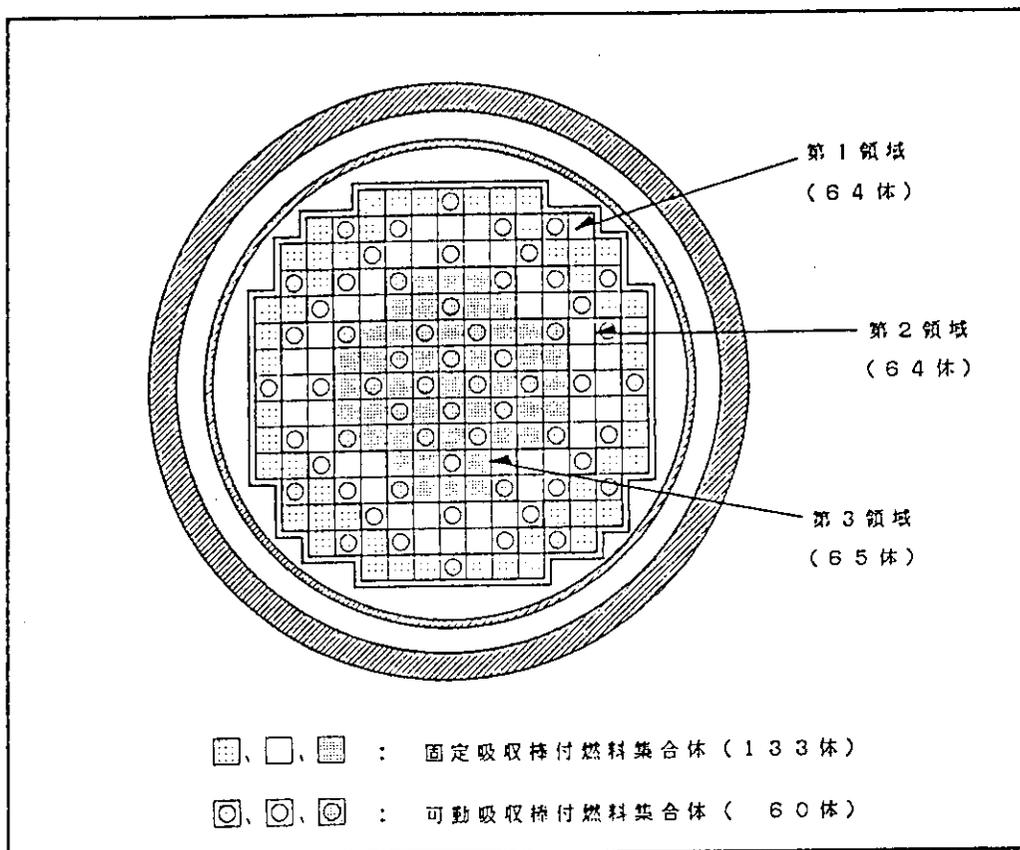


Fig. 2.20 超長寿命炉心における燃料集合体配置

Table 2.6 超長寿命炉心の燃焼に伴う実効増倍係数の変化及び可動吸収棒反応度値

	Pu富化度: 15 % Gd ₂ O ₃ : 0.4 wt%-MOX			Pu富化度: 7.5 % Gd ₂ O ₃ : なし		
	炉心平均 燃焼度 (GWd/t)	k _{eff}	可動吸収棒 反応度値 (Δk)	炉心平均 燃焼度 (GWd/t)	k _{eff}	可動吸収棒 反応度値 (Δk)
B O L	40	1.058	0.041	25	1.082	0.036
固定吸収棒 引抜き直前	70	1.046	0.058	40	1.048	0.056
固定吸収棒 引抜き直後	70	1.081	0.046	40	1.080	0.046
E O L	80	1.044	0.033	50	1.041	0.033
取出し燃料 燃焼度	120 GWd/t			75 GWd/t		
燃料交換 サイクル	4 年			2.5 年		

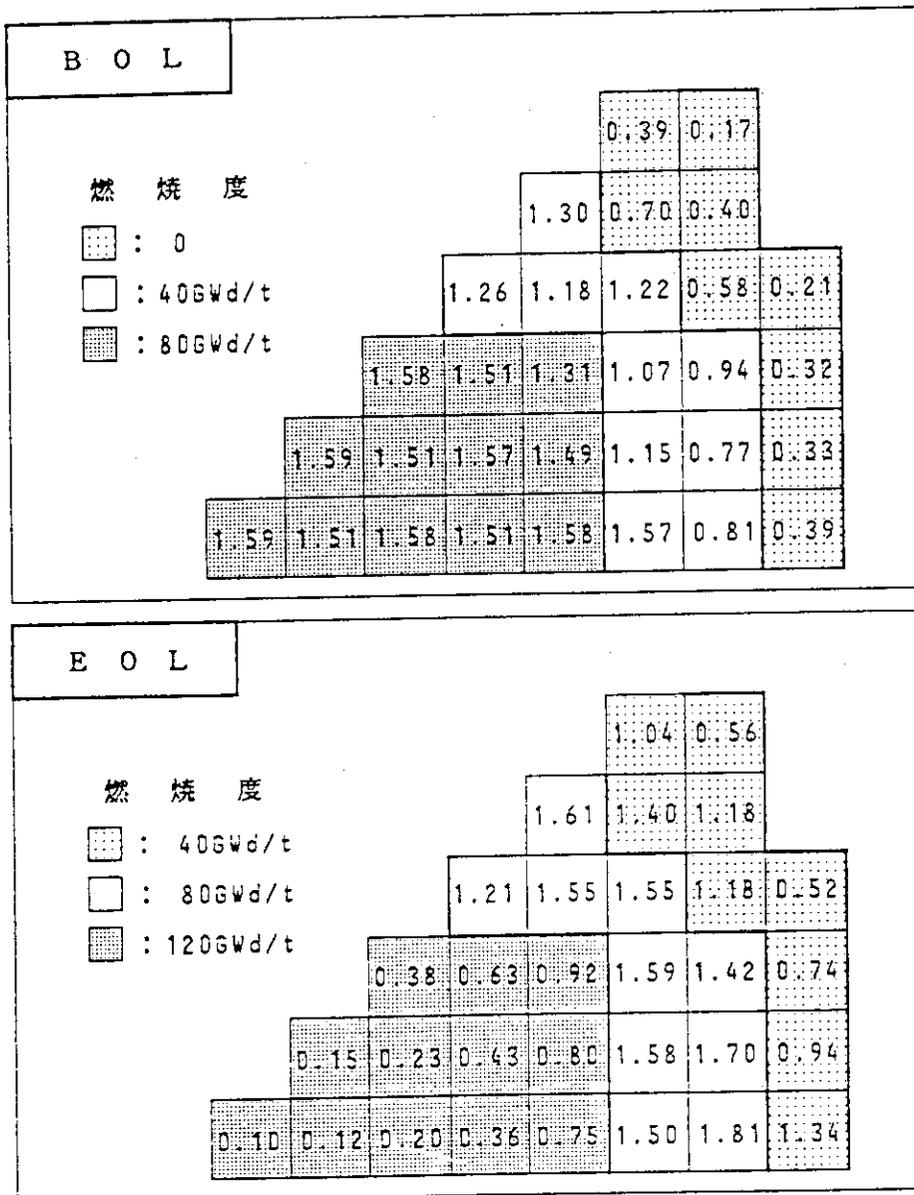
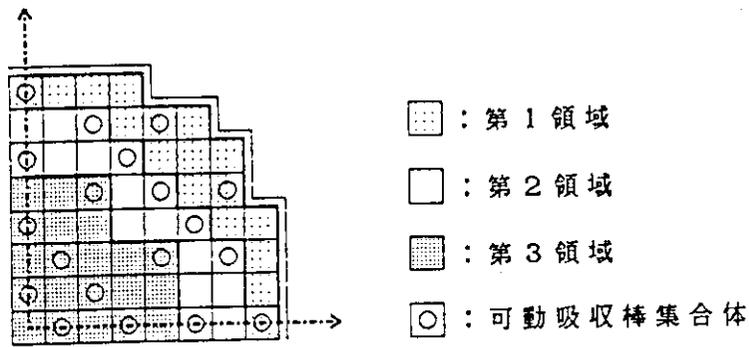


Fig. 2.21 超長寿命炉心の出力分布 その1:同心円状領域分割 (MOX燃料プルトニウム富化度15%)

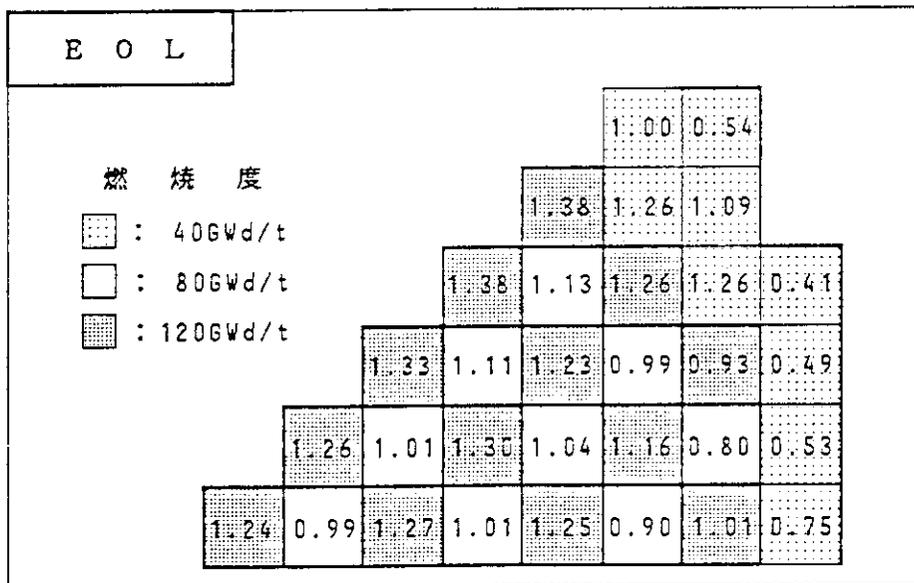
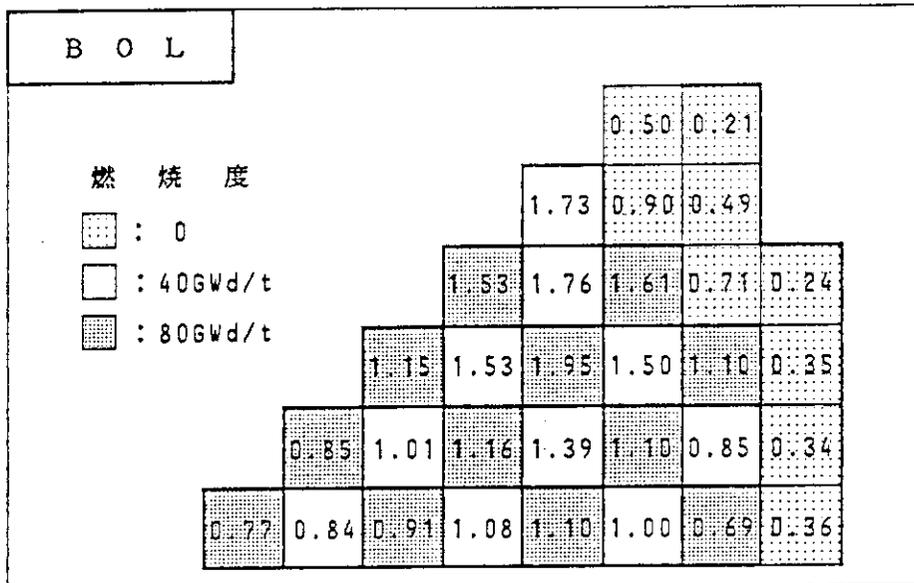
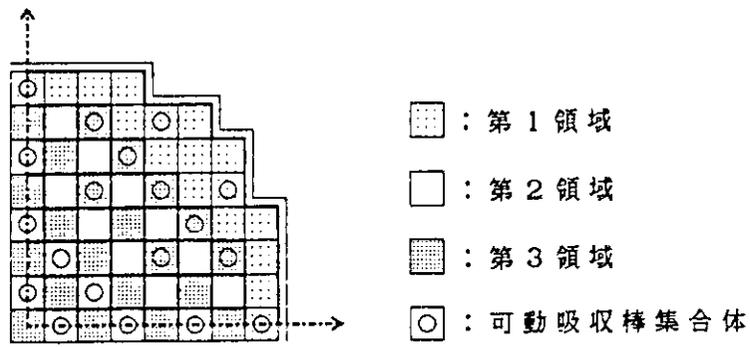


Fig. 2.22 超長寿命炉心の出力分布 その2 : チェッカーボード状領域分割 (MOX燃料プルトニウム富化度15%)

Table 2.7 熱水力設計条件

炉心入口冷却材圧力	158	kg/cm ²
炉心入口冷却材流速	6.5	m/sec
炉心入口冷却材温度	290.8	°C
軸方向ビーキングファクタ	1.46	
最大熱流束 MOX 燃料棒	1.07×10^3	kW/m ²
UO ₂ 吸収棒	1.07×10^2	
炉心長さ	3.66	m

Table 2.8 熱水力特性検討結果

冷却材炉心出口流速	平均	7.1	m/sec
	最大	8.6	
	最小	4.9	
冷却材炉心出口温度	平均	319	°C
	最大	321	
	最小	318	
W-3 相関式によるDNBRの最小値		3.3	—

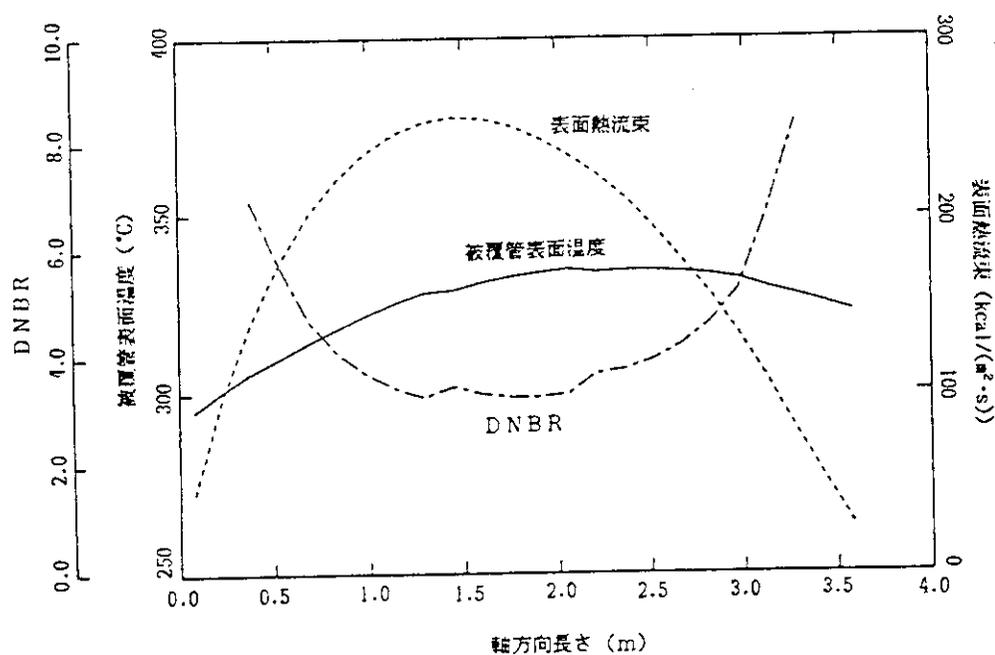


Fig. 2.23 MOX 燃料棒表面温度，熱流束及びDNBRの軸方向分布

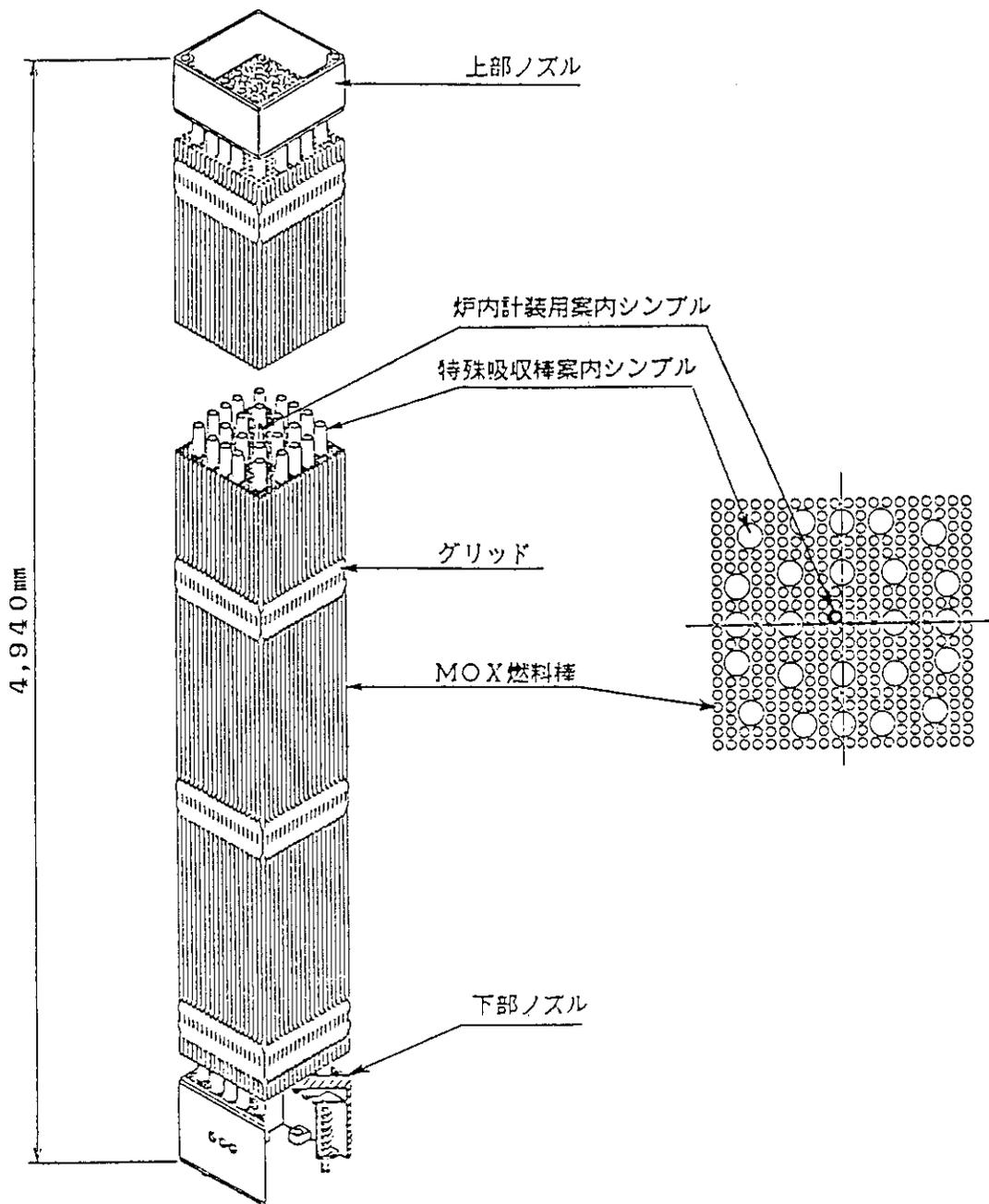


Fig. 2.24 超長寿命燃料集合体構造図

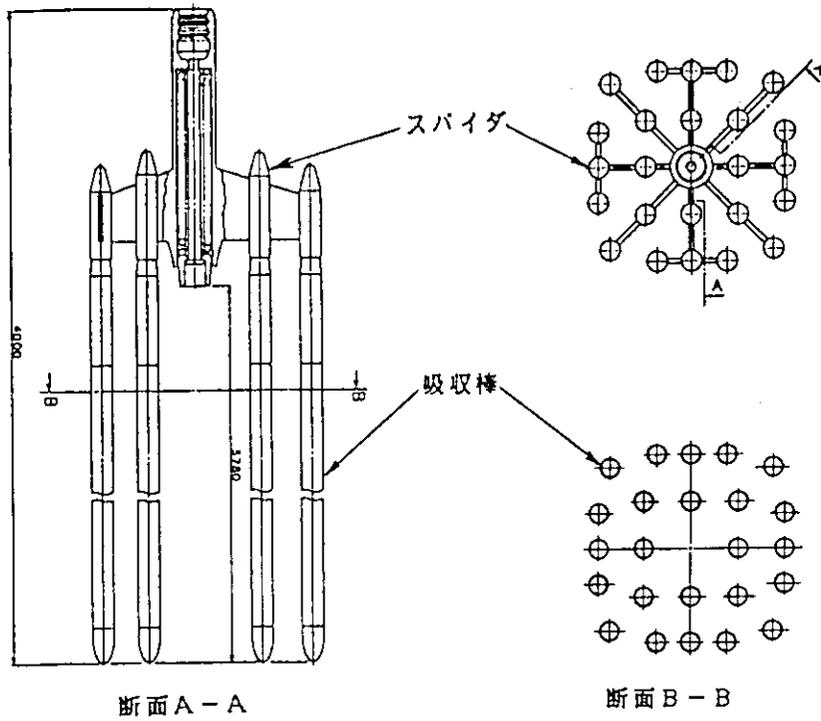


Fig. 2.25 超長寿命燃料集合体の可動吸収棒クラスター

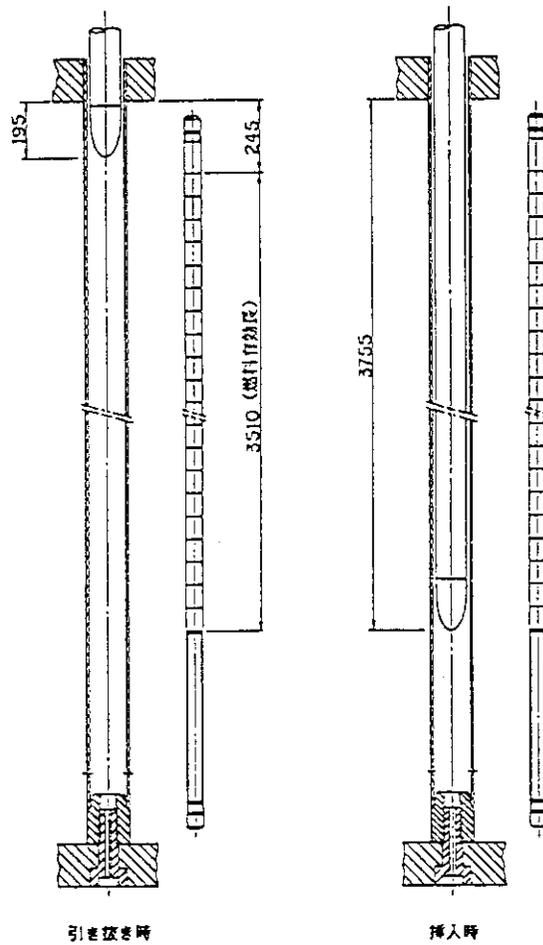


Fig. 2.26 挿入、引き抜き時における可動吸収棒の高さ方向位置

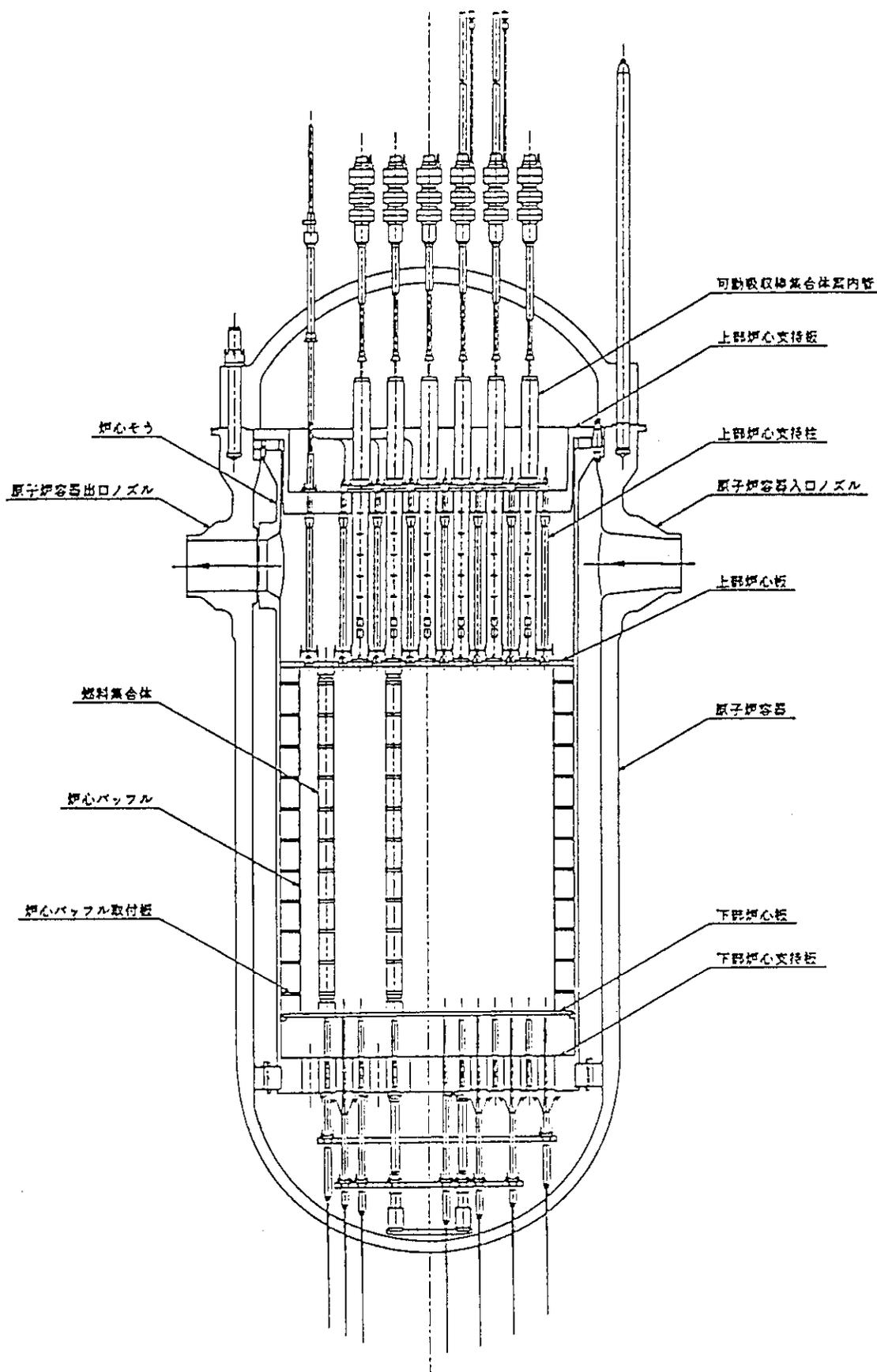


Fig. 2.27 原子炉容器内構造

Table 2.9 代表的な超長寿命炉心の主要仕様

項 目	超長寿命炉心	PWR
(1) 燃 料		
材 料	$PuO_2 + UO_2$	UO_2
富 化 度、wt%		
プルトニウム合計	15.0	
フィッサイル	10.7	2.3 ~ 3.5 (*1)
初 期 密 度、%T.D	85	95
ペレット直径、cm	0.760	0.805
被覆管材料	ジルカロイ-4	ジルカロイ-4
外径、cm	0.872	0.950
肉厚、cm	0.048	0.064
被覆管-ペレット間隙(直径)、cm	0.016	0.017
有 効 長、cm	351	366
重 金 属 重 量、kg	1.3	1.7
(2) 吸収棒(制御棒)		
材 料	UO_2	Ag-In-Cd合金
濃 縮 度、wt%	天然/劣化	80-15-5 (*2)
ペレット外径、cm	1.922	-
被覆管材料	ステンレス鋼	ステンレス鋼
外径、cm	2.204	0.87
肉厚、cm	0.132	0.05
被覆管-ペレット間隙(直径)、cm	0.018	-
有 効 長、cm	351	360
重 金 属 重 量、kg	9.3	-
(3) 燃料集合体		
燃料棒配列	20×20	17×17
燃料棒ピッチ、cm	1.21	1.26
集合体当り燃料棒本数	300	264
吸収棒本数	25	24 (*3)
集合体断面寸法、cm	24.2×24.2	21.4×21.4
集合体当り重金属装荷量、ton	0.63	0.45
Pu装荷量、ton	0.06	-

(*1) : ^{235}U 濃縮度

(*2) : 合金組成

(*3) : 制御棒シンプル数

Table 2.9 (続 き)

項 目	超長寿命炉心	PWR
(4) 炉 心		
燃料集合体数	193	193
可動吸収棒付き燃料集合体数	60	53 (*4)
固定吸収棒付き燃料集合体数	133	(*5)
燃料棒本数	57,900	50,952
吸収棒本数	4,825	1,272
炉心有効高さ、cm	351	366
炉心等価直径、cm	380	337
炉心体積、m ³	39.8	32.6
減速材／燃料体積比		1.8
UO ₂ 吸収棒挿入時	1.5	
引抜時	3.0	
重金属装荷量、ton	120	86
Pu装荷量、ton	11.4	—

炉心熱出力、MW	3,411	3,411
平均出力密度、kW/l	85.7	105
燃料棒中での熱発生(*6)、%	97.4	97.4
平均線出力密度、kW/m		17.9
MOX燃料棒	16.4 (*7)	
UO ₂ 吸収棒	39.2 (*8)	
平均熱流束、kcal/m ² ·h		5.15 × 10 ⁵
MOX燃料棒	5.15 × 10 ⁵	
UO ₂ 吸収棒	4.87 × 10 ⁵ (*8)	

(*4): 制御棒クラスタ数

(*5): バーナブルポイゾン棒装荷集合体 (初装荷時) 92体
残り 48体

(*6): UO₂吸収棒を含む

(*7): UO₂吸収棒の熱出力割合を0とした場合 → 全UO₂吸収棒引き抜き時に相当

(*8): UO₂吸収棒の熱出力割合を20%とした場合 → MOX燃料の燃焼度が150 GWd/t到達時に相当

付 録 1 : MOX燃料中の核種個数密度

1. PuO₂-UO₂混合燃料の理論密度

UO₂及びPuO₂は、いずれも面心立方格子構造を持ち、それぞれの格子定数は、

$$a_{UO_2} : 5.4700 \times 10^{-8} \text{ cm}$$

$$a_{PuO_2} : 5.3960 \times 10^{-8} \text{ cm}$$

である。また、各々の理論密度としては、 10.96 g/cm^3 及び 11.46 g/cm^3 が代表値として使用されているが、この値は、ウランあるいはプルトニウム中の同位体組成によって微妙に変化する。そこで、理論密度 $(T.D)_X$ を以下の式で求める。

$$(T.D)_X = 4 \cdot M_X / (a_X)^3 / A_U \quad \text{-----} \quad \text{①}$$

M_X : 分子量

a_X : 格子定数

A_U : アボガドロ数

X : UO₂、PuO₂

ここで、 M_X は、それぞれの同位体（原子量 A_i ）の組成比（個数比 n_i ）を用いて、

$$M_X = \sum (A_i \cdot n_i) + 2 \cdot A_{O_{16}}$$

である。

PuO₂-UO₂混合燃料の場合、その固溶体の格子定数は、Vegardの法則にしたがって、 a_{UO_2} と a_{PuO_2} の間で線型に変化する。即ち、PuO₂-UO₂混合燃料についても、①と同様に、

$$(T.D)_X = 4 \cdot M_{MOX} / (a_{MOX})^3 / A_U \quad \text{-----} \quad \text{②}$$

が成立する。

ただし、 M_{MOX} 及び a_{MOX} は、PuO₂とUO₂の個数比（ n_{UO_2} 、 n_{PuO_2} ）を用いて、

$$M_{MOX} = M_{PuO_2} \cdot n_{PuO_2} + M_{UO_2} \cdot n_{UO_2}$$

$$a_{MOX} = 5.4700 - 0.0740 \cdot n_{PuO_2}$$

である。

2. PuO₂-ThO₂混合燃料の理論密度

PuO₂-ThO₂混合燃料の物性定数についての文献は希少であるが、ThO₂がUO₂やPuO₂と同じ面心立方格子構造の結晶系を持ち、その格子定数も $5.5975 \times 10^{-8} \text{ cm}$ であって、UO₂ 及び PuO₂ に類似しているところから、PuO₂-UO₂混合燃料の場合と同様の考え方で理論密度を求め得るものとする。

即ち、②式において、

$$M_{MOX} = M_{PuO_2} \cdot n_{PuO_2} + M_{ThO_2} \cdot n_{ThO_2}$$

$$a_{MOX} = 5.5975 - 0.2015 \cdot n_{PuO_2}$$

である。

3. $\text{PuO}_2\text{-ThO}_2\text{-UO}_2$ 混合燃料の理論密度

$\text{PuO}_2\text{-ThO}_2\text{-UO}_2$ 混合燃料についても 1. 及び 2. と同様の考え方で理論密度を求める。この場合、②式において、

$$\begin{aligned} M_{\text{MOX}} &= M_{\text{PuO}_2} \cdot n_{\text{PuO}_2} + M_{\text{ThO}_2} \cdot n_{\text{ThO}_2} + M_{\text{UO}_2} \cdot n_{\text{UO}_2} \\ a_{\text{MOX}} &= 5.5975 - 0.1275 \cdot n_{\text{UO}_2} - 0.2015 \cdot n_{\text{PuO}_2} \end{aligned}$$

である。

4. 混合酸化物燃料中の核種個数密度の算出

種々の UO_2 、 PuO_2 及び ThO_2 の混合割合を持つ混合酸化物燃料（MOX燃料）について、その核特性計算を実施するため燃料中の各核種の個数密度を計算するプログラムを作成した。

本プログラムでは、

- ① ウラン、プルトニウム及びトリウムの各同位体核種組成
- ② プルトニウム及びトリウムの富化度
- ③ MOX燃料の密度

を入力として与えることによって、

- ① MOX燃料の分子量及び理論密度
- ② 単位燃料体積当りの重核種重量
- ③ 各核種の個数密度

等を計算する。

なお、プルトニウム富化度については、

$$\begin{aligned} \text{a)} &: \text{Pu} / (\text{U} + \text{Pu} + \text{Th}) \\ \text{b)} &: \text{PuO}_2 / (\text{UO}_2 + \text{PuO}_2 + \text{ThO}_2) \end{aligned}$$

のいずれの定義についても使用可能である。また、必要に応じて、可燃性毒物として超ウラン元素及び酸化ガドリニウム (Gd_2O_3) についても、その添加量を与えることによってそれぞれの個数密度を算出する。計算に使用している同位体核種の原子量等の物性値を次頁に示す。

原子量及び同位体天然存在比

元 素	同位体	原子量	天然存在比
水 素	^1H	1.0079	—
酸 素	^{16}O	15.9994	—
ホ ウ 素	^{10}B	10.0129	19.8 (n%)
	^{11}B	11.0093	80.2
ジルコニウム	Zr(nat)	91.224	—
	^{152}Gd	151.9198	0.2 (n%)
	^{154}Gd	153.9209	2.1
	^{155}Gd	154.9226	14.8
ガドリニウム	^{156}Gd	155.9221	20.6
	^{157}Gd	156.9240	15.7
	^{158}Gd	157.9241	24.8
	^{160}Gd	159.9271	21.8
トリウム	^{232}Th	232.0381	100.0
	^{233}U	233.0396	0.0 (wt%)
	^{234}U	234.0409	0.0
ウ ラ ン	^{235}U	235.0439	0.72
	^{236}U	236.0456	0.0
	^{238}U	238.0508	99.28
	^{238}Pu	238.0496	1.05 (wt%)
プルトニウム*1)	^{239}Pu	239.0522	58.26
	^{240}Pu	240.0538	23.46
	^{241}Pu	241.0568	13.11
	^{242}Pu	242.0587	4.12
ネプツニウム	^{237}Np	237.0482	—
アメリシウム	^{241}Am	241.0568	—
	^{243}Am	243.0614	—
キュリウム	^{243}Cm	243.0614	—
	^{244}Cm	244.0627	—
	^{245}Cm	245.0673	—

*1) プルトニウムの同位体組成比は、実燃料の分析値

*2) Gd_2O_3 の理論密度：7.04 g/cm³*3) Avogadro 数： $0.6022045(31) \times 10^{24}$

付 録 2 : セル計算における仮想炉心寸法の決定

高プルトニウム富化MOX燃料を装荷した炉心の核特性計算は、燃料組成（プルトニウム富化度、同位体組成、可燃性毒物添加量等）、燃料棒寸法（ペレット外径、被覆管内・外径、被覆管肉厚、有効長）、格子ピッチ、燃料棒本数等をパラメータとして実施するが、単一燃料棒セルの計算において考慮しなければならない仮想的な炉心の形状、寸法については、次の条件により決定した。

- ④ MOX燃料棒の平均表面熱流束を典型的な現行PWRでの値と等しくする。
- ⑤ 炉心の等価直径と有効高さの比を、形状バックリング (Bg^2) が最小となるように定める。

ここで、被覆管外径を d_c 、ペレット外径を d_p 、燃料棒格子ピッチを p 、炉心等価直径を $D (= 2 \cdot R)$ 、炉心有効高さを H 、燃料棒本数を n とすると、

$$\text{発熱部の全表面積 } S = n \cdot \pi \cdot d_c \cdot H \quad \dots\dots\dots \text{①}$$

$$\text{炉心体積 } V = \pi \cdot R^2 \cdot H = n \cdot p^2 \cdot H \quad \dots\dots\dots \text{②}$$

$$\text{形状バックリング } Bg^2 = (2.405/R)^2 + (\pi/H)^2 \quad \dots\dots \text{③}$$

である。

ここで、原子炉の熱出力を現行のPWRと等しくすると、④から、 S は、現行PWRの発熱部の全表面積 (S_0) と等しくなり、また、⑤を満たすためには、③から、

$$H/R = \sqrt{2 \cdot \pi} / 2.405$$

であるから、①及び②より

$$R = \{2.405 \cdot p^2 \cdot S_0 / (\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot d_c)\}^{1/3} \quad \dots\dots\dots \text{④}$$

$$H = \{2 \cdot p^2 \cdot S_0 / (2.405^2 \cdot d_c)\}^{1/3} \quad \dots\dots\dots \text{⑤}$$

$$n = \pi \cdot R^2 / p^2 \quad \dots\dots\dots \text{⑥}$$

となる。

核特性計算においては、炉心における水対燃料体積比 r_v をパラメータとすると便利である。燃料棒の配列が正方格子の時、

$$r_v = (p^2 - (d_c^2/4)) / (d_p^2/4) \quad \dots\dots\dots \text{⑦}$$

であるから、燃料棒（及びペレット）外径と水対燃料体積比を与えることによって、⑦から p が定まり、④、⑤及び⑥から炉心の寸法を求めることができる。

3. TRU閉じ込め燃料サイクルの検討

3.1 概要

軽水炉の中性子エネルギースペクトル場においては超ウラン元素 (TRU) の核断面積が大きいため、軽水炉中でTRUを燃焼させることがTRUを消滅させる有効な手段となり得る。この考え方に基づき考案したFig. 1.3に示す燃料サイクルの成立性について検討する。このサイクルの中では、TRUを含むMOX燃料は、超長寿命炉心または高速増殖炉 (FBR) で燃焼させると仮定しているが、ここでは超長寿命炉心の場合について検討する。

初期炉心に使用されるMOX燃料は、Table 3.1に示すようにPWRで33GWd/t燃焼し4年間冷却の後再処理して得られたTRU組成のもので作られていると仮定する。このようにして製造されたMOX燃料を超長寿命炉心で100GWd/t燃焼させ、4年間冷却した後に再処理する。この再処理過程では、FPのみが除去されるともとのと仮定している。この結果得られるTRU*を含むMOX燃料は、プルトニウムの燃焼によって核分裂性核種の量が少なくなっているため、この減少分を在来LWR燃料の再処理によって得られるプルトニウムで補充する。この際、プルトニウム以外のTRUもプルトニウムに同伴させてMOX燃料に混入する。このMOX燃料を再度超長寿命炉心に装荷する。

このサイクルを繰り返すことによる核種組成の変化を検討する。このサイクルが成立するためには、燃焼によりTRU*があまり増大しないことが必要である。検討のためのパラメータスタディ計算は、『ORIGEN-2』¹⁾コードを用いて行う。この計算においては、中性子1群断面積として、ORIGEN-2コード内蔵の『MOX-PWR』の値を使用する。また、この計算精度を検討するために、『1次元セル燃焼計算コード: UNITBURN』²⁾を用いて燃焼計算を行う。

3.2 検討結果

3.2.1 ORIGEN-2コードによるパラメータスタディ

MOX燃料にTRU* (Np, Am, Cm) を混入した場合と混入しなかった場合について、超長寿命炉心において100GWd/t燃焼後の核種組成の変化をTable 3.1に示す。この表から、100GWd/t燃焼したことに伴うTRU*の増加量は、TRU*を1.2%混入した場合にはMOX燃料1トン当たり3.6kgであるのに対し、混入しなかった場合は約3倍の10.8kgであることが分かる。また、プルトニウムの減少量は、TRU*を混合した方が少なくなっている。これらのことは、TRU*が燃焼していることを示している。

Table 3.2及びFig. 3.1にサイクルを繰り返した場合の結果を示す。これらの図表から、サイクルを4サイクル繰り返すとTRU*の初期混入量と残存量とがほぼ等しくなり、100GWd/t燃焼によりTRU*全体の重量の増加が無くなることが分かる。この場合の、MOX燃料へのT

TRU*の初期混入量(富化度)は約4.7wt%であり、これ以上のTRU*を初期にMOX燃料中に混入しておけば、100GWd/t燃焼した後のTRU*残存量が初期装荷量よりも小さくなることが期待できる。元素別にみると、Npは装荷量の約半分に減少し、Amはほとんど増加がしないが、Cmだけが増加している。

Table 3.3にTRU*を10wt%装荷して100GWd/t燃焼させた場合のTRU*の核種組成を示す。この表から分かるように、Np及びAmは大幅に減少する一方、Cmは増大している。Cmの同位体の中では ^{244}Cm が約86%を占め最も支配的な核種であり、この ^{244}Cm は、半減期約18.1年で ^{240}Pu に変換する。したがって、Np及びAmはそのまま原子炉に戻して燃焼させ、Cmは約50年程度冷却してプルトニウムに変換するのを待って炉内に戻すという方法を採用することにより、TRU*を外部に放出せず有効に消滅させるサイクルが成立する。このために必要な超長寿命LWRの原子炉基数をプルトニウム富化度15%の場合を例に試算すると、TRU*の初期装荷量が1.2wt%の場合で在来PWR7基につき1基、TRU*の初期装荷量が10wt%の場合では在来PWR58基に対して1基となる。即ち、後者の場合この原子炉はTRU専焼炉となり、我が国に1基ないし2基あれば十分であることになる。

燃焼に伴うTRU生成量の炉型による比較をTable 3.4に示す。TRU*をMOX燃料に混入しない場合と比較すると、超長寿命LWRでは、他の炉型に比べてNpの残存量は少なく、一方、Am及びCmの残存量は多いことが分かる。再処理の方法としては、群分離をせずにFPのみを取り除く技術の開発が望ましいが、現状の技術では、Am及びCmはFPと一緒に高レベル廃液へ移行し、群分離されることになると考えられる。群分離を前提として燃料サイクルを考える場合には、TRU*を UO_2 吸収棒に装荷して燃焼させることにより、MOX燃料の再処理、輸送及び加工時の負担の軽減が期待できる。

使用済み燃料を再処理せずにそのまま冷却させた場合の放射線毒性指数をFig. 3.2に示す。この指数は、吸入摂取した場合の年間摂取限度の逆数を重みにして、TRU核種の放射エネルギーの和を取ったものである。この図から、超長寿命LWRでは、冷却の初期においては指数がFBRより大きい、1,000年後には逆転していることが分かる。これは、FBRの方が超長寿命LWRに比べてNpの生成量が多いことに起因する。 ^{237}Np の毒性指数は非常に大きいので、長期冷却後の毒性指数を低下させるためには、Npの除去が重要であることが分かる。

3.2.2 セル燃焼計算コードUNITBURNによる検討

第3.2.1項ではORIGEN-2コードを用いてパラメータスタディを行ったが、ORIGEN-2コードに内蔵されている中性子1群断面積は燃焼度33GWd/tまでのものであって、本検討において注目している100GWd/t以上の高燃焼度時点での計算精度は、かなり悪いものと考えられる。このため、燃焼の進行に伴いその都度中性子エネルギースペクトルを計算するUNITBURNコードを用いて核種組成及び無限増倍係数(k_∞)の燃焼に伴う変化を再計算した。

プルトニウム富化度15%MOX燃料を100GWd/t燃焼させた場合のTRU核種の残存量について、ORIGEN-2コード及びUNITBURNコードによる計算結果の差異をTable 3.5に示す。この表に示すように、ORIGEN-2コードの計算結果は100GWd/t燃焼後の残存プルトニウム量を非常に小さく見積っていたことになる。その他のTRUの量については、両者

の間に大きな差はない。

TRU*の初期装荷量を変えた時の100GWd/t燃焼後のTRU残存量をTable 3.6に核種毎に示す。TRU*を初期に5wt%装荷した場合には、100GWd/t燃焼後の残存TRU*は初期装荷量の約6割に減少している。この結果からも、ORIGEN-2コードによる計算では、TRU*の消滅割合を過小評価していたことが分かる。以上のことから、超長寿命LWR炉心においては、第3.2.1項で述べたよりも多くのTRU*が消滅するものと考えられる。

Fig. 3.3に、TRU*装荷量に対する燃焼に伴う k_{∞} の変化を示す。TRU*の装荷量が多くなるほど燃焼に伴う k_{∞} の低下する割合は小さくなり、また、初期過剰反応度は大幅に減少する。このことは、TRU*が非常にゆっくり燃焼する毒物の役割を担っていることを意味しており、超長寿命炉心を設計する上で極めて好都合である。

3.3 まとめ

超長寿命燃料にTRU*を混入させた効果について検討した結果、以下のことが分かった。

- ① TRU*をプルトニウムと分離することなしにMOX燃料を製造し、100GWd/t燃焼させるためには、プルトニウム富化度を約15%にする必要がある。この時のTRU*の初期装荷量は1.2wt%である。この燃料を100GWd/t燃焼させた時のTRU*の増加量は、TRU*を初期に装荷しなかった場合の約3分の1である。
- ② Fig. 1.3に示すTRU閉じ込め燃料サイクルを繰り返すと、初装荷TRU*と100GWd/t燃焼後の残存TRU*の量がほぼ等しくなる。
- ③ 初装荷TRU*の量を増大させると、残存TRU*量が装荷量より少なくなる。TRU*の初期装荷量を10wt%にすると、100GWd/t燃焼後にはTRU*量は半減する。
- ④ FBRで同一組成の燃料を燃焼させた場合と比較すると、Npの残存量は少なく、一方、Am及びCmの量は多い。
- ⑤ TRU*は可燃性毒物の役割を果たし、初期過剰反応度を大幅に低下せしめるとともに燃焼に伴う反応度減少割合を小さくすることができる。

以上は、超長寿命炉心がTRU*の消滅に有効であると共に、TRUを閉じ込める燃料サイクルが成立する可能性を示している。しかし、多くのTRU*を含む燃料を取り扱わなければならない、使用済み燃料の再処理、輸送、MOX燃料の加工等の燃料サイクル全体を通しての検討が必要である。この検討は、次章で行う。

参考文献

- 1) Croff A. G. : "ORIGEN-2-a Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and DEpletion Code," ORNL-5624 (1980)
- 2) Naito Y. et al. : "UNITBURN : A Computer Code for A Unit Fuel Cell Burnup Calculation," JAERI-memo 57-043 (1982)

Table 3.1 MOX燃料にネプツニウム、アメリシウム及びキュリウムを混合した場合と混合しなかった場合のTRU生成量の比較 (MOX燃料1トン当り)

(単位: kg)

		Pu	Np	Am	Cm	Np+Am+Cm
Np, Am, Cm を混合した 場合	核種別	$^{238}\text{Pu}: 1.58 \times 10^0$ $^{239}\text{Pu}: 8.75 \times 10^1$ $^{240}\text{Pu}: 3.52 \times 10^1$ $^{241}\text{Pu}: 1.97 \times 10^1$ $^{242}\text{Pu}: 6.18 \times 10^0$	$^{237}\text{Np}: 6.88 \times 10^0$	$^{241}\text{Am}: 3.86 \times 10^0$ $^{242\text{m}}\text{Am}: 9.37 \times 10^{-3}$ $^{243}\text{Am}: 1.09 \times 10^0$	$^{242}\text{Cm}: 3.60 \times 10^{-4}$ $^{243}\text{Cm}: 3.72 \times 10^{-3}$ $^{244}\text{Cm}: 2.30 \times 10^{-1}$ $^{245}\text{Cm}: 8.86 \times 10^{-3}$ $^{246}\text{Cm}: 9.20 \times 10^{-4}$	—
	初期装荷量(*1)	150	6.9	5.0	0.2	12.1
	合計量	150	6.9	5.0	0.2	12.1
Np, Am, Cm を混合しない 場合	取り出し4年後の量(*2)	71	3.5	9.6	2.6	15.7
	初期装荷量	150	0	0	0	0
	取り出し4年後の量(*2)	65	0.2	8.6	2.0	10.8

(*1): MOX燃料のプルトニウム富化度は15wt%。
また、核種の組成は、PWR炉心で33Gwd/t燃焼した燃料を4年間冷却した時の値である。
(*2): 燃焼度は、100Gwd/t。

Table 3.2 超長寿命炉心の各サイクルにおけるTRUの変化
(MOX燃料1トンあたりのTRU重量, 単位: kg)

		Pu	Np	Am	Cm	Np+Am+Cm
第1サイクル	初期	150	6.8	5.0	0.24	12.0
	末期	71	3.5	9.6	2.6	15.2
第2サイクル	初期	182	8.6	13.3	2.8	24.7
	末期	98	4.7	16.6	7.1	28.4
第3サイクル	初期	201	9.4	20.0	7.3	36.7
	末期	116	5.4	21.6	12.1	39.1
第4サイクル	初期	214	9.9	24.9	12.3	47.1
	末期	128	5.8	25.3	16.8	47.9

* 1サイクル: 100GWd/t、4年冷却

Table 3.3 プルトニウム15%富化MOX燃料にTRU* (ネプツニウム, アメリシウム及びキュリウム)を10%混入した場合のTRU生成量 (MOX燃料1トン当り) (単位: kg)

	Pu	Np	Am	Cm	Np+Am+Cm
(*1) 初期 装荷 量	²³⁸ Pu:1.58×10 ⁶	²³⁷ Np:5.69×10 ¹	²⁴¹ Am:3.20×10 ¹	²⁴² Cm:3.02×10 ⁻³	
	²³⁹ Pu:8.75×10 ¹		²⁴² Am:7.75×10 ⁻²	²⁴³ Cm:3.08×10 ⁻²	
	²⁴⁰ Pu:3.52×10 ¹		²⁴³ Am:9.04×10 ⁰	²⁴⁴ Cm:1.91×10 ⁰	
	²⁴¹ Pu:1.97×10 ¹			²⁴⁵ Cm:7.33×10 ⁻²	
	²⁴² Pu:6.18×10 ⁰			²⁴⁶ Cm:7.60×10 ⁻³	
	合計	150	57	41	2
(*2) 100 GWd/t 燃焼 後の 残存 量	²³⁸ Pu:3.58×10 ¹	²³⁷ Np:2.97×10 ¹	²⁴¹ Am:1.01×10 ¹	²⁴² Cm:3.74×10 ⁻³	
	²³⁹ Pu:2.11×10 ¹		²⁴² Am:2.71×10 ⁻¹	²⁴³ Cm:1.10×10 ⁻¹	
	²⁴⁰ Pu:2.89×10 ¹		²⁴³ Am:7.76×10 ⁰	²⁴⁴ Cm:6.32×10 ⁰	
	²⁴¹ Pu:1.34×10 ¹			²⁴⁵ Cm:7.88×10 ⁻¹	
	²⁴² Pu:1.34×10 ¹			²⁴⁶ Cm:1.56×10 ⁻¹	
	²⁴⁴ Pu:3.50×10 ⁻³			²⁴⁷ Cm:3.73×10 ⁻³	
合計	112.5	29.7	18.2	7.4	55.3

(*1): 同位体組成は、PWR炉心で33GWd/t燃焼した燃料を4年間冷却したときの値。

(*2): 燃焼後4年間冷却したときの値 (ORIGEN-2による計算結果)

Table 3.4 冷却4年後の燃料中のウラン・TRU核種組成 (g/MTIHM)

	PWR	Pu-thermal	超長寿命LWR		FBR	
			U, Puのみ	Np, Am, Cm入り	U, Puのみ	Np, Am, Cm入り
²³² U	5.6E-4	2.7E-4	7.6E-4	1.8E-2	1.1E-2	1.7E-1
²³³ U	1.8E-3	3.5E-4	8.9E-4	1.2E-2	1.9E-3	1.2E-2
²³⁴ U	1.9E+2	2.1E+1	1.7E+2	4.0E+2	5.2E+1	1.5E+2
²³⁵ U	9.3E+3	3.5E+3	2.3E+3	2.3E+3	2.5E+3	2.5E+3
²³⁶ U	3.8E+3	6.8E+2	7.4E+2	7.3E+2	7.3E+2	7.2E+2
²³⁸ U	9.5E+5	9.3E+5	8.2E+5	8.1E+5	7.4E+5	7.3E+5
U計	9.6E+5	9.3E+5	8.2E+5	8.1E+5	7.4E+5	7.3E+5
²³⁷ Np	3.9E+2	1.6E+2	2.2E+2	3.5E+3	4.7E+2	4.0E+3
²³⁶ Pu	2.0E-4	1.3E-4	2.6E-4	5.1E-3	5.3E-3	7.6E-2
²³⁸ Pu	1.1E+2	4.8E+2	3.1E+3	7.1E+3	1.1E+3	3.7E+3
²³⁹ Pu	5.0E+3	1.3E+4	1.5E+4	1.6E+4	9.3E+4	9.2E+4
²⁴⁰ Pu	2.1E+3	9.9E+3	2.4E+4	2.5E+4	3.9E+4	3.9E+4
²⁴¹ Pu	9.1E+2	4.5E+3	1.2E+4	1.3E+4	8.2E+3	8.2E+3
²⁴² Pu	3.7E+2	2.6E+3	1.1E+4	1.1E+4	6.8E+3	7.0E+3
²⁴⁴ Pu	1.6E-2	2.4E-1	1.2E+0	1.5E+0	1.1E-1	2.2E-1
Pu計	8.5E+3	3.0E+4	6.5E+4	7.2E+4	1.5E+5	1.5E+5
²⁴¹ Am	2.2E+2	1.3E+3	4.6E+3	5.2E+3	2.7E+3	4.5E+3
^{242m} Am	5.3E-1	7.6E+0	6.1E+1	8.2E+1	4.7E+1	2.0E+2
²⁴³ Am	6.2E+1	8.0E+2	3.9E+3	4.3E+3	8.1E+2	1.5E+3
Am計	2.8E+2	2.1E+3	8.6E+3	9.6E+3	3.6E+3	6.2E+3
²⁴² Cm	2.1E-2	1.8E-1	1.1E+0	1.4E+0	3.1E-1	1.2E+0
²⁴³ Cm	2.1E-1	2.5E+0	2.1E+1	3.2E+1	3.7E+0	2.1E+1
²⁴⁴ Cm	1.3E+1	2.8E+2	1.8E+3	2.3E+3	1.2E+2	4.4E+2
²⁴⁵ Cm	5.0E-1	2.2E+1	1.6E+2	2.4E+2	1.2E+1	7.5E+1
²⁴⁶ Cm	5.2E-2	1.9E+0	1.9E+1	3.9E+1	3.5E-1	5.0E+0
²⁴⁷ Cm	4.1E-4	2.5E-2	3.2E-1	8.5E-1	5.5E-3	1.5E-1
²⁴⁸ Cm	1.8E-5	1.2E-3	2.0E-2	7.4E-2	1.1E-4	6.0E-3
Cm計	1.4E+1	3.1E+2	2.0E+3	2.6E+3	1.4E+2	5.4E+2
Np, Am, Cm 計	6.8E+2	2.6E+3	1.1E+4	1.6E+4	4.2E+3	1.1E+4

Table 3.5 ORIGEN-2とUNITBURNコードによる
TRU計算結果の比較 (MOX燃料1トン当り)

(Pu 富化度 15 wt% TRU 含有率 0%
燃焼度 100 GWd/t, 4年冷却
(単位 kg))

		ORIGEN-2	UNITBURN
Pu	²³⁸ Pu	3.1×10^0	3.1×10^0
	²³⁹ Pu	1.5×10^1	4.7×10^1
	²⁴⁰ Pu	2.4×10^1	3.0×10^1
	²⁴¹ Pu	1.2×10^1	1.5×10^1
	²⁴² Pu	1.1×10^1	7.5×10^0
	合計	6.5×10^1	1.0×10^2
Np	²³⁷ Np	2.2×10^{-1}	5.8×10^{-1}
Am	²⁴¹ Am	4.6×10^0	5.9×10^0
	²⁴² Am	6.1×10^{-2}	8.1×10^{-2}
	²⁴³ Am	3.9×10^0	2.5×10^0
	合計	8.6×10^0	8.4×10^0
Cm	²⁴² Cm	1.1×10^{-3}	9.1×10^{-4}
	²⁴³ Cm	2.1×10^{-2}	2.0×10^{-2}
	²⁴⁴ Cm	1.8×10^0	1.9×10^0
	²⁴⁵ Cm	1.6×10^{-1}	4.7×10^{-1}
	合計	2.0×10^0	2.3×10^0

Table 3.6(1) TRU*(ネプツニウム, アメリシウム, キュリウム) 混入MOX燃料の核種組成
(MOX燃料1トン当り) (UNITBURNコードによる計算結果) (単位: kg)

	Pu 富化度15%, TRU*含有率0%		Pu 富化度15%, TRU*含有率1.2%		Pu 富化度15%, TRU*含有率5%	
	初装荷時	100GWd/t燃焼時(*1)	初装荷時	100GWd/t燃焼時	初装荷時	100GWd/t燃焼時
²³⁸ Pu	1.58×10 ⁰	3.09×10 ⁰	1.58×10 ⁰	7.75×10 ⁰	1.58×10 ⁰	2.16×10 ¹
²³⁹ Pu	8.75×10 ¹	4.66×10 ¹	8.75×10 ¹	4.87×10 ¹	8.75×10 ¹	5.42×10 ¹
²⁴⁰ Pu	3.52×10 ¹	3.03×10 ¹	3.52×10 ¹	3.11×10 ¹	3.52×10 ¹	3.32×10 ¹
²⁴¹ Pu	1.97×10 ¹	1.48×10 ¹	1.97×10 ¹	1.48×10 ¹	1.97×10 ¹	1.47×10 ¹
²⁴² Pu	6.18×10 ⁰	7.45×10 ⁰	6.18×10 ⁰	7.63×10 ⁰	6.18×10 ⁰	8.28×10 ⁰
Pu 合計	1.50×10 ²	1.02×10 ²	1.50×10 ²	1.10×10 ²	1.50×10 ²	1.32×10 ²
²³⁷ Np	0	5.84×10 ⁻¹	6.88×10 ⁰	2.79×10 ⁰	2.85×10 ¹	1.08×10 ¹
²⁴¹ Am	0	5.88×10 ⁰	3.86×10 ⁰	6.65×10 ⁰	1.60×10 ¹	9.64×10 ⁰
²⁴² Am	0	8.13×10 ⁻²	9.37×10 ⁻³	1.17×10 ⁻¹	3.88×10 ⁻²	2.59×10 ⁻¹
²⁴³ Am	0	2.48×10 ⁰	1.09×10 ⁰	2.72×10 ⁰	4.52×10 ⁰	3.69×10 ⁰
Am 合計	0	8.43×10 ⁰	4.97×10 ⁰	9.49×10 ⁰	2.05×10 ¹	1.36×10 ¹
²⁴² Cm	0	9.12×10 ⁻⁴	3.60×10 ⁻⁴	1.19×10 ⁻³	1.51×10 ⁻³	2.19×10 ⁻³
²⁴³ Cm	0	1.95×10 ⁻²	3.72×10 ⁻³	2.99×10 ⁻²	1.54×10 ⁻²	6.47×10 ⁻²
²⁴⁴ Cm	0	1.86×10 ⁰	2.30×10 ⁻¹	2.32×10 ⁰	9.53×10 ⁻¹	3.80×10 ⁰
²⁴⁵ Cm	0	4.69×10 ⁻¹	8.86×10 ⁻³	6.55×10 ⁻¹	3.66×10 ⁻²	1.15×10 ⁰
²⁴⁶ Cm	0		9.20×10 ⁻⁴			
Cm 合計	0	2.35×10 ⁰	2.44×10 ⁻¹	3.01×10 ⁰	1.01×10 ⁰	5.01×10 ⁰
TRU*計	0	1.14×10 ¹	1.20×10 ¹	1.53×10 ¹	5.00×10 ¹	2.94×10 ¹

(*1): 100GWd/t燃焼後4年間冷却したときの値

Table 3.6(2) TRU*(ネプツニウム, アメリシウム, キュリウム) 混入MOX燃料の核種組成
(MOX燃料1トン当り) (UNITBURNコードによる計算結果) (単位: kg)

	Pu 富化度20%, TRU*含有率5%		Pu 富化度20%, TRU*含有率10%		Pu 富化度30%, TRU*含有率10%	
	初装荷時	100GWd/t燃焼時(*1)	初装荷時	100GWd/t燃焼時	初装荷時	100GWd/t燃焼時
²³⁸ Pu	2.10×10 ⁰	2.09×10 ¹	2.10×10 ⁰	3.61×10 ¹	3.15×10 ⁰	3.19×10 ¹
²³⁹ Pu	1.17×10 ²	7.27×10 ¹	1.17×10 ²	7.69×10 ¹	1.75×10 ²	1.19×10 ²
²⁴⁰ Pu	4.70×10 ¹	4.61×10 ¹	4.70×10 ¹	4.80×10 ¹	7.04×10 ¹	7.36×10 ¹
²⁴¹ Pu	2.62×10 ¹	1.77×10 ¹	2.62×10 ¹	1.72×10 ¹	3.94×10 ¹	2.27×10 ¹
²⁴² Pu	8.25×10 ⁰	1.01×10 ¹	8.25×10 ⁰	1.10×10 ¹	1.24×10 ¹	1.48×10 ¹
Pu 合計	2.00×10 ²	1.67×10 ²	2.00×10 ²	1.89×10 ²	3.00×10 ²	2.62×10 ²
²³⁷ Np	2.85×10 ¹	1.27×10 ¹	5.69×10 ¹	2.68×10 ¹	5.69×10 ¹	3.24×10 ¹
²⁴¹ Am	1.60×10 ¹	1.28×10 ¹	3.20×10 ¹	1.92×10 ¹	3.20×10 ¹	2.70×10 ¹
²⁴² Am	3.88×10 ⁻²	3.69×10 ⁻¹	7.75×10 ⁻²	6.66×10 ⁻¹	7.75×10 ⁻²	8.54×10 ⁻¹
²⁴³ Am	4.52×10 ⁰	4.33×10 ⁰	9.04×10 ⁰	6.13×10 ⁰	9.04×10 ⁰	7.30×10 ⁰
Am 合計	2.05×10 ¹	1.75×10 ¹	4.11×10 ¹	2.60×10 ¹	4.11×10 ¹	3.52×10 ¹
²⁴² Cm	1.51×10 ⁰	2.56×10 ⁻³	3.02×10 ⁻³	4.13×10 ⁻³	3.02×10 ⁻³	4.51×10 ⁻³
²⁴³ Cm	1.54×10 ⁻²	6.50×10 ⁻²	3.08×10 ⁻²	1.09×10 ⁻¹	3.08×10 ⁻²	9.36×10 ⁻²
²⁴⁴ Cm	9.53×10 ⁻¹	3.56×10 ⁰	1.91×10 ⁰	5.34×10 ⁰	1.91×10 ⁰	4.70×10 ⁰
²⁴⁵ Cm	3.66×10 ⁻²	1.03×10 ⁰	7.33×10 ⁻²	1.49×10 ⁰	7.33×10 ⁻²	1.16×10 ⁰
Cm 合計	1.01×10 ⁰	4.66×10 ⁰	2.01×10 ⁰	6.95×10 ⁰	2.01×10 ⁰	5.96×10 ⁰
TRU*計	5.00×10 ¹	3.49×10 ¹	1.00×10 ²	5.97×10 ¹	1.00×10 ²	7.36×10 ¹

(*1): 100GWd/t燃焼後4年間冷却したときの値

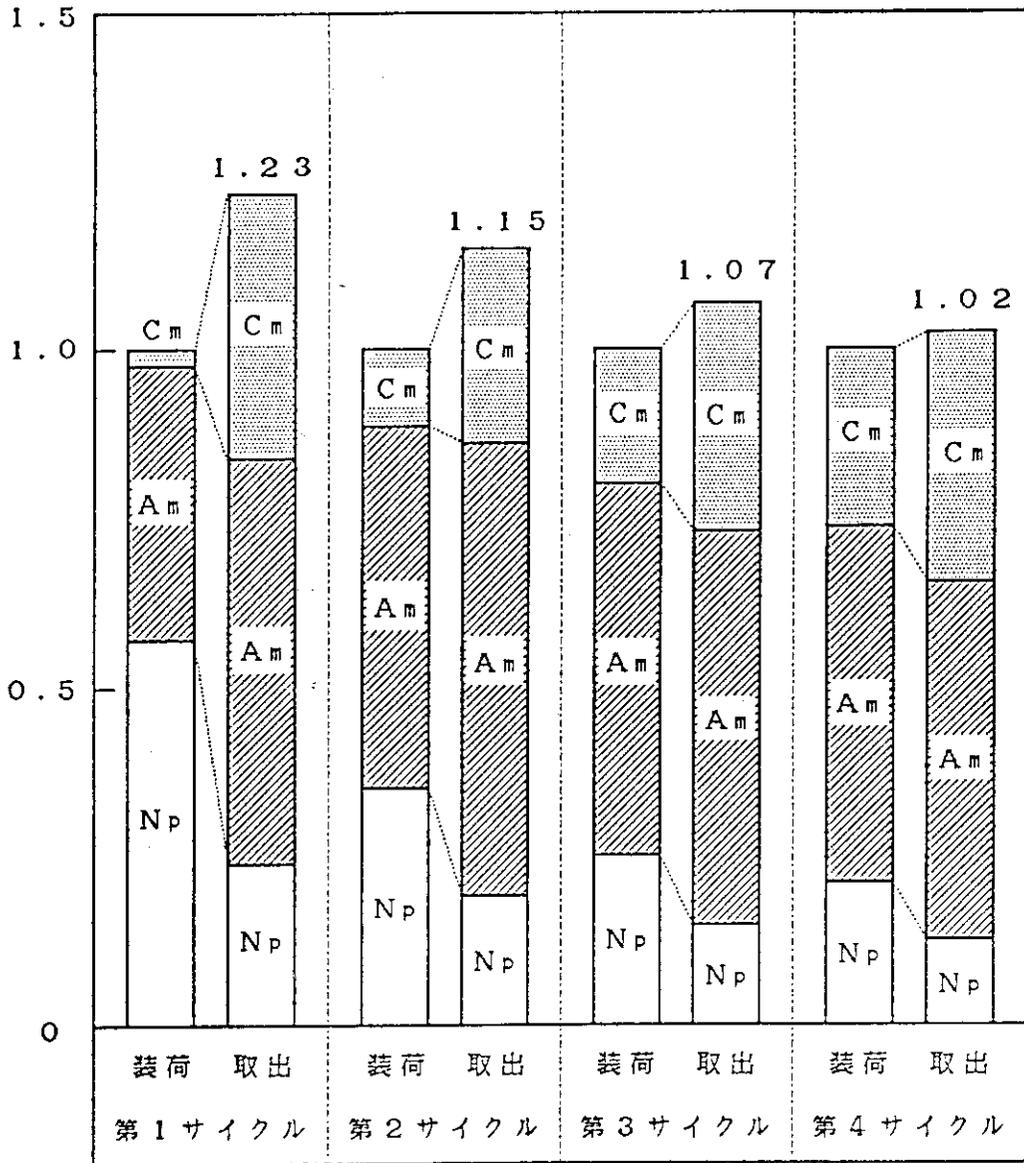


Fig. 3.1 超長寿命炉心の各サイクルにおけるTRU*の変化
(第1サイクル装荷量を1とした時の相対値)

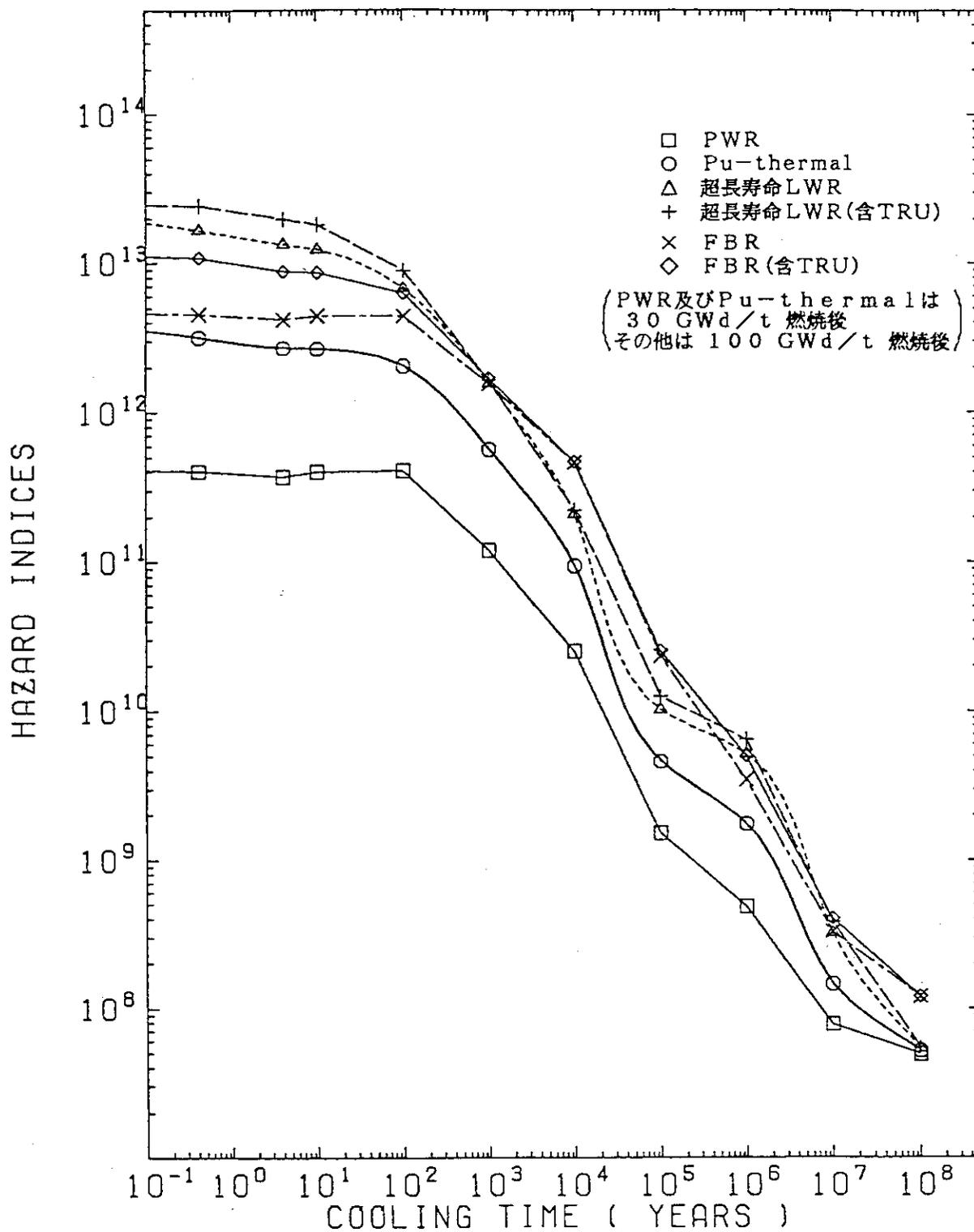


Fig. 3.2 再処理をしない場合のアクチノイド核種のHazard Index

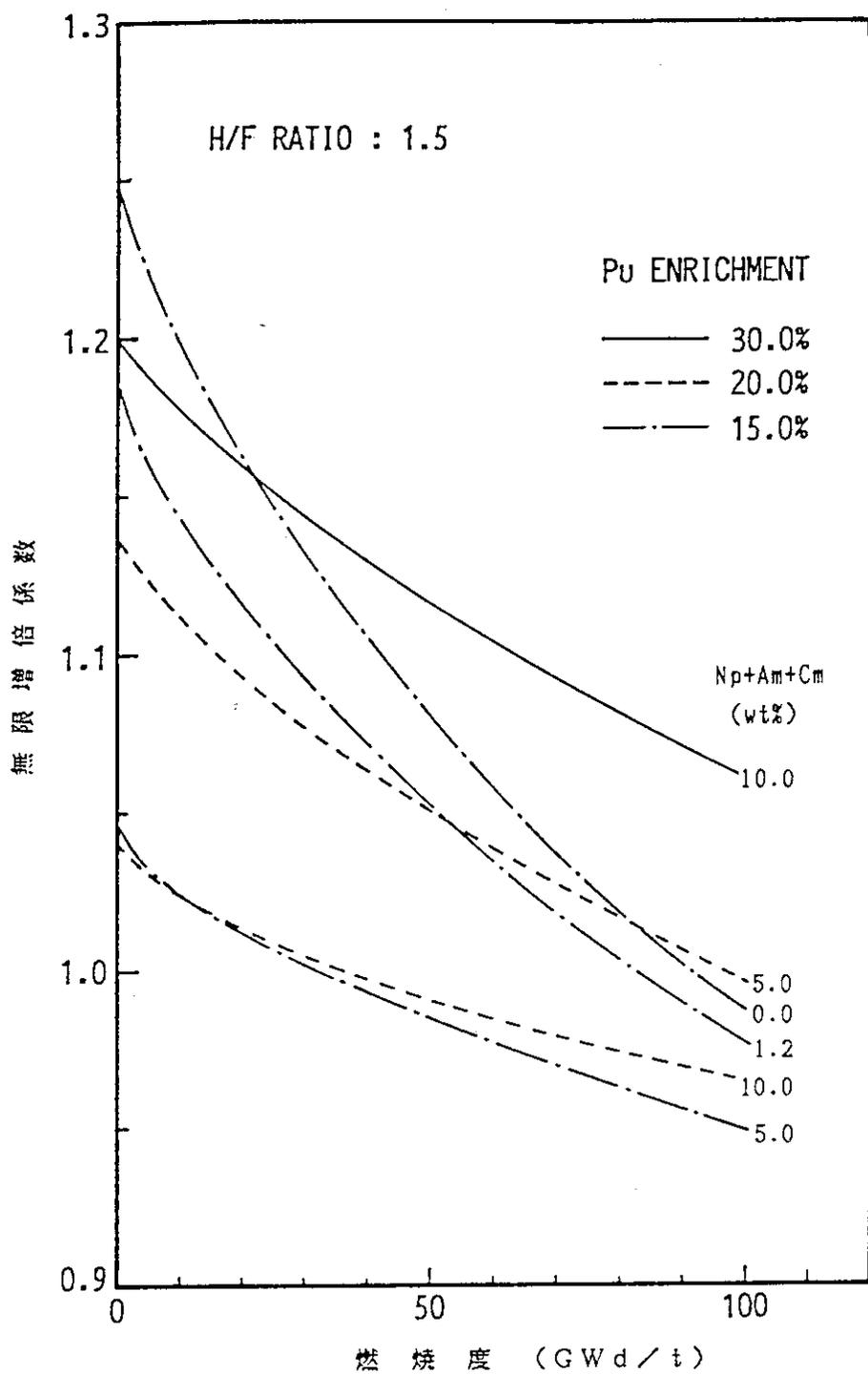


Fig. 3.3 TRU* (Np, Am, Cm) の各含有率毎の燃焼に伴う k_{∞} の変化

4. 超長寿命燃料の検討

4.1 はじめに

超長寿命燃料は、プルトニウム (Pu) 高富化MOX燃料ペレットまたはTRU* (Puを除く超ウラン元素) を含んだ燃料ペレットを用いたものであり、代表例をFig. 4.1とTable4.1に示す。超長寿命燃料の特徴は燃料の燃焼度を現行燃料に比べ大幅に燃焼度を伸長するものであり、燃焼度の伸長に伴いFig. 4.2に示される燃料ふるまい上の諸事象について検討しなければならない。したがって、本燃料の開発を行うに先立ち、本燃料の成立性を確認し、超長寿命燃料の具備しなければならない条件及び本燃料の利用に際しての問題点を明らかにすることが必要である。そこで、本燃料を開発して行くに当たり、燃料サイクルと燃料開発上で今後研究開発すべき課題の抽出とこれらの課題を解決していく上で必要とされる施設等について検討を行った。

4.2 検討方法

軽水炉における燃焼に伴う燃料のふるまいを検討する上での代表的な事象をFig. 4.2に示す。これらの諸事象を検討するため、昭和62年度において、燃料の基本的パラメータにつき、現行燃料の高燃焼度に関するデータ並びにPu高富化MOX燃料 (FBR燃料) に関連したデータの収集・分類を行うとともにトリウム (Th)、MOX燃料の物性値、被覆材の耐食性向上等についての調査を行った。特に、現行燃料及びMOX燃料の燃焼度に関するデータ、現象に対するモデル、予測式、及び現行燃料の使用経験に関しては委託調査により行った。

昭和63年度では、上記調査や主な開発課題となると考えられる項目に付いての調査・試算等をもとに、“超長寿命燃料の調査”として(財)原子力安全研究協会に委託調査を依頼した。この委託調査の目的は、

- ① 燃料サイクル上の技術的問題
- ② 超長寿命燃料候補材の長寿命における問題点とその技術的課題
- ③ 開発研究を行うに必要とされる試験施設等

であり、当協会において学識経験者11名によって構成される超長寿命燃料調査専門委員会を設置して調査検討を行った。

本報告は、これらの調査検討の結果をもとに、超長寿命燃料を導入したときの燃料サイクル、超長寿命燃料の開発、燃料開発施設に対する今後の技術的課題について以下に記述するものである。

4.3 燃料サイクル上からの検討

超長寿命燃料について燃料サイクル上の技術的問題点を次の4つの視点に基づいて検討した。

① 再処理・廃棄物処分に関するもの

燃料サイクルとしてはピュレックス法による再処理によりU、Puを回収しリサイクル方式を基本とし、他にワンス・スルー方式、TRU*をU、Puとともにリサイクルする方式につき検討した。

② 群分離・消滅処理に関するもの

超長寿命燃料炉心では、使用済燃料中の超ウラン元素（TRU）生成量が増大するため、これを群分離して消滅させるか、リサイクルさせることが必要となるとの観点から、湿式再処理および乾式再処理によるTRUの分離生成と金属燃料FBRによる消滅処理との結合の可能性について検討した。

③ 使用済燃料輸送・貯蔵に関するもの

使用済超長寿命燃料組成をもとに、現行PWR燃料用及び「もんじゅ」燃料用輸送容器、貯蔵施設との比較を行った。

④ Th燃料に関するもの

超長寿命燃料へのTh利用法として、積極的にドライバー燃料に利用してその核的特性を有効に生かす方式と、可燃性毒物、制御棒等の代替として高燃焼度化、出力分布の平坦化等に利用する方式とが考えられる。燃料サイクルとしては、両者ともワンス・スルー及びリサイクル方式が可能であるが、ワンス・スルー方式では本格的なTh利用とはならない。また、フロントエンド及び燃料照射挙動の点からは、ThサイクルはU、Puサイクルと大差がないと考えられる。以上の点を考慮して、リサイクル方式利用を想定し、特にバックエンドにおける検討を行った。

4.3.1 再処理・廃棄物処分

(1) 使用済燃料組成の推算

超長寿命燃料及び現行PWRを利用したプル・サーマル計画におけるMOX燃料、FBRにおけるMOX燃料を燃焼した場合を比較対象に選び検討した。各々の燃料に対するORIGEN-2コードによる計算の前提をTable 4.2に示す。なお、本計算では一部のアクチニドの核断面積データ等に起因する不確実性が含まれるから、今後燃料照射試験等により使用済燃料組成が直接あるいは間接に明らかにされることが必要である。Table 4.3に結果を示す。超長寿命燃料のFP各種のキュリー数データは、FBR使用済燃料と同様なキュリー数及び時間特性を示している。また、この間のキュリー数の変化は原子炉取り出し直後を除くと、PWR燃料の約3倍程度であり、キュリー数グロス量ではほぼ燃焼度に比例していると考えてよい。

アクチニドについては、炉型の相違が特徴的な影響を及ぼしており、放射エネルギーで比較すると、冷却期間4年で超長寿命燃料はPWR燃料の約1.5倍、FBR燃料の1.7倍となり、アクチニドの蓄積が顕著である。したがって、超長寿命燃料の燃料サイクルの技術的問題点はアクチニド、

特に現行PWRでは殆ど生成しないような比較的質量数の大きな核種を大量に取り扱う技術に起因して生ずる。

以上のFP及びアクチニド生成・崩壊量に関する計算では、FBR燃料についてはブランケット燃料を、また、超長寿命燃料についてはU吸収棒を考慮していない。再処理においては、溶解液中の核種濃度が問題となるため、ブランケット燃料やU吸収棒を混合するか否かで様相が大きく異なる。また、FBR燃料再処理では通常ブランケット燃料との混合再処理が行われる。したがって、超長寿命燃料についてもU吸収棒は重量として炉心内に燃料75.3tに対して44.9tあるため、その扱いが重要である。

使用済燃料組成に基づいて計算された発熱量及び中性子放出量をTable 4.4、4.5に示す。この結果によれば、超長寿命燃料の発熱量及び中性子放出量とも現行PWR燃料よりかなり大きくなっており、アクチニドによる発熱及び中性子放出量は同燃焼度のFBR燃料と比較しても過大である。再処理後についても、ピュレックス法では、U、Pu以外のアクチニドが回収されないためアクチニドに起因する発熱や中性子放出がPWRやFBRのサイクルでの廃棄物に比較して多くなる傾向が続く。

(2) 再 処 理

再処理前冷却期間に関しては、超長寿命燃料の燃料サイクルにおける技術開発が進展した時点で最適期間を設定する必要があるが、現行PWRやFBRとの比較を容易にする観点から、再処理前冷却期間を4年間として行った。また、再処理でのU及びPuの高レベル廃液への移行率は、西ドイツの例³⁾を参考に若干保守的な移行率として0.5%を両者に対して適用した。

フランスにおいて、再処理の経験と今後のMOX燃料及び高燃焼度燃料再処理の計画から、

- ① Pu濃度の増大に対応して臨界安全性を確保する必要があること、
- ② 第二世代MOX燃料の使用済燃料からは現在の標準的なLWR使用済燃料に比較して35倍の中性子放出が予想されるので、これに対する各種の対策が必要であること、
- ③ 第二世代MOX燃料の使用済燃料では、現在の標準的なLWR使用済燃料に比較して α 放射能による発熱量が増大し、LWRの15倍と予想され、再処理前冷却があまり効果的でないと考えられること、
- ④ ^{238}Pu の含有量増大による影響が考えられること、即ち、現状のLWRでの ^{238}Pu の含有量は1.7%であるが、 UO_2 高燃焼度燃料で2.8%、MOX燃料で3%、MOX第二世代燃料で3.3%、第二世代の燃料製造に回収ウランを使用すると3.9%となる。 ^{238}Pu の増大は溶媒抽出工程やPu精製工程にとってきわめて重大な影響があること、

等の技術的問題点が指摘されている。このため、溶媒抽出工程の前に高燃焼度使用済燃料またはMOX燃料と現在の通常燃焼度使用済燃料とを混合し、平均での燃焼度を下げて再処理する対策が考慮されている。超長寿命燃料においてもこのような対策が当然考えられる。以下に再処理の代表的な工程毎に技術的問題点を整理する。

① 溶解・清澄工程

U燃料の溶解性については、Fig. 4.3¹⁾に示すように燃焼度と共に不溶解性残渣量が増加し、40GWd/tで使用済燃料の0.35～0.6%^{2),3)}程度となる。燃焼度100GWd/tへの外挿は難しいが、10GWd/t当りの不溶解性残渣量を約1.1kg/tとする研究例⁴⁾もあり、100GWd/tでは1%程度であると考えられる。

MOX燃料の溶解性については、加工工程で混合するPuの形態、混合割合、焼結条件、燃焼度によって異なるとされている⁵⁾。純粋なPuO₂は、硝酸ではきわめて溶解しにくく、Puの不溶解物を発生させないためには、MOX燃料製造においてUとPuの酸化物の完全固溶体を作ることが重要になる。また、溶解工程で溶解する燃料の割合自体は新燃料に比較して照射済燃料の方が大きい。高燃焼度燃料の例として、燃焼度61GWd/tのFBR燃料の再処理では、8N沸騰硝酸で溶解した場合の不溶解性残渣は0.7%以下、このうちPuの割合は0.47～3.8%であった⁶⁾。TRU*の溶解性については、Npについては特に問題はなく、Am、CmについてはPuと同程度であるとされている⁷⁾。主としてFP核種に起因する溶解性は、Table 4.6に示すように、特にMo、Tc及び白金族の生成量に左右される。

Table 4.7のFP主要核種の生成量を参照すると、超長寿命燃料は現行PWR使用済燃料に比べ生成量が多く、燃焼度の上昇と共にPuを中心とするマトリクスは溶解し易くなるものの、不溶解性残渣は増大すると考えられる。使用済超長寿命燃料中のMo、Tc及び白金族の生成量と組成は表から同燃焼度のFBR燃料と同様であり、あまり変わらない。

② 抽出分離・生成工程

現行のピュレックス法では通常n-ドデカン等の直鎖パラフィンで希釈した30%TBPを用いているが、TBP及び希釈剤は種々の原因により分解反応を起こし、分離性能に悪影響を与える劣化生成物(Table 4.8)を形成する。この溶媒劣化はZrやRuの除染係数の低下、U、Puの回収率低下を招く。超長寿命燃料再処理では、現行PWR燃料再処理に比較して抽出第1サイクルでの溶媒損傷の原因となるFPのβ線及びγ線、TRUのα線、β線及びγ線並びに第2、第3サイクルで溶媒損傷の原因となるPuの放射線が顕著に増加するのでこの対策が重要になる。溶媒抽出の接触時間を短縮することが溶媒劣化を軽減するために有効であるので、ミキサ・セトラ、パルスカラムに代えてFBR再処理で開発されている遠心抽出器を採用することが強く望まれる。

第1サイクルでの放射線分解生成物(DBP)の生成量については0.0005%程度であれば問題なく、この量は0.04～0.05Wh/lの照射線量に相当する⁸⁾。

水相(200gHM/lの濃度、即ち5,000l/tHMを仮定)を分散相とする抽出器を用い、ホールドアップを25%、すべての放射線が装置内で熱に変換されると仮定すれば、有機溶媒の受ける線量R(Wh/l)は、使用済燃料の発熱率D(W/tHM)、抽出機内接触時間t(min)から、 $R = 0.25 \times D / 5,000 \times t / 60$ で計算される。現行のPWRの場合、Dは1tHM当り約 2.1×10^3 Wであるので、0.04Wh/l以下の線量を確保するには接触時間約23分以内となる。α線による溶媒損傷がβ線によるそれと同程度のG値をもつとすると、FBR燃料再処理で6.6分以内に、超長寿命燃料で3.9分以内にと接触時間は短くしなければならない。現行のパルスカラムでは液滴の平均沈降速度は1cm/s程度であり、抽出カラム

長を7m、流量比(O/A)を2とすれば、有機相は2.4分程度の接触時間を要している。ただし、これらの計算では γ 線の放出割合、 γ 線が抽出器を透過する割合、TRUの放出する α 線による溶媒の損傷に対する取り扱いが必ずしも正確でなく、抽出装置の解析と併せて、もっと精密な検討が必要である。

第2サイクル以降では、再処理時の ^{238}Pu 量は現行PWR使用済燃料に比べ2.8倍、FBR使用済燃料に比べ2.8倍となる。精製工程で蔘酸沈澱法を用いると ^{238}Pu による局所的な発熱が懸念され、FBR再処理同様に超長寿命燃料再処理でもU吸収棒との混合再処理により溶媒抽出工程以降の負担軽減を図ることが必要である。

分配工程では、Pu濃度増大にともないPu還元に必要な還元剤の確保が重要な問題となる。この問題はFBR再処理でも同じであり、技術の転用が期待できる。

③ オフガス処理系

オフガス系に移行する放射性気体や揮発性物質、エアロゾル等の量は再処理工場の安全評価上極めて重要である。Table 4.7に示される放射性気体の放射エネルギーは現行PWR使用済燃料と比較すると ^{85}Kr で1.9倍、 ^{129}I で4.1倍に増加するもののFBR再処理と同程度であり、特に問題とはならないであろう。

(3) 廃棄物処分

廃棄物管理の観点から、工学バリアの機能が期待される期間である 10^3 年後と ^{129}I (半減期 1.7×10^7 年)や ^{237}Np (半減期 2.1×10^6 年)等の長期にわたり生物圏への潜在的危害を及ぼす核種の影響が顕著に現われる 10^6 年後のキュリー数の値をTable 4.3に示す。この結果から、FPについてはPWRと比較時点により2.4~3.1倍となっているもののFBRとはほとんど変わらない。TRUについては、再処理直後でPWRの約70倍、FBRの6.5倍のキュリー数の生成がある。ただし、この傾向は時間の経過とともに差異がなくなり、 10^6 年の時点ではPWRと比較すると1桁大きいもののFBRの1.5倍程度のキュリー数となる。

高レベル廃棄物処分の観点から重要な問題は、ガラス固化体の健全性確保と地層処分を仮定した場合の 10^6 年以上のような超長期にわたる安全性確保である。ガラス固化体の健全性については放射エネルギーがFBRの1.5倍程度であることから、1本当りの廃棄物添加量を減らす等の対策により、若干のコスト上昇を招くものの解決可能であろう。一方、FP中の白金族元素はガラス固化の際にガラス相内に析出し、水に対する耐浸出性を低下させることが懸念されるため、場合によっては不溶性残渣を積極的に分別回収する技術が必要になるかもしれない。

高レベル廃棄物中のアクチニドキュリー数の時間変化を示したものがFig. 4.4である。多くの安全評価によれば、アクチニド中では ^{237}Np が長期にわたる安全評価上重要な核種であると言われている。計算結果によると、超長寿命燃料の場合の ^{237}Np 自体の生成量は、Table 4.9に示されるように現行PWR使用済燃料やFBR使用済燃料中に含まれる量と比較して小さいものの、 ^{241}Am の崩壊分を考慮すると、超長寿命燃料による高レベル廃棄物の安全評価でかなりの負担になるろう。

(4) ワンス・スルー方式

U、Puリサイクル方式燃料サイクルを検討した結果、TRUやFPの生成量増加に起因し、現行軽水炉燃料サイクルに比較して再処理工程の負担が増大する。特に、溶媒劣化に伴う問題は未知の点も多い。このため、ワンス・スルー方式について検討した。

本方式では、再処理の技術的問題点に加えて、燃料再加工に起因する技術的問題点を考慮する必要がなくなる反面、廃棄物管理上の問題が生じる。その第1は、日本で本方式を具体的に検討したことがないこと、第2は安全評価上の問題である。再処理を行う場合でさえ、現行軽水炉サイクルに比較してFP及びTRUの生成量増大に起因する高レベル廃棄物の潜在的な危険度が大きいのに加え、更にU、Puによる潜在的な危険度が追加されることになる。処分環境が仮定されないとき有意な評価は不可能であるが、工学バリアの機能が期待される 10^3 年後での初期装荷燃料1t当りの放射エネルギーで比較して、現行PWR（U、Puリサイクル方式）の高レベル廃棄物の100倍以上、FBRに比較しても8.5倍程度のキュリー数が予測され、安全評価上問題になる。また、 10^6 年後においても長寿命核種であるアクチノイドのキュリー数が現行PWRやFBRサイクルと比較して多い。したがって、本方式はあまり得策でない。

(5) TRU閉じこめ方式

超長寿命燃料に対する再処理並びに廃棄物処分について、U、Puリサイクル方式及びワンス・スルー方式について検討した結果、前者の場合には主として再処理において、後者の場合には廃棄物安全評価上の問題が生じる恐れのあることが判明した。このため、超長寿命燃料に適した、従来型燃料サイクルに代る新型燃料サイクルの創出が期待される。第3章で述べたTRU閉じこめ方式燃料サイクルは、再処理において現行のU、Puを回収することに付加してTRUも回収し、U-Puを混合し、燃料として利用するものである。

オークリッジ国立研究所を中心に検討された群分離に関する研究においては、再処理後に実施されるTRU回収プロセスにおけるTRUの回収率が99.5～99.9%程度では、現行の方式に比較して100～50,000年後の高レベル廃棄物の危険性が $1/5 \sim 1/30$ になるに過ぎず、あまり魅力が無く、また、長期的安全性の向上のためには ^{99}Tc の回収も必要になるとされた。これらの技術的問題点を新技術によりどのように克服するかが今後の課題である。

今後の技術開発の方向としては、従来検討されたような完全分離を目標とした群分離ではなく、湿式、乾式を問わず単純で純度より回収率の高いプロセスを目標とすることが考えられる。U、Pu分配工程を短縮して余剰Uだけを回収する等のプロセスとTRU回収プロセスを統合し、超長寿命燃料サイクルに適した単純化された再処理を目指す必要がある。

4.3.2 群分離・消滅

超長寿命燃料炉心を用いた燃料サイクルでは使用済燃料中のTRU生成量が増大するため、TRUを群分離して消滅させるか、またはリサイクルさせることが望ましい。第3章で述べたように現行軽水炉と超長寿命燃料炉心と再処理群分離及びFBRを組み合わせた燃料サイクルオプションの概念図をFig. 4.5に示す。

群分離法の概念として、湿式ではピュレックス法再処理の高レベル廃液から長半減期核種を分

離する二段式方法と、一括して長半減期核種とU、Puとを分離する一段式方法とが考えられる。特に一括分離はシステムの単純化が期待され、消滅サイクルへの適用の観点からはより望ましい。

一方、湿式群分離では有機溶媒及びイオン交換樹脂を用いるため、その劣化及び廃棄物の生成が避けられないが、乾式再処理群分離は有機溶媒を用いないためこの問題の発生は最小限に抑えられる。したがって、TRU閉じ込めサイクルのように燃焼度の増加、TRUの抽出量の増大を図る際には、乾式再処理群分離がより有利となる可能性がある。

(1) 湿式群分離

湿式群分離に関して、オークリッジ国立研究所⁸⁾、バツテル・ノースウエスト研究所⁹⁾、イスプラ研究所¹²⁾、カールスルーエ研究所¹¹⁾で試験研究及び今後の計画が検討されている。これらの研究から、以下の技術的な問題点が指摘されている。

① 3価のTRUの抽出

ピュレックス法のTBPによる抽出では、4価ないし5価のU、Pu、Npは抽出できるが、3価のAm、Cm、Cf等は現在の抽出条件では抽出できない。このためピュレックス工程の後にさらに一段抽出法を加える等の改良が必要である。この第2段目工程の抽出剤としては、オークリッジ国立研究所のバイデンタイト抽出剤(CMP)法、原研のジイソデシルリン酸(DIDPA)法、イスプラ研究所のジエチルヘキシルリン酸(HDEHP)法、蓚酸塩沈澱法(OXAL)法、抽出条件を変えたTBP法等が報告されている。しかしいずれも規模の大きなフローを取り扱った実績はなく、大規模処理が可能なプロセスであることを実証するとともに、より基礎的に新たな抽出剤とプロセスを開発する研究が必要と考えられる¹¹⁾。

② TRU抽出量の増大と高燃焼度時の問題点

超長寿命炉心ではTRU生成量が大きく、その抽出量も増大する。また燃焼度が高いためFPの絶対量及び成分比も大きい。このため問題となる事項としては

- TRUのうち主プロセスで分離回収できない比率の増加。
- 抽出工程での崩壊熱の放出、及び使用した溶媒、イオン交換樹脂の放射線分解
- 崩壊熱の存在下での燃料要素の組立、高放射線場での遠隔操作技術の開発
- 使用済燃料の分解時の崩壊熱除去
- 全プロセスでの回収限界濃度(lower extraction limit)の上昇。

等が予想される。また残留TRUによるイオン交換樹脂の放射線損傷等は実用化に際しての大きな問題となると考えられる¹⁰⁾。

③ 一括群分離法

超長寿命炉心によるTRU閉じ込めサイクルでは、再処理時にU、Puと同時に超ウラン元素も一括して分離する一括群分離法が提案されている。この方法はプロセスが単純であるため望ましいものではあるが、現在のところ適当な抽出剤が見いだされていない。特に一括群分離ではプロセスからの廃棄物をFP廃棄物として処分可能とするために、充分高いTRU回収率を実現することが必要であるが、大量のU及びPu共存下においてTRUの抽出回収率を調べた報告は見あたらない。したがって、今後は一括群分離の観点から新たに抽出剤を探索し開発することが必要であると考えられる⁹⁾。

(2) 乾式再処理・群分離^{11), 12)}

群分離・乾式再処理の一例をFig. 4.6に示す¹¹⁾。これはピュレックス法再処理でU、Puを除去した後に脱硝・固化工程、塩素化工程、高温冶金抽出工程からなる乾式群分離プロセスを付加する場合である。本法は、まず脱硝・固化工程で高レベル廃液をマイクロ波加熱等で脱硝・固化して酸化物に転換し、次の塩素化工程で酸化物を塩化物に転換する。更に、高温冶金群分離工程で溶融塩から溶融Cdの中にTRUを還元抽出する。この群分離工程では、TRUの中で最も大きな塩化物生成自由エネルギーをもち、最も安定なAmCl₃よりも大きな生成自由エネルギーをもつ金属Liを還元材として採用している。このためSr、Csは溶媒金属側に残るものの、ランタニド元素、Zr、Fe、Mo及び白金族元素、さらにはPu、Uが残存しTRUに同伴して抽出される。

電解精錬を応用¹²⁾した場合は、LiCl+KClの溶融塩を溶媒とし、Liを還元剤として溶融Cdと接触させ、電解精錬によって抽出を制御する方法がアルゴンヌ国立研究所により開発されている。本方法は、CdCl₂よりも塩化物の標準生成自由エネルギー (Table 4.10) の値が高く塩化物になりやすいため、溶融塩から溶融Cdへの抽出が起きにくいもの (U、Pu) と、溶融Cd内には生成自由エネルギーが低く還元され易いもの (Ru、Pd、Rh、Tc、Mo、Nb、Fe) を抽出し、溶融塩の中で電解精錬を行う。この際、電圧を制御することによりUとTRUを分離するというものである。

これらの乾式群分離から予想される問題点として、次のような事柄が挙げられる。

- ① 超長寿命燃料からの使用済燃料のように燃焼度が高くかつTRU比率の高いものについては、使用済燃料からの直接のルートないし湿式再処理からの廃棄物の脱硝にかかわらず、脱硝固化時に複合酸化物が形成されると思われる。したがって、これらの複合酸化物の組成、及び次段塩素化プロセスに関わる複合酸化物と塩素の反応速度等の検討が必要である。
- ② 溶融Cd内へ抽出され回収されるTRUは多くの不純物を含む。このためTRUに混入する不純物の量を減らすためには、多段の還元プロセスを開発する必要がある。ただし、TRU閉じ込めサイクルにおいては少量の不純物は問題にならないと考えられる。
- ③ 高燃焼度燃料の群分離工程については
 - a. FPないしTRUの成分により変化する塩化物の融点
 - b. 各相での種々の金属元素ないし塩化物の活量係数の変化
 - c. 還元抽出の速度論的検討

等、解明すべき基礎的な課題が山積している。乾式群分離プロセスにおいてTRUの分離効率は99%以上を目標とするが、現在のところ公開のデータは極めて少ない。この分離効率のデータ不足が現在乾式法の可能性を評価する上で大きな不確定要因である。塩化物の生成自由エネルギーからみると、U及びPuの分離効率はほぼ100%が期待されるが、生成自由エネルギーがLiCl等に近いCmCl₃やAmCl₃の抽出、並びにこれらのLaCl₃等のFPからの分離に困難が予想される。これらの問題は今後の重要な検討課題である。

- ④ TRU閉じ込めサイクルのように大幅な高燃焼度で高TRU比の燃料の再処理群分離には特にピュレックス法等の湿式再処理を介さずに直接使用済燃料を乾式再処理するサイクルも考えられる。今後の技術開発によって十分な回収率が保証されれば乾式再処理が優位に立つ可能性がある。

(3) 消滅処理

酸化物燃料の製造に当り、通常TRU酸化物は幅広い化学量論域において固溶体を自由に形成するため、混合酸化物燃料を作ることが可能である。例えば、 Cm_2O_3 等の3-2価酸化物は、 UO_2 、 NpO_2 等の2価酸化物の格子内に入ることができる。ただし Cm の濃度が高くなると混合酸化物中の分離した単結晶相として Cm が原子炉内で偏析する可能性がある。

混合酸化物に関する重要な観点は、製造時の燃料混合物中の化学量論、また炉内燃焼中の組成変化に伴う化学量論変化、ないしその結果としての酸素ポテンシャルの変化である。酸素ポテンシャルはステンレス被覆管を使う場合には燃料と被覆管の化学的な相互作用を決定する。しかし超長寿命燃料炉心ではジルカロイ被覆管を使用した場合は、被覆管は内面酸化されることによる減肉があるものの、ステンレス鋼の際に生じる酸素とCsの複合的な腐食は考慮する必要はない。むしろここでは、酸素ポテンシャルの増加に伴う燃料ペレットのFP保持能力の低下が問題となる。すなわち燃料の寿命期間中、化学量論及び酸素ポテンシャルを適度に制御することができなければ、燃料温度が低温に保たれていたとしても、50%以上の過大なFPガス放出率をもたらされる可能性がある。近年注目されている軽水炉燃料のペレット周辺部（リム部）での顕著なガス放出の特徴は、この部位での燃焼がPuを主体とした高燃焼度燃焼（100～150Gwd/t）であり且つ照射温度が低いことにある。したがって、超長寿命燃料炉心のような低温の照射条件においても、この種のガス放出現象が化学量論変化や照射損傷の蓄積等各種の複合効果によって発生し、FPガス放出が加速される可能性のあることを示唆している。

照射実験としては、英国と米国の共同研究で、 Np 、 Am 、 Cm 等の燃料カプセルが英国PFRで照射され燃料の照射性能データが取得されている。しかし、 NpO_{2+x} 系等については、その酸素ポテンシャルについて、基礎的データすらまだ不足している。このためTRU酸化物を多く含む燃料の照射挙動を把握するためには、TRU化合物の化学及び物性の基礎的な研究がさらに必要である。

4.3.3 使用済燃料輸送と貯蔵

使用済超長寿命燃料の輸送、貯蔵に関し、現行PWR燃料と「もんじゅ」燃料を参考に比較検討を行った。各種使用済燃料の仕様をTable 4.11に、現行PWR燃料輸送容器と「もんじゅ」燃料輸送容器の仕様をTable 4.12に示す。

輸送容器の遮蔽性能については、現行輸送容器HZ-25T型輸送容器に現行PWR燃料集合体を7体（冷却180日）収納した場合、輸送容器側部表面から1mにおける中性子線線量当量率は0.8mrem/h、 γ 線線量当量率は5mrem/hとなっている。これに対して、超長寿命燃料では、冷却4年後において γ 線線量当量率は1/5程度まで減衰すると考えられるが、中性子線線量当量率については大幅な低減が期待できず、現行PWR燃料の約50倍（40mrem/h）になる。

現行の輸送容器設計基準値（ γ 線及び中性子線線量当量率）は表面から1mにおいて8mrem/hとなっており、この基準線量当量率を維持するためには100mm程度の水しゃへい層の追加が必要になる。HZ-75T型輸送容器内筒（キャビティ）内に100mmの水層を設けるためには燃料収納部直径を現在より200mm小さくする必要がある。Fig. 4.7に燃料集合体配列と収納部内径との関係を示す。本図において $a = 260$ mm（現行PWR燃料集合体ピッチ）とすると、7体収納時の直径は940mm、4体収納時の直径は736mmとなり、収納対数を4体とすれば水しゃへい層の確保が可能である。したがって、収納対数の減少により輸送費の上昇が予想されるが、超長寿命になれば輸送回数を減らすことができ、全体としてはあまり大きな問題とならない。

一方、収納体数を同じとした場合には、超長寿命燃料の中性子線源強度が50倍になることから、試算するとTable 4.13のように輸送容器はかなり大型化する。また、輸送容器の γ 線しゃへいに関して、燃焼度の伸長に伴う燃料集合体構造材の放射化量に対しても十分配慮する必要がある。以上の大型化に伴い、発電所・再処理工場のキャスク取扱施設・設備等のインターフェースの見直し（クレーン等揚重設備容量、クレーン揚程、キャスクピットの寸法（深さを含む）、キャスク搬出入口の大きさ（高さを含む））及び輸送手段の見直し（船舶（船倉の大きさを含む）、車両（積載重量、車高、道路及び橋梁強度も含む））が必要とされ、波及する影響が大きくあまり現実的とはいえない。

輸送容器の除熱性については、超長寿命燃料の4年間冷却後の発熱量は約12kW/tであり、7体収納すると総発熱量は約53kWとなる。HZ-75T型輸送容器では自然冷却できる最大発熱量が40kWであるから、強制冷却を必要とする。一方、収納体数4体では自然冷却が可能である。

使用済燃料貯蔵では、発電所の現行燃料貯蔵プールにおいて、燃料上部の水の厚さは常に燃料全長以上確保されており、 γ 線、中性子線ともにしゃへいについては十分な余裕を持って設計されている。Table 4.14に示すように超長寿命燃料の全放射エネルギーの中では γ 線がほとんどを占め、現行PWR燃料との差が無い。また、中性子発生率は、 γ 線発生率に比べ現行PWR燃料で100億分の1、超長寿命燃料で1億分の1と小さい。したがって、現行の燃料プールのしゃへい能力で十分である。また、保管能力は現状で炉心装荷体数の2倍強あり、燃料検査時に1炉心分を必要とするが、燃料取り替え計画を適切に行うことにより超長寿命燃料の貯蔵は可能である。

4.3.4 トリウム（Th）燃料

核分裂性物質 ^{233}U の親物質であるトリウム（Th）はUと並んで重要な核燃料資源であるだけでなく、 ^{235}U と ^{239}Pu に比較して熱中性子炉で優れた核特性（高転換比等）を持つことから、超長寿命燃料に利用することが出来る。特にPWRは大きな変更を伴わずにThサイクルを導入できる炉型であり、インディアンポイント炉における運転経験や SHIPPINGPORT炉における増殖も経験されている。

超長寿命燃料へのTh利用法には、積極的にドライバー燃料（ ^{233}Th 、 ^{235}U またはTh-Pu）としてその核的特性を生かす方式と、可燃性毒物、制御棒などの代替として高燃焼度、出力分布の平坦化等に利用する方式とが考えられる。燃料サイクルからは、両者ともワンス・スルー及びリサイクル方式で利用できるが、長期間照射したTh燃料は約1%以上の ^{233}U を含有することか

ら、ワンス・スルー方式では本格的なTh利用と言い難い。Th燃料は、燃料サイクル上フロントエンドではU-Puサイクルとそれ程大きな差がなく、かつ、Th系酸化物燃料の照射挙動はU系酸化物燃料に比べて以下に述べるように遜色がない。そこで、ここでは特にバックエンドについて検討した。

(1) Th酸化物燃料の照射下のふるまい

照射に伴う組織変化は現象として UO_2 と似ており、焼きしまりやスエリングについても従来の限られたデータを参考にするあまり差は認められない。FPガスの放出機構は UO_2 と同じと考えられるが、放出率についてはFig. 4.8¹³⁾に見られるように燃焼度が高くなるとTh燃料の方が優位になる場合がある。したがって、今後、活用することを考慮すべきであろう。

(2) 使用済燃料の特性

高濃縮Uまたは ^{233}U を富化したTh燃料では ^{238}U 装荷量が少なくなり、そのためTRU生成量はTable 4.15のように UO_2 燃料及びMOX燃料に比べて著しく少ない。これにより、燃焼にともなう中性子損失が改善されるとともに、長寿命 α 放射性廃棄物及びPu高次核種による自発中性子発熱などの貯蔵に置ける問題が軽減される。更に、超長寿命燃料としてThが使用されることにより、より効率的なTRUの消滅処理が期待できる。

^{232}Th (^{230}Th を含む。)及び ^{233}U から生成する ^{232}U 量が多く、燃焼度とともに増大する。Fig. 4.9、10に見られるように、 ^{232}U の壊変生成物 ^{212}Bi 、特に ^{208}Tl は2.6 MeVの高エネルギー γ 線を放出する。これは、Puの取扱の際に問題となる ^{241}Am の60 keVに比べて著しく高く、回収Uリサイクル時の燃料再加工、検査、輸送、貯蔵等に厳しい γ 線しゃへいを必要とする。また、Table 4.15に示すように ^{232}U 、 ^{238}Pu から生成される ^{244}U 量が多く、これは ^{233}U のリサイクル利用により更に増大し、リサイクル ^{233}U の品質低下をもたらす。FP生成量では、 ^{233}U 、 ^{238}Pu との核分裂生成物の収率の差により、Th系燃料では希土類及び白金族元素が少なく、Zr、Sr、Y等酸素と結合しやすい元素が多い。

(3) 再処理

① 前処理工程

トレックス法では、硝酸によるTh系酸化物燃料の溶解がU系燃料に比べて著しく遅いので、溶解促進のため弗化物イオン触媒を必要とする。この弗化物の存在は、ジルカロイ被覆材を溶解するだけでなく、再処理プラントの全段階にわたり構造材との腐食の問題を引き起こし、高レベル廃棄物の量の増大を招く。

② 抽出分離工程

ThのTBP-硝酸系における分配係数は、Fig. 4.11¹⁴⁾に示すようにU、Puに比べ低いから、トレックス法ではピュレックス法よりも高い流速比(有機層/水相)が必要とされ、溶媒使用量が多くなる。また、ThはTBPの加水分解及び放射線分解生成物(DBP等)と化合し易く、それによるクラッド生成が問題となる。したがって、抽出装置としては、DBP生成によるクラッド形成及び第2有機相生成を防止するため、2相接触時間の短縮化及

び2液相の混合分散を効率よく行う必要があり、ミキサ・セトラに代わるパルス・カラムや遠心速抽出機等の技術開発が必要である。

③ 乾式再処理

トレックス法による再処理も未だ確立されていないので、高温冶金法、高温化学法、弗化物揮発法の乾式再処理を検討する意義は大きい。しかも、乾式再処理は放射線分解し易い溶媒を使用しないため、高燃焼燃料を扱うには適していると言われ、Th燃料では高い除染係数が必要とされないことからより有望であり、かつ、プロセスの簡素化も期待できる。

しかし、Th系酸化物が高い耐酸化性を持つこと、U及びPuのように揮発性ハロゲン化物がないことを考慮すると、限られたプロセスしか適用できないであろう。例えば、FBR金属燃料再処理として考慮されている熔融塩抽出法及び熔融塩電解法の適用は可能であると考えられるが、熔融塩への溶解のためハロゲンガスの使用に伴う問題がある。また、ハロゲン化物への転換の際、U系酸化物ではボロオキシデーションによる反応促進が可能であるが、Th系酸化物には適用できないため、粉末処理技術の開発も重要となる。

④ 再加工

数1000ppmの²³²Uを含む燃料を取り扱うため、再処理後約1ヶ月以内の再加工を除き重しゃへいを伴うほぼ完全な遠隔操作が必要となり、この遠隔操作及び装置保守管理技術の開発が最も重要な課題となる。また、燃料製造技術として、粉塵の発生を最小限に抑えることができることとされるSphere Cal法について検討すべきではなかろうか。

⑤ 廃棄物処理・処分

Th系燃料では、TRUの発生量が減少することから、貯蔵・処分時における放射線毒性等の安全性が軽減できる。一方、トレックス法における弗化物イオンの使用による高レベル廃棄物量の増大があり、ガラス固化のプロセスやガラス固化体への影響、そして処分量の増大に関する検討が必要とされる。

4.4 超長寿命燃料開発上の検討

超長寿命軽水炉燃料では、15～20%のPuO₂を含む(U、Pu)O₂固溶体を燃料とし、ジルカロイまたはこれと同等以上の材料を被覆管に用い、軽水炉中で100GWd/t以上の燃焼度を達成することを目標としている。これまで、FBRにおいて100GWd/tを越える燃料の経験はあるが、中性子スペクトルの異なる軽水炉での経験はない。したがって、超長寿命燃料の開発は未知の領域の研究課題であるが、燃料ペレットの初期の物性値及び核分裂収率はほぼ同様な組成を持つFBR用の(U、Pu)O₂燃料の値が適用できる。また、熱出力、燃焼度依存性は、原子炉の運転条件がPWRとほぼ同じであること、核分裂密度の半径方向分布も類似していること、等から軽水炉で見られる傾向に近いと思われる。

こうした事情を考慮した上で、超長寿命軽水炉燃料の設計、安全性評価に重要と思われる研究課題を抽出するために、

- ① 燃料設計
- ② 燃料ペレットの特性

- ③ 燃料被覆管の特性
- ④ 燃料集合体の特性

の4分野から検討した。

検討方法としては、①については設計手法をフローシート化し仕様や健全性判断基準につき言及し、②、③、④については、これまで得られているデータを参考に物性値を総合的に評価した。そして、評価すべき物性値毎に、次のように整理した。

- ① 現在最も信頼すべきデータ
 - a. 対象とした試料
 - b. 信頼すべきデータ
 - c. 測定した温度
 - d. 測定した燃焼度
 - e. 熱出力依存性
 - f. 燃焼度依存性
- ② 100GWd/tでの予想値
- ③ 設計、安全性評価上での重要度
- ④ 本物性値を適用する事象

評価した項目は多岐にわたるが、超長寿命燃料において重要と考えられる項目に絞って以下に簡単に記述する。

4.4.1 燃料設計

超長寿命燃料の設計を行う上で必要な評価項目とその関連性の流れをFig. 4.12に示す。評価手順は、種々の燃料ふるまいが相互に関係しあっているため極めて複雑である。この図では、設計仕様や条件と評価項目との関連は繁雑さを避けるため割愛し、基本的な関連のみを示している。個々の評価項目の下にその主な評価内容あるいは必要なデータを示したが、超長寿命燃料の設計におき現行燃料に比べ特に重点課題となる事項に◎印を付した。

(1) 基本仕様、条件

基本出力履歴として、超長寿命燃料はPu燃料であり、特殊な燃料再配置を行う等出力履歴に影響を与えることが予想されるから、どのような出力履歴になるか評価し、最も厳しい出力履歴を設計評価用として設定する必要がある。

目標燃焼度はTable 4.16に、最大中性子照射条件及び中性子エネルギースペクトルをTable 4.17とFig. 4.13に示す。また、燃料ペレット、被覆、燃料棒、燃料集合体及び冷却材に関する項目を各々Table 4.18～22に示す。

(2) 設計評価事項

超長寿命燃料の設計を行うにあたっては、基本的に現行燃料に課されている健全性判断項目には変わりがない。即ち、通常運転時及び異常な過渡変化時の燃料破損の防止、換言すれば燃料物質と放射能の高い核分裂生成物を燃料棒内に閉じ込めて置く能力の確保を目的として設計評価を

行うものである。しかし、超長寿命燃料において現行燃料設計基準をそのまま守ることが、通常のPWRプラントの炉容器寸法内において実現することにはかなり無理があると考えられる。即ち、FPガス放出量が多くなること、炉内滞在時間が長いことや中性子照射量が大きいこと等のより厳しい環境におかれることから、FPガスの処理を考慮しなければならない。そこで、FPガスを燃料棒外へ放出するベント型燃料の採用となれば、FP閉じ込めと言う根本的な要求に立ちかえて検討することも必要となる。

高燃焼度化によって、燃料の熱伝導率などの基本的物性も変化するので、燃料温度は影響を受ける。また、燃料のスウェリングやクリープ特性の変化によりPCMI特性も影響される。更に、最も重要なこととして、FPや酸素の挙動が大きく変わることから、被覆が影響を受けることなどが予想される。

(3) 健全性判断(基準)

健全性判断項目は、現行燃料のそれと根本的に変わるものではないが、燃料融点、被覆管破断歪、耐力、疲労、集合体構成材料の強度等具体的な基準値は変わらざるを得ない。どの様に変えるべきかは、今後の基礎的なデータ集積を待たねばならない。そして、環境条件は現行に比べかなり厳しくなるから、いかにして合理的な基準を作っていくかについての十分な検討を行うことが必要である。

4.4.2 燃料ペレット

超長寿命燃料ペレットに関する物性値をTable 4.23に示す。

(1) 基本物性

① 焼きしまりとスウェリング

焼きしまりは燃料の製造条件、結晶組織等に依存しており、 $2\mu\text{m}$ 以下の空隙を含む割合が多いほど焼きしまり率は大きい。一般的なPWR燃料では、焼きしまりによる体積減少は 20GWd/t でほぼ最大に達し、それ以後はスウェリングにより体積が増加し、 30GWd/t でほぼ元の体積に戻る。

スウェリングは、固体状核分裂生成物、核分裂ガスの蓄積に伴って発生するので、燃焼度に依存する。また、核分裂ガス気泡の形成速度、大きさは、温度に強く依存するのでスウェリングの温度依存性も大きい。燃焼度、温度の他に、温度勾配、燃料の組織(結晶粒の大きさ、空隙率)、密度、照射損傷等の因子がスウェリングに影響を及ぼすので、スウェリングの実測値は大きく変動する。更に、当然のことながら被覆管の拘束力が存在するかどうかで大きな違いがある。したがって、スウェリング量を予想するためには、どのような特性を持つ燃料を、どのような条件下で、どの燃焼度まで照射したかを知らなければならない。これまで、種々の条件下でのスウェリング量の実測値は多いが、PWR燃料に限定すると、Fig. 4.14に見られるように $0.2\sim 0.4\%/10^{26}\text{fissions/m}^2$ ($0.5\sim 1\%/(10\text{GWd/t})$)となる¹⁵⁾。したがって、焼きしまり効果のため 30GWd/t で $\Delta V/V=0$ となることを考慮すると、 100GWd/t でのスウェリング量は、 $3.5\sim 7\%$ となろう。

② 熱伝導率

燃焼させた燃料の熱伝導率は、

- a. 核分裂生成物の蓄積
- b. 照射損傷によるフォノン（格子振動の量子化）の散乱
- c. 燃料外周変質層（Peripheral rim）の効果

に起因して変化する。即ち、a. については主に核分裂生成物の析出、固溶により、b. についてはフォノンの平均自由行路が小さくなることにより、c. については多孔性の変質層（特に高燃焼度の場合）が形成することにより、いずれも熱伝導率は減少する。

a. による熱伝導率は、非照射燃料に数種類の模擬核分裂生成物を添加した燃料で測定されているが、核分裂生成物の種類が限られているため、その信頼性は必ずしも十分でない。一方、b. 及び c. の効果についてはデータが存在しない。100 GWd/tまで燃焼した燃料での熱伝導率の評価は難しいが、以上の効果を合わせて、20～30%程度の熱伝導率の減少があると考えられる。

照射下での燃料の熱伝導率を実験的に評価する方法として、炉内で燃料中心温度を測定する方法があるが、燃焼度も小さく、かつ被覆管の熱伝導率、被覆管-燃料ギャップ伝達係数、の変化も含むので、燃料だけの熱伝導率を詳細に評価するまでに至っていない。今後、高燃焼度（高照射線量）まで耐えうる熱電対を開発し、熱伝導率への照射効果を検討することが強く望まれる。

③ 核分裂ガス放出

最新の理論によれば¹⁶⁾、核分裂ガス放出機構は、結晶粒内で発生した核分裂ガスが原子状または気孔となって結晶粒界に移動し、気泡を形成する。結晶粒界面で気泡が飽和すると、結晶粒界稜さらに粒界端に移動し、最後に核分裂ガス気泡トンネルを形成し放出するとされる。この核分裂ガス気孔の形成、ガス放出に影響する因子として次の項目が挙げられる。

a. 熱出力……温度、温度勾配、核分裂速度

燃料温度が1,000℃を超えると、拡散が活発になり、先の機構により結晶粒内、結晶粒界面、粒界稜、粒界端での核分裂ガス気泡の成長、移動が活発になり、放出率は温度上昇とともに急激に増大し、1800Kを超えるとほぼ100%放出すると考えられる。温度勾配は核分裂ガス原子及び気孔の移動の駆動力となるので、熱出力が大きく、温度勾配が大きいほど放出率も大きくなる。さらに、核分裂密度が大きいと、核分裂ガス原子が気泡から燃料母相内へ再固溶する速度が大きくなり、核分裂ガス放出率は増大する。以上の理由から、熱出力が大きくなると温度、温度勾配、再固溶が大きくなり、核分裂ガス放出が増大するので、熱出力が核分裂ガス放出におよぼす影響は非常に大きい。Fig. 4.15にBWR燃料、Fig. 4.16にPWR燃料での核分裂ガス放出率の線出力依存性を示す^{17,18)}。核分裂ガス放出率は、線出力250～300 W/cm以下では3%以下であるが、この範囲の線出力を超えると、急激に増加する。なお、BWR燃料に比べPWR燃料で急激な核分裂ガス放出が始まる燃焼度が大きい理由は、燃料棒内がHe加圧（30気圧）されているため、同じ線出力ではBWR燃料に比べ、燃料温度が低いからである。

b. 燃 焼 度

核分裂ガス気泡の形成、移動、トンネル形成には、ある程度以上の核分裂ガスの蓄積が必要である。したがって、温度により異なるが、一定の燃焼度に達成するまで、反跳、はじき出し以外の拡散による核分裂ガス放出は起こらない。一般に核分裂ガス放出が起り始める燃焼度を潜伏燃焼度 (Incubation burn-up) と呼び、Fig. 4.15 に示すように¹⁷⁾、燃焼初期には核分裂ガスの放出は無視でき、潜伏燃焼度 (5 ~ 10 Gwd/t) 以上になり、初めて核分裂ガスの放出が始まる。潜伏燃焼度は、核分裂ガスの移動、連結、トンネル形成に関係するので、燃料温度 (熱出力) に依存する。

c. 燃料の結晶組織

核分裂ガス放出機構によれば、結晶粒径が大きければ大きいほど、核分裂ガス原子が結晶内から結晶粒界面に到達する時間が長くなる。同様に、粒界面から粒界稜、さらには粒界端、トンネル形成も遅くなる。したがって、潜伏燃焼度は結晶粒が大きいほど大きくなり、より多くの核分裂ガスを燃料内に蓄積させることができる。一方、燃料密度が小さい (例えば 8.5 wt%) 場合、空隙率が大きくなり、結晶粒界に核分裂ガスを収容できる空隙が多くなる。この空隙に蓄積された核分裂ガスはスウェリングにも寄与しないので、高燃焼度燃料には比較的低密度の燃料が望ましい。

以上の事柄を念頭におき、燃焼度 100 MWd/t における核分裂ガス放出率を予測することにする。Fig. 4.17 に、約 60 MWd/t まで燃焼させた多くの PWR 燃料での核分裂ガス放出率を示す¹⁸⁾。図からわかるように、PWR 燃料での核分裂ガス放出率は約 3% 以下で、反跳、はじき出しによって放出することがわかる。Pati 等が実施した照射後試験で得た照射済燃料の金相試験で、結晶粒内、粒界に核分裂ガス気泡が観察されていないことが、この事実を裏付けている。

100 Gwd/t で核分裂ガス放出率がどのように増加するかは、燃料棒の線出力に強く依存する。核分裂ガス気泡が形成するに十分な線出力で運転した場合、80% 以上の核分裂ガス放出率が予測される。しかし、超長寿命軽水炉燃料は PWR 燃料の運転条件と同様に燃焼させると考えているので、核分裂ガス放出率は PWR 燃料でのデータから保守的に予測してほぼ 20% と予想した。一方、前述した核分裂ガス放出モデルを取り入れている燃料ふるまいコード FEMAXI-IV を用いて計算を行った²⁰⁾。その結果、Fig. 4.18 (a) に示されるように核分裂ガス放出率はおよそ 18% 程度となり、良い一致を示している。また、この時の内圧変化は、現行軽水炉燃料のプレナムと同じとした場合、Fig. 4.18 (b) のようになる。

(2) 過渡状態での挙動

軽水炉の通常運転時における過渡運転としては、

- a. 原子炉の運転開始、終了時の出力変動
- b. 負荷追従運転時の出力変動
- c. 運転異常時の出力変動 (TOP-Transient Overpower, TUC-Transient Undercooling)

等が考えられる。

① 核分裂ガスの挙動

過渡運転時には燃料に大きな熱応力が加わり、燃料ペレット内に数多くの亀裂が発生する。この亀裂は低温領域で、リコイル、ノックオン放出が起こる表面積を大きくする。更に、高温領域では、定常運転時に比べ温度勾配が大きくなるので、これを駆動力とした核分裂ガスの移動が活発になるばかりか、Fig. 4.19に示すように粒界面に亀裂が入ると、この亀裂より直接核分裂ガスが放出する。したがって、いずれにしても定常運転時に比べると核分裂ガスの放出率は増大する。

② 燃料ペレット-被覆機械的相互作用 (PCMI)

(U, Pu) O₂燃料はU O₂燃料に比べPuO₂が存在するため、柔らかく通常の軽水炉燃料に比べるとPCMIが少ないと予想される。更に、高燃焼度になると、燃料外周部に多孔質な変質層が発生するので、この点からもPCMIは少なくなると考えられる。しかし、核分裂生成物の蓄積量が現行の軽水炉燃料に比べかなり大きく、小さな応力で応力腐食が起こるとも考えられ、今後の検討が必要である。

(3) 超長寿命軽水炉燃料で研究、開発すべき課題

① 核分裂ガスの放出挙動

Fig. 4.20に示したように、低温では、燃料表面からの反跳とはじき出しで核分裂ガスは放出する。一方、高温では結晶粒内での原子または気泡の拡散、粒界面での気泡形成とその飽和、気泡の粒界稜への移動とその飽和、気泡の粒界端への移動とトンネル形成、の過程を経て、核分裂ガスが燃料ペレット外に放出される。低温における放出に関しては、燃焼度が進行するとともに、核分裂密度の大きい燃料表面で、反跳、はじき出しが多くなると、表面近傍低域が多孔質化する。高温においては、燃焼度が進行すると核分裂ガス気泡のトンネルの形成、収縮が繰り返され、トンネルの幅が増大する。したがって、100GWd/tまで燃焼させたとき、これらの挙動がどうなるかを検討しなければならない。

② 燃料表面に形成する多孔質変質層 (Peripheral rim)

高速中性子による核分裂反応断面積は小さいので、高速増殖炉燃料内での中性子密度の半径方向分布は比較的一様である。一方、熱中性子による核分裂反応断面積は大きいので、軽水炉燃料では、自己吸収の影響を受けない燃料の外周面近傍の領域は、燃料内部に比べ核分裂密度が大きい。したがって、この領域では、核分裂片の反跳、はじき出しによる損傷が大きく、かつ核分裂ガス発生密度が大きいので、約40GWd/tを超えると、多孔質の変質層が発生する。その大きさは、44GWd/t(U)で20～30μm、55GWd/t(U)で10～150μmとなり、この近傍でXeが放出され、その濃度が小さくなった領域はおよそ300μmにも達する。代表的な例をFig. 4.21に示す²¹⁾。

この多孔質変質層の燃料挙動に及ぼす影響としては、

- a. 核分裂ガスの放出率の増加
- b. スウェリングの増大
- c. プルトニウムの濃度増加
- d. 熱伝達率の減少

- e. クリープ、ホットプレス、強度、延性の変化
- f. PCMIの増加

等が主なものと考えられる。

この変質層に関して現在まで研究されている燃焼度は、せいぜい6.0 GWd/tまでの UO_2 燃料であり、10.0 GWd/t以上に燃焼させたFBR燃料のデータは参考にできないので、今後(U, Pu) O_2 燃料を熱中性子で10.0 GWd/t以上に照射し研究することが不可欠である。

③ 燃料棒内での核分裂生成物の化学形と内面腐食

核分裂生成物が酸素と反応する酸素分圧を標準生成エネルギー ΔG_f から考慮し、燃料と平衡にある酸素分圧を酸素ポテンシャル ΔG_o から考えると、 $\Delta G_o > \Delta G_f$ なら核分裂生成物は酸素と反応し、反対に $\Delta G_o < \Delta G_f$ ならば核分裂生成物は酸素と反応しない。

そこで、Fig. 4.2.2 に示すEllingham plot (標準生成エネルギーの温度依存性)²¹⁾を用いて酸素と反応する核分裂生成物と酸素と反応しない核分裂生成物に分類し²²⁾、O/M比の燃焼度依存性及び核分裂生成物の原子価を考慮し、核分裂収率を用いて²³⁵U及び²³⁹Puが1%及び10%核分裂した時のO/M比の変化をTable 4.2.4 に示す。この結果、現行の軽水炉では、O/Uはほとんど変化しないが、²³⁹Puが核分裂する超長寿命燃料では、燃焼度10%でO/M比は0.05も上昇し、被覆管の内面で反応が生じる。このO/M比の上昇分が総てジルカロイ被覆管と反応し ZrO_2 に変換する (Fig. 4.2.2 から熱力学的に可能) と仮定すると、ジルカロイ被覆管の内面反応層の厚さは135 μm (肉厚の1/5以上) となる。この影響は大きく、十分検討しなければならない問題である。

④ 核分裂生成物セシウムの挙動

Fig. 4.2.2 から、O/M比が2.00以下の燃料では、すべての温度領域で、 CsO/Cs_2O の標準生成エネルギーが燃料の酸素ポテンシャルより大きいから、Csは元素状態で存在する。しかし、O/M比が2.00以上の燃料では、1,000°C以下の温度領域で、燃料の酸素ポテンシャルが大きく、酸化物となる。Cs酸化物は、さらに燃料、核分裂生成物Mo及び被覆管材と反応し、複合酸化物を形成する。

そこで、SOLGAS MIXコードを用い、燃料棒内でCsが燃料の酸素ポテンシャルの増加とともにどのような化合物になるかを計算した結果の一例をFig. 4.2.3 に示す。これから、初期燃料としてO/M比が2.00より小さい燃料を使うと、照射初期には軸方向の沿って元素状Csが高温側から低温側に移動する。しかし、FBR燃料棒内に存在する炉心燃料-ブランケット燃料の境界のような極端に温度が変化し、Csが蓄積し易い場所が軽水炉燃料棒内には存在しないので軸方向の移動はあまり問題にならないと考えられが、Csの挙動は燃料-被覆管化学的相互作用(内面腐食)で問題となるので、この点に注目して検討しなければならない。

⑤ ヨウ素の挙動

ヨウ素の核分裂収率は、Csのそれに比べ約10分の1である。したがって、平衡状態の化学形を熱力学的に計算するコードで解析すると、ヨウ素はすべて CsI の化学形で存在することになる。しかし、軽水炉燃料被覆管の応力腐食部先端にヨウ素が観察されている事実はヨウ素が単体で燃料棒内に存在することを示している。この理由は、

- a. CsIが放射線分解し再び単体のCsとヨウ素となる。
- b. 燃料母相内で沃素はCsに比べ拡散係数が大きいので、特に低温領域では一時的にヨウ素の存在量がCsの存在量より大きくなる。

ためである²¹⁾。

ヨウ素は、Csと同様に高温側より低温側に移動する。このため、半径方向では、燃料-被覆管ギャップでその濃度が著しく大きく、大部分の沃素がこの領域に存在する。一方、軸方向では、FBR燃料で炉心燃料-ブランケット燃料境界に鋭いピークが観察されている。Csはブランケット燃料と反応してCsUO₄を形成し、その一部はブランケット燃料内に存在するが、ヨウ素は反応できないのでブランケット燃料内には存在しない。

超長寿命軽水炉燃料の場合、FBR燃料における炉心燃料-ランケット燃料境界が存在しないので、軸方向で局部的にヨウ素が多量に存在する場所は存在しない。しかし、燃焼度が大きいと、応力腐食を引き起こす単体ヨウ素の量も多くなるので今後の研究が必要である。

⑥ 結晶組織学上の研究課題

超長寿命軽水炉燃料を高燃焼度まで燃焼させると、多量の核分裂生成物の発生、蓄積、放出、反応により、燃料ペレット内部の結晶組織が変化するばかりか、燃料-被覆管化学的相互作用により、両者のキャップは閉じ、被覆管が内面腐食する。これらの現象に関連した研究課題を以下に列挙する。

- a. 燃料組織再編 (Restructuring)
- b. UとPuの相互拡散
- c. 核分裂生成物の複合酸化物 (Ba₂ZrO₄、Sr₂ZrO₄、Cs₂MoO₄等) の析出挙動
- d. 金属性核分裂生成物 (Pd、Ru、Rh、Mo等) の析出挙動
- e. 核分裂ガスXe、Krの半径方向、軸方向分布
- f. 核分裂生成物Cs、Iの半径方向分布
- g. CCT (被覆管成分の燃料内の移動)
- h. 燃料-被覆管キャップ内での化合物の固定
- i. 被覆管内面腐食機構

これらの現象は、超長寿命軽水炉燃料の燃料挙動、健全性、寿命限界の評価に非常に重要であるので、できるだけ詳細なデータを取得することが望ましい。特に、f.、h.、i.については、燃料棒切断面が空気(酸化性雰囲気)にさらされると変質するので、不活性雰囲気セルで水を使わず金相試験を行なうことが望ましい。

(4) 超長寿命軽水炉燃料実現のための対策

① 核分裂ガス放出率の低減、放出した核分裂ガスの処理

核分裂ガスの生成量は、燃焼度の伸長に伴い当然のことながら増加し、かつ放出量も増えるため、現行の燃料設計の考え方を踏襲すべきかどうか検討しなければならない。基本的には、核分裂ガスを燃料ペレット内に閉じ込めておくのが望ましいと考えられるが、過渡時や事故時を考慮したとき燃料ペレットから急放出されて被覆破損の伝播を引き起こすことが考えられる。つまり、放出と抑制のバランスに留意した設計と対策を考慮すべきと思われる。

したがって、以下に示す対策をうまく組み合わせることが必要となろう。

a. 大きい粒径の燃料ペレットの採用

核分裂ガス放出機構によれば、結晶粒が大きい程、結晶粒界面での気泡の成長、粒界稜、粒界端への移動、トンネル形成が遅くなり、核分裂ガス放出の潜在燃焼度、放出率が減少する。したがって、大きい結晶粒径の燃料ペレットは、核分裂ガス放出の低減に有効である。

大きい結晶粒径を製造する方法として、高酸素分圧下 (H_2/H_2O 、 CO/CO_2 雰囲気) での焼結、耐火性酸化物 (TiO 、 Nb_3O_4 、 MgO 等) の添加、高い焼結性をもつ原料粉末の使用、高温 ($> 1,700^\circ C$) での長時間の焼結、等の方法がある。

b. 低密度 (90%以下) 燃料ペレットの採用

大きい空隙 (pore) を有する燃料ペレットを製造し放出する核分裂ガスを閉じ込める。しかし、低密度でも小さい空隙は焼きしまりの原因となるから注意が必要である。

c. 中空燃料ペレットの採用

燃焼時の燃料ペレットの温度が、中実ペレットより低くなり、核分裂ガスの放出の低減に有効である。

d. 放出した核分裂ガスの処理

- イ. ベント型燃料棒の採用
- ロ. 吸収材を入れた燃料棒の採用
- ハ. 燃料棒内の空間の配置の変更

② 被覆管内のライニング層の厚肉化

現在、新しい型の軽水炉燃料棒では、燃料・被覆管機械的相互作用 (PCMI) を低減させるために、Zr金属を内面にライニングしている。超長寿命軽水炉燃料では、 PuO_2 採用による余剰酸素の増加及び、燃料被覆管機械的相互作用の増加を防止するために、このZr Zr金属の被覆管内面ライニング層の厚さを増加させなければならない。

4.4.3 燃料被覆管

超長寿命燃料の被覆管材料に関する物性値をTable 4.25に示す。

(1) ジルカロイの強度と伸び

被覆管にとっては、燃焼度の増大によってFPガス圧が増加すること、また燃料ペレットのスウェリング・変形によって被覆管との接触がおこること等が予測され、延性、特に円周方向の延性が寿命末期まで保たれることがきわめて重要である。この場合、被覆管材料はペレットの変形に追従して変形し、FPの放出を招く破損には至らないことが強く要求される。

① 中性子照射による強度と伸びの変化

材料のはじき出し損傷に大きく寄与するのは、高速中性子であり、計算によれば、高速中性子スペクトラムは、超長寿命燃料の寿命期間にわたって現行PWRとほとんど同等である。したがって、材料のはじき出し損傷及びこれに伴う強度変化などの照射損傷は、軽水炉における中性子照射量での評価が、中性子束の影響等を除けば正当性を持っていると考えられる。照射前のジルカロイの強度と伸びに対しては、加工度、集合組織、結晶粒度、含有水素量等

の因子が影響する。しかし、照射量が $1.0 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ を超える場合には、照射前加工による転位組織の差異は、強度・伸びには大きく影響しなくなると考えてよい。

燃焼度の増加による強度・伸びに関しては、Fig. 4.24に示すように5.5 GWd/tまでのデータがある²³⁾。強度については、4.0 GWd/t以上の照射によってもこのレベルが維持され、著しい変化はないと考えられるから、1.0 GWd/tにおいても大きな問題とはならない。一方、伸びは燃焼度の増加に伴い減少し、燃焼度5.0 GWd/tで1%程度の値に飽和すると言われているが、1.0 GWd/t程度まで1%以下の伸びとならないように、照射前に十分な伸びを持ち、かつ、強度も保てる材料の選択、加工、熱処理等の最適化が必要となる。伸びの低下は、金属にとって、(融点と比較して)比較的低温での軽水炉における中性子照射の致命的な点であり、P C Iの面からかなり厳しい制約となり得るため、十分な検討を要する課題である。一例として、伸びを確保するためには、Fig. 4.25に示すZr-2.5 Nbのようなより高強度の材料の採用が考えられる²⁴⁾。伸びも300℃前後ではジルカロイより大きいことから、後述する耐腐食性以外の面からもメリットがあると言える。

② 水素の影響

ジルカロイ中への水素の固溶量はきわめて限られており、300℃で高々70 ppmとされる。このため溶けきれない水素は、水素化物(ZrH_2)の形で析出する。また、Zrの酸化反応によって水素が生成し、その一部がジルカロイ中に侵入することによって水素化物を形成する。水素化物は方向性を持って析出することが多く、垂直方向の引張応力に対しては延性がかかなり低くなる。したがって、燃料長寿命化においてはこの水素化物の生成量の見積、さらに酸化量の少ない材料の開発が重要である。多量の水素含有量と伸びの関係を系統的に試験した例は少ないが、Fig. 4.26は $1 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ まで照射したZry-2の断面減少率に対する水素含有量の効果を示したものである²⁷⁾。この照射量と水素量では、伸びに大きな影響が現れていないが、脆化が起こることを避けられないので十分な検討を要する。

③ ヘリウムの生成の効果

ジルコニウムは(n, α)反応の断面積が比較的小さく、これは照射下においてボイドスウェリングがほとんど起こらない理由の一つであると考えられてきた。しかしながら、高燃焼度化によって積算中性子照射量が増加すると核変換ヘリウムが結晶粒界などに蓄積し、材料の脆化を招くことが懸念される。燃焼度1.0 GWd/tでは約4 ppm(原子個数率)のヘリウムが生成すると推算されるが、が、通常運転状態であれば粒界のヘリウム脆化はほとんど問題にならないと考えられる。ヘリウム脆化は、高温になるにしたがって厳しくなるから、過渡状態や事故状態を考えるとときに注意しなければならない問題である。

ボイドの発生については、1.0 GWd/tでは考えられないことではないが、イオン照射による模擬照射試験などの結果からも被覆管の変形を規制するほど大きな問題とはならないと考えられる。

(2) ジルカロイのクリープと照射成長

被覆管材料のクリープは中性子照射によって促進される。また、六方晶金属であるジルカロイはその異方性のため照射成長を起こす。実際の燃料被覆管材料で計測される寸法変化は、(P C

Iを除いて考えれば) この二因子の重ね合わせである。

クリープについては、被覆管材料にとって周囲の応力条件が複雑であることから、実条件下での試験とその評価は難しい問題である。燃料寿命初期には外圧のため管直径は減少するが、燃焼度の増大とともに、燃料ペレットのスウェリング・変形、FPガスの蓄積による内圧の上昇が、クリープ変形を起こすようになる。したがって、燃料長寿命化によるクリープの評価は、燃料ペレットのふるまいを明らかにすることが重要である。

照射成長については、ジルカロイはその異方性のため照射によって無応力状態でも特定の方向、即ち、被覆管はc軸がほぼ半径方向に向いた集合組織を有することから、被覆管の長手方向に照射成長が起こる。 $4 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ までの照射成長については多くのデータがあり、

$$\Delta L/L = A (\phi \cdot t)^n \quad (0.4 < n < 0.7, A \text{ は定数})$$

の形に整理されているものがほとんどである²⁶⁾。この式が高燃焼度まで適用できれば照射成長は長寿命燃料にとって大きな問題とはなりえないが、最近、Fig. 4.27に示すように、高燃焼度側で上式にはあてはまらなくなる結果が明らかにされてきた²¹⁾。

この事実は、 $4 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ 以上の照射量において、バーガーズベクトルがc成分を持つ転位ループや転位ネットワークが存在していることと対応している。更に、これ以降の照射成長はFig. 4.28に示すように高温ほど大きく、温度に敏感であることが明らかになっている²¹⁾。したがって、被覆管温度の上昇による局所の変形には十分な配慮が必要になる。

この現象は後で述べる析出物のアモルファス化とも関連している可能性が指摘されており、照射成長の問題はこれまでの知識と長寿命燃料の間でのギャップがかなり大きく、ジルカロイを使用する場合には大きな問題点となる。

Zr-Nb合金については、Fig. 4.29に示すように、照射成長の面からはジルカロイより優れているとされる²¹⁾。

(3) ジルカロイの疲労

Fig. 4.30に $1.5 \sim 5.5 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ まで照射されたジルカロイのデータを示す²⁷⁾。

$1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ 以上の中性子照射量では疲労特性に変化はないとされているが、ジルカロイの照射下疲労寿命についてのデータは限られており、析出物のアモルファス化が影響を及ぼすことも考えられ、今後検討を要する項目である。

(4) ジルカロイの外面腐食

燃料被覆材料の水側の腐食は、超長寿命燃料にとって、最も重要な評価項目であり、また、被覆管材料の選択に際して、耐腐食性を最重要課題として取り上げるべきであると考えられる。

燃料長寿命化による外面腐食の問題点は、腐食量の増加による被覆材の薄肉化と反応生成水素の取り込みによる被覆材の脆化とに分けて考えられる。

① ジルカロイ燃料被覆材料の外面腐食量

ジルカロイの外面腐食は炉型によって違いが認められており、BWR燃料被覆管ではノジュラー腐食が問題となるが、より高温のPWRにおいては、均一腐食によって材料厚さが減

少していく。PWRの燃焼度と被覆管酸化膜厚さのデータは現在、国内では40GWd/t、国外を含めると60GWd/tまでのデータが得られている。Fig. 4.31、32に示すように、約40GWd/tでの酸化膜厚さは、50 μm を下回っており、60GWd/tまででもほぼ50 μm の範囲内にある^{28,29)}。この傾向が続くとすれば、100GWd/tでの被覆管材料の減肉は100 μm 程度となると予測され、これは超長寿命燃料被覆管の厚さの5分の1にも相当する量である。この減肉は材料強度を保つ上で許容され難い。更に、燃焼度が上昇するとともに、被膜厚さが急激に立ち上がる現象(Break Away)が見いだされている上に、ジルカロイの腐食量は炉外に比べ、炉内で加速されることが認められており、冷却水の水化学的な管理を含めて現象の正確な把握が重要である。Fig. 4.33は様々な炉における酸化膜厚さの燃焼度依存性を示したものであるが³⁰⁾、既に30GWd/t程度で“Break Away”が発生し、50GWd/tでは100 μm 以上の酸化物被膜が形成されているデータさえ存在する。

以上のことから、従来のジルカロイでは、超長寿命燃料被覆材料として不十分であると認識される。

② 腐食に伴う水素吸収

ジルカロイの酸化被膜厚さの増加は水素化物の増加をもたらす。Fig. 4.34は、約50GWd/tまで照射された燃料被覆材料中の水素量を示したものであり³¹⁾、やはり30GWd/t以上で上昇の遷移が起こる傾向があることがわかる。したがって、100GWd/tでは1,000ppm以上の水素がジルカロイ中に存在することになり、材料の中性子照射損傷と相まって伸びは極めて少なくなる(おそらく1%を下回る)ことが予測される。

③ ジルカロイ中析出物の非晶質化の問題点

ジルカロイ中の添加元素は使用温度の材料中ではほとんどマトリックス中に固溶せず、析出物を形成している。最近のデータによれば、288 $^{\circ}\text{C}$ においては、 $1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ の高速中性子照射量から析出物周辺のアモルファス化が始まり、 $8.5 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ ではほとんど全ての析出物が完全にアモルファス化している(Fig. 4.35、36参照)³²⁾。しかし、371 $^{\circ}\text{C}$ では $1.4 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ の照射においてもアモルファス化は見られていない。

このような高燃焼度でおこる析出物アモルファス化の材料挙動への効果は必ずしも明らかになっていないが、元素の再固溶によって析出物が消失し、また再固溶元素が粒界などへ偏析することが予想される。これらは材料強度ばかりでなく、耐食性の劣化の原因となっていることが考えられ、高燃焼度化にともなう新しい現象として、その機構、材料ふるまいへの影響など検討すべき課題の一つであると言える。

④ Zr-Nb合金の耐食性

中性子経済から好ましいZr合金に限れば、ジルカロイに比較して優れた耐食性の可能性のあるものは時効析出型のZr-Nb合金である。この中でZr-2.5%Nb合金は重水炉の圧力管での使用経験が豊富であるが、中性子照射データは必ずしも充実しているとは言い難い。しかし、Fig. 4.37³³⁾に示すようにこの合金では酸化物被膜厚さの増加に明確な“Break Away”が存在しないと言われ、長期間の使用においてはジルカロイよりも耐食性の面から優れている。

(5) 応力腐食割れ

燃料ペレットはスウェリングを起こしたり、熱応力による変形の結果、被覆管とのギャップがなくなり、ペレットと被覆管材料は接触し力を及ぼし合うようになる（PCMI）。また、ペレットからヨウ素などの腐食性の強い元素が放出されると、PCMIと相まって、被覆管に応力腐食割れを引き起こすことが知られている。

炉外実験からはヨウ素の存在によってクリープ強度が低下することがわかっているが、炉内ではヨウ素の挙動との対応はとれていない。また中性子照射によって応力腐食割れ感受性が高くなることが報告されているが、腐食割れの機構、各材料因子の影響、燃焼度の増加に伴う現象の変化等については詳細なデータは得られていない。したがって、長寿命燃料においては、燃料ペレットのふるまいとともに、応力腐食割れに影響する因子（応力、環境）の解析を進める必要がある。

(6) 超長寿命燃料被覆管材料で研究開発すべき課題

現在の軽水炉燃料被覆管材料であるジルカロイは、

- ① 高燃焼度における外面腐食量の増加、
- ② 中性子照射量の増加による材料の機械的特性変化、寸法安定性変化

等の点で超長寿命燃料被覆管材料として大きな問題点を持っている。特に、外面腐食量の増加及びこれに伴う水素吸収量の増加は、超長寿命燃料でのジルカロイの使用を制限する最も大きな因子である。

これらを克服するための研究課題あるいは開発項目としては、

- ① Zr合金の改良
- ② Zr合金に比べて耐食性に一段と優れる金属材料の開発
- ③ 被覆管の表面コーティング

等が挙げられる。

このうち、腐食からみたZr合金の改良については、ジルカロイに対するNb添加など、既にいくつかの試みがなされている。しかしそのいずれも、超長寿命燃料における100GWd/tの燃焼度で十分な耐食性を保証できるものはない。また、この他にも伸びの低下、照射成長などはZr合金の100GWd/tまでの使用を制限する因子である。

したがって、超長寿命燃料被覆管材料において、新しい素材の開発研究がきわめて重要な課題となる。また、これは超長寿命燃料の成立のために、最も重要な課題であることが認識される。

材料開発のためには、耐食性のみならず、物理的性質、機械的性質と其中性子照射下の変化に関するデータベースが整備されることが要求される。特に、中性子照射下の特性変化については、100GWd/t（約 $2 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ ）までの高照射量での性質変化を知る必要があり、

- ① 照射試験期間が長期にわたる。
- ② 照射条件の範囲及び制御に制約が大きい。

といった理由から、上に述べた照射下特性変化の機構を解明し、組織変化など材料のミクロな変化と材料ふるまいの関係を明らかにしていくというアプローチが大きな意味を持つこととなる。

(7) Zr合金以外の被覆管候補材料

Zr合金以外の金属材料で、超長寿命燃料被覆管材料の候補と考えられるものに、ステンレス鋼、Ti合金、耐熱合金、その他（例えば、アモルファス合金、高融点金属）が挙げられよう。

オーステナイト系ステンレス鋼は、初期の軽水炉、FBRでの使用経験が豊富であり、照射下での材料挙動のデータベースが比較的充実しているという利点がある。さらに、Zr合金と異なり、材料の異方性に伴う現象も起こらない。また、100GWd/tまでの中性子照射では304SSではボイドスウェリングが起こる可能性があるが、微量成分の調整（TiやNbの添加）や冷間加工・時効処理などで克服できる見通しは十分にある。ステンレス鋼は水環境下ではよい耐食性を持つが、照射下では微量成分の誘起偏析により応力腐食割感受性が上昇する（IASCC）ことが、ステンレス鋼の使用を制限する最も大きな因子であると考えられ、研究開発すべき課題の最大のものである。また、ステンレス鋼は熱伝導度が低く、また中性子の吸収はジルカロイの約20倍であることからPuの富化度の増加などの措置が必要である。

Ti合金は、Zrと同様に安定な酸化被膜の形成により耐食性に優れ、かつ比強度が高いといった利点を持つ。Tiの高温水中の腐食挙動に関するデータは多くないが、純Tiの高温水蒸気中での酸化速度は、Fig. 4.38³⁴⁾に見られるようにジルカロイに比べ約1桁低く、“Break Away”が起こる温度も高い。しかし酸化により生成する水素の約50%を吸収することから、水素化物の形成の問題はかなり大きい。高温強度の面からは、照射下での相安定性も考慮すると、 α 合金またはnear- α 合金が候補となるが、これらについて中性子照射下での強度・伸び・クリープ挙動など機械的性質変化及びボイドスウェリングに関するデータはきわめて不足しており、照射下での水素挙動を含め解明すべき課題として挙げられよう。また、高温水中での腐食に関するデータはこれらのTi合金ではかなり限られる。Tiはステンレス鋼に比べてもさらに熱中性子吸収断面積が大きいことが、比強度が高いことから同じ強度を保つためには被覆管を薄くでき、ステンレス鋼の場合と同様に超長寿命燃料中のPuの富化に対応できる範囲である。

高温用材料として使われるインコネル、ハステロイなどのニッケル基合金、インコロイ等の鉄基合金は、中性子照射下の挙動は概ねステンレス鋼と類似している。しかし、延性の低下は材料の照射前熱処理で防ぐことが可能となる。また、ボイドスウェリングについてもステンレス鋼に比べて少なく、大きな問題とはならない。

この他の材料開発の方向として、金属またはセラミックスによる表面コーティングによって耐食性を増すことも考えられる。しかしながら、高温高圧水や水蒸気との腐食、大きな温度勾配、中性子照射損傷等についての基礎的なデータが不足しており、選択すべき材料を絞ることはできない。また、セラミックスの場合は、更に耐熱衝撃性や接合についての問題もあり、当然のことながら克服すべき課題が多い。

以上、材料開発については、多大な費用と長期間を要することから被覆管材料として開発すべき材料選択に関し広く内外の知見を集めて検討を行うことが望まれる。

4.4.4 燃料集合体

超長寿命燃料棒及び燃料集合体における重要な特性項目をTable 4.26に示す。

(1) 燃料棒の曲がり

燃料棒の曲がりに起因する燃料集合体におけるチャンネル閉塞についての燃焼度依存性に関するデータから、およそ30 GWd/t程度まで燃焼度とともに増加するが、それ以上から55 GWd/tの燃焼度では飽和する傾向となっている。したがって、燃焼度100 GWd/tでは50～60%程度の閉塞が予想される。しかし、超長寿命炉心においては、燃料集合体中に太径の特殊ウラン吸収棒が挿入されることから、超長寿命燃料棒が一様な中性子束の場がないことを考慮して燃料棒の曲がりの発生に注意しておく必要がある。

(2) 燃料棒及び燃料集合体の成長

既にジルカロイ被覆管の照射成長に関して記述したように、成長は燃焼度に比例して大きくなるが、現在のデータを基に予測を行うと、成長の度合は燃焼度100 GWd/tにおいても2～3%の範囲に収まるものと予想される。しかし、Fig. 4.27²⁷⁾に示されるように高速中性子束がある照射量を越えると成長速度がそれ以下に比べ大きくなる傾向が認められるから、燃焼度に関する十分なデータ取得を今後行う必要がある。

(3) PCI破損

PCI破損に関しては、Fig. 4.39、40^{35,28)}に示すようなデータが存在する。これらのデータから、PCI破損の燃焼度依存性を見ると20～30 GWd/t程度で破損しきい値が一定となる傾向が認められる。したがって、燃焼度100 GWd/tにおいても破損しきい値はあまり変わらないと考えることもできる。

しかしながら、最近の高燃焼度による燃料の挙動研究から、燃焼度約40 GWd/tを越えると、燃料ペレットの項で詳述されたように多孔質の変質層が発生していることが明らかにされた。この変質層が存在する場合、燃料のクリープ、強度と延性が変化することが予想され、これに基づいてPCMI特性が変わることや、更に腐食性FPガス放出の増大とあいまって破損しきい値が異なる可能性が大きいと考えられる。つまり、現状では100 GWd/tにおける燃料の破損挙動を予測することは困難な項目であり、今後十分検討すべき問題である。

(4) 燃料集合体部品

現在の燃料集合体外部部品として使用されているインコネル、ジルカロイ等については、これまで報告されている文献によれば燃焼度約50 GWd/t程度まで特に問題になる事実は報告されていない。しかしながら、これらの材料においても燃焼度が伸長されることから、冷却水による腐食が厳しくなることが予想され、これに基づく材質の変化を明かにする事が必要である。

燃料集合体の内部部品については、燃料ペレットからのFPガス放出が大きくなることから、腐食性FPによる材質の変化や長期使用による材質の劣化等についても明らかにする必要がある。

(5) 燃料集合体の総合性能

燃料ペレット及び被覆材の特性について前述されているが、燃料棒及び燃料集合体として総合的に性能が満足されるかどうかは燃料の健全性を考える上で重要である。このため、超長寿命燃料として設計された燃料棒を用いた総合的な試験が是非とも必要とされる。この総合試験は、燃料の健全性を確認する通常運転時及び過渡変化時を考慮した試験だけでなく、事故時の安全性までを考慮した広い範囲を包絡した試験でなければならない。したがって、試験の持つ目的から、燃料棒の試験、小型燃料集合体試験等の実施が必要となろう。また、このような照射試験を進めていく上で、計装燃料による試験が不可欠であり、照射技術の開発も重要となる。

なお、燃料集合体を用いた熱水力に関する試験を行い、燃料集合体としての特性を明らかにすることも必要である。

4.5 燃料試験施設上の検討

4.5.1 試験炉

現在世界中の研究炉、試験炉は約300基あると言われているが、利用可能な、あるいは国内の大学、研究所、メーカーが現在利用している軽水炉燃料試験の実施できる炉6基、即ち、JMTR炉、R2炉、HFR炉、HBWR炉、DR3炉及びBR2炉を選び調査した。

調査項目は超長寿命燃料の照射試験をするのに適した試験炉を設計するのに約立つように、現在軽水炉の燃料の照射試験を実施している炉の構造、中性子束、軽水炉条件、出力急昇試験のやり方、炉内計装等である。調査結果を一覧表にしてTable 4.27に示す。以下に主な調査項目についての概要を以下に記述する。

(1) 中性子束

材料の照射特性を調べるには高速中性子束が大きい方が、また燃料の照射試験では熱中性子束が大きい方がいずれも照射試験期間が短縮できたり、燃料の出力を高くできる。BR2炉は、最高で速中性子束が $7 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ 、また、熱中性子束も最高で $6 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ と高い。他のJMTR、R-2、HFR炉は同じ程度の中性子束で速中性子、熱中性子それぞれの最高が $2 \sim 4.5 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ 、 $3 \sim 5 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ である。ちなみにPWRでは速中性子束、熱中性子束はそれぞれほぼ 1.5×10^{13} 、 $5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$ 程度であり、4年の燃料寿命で約400GWd/t燃焼する。超長寿命燃料が100GWd/tまで燃焼するとすれば、出力密度が現行の軽水炉と同程度ならば約10年近く炉内に滞在することになる。JMTRタイプの試験炉で寿命末期まで照射すれば中性子束はPWRよりも小さいので照射試験期間は10年以上にもなると考えられる。

(2) 稼動期間と稼動率

これらの炉は1960年前後に運転が開始されており、最も新しいもので20年、古いもので約30年運転している。このため、廃炉とされる可能性は否定できない。また、年間稼動日数はJMTRで約110日、BR2が約180日と比較的稼動率が低いがその他の炉は250～300日と稼動率70%以上である。

(3) 燃料照射装置

燃料照射装置としては照射リグ、ループあるいはBOCA等と名付けられているが定義は必ずしも明確ではない。炉外から冷却材条件を制御できる型と炉水の条件で照射する型の2つがある。

JMTRの燃料要素の照射装置としては、OSF-1に取り付けられるBOCAがある。BOCAはBWR温度、圧力の沸騰水が流れており、一度に燃料要素1本の出力急昇試験ができる。

R2炉では軽水炉燃料は主として4つのグループと1つのBOCAにて照射される。BOCAはPWRとBWRの冷却材温度圧力条件を設定でき、4本の燃料を同時に照射できる。

HFRでは、リグに入れられた燃料要素を四角い圧力容器の側面21カ所のいずれかに設置するか、圧力容器上面から炉心に貫通した孔を通して炉心に置くことにより照射される。リグは燃料要素を包む円筒からなっているカプセルタイプである。リグ内の冷却材温度圧力条件を軽水炉条件に設定できると共に炉内計装のことになったリグが用意されている。

HBWRでは4基のループと多数のリグが燃料照射に使用されている。ループはPWRあるいはBWRの冷却材温度圧力条件が制御でき、燃料要素数本を同時に照射できる。リグは冷却材の条件を外部から制御せずに、炉水を循環させる。HBWRは重水炉でその容積が軽水炉に比較して大きいので、個々のリグの容積も燃料要素を10本程度入れるほど大きく取れることもできる。また炉心の3/4に相当する45本以上のリグが同時に照射できる。

DR3炉では、燃料は径の異なった円筒状の燃料を同軸上で多重に組合せた形状をしており、燃料集合体の中心孔は5cmである。試験燃料要素1本の入ったリグ燃料集合体の中心に入れ照射される。

BR2炉では、燃料要素DR3炉と同様に円筒状の燃料から成っており、また、Be反射体の中央に空孔が設けられている。燃料照射リグは主としてBe反射体の中央の空孔に照射されるが、特に高い中性子束が必要なときは、燃料集合体中で照射もできるようなのである。

(4) 試験燃料の形状と寸法

HBWRの炉心は1.7mと比較的長い、他の5つの炉の炉心有効長は600~760mmである。通常は炉心有効長よりも短い燃料要素を照射するように照射装置の構造が設計されている。HFRは最大2,000mmまでの燃料要素を照射する装置をもっている。

HBWRの照射リグは10本程度の燃料要素を束ねて同時に照射できるが、その他の炉では照射装置あたり1本の燃料要素しか照射できない。これらの炉で燃料集合体の照射試験は実施できない。

(5) 照射後試験設備

原子炉とホットラボが有機的につながっているのはJMTRとBR2炉である。JMTRは原子炉水プールとホットセルが水カナルによってつながっているため、遮断容器を使わずに照射後の試料をホットラボに移送できる。BR2炉は原子炉水プール底からホットラボに通じている輸送ショートをつかって試料の移送ができる。

(6) 炉内計装

炉内計装の最も整っているのはHBWRであろう。HBWRはその構造からリグの直径が大きいことから色々の計装を取り付ける空間があり、冷却材の圧力、温度はもとより、燃料要素の直径、中心温度、伸び、ギャップ、要素内圧力測定、破損位置測定装置等が炉内計装として取り付けられる。その他の炉は炉内計装の一部が取り付けられる。

4.5.2 照射後試験設備

現在わが国には日本原子力研究所、動力炉・核燃料開発事業団、大学及び民間の照射後試験設備は相当数ある。これらの概要については“高放射性物質取扱施設とロボット”と題して報告されている³⁸⁾。今回の調査では特に、日本原子力研究所の東海ホットラボ施設、実用燃料試験施設、大洗ホットラボ施設、三菱重工・燃料ホットラボ及び日本核燃料開発・ホットラボの施設を対象とした。これらのホットラボにおいて、Pu富化度10～20%、燃焼度100GWd/t以上の超長寿命燃料である燃料を取り扱えるか検討するためには、施設の許可条件や遮蔽や気密に関する詳細構造等の難しい情報が必要であり、今後詳細な調査・検討を行う必要がある。

照射後試験は次のような非破壊試験から破壊試験へと順に実施するのが一般的である。

- ① プールでの集合体外観観察、寸法測定のような非破壊検査
- ② 集合体や燃料要素のままでの寸法測定、超音波探傷、過電流探傷等の非破壊試験。
- ③ 燃料棒の切断、ペレット、被覆管試料の作製。
- ④ 燃料要素断面など、燃料要素の観察、分析。
- ⑤ ペレット、被覆管それぞれの機械的強度試験、金相試験、成分分析、基礎的な物性データの採取。

調査対象照射後試験設備について上記の手順を考慮して、非破壊試験と破壊試験に分けて、試験設備をまとめTable 4.28に示す。

4.5.3 超長寿命燃料開発試験施設

超長寿命燃料の特性についての検討結果を受け、燃料開発にどのような研究設備が必要かを検討し、Table4.29～31にまとめた。

(1) 燃料製作施設

燃料の製作には、基本的には既存の動燃事業団の混合酸化物燃料製造ライン製作可能であり、照射試験用炉の駆動燃料に本燃料相当のものを使う場合でも対応できる。しかし、本燃料もその他の燃料開発と同様に、仕様を固めるまでには、燃料ペレットの諸パラメータ（密度、結晶粒径、組成、寸法、中心空孔の有無等）や燃料棒自体の諸パラメータを適時変えて、燃料挙動を調べる事が不可欠である。また、一定期間照射した燃料を用いて、出力急昇試験などの再照射試験も必要である。また、(Pu, U)O₂だけでなくCm, Am, Npといった長半減期TRUを入れた燃料の照射試験も必要である。さらに、製作した燃料の検査は研究データとしても、品質管理上も重要である。このように、数本の燃料棒を対象とした小規模の製造、集合体組み立て・解体が可能であり、しかも照射後燃料や高レベルの核種の扱いが可能な、小回りの利く燃料製造能力が

必要である。この施設は、対象とする燃料の性質上、照射後試験施設（後述）と隣接していることが望ましい。

（２） 燃料照射炉

燃料照射炉が具備すべき条件としては、

- ① 材料及び燃料棒の諸特性の加速試験を目的として必要に応じて高い中性子束（目標：発電炉の10倍＝ $2 \times 10^{22}/\text{cm}^2$ を短期間に達成出来る）が供給可能な領域があること。
- ② 試験条件ができるだけ試験目的以外の要因で変動しないこと。
- ③ 試験体の長さや本数が十分大きくとれる構造を持つこと。
- ④ 軽水炉条件（温度、圧力等）をある程度模擬できる環境を含むこと。
- ⑤ 異常な過渡状態や事故状態の試験が行えること。
- ⑥ 炉内各部の核的、熱的計測と試験燃料の計装が十分に行えること。
- ⑦ 試験燃料の再照射が容易に行えること。

等、試験炉に要求される特徴が備わっていることが重要である。

（３） 照射後試験施設

Table 4.28に見られるとおり、燃料材料の国内の照射後施設はかなり整備されており、既施設の活用を図ることが有効と考えられる。しかし、超長寿命燃料は、Pu及びその他のTRUを多く含むことから、従来施設の単なるMOX燃料使用のための変更許可程度の対応では十分とは言えない可能性が高い。仮に使用変更許可によって超長寿命燃料の照射後試験のかんりの項目が可能になっても、特に燃料設計と照射挙動の解明上基本となる物性値（例えば熱伝導度）の測定が現状十分行える状態とは言えない。一方、照射試験炉との関係から、試験の効率化を考えると、輸送の問題もあり、照射炉や燃料製作施設と隣接して、一通りの照射後試験が行える施設を新たに設ける方が望ましい。

こうすることによるメリットをさらに生かすために、照射後試験に供するまでの冷却期間をできるだけ短くできる対策（耐高温設備や遮断対策）が必要であるし、さらに照射炉の中性子を利用した中性子ラジオグラフ等の測定技術の活用を図るべきである。

4.5.4 燃料総合開発試験施設の構想

前項までの検討から、試験燃料の製作から、照射試験及び照射後試験までを一体化して、機動的で有機的な開発を行うFig. 4.41に示すような「燃料総合開発試験施設」構想が浮かび上がる。ここでは照射試験を目的とした施設だけを対象として検討したが、燃料集合体の熱伝達特性、流力振動などを試験する流水装置や機械的特性（耐震含む）試験などの炉外試験も重要である。しかし、これらは現有の各機関の施設で対応できる。

4.6 まとめ

超長寿命燃料について、燃料サイクル、燃料開発、そして試験施設の面から検討を加え、以下のような技術的課題があることを明らかにした。

4.6.1 燃料サイクル

燃料サイクルの観点からは、超長寿命燃料の特徴として、

- ① 発電量当りの燃料製造、燃料輸送、再処理などの回数を少なくできるため、経済性の向上に寄与すると考えられること。
- ② MOX燃料を使用することにより、Pu有効利用に資すること。

が考えられる。一方、本燃料の燃料サイクルへの導入には、使用済燃料輸送、再処理、燃料再加工と各々のプロセスで発生する放射性廃棄物の処理・処分の技術が確立されていることが前提となる。そこで、燃料サイクルの各工程毎に予想される超長寿命燃料の組成を推算し、現行軽水炉燃料サイクルとFBR燃料サイクルとの比較を行い、技術的課題の抽出を行った。

(1) TRUの工学的規模の取扱

使用済超長寿命燃料の組成評価から、TRUの生成量が顕著に増大する。これにより、短期的には、 α 、 β 、 γ 線による発熱量の増大や中性子放出量の増大に起因する物理的又は化学的影響に対処する必要がある。また、長期的には、TRUに半減期の長い α 核種が多く含まれることから、高レベル廃棄物の安全性評価に影響がある。

(2) TRU濃度が高い使用済燃料の再処理

ピュレックス法を利用する場合、TRUの放射線による影響が重大であり、溶媒損傷とPu生成工程での発熱に対処する必要がある。また、溶解残渣量の増加が予想されるから、溶解についての基礎的なデータ取得を行わなければならない。

(3) 高レベル廃棄物の処分

大量のTRUを含む高レベル廃棄物の処分を安全に管理するための技術・手法を確立する必要がある。

(4) TRU閉じ込め燃料サイクル

既存の再処理法や廃棄物処分に多大な負担がかかることから、新しい燃料サイクルを確立することが望ましい。この場合、TRUを多く含む使用済燃料を乾式再処理法で行い、湿式または乾式群分離法を利用して燃料再加工することが考えられ、これに関する技術開発を行うことが必要である。

(5) TRU燃料の製造技術

放射能強度が強いため、本燃料を製造する基礎的な研究と開発を行わなければならない。

(6) Th燃料の再処理

超長寿命燃料を用いる燃料サイクルはTRU生成量の増大によって、様々な問題を生ずる。これを原理的に回避する方法として、Thを利用することが考えられる。この場合にも、特にTh燃料の再処理技術を確立することが大切であり、基礎的な研究を行うことが必要である。

4.6.2 燃料開発

超長寿命燃料を開発するに当たり、まず設計を行うために必要な評価項目とその関連性について検討を行い、必要な情報の蓄積、考え方の整理を行った。次いで、燃料ペレット、燃料被覆及び燃料集合体の設計に必要とされる特性項目につき軽水炉燃料を対象として現状を明らかにし、その燃焼度などに対する依存性を考慮して超長寿命燃料の目標燃焼度100GWd/tにおける予測値を求めた。そして、各々の特性項目が超長寿命燃料の開発にとってどれほど重要であるかの判定し、それに基づいて今後開発すべき課題を抽出した。以下に抽出された課題をまとめる。

(1) 設計における課題

- ① 健全性判断基準の考え方の構築
- ② 設計基準作成に必要な材料データの予測と蓄積
- ③ 材料データの設計適用に必要な個々のふるまいの研究
- ④ 材料データやふるまいに対応した燃料構造設計
- ⑤ 超長寿命燃料炉心の運転パターンに対応した集合体構造設計
- ⑥ 上記①～⑤に基づく基本仕様、新材料の選択開発や条件の見直し

(2) 燃料ペレットにおける課題

- ① 燃料ペレット組織変化とふるまいの関係
- ② 熱伝導率の変化
- ③ 核分裂生成ガス放出
- ④ 核分裂生成物の化学形

(3) 燃料被覆における課題

- ① 機械的性質（特に、延性とクリープ）の変化
- ② 照射成長
- ③ 照射損傷の機構解明
- ④ 組織変化とふるまいの関係
- ⑤ 外面腐食と水素吸収
- ⑥ 内面腐食

(4) 燃料集合体における課題

- ① 核分裂生成ガス放出率の低減と放出された核分裂生成ガスの処理
- ② 燃料棒及び集合体の成長と変形

- ③ P C I 特性と破損
- ④ 過渡時及び事故時の挙動
- ⑤ 集合体構成部品材料の照射と腐食による変化
- ⑥ 集合体の健全性の確証

抽出された項目は、これまでの軽水炉燃料使用経験に基づき抽出されたものと新しい観点に立って抽出されたものが含まれ、ソフト的な面とハード的な面から基礎研究及び応用研究を今後行う必要がある。とりわけ、燃料被覆については解決すべき問題が多く、かつ困難であるから、新材料の開発の必要性が指摘される。このためには、新材料として、何を選択すべきかについて知識の集約を行い検討することが適当と考えられる。

4.6.3 試験施設

超長寿命燃料開発課題を解決いくための施設について、既設の施設及び設備の調査を行い、今後の施設のあり方について以下のようにまとめた。

(1) 燃料製作施設

超長寿命燃料開発では、燃料ペレットや燃料棒自体のパラメータを適宜変えて燃料挙動を調べることが不可欠となる。したがって、P_u及びTRUを取り扱え、特殊燃料ペレットの製作が可能で品質管理が容易な、燃料棒数本程度の製作能力を持つ施設が必要である。

(2) 燃料照射炉

既存の施設は照射能力に問題がある上、老朽化していることから、次に述べるような燃料照射炉を建設することが望まれる。燃料照射炉としては、

- ① 必要に応じて高い中性子束（目標；発電炉の10倍）が供給可能であること。
- ② 試験条件ができるだけ変動しないこと。
- ③ 試験体の長さや本数が十分に大きく取れる構造を持つこと。
- ④ 軽水炉条件を模擬できること。
- ⑤ 異常過渡状態や事故状態の試験が行えること。
- ⑥ 十分な炉内計測と試験燃料の計装が行えること。
- ⑦ 試験燃料の再照射が容易に行えること。

等の特徴が備わっていることが重要である。

(3) 照射後試験施設

超長寿命燃料は、P_u及びTRUを多く含むことから、これらを取り扱うための配慮が必要とされる。この措置により超長寿命燃料の照射後試験はかなり可能となるが、特に燃料設計と照射挙動の解明上基本となる物性値の測定が行えるように整備されることが望まれる。

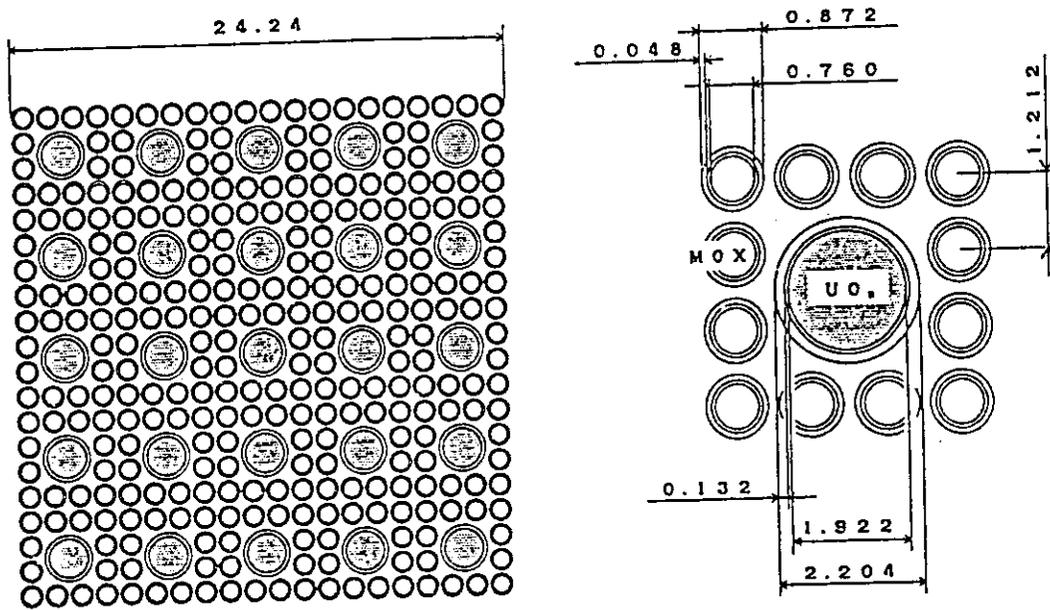
(4) 総合燃料開発研究施設

以上の燃料製作、燃料照射試験、照射後試験までを有機的に、かつ、効率よく開発研究を進めるためには、これらが一体化された施設として存在することがPuやTRUを取り扱う点で是非とも必要となる。

参考文献

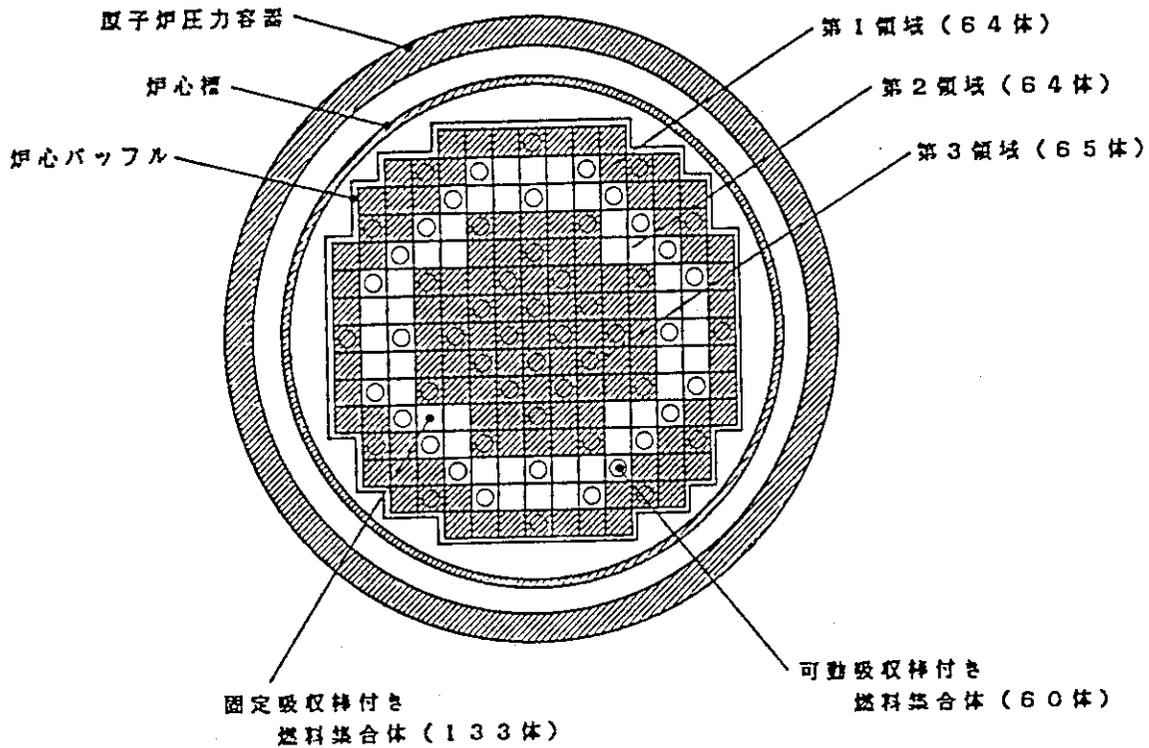
- 1) K.L.Huppert, H.Wiese, "Die Wiederaufarbeitung von Hochabgebrannten", Proceedings of Reactor Conference, Dusseldorf, (1976) 319.
- 2) D.R.Johnson, J.A.Stone, "Light-Water Reactor Fuel Reprocessing: Dissolution Studies of Voloxidized Fuel", DP-MS-77-77 (1978).
- 3) J.C.Boudry, P.Miquel, "Adaption of the Purex Process to the Reprocessing of Fast Reactor Fuels", Proceedings of ISEC '74, 11, (1974) 1551.
- 4) 渡辺 一良 他、"使用済燃料の特性 (iii) 不溶解残渣の性状"、日本原子力学会昭和62年年会要旨集、11, (1987) p.149.
- 5) H.Kleykamp, "The Composition of residues from the Dissolution of Irradiated LWR Fuels in Nitric Acid", Proceedings of RECOD 87, 11, (1987) 583.
- 6) F.Baumgartner, A.Huber, "Studies on Interfacial Precipitation of the First PUREX Extrsrction Cycle", Proceedings of ISEC, '86, I, 253 (1986).
- 7) 根本 剛、宮地 茂彦、権田 浩三、P N C T 8 4 1 - 8 1 - 3 5、(1981).
- 8) A.G.Croff, J.O.Blomeke, B.C.Finney, "Actinide Partitioning - Transmutation Program Final Report, Overall Assessment", ORNL-5566, (1980).
- 9) 神山、他、"長半減期核種の群分離・消滅技術に関する調査"、電力中央研究所調査報告、No.286002, (1986).
- 10) M.Breستي, "Summary of the Activity of CEC - Joint Research Center in the field of Actinide Partitioning and Transmutation", IAEA Tech.Rep. 214, (1982).
- 11) 電力中央研究所研究発表会、原子力部門予稿集、(1988).
- 12) 常盤井、他、"金属燃料FBRサイクル"、原子力工業、33, (1988) 43-55(No.5) & 40-52(No.6).
- 13) USDOE, "Thorium Dioxide", (1984).
- 14) E.Merz, Jul - Spez - 239, (1987).
- 15) S.R.Pati, A.M.Garde, Proc. ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, 4-19, Orland (1985).
- 16) R.J.White, M.O.Tucker, J. Nucl. Mater., 118 (1983) p.1.
- 17) A.Ohuchi, H.Sakurai, Proc. ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Williamsburg, (1988), p.180.
- 18) P.Haas, ibid., p.245.

- 1 9) S.R.Pati, et al., *ibid.*, p.204.
- 2 0) T.Nakajima, Ki-Seob Sim, *Res Mechanica*, 25 (1988) p.101.
- 2 1) V.Fidleris, R.P.Tucker, R.B.Adamson, *ASTM-STP 939* (1987) p.49.
- 2 2) F.Anselin, *GEMP-5583* (1969).
- 2 3) T.D.Pyecha, et al., *Proc. ANS Topical Meeting on LWR Fuel Performance, Orland* (1985).
- 2 4) 石森 編、燃・材料(原子炉工学講座4)、(1972).
- 2 5) B.Watkins, et al., *ASTM-STP 458* (1969) p.141.
- 2 6) J.E.Harbottle, *ASTM-STP 484* (1970)
- 2 7) W.D.O'Donnell, B.F.Langer, *Nucl. Sci. Eng.*, 20 (1964) p.1.
- 2 8) S.Suzuki, et al., *Prco. Int. Sym. on Improvements in Water Reactor Fuel Technology and Utilization, Stockholm*, (1986).
- 2 9) 信頼性実証試験の現状、(財)原子力工学センター (1987).
- 3 0) T.A.Coleman, et al., *Proc. of Topical Meeting on LWR Extended Burnup Fuel Performance and Utilization, Williamsburg*, (1982).
- 3 1) C.E.Beyer, *ibid.*
- 3 2) L.L.Harries, *ASTM-STP 955* (1987) P.661.
- 3 3) E.Hillner, *ASTM-STP 633* (1976) p.211.
- 3 4) 諸石、志田; *日本金属学会誌*、42 (1978) p.316
- 3 5) H.S.Rosenbaum, et al., *Prco. Int. Sym. on Improvements in Water Reactor Fuel Technology and Utilization, Stockholm*, (1986).
- 3 6) 高放射性物質取扱施設とロボット、日本原子力学会遠隔操作技術研究専門委員会、(1983)



unit:cm

(a) 超長寿命燃料集合体の概念



(b) 超長寿命燃料集合体配置図

Fig. 4.1 超長寿命燃料集合体の概念と配置

Table 4.1 代表的な超長寿命炉心の主要仕様

項 目	超長寿命炉心	PWR
(1) 燃 料		
材 料	PuO ₂ +UO ₂	UO ₂
濃 縮 度、wt%		
プルトニウム合計	15.0	
フィッサイル	10.7	2.3~3.5 (*1)
初期密度、%T.O	85	95
ペレット直径、cm	0.760	0.805
被覆管材料	ジルカロイ-4	ジルカロイ-4
外径、cm	0.872	0.950
肉厚、cm	0.048	0.064
被覆管-ペレット間隙(直径)、cm	0.016	0.017
有効長、cm	351	366
重金属重量、kg	1.3	1.7
(2) 吸収棒(制御棒)		
材 料	UO ₂	Ag-In-Cd合金
濃 縮 度、wt%	天然/劣化	80-15-5 (*2)
ペレット外径、cm	1.922	-
被覆管材料	ステンレス鋼	ステンレス鋼
外径、cm	2.204	0.87
肉厚、cm	0.132	0.05
被覆管-ペレット間隙(直径)、cm	0.018	-
有効長、cm	351	360
重金属重量、kg	9.3	-
(3) 燃料集合体		
燃料棒配列	20×20	17×17
燃料棒ピッチ、cm	1.21	1.26
集合体当り燃料棒本数	300	264
吸収棒本数	25	24 (*3)
集合体断面寸法、cm	24.2×24.2	21.4×21.4
集合体当り重金属装荷量、ton	0.63	0.45
Pu装荷量、ton	0.06	-

(*1) : ²³⁵U濃縮度

(*2) : 合金組成

(*3) : 制御棒シムプル数

Table 4.1 (続 き)

項 目	超長寿命炉心	PWR
(4) 炉 心		
燃料集合体数	193	193
可動吸収棒付き燃料集合体数	60	53 (*4)
固定吸収棒付き燃料集合体数	133	(*5)
燃料棒本数	57,900	50,952
吸収棒本数	4,825	1,272
炉心有効高さ、cm	351	366
炉心等価直径、cm	380	337
炉心体積、m ³	39.8	32.6
減速材/燃料体積比		1.8
UO ₂ 吸収棒挿入時	1.5	
引抜時	3.0	
重金属装荷量、ton	120	86
Pu装荷量、ton	11.4	-

炉心熱出力、MW	3,411	3,411
平均出力密度、kW/l	85.7	105
燃料棒中での熱発生(*6)、%	97.4	97.4
平均線出力密度、kW/m		17.9
MOX燃料棒	16.4 (*7)	
UO ₂ 吸収棒	39.2 (*8)	
平均熱流束、kcal/m ² ·h		5.15×10 ⁵
MOX燃料棒	5.15×10 ⁵	
UO ₂ 吸収棒	4.87×10 ⁵ (*8)	

(*4): 制御棒クラスタ数

(*5): バーナブルポイゾン棒装荷集合体(初装荷時) 92体
残り 48体(*6): UO₂吸収棒を含む(*7): UO₂吸収棒の熱出力割合を0とした場合 → 全UO₂吸収棒引き抜き時に相当(*8): UO₂吸収棒の熱出力割合を20%とした場合 → MOX燃料の燃焼度が150 GWd/t到達時に相当

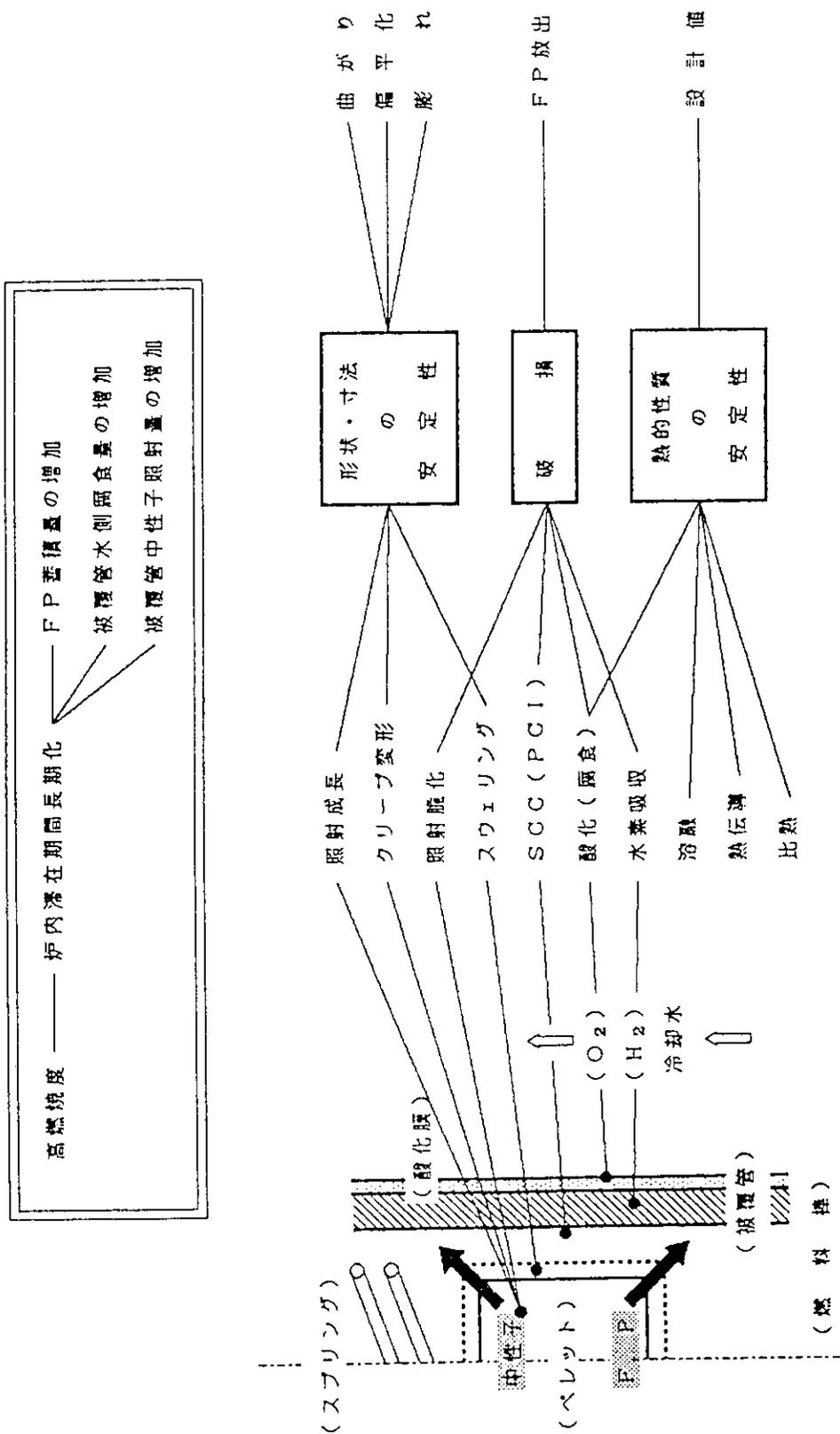


Fig. 4.2 超長寿命燃料における現象と課題

Table 4.2 使用済燃料組成計算の前提条件

	U-235濃縮度(%)	Pu 富化度(%)	TRU添加	燃焼度(GWd/t)
PWR	3.2	0	なし	30
ブル・サーマル	NU ¹⁾	4.0	なし	30
VHBPWR	NU	15	なし	100
VHBPWR (TRU含有燃料)	NU	15	添加 ³⁾	100
FBR	NU	15	なし	100

1) 天然ウラン。

2) Pu同位体組成はPWR用UO₂燃料が30GWd/t燃焼した後に到達する同位体組成。

3) 15%Puに対し0.69%Np, 0.50%Am, 0.02% Cmが添加されると仮定。

Table 4.3 冷却に伴う使用済燃料中の放射能量変化
(初期装荷重金属1トン当たりCi数)

	使用済燃料		高レベル廃棄物		
	炉取り出し時	4年後	再処理後	10 ³ 年後	10 ⁶ 年後
<u>FP</u>					
PWR	1.7E8	5.4E5	5.4E5	1.8E1	2.9E0
VHBPWR	1.8E8	1.3E6	1.3E6	5.6E1	9.0E0
FBR	5.2E8	1.3E6	1.3E6	5.6E1	9.0E0
<u>アクチニド</u>					
PWR	4.4E7	9.9E4	2.4E3	1.8E2	3.6E0
VHBPWR	3.3E7	1.5E6	1.7E5	5.3E3	3.0E1
FBR	1.6E8	9.0E5	2.6E4	2.3E3	1.9E1
ブル・サーマル	4.2E7	5.1E5	3.1E4	1.8E2	3.6E0
VHBPWR (TRU含有燃料)*	3.4E7	1.6E6	8.0E3	1.1E2	9.0E-1

* 再処理でのTRU移行率を0.5%と仮定した。

Table 4.4 冷却に伴う使用済燃料中の発熱量変化
(初期装荷重金属1トン当たりW数)

	使用済燃料		高レベル廃棄物		
	炉取り出し時	4年後	再処理後	10 ³ 年後	10 ⁶ 年後
<u>FP</u>					
PWR	2.0E6	1.9E3	1.9E3	1.8E-2	6.4E-4
VHBPWR	2.1E6	4.8E3	4.8E3	6.6E-2	2.2E-3
FBR	6.0E6	5.5E3	5.5E3	9.0E-2	2.5E-3
<u>アクチニド</u>					
PWR	1.1E5	1.5E2	6.3E1	5.7E0	8.8E-2
VHBPWR	7.9E4	7.6E3	5.6E3	1.5E2	7.2E-1
FBR	4.3E5	1.8E3	7.0E2	7.2E1	4.6E-1
ブル・サーマル	1.0E5	1.3E3	9.6E2	3.7E1	2.1E-1
VHBPWR (TRU含有燃料)*	8.8E4	1.2E4	6.0E1	3.3E0	2.1E-2

* 再処理でのTRU移行率を0.5%と仮定した。

Table 4.5 冷却に伴う使用済燃料からの中性子放出量変化
(初期装荷重金属1トン当たりn/s数)

	炉取り出し時	4年後
PWR	6.4E8	1.6E8
VHBPWR	4.6E10	2.1E10
FBR	4.2E9	1.4E9
ブル・サーマル	7.8E9	3.4E9
VHBPWR (TRU含有燃料)	6.1E10	2.8E10

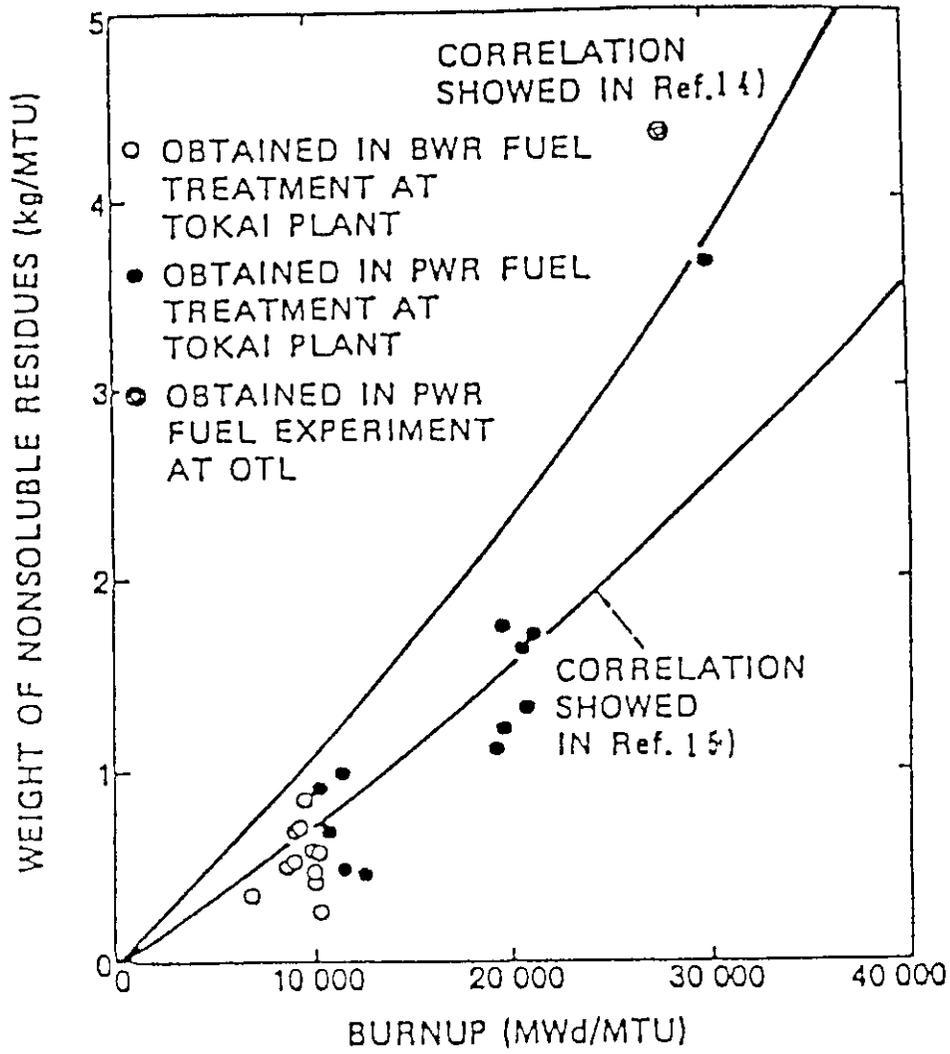


Fig. 4.3 不溶解性残渣量の燃焼度依存性

Table 4.6 再処理工程内で発生する不溶解性固体微粒子

成 因	成 分
・使用済燃料中の不溶解性物質	Mo, Tc, Ru, Rh, Pd およびその合金
・使用済燃料溶解後に生成する再析出物の沈澱	Mo, Tc, Ru, Rh, Pd およびその合金、コロイド
・溶媒再生（アルカリ洗浄）後生成する固体粒子	Pd, Zrなどを含む加水分解物
・溶媒抽出装置の界面に生成するクラッド	Zr-DBP錯体, 金属コロイド, Pdを含む加水分解物
・溶液中での不安定な存在状態に起因する沈澱	U, Pu, Zr等のモリブデン酸塩およびテルル化合物
・構造材料に起因する固体粒子	Fe, Cr, Ni, Zr などを含む腐食生成物
・その他	Sr, Ba, 希土類元素など

Table 4.8 ビュレックス溶媒の劣化

原 因	対 象	概 要
放射性ヨウ素との反応	T B P n-ブチルカン	ヨウ素と反応してヨウ素化合物を作る。アルカリ洗浄で除去できない
加水分解	T B P	DBP、MBPへと加水分解する DBPはZr, Pu(IV), U(VI), Nbと強力な錯体を形成し水相への逆抽出ができなくなり、DFの低下、回収率の低下を招く
ニトロ化	T B P	硝酸により70°C以上でニトロ化反応が起こる。蒸発缶でのレッドオイル爆発の原因になる。
放射線分解	T B P n-ブチルカン	放射線分解により分子、重合体を形成 ニトロ化物も形成される

Table 4.7 燃料取り出し4年後(再処理時)の主要元素(核種)量の比較
(初期装荷重金属1トン当たり)

	元 素 (核種)	PWR (30Gwd/t)	FBR (100Gwd/t)	VHBPWR (100Gwd/t)
重 量 (g)	Tc	7.1×10^{-2}	2.1×10^{-3}	2.2×10^{-3}
	Pd	1.1×10^{-3}	6.8×10^{-3}	8.8×10^{-3}
	Rh	4.4×10^{-2}	2.4×10^{-3}	1.8×10^{-3}
	Mo	3.0×10^{-3}	8.2×10^{-3}	9.1×10^{-3}
	Ru	2.0×10^{-3}	7.7×10^{-3}	8.3×10^{-3}
	Zr	3.3×10^{-3}	6.8×10^{-3}	7.2×10^{-3}
	I	2.1×10^{-2}	9.4×10^{-2}	8.7×10^{-2}
	(129 I)	(1.6×10^{-2})	(6.8×10^{-2})	(6.6×10^{-2})
	(131 I)	(0)	(0)	(0)
	Kr	3.4×10^{-2}	6.4×10^{-2}	5.9×10^{-2}
	(85 Kr)	(1.7×10^{-1})	(3.3×10^{-1})	(2.6×10^{-1})
	Xe	4.8×10^{-3}	1.2×10^{-4}	1.5×10^{-4}
(133 Xe)	(0)	(0)	(0)	
放射能 (Ci)	Tc	1.2×10^{-1}	3.6×10^{-1}	3.7×10^{-1}
	Pd	9.7×10^{-2}	6.5×10^{-1}	8.5×10^{-1}
	Rh	3.4×10^{-4}	2.0×10^{-5}	9.9×10^{-4}
	Mo	0	0	0
	Ru	3.4×10^{-4}	2.0×10^{-5}	9.9×10^{-4}
	Zr	1.9	4.0	3.8
	I	2.9×10^{-2}	1.2×10^{-1}	1.2×10^{-1}
	(129 I)	(2.9×10^{-2})	(1.2×10^{-1})	(1.2×10^{-1})
	(131 I)	(0)	(0)	(0)
	Kr	6.8×10^{-3}	1.3×10^{-4}	1.3×10^{-4}
	(85 Kr)	(6.8×10^{-3})	(1.3×10^{-4})	(1.3×10^{-4})
	Xe	0	0	0
(133 Xe)	(0)	(0)	(0)	

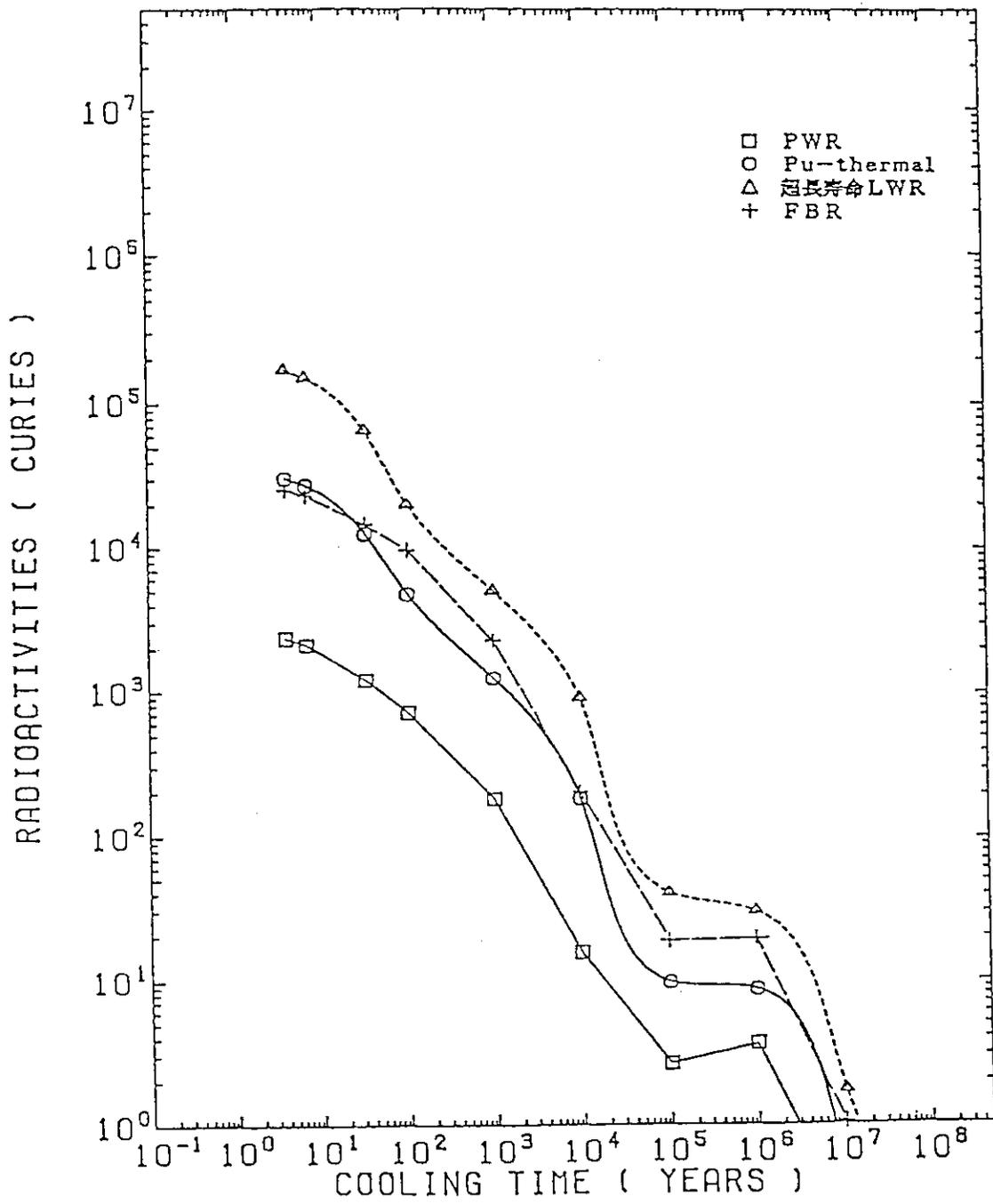


Fig. 4.4 再処理をする場合のアクチニド核種の放射能

Table 4.9 冷却4年後の燃料中のウラン・TRU核種組成 (g/MTIHM)

	PWR	Pu-thermal	超長寿命LWR		FBR	
			U, Puのみ	Np, Am, Cmあり	U, Puのみ	Np, Am, Cmあり
²³² U	5.6E-4	2.7E-4	7.6E-4	1.8E-2	1.1E-2	1.7E-1
²³³ U	1.8E-3	3.5E-4	8.9E-4	1.2E-2	1.9E-3	1.2E-2
²³⁴ U	1.9E+2	2.1E+1	1.7E+2	4.0E+2	5.2E+1	1.5E+2
²³⁵ U	9.3E+3	3.5E+3	2.3E+3	2.3E+3	2.5E+3	2.5E+3
²³⁶ U	3.8E+3	6.8E+2	7.4E+2	7.3E+2	7.3E+2	7.2E+2
²³⁸ U	9.5E+5	9.3E+5	8.2E+5	8.1E+5	7.4E+5	7.3E+5
U計	9.6E+5	9.3E+5	8.2E+5	8.1E+5	7.4E+5	7.3E+5
²³⁷ Np	3.9E+2	1.6E+2	2.2E+2	3.5E+3	4.7E+2	4.0E+3
²³⁶ Pu	2.0E-4	1.3E-4	2.6E-4	5.1E-3	5.3E-3	7.6E-2
²³⁸ Pu	1.1E+2	4.8E+2	3.1E+3	7.1E+3	1.1E+3	3.7E+3
²³⁹ Pu	5.0E+3	1.3E+4	1.5E+4	1.6E+4	9.3E+4	9.2E+4
²⁴⁰ Pu	2.1E+3	9.9E+3	2.4E+4	2.5E+4	3.9E+4	3.9E+4
²⁴¹ Pu	9.1E+2	4.5E+3	1.2E+4	1.3E+4	8.2E+3	8.2E+3
²⁴² Pu	3.7E+2	2.6E+3	1.1E+4	1.1E+4	6.8E+3	7.0E+3
²⁴⁴ Pu	1.6E-2	2.4E-1	1.2E+0	1.5E+0	1.1E-1	2.2E-1
Pu計	8.5E+3	3.0E+4	6.5E+4	7.2E+4	1.5E+5	1.5E+5
²⁴¹ Am	2.2E+2	1.3E+3	4.6E+3	5.2E+3	2.7E+3	4.5E+3
^{242m} Am	5.3E-1	7.6E+0	6.1E+1	8.2E+1	4.7E+1	2.0E+2
²⁴³ Am	6.2E+1	8.0E+2	3.9E+3	4.3E+3	8.1E+2	1.5E+3
Am計	2.8E+2	2.1E+3	8.6E+3	9.6E+3	3.6E+3	6.2E+3
²⁴² Cm	2.1E-2	1.8E-1	1.1E+0	1.4E+0	3.1E-1	1.2E+0
²⁴³ Cm	2.1E-1	2.5E+0	2.1E+1	3.2E+1	3.7E+0	2.1E+1
²⁴⁴ Cm	1.3E+1	2.8E+2	1.8E+3	2.3E+3	1.2E+2	4.4E+2
²⁴⁵ Cm	5.0E-1	2.2E+1	1.6E+2	2.4E+2	1.2E+1	7.5E+1
²⁴⁶ Cm	5.2E-2	1.9E+0	1.9E+1	3.9E+1	3.5E-1	5.0E+0
²⁴⁷ Cm	4.1E-4	2.5E-2	3.2E-1	8.5E-1	5.5E-3	1.5E-1
²⁴⁸ Cm	1.8E-5	1.2E-3	2.0E-2	7.4E-2	1.1E-4	6.0E-3
Cm計	1.4E+1	3.1E+2	2.0E+3	2.6E+3	1.4E+2	5.4E+2
Np, Am, Cm 計	6.8E+2	2.6E+3	1.1E+4	1.6E+4	4.2E+3	1.1E+4

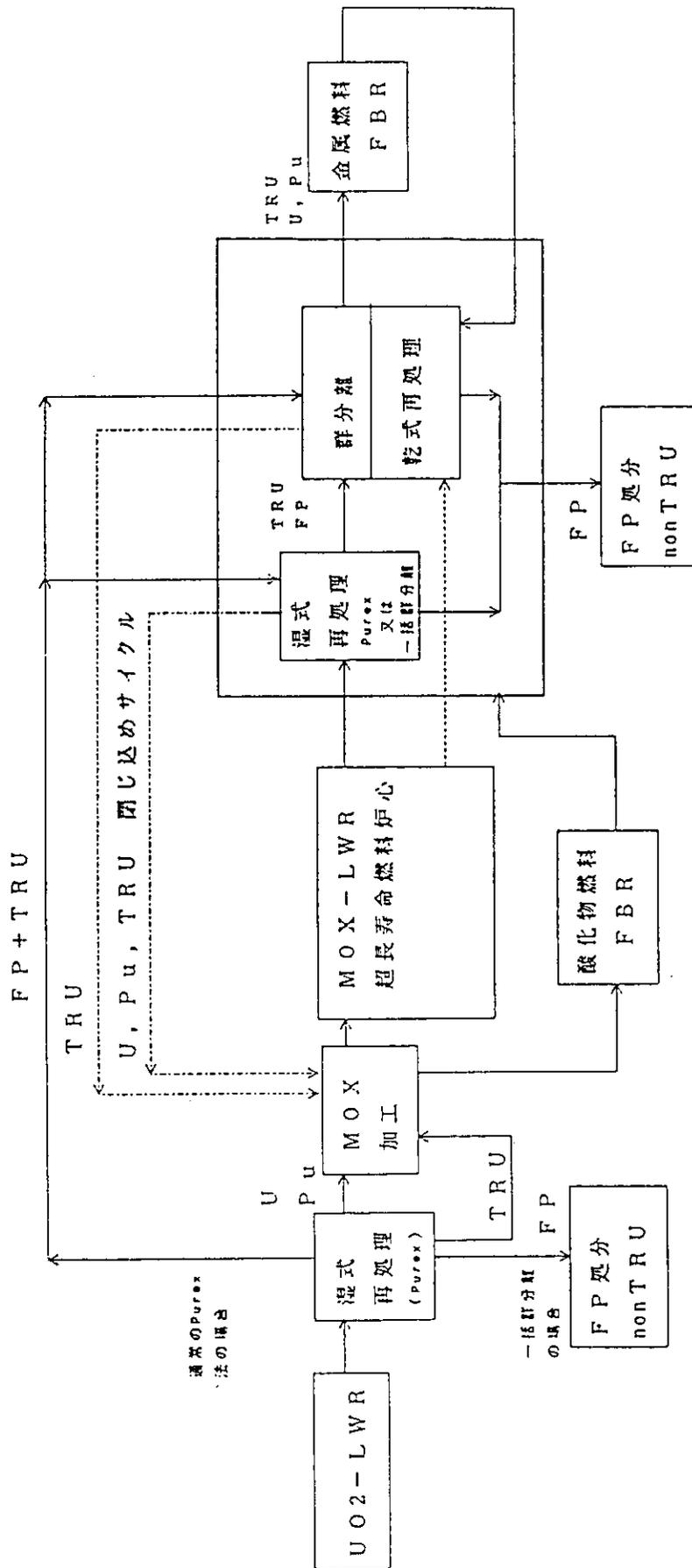
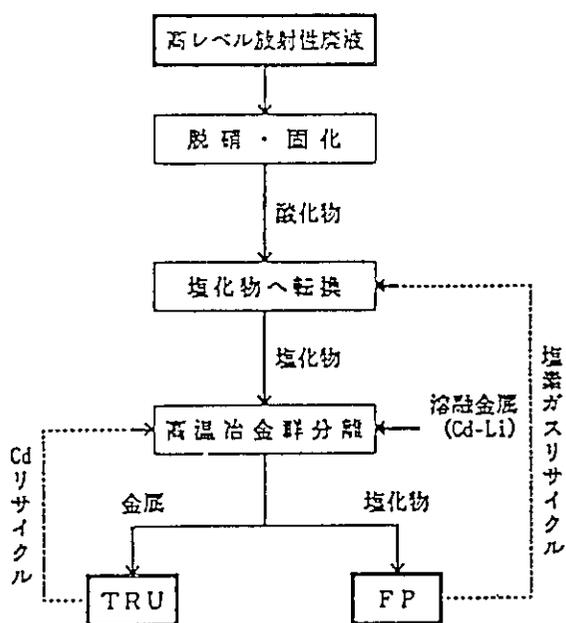


Fig. 4.5 超長寿命炉心と湿式/乾式再処理・群分離・金属燃料FBRとの組合せ



TRU: 超ウラン元素 (Np, Am, Cm)

FP: 核分裂による生成元素 (数十種)

Fig. 4.6 群分離・乾式再処理の一例

Table 4.10 各種塩化物の生成自由エネルギー

(500℃, Kcal · e u i v Cl)

BaCl ₂	87.9	
CsCl	87.8	
RbCl	87.0	
KCl	86.7	
SrCl ₂	84.7	
LiCl	82.5	
NaCl	81.1	
CaCl ₂	80.7	以上は塩化物として極めて安定
LaCl ₃	70.2	
PrCl ₃	69.0	
CeCl ₃	68.6	
NdCl ₃	67.0	
YCl ₃	65.1	
CmCl ₃	64.0	
PuCl ₃	62.4	
MgCl ₂	62.1	
NpCl ₃	58.1	
PuCd ₂	56.0	プルトニウムカドミウム化合物
UCl ₃	55.2	
ZrCl ₂	46.6	
CdCl ₂	32.3	以下金属として安定であり、金属として析出するか、またはカドミウムに溶解する
FeCl ₂	29.2	
NbCl ₅	26.7	
MoCl ₅	16.8	
TcCl ₅	11.0	
RhCl ₃	10.0	
PdCl ₂	9.0	
RuCl ₃	6.0	

Table 4.11 各種燃料集合体仕様

項目	現行PWR	超長寿命PWR	もんじゅ*
核燃料物質重量 トン/体	0.46	0.63	0.16
燃料有効長 mm	3,500	3,500	1,000
冷却期間	180日	4年	2~3年
発熱量 kW/トン	30	12	16
kW/体	14	7.5	2.5
中性子線源強度 n/s/トン	1.0×10^6	2.8×10^6	$0.7 \sim 4.0 \times 10^5$
n/s/体	3.5×10^6	1.8×10^6	$1.0 \sim 5.0 \times 10^5$
n/s/体/mm	1.0×10^7	5.0×10^6	$1.0 \sim 5.0 \times 10^5$

* : 暫定値

Table 4.12 輸送容器仕様

項目	HZ-75T	もんじゅ用*
総重量 (トン)	80	80
収納体数 (体)	7 (PWR)	6~12
遮蔽厚さ		
鉛 (mm)	180	150~180
水 (mm)	165	200~240
内筒内径 (mm)	950	—

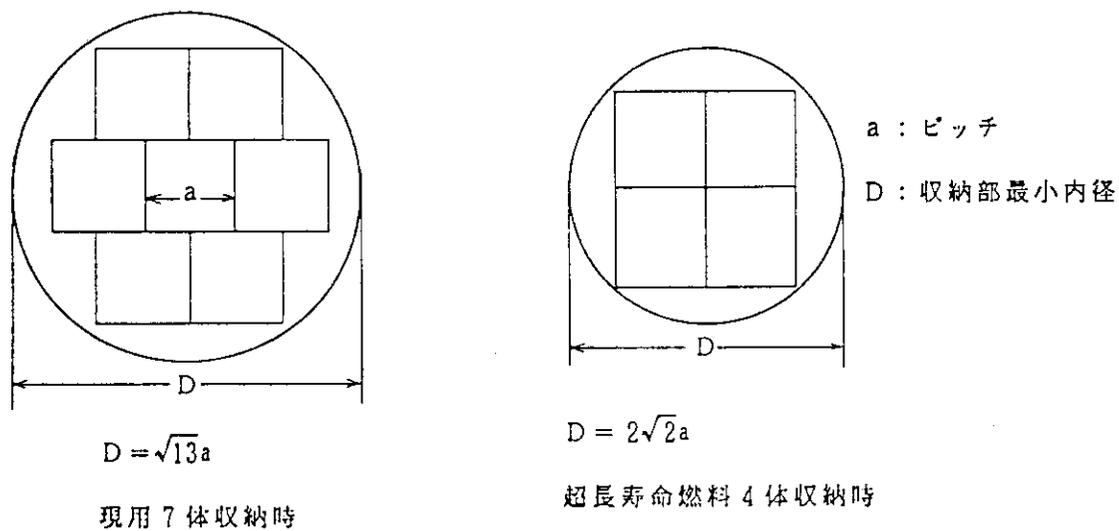
* : 暫定値

Table 4.13 輸送容器の試算例

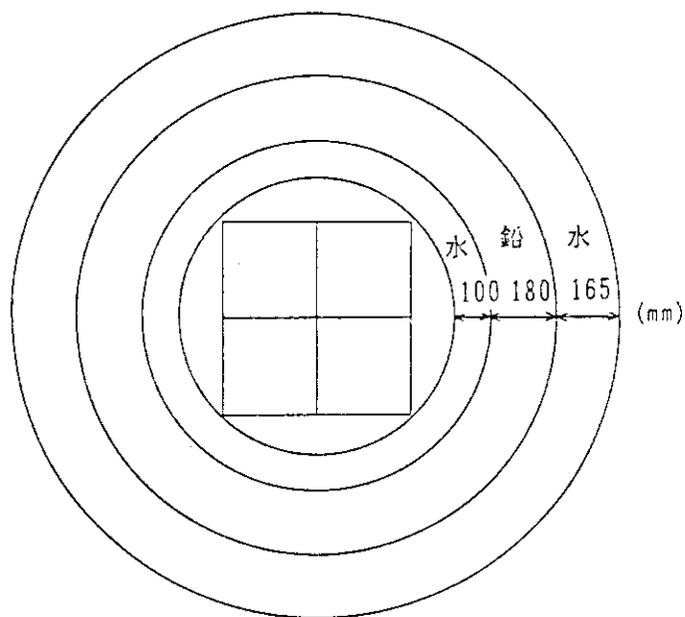
項目	既存輸送容器 (HZ-75T) *1	超長寿命燃料用輸送容器 (試算) *2	備考
直径	約 2,300 mm	約 3,300 mm	
高さ	約 5,900 mm	約 6,700 mm	
重量	約 80 トン	約 150 トン	燃料集合体重量含む

* 1 : PWR燃料の場合、収納体数は7体。

* 2 : 収納体数を現行と同じにした場合の試算例。



燃料集合体配列と収納部内径



HZ-75 T型輸送容器への超長寿命燃料の収納状態

Fig. 4.7 超長寿命燃料の輸送容器

Table 4.14 冷却に伴う使用済燃料中の放射能量及び発熱量並びに
使用済燃料からの中性子発生率の変化
(初期装荷重金属1トン当り)

上段：ワンス・スルー、下段：再処理

	炉型 (燃焼度)	取出時	4年後 (再処理)	10 ³ 年	10 ⁶ 年後	
放射能量 (Ci)	PWR (30Gwd/t)	2.1×10 ⁸	6.4×10 ⁵ 5.4×10 ⁵	1.6×10 ³ 2.0×10 ²	1.9×10 ¹ 6.5	
	FBR (100Gwd/t)	6.8×10 ⁸	2.5×10 ⁵ 1.6×10 ⁶	2.2×10 ⁴ 2.4×10 ³	9.5×10 ¹ 2.9×10 ¹	
	VHBPWR (100Gwd/t)	2.1×10 ⁸	2.8×10 ⁵ 1.5×10 ⁶	2.0×10 ⁴ 5.3×10 ³	1.4×10 ² 3.9×10 ¹	
発熱量 (W)	PWR (30Gwd/t)	2.1×10 ⁶	2.2×10 ³ 2.0×10 ³	5.0×10 ¹ 5.7	3.6×10 ⁻¹ 8.9×10 ⁻²	
	FBR (100Gwd/t)	6.4×10 ⁶	7.3×10 ³ 6.2×10 ³	6.9×10 ² 7.2×10 ¹	2.1 4.6×10 ⁻¹	
	VHBPWR (100Gwd/t)	2.2×10 ⁶	1.2×10 ⁴ 1.0×10 ⁴	6.3×10 ² 1.5×10 ²	3.2 7.2×10 ⁻¹	
中性子 発生率 (n/s)	PWR (30Gwd/t)	6.4×10 ⁸	1.6×10 ⁸	4.3×10 ⁶		
	プルサーマル (30Gwd/t)	7.8×10 ⁸	3.4×10 ⁸	3.5×10 ⁷		
	FBR (100Gwd/t)	TRU 無し	4.2×10 ⁹	1.4×10 ⁹	6.4×10 ⁷	
		TRU 入り	1.5×10 ¹⁰	5.2×10 ⁹	1.0×10 ⁸	
	VHBPWR (100Gwd/t)	TRU 無し	4.6×10 ¹⁰	2.1×10 ¹⁰	2.1×10 ⁸	
		TRU 入り	6.1×10 ¹⁰	2.8×10 ¹⁰	3.6×10 ⁸	

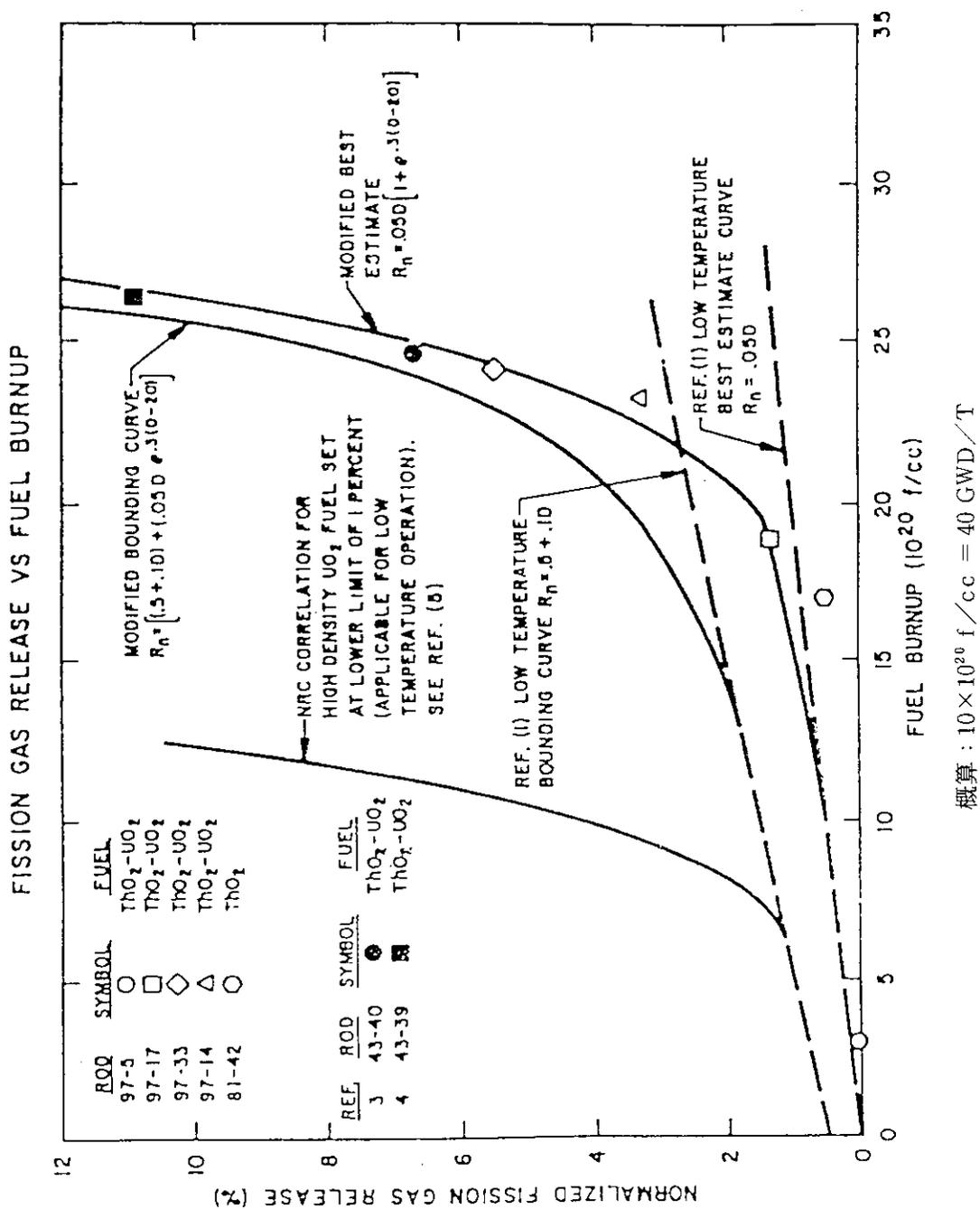


Fig. 4.8 核分裂生成ガス放出の燃焼度依存性 (Th酸化物)

Table 4.15 燃焼度30GWd/tにおける各種燃料中の主要TRU蓄積量
(PWR-UO₂中の蓄積量に対する比率)

燃料種類	UO ₂ (nat.) -PuO ₂	ThO ₂ -PuO ₂	ThO ₂ -UO ₂ (20)	ThO ₂ -UO ₂ (93)	ThO ₂ - ²³³ UO ₂
富化度 (w/o)	4.49	6.55	22.5	4.30	2.81
U -232	4.42 -1	1.52 +2	6.44 +1	1.02 +2	1.09 +2
-233	4.09 -1	8.15 +5	5.75 +5	7.66 +5	1.23 +6
-234	2.60 +1	6.40 +2	5.20 +2	8.49 +2	2.37 +3
-235	3.99 -1	1.57 -2	1.79	1.30	4.34 -2
-236	1.68 -1	2.28 -3	1.20	1.15	9.87 -3
-238	9.70 -1	1.82 -8	1.68 -1	2.75 -3	2.59 -8
total	9.61 -1	1.38 -2	1.98 -1	3.28 -2	2.29 -2
Np -237	3.81 -1	3.68 -3	7.11 -1	7.61 -1	4.56 -3
-239	8.45 -1	6.24 -6	3.23 -1	6.02 -3	5.26 -8
total	4.71 -1	2.98 -3	6.29 -1	6.15 -1	3.67 -3
Pu -238	1.53	1.23	5.62 -1	6.89 -1	2.40 -3
-239	2.71	2.15	3.53 -1	7.35 -3	4.37 -6
-240	5.10	6.45	2.45 -1	4.97 -3	1.51 -6
-241	5.49	6.45	3.75 -1	8.03 -3	1.07 +6
-242	8.91	1.15 +1	2.61 -1	6.72 -3	3.58 -7
total	3.90	4.14	3.28 -1	1.47 -2	3.08 -5
Am -241	1.32 +1	1.61 +1	3.82 -1	7.46 -3	3.91 -7
-243	1.62 +1	9.86	2.18 -1	6.66 -3	1.65 -7
total	1.53 +1	1.18 +1	2.68 -1	6.90 -3	7.34 -7
Cm -242	8.45	9.37	2.55 -1	6.28 -3	1.89 -7
-244	2.70 +1	2.66 +1	2.10 -1	7.93 -3	9.34 -8
total	2.04 +1	2.12 +1	2.28 -1	7.30 -3	1.30 -7

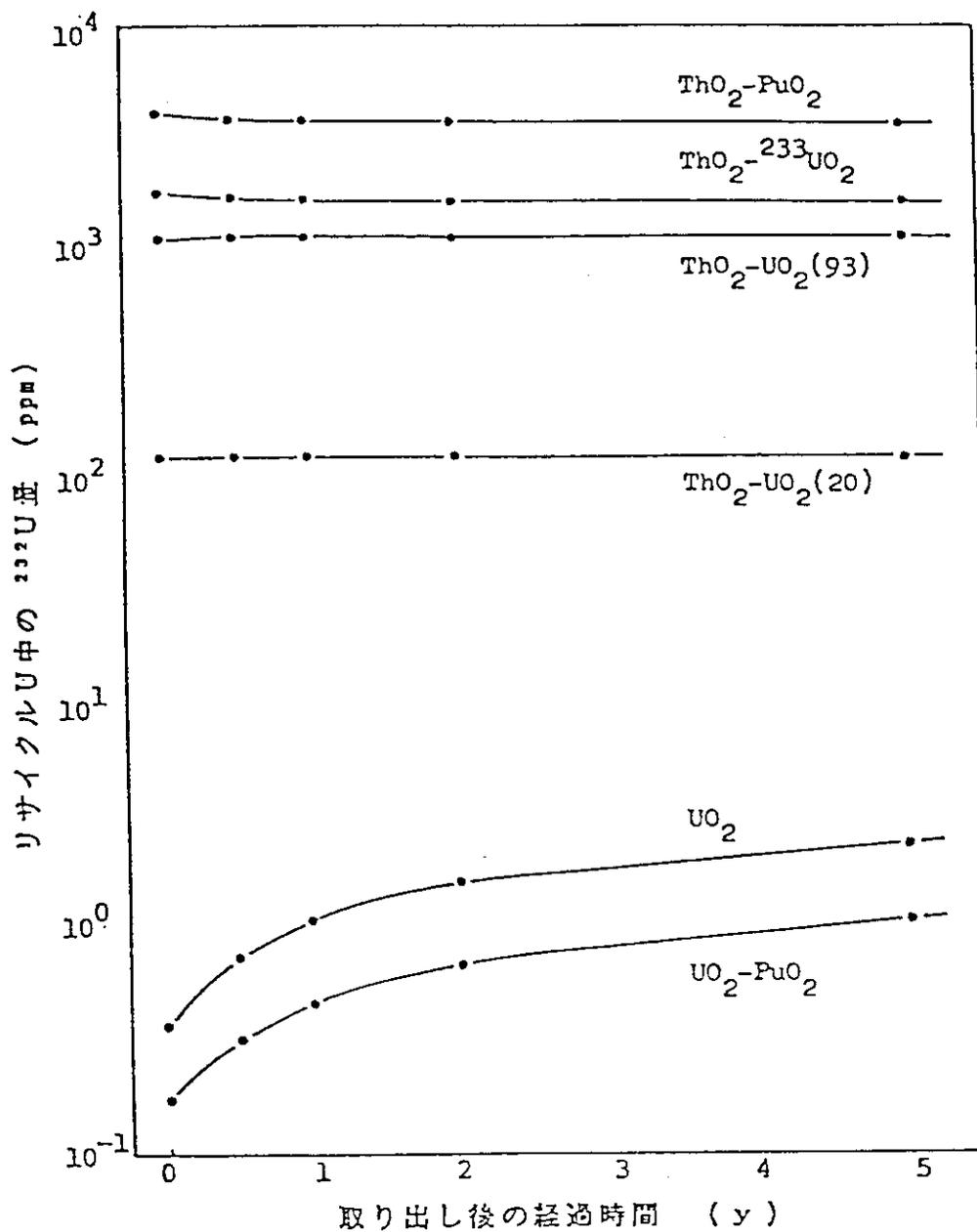


Fig. 4.9 燃焼度30GWd/tの各種燃料におけるリサイクルU中の ^{232}U 量

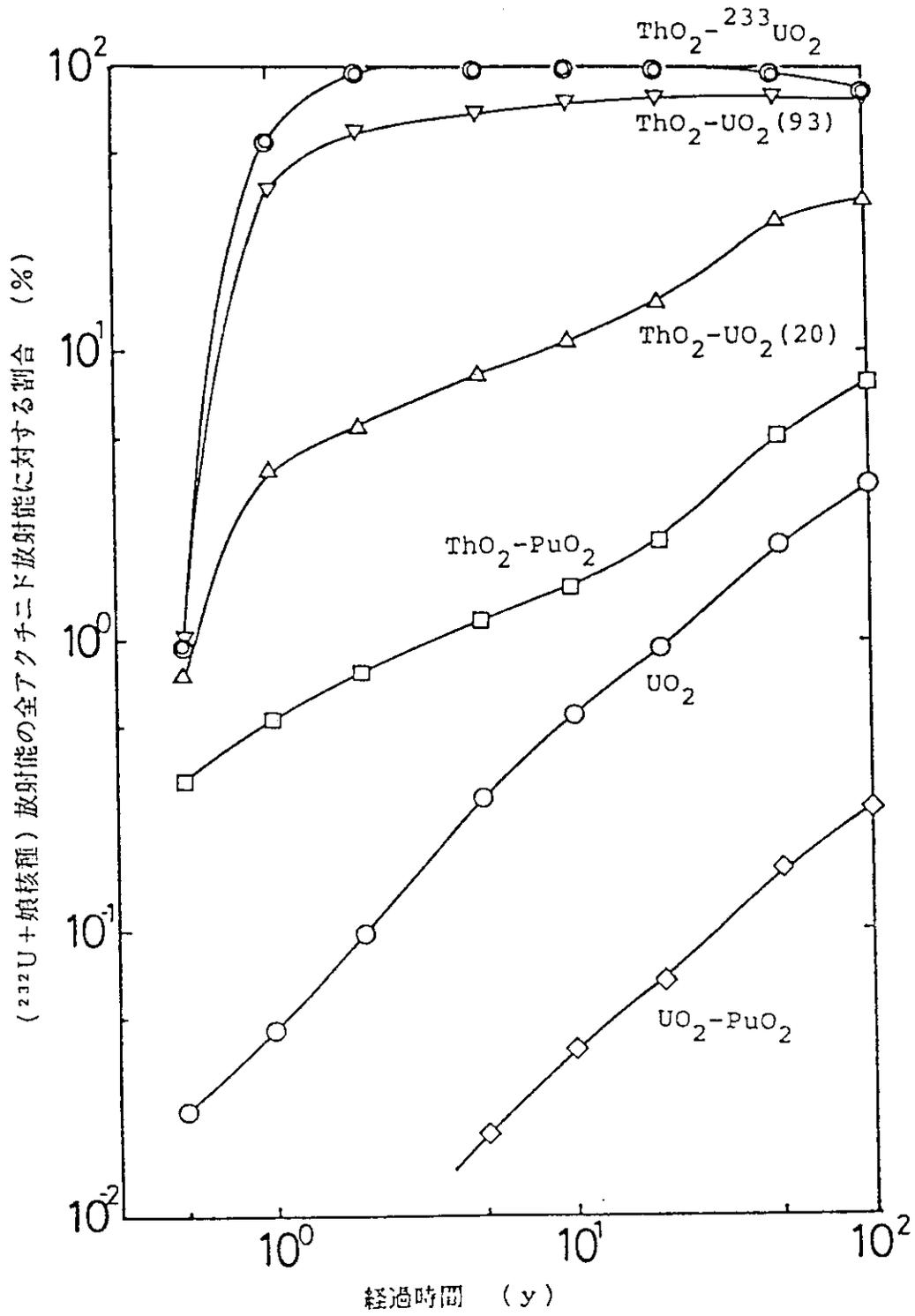


Fig. 4.10 燃焼度30GWd/tの各種燃料における $(^{232}\text{U} + \text{娘核種})$ 放射能の時間変化

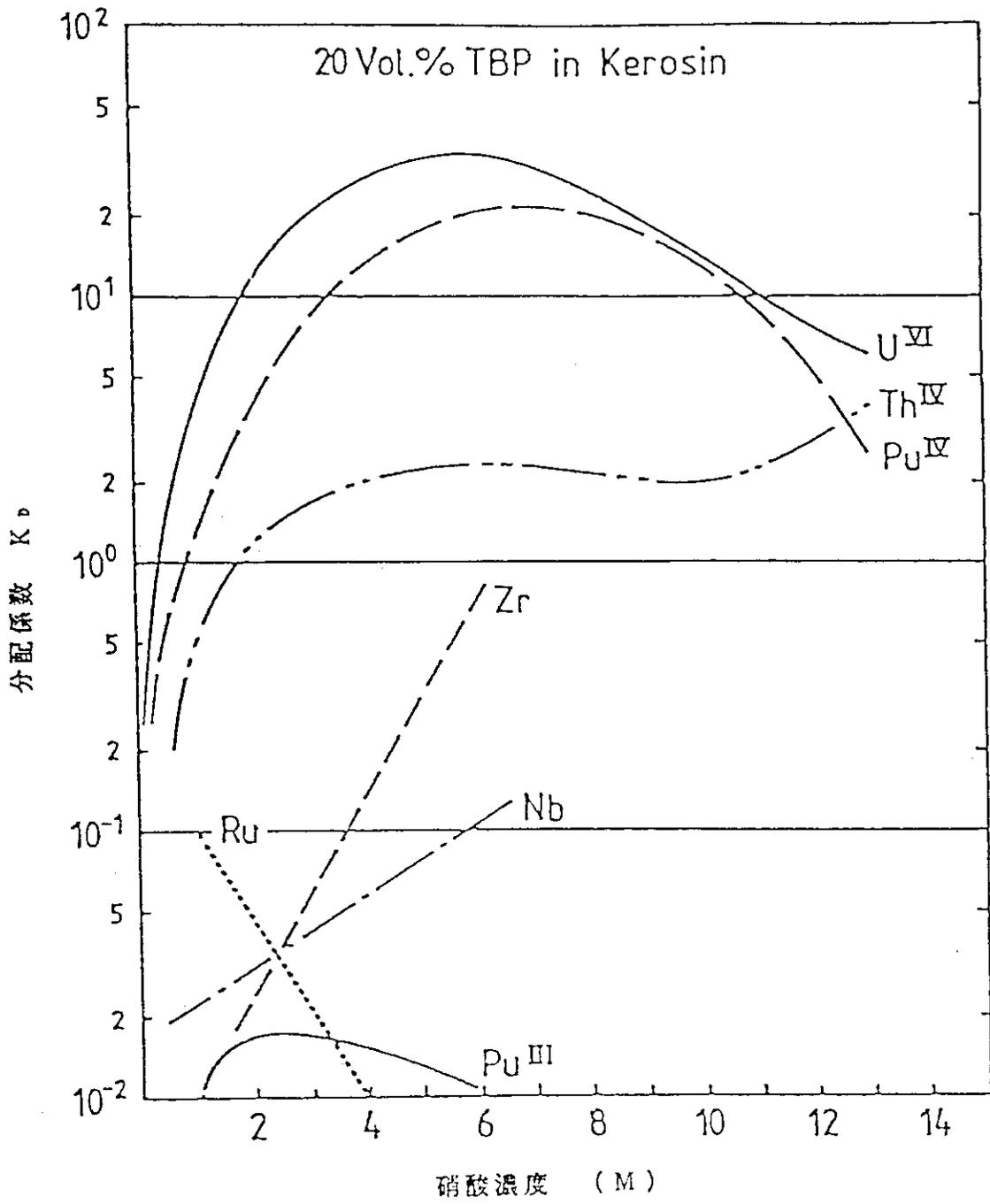


Fig. 4.11 TBP-硝酸系における分配係数

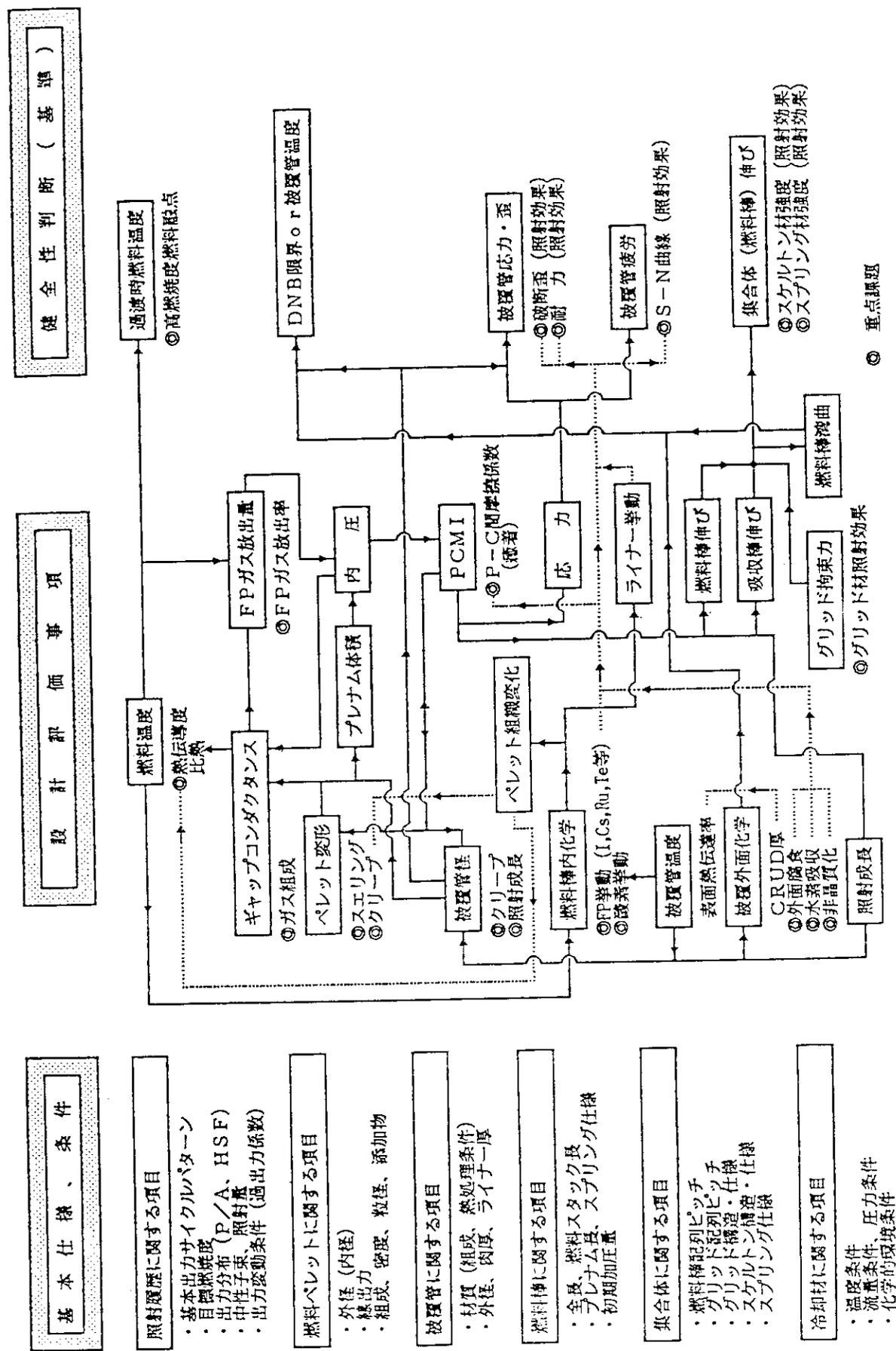


Fig. 4.12 超長寿命燃料の設計流れ図

基本仕様、条件

照射履歴に関する項目

- ・基本出力サイクルパターン
- ・目標燃焼度
- ・出力分布 (P/A, HSF)
- ・中性子束、照射量
- ・出力変動条件 (過出力係数)

燃料ペレットに関する項目

- ・外径 (内径)
- ・線出力
- ・組成、密度、粒径、添加物

被覆管に関する項目

- ・材質 (組成、熱処理条件)
- ・外径、肉厚、ライナー厚

燃料棒に関する項目

- ・全長、燃料スタック長
- ・プレナム長、スプリング仕様
- ・初期加重

集合体に関する項目

- ・燃料棒配列ピッチ
- ・グリッド配列ピッチ
- ・グリッド構造・仕様
- ・スケルトン構造・仕様
- ・スプリング仕様

冷却材に関する項目

- ・温度条件
- ・流量条件、圧力条件
- ・化学的環境条件

Table 4.16 目標燃焼度 単位：GWd/t

燃焼度の種類	炉			型
	現行 PWR	高燃焼度化 1	高燃焼度化 2	超長寿命燃料
燃料体最高	3.9	4.8	5.5	10.0
燃料要素最高	4.3	~5.3*	~6.0*	12.0
ペレット最高	5.0	~6.2*	~7.0*	15.0

* 現行 PWR の比率と同一とした

Table 4.17 中性子束および照射量

項 目	炉			型
	BWR	PWR	超長寿命燃料	
熱中性子束 1 MeV 以上の中性子束 (10^{13} n/cm ² s)	4.2 4.0	5 9	1.5 (3.9eV以下) 8.0	
熱中性子照射量 1 MeV 以上の中性子照射量 (10^{22} n/cm ²)	1.0 1.0 (50GWd/t相当)	0.4 0.8 (39GWd/t相当)	0.4 2.0 (100GWd/t相当)	

Table 4.18 燃料ペレットの主な仕様

項 目	炉		型
	PWR (17x17)	BWR (8x8)	超長寿命燃料
材 料	二酸化ウラン焼結体	二酸化ウラン焼結体	混合酸化物焼結体
ペレット外径 (mm)	8.19	10.3	7.60
密 度 (%TD)	95	95	85
線出力 (W/cm) 通常時最大	約430	約440	約300

Table 4.19 被覆管の主な仕様

項 目	炉		型
	PWR (17x17)	BWR (8x8)	超長寿命燃料
材 質	ジルカロイ 4	ジルカロイ 2	新材料
熱 処 理 条 件	冷間加工	再結晶化 焼きなまし処理	開発課題
外 径 (mm)	9.50	12.3	8.72
肉 厚 (mm)	0.57	0.86	0.48

Table 4.20 燃料棒の主な仕様

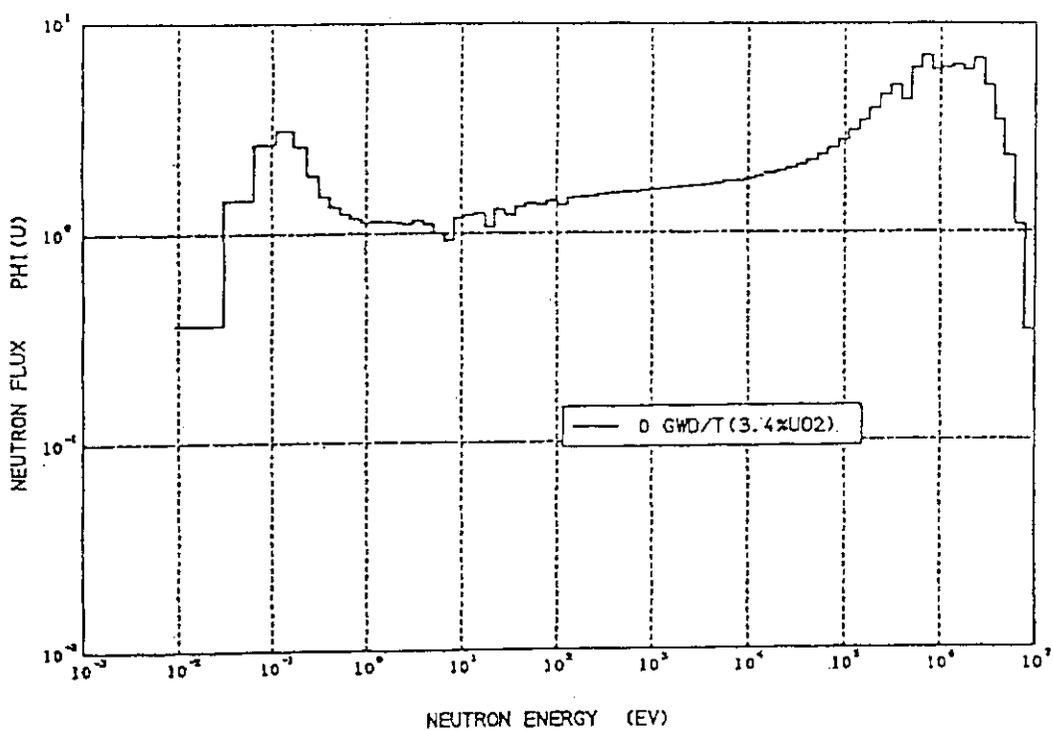
項 目	炉 型		
	PWR (17x17)	BWR (8x8)	超長寿命燃料
全 長 (m)	約 4.1	約 4.5	今後の設計で決める
燃料スタック長 (有効長さ) (m)	約 3.7	約 3.7	約 3.66
プレナム長 (cm)	約 16	約 40	今後の設計で決める
スプリング材質	ステンレス鋼304	ステンレス鋼304	"
初期加圧量 (気圧)	約 35	約 3	"

Table 4.21 燃料集合体の主な仕様

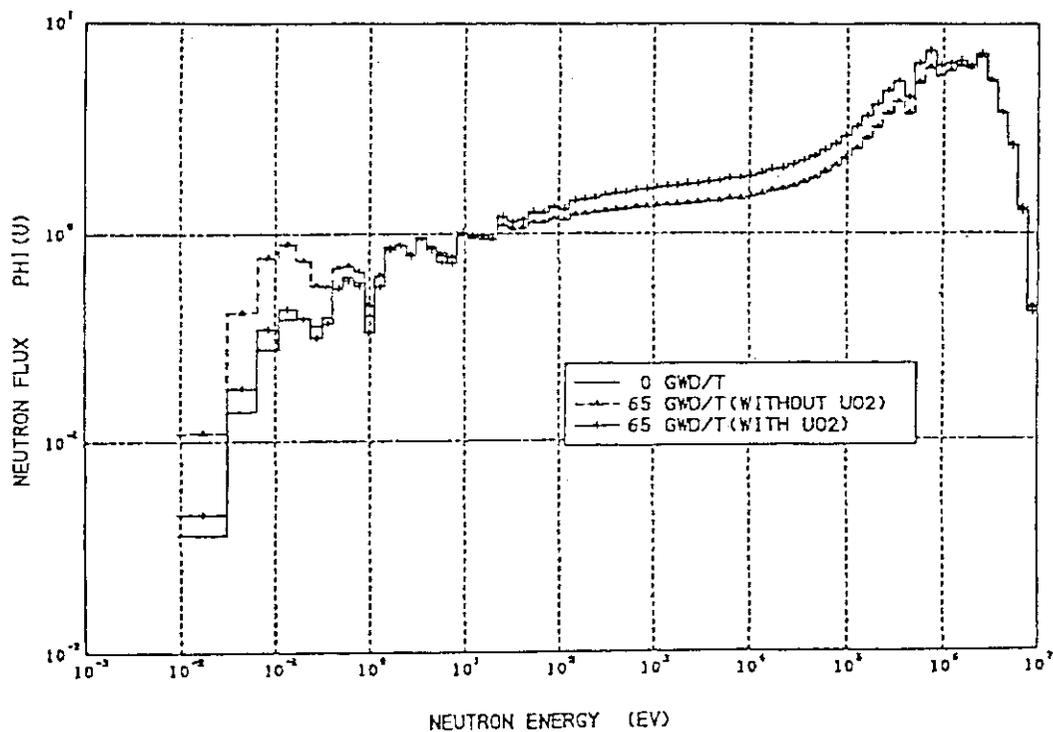
項 目	炉 型		
	PWR (17x17)	BWR (8x8)	超長寿命燃料
燃料棒本数 (本/集合体)	264	62	300(296)
燃料棒配列ピッチ (mm)	12.6	16.3	12.12
グリッド個数	9	7	11
スケルトン構造			
制御棒シンプル本数	24	なし	なし
炉内計装用シンプル本数	1	なし	0(1)
ウォータロッド本数	なし	なし	なし
特殊吸収棒シンプル本数	なし	2	25(24)
タイロッド本数	なし	8	なし
チャンネルボックス	なし	肉厚 2.5mm 内巾 133mm	なし
スプリング仕様			
形状	板ばね	コイル	コイル
位置	集合体頂部 インコネル718	ロッド頂部 インコネル×750	集合体下部 未定

Table 4.22 冷却材に関する仕様, 条件

項 目	炉 型		
	PWR (17x17)	BWR (8x8)	超長寿命燃料
冷却材入口温度 (℃)	289	278	290.8
冷却材流速 (m/s)	約 4.5	-	6.6
圧 力 (気圧)	157	73	158
化学的環境	ホウ酸, LiOH	-	耐蝕性重視



(a) 現行 PWR 炉心における中性子スペクトル



(b) 超長寿命燃料炉心における中性子スペクトル

Fig. 4.13 現行PWR炉心および超長寿命燃料炉心における中性子スペクトル

Table 4.23 超長寿命軽水炉燃料ペレットの特性評価一覽表

番号	項目	対象	現 状					100 GWd/t での予想値	重要度	データの 適用
			データ		熱出力(温 度)依存性	燃焼度 依存性				
			既値	温度			燃焼度			
1	融点	(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	2750℃		0	大 温度勾配	中, 線形	中	燃料中心温度	
2	密度	(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	11.04 (理論値)	室温	0	中, 線形	中, 線形	大	発熱密度	
3	スエリング (焼きしまり) ($\Delta V/V$)	UO ₂ (PWR)	0%	1273~ 1800 (K)	30GWd/t	大, 非線形	中, 線形	大	被覆管応力	
4	熱伝導率 ($\Delta T/\Delta L$)	(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	2%	"	50GWd/t	大, 非線形	1%/10GWd/t 中, 非線形	大	PCI 温度計算	
5	熱膨張率 ($\Delta L/L$)	(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	0.03 W/cm/K	1273K	0	大, 非線形	中, 非線形	大	被覆管応力	
6	粒成長	UO ₂	0.5%	773K	0	大, 非線形	小	中	FPガス放出	
7	FPガス放出	UO ₂ (PWR)	1.0%	1273K	0	大	中, 飽和 大, フルレニウス	小	FPガス放出	
			1%	<1000℃	40GWd/t	大, フルレニウス	大, 線形	大	被覆管応力	
			2%		50GWd/t					

Table 4.23 (続 き)

番号	項目	目	対象	現 状				100 GWd/t での予想値	重要度	データの 適用
				既値	データ 温度	燃焼度	熱出力(温 度)依存性			
8	強度		(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	>10 ⁵ kN/m ²	1273 K	0	大, 非線形	小	小	PCI
9	延性		(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	<10 ⁴ kN/m ²	1273 K	0	大, " "	小	小	PCI
10	クリープ		(U _{0.8} Pu _{0.2})O ₂	~0	<1000 K	0	大, 非線形	小	小	PCI
11	比熱		(U _{0.15} Pu _{0.25})O ₂ (U _{0.15} Pu _{0.25})O ₂	~1% ~300 ~330 (J/kg/K)	1773 K 773 K 1273 K	0	大, " " 大, 7MeVγ 大, 非線形	小	中 小	被覆管応力 炉心熱容量

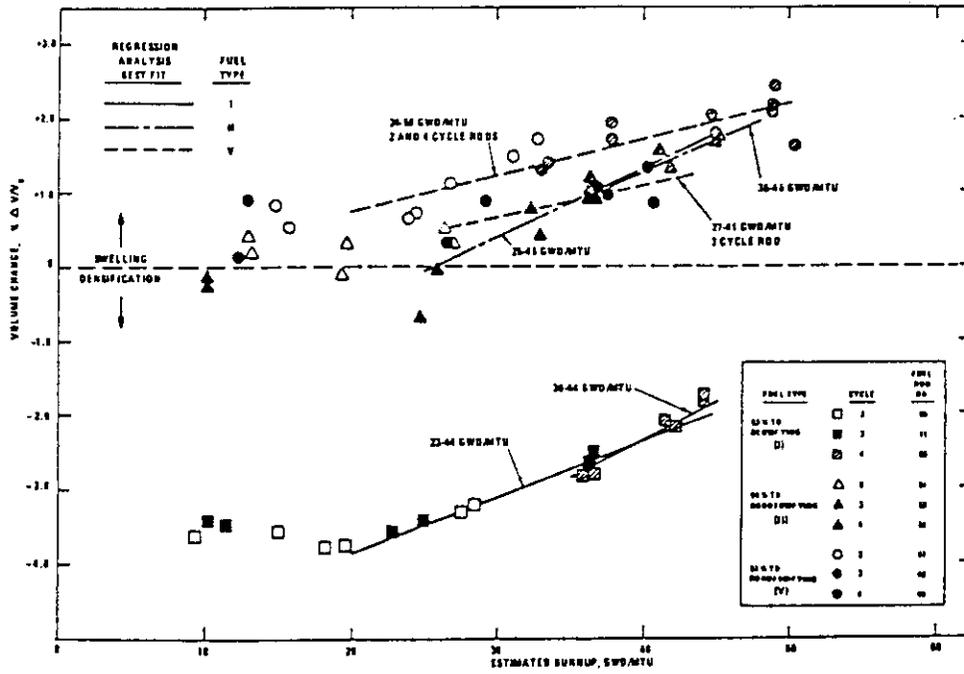


Fig. 4.14 PWR 燃料スエリングの燃焼度依存性

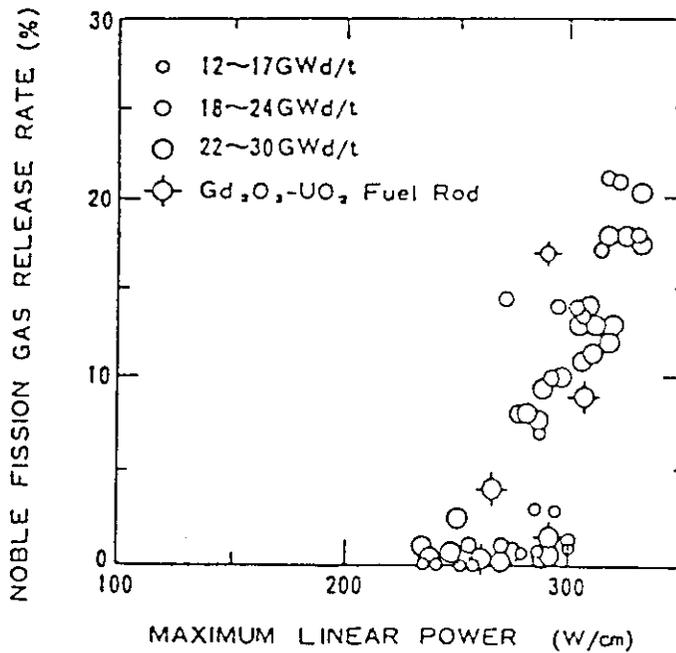


Fig. 4.15 BWR 燃料での核分裂放出率の線出力依存性

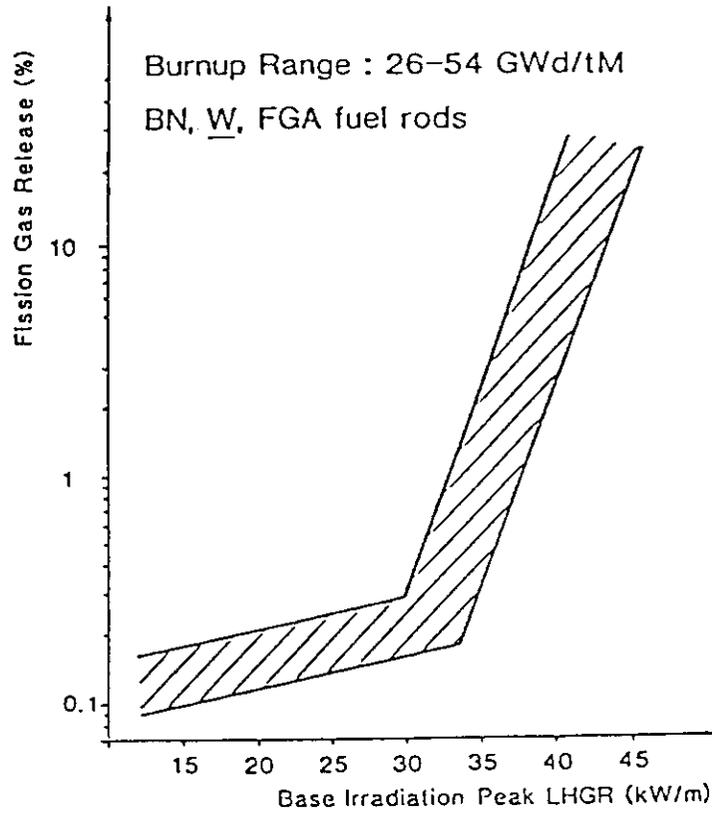


Fig. 4.16 PWR 燃料での核分裂放出率の線出力依存性

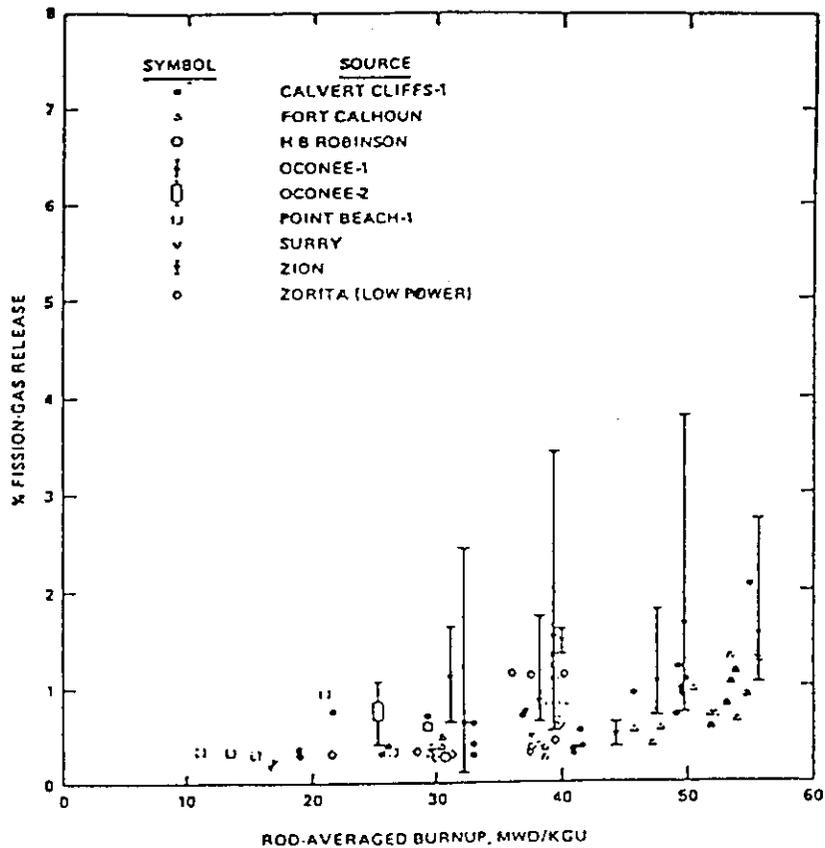


Fig. 4.17 高燃焼度まで燃焼させたPWR燃料での核分裂ガス放出率の代表的データ

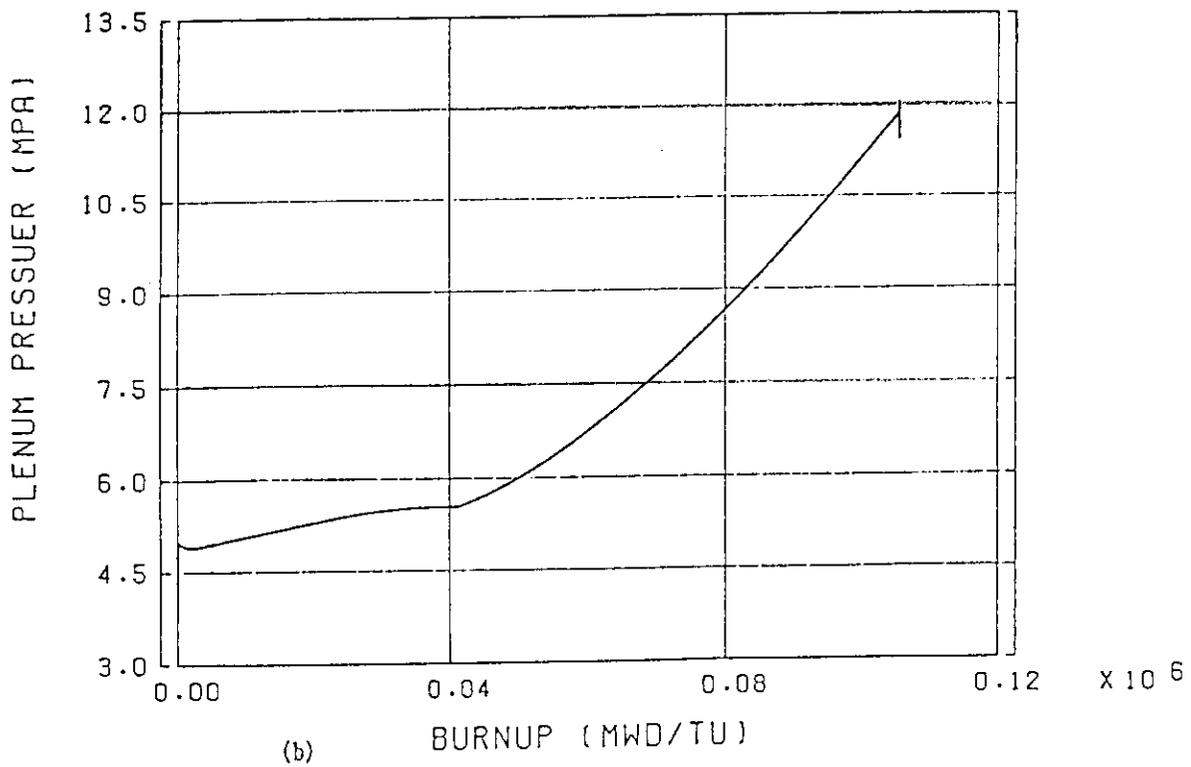
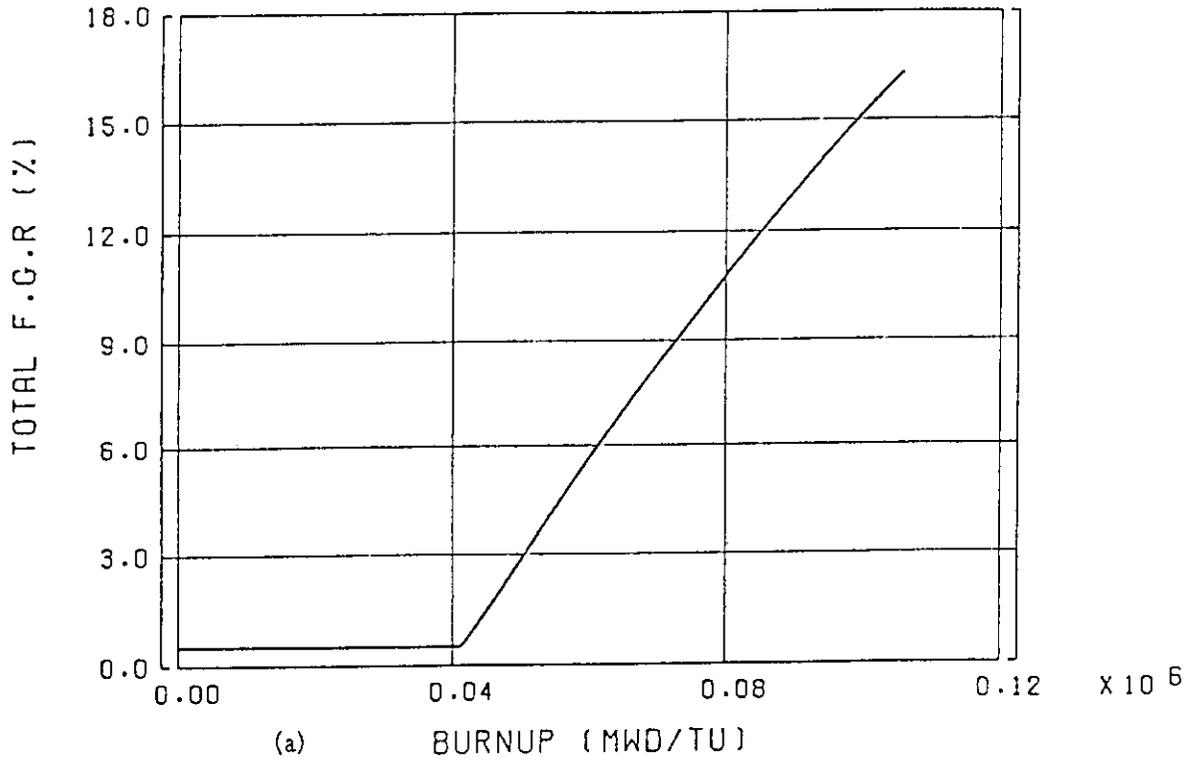


Fig. 4.18 超長寿命燃料の核分裂生成ガス放出率および内圧変化 (試算例)

GAS RELEASE PROCESSES ON GRAIN SURFACES

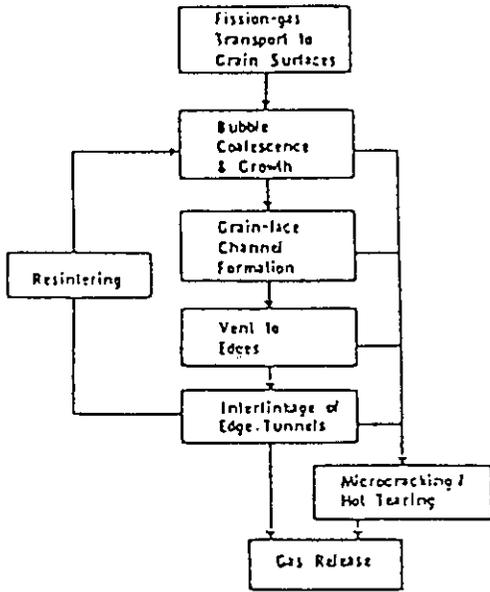


Fig. 4.19 過度運転時の核分裂ガス放出機構

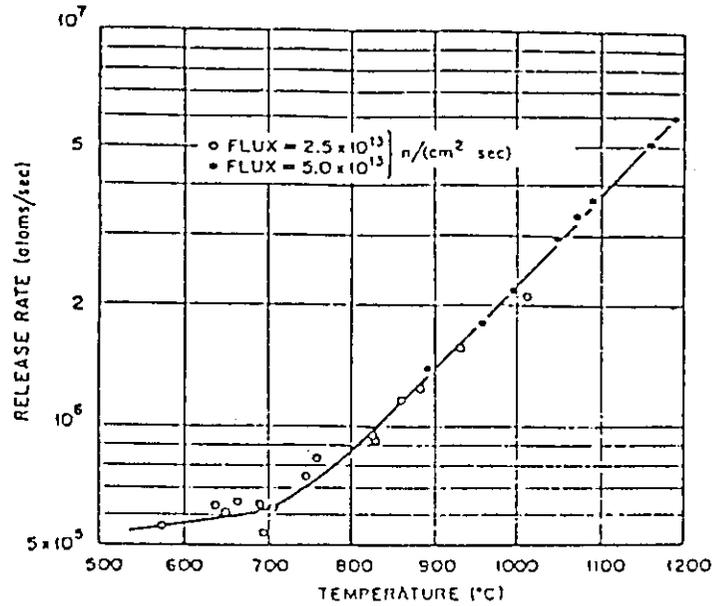


Fig. 4.20 核分裂ガス放出の温度依存性

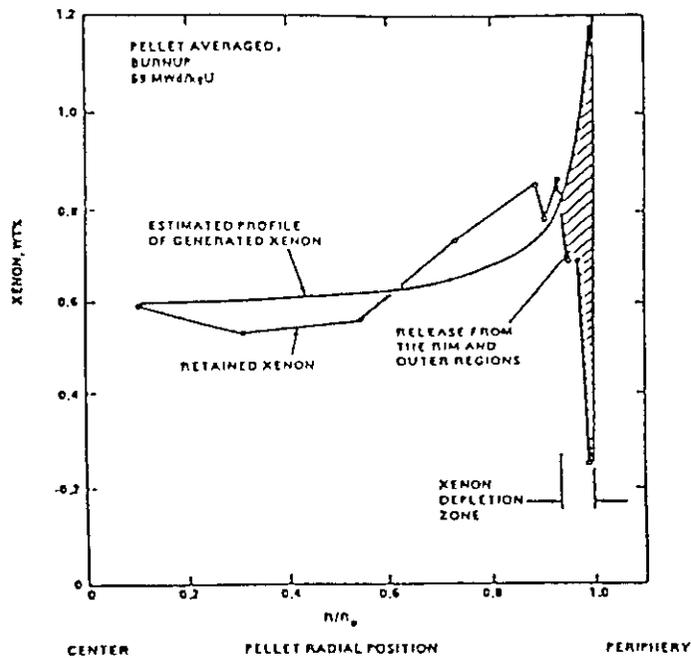


Fig. 4.21 PWR燃料の熱出力およびキセノンの半径分布 (表面多孔性変質層の存在)

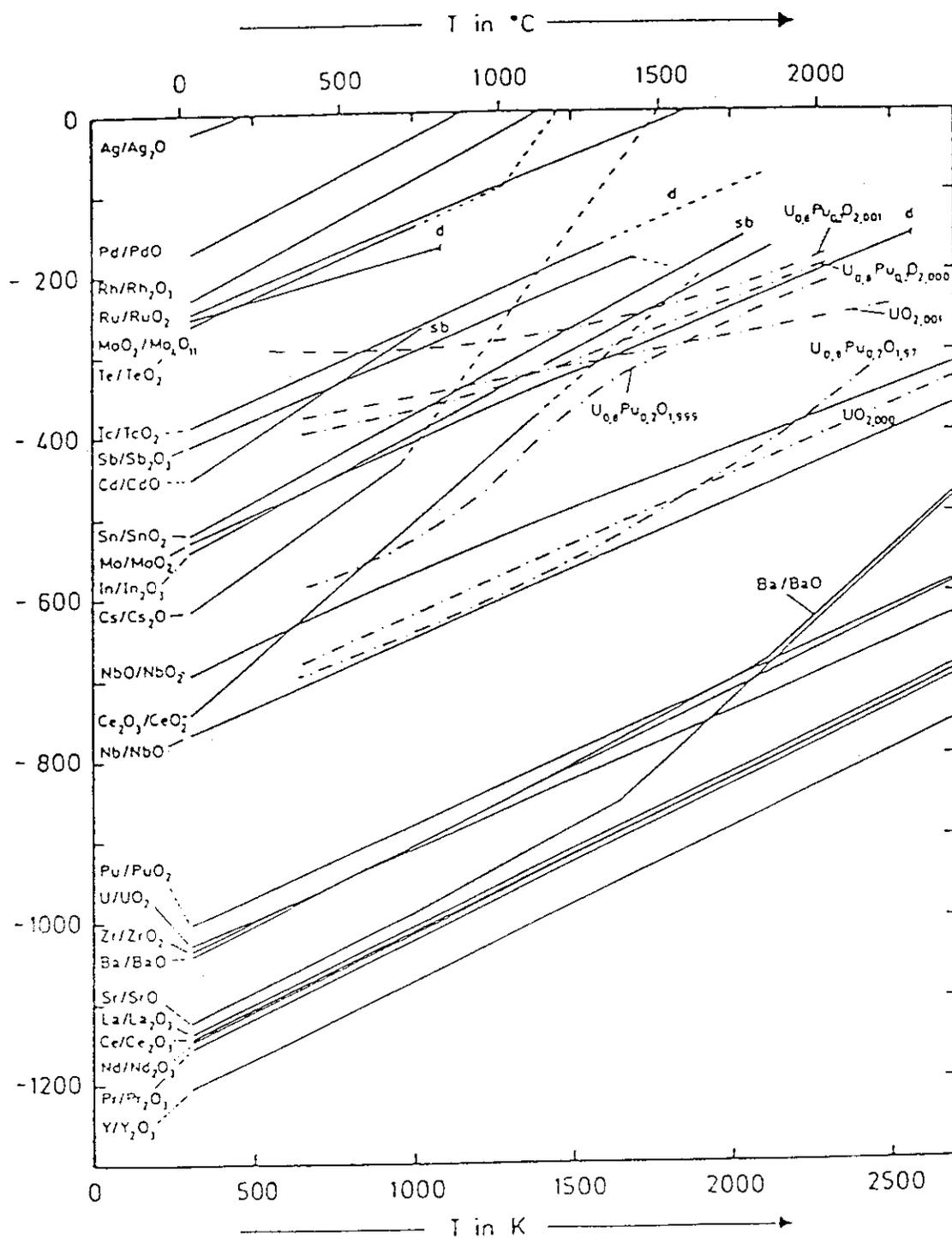


Fig. 4.22 核分裂生成物の標準生成エネルギーと (U, Pu)O₂ 酸素ポテンシャルの温度依存性

Table 4.24 各種族別核分裂生成物の核分裂収率とO/M比増加

$\Sigma (O/FP) i y_i$

	^{235}U	^{239}Pu
アルカリ金属	23.25	21.53
アルカリ土類金属	16.39	9.96
希土類元素	81.55	66.66
Zr, Mo	85.06	57.67
合計	206.25	155.82

	^{235}U	^{239}Pu
n	1.031	0.779
$\Delta (O/M)$ at 1%	-0.00063	0.0045
$\Delta (O/M)$ at 10%	-0.0069	0.049

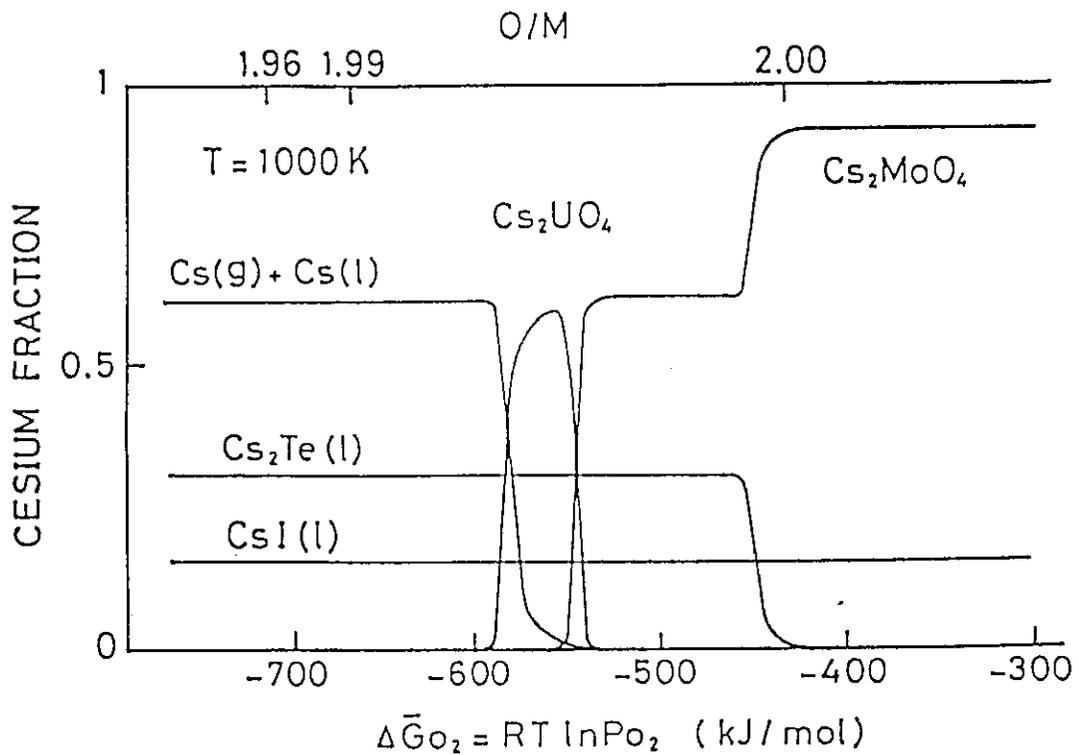


Fig. 4.23 照射した燃料中でのセシウムの化学形の酸素ポテンシャル (O/M比) 依存性 (1000℃)

Table 4.25 燃料被覆管材料の特性評価一覽表

番号	項目	対象	現 状				100GWd/t での予想値		重 要 度	データの 適用
			デ ー タ		燃 焼 度	熱出力 (温度) 依存性	燃焼度 依存性			
			標 準 値	温 度						
1	融点	ZrY	1855±15℃	-	0	-	小	小	安全評価	
2	比熱	ZrY	0.29 J/g·K 0.34 J/g·K	20℃ 425℃	0	中, ほぼ線形	小	中	安全評価	
3	熱伝導度	ZrY	0.16 W/cm·K	300℃	0	中, ほぼ線形	小	大	熱伝達	
4	熱膨張率	ZrY	6.48×10 ⁻⁶ /K (ランダムな ZrY)	RT~370℃	0	中, ほぼ線形	小	小	変形	
5	強度	ZrY	約76 kg/mm ²	343℃	55GWd/t	大,	中, 飽和	大	強度, 破損	
6	伸び	ZrY	約1%	343℃	55GWd/t	大,	大, 非線形	大	変形, 破損	
7	クリープ	ZrY		350℃		大,	大, 70レバ	大	変形	
8	照射成長	ZrY	約1%	277~308℃	8×10 ²¹ n/cm ²	大,	大, 非線形	大	変形	
9	照射下疲労	ZrY	照射の効果は微小	316℃	5.5×10 ²¹ n/cm ²	大,	中,	大	破損	
10	外面腐食	ZrY	50μm	340℃	60GWd/t	大,	大, 非線形	大	熱除去, 強度	
11	水素吸収	ZrY	100~400 ppm	340℃	50GWd/t	大,	大, 非線形	大	強度, 破損	
12	内面腐食	ZrY				大,	大, 非線形	大	破損	

Cladding Mechanical Properties (Average and Range) Through Five Cycles of Irradiation - Uniaxial Tension Tests at 343C

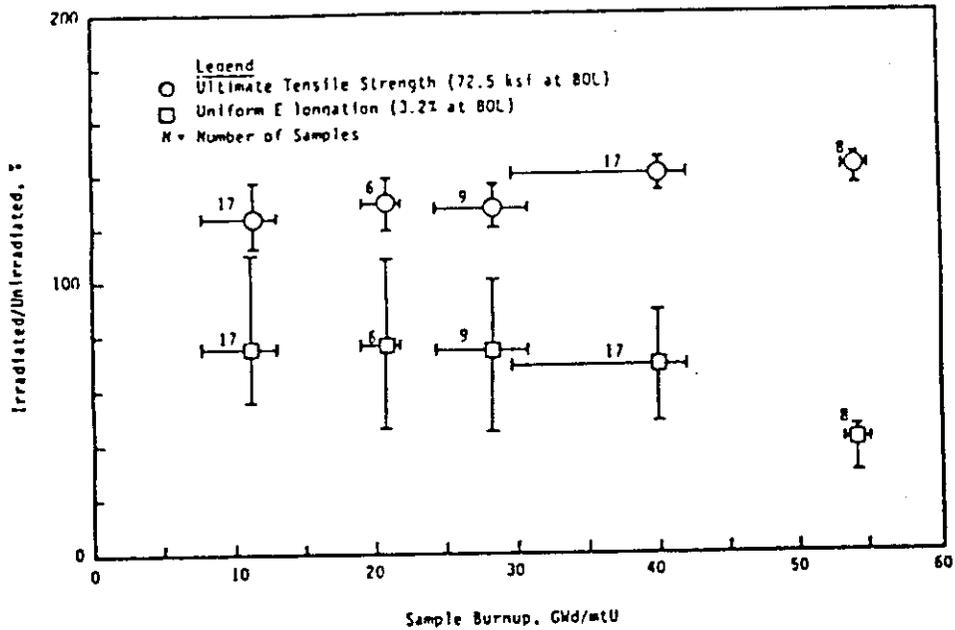
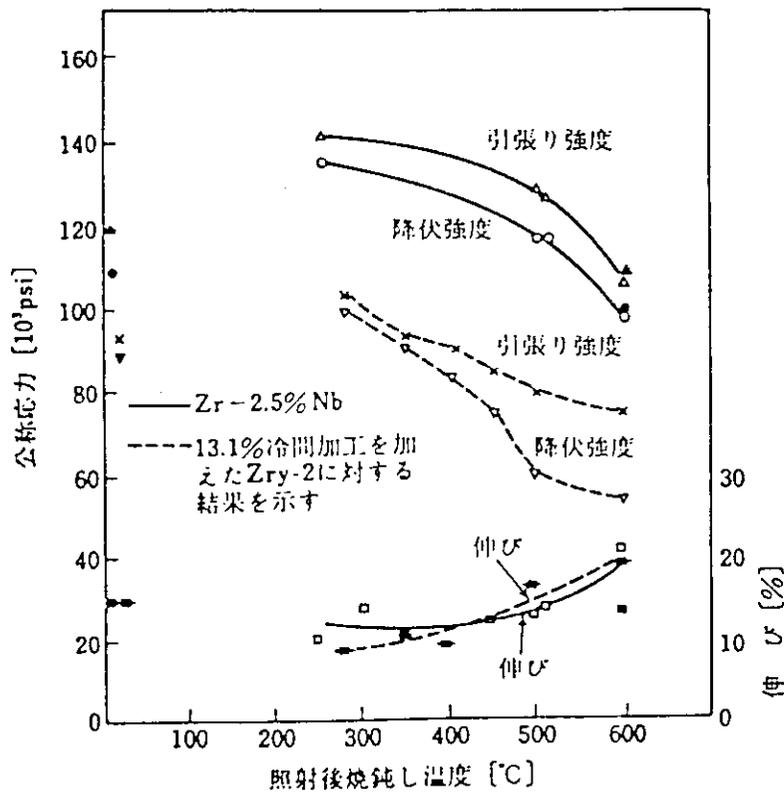


Fig. 4.24 ジルカロイの一軸引張強度、伸びに対する燃焼度増加の影響



880°C で1時間溶体化熱処理し水で急冷した後500°C で24時間焼戻したもの(250°C, 1.0×10^{20} n/cm²)

Fig. 4.25 照射されたZr-2.5Nb合金の強度と伸び

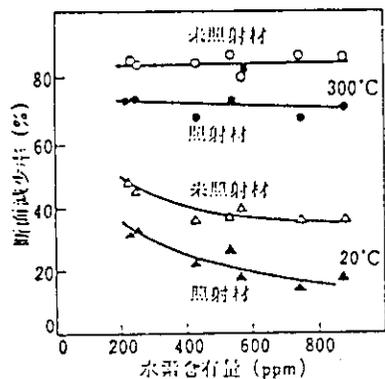


Fig. 4.26 照射されたジルカロイの伸びに対する水素含有量の効果

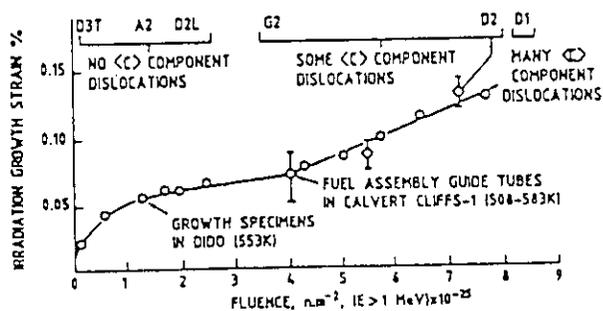


Fig. 4.27 ジルカロイの照射成長の中性子照射量依存性

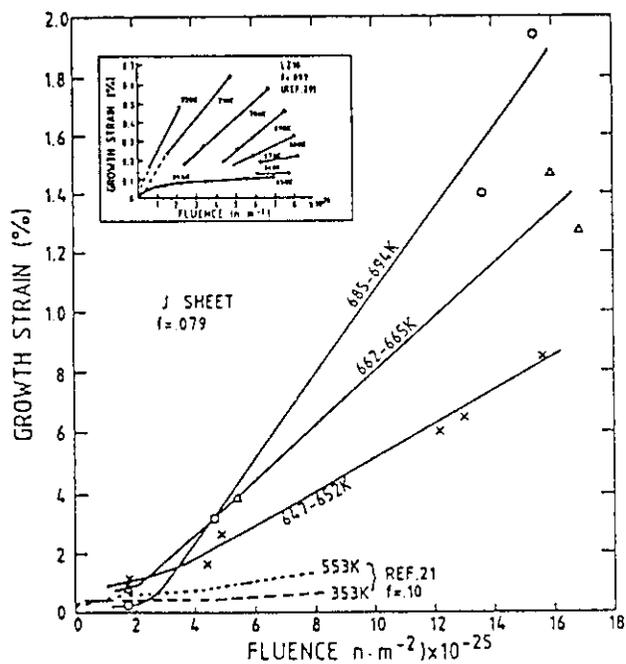


Fig. 4.28 ジルカロイの照射成長の温度による差異

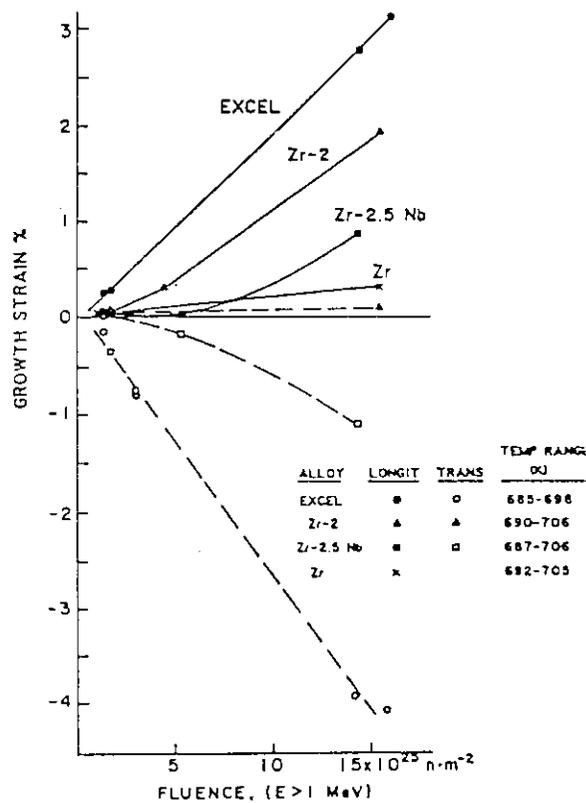


Fig. 4.29 ジルコニウム合金の照射成長の比較

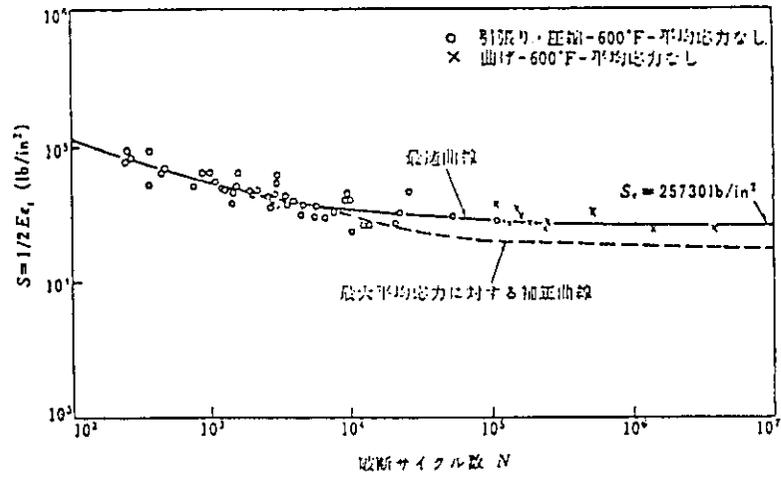


Fig. 4.30 照射されたジルカロイの疲労データ

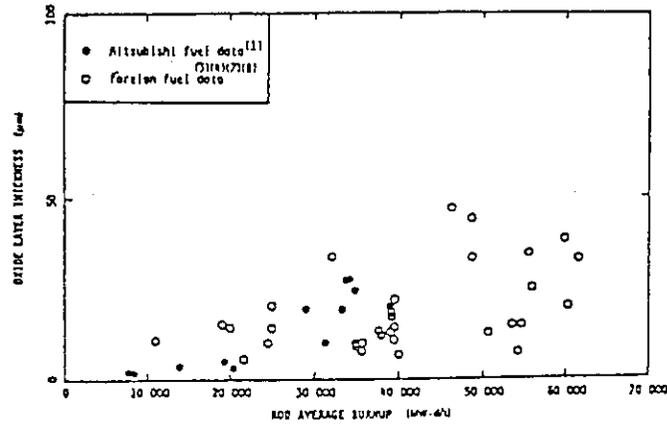


Fig. 4.31 燃料棒平均燃焼度と酸化物被膜厚さの関係

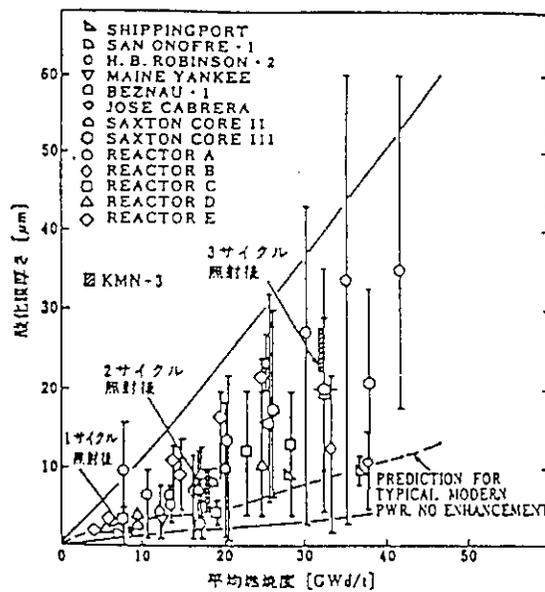


Fig. 4.32 燃料棒平均燃焼度と酸化物被膜厚さの関係

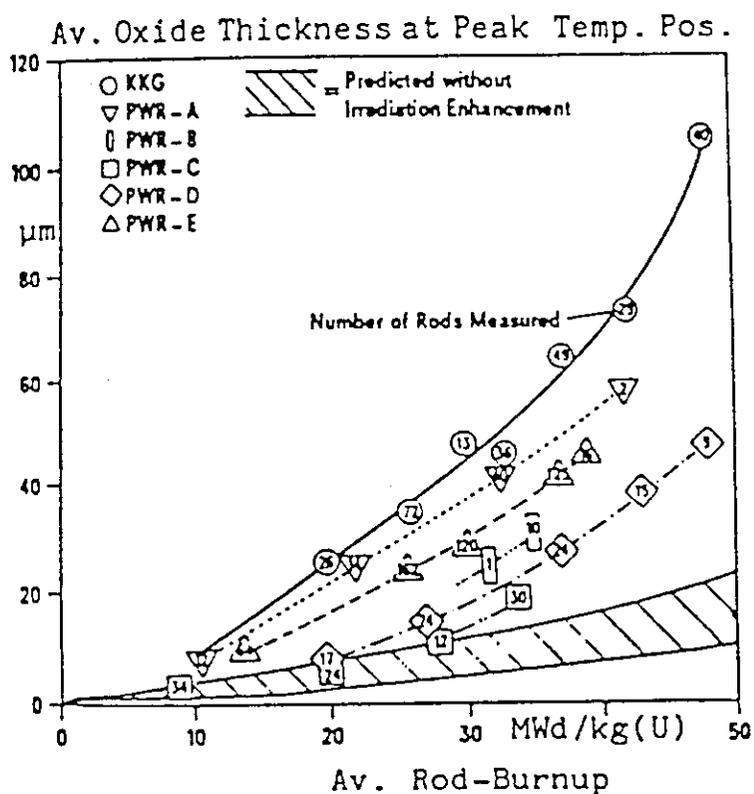


Fig. 4.33 種々のPWR燃料棒平均燃焼度と酸化物被膜厚さの関係

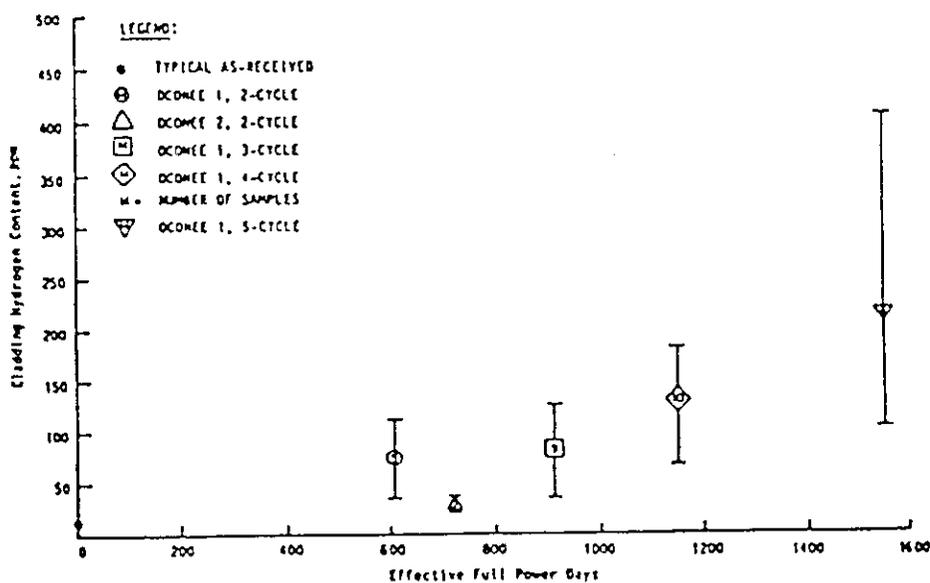
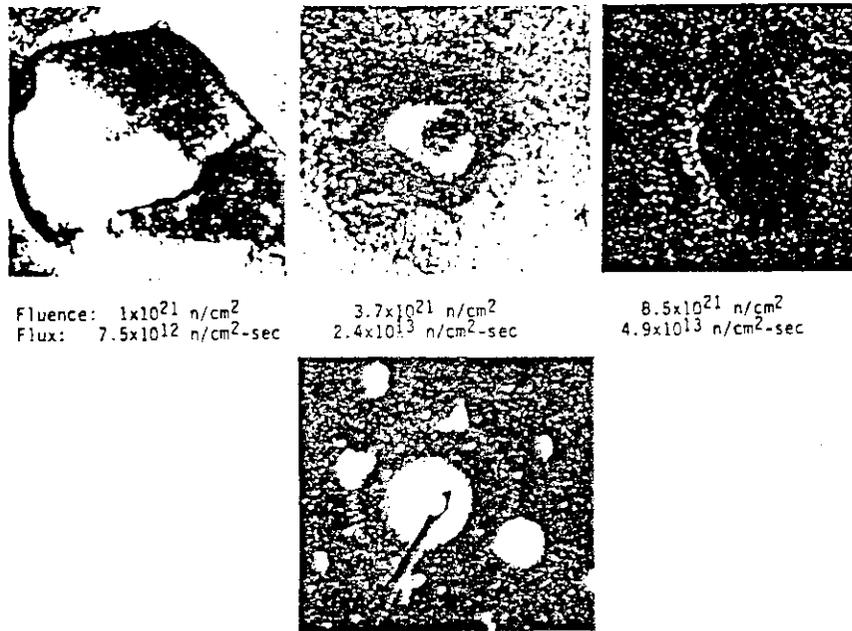
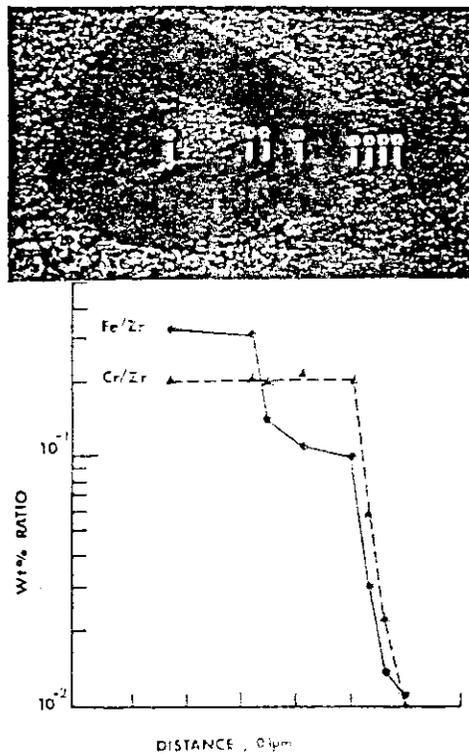


Fig. 4.34 燃焼度の増加による燃料被覆材料中の水素含有量の増加



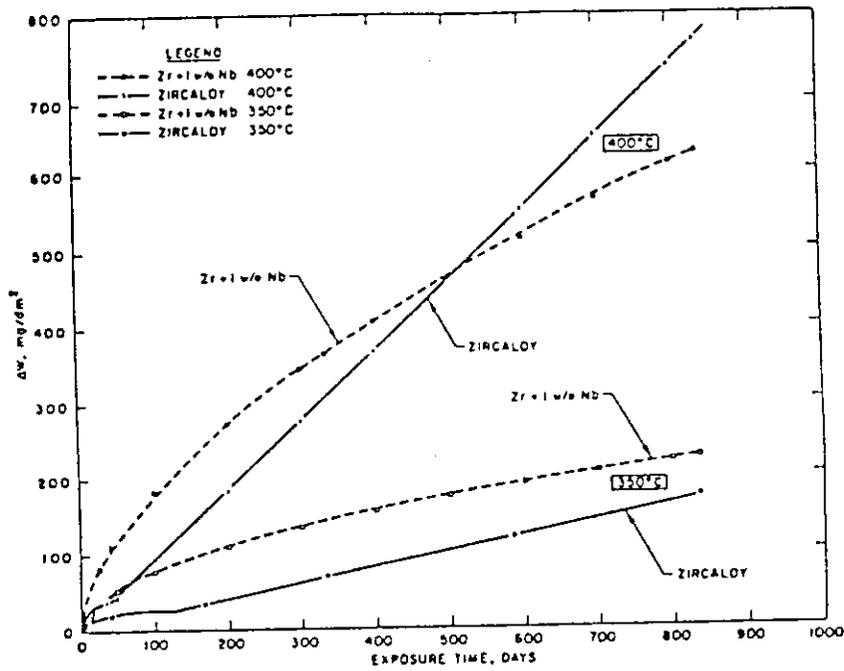
—Fluence and flux dependence of the amorphous transformation of $Zr(Fe, Cr)_2$ Laves precipitate in Zircaloy-4 irradiated at 561 K; associated diffraction pattern showing the presence of the amorphous structure.

Fig. 4.35 288 °Cで照射された Zry-4 中析出物のアモルファス化に及ぼす中性子束と照射量の効果

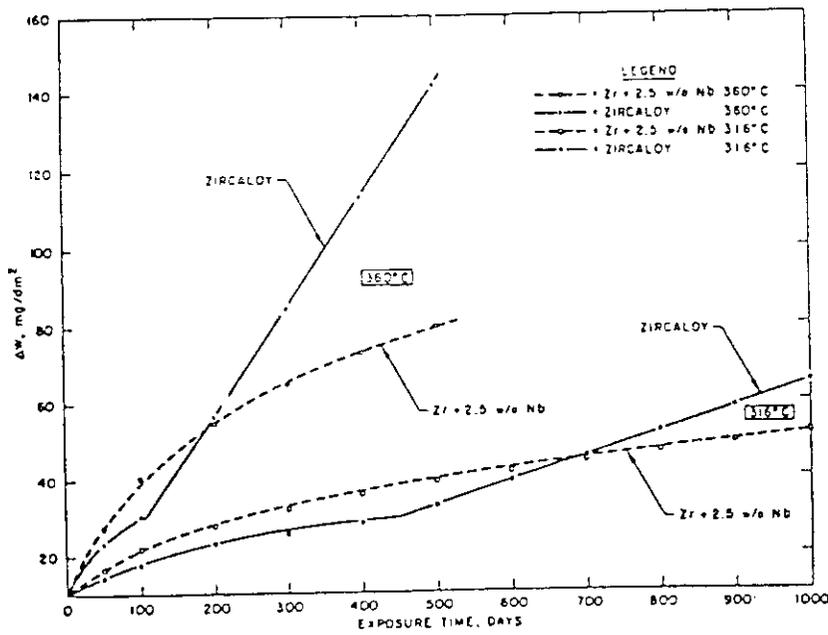


—Composition profiles of Fe/Zr and Cr/Zr across a partially transformed $Zr(Fe, Cr)_2$ precipitate in Zircaloy-4 at 561 K irradiated to 8.5×10^{21} n/cm² ($E = 1.0$ MeV).

Fig. 4.36 アモルファス化した Zry-4 中析出物周辺の元素分布



(a) ジルカロイとZr-1.0 Nbの炉外腐食データ



(b) ジルカロイとZr-2.5 Nbの炉外腐食データ

Fig. 4.37 ジルカロイとZr-Nbの腐食試験結果の比較

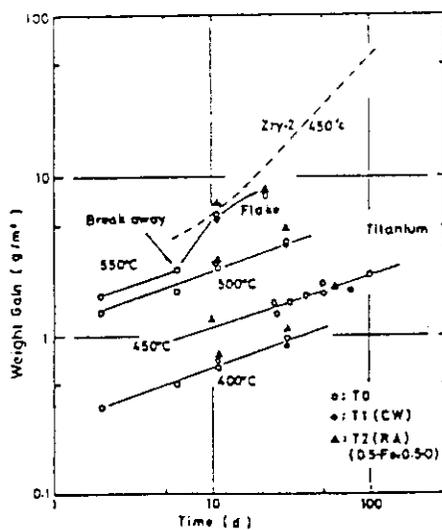


Fig. 4.38 Ti の酸化試験結果

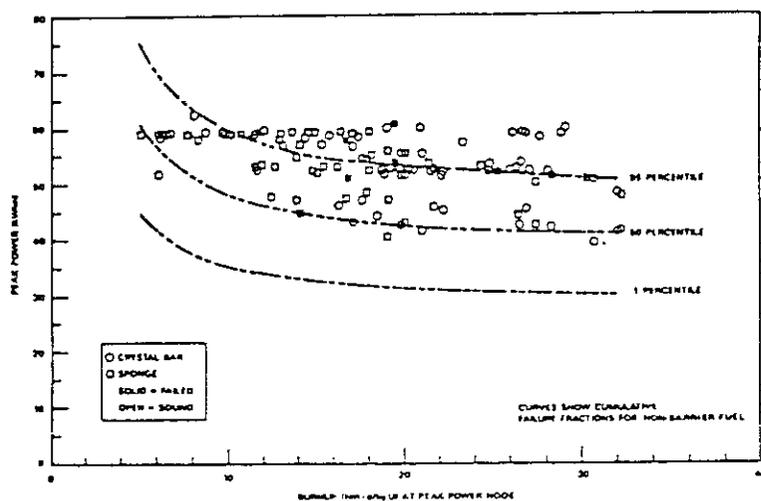


Fig. 4.39 PCI による破損 (Zr バリア燃料)

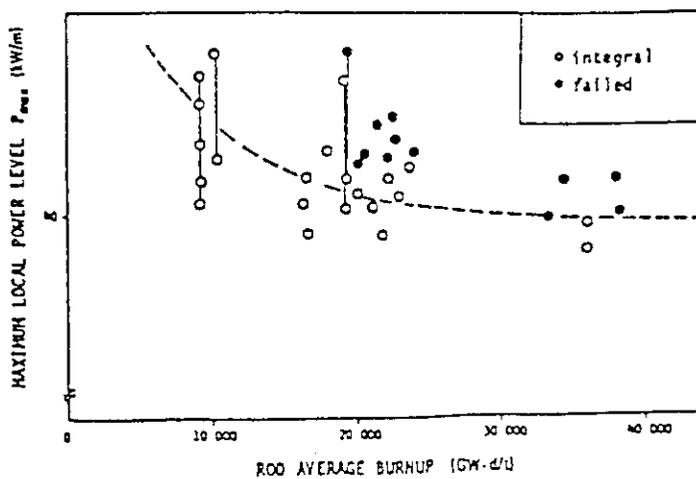


Fig. 4.40 PCI による破損 (PWR 燃料)

Table 4.26 燃料集合体の特性評価一覧表

番号	項目	現 状				100 GWd/t での予想値	重要度	データの適用	
		対 象	デ ー タ		熱 出 力 (温度) 依 存 性				燃 焼 度 依 存 性
			既 値	温 度					
1	棒 曲 り	LWR燃料	< 50%	PWR条件	5.5 GWd/t	大	中	DNB限界	
2	棒 成 長	LWR燃料	~1%	BWR/PWR	$1 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$	大	大	健全性	
3	集合体成長	LWR燃料	~1%	BWR/PWR	$1 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$	大	大	健全性	
4	PCI破損	LWR燃料	~400#/cm	BWR/PWR	4.5 GWd/t	大	大	健全性	
5	ギャップ特性	LWR燃料				大	大	熱伝達	
6	支持格子応力	LWR燃料	< 0.5 kg	BWR/PWR	3.0 GWd/t	中	中	強度	
7	スプリング	LWR燃料				中	中	強度	

Table 4.27 研究炉・試験炉の現状

原子炉	JMTR	R-2	HFR (Petten)	HBWR	DR 3 (Riso)	BR 2
	日本	スウェーデン	オランダ	ノルウェー	デンマーク	ベルギー
型式	タンク型	タンク型	タンク型	タンク型	タンク型	タンク型
減速・冷却方式	軽水減速・冷却	軽水減速・冷却	軽水減速・冷却	重水減速・冷却	重水減速・冷却	軽水減速・冷却
熱出力	50 MW	50 MW	45 MW	20 MW	10 MW	120 MW
最高速中性子束	$2 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$4.5 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$4.5 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$0.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$4.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$7 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$
最高熱中性子束	$3 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$5.0 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$3 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$0.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$1.5 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	$6 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$
臨界年	1968	1959	1961	1959	1960	1961
稼働日数	110日/年	~250日/年	280日/年	275日/年	4週間(内定期的炉停止4.5日)のサイクルを連続的に繰り返す。	4週間(内定期的炉停止2週間)のサイクルを繰り返す。
主要な燃料照射装置	・ループ照射設備 ・BOCA	・水ループ(4本) PWR及びBWR 条件用 ・BOCA	・カプセル型照射装置 ・キャプセル水平駆動装置	・水ループ PWR及びBWR 条件用 ・照射リグ 直径測定用 出力衝撃用 冷却材喪失用 その他	・照射リグ	・照射リグ
炉内構造 (燃料照射試験装置との関連)	炉心を取り囲む压力容器は円筒状で、水ループ中にある。压力容器上蓋に多数のノズルがあり、試験用燃料要素はノズルを通るループ、キャプセル内で照射される。 炉心有効長: 750 mm	原研JMTR炉と似た構造であり、プール中の円筒状压力容器に囲まれた炉心。 炉心有効長: 670 mm	水プール中で、箱型のアルミ製压力容器に囲まれた炉心がある。压力容器上部には実験用孔が約20あげられている。試料はキャプセルに入れられ、压力容器の外側あるいは実験用孔にて照射される。 炉心有効長: 624 mm	ナベ状の水プールに厚い平坦な上蓋をのせた構造。照射リグは上蓋につけられた孔より炉心に差し込まれる。 炉心有効長: 約1.7 m	ハルデン炉と同様に、ナベ状の水プールに厚い上蓋をつけた構造。照射リグは上蓋につけられた孔より炉心に差し込まれる。 炉心有効長: 600 mm	水プール内につづみ状の压力容器に囲まれた炉心がある。压力容器の両端より貫通した燃料; Be反射体、制御棒が压力容器中央で密になるようにねじれた形でおしまわれている。 炉心有効長: 760 mm
軽水炉条件	水ループ(DWL-2)にて、PWR, BWR条件での燃料照射ができる。また、OSF-1照射設備/BOCAによりBWR温度・圧力条件での出力急昇試験が行なえる。	ループとBoiling Capsule (PWR, BWR) を使い、PWRおよびBWRの圧力温度条件にて照射試験が行なえる。	キャプセル内はBWRおよびPWR条件(圧力・温度)おに設定できる。	通常照射リグはハルデン炉の圧力・温度条件で照射されるが、水ループはPWRとBWRの圧力・温度条件に設定できる。	照射リグ内は軽水炉温度・圧力条件に設定できる。	照射リグ内は軽水炉温度・圧力条件に設定できる。
試験燃料の形状、寸法	・燃料要素 ・最大全長 約500 mm (BOCA使用時)	・燃料要素 ・BOCAには数本の燃料要素が同時に入れられる。	・燃料要素 ・最大全長 2000 mm	・燃料要素 ・多数の燃料要素を同一リグ内に入れられることができる。	・燃料要素 ・燃料有効長最大 600 mm	・燃料要素 ・小さな集合体の軽水炉条件で照射できる加圧水ループを開発中。
出力急昇試験の方式	BOCAにおいては、燃料要素を取り囲むHe ³ コイルの圧力の増減により出力を変化させる。	燃料要素を取り囲むHe ³ コイルの圧力の増減により出力を変化させる方法と、燃料要素を炉心外から炉心内につり上げる方法の二つがある。	キャプセルに入れられた燃料要素を压力容器外壁より約40cm離れた位置より炉心に近づけることにより出力を上昇させる。	燃料要素を囲むHe ³ コイルの圧力を増減させることにより出力を変化させる。	炉出力の上昇をもって出力急昇試験を行う。	燃料要素を囲むHe ³ コイルの圧力を増減させることにより出力を変化させる。
照射後試験設備との関係	原子炉水プールとホットセルが水カナルによってつながっているため、遮蔽容器を使わずに照射試料をホットセルに移送できる。	原子炉とホットラボは同一敷地内にあるが、隣接していない。	原子炉とホットラボは同一敷地内にあるが、隣接していない。	ホットラボはない。	原子炉とホットラボは同一敷地内にあるが、隣接していない。	原子炉とホットラボは隣接しており、照射試料は水プール底からホットラボに通じている輸送シュートによって移動できる。
炉内計装	・燃料要素出力(冷却水温度) ・中性子束 ・燃料要素伸び計 ・燃料破損(FP)検出	・燃料要素出力(冷却水温度, 流量, 中性子束) ・破損検出	・燃料要素出力(冷却水温度, 流量, 温度) ・燃料要素伸び ・破損検出 ・直径測定 ・燃料要素内圧 ・燃料要素中心温度	・燃料要素出力(冷却水温度, 流量) ・直径測定 ・燃料棒ギャップ測定 ・燃料要素中心温度 ・燃料要素伸び ・燃料要素破損位置検出 ・燃料要素内圧 など	・燃料要素出力(冷却水温度, 流量) ・中性子束 ・燃料要素中心温度 ・燃料要素内圧	・燃料要素出力

Table 4.28 ホットラボと試験設備

	試験機器	原研 実用燃料試験室	原研 東海ホットラボ	原研 大洗ホットラボ	三菱重工 燃料ホットラボ	日本核燃料開発(株) ホットラボ
非 破 壊 試 験	外観検査 (プール)				水中テレビ 水中ペリコープ ファイバースコープ	燃料昇降装置
	外観検査 (セル)	集合体外観検査装置 燃料棒外観検査装置 プロフィロメータ ペリコープ	外観撮影架台 ペリコープ	ビューカメラ ペリコープ	ペリコープ	ペリコープ
	寸法検査	燃料棒寸法測定装置 燃料体寸法測定装置	料棒寸法測定装置 燃料体寸法測定装置	燃料棒寸法測定装置 ギャップ測定装置	レーザー方式寸法測定 装置	燃料棒寸法測定装置
	ガンマスキニング	ガンマスキニング装置	ガンマスキニング装置	ガンマスキニング装置	ガンマスキニング装置	ガンマスキニング装置
	X線透過試験	X線透過試験装置	X線撮影装置	X線撮影装置	X線透過試験装置	
	渦電流探傷試験	渦電流探傷/膜厚試験装置	渦電流探傷試験装置	被覆管欠陥検査装置	渦電流探傷試験装置	渦電流探傷試験装置
燃料棒漏洩試験	リーク検出装置		リークテスター	ヘリウムリーク試験装置	ヘリウムリーク試験装置	
破 壊 試 験	バンクチャ試験	バンクチャガス分析装置		FPガス捕集装置	バンクチャ試験装置	ピンバンクチャ装置 溶接装置
	集合体解体と燃料棒切断	集合体解体装置 溶接装置 回転式切断機 NaKキャプセル開封装置 据盤 プレス装置 重量測定装置	溶接装置 ハックソー レジンノイド切断機 油圧プレス 研究炉燃料解体装置	回転カッター ミーリングマシン ハックソー ダイヤモンドカッター	切断装置 脱ミート装置 樹脂注入装置 溶接機	燃料棒切断機 縦割切断機 精密切断機
	被覆管引張試験	高温雰囲気引張試験機	真空高温引張試験機	高温雰囲気引張試験機	引張試験装置	万能試験機
	被覆管内圧破壊試験	バースト試験機			内圧破壊試験装置	バースト試験装置
	被覆管クリープ試験		高温クリープ試験装置		内圧クリープ試験装置	
	被覆管疲労試験		引張疲労試験機			疲労試験機
	ペレット密度測定	重量密度測定装置 水銀ピクノメータ	メトラー天秤 密度測定装置	密度測定装置	密度測定装置 (液浸式)	密度測定装置
	試料作成	回転式切断機 樹脂注入装置 埋込み装置 マイクロサンプリング装置 背割切断機 研磨腐食洗浄装置	レジンノイド切断機 樹脂注入装置 マイクロカッター 回転研磨機 試料表面処理装置 超音波洗浄装置	マイクロカッター 研磨機 電解研磨機	研磨機 腐食装置(電解式) 超音波洗浄装置 試料前処理装置	自動研磨機 電解研磨装置 切断機 電気炉 試料加工装置 試料打抜装置
	試料寸法	寸法測定装置	電解研磨腐食装置 外観寸法測定装置	寸法測定器		短尺試料寸法測定装置
	金相観察	マクロ観察装置 金属顕微鏡 モザイク顕微鏡	低倍率顕微鏡 金属顕微鏡 電子顕微鏡	低倍率ズーム顕微鏡 テラトーム顕微鏡	低倍率顕微鏡 光学金属顕微鏡 電子顕微鏡	低倍率顕微鏡 光学金属顕微鏡 拡大投影機 電子顕微鏡
	硬度測定	微小硬度計	硬さ試験装置	微小硬度計 ピッカース硬度計	微小硬度計	微小硬度計
	元素分析	X線回折装置 XMA	X線回折装置 XMA	XMA	X線マイクロ分析装置	EPMA
	被覆管内外面観察	ペリコープ	内面観察装置 プリスター試験装置 ペリコープ	ペリコープ	電子顕微鏡	走査電子顕微鏡 ペリコープ
	燃焼度分析				質量分析装置 (表面電離型)	質量分析装置
	ガス分析	アウトガス分析装置			ガスクロマトグラフ 分析装置	ガスクロマトグラフ 分析装置
	被覆管水素分析	水素分析装置			水素分析装置	
	詳細放射能分布	オートラジオグラフィ マイクロアスキャン装置	ガンマ線スペクトロメト リー	マイクロアスキャン装置	ガンマ線スペクトロメト リー	マイクロアスキャン装置
	微細構造観察	SEM		XMA (SEM)	EPMA TEM	EPMA TEM
	その他試験	PCI/SCC試験装置			SCC試験装置	SCC試験装置

Table 4.29 燃料ペレット特性項目から見た研究施設内容

番号	研究対象		研究施設として要求される内容	
	材料	研究課題	炉内	照射後
1	混合炭化物	融点の測定		○
2		密度の測定		○
3		スエリング (焼きしまり) の測定		○
4		熱伝導度の測定		○
5		熱膨張率の測定		○
6		比熱の測定		○
7		破壊強度の測定		○
8		延性の測定		○
9		高温硬度の測定		○
10		クリープ速度の測定		○
11		結晶粒成長速度の測定		○
12		多孔質変質層等気孔率分布の測定		○
13		核分裂生成ガス放出率の測定		○
14		燃料組織ならびかえの観察		○
15		酸素再分布状態の測定		○
16		UとPuの相互拡散状態の解明		○
17		核分裂生成物の複合炭化物の析出挙動		○
18		核分裂生成物の分布状態の測定		○
19		Cs, Iの分布状態の測定		○
20		被覆管成分の燃料内移動の解明		○
21		ギャップ内での化合物の同定		○
22		被覆管内面腐食機構の解明		○

全般に亘ってサンプリング、試料調節装置が必要

アンダーラインをつけた装置名は、従来施設にはない新規開発装置

Table 4.30 被覆管特性項目から見た研究施設内容

番号	研究対象		研究施設として要求される内容	
	材料	研究課題	炉内	照射後
1		融点の測定		○
2		密度の測定		○
3		照射成長(スエリング)の測定		○
4		熱伝導度の測定		○
5		熱膨張率の測定		○
6		比熱の測定		○
7		機械的強度の測定		○
8	ジルカロイ	照射脆化, F Pによる脆化の測定		○
9	および	硬度の測定		○
10	新材料	クリープ速度の測定	○	○
11		疲労特性の測定	○	○
12		結晶粒成長速度の測定		○
13		照射損傷機構の解明		○
14		照射促進析出機構の解明		○
15		照射アモルファス化の研究		○
16		水素吸収/水素化物生成量の測定		○
17		F Pによる内面腐食機構の解明		○
18		外面腐食挙動の解明	○	○
19		被覆管内面腐食機構の解明		○

アンダーラインをつけた装置名は、従来施設にはない新規開発装置

加熱炉, 比熱計, 精密温度測定装置
 X線回折装置, メトラータ, 天秤, 密度測定装置
 レーザー寸法測定機, 液浸法密度測定機, X線回折装置
 熱伝導度計
 熱膨張測定装置
 比熱計
 高温引張試験機, 内圧試験機,
 シェルビー試験機, 高温バースト試験機, 中子拡散試験機
 超微小硬度計
 炉内クリープ計測用特殊リグ/内圧および外圧クリープ試験機
 炉内疲労試験用特殊リグ/内圧疲労試験機
 顕微鏡,
 透過型電顕, X線回折装置, 遮蔽型XMA, 遮蔽型オングストローム走査型電顕
 顕微鏡, 透過型電顕, ナノメータ, エネルギー分散型X線分析装置
 XMA, 透過型電顕, X線回折装置, 遮蔽型EXAFS, 遮蔽型ELS
 IMA, 透過型電顕, X線回折装置, 溶存水素量測定用ガスクロマトグラフィ
 IMA, 透過型電顕, X線回折装置, 遮蔽型AES, 遮蔽型ESSCA, 遮蔽型EXAFS,
 遮蔽型レーザーラマン分光装置
 交流インピーダンス測定装置/
 遮蔽型XMA, 遮蔽型IMA, 熱天秤等熱定数測定装置, 同上 (No. 17)
 遮蔽型XMA, 遮蔽型IMA, 熱天秤等熱定数測定装置, 同上 (No. 17)

全般に亘って脱ミート機等試料調整用装置が必要

Table 4.31 燃料棒・集合体特性項目から見た研究施設内容

番号	研究対象		研究施設として要求される内容	
	部品	研究課題	炉内	照射後
1	燃料棒	曲がり測定	○	○
2	"	軸方向伸びの測定	○	○
3	集合体	"	○	○
4	燃料棒	PCCI特性の測定	○	○
5	"	PCMI歪み量、破損の測定	○	○
6	バンドル	棒間ギャップの測定	○	○
7	グリッド	機械的強度、変形状態の測定	○	○
8	スプリング	照射脆化、照射によるばね特性変化	○	○
9	集合体	総合特性試験	○	○

主な研究設備・装置

炉内オンライン隙間ゲージ/テレビ, ファイバースコープ等による寸法測定装置
 炉内オンライン伸び計/寸法測定装置
 炉内オンライン伸び計/寸法測定装置
 中性子ラジオグラフィ
 炉内オンラインプロファイロメータ/中性子ラジオグラフィ
 炉内オンライン隙間ゲージ/テレビ, ファイバースコープ等による寸法測定装置
 圧縮機械試験機, 疲労試験機, 衝撃試験機
 引張試験機,
 振動試験機, 衝撃試験機, 落下試験装置, 流水試験機

全般に亘って集合体解体機が必要

アンダーラインをつけた装置名は、従来施設にはない新規開発装置

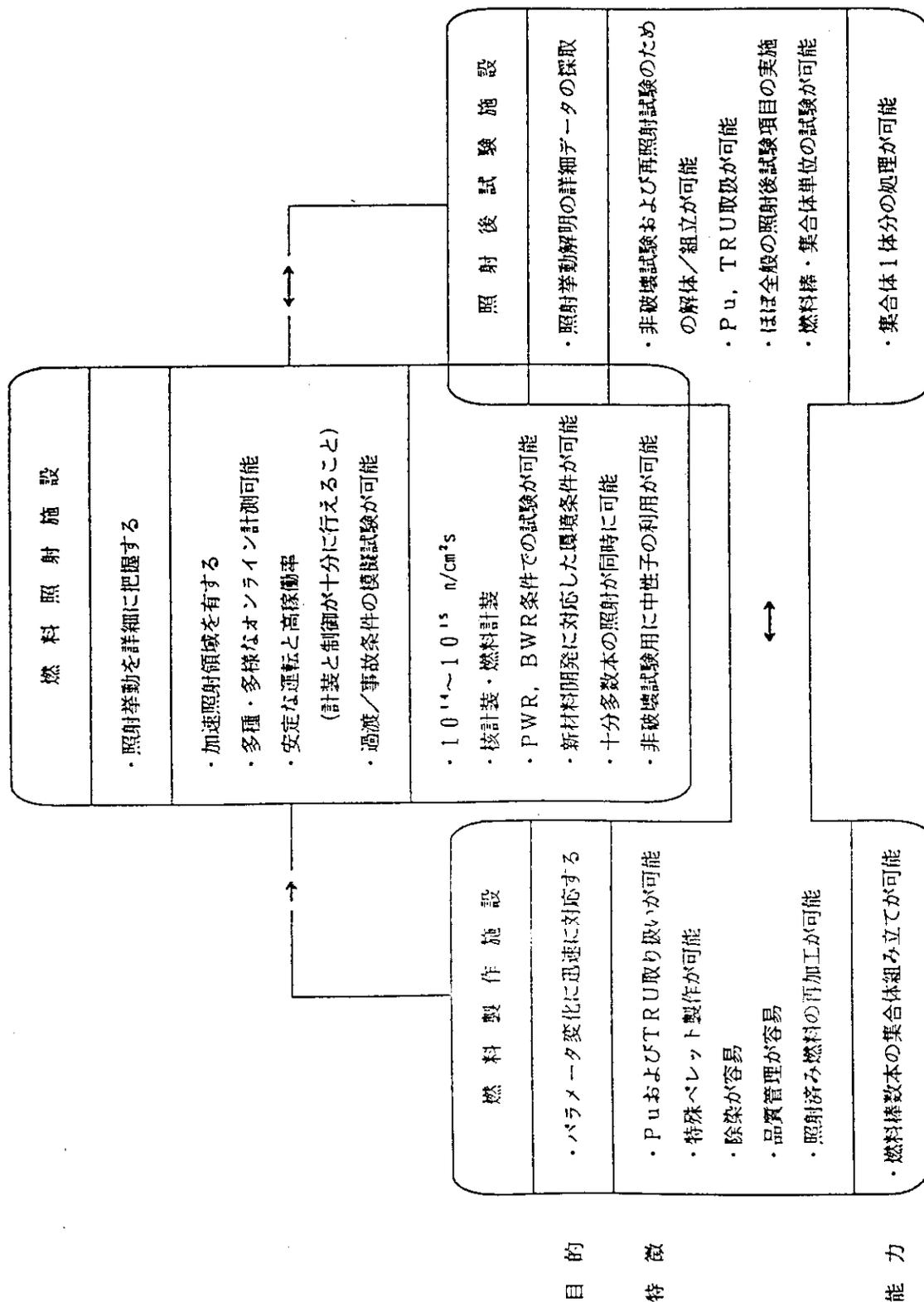


Fig. 4.41 総合燃料開発試験施設

5. 今後の課題

軽水炉におけるプルトニウムの有効利用を目指し、超長寿命炉心とそれを用いたTRU閉じ込め燃料サイクルについて検討した。

超長寿命炉心については、プルトニウム高富化MOX燃料と ^{238}U の特殊吸収棒を用いる単純な機構により、低い過剰反応度と負のボイド係数を確保しながら100GWd/t以上の燃焼度を達成するシナリオを得た。また、TRU*はゆっくり燃焼する可燃性毒物の役割を担い、全燃焼期間にわたって反応度変化を小さくすることが分かった。

TRU閉じ込め燃料サイクルについては、軽水炉で発生したTRU*を超長寿命炉心で燃焼させ、この結果発生したTRUを再度燃焼させるサイクルについて検討した。その結果、TRU*の初期装荷量をMOX燃料の4wt%程度にすると、100GWd/t燃焼させてもTRU*量の新たな増大のないことが分かった。さらにTRU*の初期装荷量を増加しMOX燃料の10wt%程度にすると、100GWd/t燃焼後のTRU*量は、初装荷時の約半分になることが分かった。この場合には、超長寿命炉心はTRU*消滅炉の役割を果たし、在来炉50基に対して1基あればよいことになる。

超長寿命燃料については、FPガス放出量の増大が心配された。調査の結果、不確定要素が多く、実験で確認する必要があるが現在の燃料棒のガスプレナム容積を大幅に増大させなくても済む可能性があることが分かった。

以上の超長寿命炉心及びそれを含むTRU閉じ込め燃料サイクルを現実のものとするためには、多くの研究開発が必要である。このため、長期燃焼に伴う燃料、材料の特性変化、再処理、輸送、MOX加工等燃料サイクルに係わる問題点及び燃料開発に必要な研究施設について検討し、課題を整理した。以下に、今後の課題を記す。

(1) 超長寿命炉心について

① 高燃焼によるプルトニウムの消費

この炉心は、過剰反応度が大きい燃焼初期の間は水対燃料体積比を小さくして ^{238}U から ^{239}Pu への転換率を良くするが、燃焼末期には、水対燃料体積比を大きくしてプルトニウムをできるだけ燃焼し尽くすことにより、高燃焼を達成している。この考え方の妥当性を検討する。

② 燃焼度とプルトニウム富化度

今回の検討の結果、プルトニウム富化度が15wt%で120GWd/t以上の燃焼度が、また、7.5wt%で75GWd/t以上の燃焼度が得られることが分かったが、どの程度の燃焼度を目標とするのが妥当であるか、経済性の向上と技術の発展を考慮して多角的に検討する必要がある。

③ 反応度制御方式

本炉心では、 $^{238}\text{UO}_2$ 棒等の特殊吸収棒を燃焼補償用、出力制御用及び炉停止用として用いている。ボロン水は冷態停止用としてのみ用いるものと考えているが、ボロン水と特殊吸収棒の役割分担を再検討する必要がある。また、原子炉の緊急停止が特殊吸収棒だけで十分であるかどうか、詳細に検討する必要がある。

④ TRU*の反応度効果

TRU*の組成が変わった場合の反応度効果について系統的に解析する必要がある。

(2) TRU閉じ込め燃料サイクルについて

① ^{244}Cm の増大対策

軽水炉で生成したTRUを再度燃焼させると ^{237}Np は半減するが、 ^{244}Cm が増大する。 ^{244}Cm は、中性子を放出するので使用済み燃料の取り扱いを困難にする。どの程度までの ^{244}Cm の蓄積が許容されるかを検討する必要がある。 ^{244}Cm を消滅させるためには、原子炉の中で中性子を吸収させて ^{245}Cm として核分裂させるか、冷却(半減期18.1年)して ^{240}Pu に変換し再燃焼させるかのいずれかである。したがって、ある程度以上 ^{244}Cm が蓄積したら、しばらく冷却することになるものと考えられる。この方式についても検討する必要がある。

② 特殊吸収棒の利用

本検討では、TRU*はMOX燃料棒に混入することとしているが、 $^{238}\text{UO}_2$ 棒等の特殊吸収棒に混入することも考えられる。再処理の段階でTRU*が群分離して得られれば、TRU*を特殊吸収棒に混入して、MOX燃料の再処理、輸送、加工の際の負担を軽減することも検討に値する。

③ TRU一括再処理

本サイクルでは、100GWd/t燃焼後の再処理IIではFPのみを取り除けばよい。MOX燃料の再処理でFPを簡単に取り除く方式を検討する必要がある。この技術はMOX燃料を使用するFBRの再処理にも有効と考える。現行の再処理では、Am及びCmはFPと一緒に高レベル廃液に移る。この場合でも、ウランとプルトニウムは分離する必要がない。このプロセスの簡素化についても検討することは重要である。

④ 使用済み燃料輸送及びMOX燃料加工

TRU*を多く含む燃料の輸送、加工に当たっては、放射線遮蔽及び崩壊熱除去が重要であり、この対策を検討する必要がある。この点に関しては、FBR燃料に対する技術が使用できると考える。原子炉施設(超長寿命炉心)と再処理施設及びMOX燃料加工施設が隣接していれば輸送の問題は大幅に軽減される。したがって、各施設の配置も考慮して燃料サイクルの問題を検討する必要がある。

(3) 超長寿命燃料の開発

- ① 長期間の燃焼に耐える燃料被覆材の開発が必要である。
- ② 高燃焼に伴い増大するFPガスに対処する方式を開発する必要がある。
- ③ 長期間燃焼時の燃料特性に係わるデータを蓄積する必要がある。
- ④ TRU*を付加した場合の燃料物性を研究する必要がある。
- ⑤ 燃料開発に必要な研究施設を照射炉も含めて整備する必要がある。

以上、述べたように、超長寿命炉心を含むTRU閉じ込め燃料サイクルの開発には多くの研究課題が残されている。(Table 5.1 参照。)しかし、その開発は、以下に記すように燃焼度や混入TRU*量の漸増等現実的な手順に基づいて進めることが出来るものとする。

・ **第1段階** …… 既存の技術の一部改良により達成可能

- ① 目標燃焼度を7.5 GWd/tとした炉心の開発
- ② 原子炉停止用ボロン水注入方式の開発
- ③ TRU*を少量含む超長寿命燃料の開発
- ④ ウランとプルトニウムを分離しない簡素化再処理プロセスの開発
- ⑤ 輸送、MOX燃料加工時の中性子遮蔽材の開発、及び冷却方式の開発
- ⑥ ^{244}Cm の最適処理方式の検討

・ **第2段階** …… 第1段階の経験に基づき改良

- ① 目標燃焼度を100 GWd/tとした炉心の開発
- ② TRU*を多量に含有する長寿命燃料の開発
- ③ FPのみを分離する再処理プロセスの開発
- ④ TRU閉じ込め燃料サイクルのトータルシステムの開発
- ⑥ ^{244}Cm の最適処理方式の検討

Table 5.1 TRU閉じ込め燃料サイクル開発のための研究項目

<p>超長寿命TRU炉心の設計研究</p>	<p>TRU一括再処理の研究</p>
<ul style="list-style-type: none"> ○ 炉心核・熱水力特性の研究 ○ 反応度制御特性の研究 ○ 安全性向上の研究 	<ul style="list-style-type: none"> ○ ウラン・プルトニウム一括再処理の研究 ○ FPのみ除去再処理の研究 ○ TRU燃料再処理の研究
<p>超長寿命TRU燃料の研究</p>	<p>燃料サイクルの研究</p>
<ul style="list-style-type: none"> ○ 高燃焼燃料特性の研究 ○ TRU燃料特性の研究 	<ul style="list-style-type: none"> ○ TRUリサイクルの解析的研究 ○ 輸送・加工施設の安全性向上研究
<p>試験施設の整備</p>	<p>基礎研究</p>
<ul style="list-style-type: none"> ○ 試験燃料照射炉 ○ 照射後燃料試験施設 ○ 試験燃料製造施設 	<ul style="list-style-type: none"> ○ TRU核データの研究 ○ TRU化学特性の研究

謝 辞

新型炉検討特別チームのテーマの一つとして、本研究を完遂することが出来ましたことを、本チーム創設に御尽力を頂いた森前副理事長及び更田副理事長に厚く御礼申し上げます。

また、本研究について、いろいろと御支援下さった金子原子炉工学部長に心から感謝致します。本研究の遂行に当り有益なご意見を頂いた新型炉検討特別チームの皆様に深謝致します。特に、朝日義郎氏及び刑部真弘氏（現東京商船大学工学部）には、本研究に参加して頂き御助力を頂いたことを感謝致します。また、燃料安全工学部プラント安全解析研究室（現核燃料施設安全評価研究室）増川史洋氏、燃料・材料工学部燃料開発研究室赤堀光雄氏及び技術部工作課西口忠吉氏には協力員として力添え頂いたことを感謝致します。以下に、列記させて頂いた先生方には、超長寿命燃料の加工、輸送、再処理等に貴重なご意見を頂いたことを深謝致します。

野村末雄	（財）核物質管理センター理事
山脇道夫	東京大学原子力工学研究施設教授
古屋広高	九州大学工学部応用原子核工学科教授
辻利秀	名古屋大学工学部原子核工学科助教授
関村直人	東京大学工学部総合試験所構師
榎田洋一	東京大学工学部原子力工学科構師
青木利昌	（財）原子力工学試験センター燃料部部長代理
木下幹康	（財）電力中央研究所原子力部燃料研究室主任研究員
森島淳好	原子燃料工業（株）顧問
林洋	日本核燃料開発（株）第一研究部主幹研究員
石井武	三菱原子力工業（株）東海研究所燃料挙動解析チームリーダー

最後に、鳥海次長をはじめとして原子炉工学部事務室の方々、特に、田山理栄子さんには様々な面で御支援頂いたことを感謝致します。