



低減速 BWR の核変換特性

(学位論文)

Nuclear Transmutation Characteristics of Reduced Moderation BWR
(Thesis)

深谷 裕司

Yuji FUKAYA

原子力水素・熱利用研究センター
小型高温ガス炉研究開発ユニット

Small-sized HTGR Research and Development Division
Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center

March 2014

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency.
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

低減速 BWR の核変換特性 (学位論文)

日本原子力研究開発機構 原子力水素・熱利用研究センター
小型高温ガス炉研究開発ユニット

深谷 裕司

(2013年11月29日 受理)

本論文は、核燃料サイクルの安全性や環境負荷の評価に重要な核変換特性を低減速 BWR に対して炉物理的観点から解明し、他の炉型の特性との比較を行いその特徴を確認したものである。その結果得られた主な知見は以下の様なものである。

- ・ FP 核種からの崩壊熱・放射能は FP 核種の発生量が多い高燃焼度炉心において大きくなる傾向はあるが、比出力が低く運転期間が長い炉型においては、運転期間中の放射性核種の減衰により、燃焼度当たりの崩壊熱と放射能が低くなる傾向がある。
- ・ 増殖型低減速 BWR は硬い炉内スペクトルによる高い転換比から 3000 日程度と長い運転期間の実現が可能のため、FP 核種空の崩壊熱と放射能が少なく、硬い炉内スペクトルによってアクチノイド核種からの崩壊熱と放射能が小さな値になることが確認できた。
- ・ 高転換型低減速 BWR により、MA リサイクル炉心の設計を行ったところ、核種移行解析で環境負荷に重要とされる Np を装荷した場合、装荷量の約 4 割程度、軽水炉から発生する Np の約 22 基・年分程度の Np の低減ができる設計の確認ができた。
- ・ 増殖型低減速 BWR による LLFP 核変換を検討した結果、炉心特性に余裕が無く LLFP 集合体を炉内へ装荷できないため、LLFP($^{99}Tc, ^{129}I, ^{135}Cs$)に関しサポートファクターが 1 以下となり、LLFP の低減ができないことが確認できた。

これらの結果及び比較し示された多くの炉型の特性が多様な核燃料サイクルオプションの議論に資することを期待する。

本報告書は、日本原子力研究開発機構の施設等を使用して得られた著者の研究成果を取りまとめ、2009年9月28日付で東京大学より学位論文(工学)として認定されたものである。

大洗研究開発センター(駐在): 〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

**Nuclear Transmutation Characteristics of Reduced Moderation BWR
(Thesis)**

Yuji FUKAYA

Small-sized HTGR Research and Development Division,
Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center,
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received November 29, 2013)

In the present thesis, the nuclear transmutation characteristics of reduced moderation BWR, which decides the spent fuel characteristics and its safety in its nuclear fuel cycle, were investigated and compared with other types of reactors. The major conclusions were obtained as follows:

- The decay heat and radioactivity from FPs increases in fuel burn-up. However, they which normalized with burn-up are small for the reactor with low specific power and long operation period due to the decay during the long operation period.
- Breeder type of reduced moderation BWR shows low decay heat and radioactivity from FPs because of the long operation period approximately 3000 days which realized by the high conversion ratio. That also shows low decay heat and radioactivity from actinide nuclides due to the hard spectrum.
- MA recycling reactor of high conversion type of reduced moderation BWR was designed. The neptunium, which has large impact for environmental burden from the viewpoint of nuclide transport analysis, can be incinerated approximately 40 % of loaded inventory which corresponds to 22 units of LWR per year.
- LLFP (^{99}Tc , ^{129}I , ^{135}Cs) transmutation by breeder type of reduced moderation BWR was estimated. As a result, the support factor cannot be lower than unity for each LLFP nuclides. In other words, the reduced moderation BWR cannot reduce LLFP because the LLFP target cannot be loaded inner of the reactor core due to the small margin of core specification.

It is expected that these results and the characteristics of other types of reactor shown in the present study benefit the discussion for various nuclear fuel cycle options.

This report, based upon the author's research and development works utilizing facilities of Japan Atomic Energy Agency, was accepted as a doctoral dissertation by the Graduate School of Engineering at the University of Tokyo on September 28, 2009.

Keywords: Nuclear Transmutation, Reduced Moderation BWR, Spent Fuel, MA, Environmental Burden

目 次

1.序論	1
1.1 本研究の背景	1
1.1.1 地球温暖化問題とエネルギー資源	1
1.1.2 原子力発電の役割並びに問題	2
1.2 低減速 BWR	4
1.3 核燃料廃棄物並びに核変換	7
1.4 研究の必要性	8
1.4.1 核変換特性解明の必要性	8
1.4.2 本研究における核変換特性	8
1.4.3 低減速 BWR の核変換特性に関する先行研究	8
1.4.4 本研究の必要性	9
1.5 本研究の目的	10
2. 使用済燃料特性の検討	11
2.1 低減速 BWR 用 ORIGEN ライブラリの作成	11
2.2 使用済燃料特性に関する検討項目	18
2.3 使用済燃料特性検討の解析条件	19
2.4 使用済燃料特性に関する検討と考察	21
2.5 まとめ	35
3. 低減速 BWR による MA 及び LLFP 変換の検討	37
3.1 MA 及び LLFP による環境負荷	37
3.2 低減速 BWR による MA 及び LLFP の環境負荷低減	37
3.3 高転換型低減速 BWR による MA の変換	38
3.4 高転換型低減速 BWR の炉心特性に対する MA 添加の影響	39
3.5 高転換型低減速 BWR の MA 変換特性及び炉心特性への影響の比較検討	41
3.6 高転換型低減速 BWR の MA 添加炉心の設計	45
3.6.1 セル計算によるパラメーターサーベイ	47
3.6.2 1D 炉心計算によるパラメーターサーベイ	51
3.6.3 設計点変更に関する炉物理的考察	54
3.6.4 3D 炉心解析による設計	69
3.7 低減速 BWR による LLFP の変換	76
3.8 まとめ	82
4. 結論	84
謝辞	85
参考文献	86
付録 A SRAC コードによる共鳴ピークの取扱い	89

付録 B	使用済燃料特性解析における燃焼特性の非線形性による 解析精度への影響の検討	91
付録 C	MA 変換特性に関する制御棒計画による影響の検証	102
付録 D	MA 変換特性に関する核データ誤差による影響の検証	104
付録 E	発表論文リスト	105

Contents

1. Introduction	1
1.1 Background	1
1.1.1 Energy Resources and Global Warming Problem	1
1.1.2 Role and Problem of Nuclear Power Generation	2
1.2 Reduced Moderation BWR	4
1.3 Nuclear Fuel Waste and Nuclear Transmutation	7
1.4 Necessity of Research	8
1.4.1 Necessity of Nuclear Transmutation Characteristics Elucidation	8
1.4.2 Nuclear Transmutation Characteristics in the Present Study	8
1.4.3 Preceding Study of Nuclear Transmutation Characteristics of Reduced Moderation BWR	8
1.4.4 Necessity of Research	9
1.5 Objective of Research	10
2. Spent Fuel Characteristics	11
2.1 Generation of ORIGEN Library for Reduced Moderation BWR	11
2.2 Issues for Spent Fuel Characteristics	18
2.3 Calculation Condition for Spent Fuel Characteristics	19
2.4 Consideration for Spent Fuel Characteristics	21
2.5 Summary	35
3. MA and LLFP Transmutation using Reduced Moderation BWR	37
3.1 Environmental Burden of MA and LLFP	37
3.2 Reduction of Environmental Burden of MA and LLFP using Reduced Moderation BWR	37
3.3 MA Transmutation using High Conversion Type Reduced Moderation BWR	38
3.4 Core Characteristics of High Conversion Type Reduced Moderation BWR with MA	39
3.5 Core Characteristics and MA Transmutation Characteristics of High Conversion Type Reduced Moderation BWR	41
3.6 Core Design of High Conversion Type Reduced Moderation BWR for MA Recycling	45
3.6.1 Parameter Survey by Cell Calculation	47
3.6.2 Parameter Survey by 1D Core Calculation	51
3.6.3 Consideration for Design Change from the View Pont of Reactor Physics	54
3.6.4 Core Design by 3D Core Calculation	69

3.7	LLFP Transmutation using Reduced Moderation BWR	-----	76
3.8	Summary	-----	82
4.	Conclusion	-----	84
	Acknowledgements	-----	85
	References	-----	86
Appendix A	Treatment of Resonance Peak by SRAC Code	-----	89
Appendix B	Optimization of Region Number for Spent Fuel Composition	-----	91
Appendix C	Dependency of Control Rod Plan		
	on MA Transmutation Characteristics	-----	102
Appendix D	Dependency of Nuclide Data Error		
	on MA Transmutation Characteristics	-----	104
Appendix E	List of Paper	-----	105

表リスト

Table 1.1	低減速 BWR の設計諸元	5
Table 2.1	燃焼度依存断面積として考慮した 20 核種・反応	13
Table 2.2	領域ごとの組成、比出力、燃焼度と燃料全体の平均値	13
Table 2.3	均質モデルと非均質モデルによる 4 年冷却時における崩壊熱と放射能	13
Table 2.4	各炉型における燃焼条件	19
Table 2.5	軽水炉、高燃焼度軽水炉、フル MOX 軽水炉における初期燃料組成	20
Table 2.6	RMBWR-HC における初期燃料組成	20
Table 2.7	RMBWR-BR における初期燃料組成	20
Table 2.8	FBR における初期燃料組成	20
Table 2.9	主要アクチノイド核種の半減期、崩壊定数及び Q 値	25
Table 2.10	発熱性元素の 4 年冷却時における重量	26
Table 2.11	発熱性元素の 4 年冷却時における崩壊熱	26
Table 2.12	白金族元素と Mo 元素の 4 年冷却時における重量	26
Table 2.13	白金族元素と Mo 元素の 4 年冷却時における 燃焼度により規格化された重量	27
Table 2.14	発熱性元素(Sr,Cs)の 50 年冷却時における崩壊熱	27
Table 2.15	発熱性元素(Sr,Cs)の 50 年冷却時における 燃焼度により規格化された崩壊熱	27
Table 2.16	LLFP の発生量	28
Table 2.17	LLFP 核種の同一元素内の割合	28
Table 2.18	取出し時における使用済燃料に含まれる MA 重量	28
Table 2.19	MOX 燃料炉心における MA 重量の装荷 Pu 重量に対する割合	28
Table 3.1	軽水炉使用済燃料から分離された Pu 組成及び MA 組成	38
Table 3.2	高転換型低減速 BWR の設計諸元(3次元解析)	39
Table 3.3	高転換型低減速 BWR 代表炉心の炉心特性に対する MA 添加の影響(1次元解析)	39
Table 3.4	各炉型における解析条件	42
Table 3.5	MOX-B における MA 添加時の炉心特性への影響	43
Table 3.6	RMBWR-HC における MA 添加時の炉心特性への影響	43
Table 3.7	RMBWR-BR における MA 添加時の炉心特性への影響	44
Table 3.8	FBR における MA 添加時の炉心特性への影響	44
Table 3.9	各炉型における MA 平衡濃度	45
Table 3.10	燃料棒直径と減速度合い	48
Table 3.11	Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度におけるダンコフ係数	60
Table 3.12	各炉心と燃焼度の関係	60
Table 3.13	3D 解析による最終設計値	70

Table 3.14 増殖型低減速 BWR における代表炉心と低除染燃料炉心の設計値の比較	----	78
Table 3.15 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心による		
10 サイクル間の LLFP の変換特性	-----	78
Table B.1 低減速 BWR 以外の各炉型における軸方向の燃焼度分布	-----	94
Table B.2 低減速 BWR 以外の BWR 型炉型における軸方向のボイド率分布	-----	94
Table B.3 高転換型低減速 BWR における軸方向ボイド率分布及び燃焼度分布	-----	95
Table B.4 増殖型低減速 BWR における軸方向ボイド率分布及び燃焼度分布	-----	95
Table B.5 低減速 BWR 以外の炉型における少数領域の燃焼度	-----	96
Table B.6 高転換型低減速 BWR における少数領域の燃焼度	-----	96
Table B.7 増殖型低減速 BWR における少数領域の燃焼度	-----	96
Table B.8 一次元モデルにおける 2 年冷却時及び 4 年冷却時の崩壊熱	-----	96
Table B.9 少数領域モデルにおける 2 年冷却時及び 4 年冷却時の崩壊熱	-----	97
Table B.10 2 年冷却時及び 4 年冷却時の崩壊熱の相対誤差	-----	97
Table B.11 一次元モデルにおける 2 年冷却時及び 4 年冷却時の放射能	-----	97
Table B.12 少数領域モデルにおける 2 年冷却時及び 4 年冷却時の放射能	-----	98
Table B.13 2 年冷却時及び 4 年冷却時の放射能の相対誤差	-----	98
Table B.14 50 年冷却後における FP 核種からの崩壊熱と相対誤差	-----	98
Table B.15 ⁹⁹ Tc の発生量と相対誤差	-----	99
Table B.16 ¹²⁹ I の発生量と相対誤差	-----	99
Table B.17 ¹³⁵ Cs の発生量と相対誤差	-----	99
Table B.18 高転換型低減速 BWR における崩壊熱と相対誤差	-----	99
Table B.19 高転換型低減速 BWR における放射能と相対誤差	-----	100
Table B.20 高転換型低減速 BWR における 50 年冷却時における		
FP 核種からの崩壊熱と相対誤差	-----	100
Table B.21 高転換型低減速 BWR における LLFP 核種の発生量と相対誤差	-----	100
Table C.1 制御棒引き抜き時と挿入時における Puf 残存比と MA 転換比	-----	102
Table D.1 スーパー高速炉における燃料初期組成と取出し燃料の核データ起因誤差	----	104

図リスト

Fig. 1.1 石油資源の埋蔵量と可採年数	1
Fig. 1.2 二酸化炭素削減要因寄与度の推移	3
Fig. 1.3 ウラン価格の推移	3
Fig. 1.4 ウランの需給バランス	3
Fig. 1.5 低減速 BWR の炉心概念	6
Fig. 1.6 低減速 BWR の軸方向における炉心構成とボイド率分布	6
Fig. 1.7 各炉型におけるスペクトル	10
Fig. 2.1 SWAT コードによる計算フロー	14
Fig. 2.2 SRAC セル計算モデル	14
Fig. 2.3 アクチニド主要核種ごとの崩壊熱	15
Fig. 2.4 MOX 領域と均質モデルのスペクトル	15
Fig. 2.5 ^{244}Am 及び ^{244}Cm の捕獲断面積	16
Fig. 2.6 上部 MOX 部における各燃焼度のスペクトル	16
Fig. 2.7 内部ブランケット部における各燃焼度のスペクトル	17
Fig. 2.8 使用済燃料 1t 当たりの 2 年及び 4 年冷却時の崩壊熱	29
Fig. 2.9 使用済燃料 1t 当たりの 2 年及び 4 年冷却時の放射能	29
Fig. 2.10 主要アクチニド核種からの装荷時と 4 年冷却時の崩壊熱	30
Fig. 2.11 主要アクチニド核種からの装荷時と 4 年冷却時の放射能	31
Fig. 2.12 主要 FP 核種からの 2 年冷却時と 4 年冷却時における崩壊熱	31
Fig. 2.13 主要 FP 核種からの 2 年冷却時と 4 年冷却時における放射能	32
Fig. 2.14 1J 分の核分裂に伴い発生した FP 核種による崩壊熱の減衰	32
Fig. 2.15 ORIGEN による燃焼度により規格化された FP 核種からの崩壊熱	33
Fig. 2.16 簡易評価による燃焼度により規格化された FP 核種からの崩壊熱	33
Fig. 2.17 燃焼度により規格化した LLFP 重量	34
Fig. 2.18 MOX 燃料炉心における取出し燃料の Pu 組成	34
Fig. 3.1 高転換型低減速 BWR の軸方向の炉心構成及びボイド率分布	40
Fig. 3.2 セル計算の幾何条件	48
Fig. 3.3 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度における増倍率への MA 添加による影響	49
Fig. 3.4 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度における MA 低下率	49
Fig. 3.5 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度におけるボイド反応度係数	50
Fig. 3.6 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度における 100%ボイド反応度係数	50
Fig. 3.7 MOSRA コードシステムの構成	52
Fig. 3.8 1D 炉心解析モデル	52
Fig. 3.9 1D 炉心解析による 100%ボイド反応度係数	53
Fig. 3.10 1D 炉心解析による取出し燃焼度	53

Fig. 3.11 厳密摂動論によるボイド反応度係数及び 100%ボイド反応度係数	60
Fig. 3.12 ボイド反応度係数のエネルギー分布	61
Fig. 3.13 100%ボイド反応度係数のエネルギー分布	62
Fig. 3.14 ボイド増加時(+5%)におけるスペクトル (MA 無添加)	64
Fig. 3.15 100%ボイド時におけるスペクトル (MA 無添加)	64
Fig. 3.16 基準状態における随伴スペクトル (MA 無添加)	65
Fig. 3.17 燃料棒直径 11mm における MA 添加による散乱項への影響	65
Fig. 3.18 燃料棒直径 11mm における MA 添加による随伴中性子束への影響	66
Fig. 3.19 燃料棒直径 11mm における MA 添加による 5%ボイド率増加時の 中性子束に対する影響	66
Fig. 3.20 燃料棒直径 11mm における MA 添加による 100%ボイド時の 中性子束に対する影響	67
Fig. 3.21 燃料棒直径 11mm における MA 添加による 各断面積及び η 値に対する影響	67
Fig. 3.22 燃料棒直径 9mm における 1D 解析による厳密摂動論を用いた ボイド反応度係数及び 100%ボイド反応度係数	68
Fig. 3.23 バックリングにより漏洩を模擬したセル計算による随伴中性子束	68
Fig. 3.24 3D 解析用モデル	71
Fig. 3.25 MA リサイクル炉心におけるシャッフリングパターン	72
Fig. 3.26 MA リサイクル炉心 Np 添加炉心における燃焼度分布	74
Fig. 3.27 MA リサイクル炉心 Am 添加炉心における燃焼度分布	74
Fig. 3.28 MA リサイクル炉心 Np 添加炉心における径方向ピーキングファクター	75
Fig. 3.29 MA リサイクル炉心 Am 添加炉心における径方向ピーキングファクター	75
Fig. 3.30 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心における炉心構成	79
Fig. 3.31 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心における R-Z 炉心体系	79
Fig. 3.32 LLFP ターゲット集合体	80
Fig. 3.33 ^{135}Cs 及び低次の Cs 核種の捕獲断面積	80
Fig. 3.34 LLFP ペレットにおけるピン径を変化させた際のスペクトル	81
Fig. 3.35 LLFP ペレットにおけるピン径を変化させた際の 反応率と空間積分反応率	81
Fig. 3.36 LLFP 核種の捕獲断面積	82
Fig. B.1 高転換型低減速 BWR の炉心構成と取出し燃料	100
Fig. B.2 高転換型低減速 BWR の EOC 時における燃焼度分布	101
Fig. C.1 MVP-BURN における無限体系計算モデル	103
Fig. C.2 制御棒挿入時と引き抜き時のスペクトル(EOC 相当燃焼度)	103

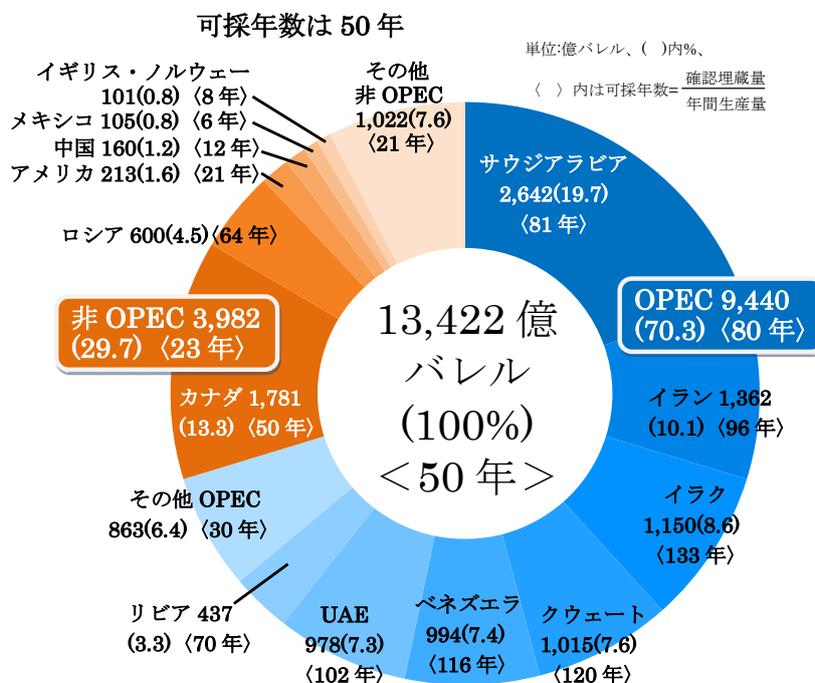
This is a blank page.

1.序論

1.1 本研究の背景

1.1.1 地球温暖化問題とエネルギー資源

近年、環境問題としての地球温暖化が問題視されている。2007年11月に採択された気候変動に関する政府間パネルIPCC(Intergovernmental Panel on Climate Change)の第四次評価報告書¹⁾により、人類の経済活動の拡大に伴う温室効果ガス(二酸化炭素等)の排出増加が気候変動(いわゆる「地球温暖化」)の主な要因であるとの合意が形成された。一方で、温室効果ガス排出の主な原因とされる化石燃料に関しては、以前より資源の枯渇が問題とされてきた。石油に関しては、Fig. 1.1に示されるように2008年末の統計²⁾においては可採年数が50年あまりとされる。また、その埋蔵資源の大半は政治的に不安定な中東に分布することから、エネルギー資源の安定供給の観点からの懸念も大きい。このような状況を総合すると、持続可能な経済活動を可能とする上で、二酸化炭素の排出削減等の環境対策と、エネルギーの安定供給に関する問題は切り離せない問題であり、その解決策としては化石燃料に対する依存からの脱却であることは明白である。2008年にわが国で開催されたG8北海道洞爺湖サミットでも地球温暖化問題が主要な議題として議論された。その結果、2050年までに世界全体の温室効果ガスの排出量の50%の削減を達成する旨の合意がなされ³⁾。この合意を受け、IEA(International Energy Agency)は、この削減目標を達成するために、省エネルギー及び再生可能エネルギーの導入等に対する強力な取り組みが必要である旨の意思を表明している⁴⁾。このように、地球温暖化問題とエネルギー資源の枯渇の問題に対する解決法は、化石燃料に対する依存からの脱却であるとの合意が世界的に形成されていると言える。



※文献 2)を元に作成

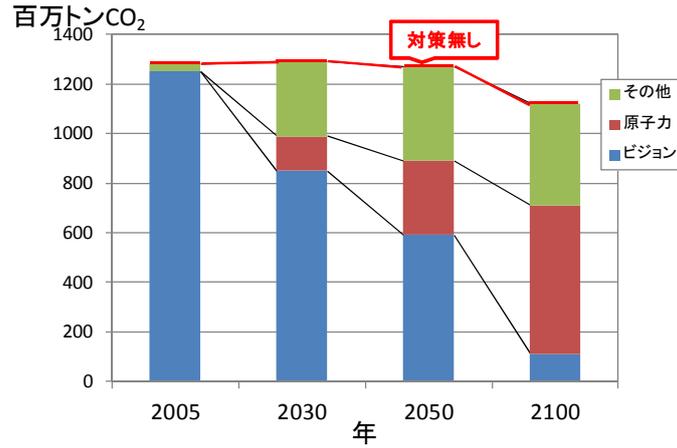
Fig. 1.1 石油資源の埋蔵量と可採年数

1.1.2 原子力発電の役割並びに問題

1.1.1 節で述べられたような状況を踏まえて、温室効果ガスを排出しないクリーンエネルギーとしての原子力発電が注目を浴びつつある。2008年3月において、内閣府原子力委員は「地球環境保全・エネルギー安定供給のための原子力のビジョンを考える懇談会報告」⁵⁾で、発電過程で二酸化炭素ガスを排出せず、かつ安定して経済的な電力供給が可能な原子力発電の導入拡大が世界的な低炭素社会の実現のために不可欠であるとの認識を示している。また、日本原子力研究開発機構による「2100年原子力ビジョン」—低炭素社会への提言—⁶⁾によれば、Fig. 1.2に示されるように、2100年における二酸化炭素排出削減量のうち、約50%が原子力により達成できることが示されている。このうち、原子力の電源利用による削減は38%、高温ガス炉の産業利用による削減は13%となっている。このように、原子力発電は地球温暖化問題の解決に大きな貢献が期待される。

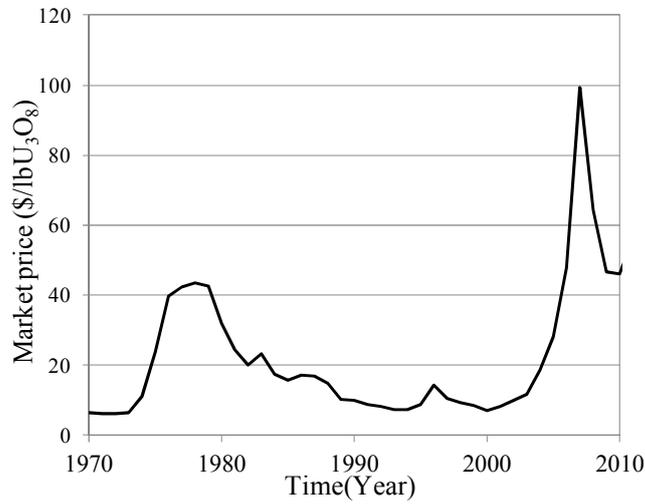
一方で、現行軽水炉は主にウラン燃料を用いて発電を行っているが、このウランに関しても限りある資源であり、現在のワンスルーの燃料サイクルでは安定したエネルギー供給が難しくなりつつある。Fig. 1.3にはウラン価格の推移を、Fig. 1.4にはウランの需給バランスを示す。近年ウラン価格の大幅な高騰が起これウランの安定供給が危ぶまれている。ウランの需給については、2009年現在において、ウラン供給の1割程度が核兵器解体時に発生するウランに依存している。10年後には、この核兵器解体によるウランの供給が途絶えることを考えると、ウランの安定供給が難しいことが分かる。そのため、核燃料物質の安定供給を考える上では、ウラン燃料によるワンスルーの燃料サイクルから、プルトニウムを燃料として利用するプルサーマルへ、さらに、高速炉などのプルトニウム増殖炉心による核燃料サイクルへの移行を行っていく必要がある。このように、プルトニウムの利用を積極的に行っていくことにより、ウラン燃料に対する依存度を減らすことができ、エネルギーの安定供給が行うことができる。また、最終的にはプルトニウム増殖炉心を主体とした核燃料サイクルの成立により自国内においてエネルギー資源の確保が出来るようになりエネルギーの安定供給が可能になる。

しかし、原子力発電特有の問題も存在する。発電に伴って発生する核燃料廃棄物の問題である。現行軽水炉の再処理においては、使用済燃料の再処理によって発生する高レベル放射性廃棄物はガラス固化され地層処分されるが、数百万年後には放射能物質が生物圏へ移行してくることが知られている。原子力発電においては、このような、バックエンドに関する環境問題も十分に考慮する必要がある。



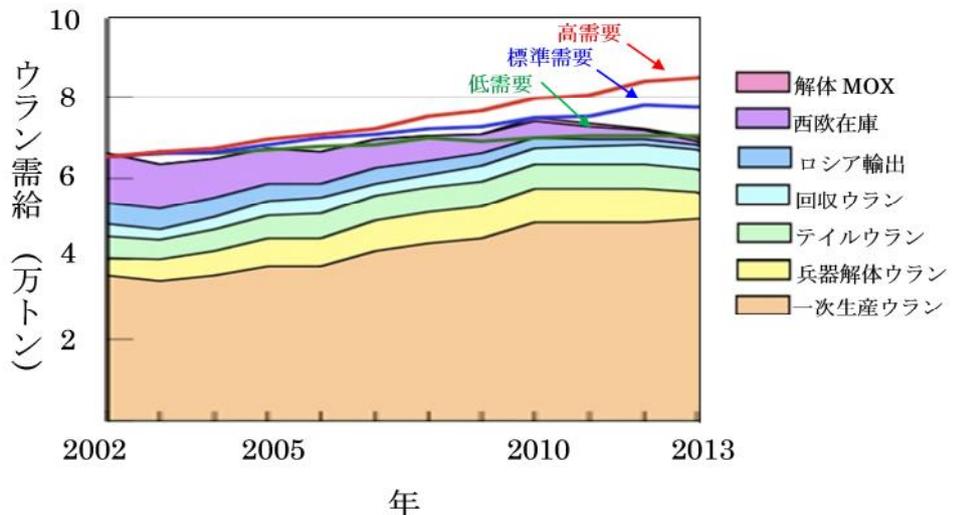
※文献 6)を元に作成

Fig. 1.2 二酸化炭素削減要因寄与度の推移



※文献 7)を元に作成

Fig. 1.3 ウラン価格の推移



※文献 7)を元に作成

Fig. 1.4 ウランの需給バランス

1.2 低減速 BWR

1.1.2 節で述べられたように、プルトニウム増殖炉による核燃料サイクルの成立がエネルギーの安定供給の観点から望ましいが、その主流となる炉心は第4世代原子炉概念の一つである Na 冷却高速炉である。しかし、Na 冷却高速炉は多くの革新技術から成るため技術的課題が多く、現行軽水炉によって培ってきた原子力発電技術を十分に生かせない。この意味において、現行軽水炉技術の延長による増殖炉心概念の研究開発もおこなわれており、その炉心概念が低減速 BWR(RMBWR)⁸⁻¹³⁾である。

低減速 BWR は日本原子力研究開発機構において研究されてきた、新概念炉心である。この炉心概念における主な目的は、既存の軽水炉技術を基盤として、将来に向けての継続的なエネルギー供給を実現することであり、その概念を Fig. 1.5 に示す。低減速 BWR は稠密三角格子に配列された MOX 燃料を用いた先進的な BWR 炉心概念である。この炉心概念においては、ABWR のプラントシステムを利用し、炉心構成のみに変更を行っている。低減速 BWR は主に2つの概念から構成される。一つ目は高転換型低減速 BWR(RMBWR-HC)⁹⁾である。この炉心概念は、既存の軽水炉との技術的ギャップが少なく早期導入型炉心概念である。この炉型においては、マルチリサイクルを想定していない。もう一つは、増殖型低減速 BWR(RMBWR-BR)^{12,13)}である。増殖型低減速 BWR は転換比 1.0 以上を達成できる炉心概念であり、プルトニウムを利用したマルチリサイクルが可能な炉心である。高転換型低減速 BWR と増殖型低減速 BWR は同じ形状の燃料集合体を使用するように設計されている。そのため、高転換型低減速 BWR から増殖型低減速 BWR への移行は燃料集合体の交換のみで、プラントシステムの変更を伴わずに行うことができる。このため、核燃料サイクル環境の変化に対し柔軟に対応できる。

上記のように、低減速 BWR は高転換型、増殖型、共に同一の炉心構成によって設計されている。低減速 BWR の設計諸元を Table 1.1 に、軸方向の炉心構成とボイド率分布を Fig. 1.6 に示す。低減速 BWR の炉心構成の詳細は以下のようなものである。その電気出力は ABWR と同一の 1,356MWe である。その炉心は、900 体の燃料集合体と 282 本の Y 字型制御棒により構成される。燃料集合体は六角形チャンネルボックスの内部に 217 本の燃料棒が 15mm ピッチで三角格子に配置される構造となっている。燃料棒の被覆管はジルカロイ製で、その内部に燃料ペレットがヘリウム雰囲気中で封入されている。また、Y 字型制御棒は炉心外周部を除いて燃料集合体 3 体につき 1 体の割合で配置されている。Y 字型制御棒の軸方向は、下半分の吸収体部分と上半分のフォロー部分の 2 領域で構成されている。吸収体部分には ¹⁰B を 90%まで濃縮したボロンを用いた B₄C ペレットが封入されている。制御棒の上半分にはグラファイトが充填されている。制御棒フォローは増殖型低減速 BWR には不可欠で、制御棒吸収体が炉心下部に引き抜かれた場合にも燃料集合体間ギャップから冷却水を排除し、中性子の減速度合を低く保つ役割を果たす。

高転換型低減速 BWR の代表炉心は 85cm の高さの MOX 燃料の上下に 5cm のブランケット部を設けた炉心体系となっている。上下にブランケット部を設けることにより Puf インヴェントリの低減を図っている。MOX 燃料に使用するプルトニウムは軽水炉取り出し燃料から分離されるものを想定している。Puf 富化度は 11wt%である。燃料棒直径は 11.2mm であり、燃料

棒ギャップは 3.8mm と現行軽水炉と同等である。平均ボイド率は約 45%であるが、燃料棒が三角格子に配置されているため減速の度合いが少なく、Vm/Vf比にして約 0.78 となっている。転換比（Puf 残存比）は約 0.85 と高い転換比を達成することが可能である。取出し燃焼度は MOX 部において 56GWd/t である。

増殖型低減速 BWR の代表炉心はブランケット部と MOX 部を重ねた、5層構造となっている。上部ブランケット部、上部 MOX 部、内部ブランケット部、下部 MOX 部、下部ブランケット部がそれぞれ、22cm、22.5cm、40cm、23.5cm、18cm となっている。MOX 燃料組成は、増殖型低減速 BWR における多重リサイクル組成である。再処理法としては、現行軽水炉再処理法を改良した簡素化 PUREX 法¹⁴⁾を想定しており、現行軽水炉再処理と同じ高除染燃料を用いている。Puf 富化度は 18wt%である。燃料棒直径は 13.7mm と太く、平均ボイド率も約 65% と高いため、Vm/Vf 比は約 0.25 と小さな値となるため、転換比は約 1.04 と 1 を超えるため、プルトニウムの増殖が可能となる。取出し燃焼度は炉心部平均で 65GWd/t、ブランケット部を含めた燃料全体で 50GWd/t となる。

Table 1.1 低減速 BWR の設計諸元

Item	Units	RMBWR-HC	RMBWR-BR
Electrical power	MWe	1356	1356
Reactor thermal power	MWt	3926	3926
Reactor operating pressure	MPa	7.2	7.2
Core average void fraction	%	45	70
Core circumscribed radius	m	3.8	3.8
Number of fuel assemblies	-	900	900
Number of fuel rods/assembly	-	217	217
Outer diameter of fuel rods	mm	11.2	13.7
Gap between fuel rods	mm	3.8	1.3
Cladding tube material	-	Zircaloy-2	Zircaloy-2/Advanced SS
Core average burn-up	GWd/t	56	65
Total average burn-up	GWd/t	52	50
Puf conversion ratio	-	0.85	1.04
Void reactivity coefficient	$\Delta k/k/\%void$	-7×10^{-5}	-5×10^{-5}

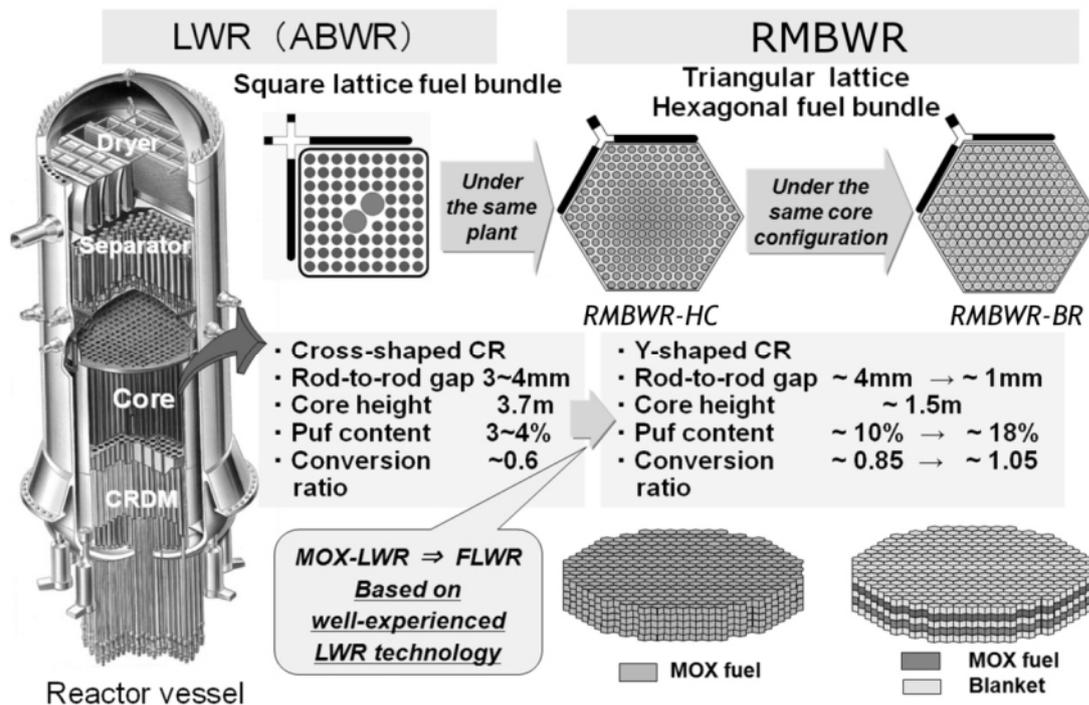


Fig. 1.5 低減速 BWR の炉心概念

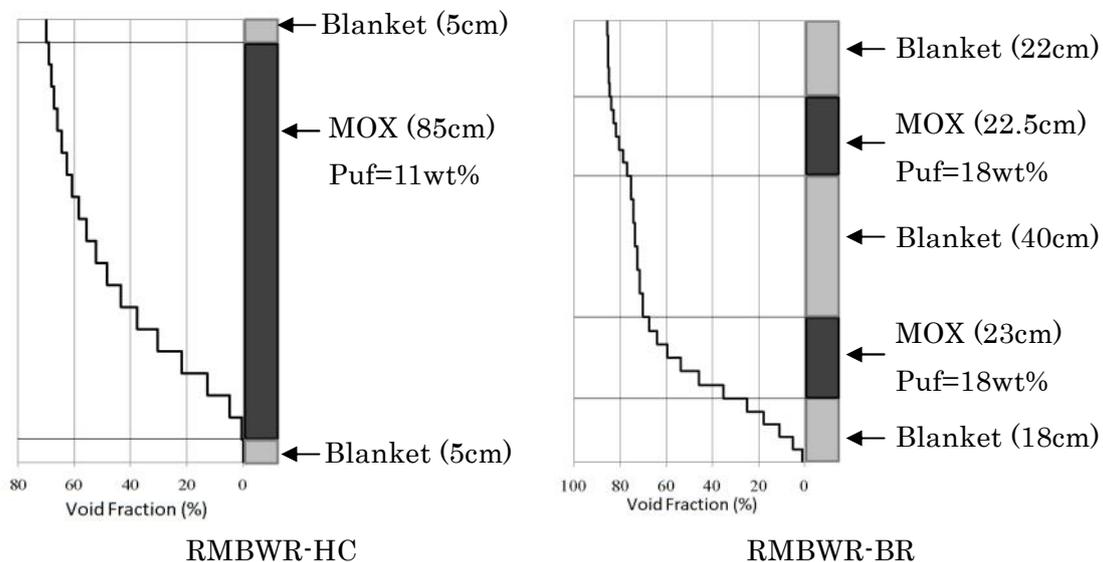


Fig. 1.6 低減速 BWR の軸方向における炉心構成とボイド率分布

1.3 核燃料廃棄物並びに核変換

1.1.2 節で述べられたように、原子力発電は地球温暖化問題及びエネルギーの安定供給に関して優れている一方で、核燃料廃棄物に関する問題は避けることができない。このような状況下においては、低減速 BWR を含む次世代炉開発においては、環境負荷の問題が不可避であり、その低減方法を検討する必要がある。

現行軽水炉における核燃料廃棄物の処理においては、使用済燃料の再処理に伴って発生する高レベル廃液はガラス固化され、最終的には地層処分される予定である。これらの核燃料廃棄物は、輸送時及び再処理時などの取扱いにおいて、発生する崩壊熱に対する冷却や、発生する放射線からの放射線防護などに係る負荷が問題となる。さらに、地層処分後における数万年後における環境への放射能の放出などの環境負荷についても問題となる。特に、現行軽水炉における使用済燃料再処理においては、核分裂生成物(FP)及びマイナーアクチニド(MA)のほとんどを含む高レベル廃液をすべてガラス固化し、地層処分する予定である。このような環境負荷に関しては、特定の核種を分離・変換することにより低減が可能である。

日本においては核燃料廃棄物に対する環境負荷を目的とした複数の計画が存在する。はじめに、階層型核変換サイクル¹⁶⁾という概念が提案されている。この概念においては、FP 核種は群分離され、その中でも発熱性が顕著である Sr-Cs に関しては、ガラス固化せず焼成体という形で地層処分される。この焼成体による地層処分は、ガラス固化体による地層処分に比べ、環境負荷に顕著な寄与を果たす核種である ¹³⁵Cs の地下水への浸出率が二桁も小さいという特性があり、環境負荷低減に有効である。また、MA 核種に関しては、加速器駆動システム(ADS)による核変換が検討されている。これらのシステムを軽水炉使用済燃料に適用した場合は、核燃料廃棄物が長期にわたって保持し続ける潜在的な有害度を百分の一に低減できる¹⁶⁾といわれている。

一方で、高速炉(FBR)を用いた核変換¹⁷⁾も検討されている。これに関しては、全アクチニド核種のリサイクル及び軽水炉からの発生 MA のリサイクルなどが検討されている。また、オプションの一つとして長寿命核分裂生成物(LLFP)の核変換なども検討された経緯がある。

上記のように、次世代炉開発においては環境負荷低減は必須の課題であり、低減速 BWR においても検討しなければならない課題であるが、他の核変換に対する研究と比較することに以下のように位置づけることができる。階層型核変換サイクルについては、環境負荷低減としての専焼システムであり、発電に寄与しないものである。このため、当然のように別途の出費が必要になり、実質的な発電原価の引き上げにつながる。高速炉による核変換に関しては、商業発電に伴って、核変換が行えるという利点がある。しかし、多くの技術開発が必要となる将来選択しうるオプションである。これらのことを考慮すると、低減速 BWR による核変換は、商業ベースにおける早期導入可能オプションとして有意義であると言える。

1.4 研究の必要性

1.4.1 核変換特性解明の必要性

1.3 節で述べられたように、核変換特性の検討は多くのシステムにおいて行われている。しかし、低減速 BWR は Fig. 1.7 に示すように、中速域において有意な値を持つような、現行軽水炉とも高速炉とも異なる炉内スペクトルをもち、その他の炉心特性である、比出力、燃焼度、運転期間や設計の制約値となるボイド反応度係数や安全に対する考え方などが大きく異なる。そのため、炉内スペクトルによる核変換特性及び炉心性能の変化から決定される変換対象核種の装荷量などが大きく異なる。従って、このような他の炉型と大きく異なる炉心特性をもつ新概念炉心である低減速 BWR においては核変換特性解明の必要がある。

1.4.2 本研究における核変換特性

本研究において解明すべき核変換特性としては、核燃料廃棄物の分離・変換および、使用済燃料の特性に係る炉内における燃焼特性とする。使用済燃料特性は炉内スペクトル及び、炉心特性の違いにより大きな差が表れる。また、核変換自体は環境負荷低減の目的で行われるため、その発生側である使用済燃料特性とは切り離せない関係にある。

また、核燃料廃棄物の分離・変換に関しては、地層処分時の最終的な環境負荷を決定する重要な項目である。使用済燃料特性に関しては、使用済燃料の貯蔵、輸送、ガラス固化時における安全管理の観点から重要となる、崩壊熱と放射能の特性を決定する。更に、再処理後におけるガラス固化や地層処分時における、発熱特性などにも影響を与える。また、使用済燃料組成における LLFP 及び MA の発生量は最終的な環境負荷を決定し、Pu の組成及び発生量に関しては、核燃料サイクルの成立性に大きな影響を与える。

これらのことから、本研究で解明を必要とする主な核変換特性は以下のようなものである。

- ・使用済燃料特性（崩壊熱、放射能、LLFP 組成、MA 組成、Pu 組成）
- ・MA 及び LLFP の核変換

1.4.3 低減速 BWR の核変換特性に関する先行研究

低減速 BWR においては、核変換特性による環境負荷低減を目的として炉心性能を最適化するような研究開発は行われてこなかったものの、環境負荷低減に寄与する設計研究がおこなわれてきた。

1.4.3.1 増殖型低減速 BWR における MA リサイクル

増殖型低減速 BWR に関しては、使用済燃料の再処理法として、高速炉サイクル用に開発されている先進湿式法¹⁵⁾による低除染燃料を使用した炉心概念に対する研究が行われてきた経緯がある。この炉心概念においては、全 TRU のリサイクルが可能である。この炉心概念においては、既に、軽水炉から発生する MA を約 4%程度リサイクル可能であることが確認されている。また、多重リサイクル時の MA の平衡量は約 2%である。これらのことから、増殖型低減速 BWR においては、現行軽水炉の使用済燃料及び、高転換型低減速 BWR の使用済燃料を

リサイクルすることが可能であり、他の炉型の使用済燃料を含めた全 TRU 核種のサイクル内への閉じ込めも可能であることが示されている。

1.4.3.2 増殖型低減速 BWR における LLFP 核種の核変換

増殖型低減速 BWR に関しては、LLFP 核種の変換に関する研究¹⁸⁾が行われた。対象核種としては、⁹⁹Tc 及び ¹²⁹I のみであり、サポートファクターはそれぞれ、0.24 及び 0.61 であった。この研究においては、環境負荷を考慮する上で重要である ¹³⁵Cs に関する核変換の評価は行われていない。

1.4.4 本研究の必要性

1.4.3 節には低減速 BWR における核変換特性に関する幾つかの先行研究を示した。しかし、使用済燃料特性（崩壊熱、放射能、LLFP 組成、MA 組成、Pu 組成）に関しては、高転換型低減速 BWR 及び増殖型低減速 BWR 共に研究がなされてこなかった。また、増殖型低減速 BWR に関しては、MA リサイクルが検討されてきたが、高転換型低減速 BWR においては、MA リサイクルが検討されてこなかった。高転換型低減速 BWR は現行軽水炉からの技術的ギャップが少ないため、この炉型における MA リサイクルは有意義である。また、増殖型低減速 BWR においては LLFP 核種として ⁹⁹Tc 及び ¹²⁹I の核変換性能が評価されてきたが、¹³⁵Cs の核変換性能に関しては評価されてこなかった。また、高転換型低減速 BWR における LLFP の変換に関しては、既に、増殖型低減速 BWR における評価において効果的な結果が得られていないこと、更に、マルチリサイクルを行えない炉心であるため、LLFP 核種の燃料サイクル内への閉じ込めが不可能なことなどを考慮すると実施する意義が少ないため、研究を行わないものとする。このような状況を踏まえて、先行研究を含みつつ低減速 BWR における核変換に関して体系的にその特性を解明する必要がある。その中で、重要な点を以下にまとめる。

- ・使用済燃料特性は、上記のように使用済燃料の貯蔵、輸送、ガラス固化時と地層処分時における安全管理や諸制限に係る事項であり、その検討は高転換型低減速 BWR 及び増殖型低減速 BWR 共に重要である。また、現行施設における安全管理を基準とした検討が必要であることと、炉物理現象としての位置づけを確認するため、現行軽水炉を含んだ他の炉型との比較検討が必要になる。ここで、使用済燃料特性は具体的に、崩壊熱、放射能のことを指している。さらに、MA、LLFP の発生量など最終的な環境負荷に関する項目や、核燃料サイクルの成立性に関係する Pu 組成などの項目も含めるものとする。
- ・MA 及び LLFP に関する核変換特性の検討が必要である。MA リサイクルに関しては、高転換型低減速 BWR における検討が必要であり、LLFP の核変換に関しては、増殖型低減速 BWR における ¹³⁵Cs を含んだ検討が必要である。

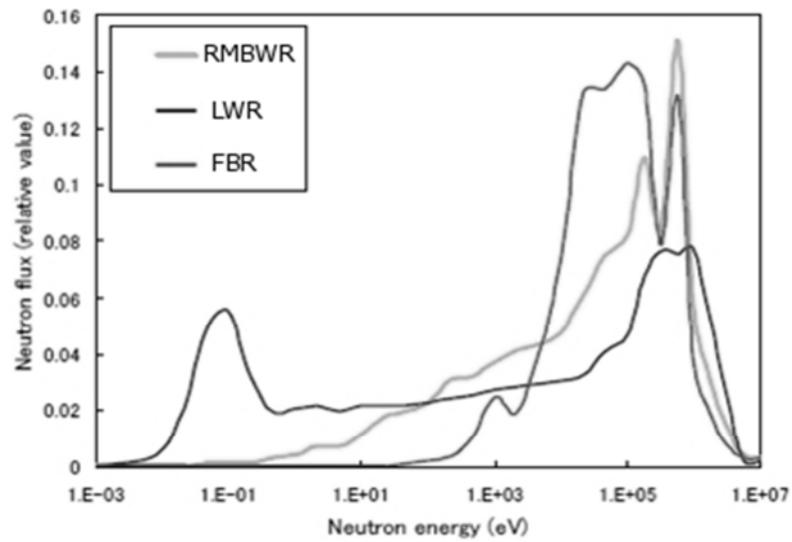


Fig. 1.7 各炉型におけるスペクトル

1.5 本研究の目的

低減速 BWR の核変換特性を特徴付ける主要な要素は、現行軽水炉とも高速炉とも異なる中速域に有意な値を持つ炉内スペクトルとそのスペクトルにより発生する炉心特性の違いであると考えられる。本研究の目的は低減速 BWR の核変換特性及びその影響の解明である。

2. 使用済燃料特性の検討

本章においては、低減速 BWR の使用済燃料特性を検討するために、他の炉型のものと比較を行うことによって炉物理的位置づけを確認することを目的とする。比較対象とする炉型は PWR、BWR、高燃焼度 PWR(H-PWR)、高燃焼度 BWR(H-BWR)、フル MOX-PWR(MOX-P)、フル MOX-BWR(MOX-B)、高転換型低減速 BWR(RMBWR-HC)、増殖型低減速 BWR(RMBWR-BR)、Na 冷却高速炉(FBR)である。一般的に、使用済燃料特性の検討においては、線源評価コードである ORIGEN コード¹⁹⁾が用いられる。そのため、本研究においても ORIGEN コードによる評価を行う。

2.1 低減速 BWR 用 ORIGEN ライブラリの作成

ORIGEN による解析を行うには、エネルギー 1 群に断面積を縮約した ORIGEN ライブラリが必要である。ORIGEN ライブラリには多くの炉型に適用できる公開ライブラリである ORLIBJ33²⁰⁾があり、PWR、BWR、H-PWR、H-BWR、MOX-P、MOX-B、FBR に対する解析についてはこのライブラリを使用する。しかし、低減速 BWR については、新概念炉心であり、既存の軽水炉とも Na 冷却高速炉とも大きく異なる炉心特性を持つ炉心であるため、専用の ORIGEN ライブラリを作成する必要がある。

本研究においては、SWAT コード²¹⁾を使用して低減速 BWR 用の ORIGEN ライブラリの作成を行った。SWAT コードにおける計算フローを Fig. 2.1 に示す。SWAT コードは、汎用核計算コードである SRAC²²⁾のセル計算機能と燃焼コードである ORIGEN を組み合わせたコードシステムである。SRAC において、炉内スペクトルの解析を行い、そのスペクトルによって断面積を縮約し、エネルギー 1 群の断面積を作成する。その断面積を ORIGEN に渡し、燃焼組成を計算し、その組成を再び SRAC に渡すことにより燃焼ステップを進める。この際に、特定の 20 核種・反応に対し、燃焼度依存断面積(VXSEC)を算出することもできる。本研究においては Table 2.1 に示した核種・反応に対して燃焼度依存断面積を考慮した。

また、低減速 BWR のような、共鳴領域における反応が顕著な炉心体系においては、共鳴断面積の取扱いが非常に重要となる。SRAC による解析においては多くの共鳴ピークを超詳細群構造において扱うことにより、ほぼポイントワイズで直接的に扱うことが可能であり、現行の解析手法の中では、最も精密に扱えるものである。(付録 A を参照)

上記のように、ORIGEN ライブラリを作成するには、その炉型を代表する炉内スペクトルの選定などの炉物理特性を考慮したライブラリ作成法の検討が必要である。この検討に関しては、炉心体系が複雑である増殖型低減速 BWR を対象に行う。一般的に燃焼組成を決定する項目としては、スペクトル、燃料の初期組成、比出力と運転期間などがあげられる。このうち、スペクトル、燃料の初期組成、比出力などは、炉心内の領域ごとに大きく異なる。特に、増殖型低減速 BWR においてはブランケット部と MOX 部を重ねた 5 層構造や、軸方向に大きく変化するボイド率分布などの関係から、炉心内の領域ごとの取扱いには十分な検討が必要になる。一方で、一般的に各炉型を代表する ORIGEN ライブラリは多くの領域を取り扱わないのが通例である。多くの領域に対して、それぞれのライブラリを作成することは、ユーザーへの負荷を

増やすだけでなく、その炉心を代表するスペクトルを用いた炉物理的な考察を疎外することになる。本研究においては、領域分割については、非均質モデルと均質モデルの2つのモデルを提案する。非均質モデルは、参照解となるモデルであり、上部ブランケット部、上部 MOX 部、内部ブランケット部、下部 MOX 部、下部ブランケット部の5領域分割とする。これらの解析に使用する SRAC セル計算モデルとしては、Fig. 2.2 のようなモデルを用いた。六角集合体を 1/6 対象モデルにおいて模擬している。また、領域分割が 5 域で十分であることは、付録 B において検証した。また、この検証には本研究で使用する他の炉型についての ORIGEN 解析において使用する少数領域におよる解析に対するものも含まれている。次に均質モデルであるが、これは、炉心全体を 1 領域と考えて、燃料組成、比出力、ボイド率などを平均化したモデルである。この2つのモデルによる解析に有意な差が見られない場合には均質モデルの採用が妥当である。Table 2.2 に領域ごとのボイド率、Puf 富化度、比出力、燃焼度を示す。領域ごとの値が非均質モデルに相当する。また、燃料全体の値も示されているが、この値が均質モデルに相当する。

実際に、これらのモデルによって、崩壊熱・放射能を比較したものが Table 2.3 である。これは、使用済燃料 1t あたりの崩壊熱・放射能を取り出し時から4年間冷却したものである。それぞれについて、崩壊熱・放射能のアクチニド核種から発生するものと FP 核種から発生するものに分類されている。均質モデルの非均質モデルに対する比をみると、FP 核種によるものは、良い精度で一致していることが分かる。FP 核種に関してはスペクトルの変化により、核分裂する核種の割合が変わることで、核分裂収率の違いが発生すると考えられるが、この結果から、スペクトルの違いによる核分裂収率への影響は無視できる程度であることが分かった。一方で、アクチニド核種によるものについては、均質モデルのものが過剰に評価される傾向が分かる。特に、崩壊熱に関しては 28%程度過剰に評価される様子が分かる。

これらの非均質モデルと均質モデルの差は炉心特性を代表する炉内スペクトルの違いによるものと考えられる。各モデルにおける差はアクチニド核種から発生する崩壊熱について大きく表れるが、その崩壊熱のアクチニド主要核種ごとの崩壊熱を Fig. 2.3 に示す。均質モデルにおいて ^{244}Cm の崩壊熱が非均質モデルの約 2 倍程度発生している様子が分かる。これは、断面積縮約に使用される炉内スペクトルの違いによるものと考えられる。ここで、均質モデルと非均質モデルのスペクトルを比較したものが Fig. 2.4 である。非均質モデルのスペクトルとしては、発熱の主要な領域として、上部 MOX 部と下部 MOX 部を代表させている。これらのスペクトルを比較すると均質モデルのスペクトルが柔らかく 5keV 以下の領域において大きな値を示している。このことを踏まえて、 ^{244}Cm の発生と消滅について考察する。 ^{244}Cm の発生は主に ^{243}Am の捕獲反応により発生する。消滅は主に ^{244}Cm の捕獲反応によるものである。この2つの捕獲反応における無限希釈断面積を比較したものが Fig. 2.5 である。図に示すように、8eV 以下の領域においては ^{244}Cm に比較して ^{243}Am の断面積の大きさが顕著になり、およそ一桁程度の差がみられる。この特性から、スペクトルの柔らかい炉心においては、 ^{243}Am の捕獲反応が顕著になり、 ^{244}Cm の捕獲反応が小さくなることがわかる。このことは、スペクトルの柔らかい炉型においては ^{244}Cm の発生率が大きくなり、消滅率が小さくなる。結果として ^{244}Cm の蓄積量が大きくなると言える。このことから、スペクトルの柔らかい均質モデルにおいて ^{244}Cm

の崩壊熱が過剰に評価されてしまうことが分かった。そのため、低減速 BWR 用 ORIGEN ライブラリ作成においては非均質モデルの採用が妥当であることが分かった。

次に、燃焼度依存性についても考慮する。Fig. 2.6 と Fig. 2.7 には燃焼度ごとのスペクトルを示した。これらのスペクトルは MOX 部を代表して上部 MOX 部についてをブランケット部を代表して内部ブランケット部についてを示している。また、燃焼度点としては平衡サイクルにおける BOL、BOC、EOC、EOL としている。本研究においては、BOL 燃焼度を未燃焼の初期燃料に対する燃焼度、BOC、EOC 燃焼度をそれぞれの燃焼度点における全炉心平均の燃焼度、EOL 燃焼度を取り出し燃料平均の燃焼度とする。これらのスペクトルの比較から MOX 領域に関しては全燃焼期間を通してスペクトルにあまり変化が見られないのに対し、ブランケット部に関しては、BOL から BOC にかけて急激にスペクトルが変化する様子が分かる。このことから、低減速 BWR の ORIGEN ライブラリについても燃焼度依存断面積(VXSEC)オプションを用いることとする。また、ここで決定した解析条件と同等な条件を高転換型低減速 BWR における解析においても用いるものとする。

Table 2.1 燃焼度依存断面積として考慮した 20 核種・反応

$^{234}\text{U}(n,\gamma)$	$^{235}\text{U}(n,\gamma)$	$^{235}\text{U}(n,f)$	$^{236}\text{U}(n,\gamma)$	$^{238}\text{U}(n,\gamma)$
$^{237}\text{Np}(n,\gamma)$	$^{238}\text{Pu}(n,\gamma)$	$^{238}\text{Pu}(n,f)$	$^{239}\text{Pu}(n,\gamma)$	$^{239}\text{Pu}(n,f)$
$^{240}\text{Pu}(n,\gamma)$	$^{241}\text{Pu}(n,\gamma)$	$^{241}\text{Pu}(n,f)$	$^{242}\text{Pu}(n,\gamma)$	$^{241}\text{Am}(n,\gamma)$
$^{241}\text{Am}(n,\gamma)e$	$^{243}\text{Am}(n,\gamma)$	$^{243}\text{Am}(n,\gamma)e$	$^{242}\text{Cm}(n,\gamma)$	$^{244}\text{Cm}(n,\gamma)$

Table 2.2 領域ごとの組成、比出力、燃焼度と燃料全体の平均値

	Length (cm)	Void fraction (%)	Puf content (wt%)	Specific power (MW/t)	Burn-up (GWd/t)
Upper blanket	22.0	85.0	0.0	4.94	15.41
Upper MOX	22.5	80.5	18.0	28.89	90.07
Inner blanket	40.0	72.7	0.0	7.75	24.16
Lower MOX	23.0	54.1	18.0	32.25	103.67
Lower blanket	18.0	12.0	0.0	9.95	31.03
Whole fuel	125.5	64.2	6.5	16.04	50.00

Table 2.3 均質モデルと非均質モデルによる 4 年冷却時における崩壊熱と放射能

	Homogeneous	Heterogeneous	Ratio
Decay heat (kW/t)			
Actinide	2.39	1.87	1.28
FP	1.95	1.90	1.03
Total	4.34	3.77	1.15
Radioactivity ($\times 10^{16}\text{Bq/t}$)			
Actinide	2.60	2.24	1.16
FP	2.21	2.20	1.01
Total	4.81	4.44	1.08

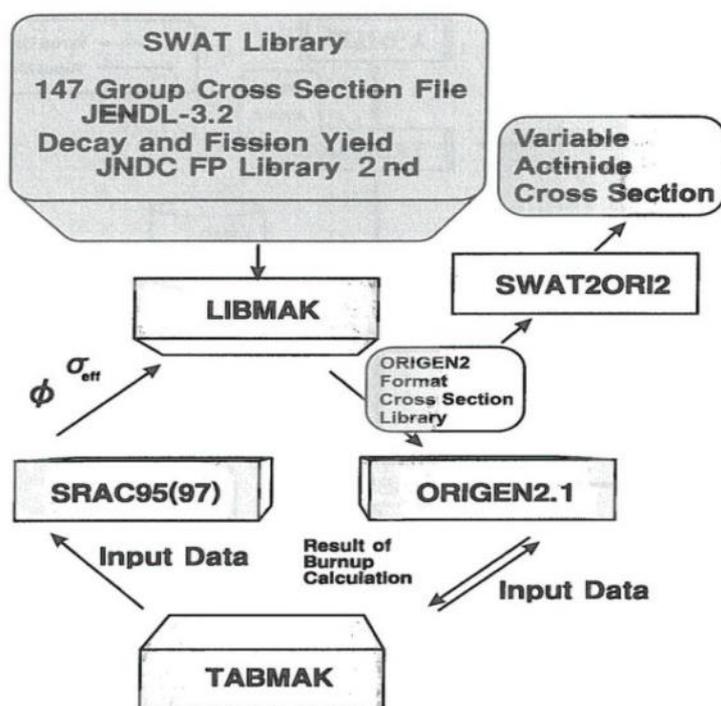


Fig. 2.1 SWAT コードによる計算フロー²⁾

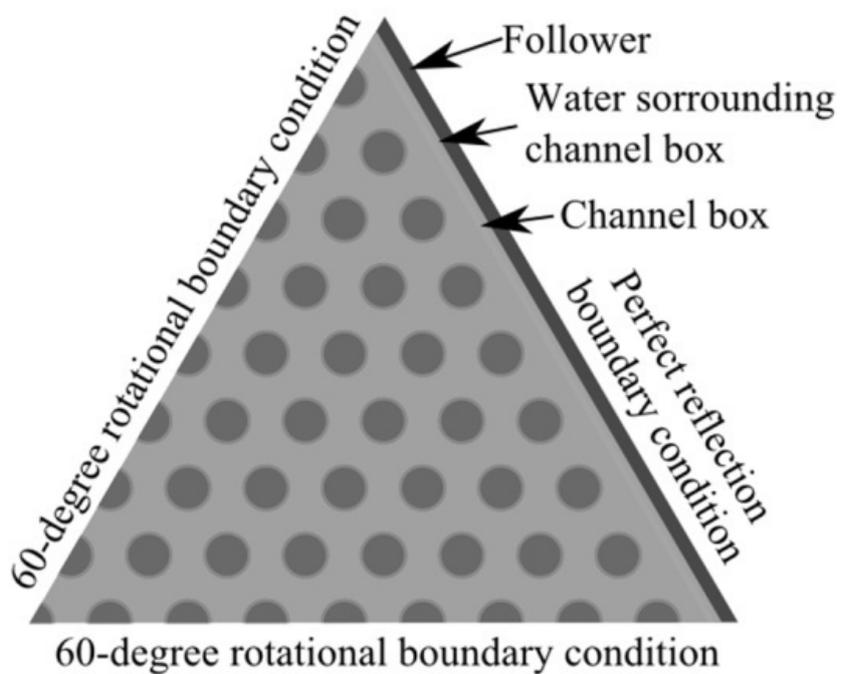


Fig. 2.2 SRAC セル計算モデル

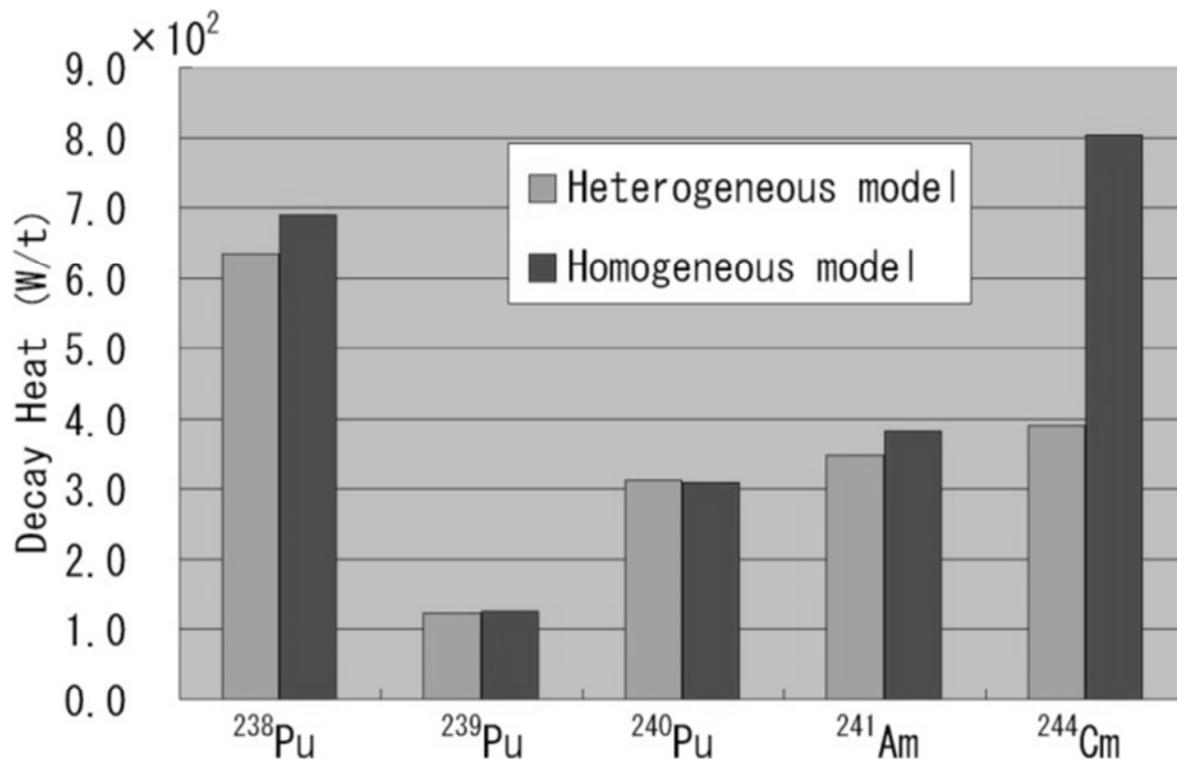


Fig. 2.3 アクチノイド主要核種ごとの崩壊熱

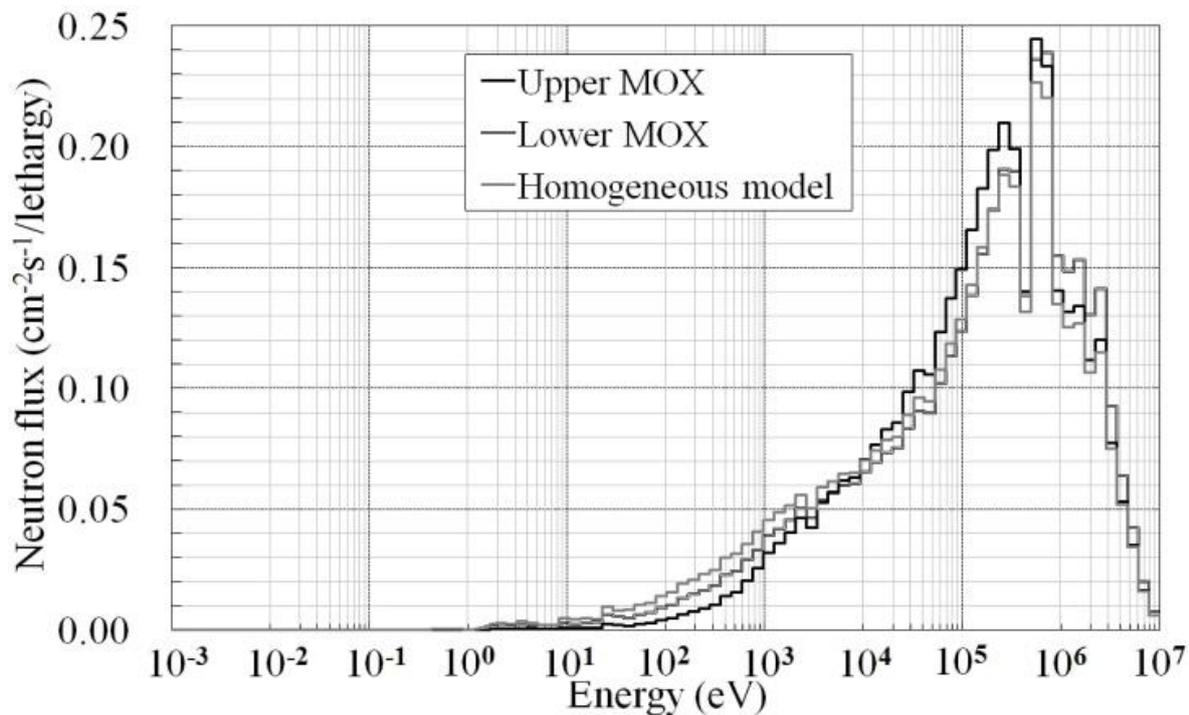


Fig. 2.4 MOX 領域と均質モデルによるスペクトル

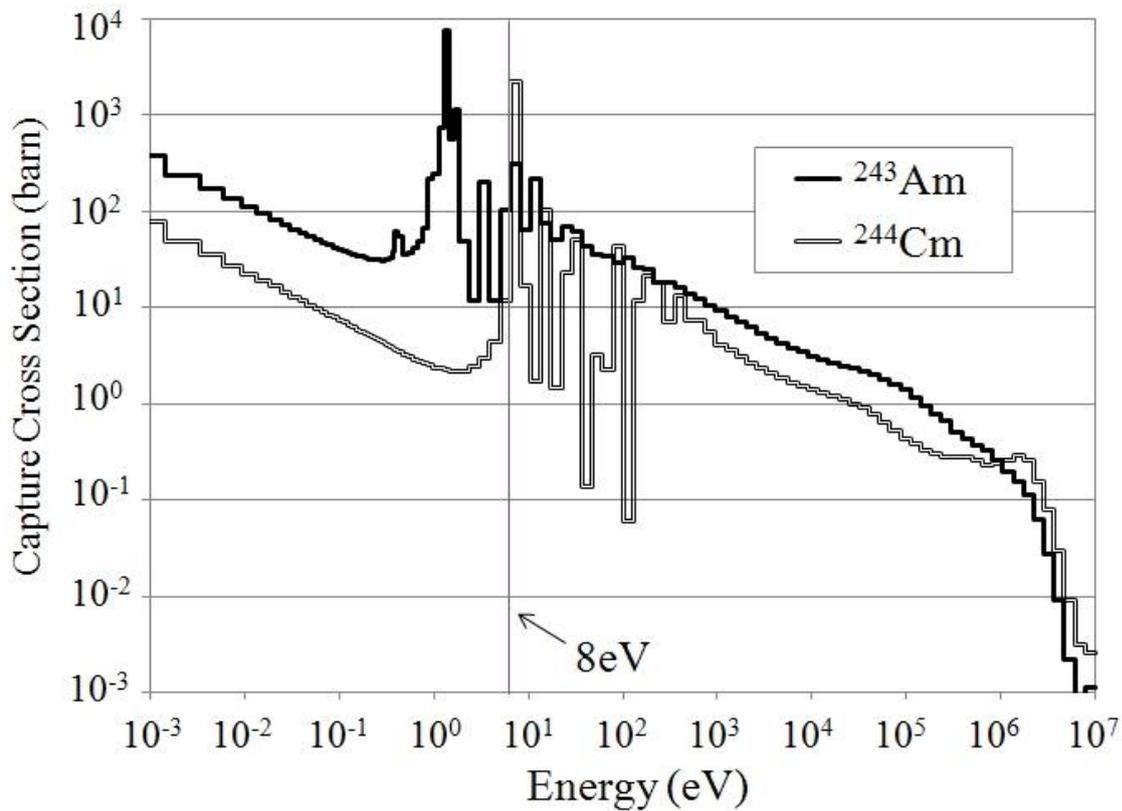


Fig. 2.5 ^{243}Am 及び ^{244}Cm の捕獲断面積

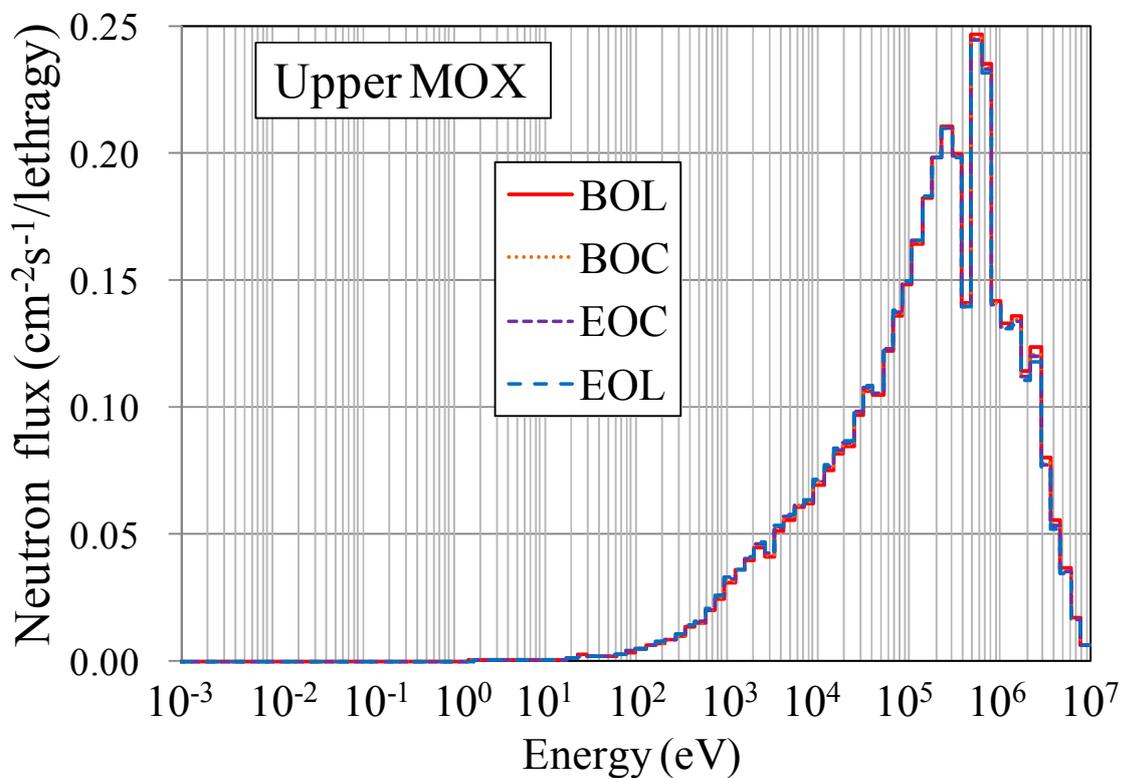


Fig. 2.6 上部 MOX 部における各燃焼度のスペクトル

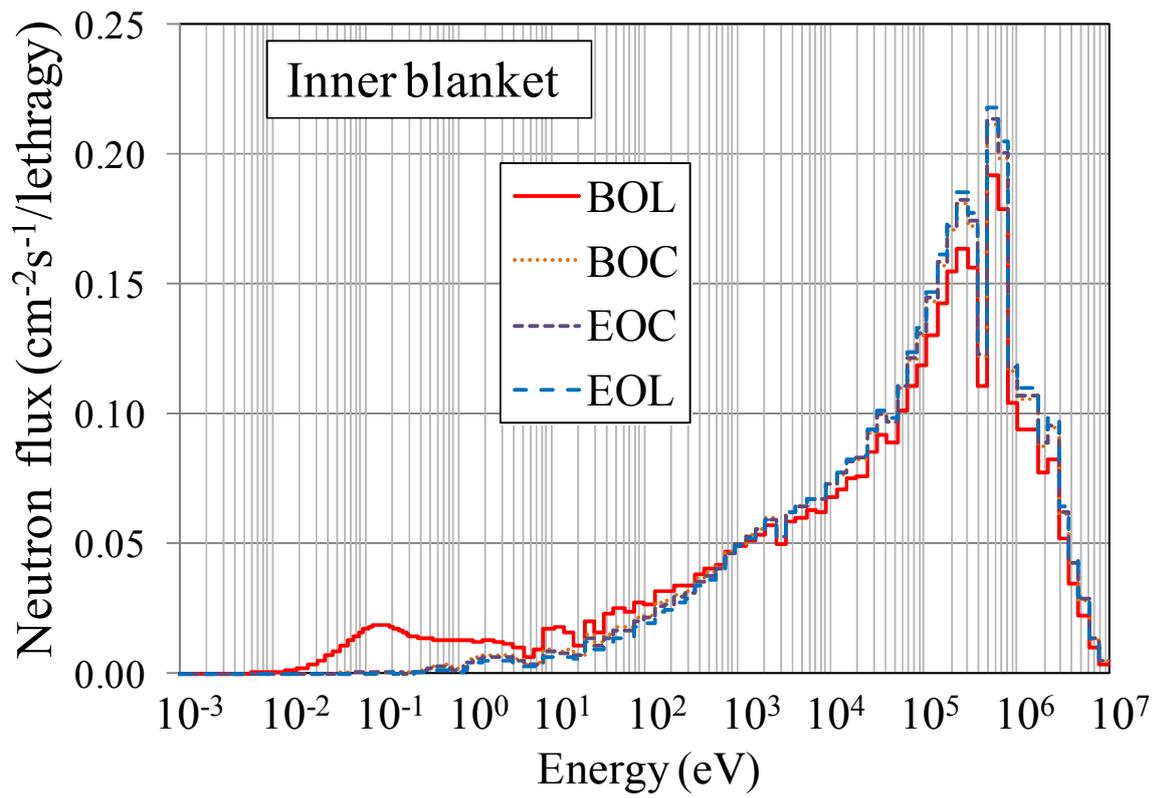


Fig. 2.7 内部ブランケット部における各燃焼度のスペクトル

2.2 使用済燃料特性に関する検討項目

使用済燃料特性の検討に関しては以下の項目について検討する。

- ・ 使用済燃料の貯蔵や輸送時の安全管理（2,4年冷却時）
- ・ 再処理及びガラス固化時（4年冷却時）
- ・ 地層処分時（50年冷却時）
- ・ 最終的な環境負荷に係る項目
- ・ Puのリサイクルに係る項目

はじめに、使用済燃料の貯蔵や輸送に関しては、主に崩壊熱が問題となる。ここでは、崩壊熱および放射能について検討し、使用済燃料取出し後、2年及び4年冷却時の組成を評価する。

次に、再処理及びガラス固化時の評価としては、ガラス固化体製作時に係る制限値²³⁾がある。主な制限としては、ガラス固化体あたりの発熱制限であり、現行の制限値としては2.3kW/canisterとなっている。また、白金族元素は、液体供給ジュール加熱セラミックメルター(LFCM)の寿命を縮めるため、約1wt%が添加の制限値となっている。一方で、使用済燃料から発生する白金族を分離するシナリオ²⁴⁾も存在する。さらに、白金族元素は有用な希少資源であるため、分離後の利用も考えられる。また、Moに関しては、イエローフェーズを生成しガラス固化体の化学耐久性を低めるため、MoO₃の添加量が1~2wt%程度と制限されている。Moに関しても分離が可能である。一般的に、ガラス固化体作成に関する評価は4年冷却時とされることが多いため、本研究においても4年冷却時として評価する。また、ガラス固化体1体あたりに混入できるFP酸化物の量に関しては、現在も研究開発が進んでおり、参照に適した値が存在しない。そのため、本研究においては、再処理の分野において簡易的に用いられる使用済燃料1tあたりガラス固化体1体の製造が可能であるとの指標を利用することとする。また、MAに関しては、現行の軽水炉使用済燃料の再処理においては、FPと共に高レベル廃液として処理されることになっているが、分離・リサイクルするシナリオも多数存在することから、本研究においてもMAをリサイクルするものとして、ガラス固化体への混入は考えないものとする。

同様に、地層処分時においても同様に0.35kW/canisterとの発熱制限が設けられている。地層処分に関しては、50年冷却後として評価する。なお、この時点の発熱に関しては、ほぼSr,Csの2元素のみで代表される。

最終的な環境負荷に係る項目としては、LLFP、MAなどが挙げられる。本章においては、これらの発生量と発生メカニズムのみを検討することとし、具体的な環境負荷の評価指標や低減法に関しては3章において検討する。

Puのリサイクルに係る項目としては、MOX燃料炉心における取り出し燃料のPu組成について検討する。Puのリサイクルに関しては、エネルギー資源の観点からのみではなく、MAなどの環境負荷となりうる核種を核燃料サイクル内に閉じ込める上で必要な核燃料サイクルの成り立ちに係る重要な項目である。

2.3 使用済燃料特性検討の解析条件

低減速 BWR の使用済燃料特性を他の炉型と比較する上での解析条件を Table 2.4 に示す。本研究においては RMBWR-HC および RMBWR-BR の使用済燃料特性を検討するが、軽水炉として取り出し燃焼度が約 30GWd/t である PWR と BWR を比較対象とする。また、取り出し燃焼度約 45GWd/t である高燃焼度軽水炉として H-PWR、H-BWR を比較対象とする。これらの軽水炉は U 炉心であるが、これ以降は MOX 燃料炉心である。フル MOX 軽水炉として MOX-P、MOX-B を比較対象とする。この 2 つの炉型に関しては、熱中性子炉による MOX 燃料の利用例として考えることができる。さらに、FBR との比較を行う、これに関しては、FBR 実用化調査研究フェーズ II¹⁸⁾の代表炉心である大型 MOX 燃料高内部転換型代表炉心相当のものとする。RMBWR はスペクトルの柔らかさから考慮するとフル MOX 軽水炉と FBR の中間に位置すると考えられる。

燃料の初期組成に関しては、Table 2.5 から Table 2.8 に示す。PWR に関しては、²³⁵U 濃縮度 3.4wt%、BWR に関しては 3.0wt% の U 燃料であり H-PWR、H-BWR に関しても濃縮度はそれぞれ、4.5wt%、4.0wt% である。MOX-P、MOX-B に関しては、軽水炉使用済燃料から分離された Pu の使用を想定しており、それぞれ、Puf 富化度として 5.87wt%、5.36wt% である。RMBWR-HC に関しても軽水炉使用済燃料から分離された Pu 使用を想定しており、その Puf 富化度は燃料全体の平均で 9.84wt% である。RMBWR-BR に関しては、多重リサイクル後の平衡組成を想定しており、燃料全体で平均化された Puf 富化度は 6.52wt% である。FBR に関しても、多重リサイクル組成を想定しており、燃料全体の Puf 富化度は 8.7wt% となる。FBR に関しては低除染再処理を想定しているため、MA が随伴する。微量の FP も随伴するが、解析結果に大きな影響を与えないため説明を割愛する。

Table 2.4 各炉型における燃焼条件

	Burn-up (GWd/t)	Specific power (MW/t)	Burn-up time (day)
PWR	33.0	40.0	825.0
BWR	27.5	25.6	1074.0
H-PWR	45.0	38.0	1184.2
H-BWR	45.0	25.6	1757.8
MOX-P	45.0	38.0	1184.2
MOX-B	45.0	27.9	1617.1
RMBWR-HC	52.4	31.6	1659.1
RMBWR-BR	50.0	16.0	3117.5
FBR	115.0	35.9	3200.0

Table 2.5 軽水炉、高燃焼度軽水炉、フル MOX 軽水炉における初期燃料組成(g/t)

	PWR	BWR	H-PWR	H-BWR	MOX-P	MOX-B
²³⁴ U	0.000E+00	2.650E+02	0.000E+00	3.610E+02	0.000E+00	8.497E+01
²³⁵ U	3.400E+04	3.001E+04	4.500E+04	4.002E+04	1.826E+03	1.058E+04
²³⁶ U	0.000E+00	1.860E+02	0.000E+00	2.450E+02	0.000E+00	7.099E+01
²³⁸ U	9.660E+05	9.695E+05	9.550E+05	9.594E+05	9.112E+05	9.092E+05
²³⁸ Pu	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	1.653E+03	1.225E+03
²³⁹ Pu	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	5.002E+04	4.698E+04
²⁴⁰ Pu	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	2.027E+04	2.131E+04
²⁴¹ Pu	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	8.700E+03	6.658E+03
²⁴² Pu	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	4.698E+03	3.210E+03
²⁴¹ Am	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	0.000E+00	1.653E+03	6.558E+02

Table 2.6 RMBWR-HC における
初期燃料組成(g/t)

	MOX	Blanket	Average
²³⁵ U	1.617E+03	2.000E+03	1.657E+03
²³⁸ U	8.071E+05	9.980E+05	8.272E+05
²³⁸ Pu	5.165E+03	0.000E+00	4.621E+03
²³⁹ Pu	9.164E+04	0.000E+00	8.199E+04
²⁴⁰ Pu	5.797E+04	0.000E+00	5.187E+04
²⁴¹ Pu	1.837E+04	0.000E+00	1.644E+04
²⁴² Pu	1.626E+04	0.000E+00	1.455E+04
²⁴¹ Am	1.913E+03	0.000E+00	1.712E+03

Table 2.7 RMBWR-BR における
初期燃料組成(g/t)

	MOX	Blanket	Average
²³⁵ U	1.356E+03	1.975E+03	1.751E+03
²³⁸ U	6.854E+05	9.980E+05	8.847E+05
²³⁸ Pu	2.800E+03	0.000E+00	1.015E+03
²³⁹ Pu	1.640E+05	0.000E+00	5.946E+04
²⁴⁰ Pu	1.186E+05	0.000E+00	4.300E+04
²⁴¹ Pu	1.575E+04	0.000E+00	5.710E+03
²⁴² Pu	1.107E+04	0.000E+00	4.013E+03
²⁴¹ Am	9.452E+02	0.000E+00	3.427E+02

Table 2.8 FBR における初期燃料組成(g/t)

	Inner Core	Outer Core	Blanket	Average
²³⁵ U	2.425E+03	2.340E+03	2.998E+03	2.554E+03
²³⁸ U	8.056E+05	7.765E+05	9.970E+05	8.485E+05
²³⁷ Np	9.571E+02	1.107E+03	0.000E+00	7.441E+02
²³⁸ Pu	2.110E+03	2.431E+03	0.000E+00	1.637E+03
²³⁹ Pu	1.039E+05	1.196E+05	0.000E+00	8.058E+04
²⁴⁰ Pu	6.161E+04	7.098E+04	0.000E+00	4.780E+04
²⁴¹ Pu	8.255E+03	9.509E+03	0.000E+00	6.404E+03
²⁴² Pu	7.493E+03	8.630E+03	0.000E+00	5.813E+03
²⁴¹ Am	3.839E+03	4.429E+03	0.000E+00	2.981E+03
²⁴³ Am	1.914E+03	2.215E+03	0.000E+00	1.489E+03
²⁴⁴ Cm	1.925E+03	2.215E+03	0.000E+00	1.493E+03

2.4 使用済燃料特性に関する検討と考察

はじめに、使用済燃料の貯蔵及び輸送上の安全管理に係わる、2年及び4年冷却時の崩壊熱と放射能について比較する。各炉型における使用済燃料 1t あたりの2年及び4年冷却時の崩壊熱と放射能を Fig. 2.8 及び Fig. 2.9 に示す。崩壊熱及び放射能について、ほぼ同様な結果が得られているため、崩壊熱について議論する。一般的に、アクチニド核種からの崩壊熱は MOX 燃料炉心において大きなことが分かる。また、アクチニド核種からの崩壊熱は FP 核種からのものと比較して、余り減衰しない様子が分かる。アクチニド核種からの崩壊熱については、RMBWR-HC のものがフル MOX 軽水炉のものと比較して 1.5 倍程度大きい。一方で、RMBWR-BR のものはフル MOX 軽水炉のものよりも小さい。これらの傾向は、フル MOX 軽水炉の Puf 富化度が 5wt%程度と小さいのに比較して、RMBWR-HC の Puf 富化度が約 10wt%と大きく Pu インヴェントリの大きさから、発生する MA 量も大きくなっているものと思われる。一方で、RMBWR-BR の Puf 富化度はブランケット部と平均化して約 7wt%程度であることと、Pu 組成自体が多重リサイクル組成であり ^{241}Pu の割合が小さいことなどから、MA の発生量が小さいものと考えられる。FBR については、低除染燃料であるため、初期燃料に MA が随伴していることにより崩壊熱が大きい。FP 核種からの崩壊熱については、FP 核種の発生量が燃焼度に比例することを考えると、燃焼度の大きな炉型において FP からの崩壊熱も大きいと思われる。燃焼度が 30GWd/t 程度である軽水炉と比較して、燃焼度が 45GWd/t である高燃焼度軽水炉及びフル MOX 軽水炉の FP 核種からの崩壊熱は燃焼度の増加分だけ大きな傾向が表れている。RMBWR-HC については燃焼度が 52GWd/t 程度と高燃焼度軽水炉とフル MOX 軽水炉より燃焼度がやや大きいが FP 核種からの崩壊熱については同程度である。一方で、RMBWR-BR の FP 核種からの崩壊熱は燃焼度が 50GWd/t であるにもかかわらず、軽水炉のものと同程度であり小さな値を示している。FBR についても燃焼度が 115GWd/t であることを考えると FP 核種からの崩壊熱は比較的小さな値である。

アクチニド主要核種ごとの崩壊熱放射能について比較したものが Fig. 2.10 及び Fig. 2.11 である。これらの図には装荷時と取出し後 4 年冷却時における使用済燃料 1t あたりの主要アクチニド核種による崩壊熱と放射能を示してある。アクチニド主要核種としては ^{238}Pu 、 ^{239}Pu 、 ^{240}Pu 、 ^{241}Pu 、 ^{241}Am 、 ^{244}Cm の 6 核種とした。これらの核種の選定は、取出し後 2 年から 4 年において崩壊熱と放射能に関して顕著な核種であり、これらの核種のみで崩壊熱と放射能をほぼ完全に再現できる。これらの核種についての半減期と崩壊した際の発熱量 (Q 値) について Table 2.9 に示す。 ^{241}Pu については、半減期が 14.4 年と短く放射能が大きな値となるが、Q 値が他の核種よりも 3 桁程度小さいため崩壊熱にはあまり寄与しない。崩壊熱に関しては、 ^{238}Pu が大きな寄与を占める。また、装荷時と 4 年冷却時のものを比較してもあまり変化が見られない。燃焼の結果、増加する崩壊熱としては ^{244}Cm による寄与が大きい。RMBWR-HC に関しては、軽水炉取り出し燃料から分離した Pu を使用し、Puf 富化度が 10wt%と大きな Pu インヴェントリから他の炉型に比較して大きな値を示している。RMBWR-BR については、Pu インヴェントリ自体はフル MOX 軽水炉よりも大きなもののスペクトルの硬さと Pu として多重リサイクル組成を使用していることから、高次化される MA が少なく結果としてアクチニド核種からの崩壊熱が小さい様子が分かる。放射能に関しては、 ^{241}Pu の寄与が大部分であり、

その寄与は装荷時の Pu インベントリでほぼ決定されている様子が分かる。

FP 核種からの崩壊熱と放射能に関しても、主要核種ごとの寄与を比較する。Fig. 2.12 及び Fig. 2.13 には使用済燃料 1t あたりの主要 FP 核種からの崩壊熱と放射能を 2 年冷却及び 4 年冷却時において示している。これらの FP 核種は 2 年冷却時及び 4 年冷却時において崩壊熱と放射能について顕著な核種について選定したものである。崩壊熱については ^{90}Sr 、 ^{90}Y 、 ^{106}Rh 、 ^{134}Cs 、 ^{137}Cs 、 $^{137\text{m}}\text{Ba}$ 、 ^{144}Ce 、 ^{144}Pr 、 ^{147}Pm 、 ^{154}Eu の 10 核種とした。放射能については ^{90}Sr 、 ^{90}Y 、 ^{106}Ru 、 ^{106}Rh 、 ^{134}Cs 、 ^{137}Cs 、 $^{137\text{m}}\text{Ba}$ 、 ^{144}Ce 、 ^{144}Pr 、 ^{147}Pm の 10 核種とした。これらの核種のうち ^{90}Sr と ^{90}Y 、 ^{106}Ru と ^{106}Rh 、 ^{137}Cs と $^{137\text{m}}\text{Ba}$ 、 ^{144}Ce と ^{144}Pr は放射平衡（永続平衡）の親核種と娘核種の関係にある。放射平衡にある核種については、放射能は同じ値を示す。また、その減衰は、親核種の半減期に従う。崩壊熱と放射能に関しては主要 FP 核種がほぼ共通しているため、その特性もほぼ同様である。2 年冷却時から 4 年冷却時に減衰しやすい核種は親核種の半減期が 1 年程度の ^{106}Ru と ^{106}Rh 、 ^{144}Ce と ^{144}Pr である。一方で、減衰しにくい核種としては親核種の半減期が 30 年程度である ^{90}Sr と ^{90}Y 、 ^{137}Cs と $^{137\text{m}}\text{Ba}$ である。これらの核種の発生量は核分裂収率により変化する。U 燃料炉心において発生が大きいのは、 ^{90}Sr と ^{90}Y であり、MOX 燃料炉心においては ^{106}Ru と ^{106}Rh の発生量が多い様子が分かる。放射性 FP 核種の減衰の影響に関しては、Fig. 2.14 に 1J 分の発熱に伴う核分裂により発生した FP 核種の崩壊熱について冷却に伴う崩壊熱の減衰特性を示したものである。核分裂の発生から 10 年間の冷却期間について崩壊熱を各炉型間で比較しているが、核分裂収率による差はほとんど見られない。上記の議論においては、U 燃料炉心において ^{90}Sr と ^{90}Y 、MOX 燃料炉心において ^{106}Ru と ^{106}Rh の発生量が多いことが分かったが、核分裂発生時から 10 年間程度の期間においては、FP 核種全体の崩壊熱を考えると核分裂収率の差は無視できる程度であることが分かる。このため、本研究においては、崩壊熱を以下のような一つのフィッティング式で代表させるものとする。

$$w(t) = 10 \times t^{-1.6} \quad (2-1)$$

ここで、 $w(t)$ は 1 J 分の核分裂により発生した FP の崩壊熱 (W/t) である。さらに、このフィッティング式を使い、比出力を掛けて、冷却期間と運転期間により積分すれば、使用済燃料の FP 核種からの崩壊熱が算出できる。その式は、以下ようになる。

$$\begin{aligned} W(P, T, T_c) &= \int_0^T P \times w(T + T_c - t) dt \\ &= \frac{P}{0.06} \{ T_c^{-0.6} - (T + T_c)^{-0.6} \} \quad (2-2) \end{aligned}$$

ここで、

$W(P, T, T_c)$: 使用済燃料 1 t あたりの FP 核種による崩壊熱 (W/t)

P : 比出力(W/t)

T : 運転期間(s)

Tc : 冷却期間(s)

である。式(2-2)に示したような簡易評価式により FP からの崩壊熱が示せることが分かる。ここで、実際にこの簡易評価と ORIGEN による解析結果を比較する。Fig. 2.15 に示したのが、ORIGEN により評価された崩壊熱であり、Fig. 2.16 が簡易評価により評価された崩壊熱である。これらの結果から、式(2-2)の簡易評価は ORIGEN の結果をよく再現しており、物理現象を正確に再現していることが分かる。ただし、この崩壊熱は燃焼度により規格化された崩壊熱を示している。FP 核種からの崩壊熱に関しては、式(2-1)に代表されるように各炉型間において核分裂収率の差が無視できるならば、式(2-2)に示されるように、FP 核種からの崩壊熱は比出力と運転期間および冷却期間によって決定されると言える。Fig. 2.16 に示されるように燃焼度により規格化された FP 核種からの崩壊熱は炉型によって大きく異なる。燃焼度により規格化されているため、FP の発生量自体は同一であるが、運転期間に大きな違いがある。このことは、運転期間が長い炉型の方が運転期間における放射性 FP 核種の減衰の効果により FP 核種からの崩壊熱が小さくなるということを示している。そのため、運転期間が約 3000 日と長い RMBWR-BR においては、FP 核種からの崩壊熱が小さくなり、Fig. 2.8 に示すように 50GWd/t という高い燃焼度でありながら、30GWd/t 程度の低い燃焼度を持つ軽水炉と同等の値を示している。また、この関係は放射能についても同様である。

次に、ガラス固化時における検討項目に対する議論を行う。Table 2.10 に発熱性元素の 4 年冷却時における重量を、Table 2.11 には崩壊熱を示す。発熱性元素としては、Sr、Cs、Ru、Ce とした。これらの元素に対する放射平衡の状態にある娘核種についても親核種の所属する元素に含めてある。具体的には ^{90}Sr の娘核種である ^{90}Y は Sr 元素に含まれ ^{106}Ru の娘核種である ^{106}Rh は Ru 元素に含まれ、 ^{137}Cs の娘核種である $^{137\text{m}}\text{Ba}$ は Cs 元素に含まれ、 ^{144}Ce の娘核種である ^{144}Pr は Ce に含まれる。そのため、これらの発熱性元素 4 元素のみで、ほぼ完全に崩壊熱を再現できる。RMBWR-HC 及び RMBWR-BR は燃焼度が 50GWd/t 程度と他の軽水炉と比較して大きいため、発生重量に関しても他の軽水炉より大きい。しかし、RMBWR-BR に関しては、崩壊熱に関して比較すると上記のように運転期間中の減衰の効果から小さな値となり 1.73kW/t となる。これは、ガラス固化体製造時の発熱制限である 2.3kW/canister よりも小さな値であり、使用済燃料 1t からガラス固化体 1 体が製造されることを考えると、RMBWR-BR の使用済燃料は現行の発熱制限を十分に満たすものと考えられる。さらに、白金族元素と Mo 元素の 4 年冷却時における重量を示したのが Table 2.12 である。また、Table 2.13 には燃焼度により規格化された重量を示した。一般的に、Ru、Rh、Pd の 3 元素は白金族元素と呼ばれる。2.2 節で述べられたように白金族元素は液体供給ジュール加熱セラミックメルター(LFCM)の寿命を縮めるため、約 1wt% という制限値が設けられている。しかし、分離することにより有用な資源として利用できる。また、Mo に関してもガラス固化体の化学耐性を低下させるため、1 から 2wt% 程度という制限値¹⁵⁾が設けられている。Mo に関しても分離可能であるとされている。白金族元素と Mo 元素の発生量に関しても、他の FP 核種同様、発生量は燃焼度に比例する。しかし、燃焼度により規格化された発生量を比較すると MOX 燃料炉心においては、白

金族元素が U 燃料炉心に比べて多く発生することが分かる。特に、Rh、Pd に関しては 2 倍程度多く発生している様子が分かる。Mo に関しては、MOX 燃料炉心においてやや少ない様子が見られるが、全体として炉型間の差は小さく、単純に燃焼度に比例する様子が分かる。

次に、地層処分に係る項目について検討する。Table 2.14 には 50 年冷却時における発熱性元素の崩壊熱について示した。また Table 2.15 には燃焼度により規格化された崩壊熱を示した。50 年冷却時においては、崩壊熱は Sr、Cs の 2 元素のみで代表できる。RMBWR-HC 及び RMBWR-BR の崩壊熱は 0.32 及び 0.30kW/t と地層処分時における発熱制限である 0.35kW/canister より下回っていることが分かる。一方で、高燃焼度軽水炉においては、H-PWR が 0.39kW/t、H-BWR が 0.38kW/t と大きな値を示している。この傾向は燃焼度により規格化した崩壊熱に顕著に表れており、U 燃料炉心において Sr が多く発生していることが原因であることが分かる。2 年冷却、4 年冷却時の評価においては、式(2-1)で代表されるように、炉型間の核分裂収率の差は無視できることが分かったが、50 年冷却時においては、U 燃料炉心において Sr の核分裂収率が大きい特性が崩壊熱の違いとして顕著に表れることが分かった。

最終的な環境負荷に係る項目として LLFP および MA の発生量について議論する。はじめに、LLFP について議論する。Table 2.16 に LLFP の発生量を示した。LLFP としては、半減期が 1 万年以上の核種のうち、有意な放射能を示す各種を選定した。 ^{79}Se 、 ^{93}Zr 、 ^{99}Tc 、 ^{107}Pd 、 ^{126}Sn 、 ^{129}I 、 ^{135}Cs の 7 核種を検討対象とする。発生量は燃焼度に比例するため、燃焼度によって規格化したものを Fig. 2.17 に示す。 ^{93}Zr に関しては、U 燃料炉心で多く生成する様子が分かる。また、 ^{107}Pd 、 ^{129}I 、 ^{135}Cs が MOX 燃料炉心で多く発生する様子が分かる。しかし、 ^{135}Cs に関しては、核分裂収率以外の影響も含まれている。 ^{135}Cs の主な発生源としては、直接的に核分裂により発生するもののほかに、 ^{135}Xe の β 崩壊としても発生する。 ^{135}Xe は $1/v$ 特性の大きな捕獲断面積を持つ核種でありスペクトルの硬い炉型において平衡濃度が大きくなる。そのため、スペクトルの硬い炉型ほど ^{135}Xe の β 崩壊からの ^{135}Cs の発生が多くなる。そのため、 ^{135}Cs の発生量は MOX 燃料炉心のスペクトルの硬い炉型において大きくなる。Table 2.17 には LLFP 核種の同一元素内における重量割合を示している。LLFP の核変換には、この値が大きい核種ほど適している。この値が小さな核種について核変換を行う際には、同位体分離を行わなければ効率的な変換は望めない。 ^{99}Tc はほぼ 100%であるため変換対象として考えやすい。また、 ^{129}I についても約 8 割程度の濃度を持つため、変換に有利である。その他の核種については、同位体分離を行うこと核変換の効率を上げることができる。

次に、各炉型における使用済燃料から発生する MA について議論する。Table 2.18 には取出し時における使用済燃料に含まれる MA 重量について示したものである。一般的に、MA の発生量は U 燃料炉心から発生するものより MOX 燃料炉心から発生するものの方が大きい。U 燃料炉心から発生する MA としては ^{237}Np のものが大半である。これは、 ^{235}U の捕獲反応を起因として高次化したものである。一方で、MOX 燃料炉心においては、U 燃料炉心よりは発生が少ないものの多少の ^{237}Np の発生がみられる。燃焼度の同じ高燃焼度軽水炉とフル MOX 軽水炉の比較においては、MOX 燃料炉心から発生する ^{237}Np は U 燃料炉心から発生する量のおよそ 1/3 程度であると言える。MOX 燃料炉心から発生する ^{237}Np は主に ^{238}U の $(n,2n)$ 反応から発生するものである。MOX 燃料炉心から発生する MA としては Am が最も多く、そこから高

次化する Cm も多くみられる。²⁴¹Am は ²⁴¹Pu の β 崩壊からの発生が主要であるので、装荷 Pu インベントリに大きく依存するものと考えられる。そこで、Table 2.19 には装荷 Pu インベントリに対する MA 核種の重量割合を示した。ただし、MOX 燃料炉心のみを対象としている。MA の総重量割合を見ると、フル MOX 軽水炉及び RMBWR-HC のものが約 4.5%程度の値を示している。一方で、RMBWR-BR のものは 2.7%程度と小さな値を示している。この違いとしては、フル MOX 軽水炉及び RMBWR-HC が MOX 燃料として使用している Pu 組成が、軽水炉取出し燃料から分離した Pu 組成であるのに対し、RMBWR-BR の Pu 組成が多重リサイクル組成であることが原因である。軽水炉使用済燃料からの取り出し組成はスペクトルの柔らかい炉心内で照射されることから ²⁴¹Pu などの高次の Pu の存在量が多くなる。一方で、RMBWR-BR の多重リサイクル組成は、その硬い炉内スペクトルの影響により、高次の Pu の存在量が比較的少ない。そのため、発生する MA の量も少ない。FBR に関しては、同じく多重リサイクル組成ではあるが、低除染燃料のため初期燃料から MA が随伴しているため、大きな重量割合を示している。

最後に、MOX 燃料炉心における取出し燃料の Pu 組成について検討する。Fig. 2.18 に MOX 燃料炉心における取出し燃料の Pu 組成を示す。フル MOX 軽水炉においては全体的に Pu 組成が高次化している様子が分かる。特に、²³⁹Pu の割合が 15wt%程度も減少している様子が分かる。これらに比べて、RMBWR-HC の Pu 組成の変化は僅かである。これは、RMBWR-HC の硬い炉内スペクトルによるものと考えられる。一方で、増殖が可能である。RMBWR-BR と FBR に関しては僅かではあるが Pu 組成の改善がみられる。Pu 組成の変化に関しては、炉内スペクトルの硬い炉型の優位性が定量的に確認できた。

Table 2.9 主要アクチノイド核種の半減期、崩壊定数及び Q 値

	$T_{1/2}(\text{years})$	$\lambda(\text{s}^{-1})$	Q-Value (J)
²³⁸ Pu	87.8	2.50E-10	8.96E-13
²³⁹ Pu	24080.4	9.13E-13	8.33E-13
²⁴⁰ Pu	6541.7	3.36E-12	8.42E-13
²⁴¹ Pu	14.4	1.53E-09	8.38E-16
²⁴¹ Am	432.5	5.08E-11	8.98E-13
²⁴⁴ Cm	18.1	1.21E-09	9.45E-13

Table 2.10 発熱性元素の4年冷却時における重量(kg/t)

	Sr	Cs	Ru	Ce	Total
PWR	0.85	2.60	2.19	2.41	8.04
BWR	0.72	2.23	1.77	2.00	6.73
H-PWR	1.15	3.60	3.00	3.27	11.02
H-BWR	1.13	3.64	3.00	3.23	11.00
MOX-P	0.56	4.38	3.72	2.94	11.59
MOX-B	0.62	4.41	3.60	2.94	11.57
RMBWR-HC	0.65	5.31	4.53	3.23	13.72
RMBWR-BR	0.65	5.16	4.27	3.08	13.17
FBR	1.42	12.33	10.01	7.08	30.84

Table 2.11 発熱性元素の4年冷却時における崩壊熱(kW/t)

	Sr	Cs	Ru	Ce	Total
PWR	0.46	0.91	0.37	0.30	2.04
BWR	0.39	0.67	0.25	0.21	1.52
H-PWR	0.62	1.31	0.41	0.31	2.65
H-BWR	0.61	1.21	0.33	0.21	2.35
MOX-P	0.30	1.27	0.76	0.26	2.59
MOX-B	0.33	1.12	0.57	0.20	2.21
RMBWR-HC	0.34	1.27	0.69	0.21	2.51
RMBWR-BR	0.33	0.95	0.34	0.11	1.73
FBR	0.73	2.24	0.75	0.25	3.97

Table 2.12 白金族元素と Mo 元素の4年冷却時における重量(kg/t)

	Ru	Rh	Pd	Mo
PWR	2.19	0.47	1.33	3.34
BWR	1.77	0.40	1.02	2.80
H-PWR	3.00	0.58	1.86	4.55
H-BWR	3.00	0.56	1.91	4.54
MOX-P	3.72	1.03	3.56	4.19
MOX-B	3.60	1.01	3.38	4.22
RMBWR-HC	4.53	1.30	4.00	4.75
RMBWR-BR	4.27	1.27	3.56	4.64
FBR	10.01	2.99	8.40	10.68

Table 2.13 白金族元素と Mo 元素の 4 年冷却時における
燃焼度により規格化された重量(kg/GWd)

	Ru	Rh	Pd	Mo
PWR	0.07	0.01	0.04	0.10
BWR	0.06	0.01	0.04	0.10
H-PWR	0.07	0.01	0.04	0.10
H-BWR	0.07	0.01	0.04	0.10
MOX-P	0.08	0.02	0.08	0.09
MOX-B	0.08	0.02	0.08	0.09
RMBWR-HC	0.09	0.02	0.08	0.09
RMBWR-BR	0.09	0.03	0.07	0.09
FBR	0.09	0.03	0.07	0.09

Table 2.14 発熱性元素(Sr,Cs)の 50 年冷却時における崩壊熱(kW/t)

	Sr	Cs	Total
PWR	0.14	0.15	0.29
BWR	0.12	0.12	0.24
H-PWR	0.19	0.20	0.39
H-BWR	0.18	0.20	0.38
MOX-P	0.09	0.20	0.30
MOX-B	0.10	0.20	0.30
RMBWR-HC	0.10	0.22	0.32
RMBWR-BR	0.10	0.20	0.30
FBR	0.22	0.47	0.69

Table 2.15 発熱性元素(Sr,Cs)の 50 年冷却時における
燃焼度により規格化された崩壊熱(W/GWd)

	Sr	Cs	Total
PWR	4.24	4.53	8.77
BWR	4.35	4.48	8.83
H-PWR	4.21	4.47	8.68
H-BWR	4.09	4.39	8.48
MOX-P	2.02	4.54	6.56
MOX-B	2.22	4.47	6.70
RMBWR-HC	1.96	4.17	6.12
RMBWR-BR	2.01	3.97	5.97
FBR	1.92	4.11	6.03

Table 2.16 LLFP の発生量(kg/t)

	⁷⁹ Se (6.5x10 ⁴ y)	⁹³ Zr (1.5x10 ⁶ y)	⁹⁹ Tc (2.1x10 ⁵ y)	¹⁰⁷ Pd (6.5x10 ⁶ y)	¹²⁶ Sn (1.0x10 ⁵ y)	¹²⁹ I (1.6x10 ⁷ y)	¹³⁵ Cs (2.3x10 ⁶ y)
PWR	0.01	0.71	0.77	0.21	0.02	0.18	0.30
BWR	0.00	0.61	0.66	0.16	0.02	0.15	0.31
H-PWR	0.01	0.97	1.02	0.29	0.03	0.24	0.54
H-BWR	0.01	0.97	1.02	0.29	0.03	0.24	0.61
MOX-P	0.01	0.68	1.02	0.68	0.05	0.31	1.28
MOX-B	0.01	0.71	1.04	0.65	0.05	0.31	1.31
RMBWR-HC	0.01	0.77	1.16	0.75	0.08	0.39	1.90
RMBWR-BR	0.01	0.77	1.13	0.62	0.08	0.38	1.94
FBR	0.02	1.73	2.51	1.33	0.16	0.86	4.68

* 括弧の中の値は半減期を示す。

Table 2.17 LLFP 核種の同一元素内の割合(wt%)

	⁷⁹ Se (6.5x10 ⁴ y)	⁹³ Zr (1.5x10 ⁶ y)	⁹⁹ Tc (2.1x10 ⁵ y)	¹⁰⁷ Pd (6.5x10 ⁶ y)	¹²⁶ Sn (1.0x10 ⁵ y)	¹²⁹ I (1.6x10 ⁷ y)	¹³⁵ Cs (2.3x10 ⁶ y)
PWR	9.13	19.90	100.00	16.05	40.26	81.10	11.58
BWR	9.16	19.92	100.00	16.13	40.40	81.17	13.72
H-PWR	9.03	19.82	100.00	15.38	39.91	81.35	14.90
H-BWR	8.97	19.77	100.00	15.40	40.01	81.09	16.69
MOX-P	10.65	19.81	100.00	19.11	41.69	78.09	29.23
MOX-B	10.53	19.83	100.00	19.24	41.92	77.98	29.63
RMBWR-HC	13.12	19.98	100.00	18.74	28.75	74.01	35.89
RMBWR-BR	12.85	19.93	100.00	17.35	29.55	73.42	37.57
FBR	12.30	19.58	100.00	15.77	37.57	77.07	37.97

* 括弧の中の値は半減期を示す。

Table 2.18 取出し時における使用済燃料に含まれる MA 重量(kg/t)

	PWR	BWR	H-PWR	H-BWR	MOX-P	MOX-B	RMBWR-HC	RMBWR-BR	FBR
²³⁷ Np	0.41	0.30	0.64	0.59	0.18	0.24	0.23	0.28	0.58
²⁴¹ Am	0.03	0.03	0.06	0.06	1.32	1.19	3.13	1.94	2.56
^{242m} Am	0.00	0.00	0.00	0.00	0.04	0.03	0.22	0.06	0.18
²⁴³ Am	0.08	0.04	0.14	0.14	1.44	1.14	2.60	0.58	1.49
²⁴² Cm	0.01	0.01	0.02	0.02	0.27	0.18	0.22	0.07	0.14
²⁴⁴ Cm	0.02	0.01	0.05	0.05	0.73	0.51	1.09	0.16	1.44
²⁴⁵ Cm	0.00	0.00	0.00	0.00	0.10	0.06	0.15	0.02	0.27
Total	0.55	0.39	0.91	0.87	4.07	3.34	7.64	3.11	6.64

Table 2.19 MOX 燃料炉心における MA 重量の装荷 Pu 重量に対する割合 (%)

	MOX-P	MOX-B	RMBWR-HC	RMBWR-BR	FBR
²³⁷ Np	0.21	0.30	0.13	0.25	0.41
²⁴¹ Am	1.54	1.50	1.85	1.72	1.80
^{242m} Am	0.05	0.04	0.13	0.05	0.12
²⁴³ Am	1.69	1.44	1.53	0.51	1.05
²⁴² Cm	0.31	0.22	0.13	0.06	0.10
²⁴⁴ Cm	0.86	0.64	0.64	0.14	1.01
²⁴⁵ Cm	0.11	0.07	0.09	0.02	0.19
Total	4.77	4.20	4.51	2.74	4.67

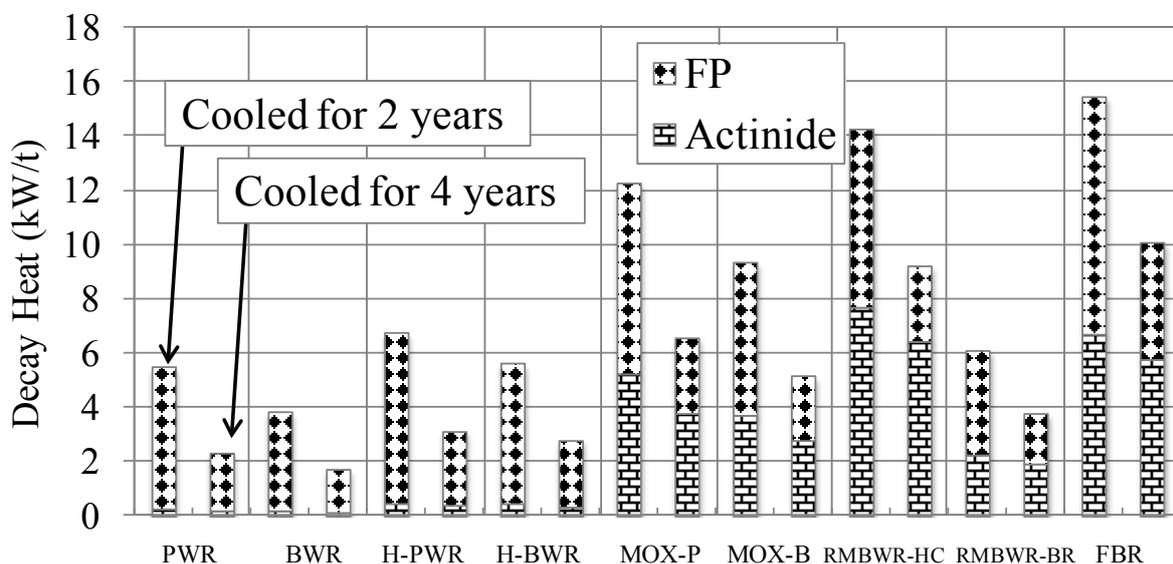


Fig. 2.8 使用済燃料 1t 当たりの 2 年及び 4 年冷却時の崩壊熱

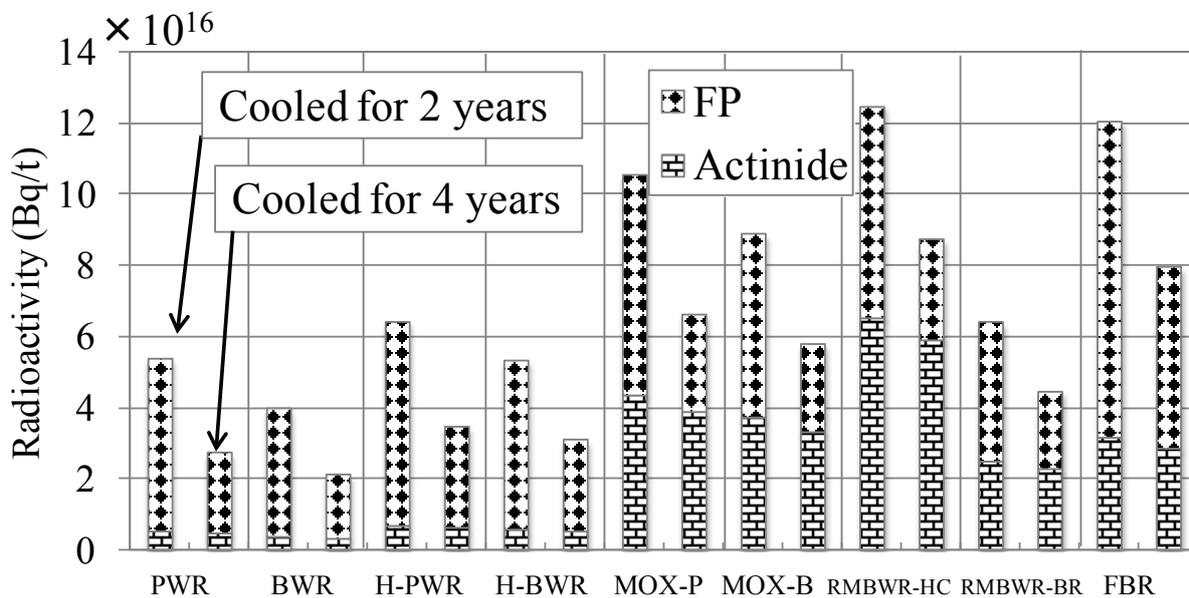


Fig. 2.9 使用済燃料 1t 当たりの 2 年及び 4 年冷却時の放射能

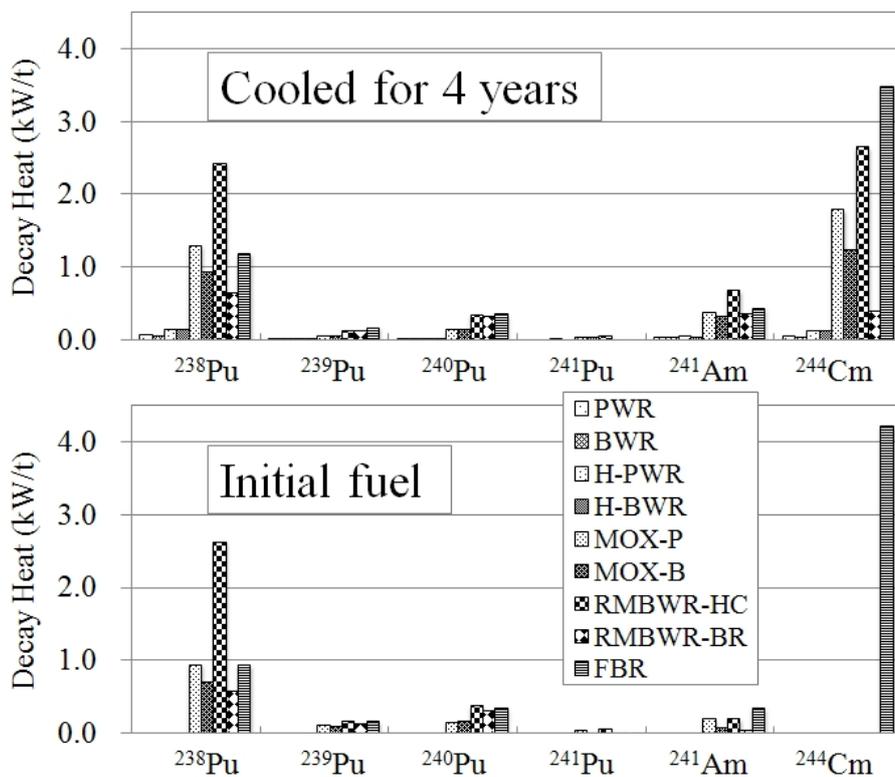


Fig. 2.10 主要アクチニド核種からの装荷時と4年冷却時の崩壊熱

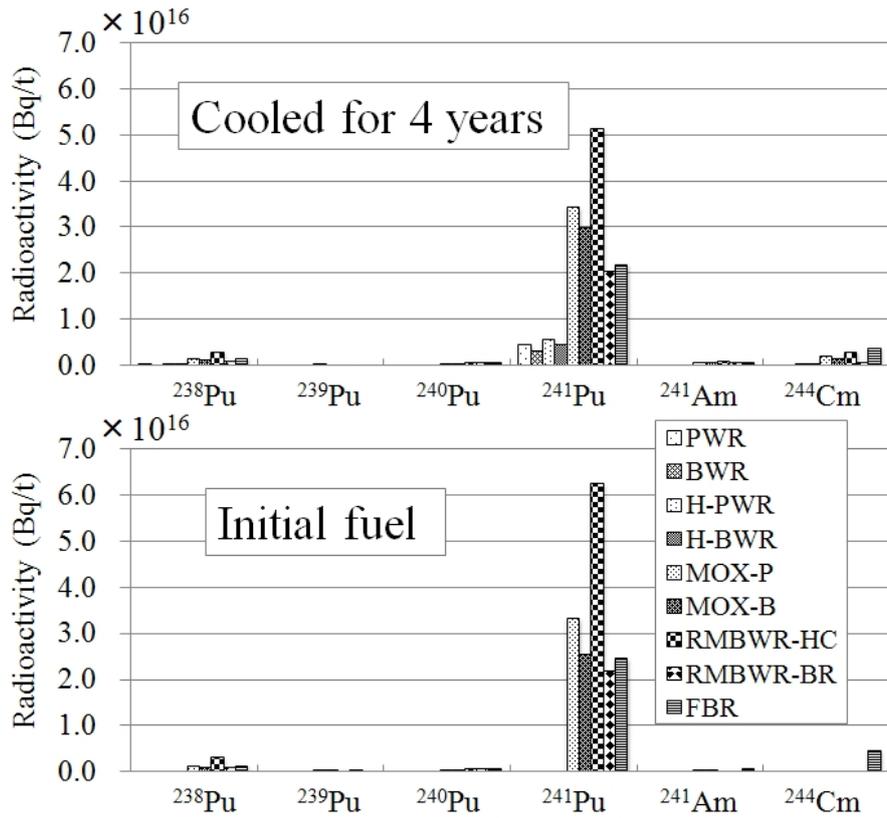
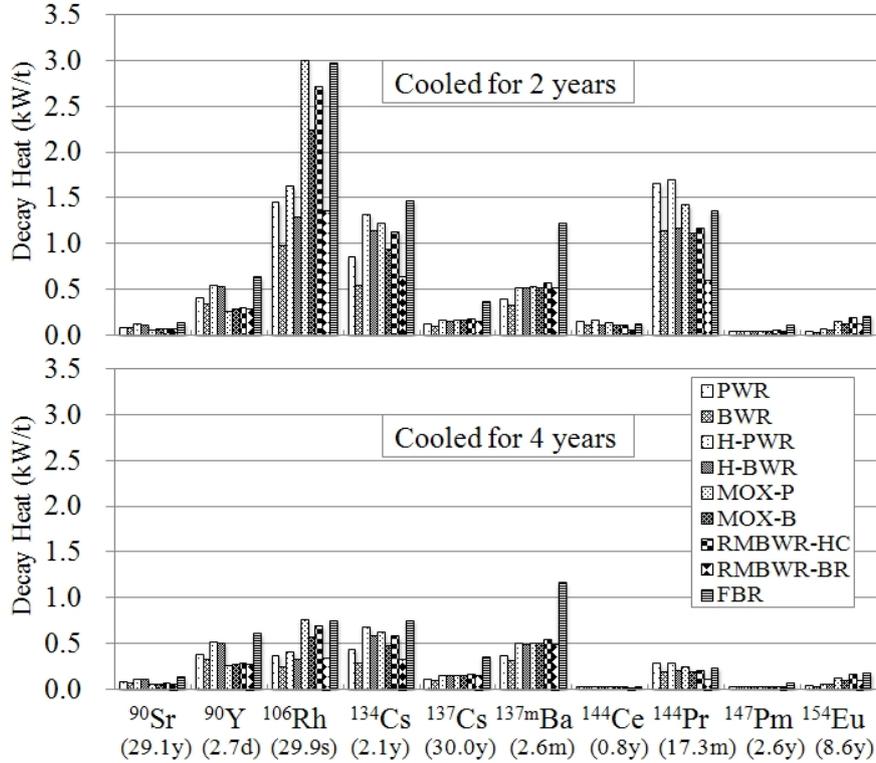
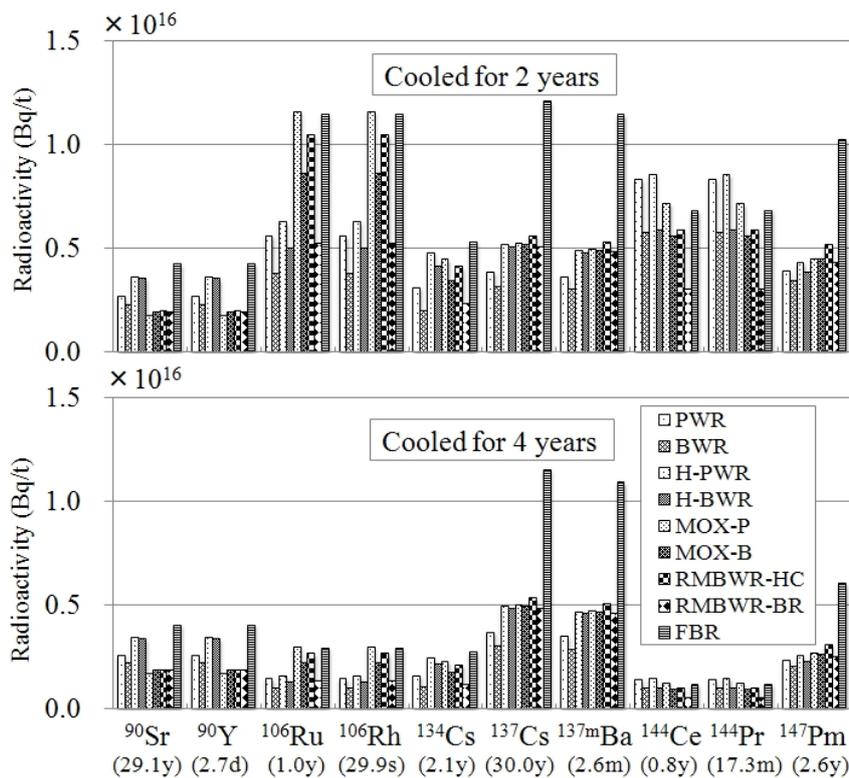


Fig. 2.11 主要アクチノイド核種からの装荷時と4年冷却時の放射能



*括弧で示した値は半減期

Fig. 2.12 主要FP核種からの2年冷却時と4年冷却時における崩壊熱



*括弧で示した値は半減期

Fig. 2.13 主要 FP 核種からの 2 年冷却時と 4 年冷却時における放射能

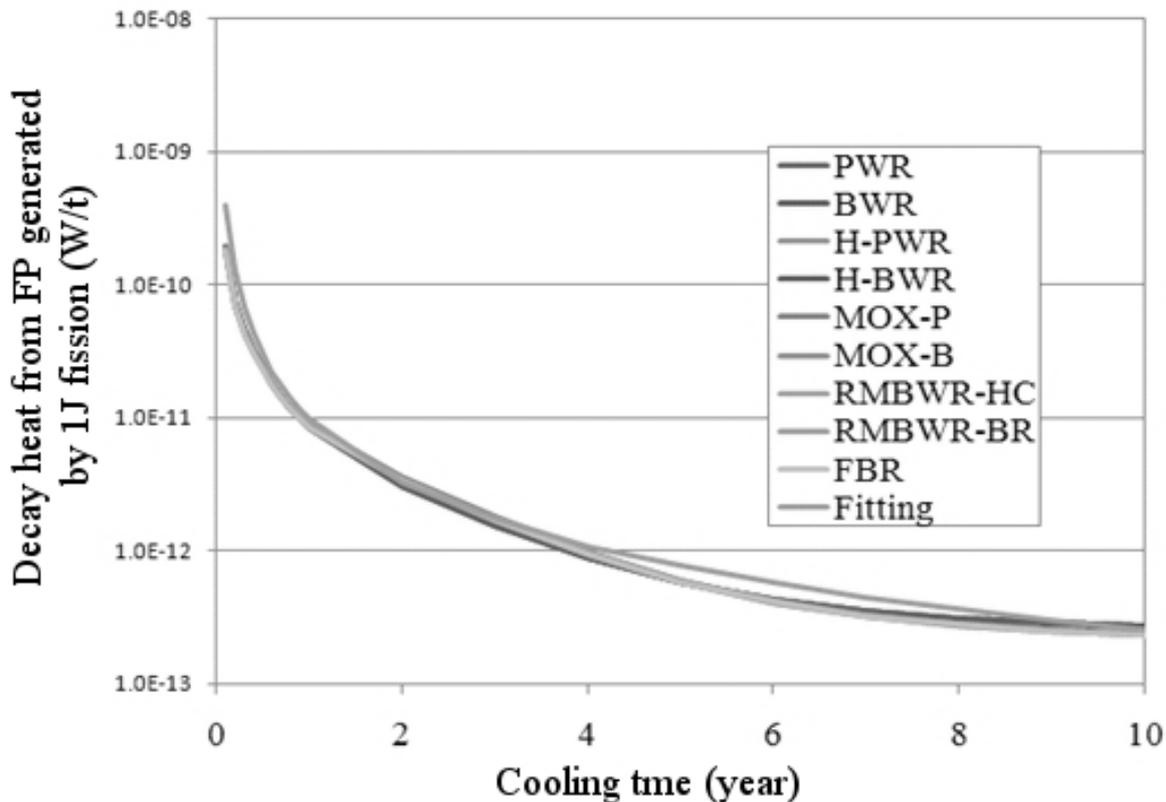


Fig. 2.14 1J 分の核分裂に伴い発生した FP 核種による崩壊熱の減衰

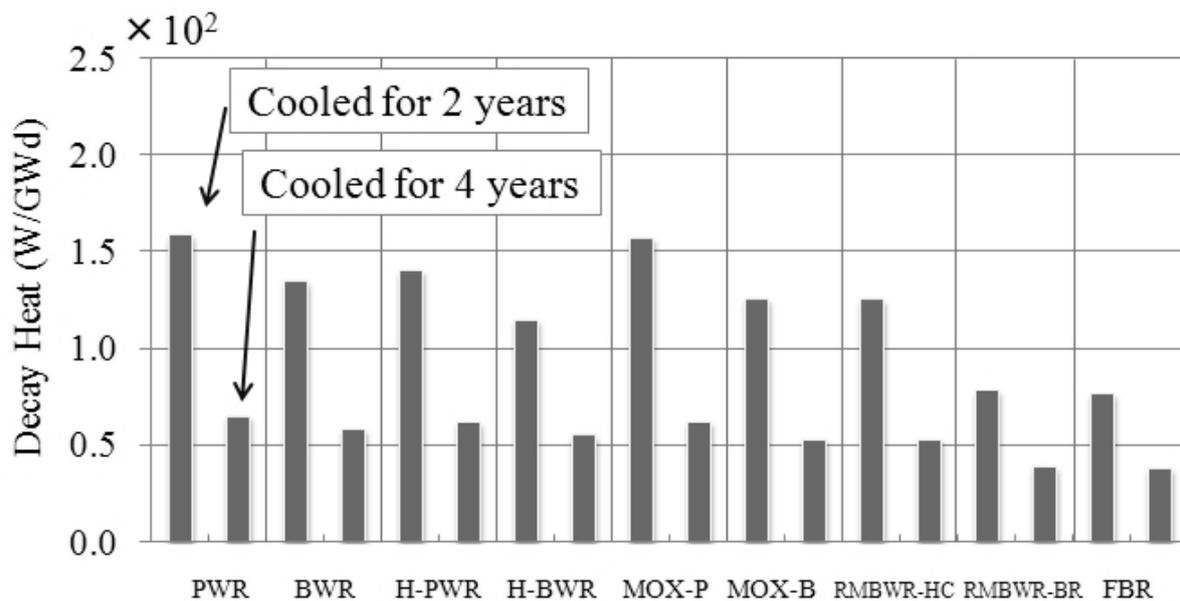


Fig. 2.15 ORIGEN による燃焼度により規格化された FP 核種からの崩壊熱

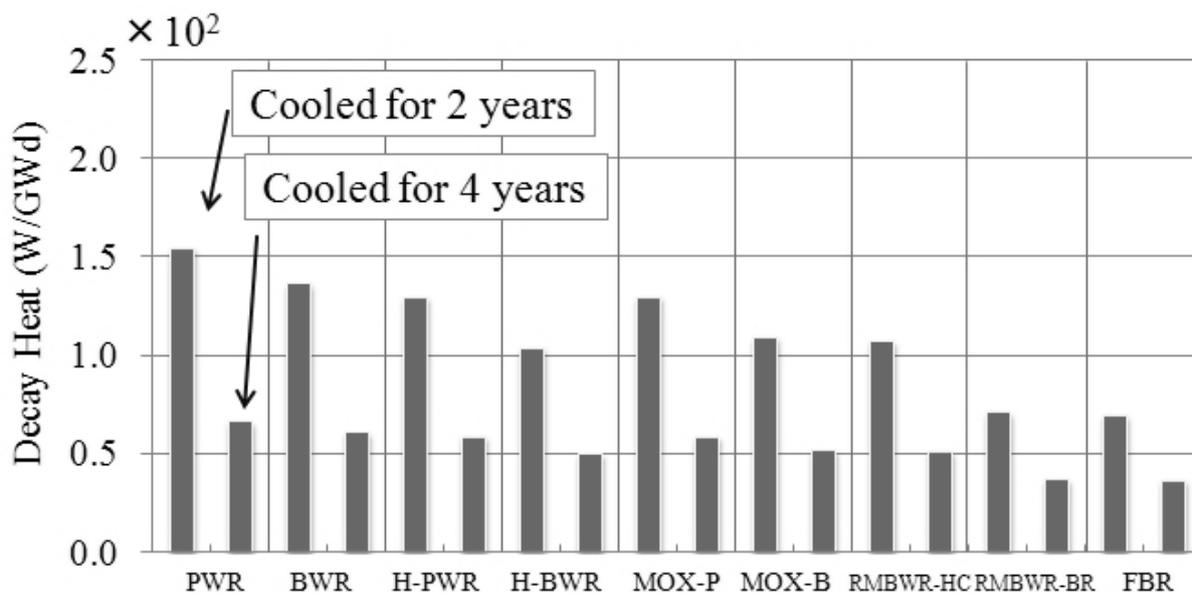
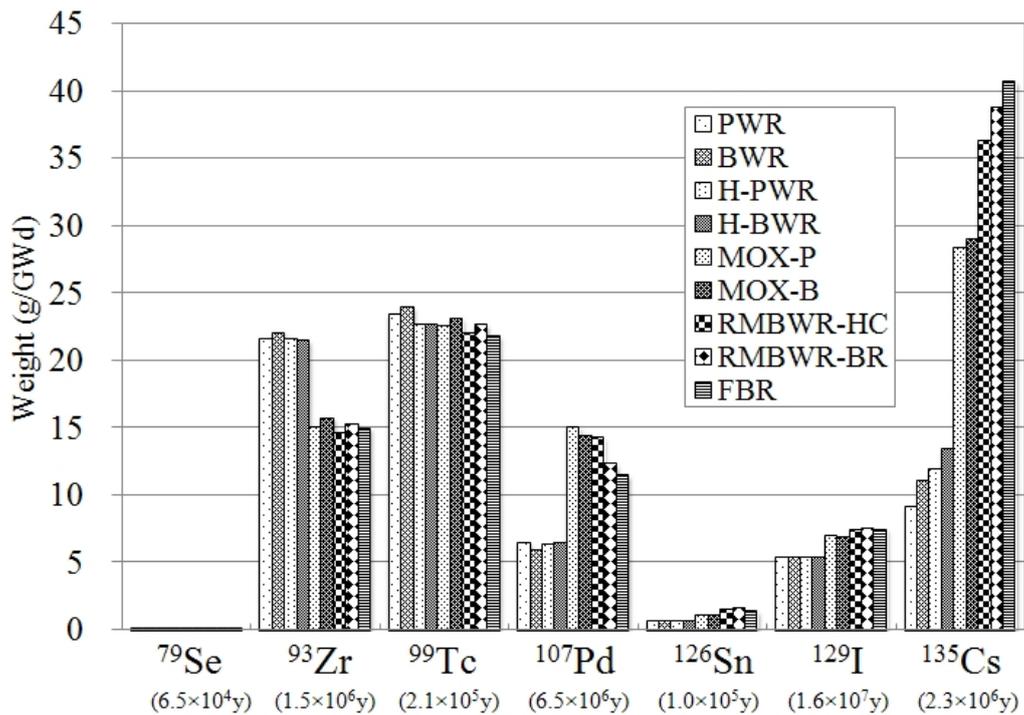


Fig. 2.16 簡易評価による燃焼度により規格化された FP 核種からの崩壊熱



* 括弧の中の値は半減期を示す。

Fig. 2.17 燃焼度により規格化された LLFP 重量

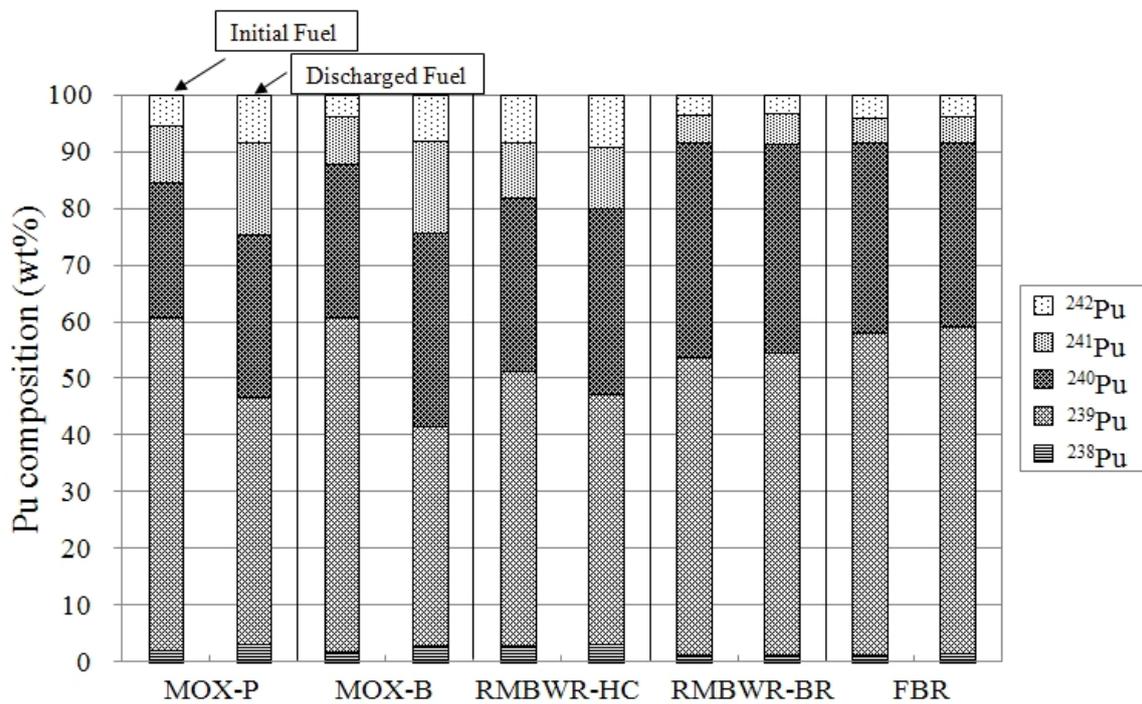


Fig. 2.18 MOX 燃料炉心における取出し燃料の Pu 組成

2.5 まとめ

2章においては低減速 BWR の使用済燃料特性を、他の炉型のものと比較することにより検討を行った。検討結果とその考察から得られた知見及び研究成果は以下のようなものである。

- (1) 低減速 BWR における使用済燃料特性の検討を行うため、ORIGEN ライブラリの作成を行った。そして、増殖型低減速 BWR の ORIGEN ライブラリの作成法について炉物理的観点からの検討を行った。全領域の均質化を行う均質モデルにおいては、5 領域を個別に扱う非均質モデルと比較して、アクチニド核種の高次化に差が出るため、非均質モデルの採用が妥当であることが分かった。一方で、FP 核種からの崩壊熱と放射能に関しては、核分裂収率の差があまり見られないため、モデル間での差はほとんど見られないことが分かった。また、ブランケット部においては、燃焼度の変化によるスペクトルの変化が大きいため燃焼度依存断面積(VXSEC)を用いることが妥当であることが分かった。
- (2) 低減速 BWR の使用済燃料 1t あたりの 2 年冷却および 4 年冷却時の崩壊熱と放射能については、高転換型低減速 BWR の FP 核種からの負荷は高燃焼度軽水炉及びフル MOX 軽水炉のものと同等であり、アクチニド核種からの負荷はフル MOX 軽水炉のものより 1.5 倍程度であることが分かった。増殖型低減速 BWR の FP 核種からの負荷は燃焼度が 50GWd/t と高いにもかかわらず、燃焼度が 30GWd/t 程度の軽水炉のものと同様であり、アクチニド核種からの負荷はフル MOX 軽水炉のものよりも低いことが分かった。
- (3) FP からの 2 年冷却及び 4 年冷却時の崩壊熱と放射能に関しては、炉型間に共通する物理モデルを考案し、ORIGEN の解析結果との良い一致を確認した。このモデルによれば、FP 核種から発生する崩壊熱と放射能の核分裂収率の違いによる炉型間の差は無視できるとされ、FP 核種からの負荷は比出力、運転期間、冷却期間の関数として与えられる。この運転期間の長さも放射性 FP 核種の減衰に重要な寄与を果たすことが分かり、このことが、炉内スペクトルが硬いことにより転換比が高く、結果として 3000 日程度と長い運転期間をもつ増殖型低減速 BWR の FP 核種からの負荷が比較的小さくなることの原因であることが分かった。
- (4) 低減速 BWR の使用済燃料のガラス固化体製作時における諸項目についても検討を行った。運転期間が 3000 日程度と長い増殖型低減速 BWR に関しては崩壊熱が 1.73kW/t となりガラス固化体製作時の発熱制限である 2.3kW/canister よりも小さな値となることが分かった。また、MOX 燃料炉心全般において白金族の発生量が U 燃料炉心よりも多いことが分かった。
- (5) 低減速 BWR のガラス固化体の地層処分時における諸項目についても検討を行った。地層処分が行われる 50 年冷却時においては、4 年冷却時程度の評価とは異なり、炉型間の

核分裂収率の差が大きくなる。特に、MOX 燃料炉心における Sr の核分裂収率が U 燃料炉心の半分程度であることにより、その崩壊熱は、高転換型低減速 BWR において 0.32kW/t、増殖型低減速 BWR において 0.30kW/t と地層処分時の発熱制限である 0.35kW/canister よりも小さいことが分かった。

- (6) LLFP の発生について検討した。基本的に LLFP の発生量は燃焼度に比例するが、核分裂収率の差から U 燃料炉心において多く発生する核種は ^{93}Zr であり、MOX 燃料炉心において多く発生する核種は ^{107}Pd 、 ^{129}Pd 、 ^{135}Cs であることが分かった。また、 ^{135}Cs に関しては、スペクトルの硬い炉心において高い平衡濃度で存在する ^{135}Xe からの β 崩壊により多く発生することも分かった。
- (7) MA の発生について検討した。MA の発生量は装荷 Pu インベントリ及び装荷 Pu 組成に大きく依存することが分かった。Pu 組成に関しては、硬いスペクトルにより照射され続けた多重リサイクル組成を用いる増殖型低減速 BWR においては、軽水炉取出し燃料からの Pu 組成を使用するフル MOX 軽水炉と比較して MA の発生量が少なくなることが分かった。
- (8) 取出し Pu 組成について検討した。スペクトルの柔らかいフル MOX 軽水炉においては Pu 組成における核分裂性核種の減少が顕著であるが、スペクトルの硬い高転換型低減速 BWR においてはこの傾向がほとんど見られなかった。また、マルチリサイクルの可能な増殖型低減速 BWR 及び高速炉においては僅かな Pu 組成の改善が見られた。

3. 低減速 BWR による MA 及び LLFP 変換の検討

3.1 MA 及び LLFP による環境負荷

現行の軽水炉再処理において高レベル廃液はガラス固化され地層処分される。環境負荷の評価に際しては、核種移行解析²⁵⁾により生物圏に流入する放射能の影響を評価する。その概要及び解析法の一例を以下に示す。地層処分においては、高レベル廃液はガラス固化体として処分されるが、そのガラス固化体はオーバーパックと呼ばれる金属容器に入れられ、さらにその周囲をベントナイトなどで構成される緩衝材によって密閉する。核種移行解析においては、約 1 千年後にオーバーパックが機械的に破損し、放射性核種の移行が始まると仮定する。はじめに、緩衝材の層を拡散現象により浸透し外部への移行が始まる。この過程は約 1 万年程度である。外部へ浸透した放射性核種は壊変による減少を伴いながら、地下水の流れによって生物圏へ移行する。この際の放射性核種の濃度はその核種の水溶性により大きく変わり、また、その移流速度に関しても、母岩への吸着などを考慮すると地下水の流速よりも実効的に小さな値となる。ここで、ガラス固化体、オーバーパック、緩衝材を人工バリアと呼び、人工バリアの外部において生物圏までの範囲を天然バリアと呼ぶ。また、環境負荷の指標としては、環境中へ放出された放射能全体の影響を示す放射性毒性と、生物圏へ流入する流束から評価される被ばく線量などが用いられる。上記のように、環境負荷に関しては、放射性核種のインヴェントリのみではなく、その水溶性や母岩への吸着性なども重要な項目となる。

PWR 使用済燃料を想定した解析においては放射能毒性のピーク低減に有効な核種としては¹³⁵Cs、被ばく線量率に関しては、ピーク低減に有効な核種としては¹³⁵Cs 及び²²⁹Th である。²²⁹Th に関しては 4N+1 崩壊系列に属する核種であり、主に²³⁷Np の壊変により発生するものである。¹³⁵Cs 及び²³⁷Np の低減は環境負荷低減に有効である。ただし、¹³⁵Cs は水溶性が高くその毒性はインヴェントリに比例するのに対し、²³⁷Np は水溶性が低いため調和溶解放出となるまでインヴェントリを低減させなければ毒性の低減にはつながらない。

また、文献²⁶⁾によれば¹²⁹I、⁹⁹Tc についても放射能毒性低減に有効な核種とされており、本研究においても変換対象として考慮する。

3.2 低減速 BWR による MA 及び LLFP の環境負荷低減

3.1 節に示されたように、環境負荷を低減する上では、MA に関しては²³⁷Np、LLFP に関しては¹³⁵Cs の低減が有効である。また、LLFP については、⁹⁹Tc、¹²⁹I も低減対象として扱われる必要がある。

低減速 BWR を用いた環境負荷低減に関しては、MA については、全核種の核燃料サイクル内への閉じ込めを考える。これにより、地層処分時にガラス固化体へ混入する MA は、再処理プロセスにおいて多少は高レベル廃液へ移行すると考えられるが、理想的には皆無であると考えられる。この考え方に従えば、環境負荷低減の効果は確実に得られる。1.2 節において述べられたように増殖型低減速 BWR においてはマルチリサイクルが可能である。さらに、増殖型低減速 BWR においては、全 TRU のリサイクルを行うための低除染燃料炉心概念が存在する。自己リサイクルにおける多重リサイクル組成においては、燃料組成における MA 平衡濃度が

2wt%程度であることが確認されている。また、軽水炉から発生する MA を 4wt%程度リサイクルすることが可能であることも確認されている。このため、増殖型低減速 BWR における核燃料サイクルが確立される将来においては、他の炉型から発生した MA を含む全 TRU 核種のリサイクルが可能であり、これらの核種は核燃料サイクル内へ閉じ込められ環境負荷とはなり得ない。ただし、現行軽水炉技術とのギャップの少ない高転換型低減速 BWR において MA リサイクルが行うことができれば、環境負荷への対処を将来へ先延ばしすることなく、確実に低減できるため有効である。そこで、高転換型低減速 BWR における MA リサイクルに関しては、本研究において検討する。

LLFP の低減に関しては、これまで、低減速 BWR においては ^{99}Tc 、 ^{129}I の消滅率のみが評価された。¹⁸⁾ これに関しては、本研究において、増殖型低減速 BWR の低除染燃料炉心を対象に行う。LLFP に関してもサポートファクターが 1 を超える変換効率が得られれば、核燃料サイクル内への閉じ込めが可能となる。

3.3 高転換型低減速 BWR による MA の変換

3.2 節において述べられたように、本研究においては低減速 BWR を用いた MA を含む全 TRU 核種のリサイクルを行うことを目的とする。また、本研究において MA リサイクルの検討を行う高転換型低減速 BWR は、マルチリサイクルを想定していない炉心概念である。そのため、軽水炉使用済燃料取出し組成より分離した Pu 組成を用いて MOX 燃料とする。また MA についても同様に、軽水炉使用済燃料より分離した組成のもの添加を想定する。現行軽水炉より取出された Pu 組成及び MA 組成を Table 3.1 に示す。この組成は ABWR 使用済燃料を 5 年冷却後再処理して MA を分離し、2 年冷却した組成である。この組成は本研究において SRAC コードにより求めたものである。軽水炉から発生する MA の量は、1 サイクル (約 1 年) あたり約 20kg 程度でありその内訳は Np が約 10kg、Am が約 9kg、Cm が約 1kg 程度である。主要な核種としては、 ^{237}Np 、 ^{241}Am 、 ^{243}Am であり、その半減期はそれぞれ、214 万年、432 年、7370 年である。これらの核種のうち 3.1 節で示されたような核種移行解析を考慮すると ^{237}Np の低減は環境負荷低減に有効であると言える。 ^{244}Cm に関しては、半減期が約 18 年と短く発熱が顕著であるため、Cm の添加を想定すると燃料の製造や輸送が困難になると考えられるため、当面、冷却することが望ましいと考えられる。このため、本研究においては、Np 及び Am を添加する MA として検討する。

Table 3.1 軽水炉使用済燃料から分離された Pu 組成及び MA 組成

Nuclide	Content (wt%)	Nuclide	Content (wt%)
^{238}Pu	2.6	^{237}Np	51.9
^{239}Pu	50.1	^{241}Am	30.2
^{240}Pu	28.0	$^{242\text{m}}\text{Am}$	0.1
^{241}Pu	10.1	^{243}Am	13.8
^{242}Pu	8.2	^{244}Cm	3.7
^{241}Am	1.0	^{245}Cm	0.3
Puf	60.2		

3.4 高転換型低減速 BWR の炉心特性に対する MA 添加の影響

高転換型低減速 BWR 代表炉心の炉心概念と炉心構成の詳細に関しては、1 章において述べたが、本節においても概要を述べる。Table 3.2 に示されるように燃料棒直径 11.2mm、Puf 富化度 11wt%の炉心である。Fig 3.1 に示されるように MOX 部は 85cm あり、その上下に 5cm のブランケット部が設けられている。このブランケット部については、中性子の漏洩を減らし、低い Puf 富化度において高い燃焼度を得るための Puf インヴェントリ低下の設計上の工夫である。本研究においては、MOX 部への均質な MA 装荷を検討する。ここで、この代表炉心の設計に対する変更を行わずに、MOX 部への MA 添加の影響について検討する。Np、Am をそれぞれ 1、2wt%添加した際の結果を Table 3.3 に示す。この結果は、1 次元解析の結果によるもので、3 次元解析と比較して設計値の絶対値は異なるが、MA 添加による炉心特性の影響に関する傾向は再現出来ていると考えられる。Case 1 の結果は MA 無添加の炉心特性を示しており、この値が基準となる。Np 及び Am を 1wt%添加した結果が Case 2 及び Case 4 である。燃焼度に関しては、15GWd/t 程度低下している様子が分かる。さらに、100%ボイド反応度係数に関しては正の値となっており、設計基準を満たしていない。このように、MA の添加は燃焼度の低下及びボイド反応度係数の悪化をもたらすため、設計点の変更が必要となる。

Table 3.2 高転換型低減速 BWR の設計諸元 (3次元解析)

Item	Design value
Fuel rod diameter (mm)	11.2
Puf content (wt%)	11
MOX length (cm)	85
Average void fraction (%)	45.8
Void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%void$)	-6.7×10^{-5}
100% void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%void$)	-3.4×10^{-4}
Burn-up of MOX region (GWd/t)	56.1
Conversion ratio	0.84

Table 3.3 高転換型低減速 BWR 代表炉心の炉心特性に対する MA 添加の影響(1次元解析)

Case No.	1	2	3	4	5
Np content (wt%)	0	1	2	0	0
Am content (wt%)	0	0	0	1	2
Number of batch	3.71	2.43	1.16	2.42	1
Burn-up of MOX region at EOC (GWd/t)	29.5	21.5	13.6	21.5	12.1
Discharge burn-up of MOX region (GWd/t)	46.5	30.4	14.6	30.4	12.1
Void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%void$)	-2.69×10^{-4}	-1.39×10^{-4}	-5.11×10^{-5}	-5.56×10^{-5}	1.35×10^{-4}
100% void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%void$)	-1.71×10^{-4}	1.17×10^{-4}	3.40×10^{-4}	1.39×10^{-4}	4.03×10^{-4}
Average void fraction (%)	47.8	47.9	48.0	47.9	47.8
Operating days from BOL to EOC (day)	859.9	625.2	394.0	624.6	349.1
Cycle length (day)	365.0	365.0	365.0	365.0	349.1

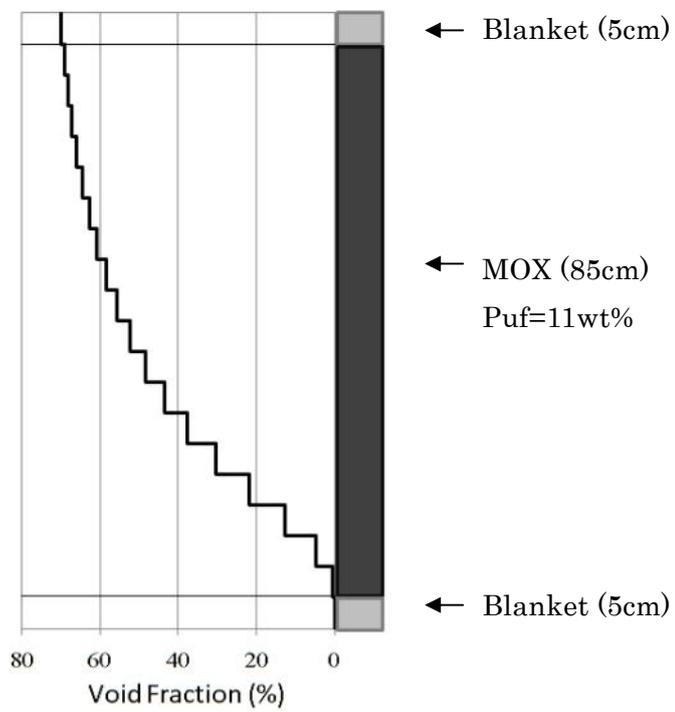


Fig. 3.1 高転換型低減速 BWR の軸方向の炉心構成及びボイド率分布

3.5 高転換型低減速 BWR の MA 変換特性及び炉心特性への影響の比較検討

3.4 節においては、高転換型低減速 BWR の代表炉心に MA を添加した際に炉心特性の悪化のために、新設計が必要であることが分かった。本節においては、高転換型低減速 BWR の MA 変換特性及び炉心特性の影響を他の炉型と比較することにより、炉物理的な位置づけを見出すことと新設計の方針を決定することを目的とする。比較対象としては、MOX-B、RMBWR-BR と FBR である。本解析は、SRAC のセル計算ベースの解析によって行った。なお、解析条件は Table 3.4 に示すとおりである。なお、FBR においては随伴 MA を取り除いた組成を想定している。解析項目としては、ボイド反応度係数、燃焼反応度、MA 低下率、Np 低下率、Am 低下率である。ボイド反応度係数についてはボイド率が 5% 上昇した状態と比較をして反応度係数とし EOC 相当の燃焼度において評価している。燃焼反応度については BOL から EOC 間の反応度欠損とした。また、炉型間で比較しやすいように燃焼度によって規格化している。MA 低下率、Np 低下率、Am 低下率に関しては、取出し MA 重量の装荷時の MA 重量に対する比として定義している。Np 低下率、Am 低下率に関しては、それぞれの MA を添加したときのみ算出をしている。取出し時の各元素重量の装荷時の各元素重量に対する比として定義されている。結果を Table 3.5 から Table 3.8 に示す。

ボイド反応度係数に関しては、MOX-B 以外の炉型においては MA 添加により正の方向へシフトしている様子が分かる。RMBWR-BR においてボイド反応度係数が正の値を示しているのは、無限体系による解析であるためであり、実際は軸方向の 2 重扁平構造のため、中性子の漏洩が大きく、負の値が得られる。燃焼反応度に関しては、どの炉型においても MA 添加により反応度欠損が小さくなっている様子が分かる。このことは、燃焼初期において MA は親物質として中性子の吸収を行うが、その過程において核分裂物質へ変換されることにより、燃焼末期において反応度の増加がみられるためである。しかし、MA 添加により、燃焼初期の増倍率自体が低下するため、必ずしも燃焼度の増加へつながることを意味してはいない。MA 変換特性については、上記の結果から MA 平衡濃度を算出することにより議論する。本来なら平衡濃度は多重リサイクル燃焼計算を行うことにより求めるべきであるが、議論の対象に、多重リサイクルを行わない炉心である MOX-B 及び RMBWR-HC が含まれるため、以下のような簡易的な手法により評価する。MA 平衡濃度の算出法としては、Am を添加した際に MA 低下率が 1 となる Am 添加濃度とする。結果は Table 3.9 のようになった。

MA 平衡濃度は MA の発生と消滅の割合で決定される。MOX-B において小さな値を示しているのは、Puf 富化度が 5.4wt% と小さいため、発生する MA 自体が少ないと考えられる。小さい Puf 富化度において臨界性を保てるのはスペクトルの柔らかい炉型であることによるが、このスペクトルの柔らかさは MA 核種の捕獲反応にも有利であるため、消滅量も大きい。また、低減速 BWR に関しては、RMBWR-HC 及び RMBWR-BR 共に 2wt% 程度の MA 平衡濃度が得られている。一方で、Puf 富化度はそれぞれ、11wt% 及び 18wt% と大きく異なるが、RMBWR-HC の Pu 組成は軽水炉使用済燃料からの取出し Pu 組成であるため、高次の Pu からの MA の発生が多く、RMBWR-BR の Pu 組成は多重リサイクル組成であるため、高次の Pu からの MA の発生が少ない。これらの関係から、結果として MA の平衡量が同程度の水準でバランスしているものと考えられる。一方で、FBR に関しては、多重リサイクル組成であり、Puf 富化度も

12wt%と低いため、低い平衡濃度が得られていると考えられる。

Table 3.4 各炉型における解析条件

	MOX-B	RMBWR-HC	RMBWR-BR	FBR
Burn-up at EOC (GWd/t)	30.0	30.0	55.0	90.0
Burn-up at EOL (GWd/t)	45.0	50.0	95.0	150.0
Puf Enrichment (wt%)	5.4	11.0	18.0	12.0

Table 3.5 MOX-B における MA 添加時の炉心特性への影響

MA content	0wt%	Np=1wt%	Np=2wt%	Np=3wt%	Np=4wt%	Am=1wt%	Am=2wt%	Am=3wt%	Am=4wt%
Keff at BOL	1.133413	1.07594	1.03006	0.991918	0.959334	1.033409	0.961744	0.905656	0.859785
Keff at EOC	1.003019	0.965215	0.93311	0.905452	0.881348	0.962618	0.928114	0.898661	0.873285
Keff in the state of voided at EOC	0.986142	0.948843	0.917324	0.890285	0.866805	0.946636	0.9131	0.884615	0.860177
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k/\%void$)	-3.41E-03	-3.58E-03	-3.69E-03	-3.76E-03	-3.81E-03	-3.51E-03	-3.54E-03	-3.53E-03	-3.49E-03
Burn-up reactivity ($\Delta k/k/(GWd/t)$)	-3.82E-03	-3.55E-03	-3.36E-03	-3.21E-03	-3.07E-03	-2.37E-03	-1.26E-03	-2.86E-04	5.99E-04
MA conversion ratio	-	0.917	0.740	0.685	0.662	0.936	0.759	0.707	0.685
Np conversion ratio	-	0.525	0.534	0.546	0.557	-	-	-	-
Am conversion ratio	-	-	-	-	-	0.618	0.507	0.482	0.477

Table 3.6 RMBWR-HC における MA 添加時の炉心特性への影響

MA content	0wt%	Np=1wt%	Np=2wt%	Np=3wt%	Np=4wt%	Am=1wt%	Am=2wt%	Am=3wt%	Am=4wt%
Keff at BOL	1.072214	1.038727	1.011514	0.988616	0.968902	1.030359	0.998247	0.971906	0.94958
Keff at EOC	0.977588	0.95718	0.939673	0.924456	0.911087	0.958195	0.941816	0.927738	0.915477
Keff in the state of voided at EOC	0.972834	0.95319	0.936375	0.921791	0.909005	0.954547	0.939108	0.925845	0.914304
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k/\%void$)	-1.00E-03	-8.75E-04	-7.50E-04	-6.25E-04	-5.03E-04	-7.98E-04	-6.12E-04	-4.41E-04	-2.80E-04
Burn-up reactivity ($\Delta k/k/(GWd/t)$)	-3.01E-03	-2.73E-03	-2.52E-03	-2.34E-03	-2.18E-03	-2.44E-03	-2.00E-03	-1.63E-03	-1.31E-03
MA conversion ratio	-	1.114	0.874	0.793	0.755	1.225	0.990	0.909	0.871
Np conversion ratio	-	0.583	0.589	0.599	0.609	-	-	-	-
Am conversion ratio	-	-	-	-	-	0.953	0.776	0.721	0.698

Table 3.7 RMBWR-BR における MA 添加時の炉心特性への影響

MA content	0wt%	Np=1wt%	Np=2wt%	Np=3wt%	Np=4wt%	Am=1wt%	Am=2wt%	Am=3wt%	Am=4wt%
Keff at BOL	1.410772	1.391728	1.375578	1.361583	1.34929	1.391336	1.374608	1.359921	1.346922
Keff at EOC	1.270193	1.262631	1.256065	1.25033	1.245304	1.263926	1.258386	1.25344	1.249052
Keff in the state of voided at EOC	1.279433	1.272556	1.266595	1.261406	1.256873	1.273708	1.268645	1.264127	1.260128
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k$ /%void)	1.14E-03	1.24E-03	1.32E-03	1.40E-03	1.48E-03	1.22E-03	1.29E-03	1.35E-03	1.41E-03
Burn-up reactivity ($\Delta k/k$ /(GWd/t))	-1.43E-03	-1.34E-03	-1.26E-03	-1.19E-03	-1.13E-03	-1.32E-03	-1.22E-03	-1.14E-03	-1.06E-03
MA conversion ratio	-	1.171	0.875	0.777	0.731	1.312	1.012	0.910	0.861
Np conversion ratio	-	0.565	0.561	0.566	0.573	-	-	-	-
Am conversion ratio	-	-	-	-	-	1.121	0.860	0.774	0.734

Table 3.8 FBR における MA 添加時の炉心特性への影響

MA content	0wt%	Np=1wt%	Np=2wt%	Np=3wt%	Np=4wt%	Am=1wt%	Am=2wt%	Am=3wt%	Am=4wt%
Keff at BOL	1.157894	1.150959	1.145027	1.139979	1.135714	1.148768	1.140756	1.133707	1.127521
Keff at EOC	1.070055	1.073111	1.076068	1.078943	1.081758	1.073132	1.076088	1.078919	1.08167
Keff in the state of voided at EOC	1.071224	1.074367	1.077406	1.080364	1.083255	1.07437	1.07739	1.080286	1.083098
Void reactivity coefficient ($\Delta k/k$ /%void)	2.04E-04	2.18E-04	2.31E-04	2.44E-04	2.56E-04	2.15E-04	2.25E-04	2.35E-04	2.44E-04
Burn-up reactivity ($\Delta k/k$ /(GWd/t))	-7.88E-04	-7.00E-04	-6.22E-04	-5.51E-04	-4.88E-04	-6.82E-04	-5.85E-04	-4.98E-04	-4.18E-04
MA conversion ratio	-	0.771	0.574	0.511	0.483	0.922	0.723	0.658	0.628
Np conversion ratio	-	0.394	0.382	0.383	0.387	-	-	-	-
Am conversion ratio	-	-	-	-	-	0.690	0.538	0.490	0.469

Table 3.9 各炉型における MA 平衡濃度

	MOX-B	RMBWR-HC	RMBWR-BR	FBR
Equilibrium density (wt%)	0.638	1.958	2.040	0.608

3.6 高転換型低減速 BWR の MA 添加炉心の設計

3.4 節において、MA 添加により、燃焼度が悪化し、100%ボイド反応度係数が正になるため、新しい設計点を検討する必要があることが分かった。また、3.5 節において、高転換型低減速 BWR の MA 平衡濃度が 2wt%程度であることが分かった。本節においては、新設計として、以下のような基準及び要求のもと検討を行う。

- ・ボイド反応度係数が負であること
- ・取出し燃焼度が 50GWd/t 以上であること
- ・MA の減少が望めること（2wt%以上 MA が添加出来ること）

ここで、ボイド反応度係数については以下のように定義する。

$$VC = \left(\frac{k_1 - k_0}{k_1 \cdot k_0} \right) / (V_1 - V_0) \quad (3-1)$$

ここで、

VC : ボイド反応度係数(Δk/k/%void)

$k_{i(i=0,1)}$: ボイド率 $V_{i(i=0,1)}$ における実効増倍率

V_0 : 定格運転時におけるボイド率(%)

V_1 : ボイド増加時におけるボイド率(%)

さらに、ボイド反応度係数については通常のボイド反応度係数（以降は単にボイド反応度係数と表記）と 100%ボイド反応度係数の 2 つを定義する。ボイド反応度係数については、定格運転時から冷却材流量が 90%に減少した際の反応度から算出するものとする。セル計算においては、ボイド増加時のボイド率を定格運転時の 5%増しとして評価する。一方で、100%ボイド反応度係数については、冷却材が完全に流出し、圧力容器内が飽和蒸気で満たされた状態における反応度から算出するものである。高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心においては、こちらの 100%ボイド反応度係数が設計の制約となるだろうことが 3.4 節の予備解析により推測できる。

また、MA 添加による反応度欠損を補うためには、Puf 富化度を上げる必要があるが、このことはさらなるボイド反応度係数の悪化へとつながる。一般的に、燃焼度とボイド反応度係数はトレードオフの関係にあり、これを両立させるには、燃料棒直径や炉心長の変化など炉心形状に関する設計点の変更が必要となる。高転換型低減速 BWR の代表炉心に設置されていたブランケット部に関しては、明らかにボイド反応度係数の改善の妨げになると考えられるため、

新設計である高転換型低減速 BWR の MA リサイクル炉心においては廃止するものとする。
 また、MA 低減の指標としては、以下のような MA 低下率、Np 低下率、Am 低下率を定義し、算出するものとする。

$$\text{MA 低下率} = \left(\frac{\text{取出し時の全 MA 重量}}{\text{装荷時の全 MA 重量}} \right) \quad (3-2)$$

$$\text{Np 低下率} = \left(\frac{\text{取出し時の Np 元素重量}}{\text{装荷時の Np 元素重量}} \right) \quad (3-3)$$

$$\text{Am 低下率} = \left(\frac{\text{取出し時の Am 元素重量}}{\text{装荷時の Am 元素重量}} \right) \quad (3-4)$$

ただし、Np 低下率に関しては Np 添加炉心のみに、Am 低減率に関しては Am 添加炉心のみに定義するものとする。

上記のように、高転換型低減速 BWR の MA リサイクル炉心の設計点を決定する上では、互いに影響を及ぼしあう、複数の設計基準とそれに係る多くのパラメーターを変更する必要がある。そのため、設計点の決定においては、以下の4つのプロセスにより行うものとする。

- ・セル計算によるパラメーターサーベイ
- ・1D 炉心計算によるパラメーターサーベイ
- ・設計点変更に関する炉物理的考察
- ・3D 炉心計算による最終的な設計値の決定

はじめに、セル計算によるパラメーターサーベイにより、設計値の暫定値の絞り込みを行う。Puf 富化度、MA 添加率及び燃料棒直径の決定を行う。次に、1D 炉心計算により炉心長の決定を行う。次に、これらのパラメーターサーベイの結果の炉物理的考察を行う。これは、パラメーターサーベイという機械的な作業に関して炉物理的考察を行うことにより、ボイド反応度係数改善のメカニズムや変更した設計値の妥当性を確認することを目的とする。最後に 3D 炉心計算による最終的な設計値の決定を行う。一般的に 3D 炉心解析による炉心特性は燃料集合体の配置やシャッフリングパターンにより大きく変化する。3D 炉心解析により最適なシャッフリングパターンを検討し、最終的な設計値を確定する。

3.6.1 セル計算によるパラメーターサーベイ

Puf 富化度、MA 低下率、燃料棒直径を決定するために、セル計算ベースのパラメーターサーベイを MSRAC コード*を用いて行った。解析条件は以下に示す。Pu 組成および MA 組成については、Table 3.1 に示した軽水炉使用済燃料から分離したものを想定する。計算体系は Fig. 3.2 に示すようなセル計算体系において、バックリングによる中性子の漏洩の模擬を行わない無限体系により行った。燃焼度は4バッチ程度の炉心を想定し、EOC 相当の燃焼度として 30GWd/t、取出し燃焼度として 50GWd/t とする。ボイド率は 50%とし、中性子の減速の度合いに関しては、燃料棒配列のピッチが固定されているため、燃料棒直径を変化させることにより変化させる。Table 3.10 には燃料棒直径を変化させた際の減速度合いの変化を示した。

はじめに、Puf 富化度についての検討を行う。Fig. 3.3 には EOC 相当の燃焼度における MA 添加時の無限増倍率について比較した。これは、MA 添加による反応度の低下に対しても要求である取出し燃焼度 50GWd/t を得られる Puf 富化度を検討するために行った。本解析は Puf 富化度 13wt%における解析結果である。EOC 相当の燃焼度において十分な増倍率が得られれば、目標の燃焼度が得られると考えられる。経験的に無限増倍率において 1.05 以上の値が得られれば、目標とする燃焼度が得られることが確認されている。解析の結果から、MA の添加量が増えるにつれて増倍率の低下が確認される。また、Np 及び Am の添加による増倍率低下の程度はほぼ同じであることが分かる。MA 平衡濃度と考えられる 2wt%程度の添加の際にも十分な増倍率が得られているため、Puf 富化度は 13wt%で十分であると判断した。

次に、MA 低下率について検討した。Fig. 3.4 に Puf 富化度 13wt%、EOL 相当燃焼度における MA 低下率を示す。MA 低下率については 3.5 節において高転換型低減速 BWR の代表炉心をベースに MA 平衡濃度の算出という形で議論されている。この条件に相当する値としては燃料棒直径 11mm の値における Am を 2wt%添加した際の MA 低下率 1.05 であるが、1.0 よりやや大きな値となっている。これは Puf 富化度を代表炉心の値である 11wt%から 13wt%に増加させた影響であると考えられる。しかし、燃料棒径を細くするに従い、Am を 2wt%添加した際の MA 低下率が低下していく様子が分かる。これは、燃料棒直径が小さくなるにつれ、中性子の減速の度合いが増えスペクトルが柔らかくなったことによる反応率の向上であると考えられる。そのため、Puf 富化度を 13wt%に上げた場合でも、燃料棒直径の設定によっては、MA 平衡濃度が 2wt%程度になることが分かった。そのため、MA 添加率を 2wt%に設定すれば、最低限、運転に伴って発生する MA を相殺することができることが分かった。

次に、ボイド反応度係数について検討する。Fig. 3.5 に Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度におけるボイド反応度係数を示す。燃料棒直径 8.5mm 以上の領域においては、MA 添加によりボイド反応度係数が正の方向へシフトしている様子が分かる。そのボイド反応度係数悪化の程度は Np 添加の際よりも Am 添加の際のほうが大きいことが分かる。また、この傾向は燃料棒径 8.5mm 以下の領域においては逆転し、MA 添加によってボイド反応度係数が負の方向へシフトしている様子が分かる。また、ボイド反応度係数自体は燃料棒直径が小さくなるにつ

*MSRAC とは MOSRA コードシステム用の SRAC であり、SRAC の衝突確率法コードのみを分離・改良したものである。

れて直線的に負の方向へシフトしている。無限体系における解析でありながら、燃料棒直径 10mm 以下の領域であれば負のボイド反応度係数が得られる様子が分かる。

次に、100%ボイド反応度係数について検討する。Fig. 3.6 に Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度における 100%ボイド反応度係数を示す。100%ボイド反応度係数に関しては、すべての燃料棒直径の範囲において正の値を示している。このことは、有限体系における中性子漏洩の効果を加味しない限りは負の反応度係数を得られないことを示している。このため、高転換型低減速 BWR の MA リサイクル炉心においては、ここでは、中性子の漏洩の効果を加味すれば燃料棒直径 9mm において負の値を得られると推測し、暫定的に燃料棒直径を 9mm と決定する。100%ボイド反応度係数についても MA を添加した際には、値が正の方向へシフトしている様子が確認される。また、この傾向は Am 添加時において顕著である。

これまでのセル計算によるパラメーターサーベイの結果から、暫定的に Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm の設計点において、設計基準及び要求を満たす設計が得られる見込みを得た。

Table 3.10 燃料棒直径と減速度合い

Rod diameter (mm)	V_m/V_f	H/HM
7.0	2.93	6.47
8.0	2.09	4.63
9.0	1.52	3.35
10.0	1.10	2.44
11.0	0.80	1.76

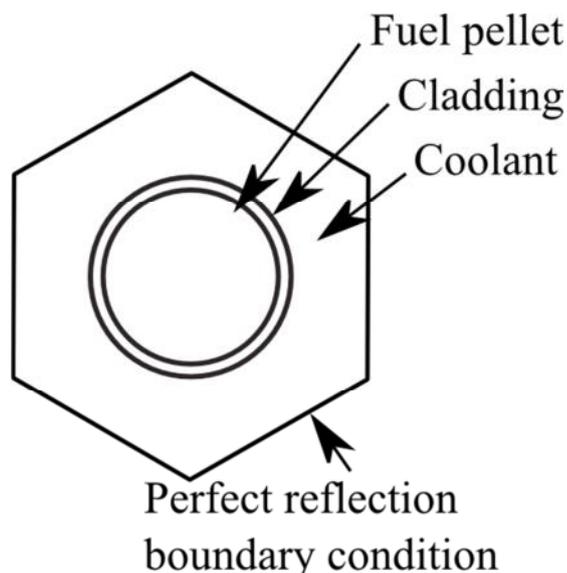


Fig. 3.2 セル計算の幾何条件

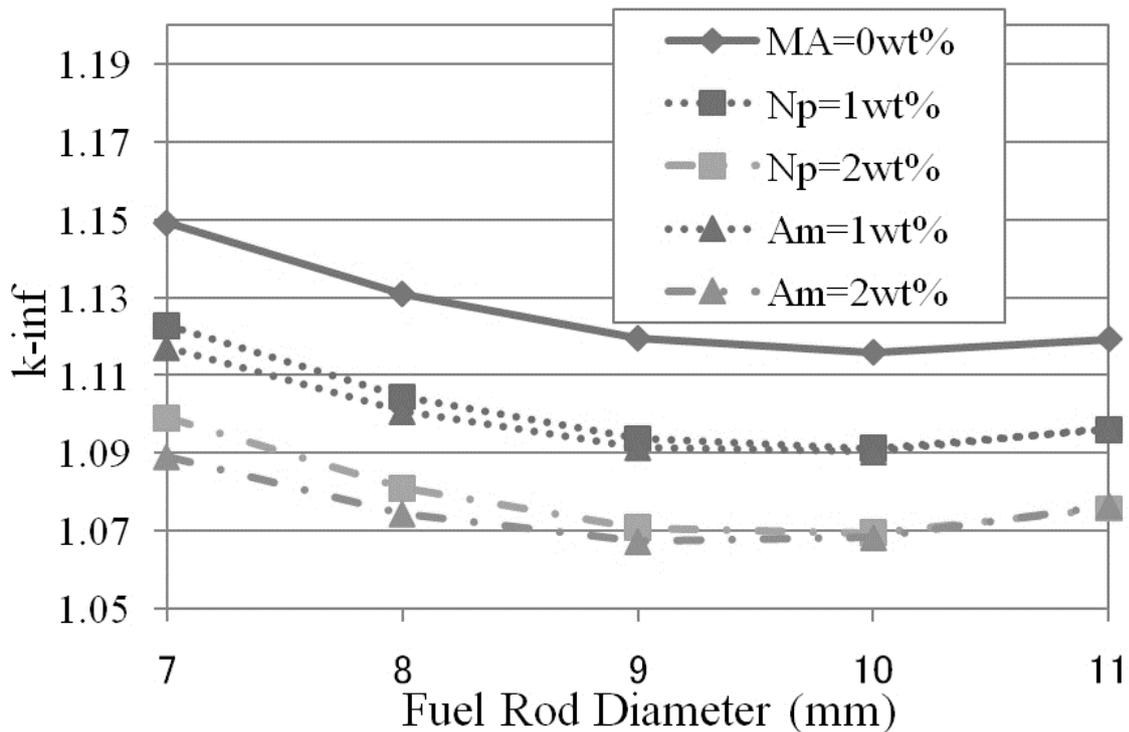


Fig. 3.3 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度における増倍率への MA 添加による影響

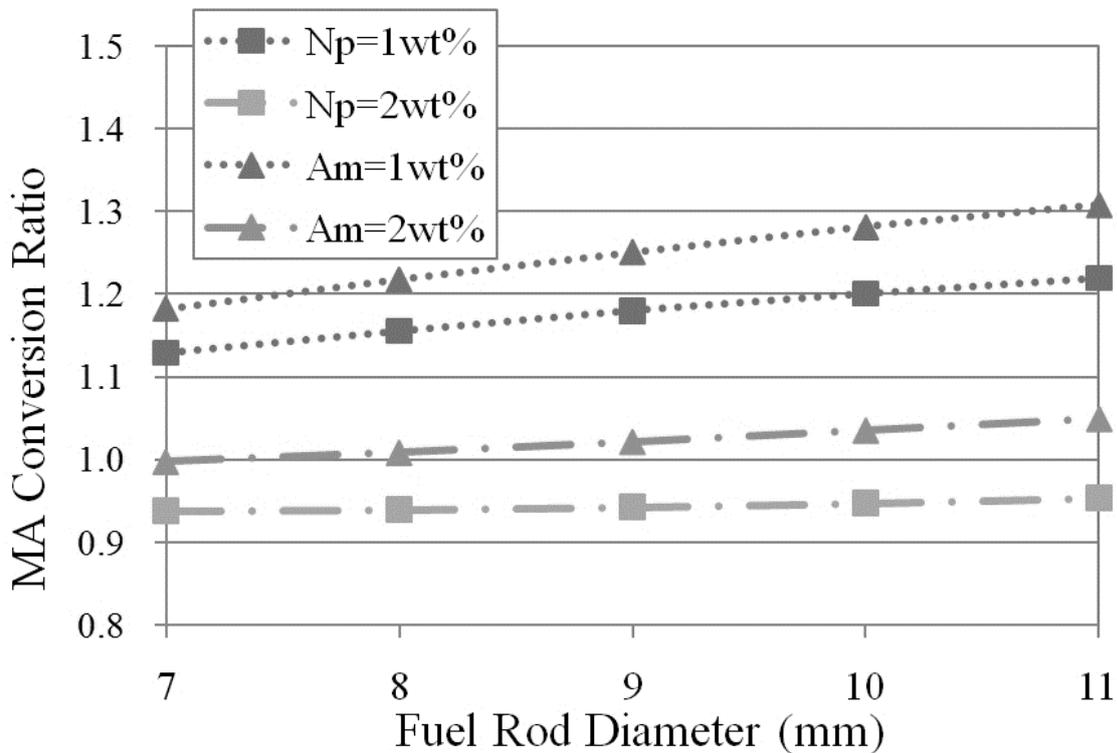


Fig. 3.4 Puf 富化度 13wt%、EOL 相当燃焼度における MA 低下率

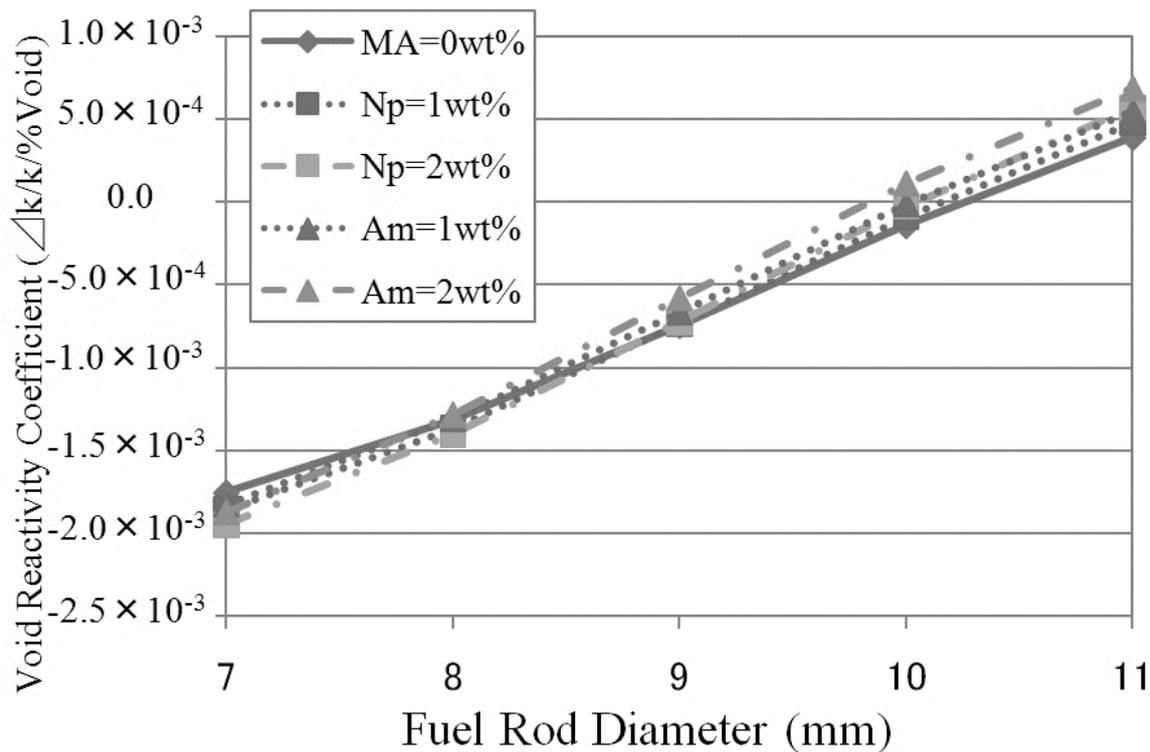


Fig. 3.5 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度におけるボイド反応度係数

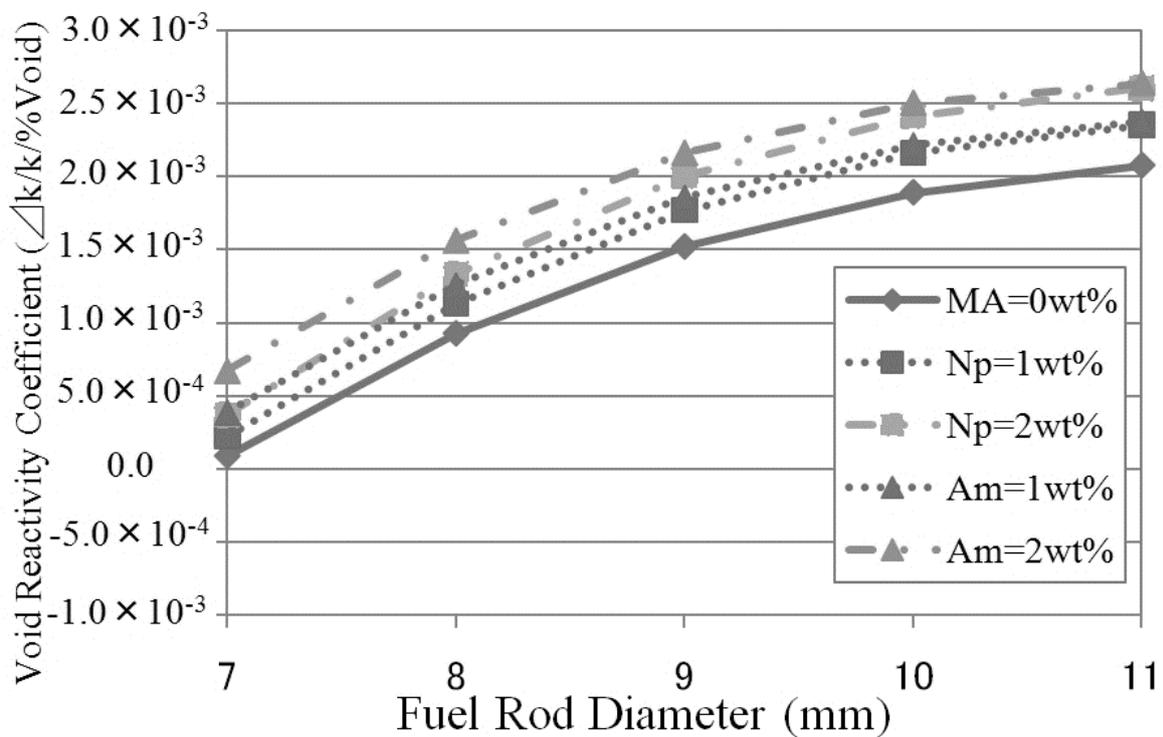


Fig. 3.6 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度における 100%ボイド反応度係数

3.6.2 1D炉心計算によるパラメーターサーベイ

3.6.1項におけるセル計算によるパラメーターサーベイの結果から、暫定的に設計点が、Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm のように決定された。本項においては、さらに 1D核熱結合燃焼炉心計算により炉心長を決定した。この炉心解析においては、日本原子力機構で開発中であるモジュラー型核熱結合(NTHC)炉心解析コードシステムである MOSRA コード²⁷⁾を使用して解析を行った。MOSRA のコードシステムの構成を Fig. 3.7 に示す。MOSRA は核計算モジュール、熱水力計算モジュール、燃料温度計算モジュールとフィードバック断面積作成モジュールとそれらを制御するためのフレームで構成される。また、MOSRA による解析に使用されるマクロ断面積は MSRAC コードにより作成される。本研究においては、MSRAC により解析された均質化マクロ断面積は、炉心解析用に 14 群に縮約して使用した。NTHC 計算においては、断面積を前もって計算しておいた 3 状態の履歴ボイド率に対応した断面積を内挿・外挿・多項式フィッティングすることにより計算する。本研究においては、核計算モジュールとしては拡散計算ベースのものを使用し、熱水力計算モジュールとしては、熱的平衡、定常状態における 1次元のドリフトフラックスモデルを用いた計算モジュールを使用している。1D炉心解析に使用するモデルとしては Fig. 3.8 に示す。マクロ断面積作成のためのセル計算モデルとしては単ピンセルモデルを使用した。炉心解析に使用する拡散計算のモデルとしては、上部反射体、ガスプレナム部、MOX 領域、下部タイプレート、下部反射体からなるモデルを使用した。MOX 部に関しては、炉心長を 80cm から 120cm まで変化させた解析を行った。

解析結果は、Fig. 3.9 及び Fig. 3.10 に示す。これは、100%ボイド反応度係数及び取出し燃焼度について示したものである。100%ボイド反応度係数は設計の制限値となり、炉心長が短いほど負の値となる。一方で、取出し燃焼度に関しては、炉心長が長いほど大きくなる。つまり、100%ボイド反応度係数が負の範囲で炉心長のとれる最大値が最終的な設計点となる。また、100%ボイド反応度係数に関しては、Np 添加時よりも Am 添加時のほうが厳しい値を与えるため、設計点の決定は Am 添加時のケースから決定する。Am を 2wt% 添加した際の燃料棒直径 9mm の計算結果によれば、100%ボイド反応度係数は炉心長 120cm 以下の領域において負の値を得られる。一方で、炉心長 120cm の場合には取出し燃焼度は約 61GWd/t 得られることが分かる。ここで、燃料棒直径の変化による炉心特性への影響を検討する。セル計算ベースのパラメーターサーベイにおいて燃料棒直径は 9mm と暫定的に決定された。しかし、この妥当性については、軸方向の中性子の漏洩の効果を正確に予測できる 1D炉心解析を用いなければ、正確には確認できない。そこで、燃料棒直径を 9.5mm と増やしたケースについても確認した。このケースにおいては、100%ボイド反応度係数が負になる領域としては炉心長約 98cm 以下としなければならない。このときの取り出し燃焼度は約 43GWd/t と急激に低下し、設計要求である 50GWd/t 以上の燃焼度を満たすことができない。このため、燃料棒直径 9mm という値が妥当であることが分かる。1D炉心解析を行うことにより、最終的な設計値が、Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、炉心長 120cm のように決定された。

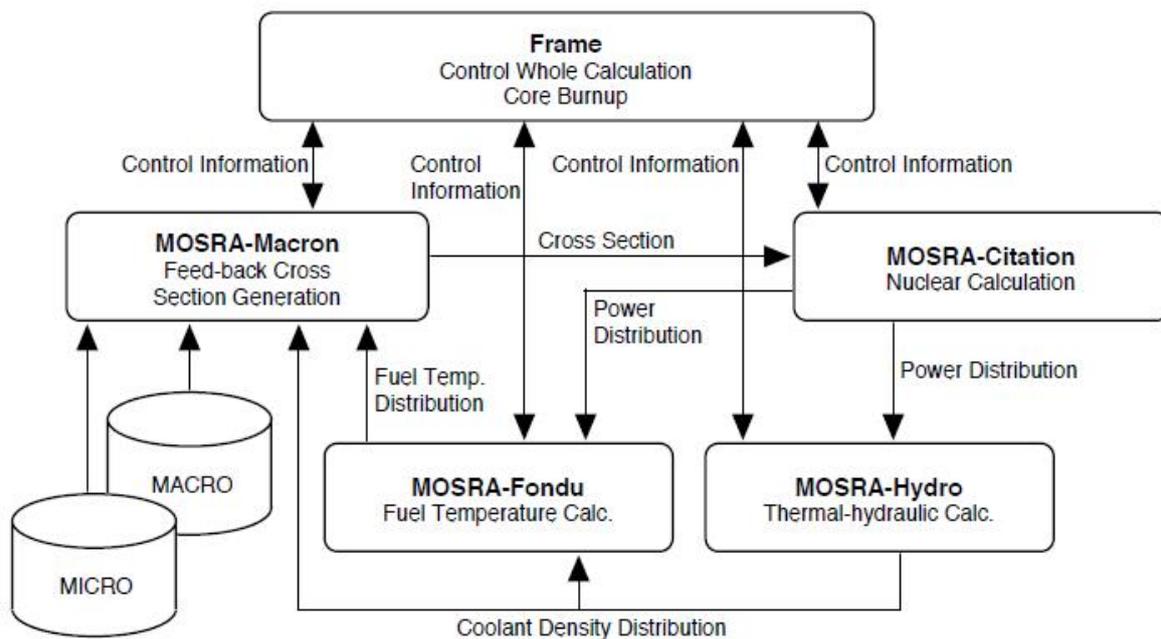


Fig. 3.7 MOSRA コードシステムの構成 ²⁸⁾

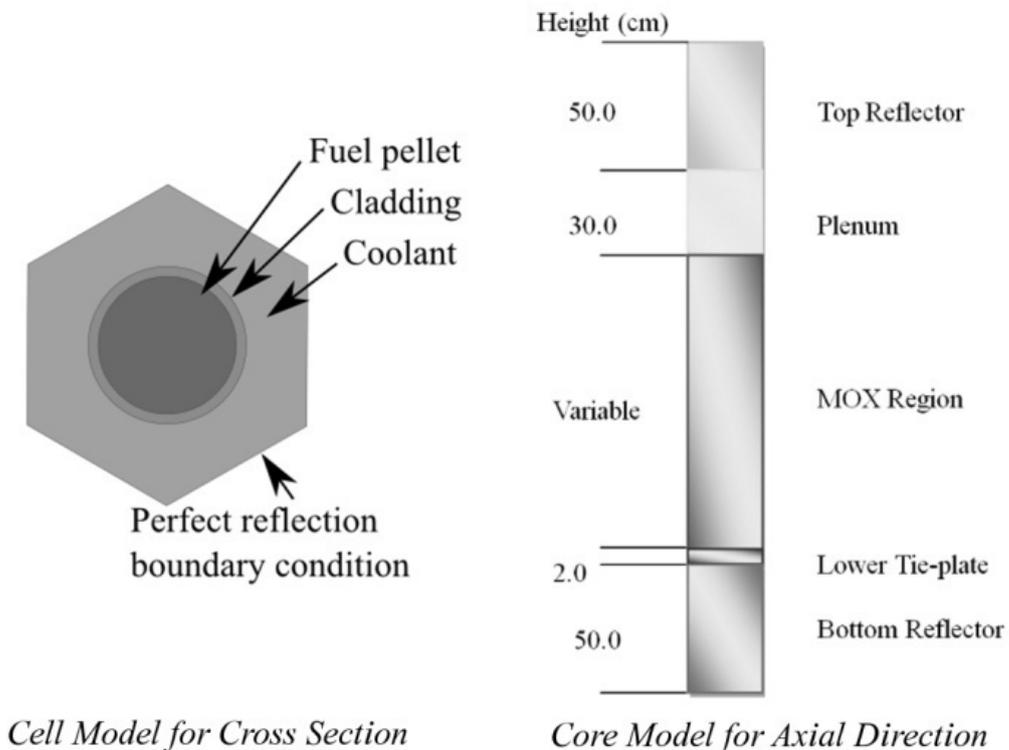


Fig. 3.8 1D 炉心解析モデル

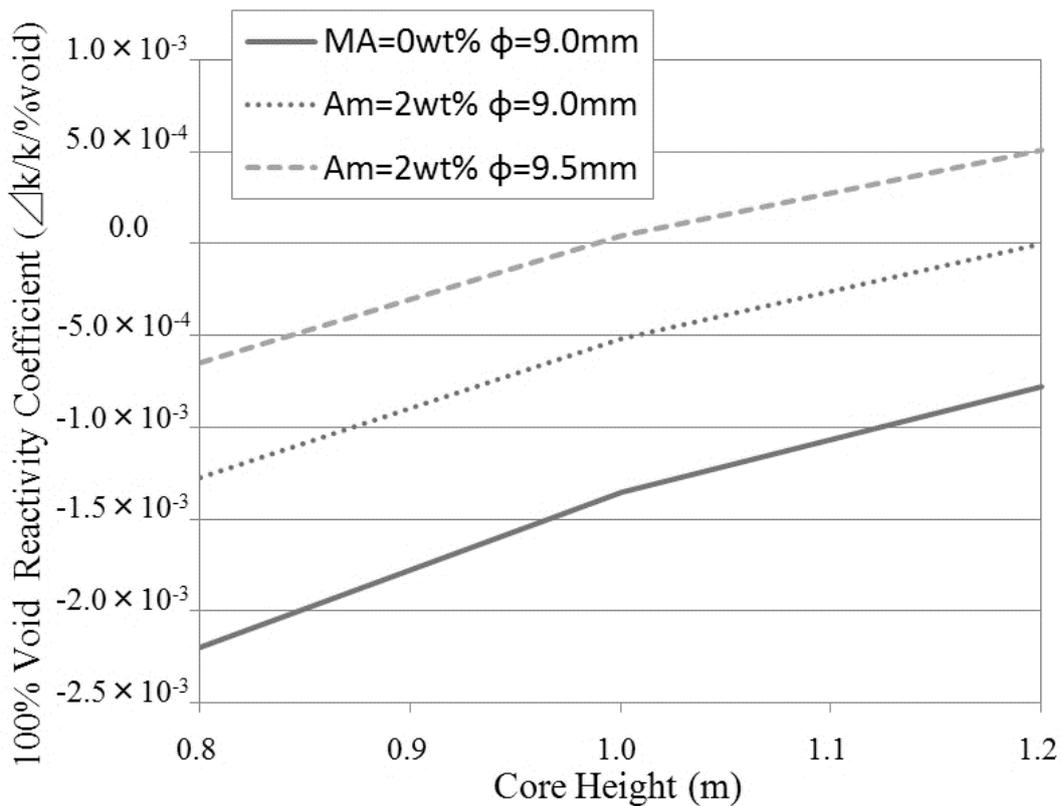


Fig. 3.9 1D 炉心解析による 100%ボイド反応度係数

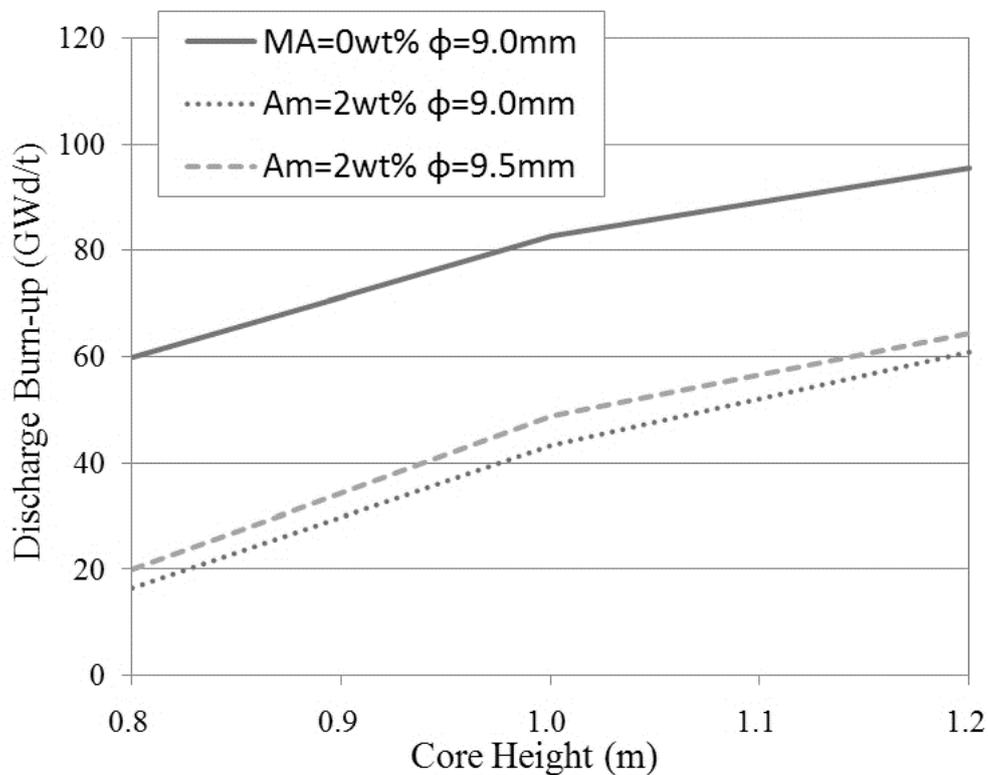


Fig. 3.10 1D 炉心解析による 取出し燃焼度

3.6.3 設計点変更に関する炉物理的考察

3.6.1 項及び 3.6.2 項においては、高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心の新設計を行うために、代表炉心からの設計点の変更し、炉心特性の変化を検討した。しかし、パラメーターサーベイに関しては、機械的な最適化作業という側面もあり、その炉物理的メカニズムを考察することにより設計点決定の妥当性を確認することが望ましい。また、本研究で行った設計点の変更は、MA 平衡濃度であると推測される 2wt% の MA による反応度欠損を補うために、Puf 富化度を代表炉心の 11wt% から 13wt% まで増加させたことを除いては、ボイド反応度係数を負にするための設計上の工夫であると考えられる。そのため、ボイド反応度係数を負にするための炉心設計上の工夫として、今回のパラメーターサーベイを考えることとする。また、一般的に、反応度解析には厳密摂動論が広く用いられる。厳密摂動論は、反応度を空間・エネルギー及び各効果別に分割して算出することができるため、反応度解析に適している。そのため、本研究においても厳密摂動論を用いてボイド反応度係数が改善されるメカニズムを検討した。

一般的に、厳密摂動論による反応度は以下のように記述できる。

$$\rho = \frac{\langle \phi^* (-\Delta L + \lambda' \Delta P) \phi' \rangle}{\langle \phi^* P \phi' \rangle} \quad (3-5)$$

ここで、 L 、 P は欠損演算子及び生成演算子、 Δ は基準状態に対する摂動状態の変化、 λ' は摂動状態における増倍率の逆数、 ϕ^* は基準状態における随伴中性子束、 ϕ' は摂動状態における中性子束を示す。山括弧は全エネルギー及び空間に対する積分を示す。この式から、厳密摂動論における反応度は、基準状態における随伴中性子束及び、演算子の変化量、摂動状態の中性子束の積であらわされることが分かる。

次に、本研究において使用した厳密摂動論の数値解法について示す。式(3-5)に示した分母は摂動分母と呼ばれ、この摂動分母を共通の分母とし、分子を各反応度効果に分解することにより、効果ごとの反応度を算出することができる。欠損演算子については、漏洩項、吸収項、散乱項に分解でき、生成演算子は核分裂項となる。最終的には、以下のようになる。

$$I_p = \sum_g \int_{Reactor} \nu \Sigma_{f,g} \phi'_g \sum_{g'} \chi_{g'} \phi^*_{g'} dV \quad (3-6)$$

$$\Delta \rho_{g,i}^D = \frac{- \int_{V \in V_i} \Delta D_g \nabla \phi^*_g \cdot \nabla \phi'_g dV}{I_p} \quad (3-7)$$

$$\Delta \rho_{g,i}^a = \frac{- \int_{V \in V_i} \phi^*_g \Delta \Sigma_{a,g} \phi'_g dV}{I_p} \quad (3-8)$$

$$\Delta\rho_{g,i}^s = \frac{-\int_{V \in V_i} \phi'_g \sum_{g' \neq g} \Delta\Sigma_{s,g \rightarrow g'} (\phi_g^* - \phi_{g'}^*) dV}{I_p} \quad (3-9)$$

$$\Delta\rho_{g,i}^f = \frac{\lambda^{\square} \int_{V \in V_i} \Delta\nu\Sigma_{f,g} \phi'_g \sum_{g'} \chi_{g'} \phi_{g'}^* dV}{I_p} \quad (3-10)$$

ここで、 I_p は摂動分母、 $\Delta\rho^D$ は漏洩項の反応度、 $\Delta\rho^a$ は吸収項の反応度、 $\Delta\rho^s$ は散乱項の反応度、 $\Delta\rho^f$ は核分裂項の反応度を示す。このような変形により、反応度の解析が容易なものとなる。セル計算の結果に対して反応度解析を行った結果が Fig. 3.11 になる。この結果は、無限体系におけるボイド反応度係数及び 100%ボイド反応度係数に関して、反応度を吸収項、散乱項、核分裂項及びこれらの合計について示したものである。合計値に関しては、Fig. 3.5 及び Fig. 3.6 に示した直接計算による反応度と良い一致を示している。また、無限体系の解析であるため、漏洩項は存在しない。これらの結果を比較するとボイド反応度係数の特性を決定づけているのは散乱項の反応度であることが分かる。また、MA を添加した際のボイド係数の悪化の原因となっているのも散乱項であることが分かる。吸収項と核分裂項に関しては、それぞれ、正・負の値としてやや対称的に分布していることが分かる。全体としてはその大半が打ち消しあっている。また、MA 添加によるボイド反応度係数悪化についても、吸収項及び核分裂項はあまり寄与していない様子が分かる。

次に、これらの値についてのエネルギー分布について議論する。3.6.1 項及び 3.6.2 項におけるパラメーターサーベイにおいては、結果として、燃料棒直径を代表炉心の設計値である 11.2mm から 9mm まで減らすことによりボイド反応度係数の改善を図ったものと考えられる。ここでは、燃料棒直径の細径化の効果を検討するために、燃料棒直径 11mm、9mm、7mm の結果を比較検討することとする。Fig. 3.12 にボイド反応度係数に対する反応度のエネルギー分布を示す。Fig. 3.13 に 100%ボイド反応度係数に対するものを示す。

はじめに、散乱項の特性について議論する。式(3-9)に示したように、散乱項の反応度は同じエネルギー領域における中性子束レベルに比例する。また、散乱断面積の変化及び随伴中性子束の散乱前後における値の差の畳み込み積分と比例することが分かる。このことは、たとえ、中性子数の増減が見られなくても、随伴中性子束レベルの散乱前後における差が変化することにより反応度が発生することを示している。散乱項の特性を考える上で、燃料棒直径の細径化による効果の現れ方については、大きく 3つのエネルギー範囲に分けられる。一つ目は 1eV 付近の負の反応度ピークであり、二つめは 2eV から 40keV 付近に分布する正負に分布した共鳴領域のピーク群であり、三つめは 40keV 以上に分布する大きな正の反応度ピークである。

一つ目の 1eV 付近の負の反応度ピークについては、 ^{240}Pu の大きな負の共鳴吸収ピークに対応したものであり、1eV 付近の中性子束の絶対値に比例するため、燃料棒直径の細径化によりスペクトルの軟化が起これ、負の反応度効果が得られる。このことは、Fig. 3.14 及び Fig. 3.15 に示したボイド率が 5%増加した際のスペクトルと 100%ボイド時のスペクトルをそれぞれの反応度分布と比較することにより確認できる。これらのスペクトルは、摂動分母を 1 に規格化

するように、以下の式(3-11)に示すような規格化がなされている。

$$\sum_g \nu \Sigma_{fg} \phi'_g = 1 \quad (3-11)$$

また、Fig. 3.16 に示す随伴中性子束についても同様に式(3-12)のような規格化を行った。

$$\sum_{g'} \chi_{g'} \phi_{g'}^* = 1 \quad (3-12)$$

また、これらのスペクトルは、それぞれ、ボイド反応度係数と 100%ボイド反応度係数を厳密摂動論により求める際に使用されるスペクトルである。

二つめの 2eV から 40keV 付近に分布する正負に分布した共鳴領域のピーク群に関しては、反応度の振幅が燃料棒直径が小さくなるにつれて大きくなっている様子が分かる。この理由に関してもスペクトルの軟化によるものである。また、燃料棒直径の細径化による効果は、振幅の増大のみではなく、その平均値を負の方向へシフトさせる効果もある。この効果についても燃料棒直径の細径化によるボイド反応度係数及び 100%ボイド反応度係数を負の方向へシフトさせる原因となっている。

三つめの 40keV 以上に分布する大きな正の反応度ピークに関しては、中性子束の変化による影響は少ないが、随伴中性子束の変化による影響が顕著である。随伴中性子束については Fig. 3.16 に示す。随伴中性子束の 10⁵eV 以上の領域における勾配は燃料棒直径が小さくなるにつれて緩やかになっている。ほぼ一定値を示している 1keV から 100keV の領域の値については大きくなっている。これらの効果は 40keV 以上における大きな正の反応度ピークの原因である、随伴中性子束の散乱元から散乱先への落差を小さくする効果があるため、結果として正の反応度を小さくする方向に働く。一方で、1MeV 以上における中性子束分布については燃料棒直径が小さくなるほど、逆にエネルギーの高い方向へシフトする傾向がある。この効果は、40keV 以上における大きな正の反応度ピークを小さくする効果がある。

次に、吸収項と核分裂項について議論する。これらの二種類の反応度効果は類似したメカニズムにより発生する。これらの二種類の反応度が正負にほぼ対象に分布をしているのは、吸収断面積の減少が正の反応度を発生させるのに対し、核分裂断面積の減少が負の反応度を発生させるためである。断面積変化の原因は二つ考えられる。一つ目は、セル内における中性子分布の変化により、セル平均均質化断面積が変化することである。セル内の中性子束分布はセル平均均質化断面積を作成する際の重み関数として使用される。このため、中性子束分布の変化は断面積の変化をもたらす。この効果による断面積変化は、主に 1eV 以下と 100keV 以上の領域に表れている。厳密に言えば、ボイド率増加時に冷却材密度の減少により吸収断面積が減少する。しかし、本件に関しては、この効果は無視することができる。なぜなら、中性子の吸収の大部分はペレット領域で起こっているためである。このことは、吸収項と核分裂項の反応度分布がほぼ対称に分布していることから確認できる。二つ目は、ペレット領域における共鳴断

面積の変化によるものである。このメカニズムは次のように考えられる。はじめに、ボイド率増加による冷却材密度の減少により冷却材領域における散乱反応が減少する。この効果は、Table 3.11 に示すダンコフ係数により定量的に示すことができる。ダンコフ係数の炉物理的な解釈としては、ペレット領域から脱出した中性子が冷却材領域において散乱されずに、再びペレット領域へ戻る確率と考えることができる。このダンコフ係数はボイド率の増加に対し、増加する傾向がある。この効果は、実効的な背景断面積を減少させることにつながる。このことにより、自己遮蔽効果が強まり共鳴断面積の減少へとつながる。つぎに、中性子束及び随伴中性子束の絶対値の変化による効果を議論する。5%ボイド率が増加した状態におけるスペクトルと100%ボイド時におけるスペクトルを Fig. 3.14 と Fig. 3.15 に示した。また、基準状態における随伴スペクトルは Fig. 3.16 に示した。これらの規格化条件は式(3-11)と式(3-12)である。上記のように、この規格化は摂動分母を1とするように規格化されているため、これらの中性子束及び随伴中性子束の大きさは直接的に反応度の絶対値を決定する。5%ボイド率増加時においては、燃料棒直径の変化に伴って、中性子束の絶対値の変化は少ない。一方で、100%ボイド時においては、燃料棒直径の減少に伴う、中性子束絶対値の増加が著しい。中性子束の絶対値を変化させる要因としては二つのものが考えられる。一つ目は、燃料棒直径の減少に伴うペレット領域面積の減少に伴って起こる生成断面積の減少により発生するものであり、この効果によって中性子束の絶対値は増大する。これは、式(3-11)の関係から中性子束が生成断面積に反比例するためである。二つ目は、スペクトル形状の変化による核分裂反応率分布の変化によるものである。これに関しても、式(3-11)の規格化条件によるものであるが、この効果に関しては熱エネルギー領域および高速エネルギー領域における中性子束が重要な役割を果たす。熱エネルギー領域においては、生成断面積は $1/v$ 則に従い大きな値を持つ。高速エネルギー領域においても、閾値反応及び核分裂時の発生中性子数の増加から生成断面積は大きな値を示す。5%ボイド率増加時においては、中性子束の絶対値を増やす二つの要因と、絶対値を減らす一つの要因が存在する。中性子束の絶対値を増やす要因としては、燃料棒直径の減少に伴う生成断面積の減少と、スペクトルの軟化による高速エネルギー領域における核分裂反応率の減少である。また、中性子束の絶対値を減らす要因としては、スペクトルの軟化による熱エネルギー領域における核分裂反応率の増加である。これらの三つの効果が相殺され、結果的に中性子束の絶対値の変化は見られない。一方で、100%ボイド状態におけるスペクトルは燃料棒直径にかかわらず全般的に硬く、熱エネルギー領域における中性子束レベルは非常に低い。そのため、熱エネルギー領域における核分裂反応率が増えることによる中性子束レベルの減少の効果はほとんどない。結果的に、中性子束レベルは燃料棒直径の減少に伴い増大する。これらの傾向のため、100%ボイド反応度係数に対する吸収項及び核分裂項の反応度の絶対値は Fig. 3.11 に示すように燃料棒直径の減少に伴って、増大する。一方で、随伴中性子束の変化による影響はあまり見られない。

最後に、MA 添加によるボイド反応度係数への影響を議論する。Fig. 3.11 に示すように MA 添加による影響が最も多い反応度効果は散乱項である。Fig. 3.17 は散乱項のエネルギー分布に対して、MA 無添加のケースと Am を 2wt% 添加した際の比較をしたものであり、燃料棒直径 11mm における結果である。MA 添加の影響としては、全体的に値が正の方向へシフトしてい

の様子分かる。特に、 10^5eV 以上の領域において、この傾向は顕著であり全体の反応度増加の $2/3$ 程度を占める。結果として、MA添加により正の反応度が印加される。さらに、この傾向は100%ボイド反応度係数において顕著である。これらの原因は、主に、MA添加による随伴中性子束の変化によるものであり、MA添加による随伴中性子束への影響をFig. 3.18に示す。MA添加により随伴中性子束の 10^5eV 以下の領域においては一律に負の方向へ値がシフトし、 10^5eV 以上の領域においては勾配の増加がみられる。これらの効果は 10^5eV 以上の領域における反応度を増加させる結果となる。MA添加による中性子束の変化を5%ボイド率増加時と100%ボイド時においてFig. 3.19及びFig. 3.20に示す。5%ボイド率増加時においては、MA添加により熱エネルギー領域における吸収断面積が増加しスペクトルが硬化する。この影響で 10^6eV 付近の中性子束の絶対値が増加する。この効果は 10^6eV 付近の反応度の増加に寄与している。一方で、100%ボイド時におけるMA添加によるスペクトルの変化はほとんど見られない。上記のように、MA添加による正の反応度印加の原因としては、随伴中性子束及び中性子束の変化によるものであるが、その大半は随伴中性子束の変化によるものである。また、断面積の変化による散乱項の反応度への寄与は無視できる程度である。

上記のように、MA添加による正の反応度印加は散乱項を通じて起こり、その原因の大部分が随伴中性子束の変化であることが分かった。反応度印加の特性を検討するためには、随伴中性子束の特性を検討する必要がある。一般的に、随伴中性子束は中性子インポートランスと呼ばれ、吸収された中性子の反応度に対する寄与を示す指標として用いられる。さらに、文献 29)によれば、中性子インポートランスは生成断面積の吸収断面積に対する比である η 値に関連付けられるとされている。Fig. 3.21にはセル平均均質化断面積の生成断面積及び吸収断面積とこれらの値から算出した η 値を示す。これらの値については、MA無添加のケースとAmを2wt%添加したケースについて記してある。 η 値と随伴中性子束を比較するとMA添加による影響は同様な傾向として現れている。たとえば、 10^5eV 以下の領域における値の負の方向へのシフトや、 10^5eV 以上の領域における勾配の増加などである。これらの変化は、添加されたAmが ^{238}U と置換される形で添加されることから、Amと ^{238}U の断面積の違いによって発生すると考えられる。Amに関しては、 ^{241}Am と ^{243}Am が主要な核種である。 10^5eV 以下の領域における随伴中性子束の低下に関しては、Amが ^{238}U よりもこの領域において大きな吸収断面積を持つため発生している。 10^5eV 以上の領域における勾配の増加に関しては、Amの生成断面積の 10^5eV から 10^6eV にかけて生成断面積の急速な増加が原因であると考えられる。これは、Amが閾値反応核種であるための特性であるが、 ^{238}U に関しても同様に閾値反応核種である。しかし、これらの傾向はAmのほうが ^{238}U よりも顕著であり、 10^5eV から 10^6eV にかけての生成断面積の大きさを比較するとAmのものが10倍程度大きい。これらの特性により、MA添加時において随伴中性子束の変化を通じて正の反応度が印加される。このメカニズムに関しては、Np添加の際も同様である。

これまでは、無限体系におけるボイド反応度係数の特性について議論してきたが、ボイド反応度係数に関しては中性子漏洩の効果が重要な役割を果たす。そのため、有限体系の厳密摂動論による解析を行い漏洩項がボイド反応度係数にあたえる影響について検討する。Fig. 3.22には1D解析による厳密摂動論を用いたボイド反応度係数の評価結果を示した。低減速BWRに

においては炉心等価半径が 3.8m 程度と大きいのに対し、炉心長は 1m 程度と扁平であるため、軸方向の漏洩が顕著である。そのため、軸方向 1D 解析を行った。径方向に対する漏洩はバックリングを用いて模擬している。これら評価は炉心長 80cm、100cm 及び 120cm のケースについて行われた。それぞれのケースに対し MA 無添加のものと Am を 2wt% 添加したものを示している。これらのボイド反応度係数は EOC 相当燃焼度において評価された。しかしながら、炉心解析においては、炉心長及び MA 添加率が異なれば燃焼度も異なってくる。そのため、これらのケースにおける燃焼度は Table 3.12 のようになった。炉心長を変えた際の反応度効果ごとの変化としては、吸収項及び核分裂項に関しては、あまり変化が見られない様子が分かる。一方で、散乱項と漏洩項に関しては炉心長が変化するにつれて大きな変化を見せる。特に、100% ボイド反応度係数の漏洩項は顕著な変化を示す。留意すべき点としては、Fig. 3.11 に示される無限体系における 100%ボイド反応度係数は、燃料棒直径の細径化を行ったとしても負にすることができなかったのに対し、中性子の漏洩を加味できる有限体系の結果である Fig. 3.22 においては 100%ボイド反応度係数が漏洩項を通じて負になっていることである。散乱項の反応度に関しても、MA を添加しない場合の 100%ボイド反応度係数に対しては炉心長 100cm 以下で負の値を示している。これは、Fig. 3.11 に示された無限体系における同じ燃料棒直径である 9mm の値が正になっていることを考えると、中性子の漏洩の効果が間接的に働いて散乱項の反応度を負にしていると考えられる。このことは、散乱項の反応度が炉心長が短いほど、負の方向へ小さな値になっていることよりも確認できる。この原因としては、中性子漏洩の効果が随伴中性子束を通して散乱項を減少させていると推測できる。このことを確認するために、バックリングにより漏洩項を模擬したセル計算における随伴中性子束を計算した。Fig. 3.23 に示す。これより、漏洩の効果は、 10^5eV 以上の領域における随伴中性子束の勾配を緩和する特徴及び、 10^5eV 以下の領域における随伴中性子束を正の方向へシフトさせる特徴があることが確認できる。これらの効果は、散乱項の反応度を負にする効果がある。このような随伴中性子束の変化は η 値との関連により推測できる。バックリングは一般的に吸収項と同様の扱いにより中性子の漏洩を模擬するため、 η 値も以下のように考えられる。

$$\eta' = \frac{v\Sigma_f}{\Sigma_a + DB^2} \quad (3-13)$$

ここで、一般的に拡散係数は高速エネルギー領域において大きな値を示すので、 10^5eV 以上の領域における勾配を緩和させる方向に働いたと考えられる。

MA 添加による反応度に対する影響としては、セル計算の結果と同様に、散乱項の反応度が大きく影響を受けるということが分かる。一方で、漏洩項への影響はほとんど見られない。漏洩項の反応度は炉心長が小さいほど負の反応度効果が得られる。これは、単純に小さな炉心において多くの中性子が漏洩することによる。また、炉心長の変化の割合が 100%ボイド反応度係数に対して大きく表れているのは、100%ボイド時において中性子の散乱が少なく漏洩しやすいことに起因すると考えられる。このように、MA 添加により悪化したボイド反応度係数は漏洩の効果を利用することにより有効に改善でき 120cm 以下の炉心長において負の 100%ボイド

反応度係数を得られることが分かった。

Table 3.11 Puf 富化度 13wt%、EOC 相当燃焼度におけるダンコフ係数

	50% voided	55% voided	100% voided
$\phi=7\text{mm}$	0.25495	0.27640	0.72480
$\phi=9\text{mm}$	0.35234	0.37518	0.76789
$\phi=11\text{mm}$	0.46423	0.48561	0.79946

Table 3.12 各炉心と燃焼度の関係

Core Type	1	2	3	4	5	6
Core height (cm)	80.0	100.0	120.0	80.0	100.0	120.0
Am content (wt%)	0.0	0.0	0.0	2.0	2.0	2.0
Cycle length (day)	365.0	365.0	365.0	284.5	365.0	365.0
Number of batch	2.84	4.90	6.80	1.00	2.58	4.34
EOC burn-up (GWd/t)	40.4	49.7	54.7	16.4	30.1	37.5

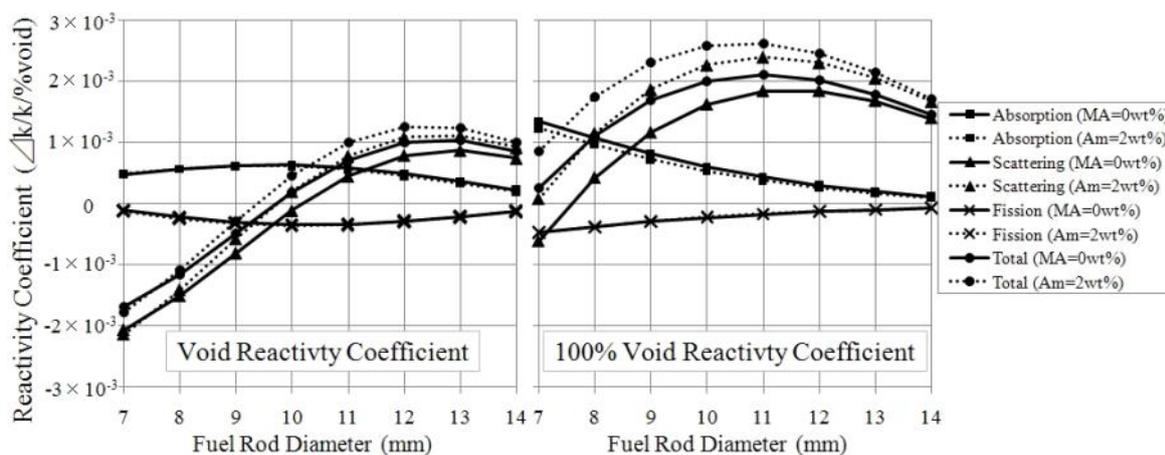


Fig. 3.11 厳密摂動論によるボイド反応度係数及び100%ボイド反応度係数

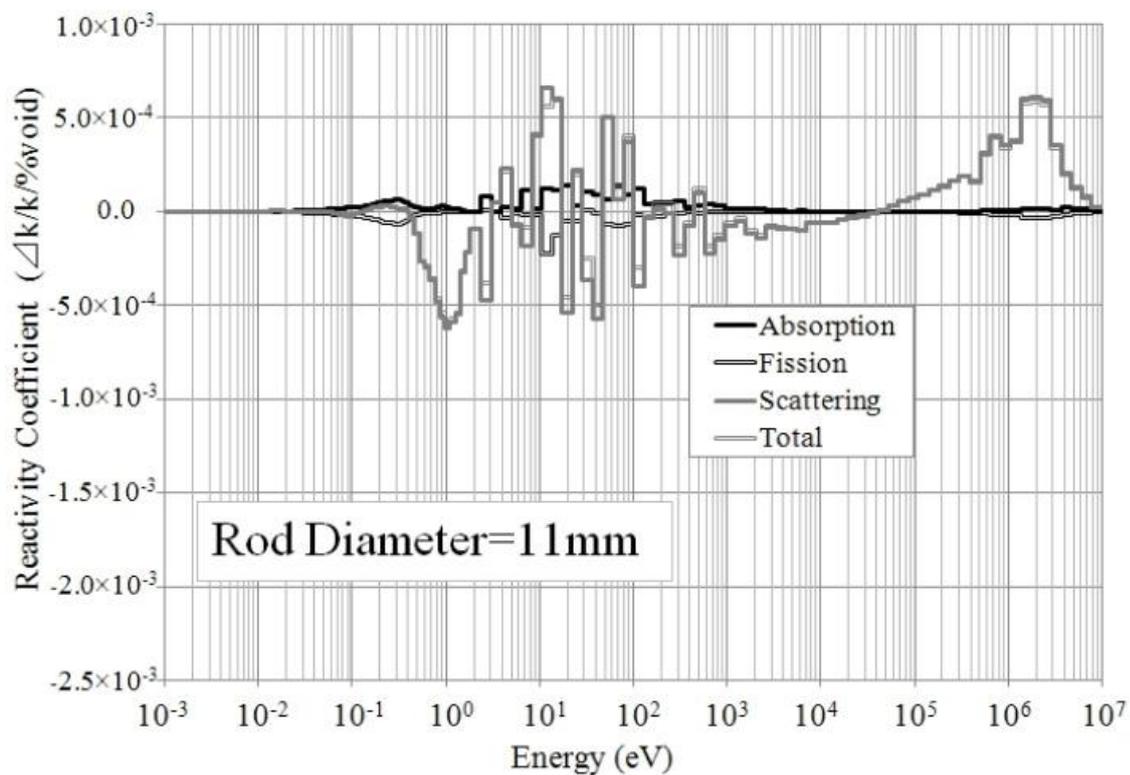


Fig. 3.12 ボイド反応度係数のエネルギー分布(1/3)

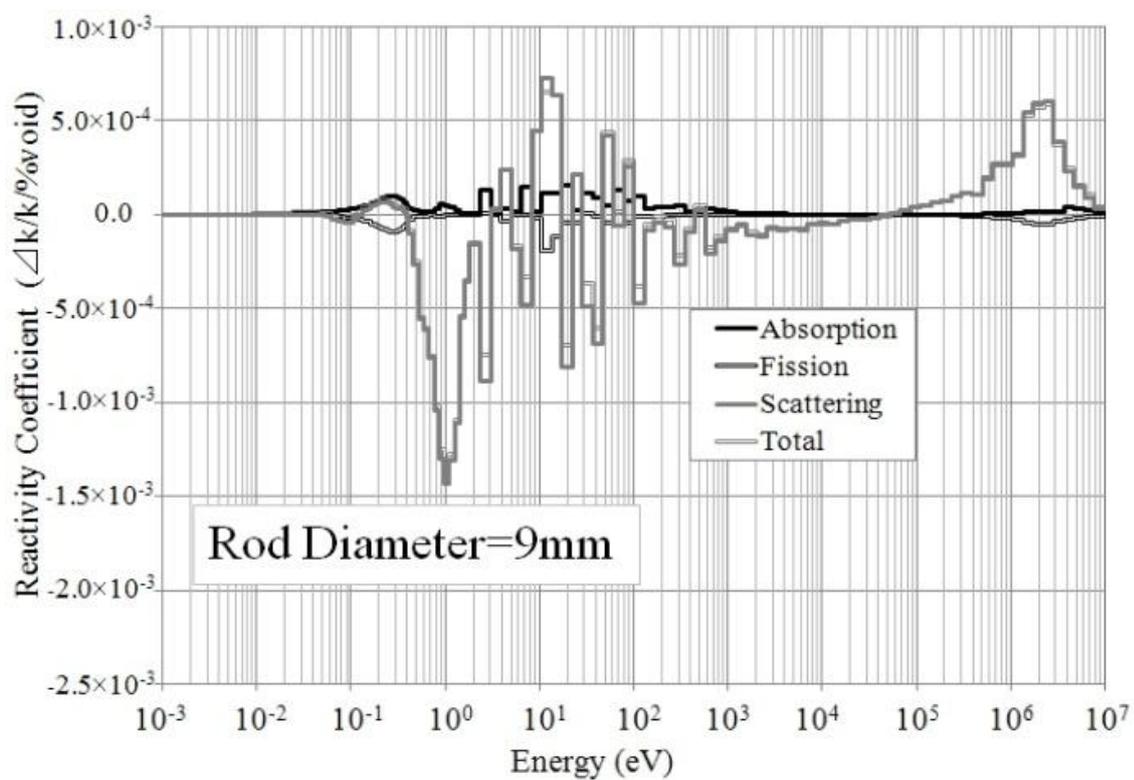


Fig. 3.12 ボイド反応度係数のエネルギー分布(2/3)

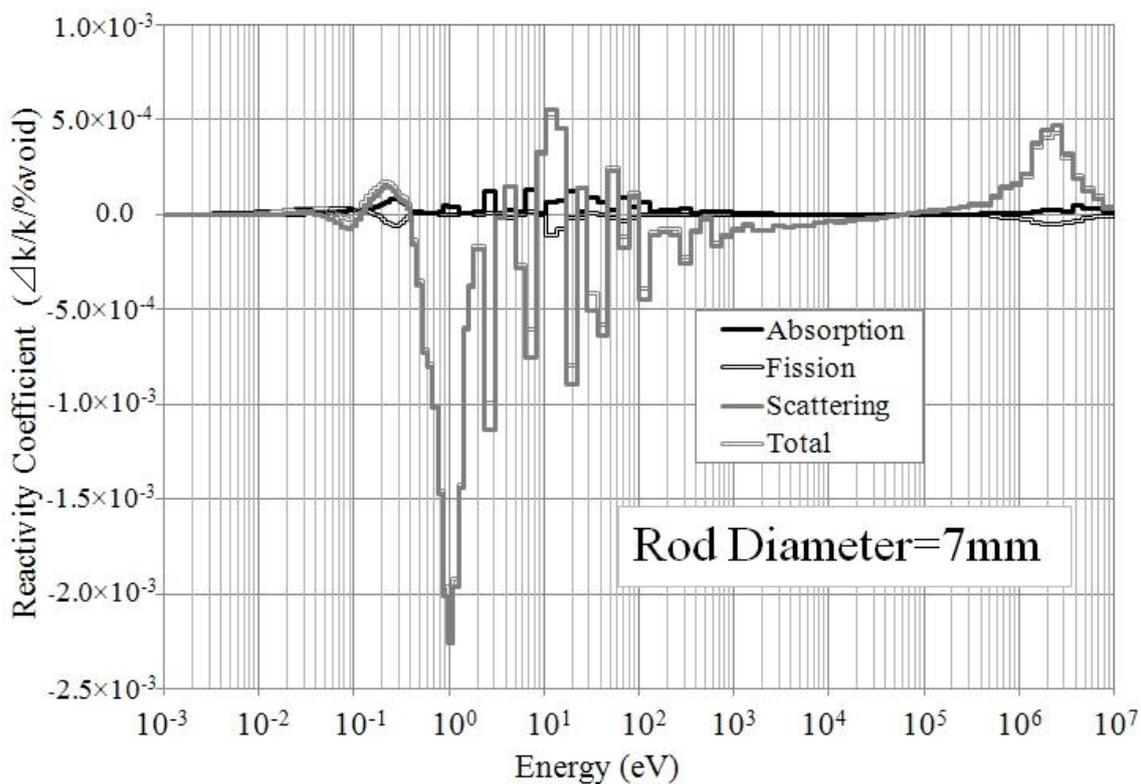


Fig. 3.12 ボイド反応度係数のエネルギー分布(3/3)

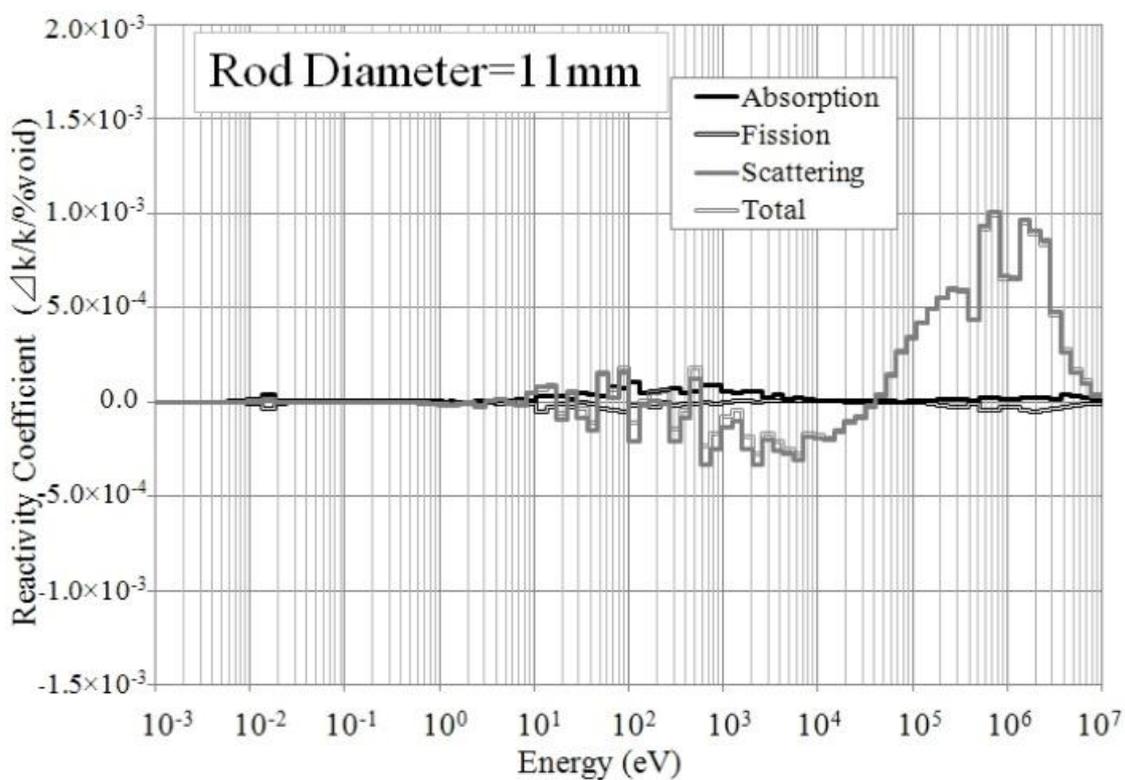


Fig. 3.13 100%ボイド反応度係数のエネルギー分布(1/3)

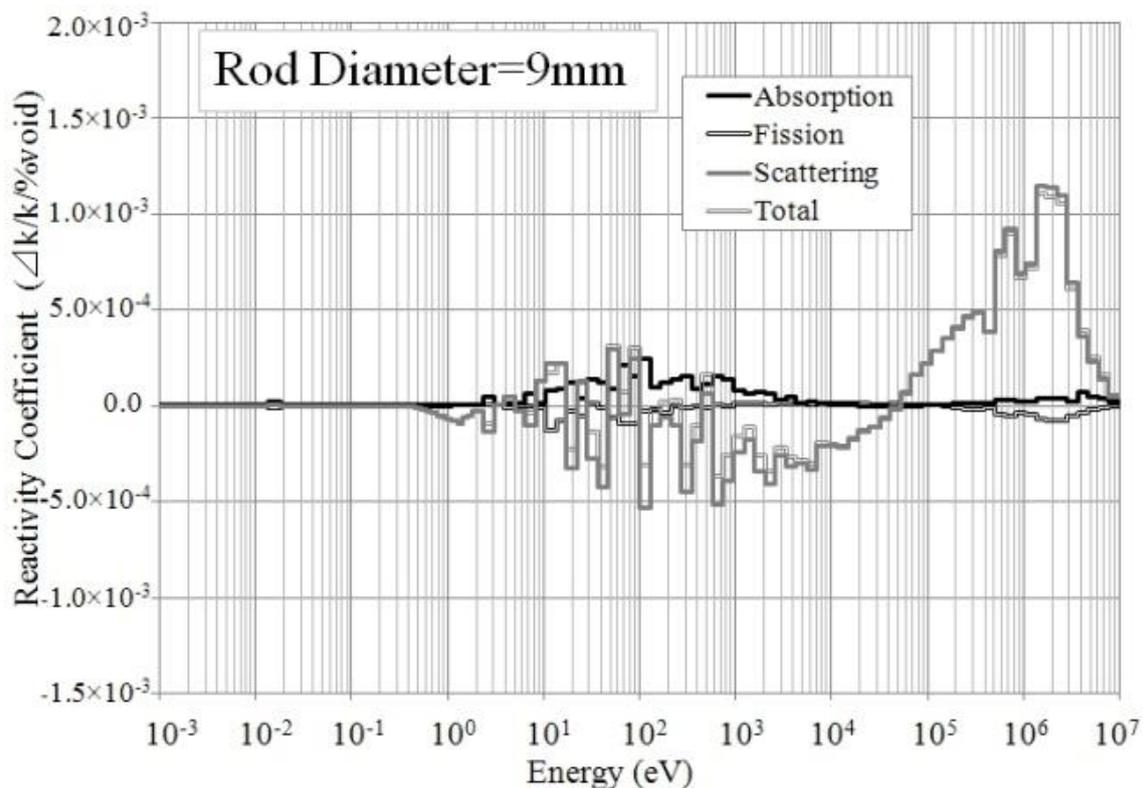


Fig. 3.13 100%ボイド反応度係数のエネルギー分布(2/3)

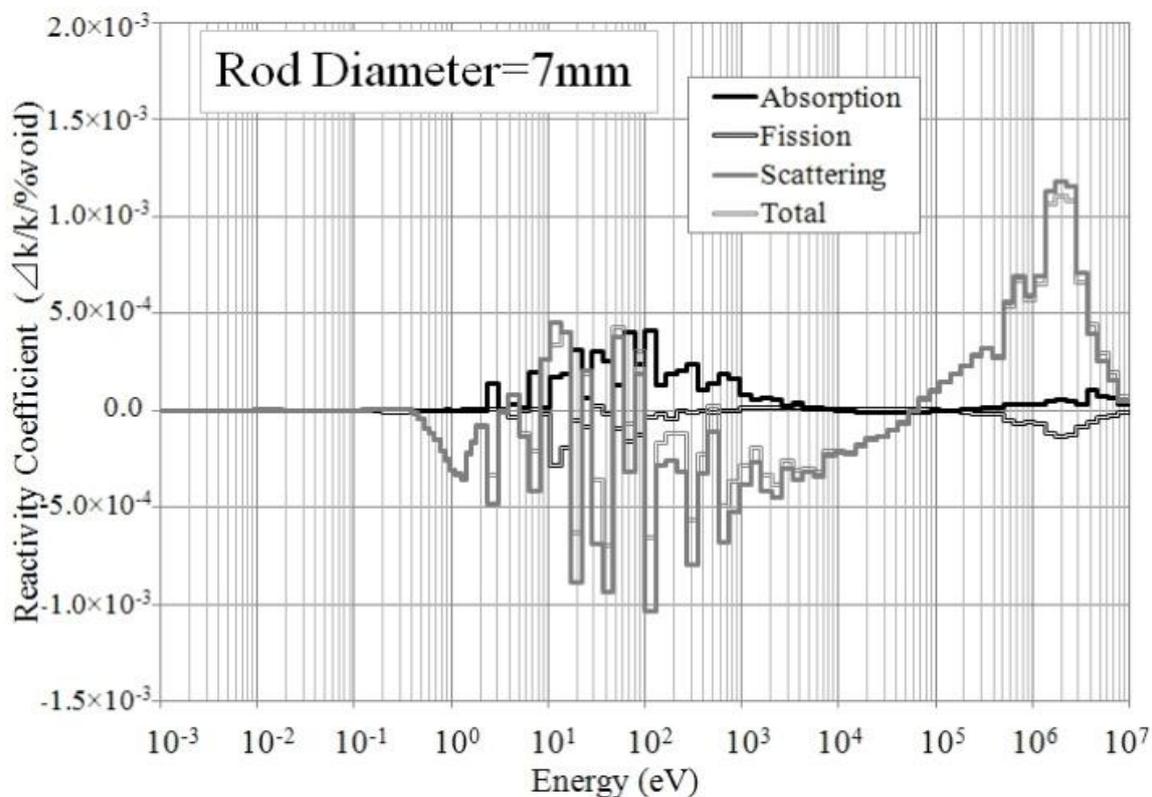


Fig. 3.13 100%ボイド反応度係数のエネルギー分布(3/3)

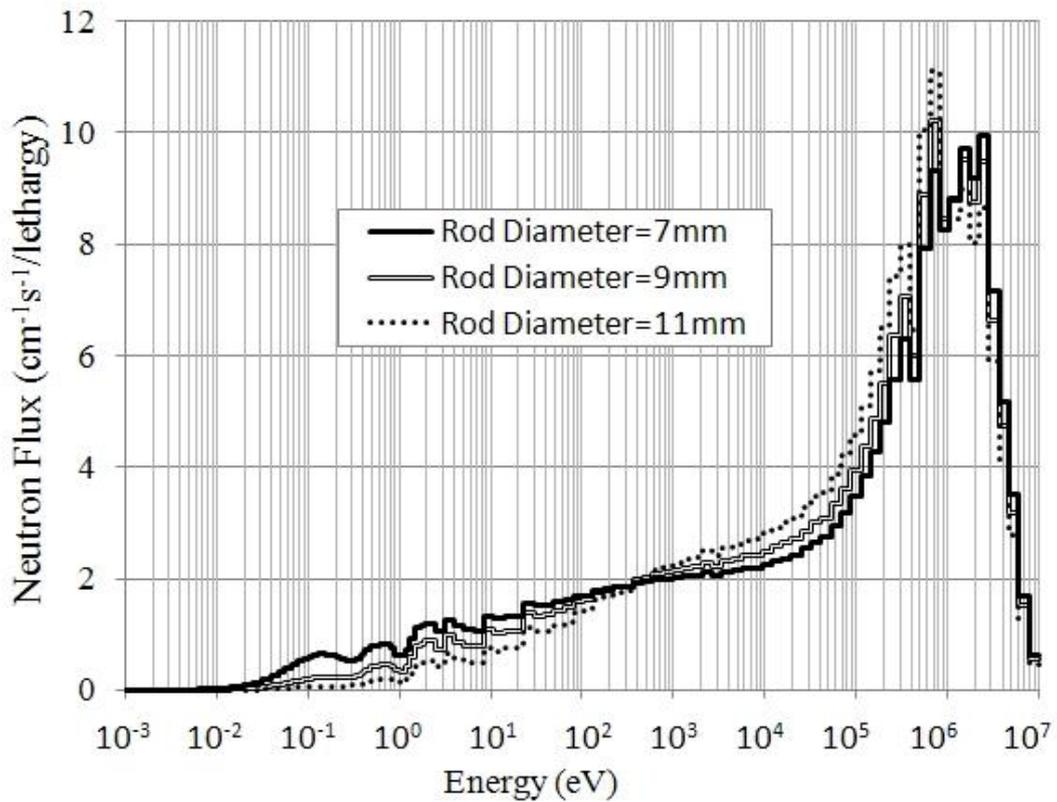


Fig. 3.14 ボイド増加時(+5%)におけるスペクトル (MA 無添加)

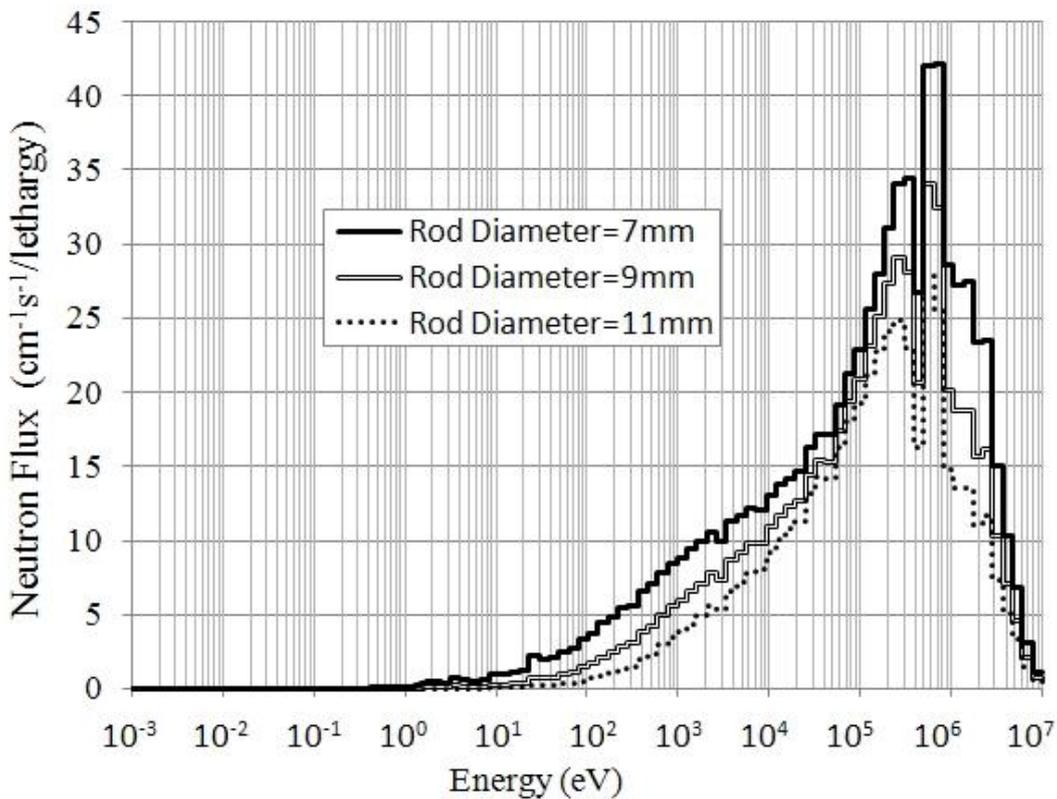


Fig. 3.15 100%ボイド時におけるスペクトル (MA 無添加)

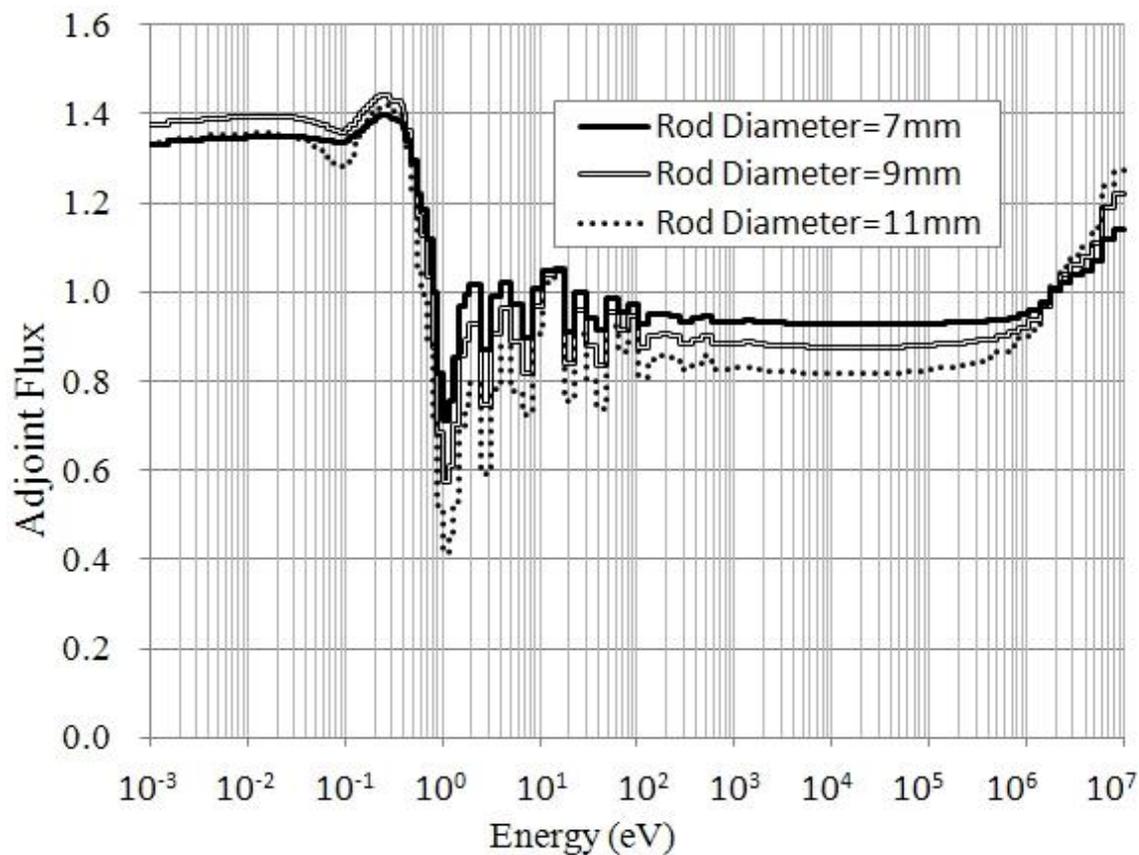


Fig. 3.16 基準状態における随伴スペクトル (MA 無添加)

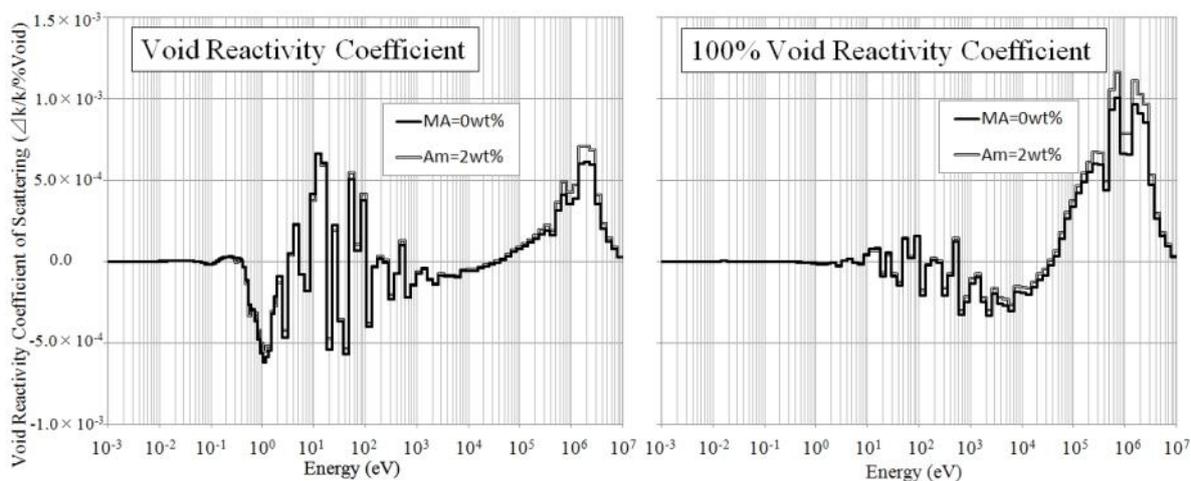


Fig. 3.17 燃料棒直径 11mm における MA 添加による散乱項への影響

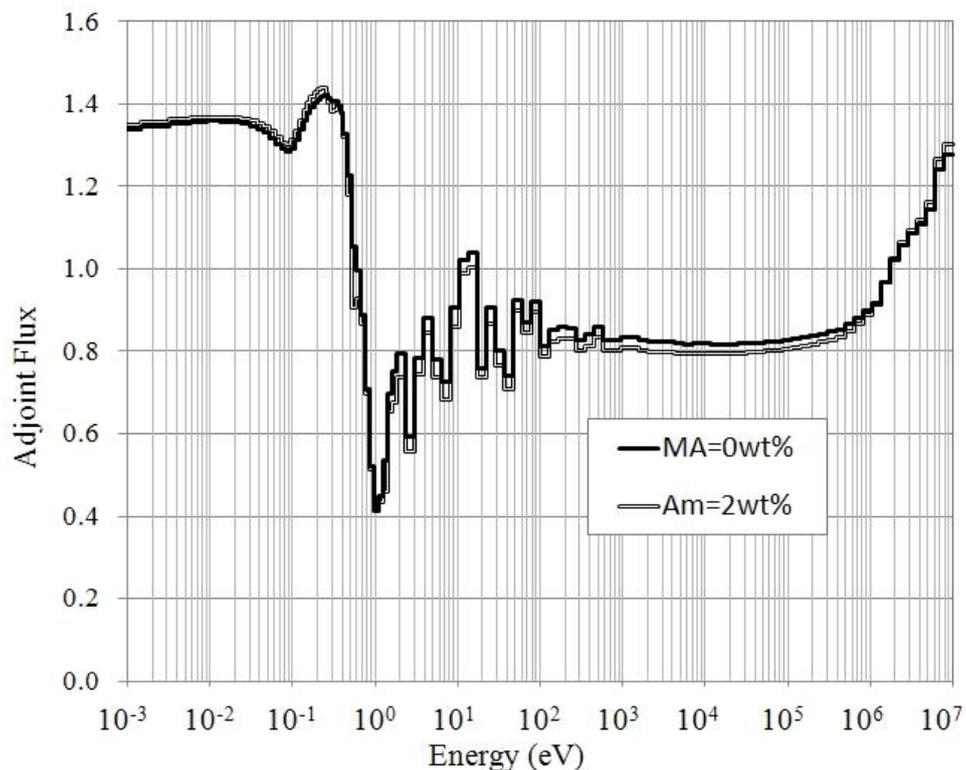


Fig. 3.18 燃料棒直径 11mm における MA 添加による随伴中性子束への影響

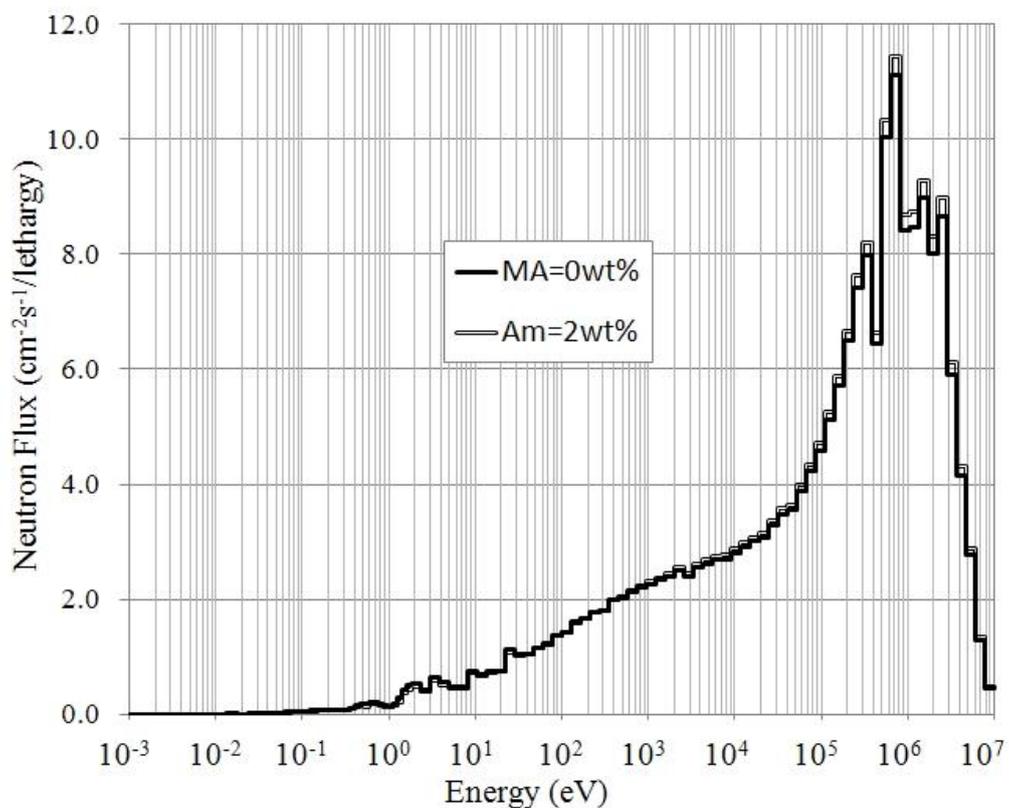


Fig. 3.19 燃料棒直径 11mm における MA 添加による 5%ボイド率増加時の中性子束に対する影響

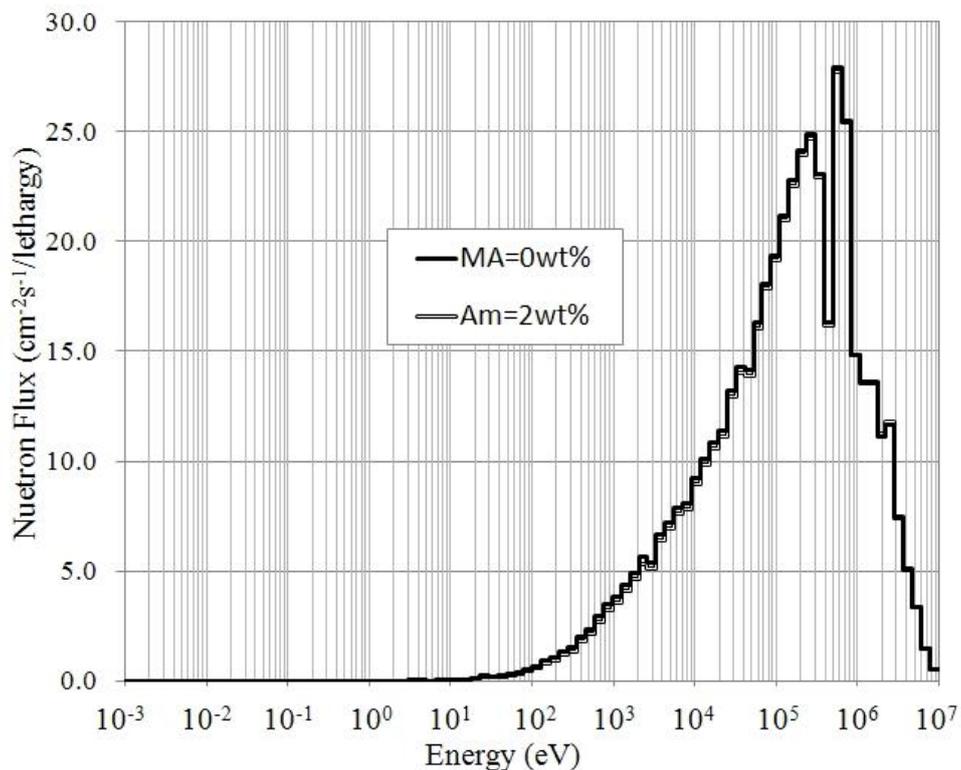


Fig. 3.20 燃料棒直径 11mm における MA 添加による 100%ボイド時の中性子束に対する影響

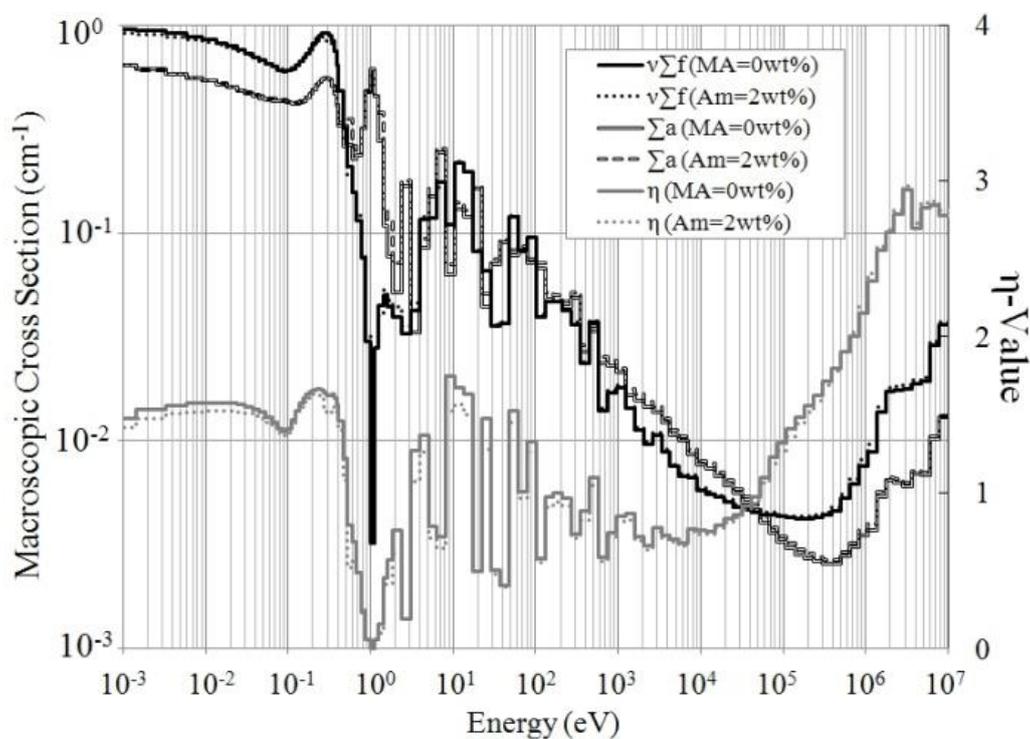


Fig. 3.21 燃料棒直径 11mm における MA 添加による各断面積及び η 値に対する影響

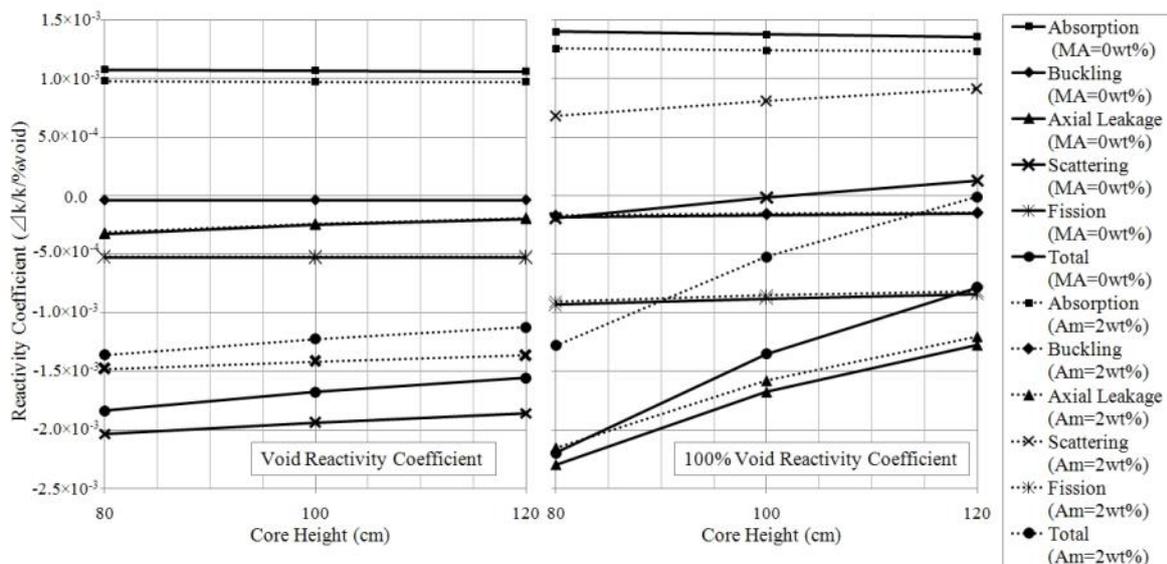


Fig. 3.22 燃料棒直径 9mm における 1D 解析による厳密摂動論を用いた
ボイド反応度係数及び 100%ボイド反応度係数

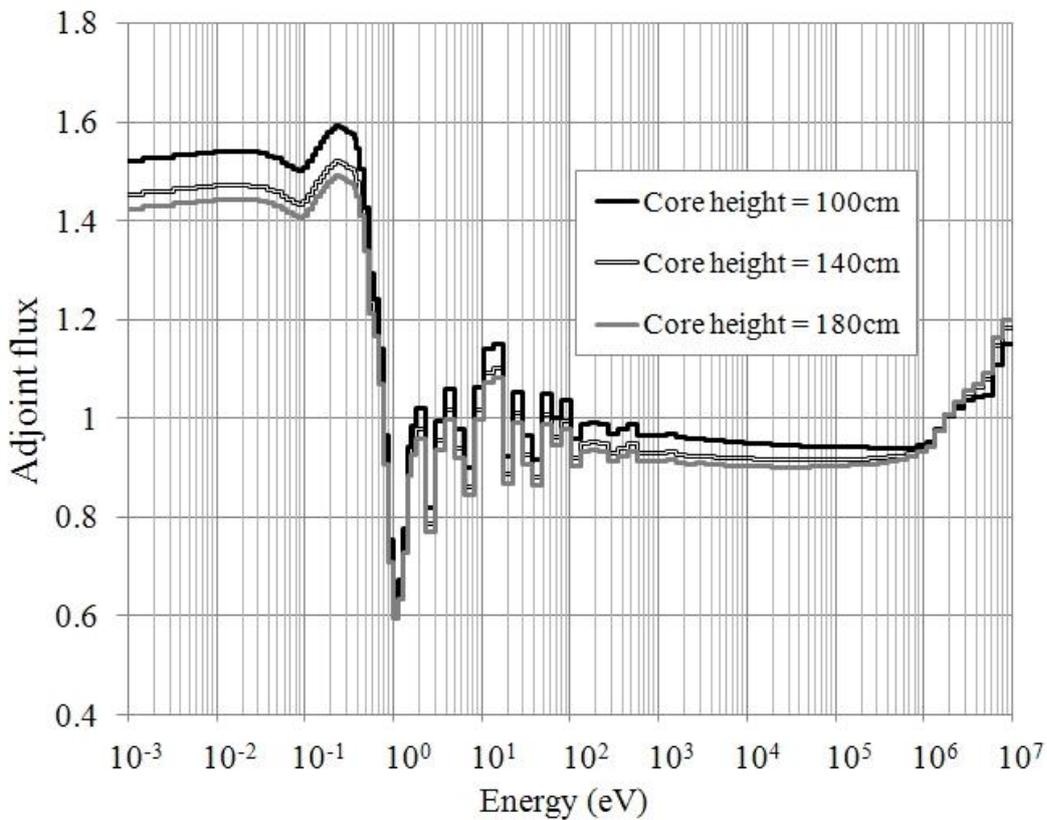


Fig. 3.23 バックリングにより漏洩を模擬したセル計算による随伴中性子束

3.6.4 3D炉心解析による設計

3.6.2 節においては、1D 炉心解析により Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、炉心長 120cm と決定した。本節においては、シャッフリングパターン等を検討しながら、MOSRA コードを用いて最終的な炉心設計を確立した。解析モデルを Fig. 3.24 に示す。マクロ断面積作成モデルとしては、燃料集合体を詳細に模擬した集合体セル体系において解析を行った。炉心モデルについては、軸方向モデルは 1D 解析と同様であるが、径方向モデルに関しては、3.45 バッチ炉心として集合体の配置を考慮した。低減速 BWR においては燃料集合体の配置及びシャッフリングパターンに関しては、経験が蓄積され、手法の分類がなされている。⁹⁾ 燃料集合体の配置については、中心部の集合体及び最外周部の集合体は最終バッチの燃料集合体が配置される。中心部の集合体に関しては、ピーキング対策であり、最外周部の集合体に関しては、高燃焼度化に対する設計上の工夫である。新燃料に関しては、外周部に多く配置し、炉心の中心部においては燃焼が進んだバッチが配置される。

一方で、シャッフリングパターンに関しては、まったく異なる二つの概念が存在する。一つ目のパターン A においては外側に配置された燃料集合体は次のサイクルにおいては、内側に配置する。内側に配置された燃料集合体は次のサイクルにおいては外側に配置するという手法である。このパターン A においては、最終的に取り出される集合体は均一にシャッフリングされているため、燃焼度もほぼ均一である。このように、効率の良い燃焼をおこなうため、炉心全体で得られる燃焼度も大きなものとなる。一方で、シャッフリングパターン B は外側に配置された集合体は次にサイクルにおいても外側に、内側に配置された集合体は次のサイクルにおいても内側へとシャッフリングを行うパターンである。そのため、外側に配置された集合体は燃焼が進まず、内側に配置された集合体は燃焼が過剰に進み反応度値が低下する。この結果、出力ピーキングの立ちやすい炉心中心部において出力が低めに抑えられるため、ピーキングが立ちにくいシャッフリングパターンとなる。そのため、燃焼度に関しては多少犠牲になる。このように、低減速 BWR におけるシャッフリングパターンについては、燃焼度重視型のシャッフリングパターン A と出力平坦型のシャッフリングパターン B が存在した。高転換型低減速 BWR の代表炉心においては、出力平坦型であるシャッフリングパターン B が採用されていた。しかし、本研究において設計を行った、高転換型低減速 BWR の MA リサイクル炉心においては、シャッフリングパターン A が最適であることが分かった。これは、3.5 節において述べられたように MA 添加により燃焼反応度が小さくなったため、各バッチ間における燃料集合体の反応度値の差が少なくなったため、ピーキングが立ちにくい炉心となり、高い燃焼度の追及が可能となったためであると考えられる。最終的なシャッフリングパターンは Fig. 3.25 に示す。また、燃焼度分布および径方向ピーキング係数に関してはそれぞれ、Fig. 3.26 から Fig. 3.29 に示す。

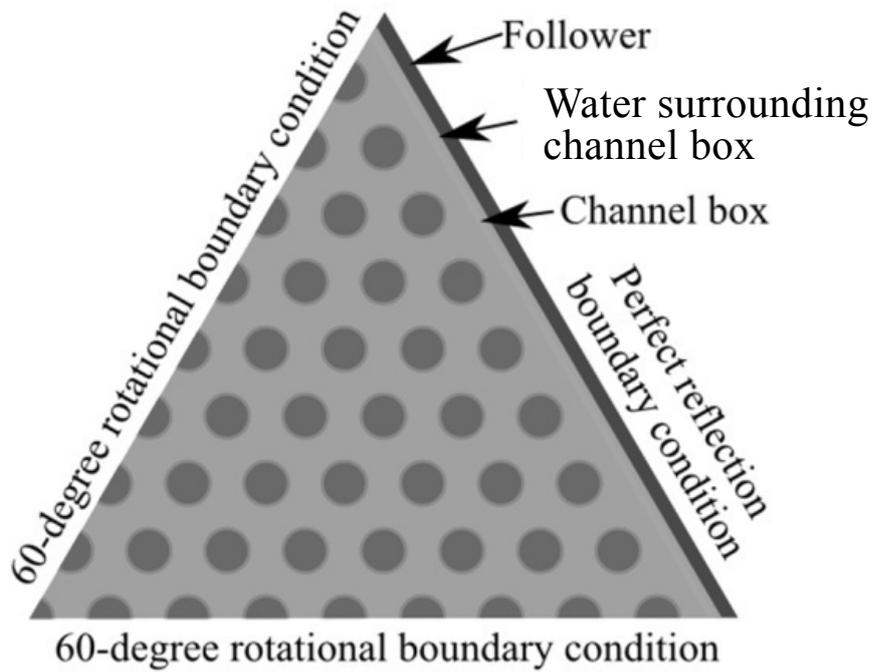
最終的な設計値としては Table 3.13 のように求まった。サイクル長 13.8 ヶ月、3.45 バッチ炉心において、取出し燃焼度 55GWd/t 得られる設計を確認した。MA 低下率については Np 炉心、Am 炉心においてそれぞれ、0.95 及び 1.03 と 1 近辺の値が得られたため、発電に伴って発生する MA を実質的に相殺できることが分かった。また、添加 MA 元素に対する低下率である Np 低下率、Am 低下率に関しては、それぞれ、0.63 及び 0.81 となった。これは、軽水炉

から発生する元素重量をそれぞれ 10kg ずつと考えると、それぞれ、22 基分及び 13 基分もの低減が可能であると言える。一方で、ボイド反応度係数対策としてスペクトルを柔らかくしたことにより、転換比は代表炉心の 0.84 から、Np 炉心に対しては 0.77、Am 炉心に対しては 0.78 と低下している。結果の妥当性に関しては、本研究における解析は、制御棒計画を考慮していないことが危惧される。制御棒挿入により少なからずスペクトルの硬化はおこり、MA の反応率に影響を与えるものと考えられる。これに関しては、妥当性が確認されており、詳細は付録 C に示す。また、MA 核種の断面積に関しては、一般的に実験数が少ないため統計誤差が大きいとされ、断面積誤差の影響が危惧される。これに関しても妥当性を確認しており、詳細を付録 D に示す。

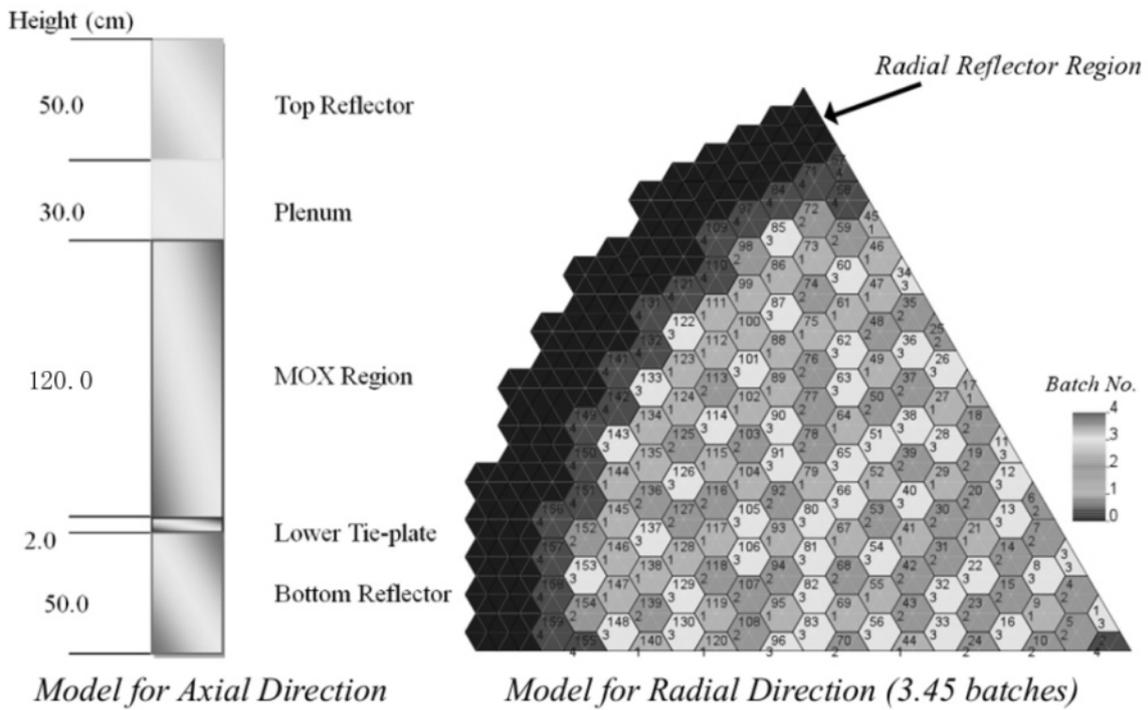
本炉心における環境負荷低減の効果は、本炉心の使用済燃料も最終的には増殖型低減速 BWR を用いた核燃料サイクル内に閉じ込めることができるので、厳密には考えることができない。しかし、高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心は既存の軽水炉との技術的ギャップが少なく早期導入が可能であり、環境負荷低減を先延ばしすることなく行える有効なオプションであり、本炉型のみが導入されているような状況も十分に考える。このような状況下においては、3.1 節において述べられた核種移行解析において環境負荷低減に有効であるとされている ²³⁷Np を装荷量の約 4 割、軽水炉からの発生量の約 22 基分の低減が可能であるこの炉型は環境負荷低減に有効であると考えられる。

Table 3.13 3D 解析による最終設計値

	Np core	Am core
Puf content (wt%)	13	13
Fuel rod diameter (mm)	9	9
Core height (mm)	1200	1200
MA content (wt%)	2	2
Discharge burn-up (GWd/t)	54.9	54.9
Cycle length (month)	13.8	13.8
Number of batch	3.45	3.45
MA conversion ratio	0.95	1.03
Loaded Np or Am conversion ratio	0.63	0.81
Puf conversion ratio	0.77	0.78
MOX average void fraction (%)	45.9	45.9
Void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%void$)	-1.26×10^{-3}	-1.10×10^{-3}
100% void reactivity coeff. ($\Delta k/k/\%void$)	-1.17×10^{-4}	-2.39×10^{-5}
Doppler reactivity coeff. ($\Delta k/k/K$)	-2.16×10^{-5}	-2.21×10^{-5}
Maximun radial peaking at EOC	1.29	1.27



マクロ断面積作成モデル



炉心解析モデル

Fig. 3.24 3D解析用モデル

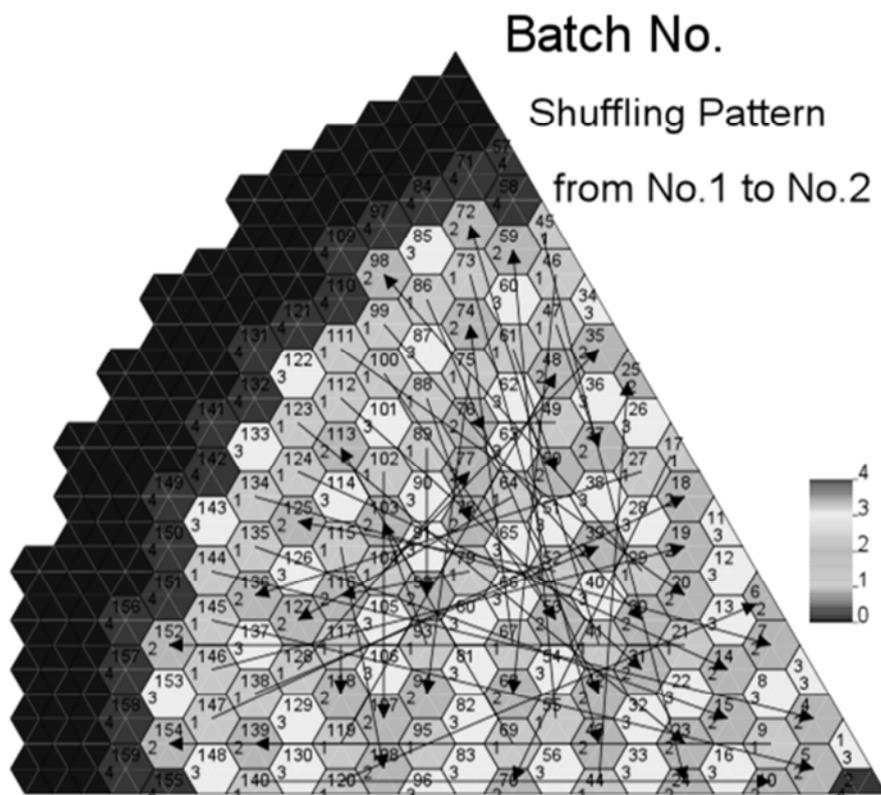


Fig. 3.25 MA リサイクル炉心におけるシャッフリングパターン(1/4)

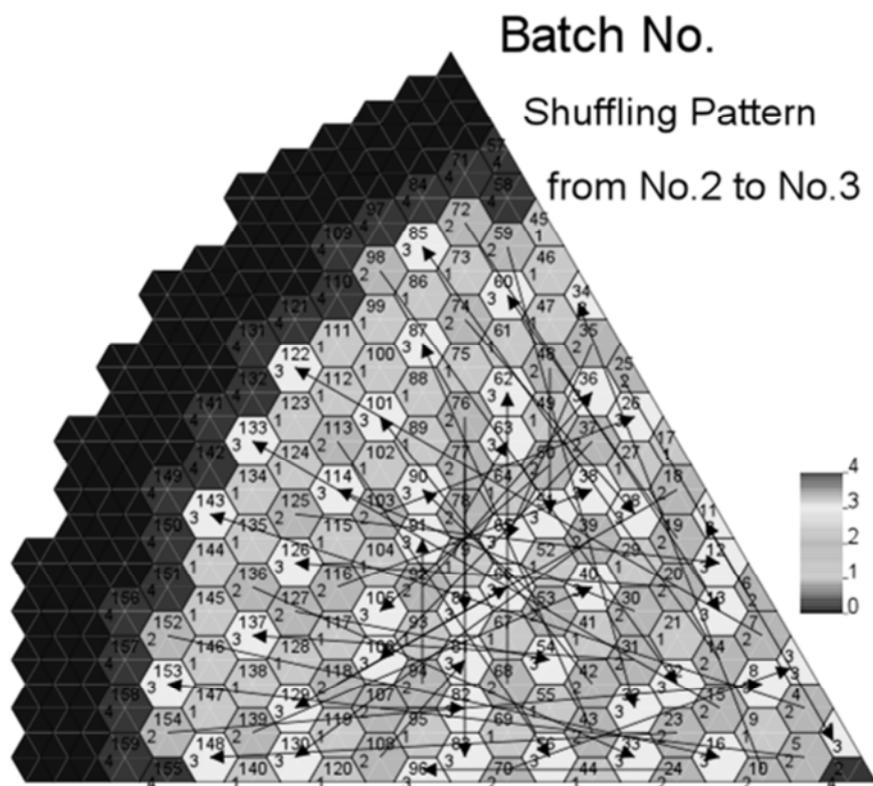


Fig. 3.25 MA リサイクル炉心におけるシャッフリングパターン(2/4)

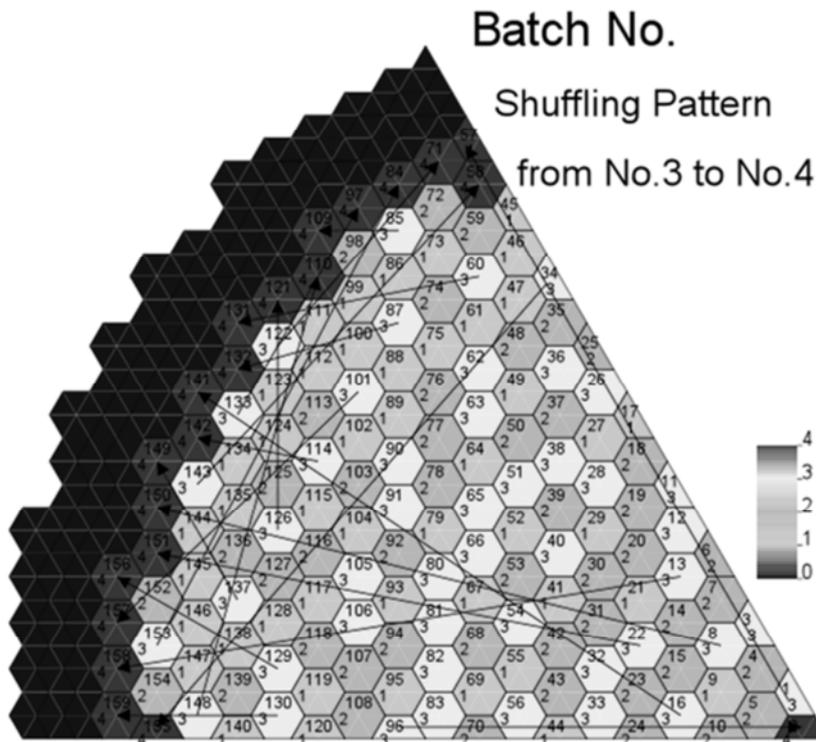


Fig. 3.25 MA リサイクル炉心におけるシャッフリングパターン(3/4)

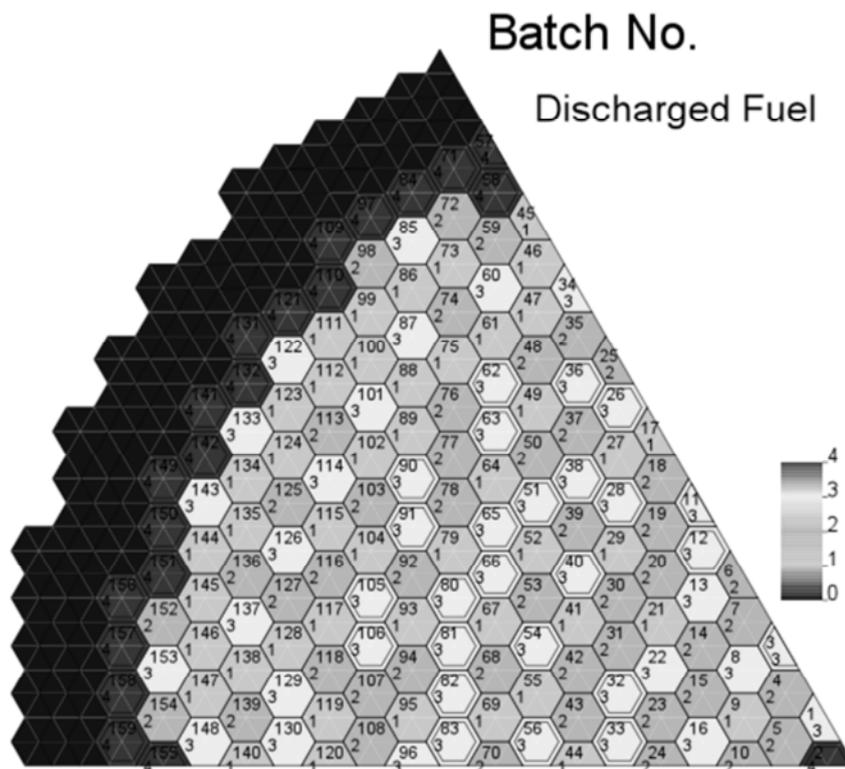


Fig. 3.25 MA リサイクル炉心におけるシャッフリングパターン(4/4)

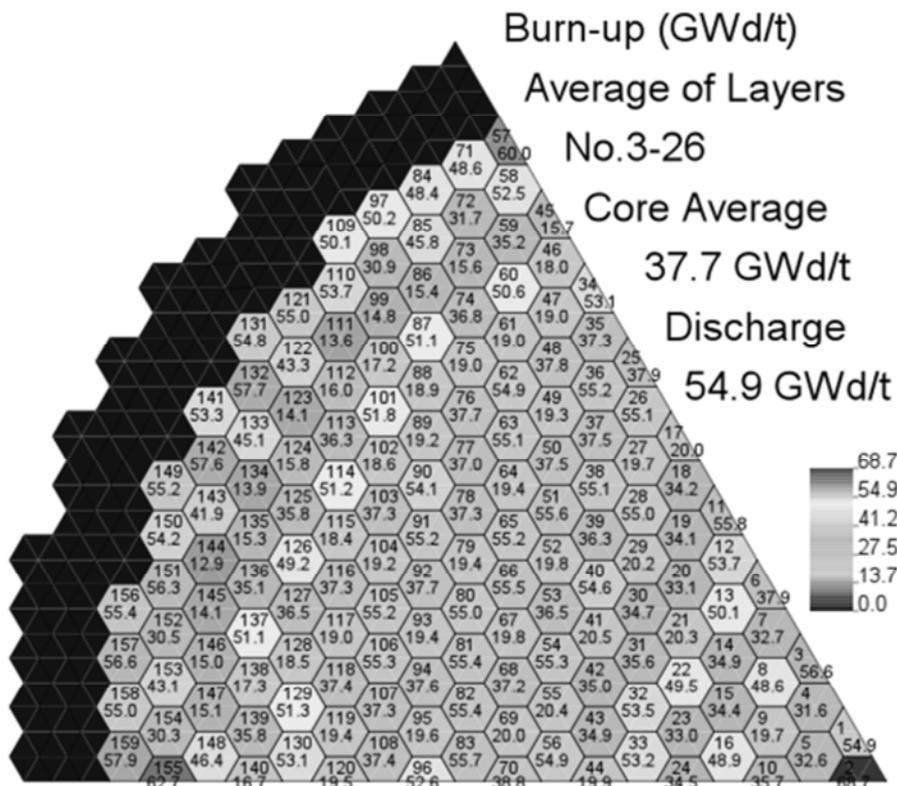


Fig. 3.26 MA リサイクル炉心 Np 添加炉心における燃焼度分布

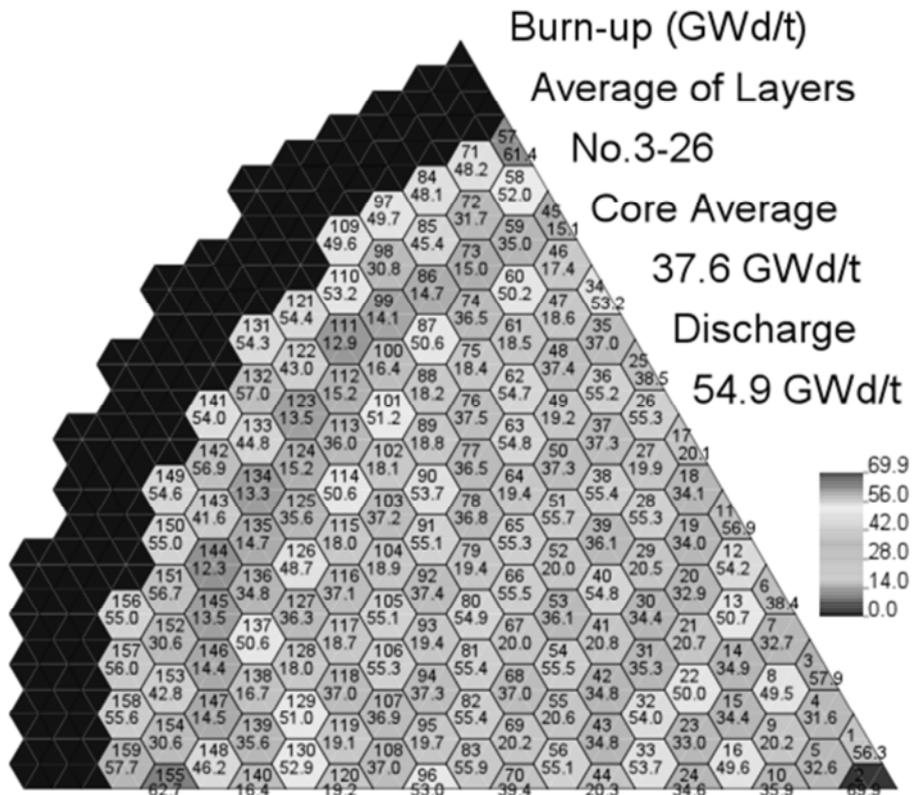


Fig. 3.27 MA リサイクル炉心 Am 添加炉心における燃焼度分布

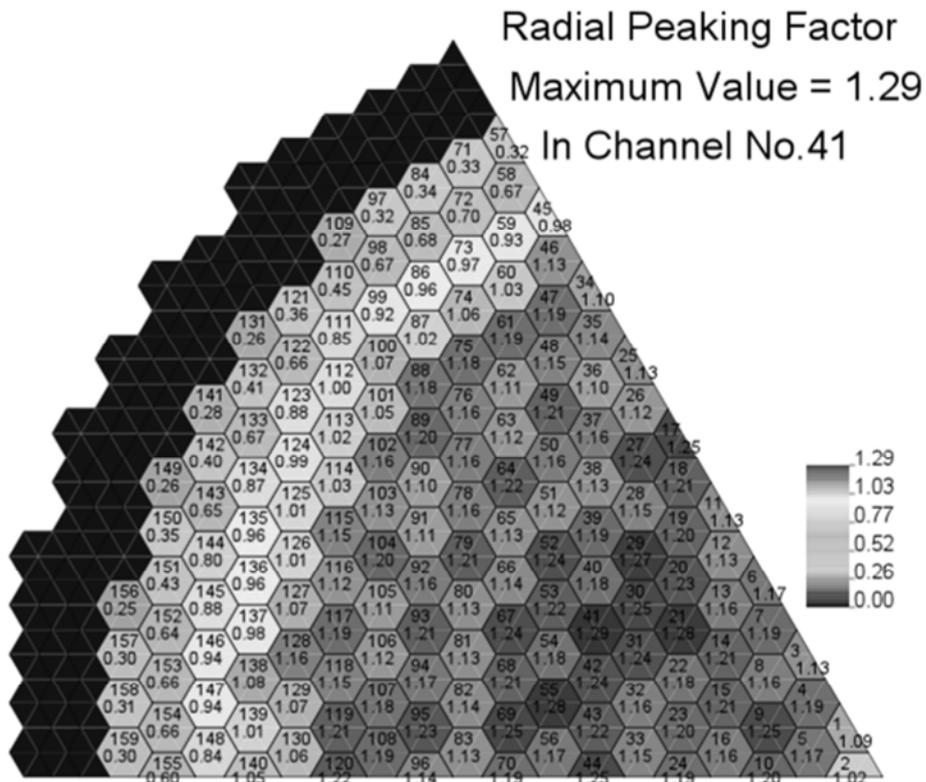


Fig. 3.28 MA リサイクル炉心 Np 添加炉心における
径方向ピーキングファクター

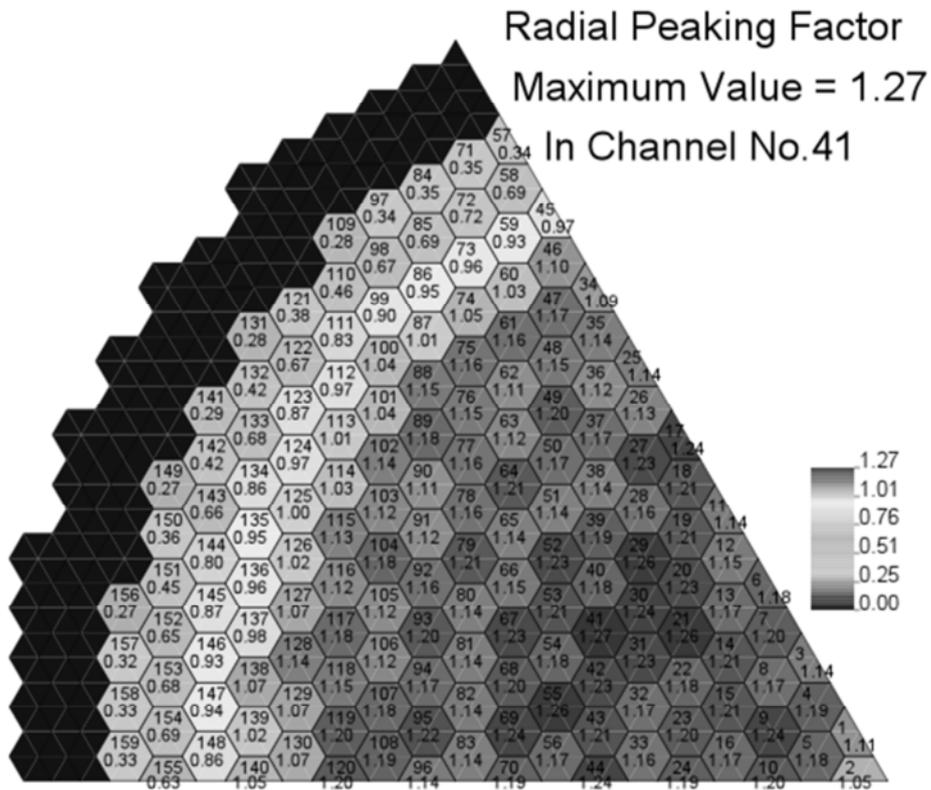


Fig. 3.29 MA リサイクル炉心 Am 添加炉心における
径方向ピーキングファクター

3.7 低減速BWRによるLLFPの変換

3.2節で述べられたように、MAに関しては最終的には増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心において核燃料サイクル内へ閉じ込められる。そのため、LLFP の変換についても、最終的に核燃料サイクルを形成する炉型である増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心において検討する。

増殖型低減速 BWR の代表炉心の炉心構成及び設計値に関しては、1.2 節において述べた通りである。代表炉心と低除染燃料炉心との相違点について Table 3.14 に示す。炉心性能としては、高除染再処理を用いた代表炉心のほうが良い様子が分かる。MA をリサイクルすることによって、燃焼度が 5GWd/t 程度低下している様子が分かる。それに伴って、Puf 残存比も 1.04 から 1.03 に低下している。低除染燃料炉心においては、MOX 燃料に 2.1wt%の MA が付加される。この MA はこの炉心における多重リサイクルの結果の平衡量であり、3.5 節においてセル計算により算出した値と良く一致している。MA の添加により、3.6.3 項に示したようなメカニズムによってボイド反応度係数が悪化する。そのため、ボイド反応度係数を改善するため、MOX 長の減少や内部ブランケットの増加などの設計上の工夫がなされている。このため、燃焼度と Puf 残存比の低下が発生している。LLFP の変換を行う際には、更なる炉心性能の低下が予想されるが、炉心性能をできるだけ低下させない方法が望まれる。

上記のようなことから、本研究においては、増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心において、炉外に LLFP 集合体を設置する方法により、LLFP の変換を検討する。増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心の炉心構成を Fig. 3.30 に示す。4.76 バッチから構成される炉心であり、1 から 4 サイクル目までは 189 体、5 サイクル目において 144 体、計 900 体からなる炉心体系である。本研究においては、この炉心体系に対し、燃料集合体と同じ構造の LLFP ターゲット集合体を、外周部に一層装荷する。このとき、LLFP ターゲット集合体数は 111 体となる。本研究においては、この LLFP ターゲット集合体を 10 サイクル連続で装荷することにより、その変換特性を検討する。本研究においては、LLFP の変換特性を SRAC-COREBN コード³⁰⁾により検討する。炉心体系としては、Fig. 3.30 の炉心構成と等価な Fig. 3.31 のような R-Z 体系を作成して行った。⁹⁹Tc 及び ¹²⁹I の解析¹⁸⁾においても、このような手法が用いられているため、本研究の ¹³⁵Cs に対する評価においても同様の手法を用いた。

Fig. 3.32 には LLFP ターゲット集合体の構造を示す。ターゲットピンが 217 本装荷され、冷却材領域は飽和水で満たされているものとする。⁹⁹Tc および ¹²⁹I の解析においては、燃料棒直径と同じ 13.7mm の直径が用いられたが、このピン径を変化させることにより、中性子の減速の度合いを変化させることができる。

本研究においては、¹³⁵Cs の変換特性を新たに評価する。Cs に関しては、Table 2.17 に示されるように、¹³⁵Cs は全 Cs 元素に対して、3 割から 4 割程度を占め、残りは他の同位体元素が占める。増殖型低減速 BWR の 4 年冷却時の Cs 組成は ¹³³Cs/¹³⁴Cs/¹³⁵Cs/¹³⁷Cs について 32.9%/0.5%/37.6%/29.1%となる。一般的に、1/v 特性を持つ LLFP 核種の変換を考慮する際には、照射スペクトルが柔らかいほうが効率が良い。しかし、¹³⁵Cs のように、同一元素内に低次の核種を持つものの変換においては、低次核種の高次化を考慮する必要がある。Fig. 3.33 には ¹³⁵Cs 及び低次の Cs 核種の捕獲断面積を示した。このように、¹³⁵Cs の捕獲断面積は低次の Cs 核種のものよりも小さい。特に、熱中性子領域においてこの傾向は顕著である。このため、

Cs 同位体を含む状態における ^{135}Cs の変換においては、柔らかいスペクトルによる照射により返って ^{135}Cs の増加へつながってしまうとの報告もある。³¹⁾ これらのことを踏まえて、本研究においては、最も効率が高い例として、 ^{135}Cs を同位体分離し、100%に濃縮した組成を想定する。また、Cs 化合物³¹⁾としては Cs_2CrO_4 とし 50%スミアして集合体に装荷されるものとする。

はじめに、減速度合いの最適化を行った。燃料棒径としては、燃料集合体と同じ 13.7mm を中心に 13.4mm と 14.0mm のケースにおいて行う。Fig. 3.31 に示した、R-Z 体系に相当する SRAC-PIJ 1D-体系 R おいて LLFP 集合体に入射するスペクトルを評価し、SRAC-PIJ の六角集合体モデルにおいて、入射スペクトルを与えた反応率計算を行った。LLFP ターゲット集合体においてピン径を変化させた場合の LLFP ペレットにおけるスペクトルを Fig. 3.34 に、その際の反応率を Fig. 3.35 に示す。全体的にスペクトルは十分に軟化されている様子が分かる。その中でも、ピン径を細くすることにより、更に、スペクトルが軟化されている様子が分かる。この傾向を受けて、Fig. 3.35 に示す反応率はピン径が細くなるにつれて高くなっている様子が分かる。このことは、スペクトルが柔らかくなったことにより $1/v$ 特性の断面積を持つ ^{135}Cs の捕獲反応が増えたためであると考えられる。一方で、ペレット体積によって反応率を積分した、空間積分率はこれらの傾向に反して、ピン径の増加に伴って高くなっている様子が分かる。これに関しては、ピン径の増加による LLFP 装荷量の増加に伴い反応量の絶対量が増えたためである。このことから、LLFP 集合体におけるスペクトルは十分柔らかく、ピン径の増加により LLFP 装荷量の増加を図ったほうが有利であると結論付けられる。しかし、ピン径の 13.7mm は燃料棒の照射挙動を考慮して決定された値であることとピン間のギャップが 1.3mm と十分に稠密体系であると考えられることから、LLFP ターゲット集合体におけるピン径も燃料棒と同様の 13.7mm を用いるものとする。

このピン径 13.7mm における集合体を用い、Fig. 3.31 に示した R-Z 体系等価炉心モデルにおける燃焼解析の結果は Table 3.15 に示す。これは、10 サイクル間連続して LLFP 集合体を照射した際の結果である。変換量は装荷量と各核種の断面積に依存するが、装荷量は化学形態が金属である ^{99}Tc が最も多く装荷ができ、次いで ^{129}I 及び ^{135}Cs の順となる。一方で、捕獲断面積に関しては、Fig. 3.36 に示す。その特性は熱中性子領域において顕著であるが、 ^{99}Tc 及び ^{129}I においてはほぼ同じ値であるが、 ^{135}Cs の値は 1/4 程度小さなものとなっていることが分かる。これらのことより、LLFP 核種の変換量は ^{99}Tc 、 ^{129}I 、 ^{135}Cs の順に 121kg, 83.7kg, 64.5kg となり ^{135}Cs のものが最も小さい様子が分かる。一方で、発生量に関しては、主に、核分裂収率の違いにより、核種ごとに大きく異なる値を示している。これらの傾向は、Fig. 2.16 に示した LLFP の発生量と一致している。サポートファクターとしては、増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心における LLFP ターゲット集合体における変換量を炉心からの発生量で割ったものとした。この結果から、どのケースにおいても、LLFP の発生量のほうが多く、減少につながらないということが分かった。このことは、増殖型低減速 BWR において炉心性能に余裕がないため、LLFP ターゲット集合体の炉内装荷が行えないことが主要因と考えられる。

Table 3.14 増殖型低減速 BWR における代表炉心と低除染燃料炉心の設計値の比較

Item	Units	Representative	With low DF fuel
Core average burn-up	GWd/t	65	54
Total average burn-up	GWd/t	50	45
Puf conversion ratio	-	1.04	1.03
Void reactivity coefficient	$\Delta k/k/\%void$	-5×10^{-5}	-5×10^{-5}
Cycle length	month	15	18
Batch No.	-	6.82	4.76
Height of upper blanket	cm	22.0	15.0
Height of upper MOX	cm	22.5	21.5
Height of inner blanket	cm	40.0	41.0
Height of lower MOX	cm	23.0	22.0
Height of lower blanket	cm	18.0	15.0
Puf content of MOX	wt%	18.00	18.00
MA content of MOX	wt%	0.00	2.10
FP content of MOX	wt%	0.00	0.04

Table 3.15 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心による 10 サイクル間の LLFP の変換特性

	^{99}Tc	^{129}I	^{135}Cs
Chemical form	Metal	CuI	Cs_2CrO_4
Density of chemical form (g/cm^3)	11.5	5.67	4.24
Density of target (g/cm^3)	11.5	3.80	2.96
Smear density ratio (%)	50	50	50
Smear density of target (g/cm^3)	5.75	1.90	1.48
Loaded amount (t)	17.6	5.9	4.4
Transmuted amount (kg)	121	83.7	64.5
Generated amount (kg)	514	138	864
Support factor	0.24	0.61	0.07

* ^{99}Tc 及び ^{129}I に関しては文献 18)の値を参照

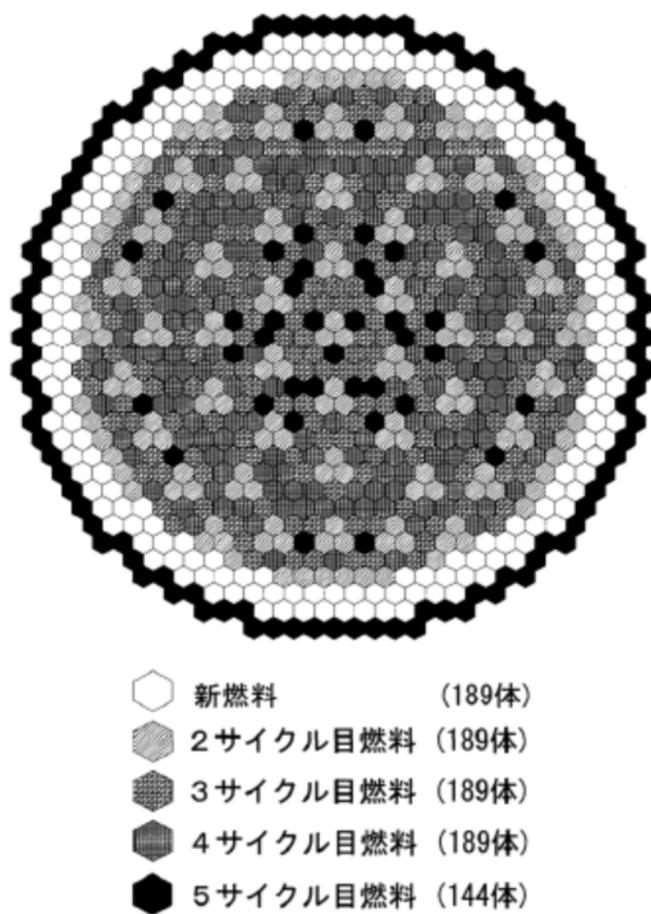


Fig. 3.30 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心における炉心構成¹⁸⁾

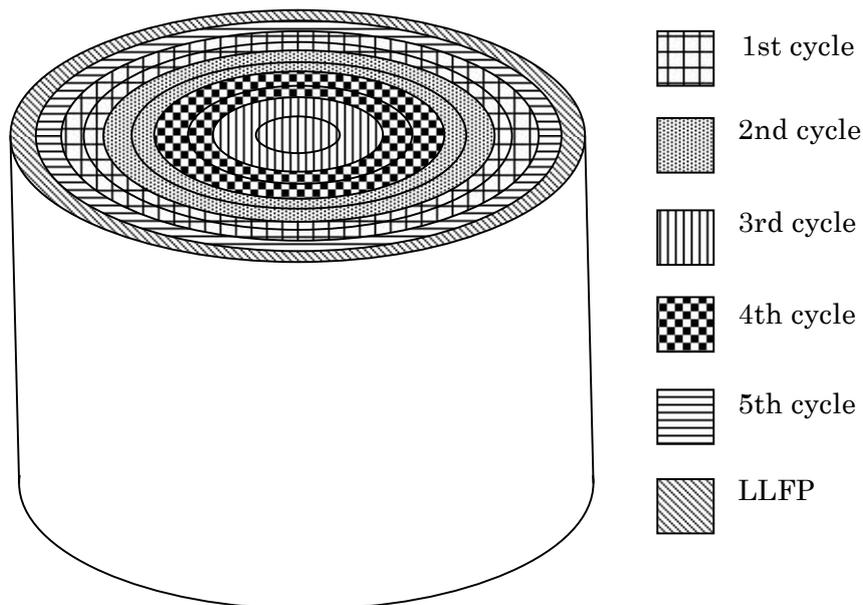


Fig. 3.31 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心における R-Z 炉心体系

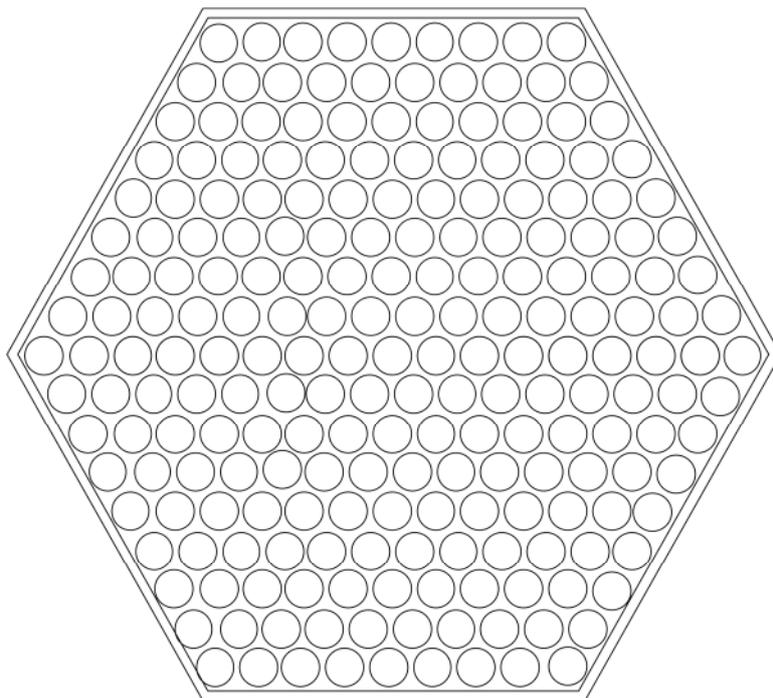


Fig. 3.32 LLFP ターゲット集合体

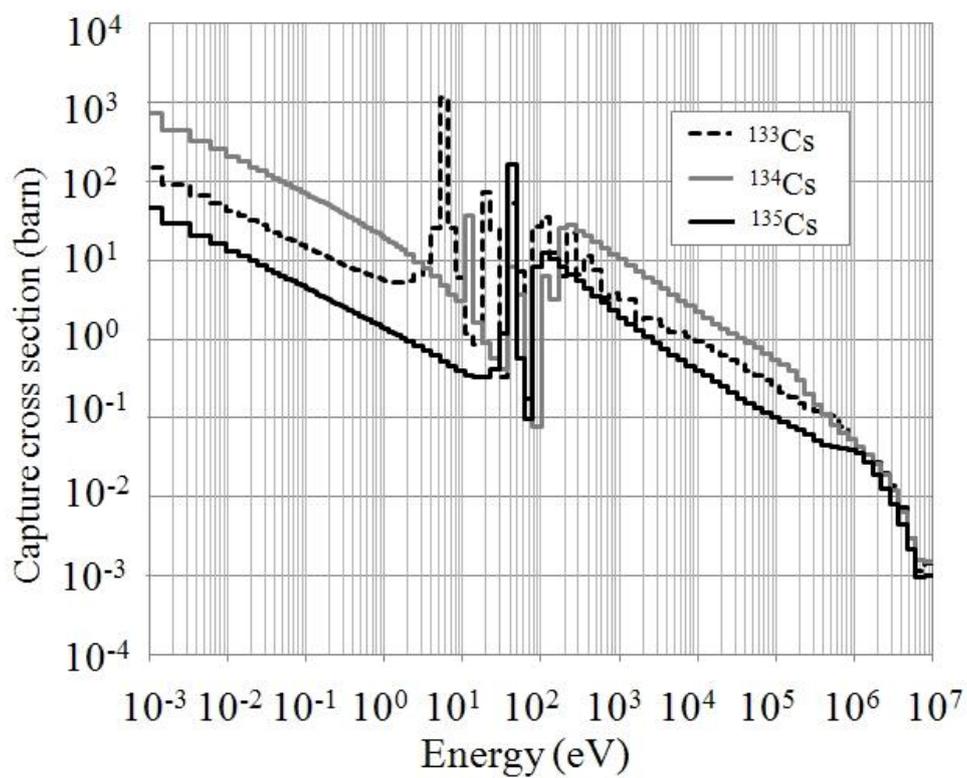


Fig. 3.33 ^{135}Cs 及び低次の Cs 核種の捕獲断面積

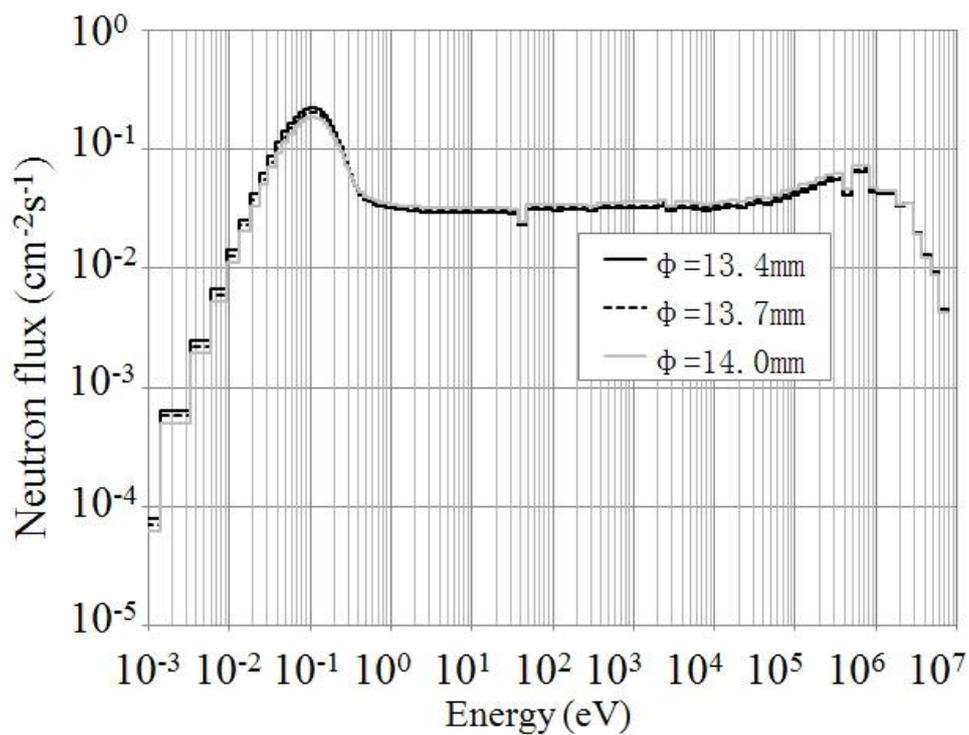


Fig. 3.34 LLFP ペレットにおけるピン径を変化させた際のスペクトル

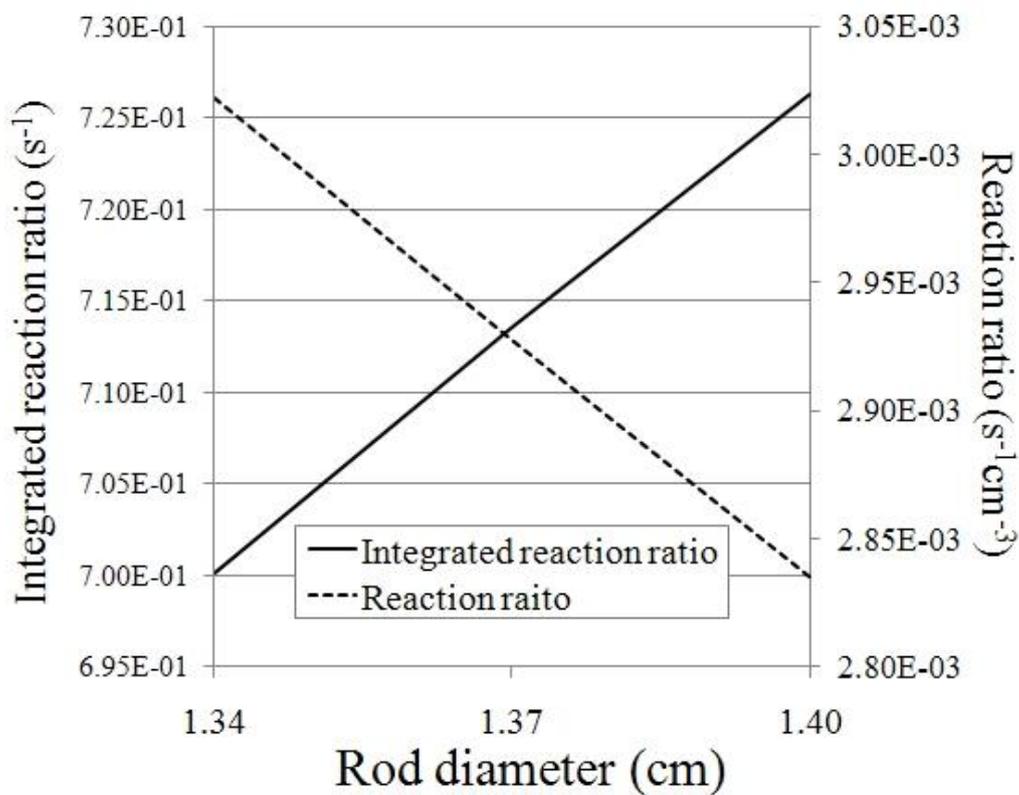


Fig. 3.35 LLFP ペレットにおけるピン径を変化させた際の反応率と空間積分反応率

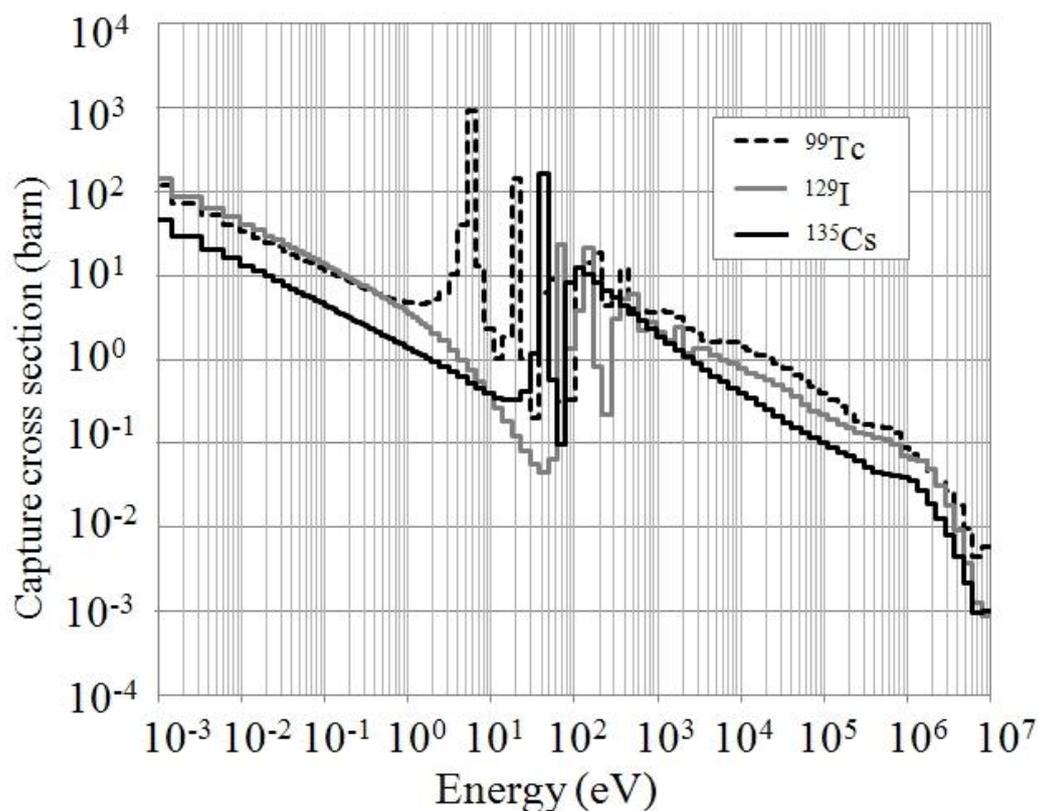


Fig. 3.36 LLFP 核種の捕獲断面積

3.8 まとめ

3章においては、低減速 BWR における MA 及び LLFP の変換について検討した。本研究において得られた検討結果及び知見を以下に示す。

- (1) 高転換型低減速 BWR の代表炉心の MOX 燃料に MA を均質に装荷することによる MA のリサイクルにおいては、添加 MA の影響により燃焼度の低下及び 100%ボイド反応度係数の悪化を招くことが分かった。このため、MA リサイクル炉心の新設計を行う必要があることが分かった。
- (2) 高転換型低減速 BWR における MA 変換特性の影響及び炉心特性への影響をセル計算により比較検討した。その結果、高転換型低減速 BWR における MA の平衡濃度は約 2wt% 程度であることが分かった。また、MA 添加により燃焼反応度の低下が確認された。
- (3) 高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心の設計点をセル計算及び 1D 炉心計算により決定した。Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、炉心長 120cm において 50GWd/t 以上の燃焼度を得られる設計点を確認した。
- (4) 高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心の設計点の決定における炉物理的メ

カニズムの考察と妥当性の確認のため、厳密摂動論によるボイド反応度係数特性の検討を行った。MA 添加によるボイド反応度係数の悪化は、散乱項を通じて発生し、主な原因は随伴中性子束の 10^5eV 以上の領域における勾配の増加であることが確認できた。この効果を相殺するためのボイド反応度係数（100%ボイド反応度係数）の改善には燃料棒直径の減少による散乱項の減少だけでは対応できず、炉心長の調整による漏洩項の効果が有効に働いていることを定量的に確認した。

- (5) 高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心の最終設計を 3D 炉心解析により決定した。シャッフリングパターンに関しては、代表炉心において用いられていた出力平坦型のパターンではなく、燃焼度重視型のシャッフリングパターンの適用に成功した。このことは、MA 添加による燃焼反応度の低下により出力ピーキングへの配慮が必要なくなった結果であることが分かった。最終的に、Puf 富化度 13wt%、MA 添加率 2wt%、燃料棒直径 9mm、炉心長 120cm の設計点において、取出し燃焼度 55Gwd/t の炉心の設計を確認した。この炉型においては、Np を添加した際、装荷量の約 4 割の低減が可能であることが分かった。Np に関しては、核種移行解析などからも環境負荷低減に有効な核種であることが確認されており、本炉心概念が環境負荷低減に有効であることが確認できた。
- (6) 増殖型低減速 BWR 低除染燃料炉心における LLFP について変換特性を検討した。変換対象は ^{99}Tc 、 ^{129}I 、 ^{135}Cs （ただし、 ^{99}Tc 、 ^{129}I については文献値を参照）とした。これらの核種について、同位体組成 100%のターゲットを想定した評価においても、変換量は炉心燃料からの発生量を超えることができず、低減が不可能であることが分かった。このことは、増殖型低減速 BWR の炉心性能に余裕がなく、LLFP 集合体の炉内装荷が行えないためであると考えられる。

4. 結論

本研究では、低減速 BWR の核変換特性について検討した。使用済燃料特性の検討を行い、他の炉型も含めた一般的な物理特性を解明し、低減速 BWR 特有の炉心特性から得られる結果を確認した。更に、高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心の設計及び増殖型低減速 BWR における LLFP の変換特性について検討した。低減速 BWR の核変換特性として以下のような知見が得られた。

- ・低減速 BWR を含む一般的な炉型間に共通する使用済燃料特性として、FP 核種からの崩壊熱・放射能は FP の発生量が燃焼度及び運転期間に比例するため、運転期間の長い炉型においては、FP 発生量自体は増える。しかし、むしろ運転期間の長い炉型において、運転中による放射性核種の減衰により崩壊熱と放射能の値が小さくなる傾向が確認された。アクチニド核種からの崩壊熱と放射能については、スペクトルの硬い炉心で照射された Pu 組成では、高次化の程度が少ないため、発生する崩壊熱と放射能が少ないことが分かった。
- ・上記の一般的な特性を踏まえて、高転換型低減速 BWR に関しては、FP 核種からの崩壊熱と放射能は、燃焼度及び運転期間が高燃焼度軽水炉と同等のため、同等の値を示すことが分かった。アクチニド核種からの崩壊熱と放射能は、柔らかい炉内スペクトルの軽水炉からの取出し Pu を用いているため、アクチニド核種の高次化の程度はフル MOX 軽水炉と同等であり、Pu 装荷量の多さからフル MOX 軽水炉の 1.5 倍程度になることが分かった。増殖型低減速 BWR に関しては、硬い炉内スペクトルによる高い転換比から運転期間が 3000 日程度と長いため、FP 核種からの崩壊熱と放射能が少なくなることが分かった。アクチニド核種からの崩壊熱と放射能についても硬い炉内スペクトルによる影響で小さな値になることが確認できた。
- ・高転換型低減速 BWR による MA リサイクルの炉心の設計を行った。その結果、核種移行解析によって環境負荷に重要であるとされる Np を装荷した際、装荷量の約 4 割程度、軽水炉から発生する Np の約 22 基分程度の Np の低減が可能な設計値を得ることができた。
- ・増殖型低減速 BWR による LLFP 核種の変換を検討した結果、炉心性能に余裕がなく LLFP 集合体を炉内へ装荷できない増殖型低減速 BWR においては、LLFP の変換において、 ^{99}Tc 、 ^{129}I 、 ^{135}Cs 何れの核種についてもサポートファクターが 1 以下となり LLFP の低減へつながらないことが分かった。

謝辞

本論文をまとめるにあたっては、東京大学工学系研究科原子力国際専攻の岡芳明教授から全般にわたりご指導を頂きました。同研究科システム量子工学専攻の古田一雄教授、越塚誠一教授、同研究科原子力国際専攻の高橋浩之教授、長崎晋也教授、石渡祐樹先生には、貴重なご指摘及びご助言を頂きました。以上の先生方に厚くお礼申し上げます。

本研究は、独立法人日本原子力研究開発機構の革新的水冷却炉設計 Gr の研究テーマである革新的水冷却炉(低減速 BWR)に関する研究をまとめたものであります。同 Gr の内川貞夫氏、大久保努氏、中野佳洋氏に関しましては、本研究に関してご指導いただきました。また、核燃料サイクル施設安全評価グループの須山賢也氏につきましては、SWAT コードシステムの開発者であり、SWAT の利用に関して有益なご助言を頂きました。核データ評価研究グループの片倉純一氏につきましては、ORLIBJ33 に関する技術的なコメントを頂きました。核変換利用開発グループの西原健司氏につきましては、使用済燃料検討の全般に関して技術的なコメントを頂きました。また、核設計技術開発 Gr の羽様平氏、久語輝彦氏、千葉豪氏に関しましては、摂動論に関する技術的なコメントを頂きました。核設計技術開発 Gr の奥村啓介氏につきましては、核データの統計誤差に関する技術的なコメントを頂きました。戦略調査室の立松研二氏には、将来の原子力ビジョンに関してご助言頂きました。以上の方々に心よりお礼申し上げます。

参考文献

- 1) S. Solomon, D. Qin, M. Manning, “A report accepted by Working Group I of the intergovernmental Panel on Climate Change,” International Panel on Climate Change (IPCC),(2008).
- 2) 石油情報センター, “OIL NOW 2009,” 資源エネルギー庁ホームページ (<http://www.enecho.meti.go.jp/>), (2009).
- 3) 外務省, “北海道洞爺湖サミットの概要,” 外務省ホームページ (<http://www.mofa.go.jp/Mofaj/Gaiko/summit/toyako08/news/gaiyo0709.html>)(2008).
- 4) IEA, “Energy Technology Perspective 2008,” IEA, (2008).
- 5) 原子力委員会, “地球環境保全・エネルギー安定供給のための原子力のビジョンを考える懇談会報告,” 原子力委員会, (2008).
- 6) 戦略調査室, “「2100年原子力ビジョン」-低炭素社会への提言-,” 日本原子力研究開発機構,(2008).
- 7) 資源エネルギー庁, “なぜ、日本は核燃料サイクルを進めるのか?,” 資源エネルギー庁ホームページ(<http://www.enecho.meti.go.jp/policy/nuclear/nuclear02.htm>).
- 8) S. Uchikawa, T. Okubo, T. Kugo et al., “Conceptual Design of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) and its Recycle Characteristics,” J. Nucl. Sci. Technol., 44[3], 227 (2007).
- 9) Y. Nakano, H. Akie, T. Okubo et al., “Conceptual Design Study on High Conversion Type Core of FLWR,” Proc. 2007 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '07), Nice, France, May 13-18, 2007, #7011 (2007).
- 10) T. Iwamura, S. Uchikawa, T. Okubo et al., “Concept of innovative water reactor for flexible fuel cycle (FLWR),” Nucl. Eng. Des., 236, pp.1599-1065 (2006).
- 11) T. Okubo, S. Uchikawa, T. Kugo, et al., “Core Concept of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR),” Proc. 2005 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '05), Seoul, Korea, May 15-19, 2005, #5127 (2005).
- 12) T. Okubo, T. Iwamura, R. Takeda et al., “Design Study on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) Core for Plutonium Multiple Recycling,” Proc. 2003 Int. Conf. on Global Environment and Advanced Nuclear Power Plants (GENES4/ANP 2003), Kyoto, Japan, Sept. 15-19, 2003, #1145(2003).
- 13) T. Iwamura, T. Okubo and O. Sato, “Research and Development of Innovative Water Reactor “Reduced-Moderation Water Reactor”, Establishing Nuclear Fuel Cycle Based on Light Water Reactor Technologies,” Nihon-Genshiryoku-Gakkai Shi, 45[3], 184 (2003). [in Japanese]
- 14) G. Uchiyama, H. Mineo, T. Asakura et al., “Development of an advanced reprocessing process of spent nuclear fuel”, Proc.8 the National Symp on Power and Energy System, P23-12, pp.483 -488(2002).

- 15) T. Ikegami, H. Hayashi, M. Sakaki et al., Technical Study Report on Core and Fuel Feasibility Study on Reprocessing System for FBR, TY9400 2001-011, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2001). [in Japanese]
- 16) 西原健司, “分離変換技術を導入した場合の HLW 処分,” 日本原子力学会「2006 年秋の大会」2006 年 9 月 27～29 日、北海道大学
- 17) K. Sato, et al., Feasibility Study on Commercialized Fast Reactor Cycle Systems Technical Study Report of Phase II-(2) Nuclear Fuel Cycle Systems, JAEA-Research 2006-043, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2006). [in Japanese]
- 18) M. Konomura, et al., Feasibility Study on Commercialized Fast Reactor Cycle Systems Technical Study Report of Phase II-(1) Fast Reactor Plant Systems, JAEA-Research 2006-042, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2006). [in Japanese]
- 19) A.G. Groff, “ORIGEN2: a versatile computer code for calculating the nuclide compositions and characteristics of nuclear materials,” Nucl. Technol. 62, pp.335-352 (1983).
- 20) J. Katakura, M. Kataoka, K. Suyama et al., A Set of ORIGEN2 Cross Section Libraries Based on JENDL-3.3 Library: ORLIBJ33, JAERI-Data/Code 2004-015, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2004). [in Japanese]
- 21) K. Suyama, T. Kiyosumi, H. Mochizuki, Revised SWAT-The Integrated Burnup Code System, JAERI-Data/Code 2000-027, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2000). [in Japanese]
- 22) K. Okumura, T. Kugo, K. Kaneko et al., SRAC2006: A Comprehensive Neutronics Calculation Code System, JAEA-Data/Code 2007-004, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2007).
- 23) S. Sato, Y. Inagaki, T. Iwasaki et al., “Key Issues in Nuclear Fuel Cycle Concerning High Burn-up Strategy,” Proc. 2005 Int. Conf. on Nuclear Energy System for Future Generation and Global Sustainability (GLOBAL2005), Tsukuba, Japan, October 9-13, 2005, #547(2005).
- 24) H. Oigawa, K. Minamoto, T. Kimura et al., “Present Status and Future Perspective of Research and Development on Partitioning and Transmutation Technology at JAERI,” Proc. 2005 Int. Conf. on Nuclear Energy System for Future Generation and Global Sustainability (GLOBAL2005), Tsukuba, Japan, October 9-13, 2005, #272(2005).
- 25) Tokyo Univ., Research and Development of the Super Fast Reactor 2007, Tokyo Univ., Tokyo 182-199(2007).
- 26) Nuclear Energy Agency, ACTINIDE AND FISSION PRODUCT PARTITIONING AND TRANSMUTATION, Nuclear Energy Agency, Issy-les-Moulineaux 34 (1999).

- 27) Research Group for Advanced Reactor System, Research Group for Reactor Physics and Research group for Thermal and Fluid Engineering, Study on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) Core Design –Joint Research Report (FY1998-1999)-, JAERI-Research 2000-035, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2000).
- 28) Y. Nakano, H. Akie, K. Okumura et al., Core Design of High Conversion Type FLWR, JAEA-Research 2008-006, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2008).[in Japanese]
- 29) H. H. Hummel, D. Okrent, Reactivity Coefficients in Large Fast Power Reactors, American Nuclear Society, Washington, pp.84-88 (1970).
- 30) K. Okumura, COREBN: A Core Burn-up Calculation Module for SRAC2006, JAEA-Data/Code 2007-003, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2007).
- 31) S. Ohki, N. Takaki, “Transmutation of Cesium-135 with Fast Reactors,” Proc. Seventh Information Exchange Meeting on Actinide and Fission Product Partitioning and Transmutaiton, Keju, Korea, Oct. 14-16, 2002, (2002).
- 32) Y. Nomura, M. Murazaki, H. Okuno, Preparation of Data Relevant to “Equivalent Uniform Burnup” and “Equibalent Initial Enrichment” for Burnup Credit Evaluation, JAERI-Data/Code 2001-029, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2001).[in Japanese]
- 33) Y. Nomura, H. Okuno, Y. Miyoshi, Criticality Safety Assessment by Assuming Spent Fuel Burnup Distribution -Examination of Various Methods for Setting Burnup (1)–, JAERI-Tech 2004-030, Japan Atomic Energy Agency (JAEA), (2004).[in Japanese]
- 34) Tokyo Univ., Research and Development of the Super Fast Reactor 2009, Tokyo Univ., Tokyo (2009).

付録 A SRAC コードによる共鳴ピークの見扱ひ

共鳴ピークの見扱ひにおいて、問題となるのは自己遮蔽効果の評価である。一般的に、断面面積データは、無限希釈断面面積と自己遮蔽因子(f -値)で与えられることが多い。無限希釈断面面積に対し自己遮蔽因子をかけることにより、自己遮蔽効果の変化を断面面積に反映させる。自己遮蔽効果を決定する項目としては、温度と背景断面面積である。温度に関しては、ドップラー効果によるものであり、温度により共鳴幅が変化する効果であり、温度の上昇に伴って自己遮蔽効果は緩和される。背景断面面積に関しては、注目する断面面積の共鳴ピークに対して他の断面面積が与える干渉の効果であり、この注目する共鳴ピーク以外の断面面積を背景断面面積と呼ぶ。背景断面面積が大きな場合は、注目する共鳴ピークの中性子束に与える影響が少なくなるため、結果として自己遮蔽効果が緩和される。そのため、背景断面面積を無限大まで外挿した値を無限希釈断面面積とよび、この断面面積が基準となる断面面積として用いられることが多い。このように、自己遮蔽因子は温度と背景断面面積に依存するため、多くのセル計算コードにおいては、予め、自己遮蔽因子を計算しておき、これら2つのパラメーターの関数としてテーブル化したライブラリを持つ。SRAC においては、共鳴ピークの見扱ひ方法がいくつか存在する。

SRAC における NR 近似の見扱ひでは、107 群の詳細群に関して以下のように、 f テーブルを参照することにより共鳴ピークを評価する。

$$\sigma_n^i = \sigma_{\infty,n} f(\sigma_{0,n}^i, T) \quad (A-1)$$

ここで、 σ_n^i はエネルギー群 i における核種 n の共鳴ピークであり $\sigma_{\infty,n}$ は核種 n の無限希釈断面面積 $f(\sigma_{0,n}^i, T)$ は f テーブルから与えられる自己遮蔽因子であり、背景断面面積及び温度の関数として与えられている。ここで、背景断面面積の算出は以下のように行われる。

$$\sigma_{0,n}^i = \frac{1}{N_n^i} \sum_{m \neq n} N_m^i \sigma_{t,m}^i + \frac{g(C_n^i)(1 - C_n^i)}{N_n^i L^i} \quad (A-2)$$

$$g(C_n^i) = \frac{a}{1 + (a - 1)C_n^i} \quad (A-3)$$

ここで、 N は原子個数密度、 L は平均弦長、 C はダンコフ係数、 a はベル因子を示す。このように背景断面面積が算出される。(A-2)の第1項はペレット領域における他の核種の断面面積の合計値を表す。第2項に関しては、ペレット領域から脱出した中性子のうち冷却材領域において散乱する効果を、実効的な背景断面面積の増加として考慮するための項である。

SRAC においては、更に正確に共鳴ピークを扱うための PEACO オプションが存在する。PEACO においては、非均質のセル計算において直接、超詳細エネルギー群の減速計算を行う。この解析におけるレサジー幅は 10^{-3} から 10^{-4} 程度と、上記の 107 群解析における共鳴領域におけるレサジー幅の 0.25 と比べて非常に狭いものとなっている。共鳴断面面積データに関しては、

Point-wise のものを直接使用し、任意の温度に対応する断面積を超詳細群に割り当てることにより、減速方程式を解く。このように、PEACO による処理においては、共鳴ピークを比較的直接的な取り扱いをするため、自己遮蔽効果に対する背景断面積の干渉効果を疑似的に扱う必要がなくなるため、高い精度が期待できる。そのため、PEACO による解析は現行の共鳴ピークに対する解析手法の中で最も保守的な値を与えると考えられる。

本研究においては、NR 近似と PEACO による解析を併用して行っている。PEACO による解析については、Thermal-cut-off エネルギー（本研究においては、3.9279eV とした。）から 961.12eV の範囲に適用される。その他のエネルギー領域においては NR 近似が適用される。このように、主要な共鳴ピークの大半が PEACO による詳細な扱いがされているため、共鳴ピークの扱いに関する妥当性については保障されている。

付録 B 使用済燃料特性解析における燃焼特性の非線形性による解析精度への影響の検討

一般的に、使用済燃料組成の解析は ORIGEN コードのよる 1 領域もしくは数領域の少数領域による解析によって行われる。一方で、炉心解析は軸方向に対して数十領域、径方向の分割も考慮すると数百から数千領域に対する解析を行う。このように、使用済燃料組成の解析は炉心解析と比較して解析に用いる領域分割が非常に少なく、解析による誤差が懸念される。このような領域分割数による誤差としては、燃焼特性の非線形性によるものが考えられる。もし、燃料組成の変化が燃焼度に対して完全に線形な変化をするものと仮定できれば、正確な平均燃焼度さえ得られれば、1 領域による解析においても解析精度の低下は全く発生しないこととなる。しかし、実際は軸方向の出力分布と同様に、燃焼度も軸方向に変化することとなる。更に、燃焼特性が燃焼度に対して完全に線形ではなく、多少の非線形性を持つと考えられ、これらの燃焼度分布を正確に考慮できる炉心解析による結果と少数領域による使用済燃料解析の結果は燃焼特性の非線形性による誤差により差が発生すると考えられる。実際に、燃焼度クレジットなど臨界性に対する考慮では、これらの差が問題となり軸方向に対する燃焼度分布の考慮が必要であるとする報告がある。^{32,33)}さらに、本研究で対象とした炉心のうち、低減速 BWR 以外は、整数バッチによる炉心構成であるが、低減速 BWR に関してはバッチ数を非整数とする炉心構成となっている。そのため、低減速 BWR に関しては、軸方向のみではなく、取出し燃料の集合体間における燃焼度の違いについても考慮する必要がある。そのため、本節においては、各炉型に対する燃焼度の軸方向分布の影響が使用済燃料特性へ与える影響及び低減速 BWR に関する取出し燃料の集合体間における燃焼度の違いによる影響について検討する。検討項目としては、使用済燃料の 2 年冷却及び 4 年冷却時における崩壊熱と放射能、さらに、地層処分時における崩壊熱による負荷を考慮するための 50 年冷却時における FP 核種からの崩壊熱、LLFP(⁹⁹Tc, ¹²⁹I, ¹³⁵Cs)の発生量とする。解析コードとしては、軸方向燃焼度分布の効果の検討に関しては MSRAC コードを使用する。また、低減速 BWR に関しては、取出し燃料の集合体間における燃焼度の違いについても考慮するが、これに関しては MOSRA コードによる炉心解析の結果との比較によって行う。今回の使用済燃料解析は MSRAC コードを用いて行うが、このコードは MOSRA コードによる炉心解析に使用するためのマクロ断面積作成のためのコードでもあり、MOSRA との比較において解析手法の差が出にくいという利点がある。一方で、一般的に使用済燃料組成の検討は 1000 程度の多くの核種を扱える ORIGEN コードによる解析結果が信頼されている。しかし、MSRAC による燃焼チェーンに関しては、通常炉心解析に用いられる 50 核種程度の FP 核種を考慮したチェーンの他に、照射後試験用に調整された FP 核種を 100 核種程度扱える燃焼チェーンが存在し、今回の検討にはそのチェーン (u4cm6fp104bp12T) を用いている。燃焼チェーンを用いれば、1 年冷却以降における崩壊熱と放射能の評価が有効であることが知られている。また、今回検討する主要な LLFP(⁹⁹Tc, ¹²⁹I, ¹³⁵Cs)に関しても燃焼チェーンに含まれ、核変換効率の評価などにも使用できる。

はじめに、軸方向分布における燃焼度分布の効果について検討する。さらに、BWR 体系においては、軸方向に大きなボイド率の変化が発生するために、減速材組成の違いも解析に反映

させる必要がある。解析条件としては、低減速 BWR に関しては、炉心解析に実際に使用した解析条件とし、その他の炉型に関しては、軸方向に 30 領域に分割したモデルを参照解とする。Table B.1 には低減速 BWR 以外の炉型における軸方向の燃焼度分布を示す。ただし、FBR に関しては、燃焼度分布の考慮を内側炉心及び外側炉心のみとし、ブランケット領域については 1 領域における燃焼解析を行うものとした。また、Table B.2 には低減速 BWR 以外の BWR 型炉型における軸方向のボイド率分布を示す。高転換型低減速 BWR に関しては、軸方向ボイド率分布及び燃焼度分布を Table B.3 に、増殖型低減速 BWR に関しては、Table B.4 にそれぞれ示す。これらの値は、三次元炉心解析の値から算出したものである。

比較する少数領域モデルに関しては、PWR, BWR, 高燃焼度 PWR, 高燃焼度 BWR, フル MOX-PWR, フル MOX-BWR に関しては燃料全体を平均化した 1 領域モデルとし、高転換型低減速 BWR、増殖型低減速 BWR については、それぞれ、7 領域モデルと 5 領域モデルとした。FBR に関しては、内側炉心、外側炉心、軸方向ブランケット部の 3 領域モデルとしている。なお、このときの低減速 BWR 以外の BWR 型炉型に関する 1 領域モデルのボイド率は炉心平均値である 41.3%とした。低減速 BWR 以外の炉型における少数領域モデルにおける燃焼度を Table B.5 に示す。また、Table B.6 及び Table B.7 には、それぞれ、高転換型低減速 BWR 及び増殖型低減速 BWR における少数領域モデルのボイド率及び燃焼度を示している。

ここで、これらの軸方向一次元モデル及び少数領域モデルの 2 年冷却時及び 4 年冷却時における崩壊熱と放射能を比較する。Table B.8 から Table B.10 には 2 年冷却時及び 4 年冷却時における崩壊熱を示している。それぞれ、少数領域モデル、一次元モデルと一次元モデルを基準とした際の相対誤差を示している。相対誤差に関しては、大きくても 1%程度であり、少数領域モデルは崩壊熱を評価する上で十分な精度を得られるモデルであると言える。また、各炉型間の誤差の大きさを比較すると、領域ごとに異なるボイド率分布を持つ BWR 型の炉型において大きめの値を示していることが分かる。Table B.11 から Table B.13 には同様に放射能についての比較を示している。放射能についてはどの炉型に関しても 1%以下の精度で一致している。Table B.14 には、地層処分時における発熱制限に関係する 50 年冷却時における FP 核種からの崩壊熱について示している。これに関しても 1%以下の精度で一致していることが分かる。次に、LLFP 核種の発生量について議論する。Table B.15 から Table B.17 には代表的な LLFP 核種である ^{99}Tc 、 ^{129}I 、 ^{135}Cs の発生量が示されている。 ^{99}Tc 、 ^{129}I については、1%以下の精度で一致しているが、 ^{135}Cs に関しては BWR 炉心において、2%とやや大きめの誤差が確認された。 ^{135}Cs に関しては、2.4 節に示されているように、 ^{135}Xe からの β 崩壊からも発生し、3.7 節において議論されているように、 ^{133}Cs の高次化によっても発生するなど、核分裂収率以外の炉内スペクトルの硬さに依存する変動が大きい。そのため、軸方向に大きなボイド率分布を持つ BWR において、少数領域モデル及び一次元モデルにおいて比較的大きな差が発生するものと思われる。ただし、絶対値としては 2%程度の違いであるため、よい一致であると言える。

次に、一次元モデルと三次元炉心計算による解析結果の比較を行う。上記のように、低減速 BWR を除く他の炉型においては、整数バッチ数の炉心構成であるため、燃料集合体間の燃焼度の違いは少ない。一方で、低減速 BWR においては、非整数のバッチ数により炉心を構成し

ているため、取出し燃料間の燃焼度の違いが大きく、誤差の要因となっていることが懸念される。低減速 BWR においては、高転換型低減速 BWR と増殖型低減速 BWR の 2 種類の炉心が存在するが、燃料全体の取出し燃焼度としては 50GWd/t 程度とほぼ同等である。一方で、高転換型低減速 BWR はバッチ数が 4.55 バッチであり、増殖型低減速 BWR ではバッチ数が 6.82 バッチと高転換型低減速 BWR のほうがバッチ数が少なく取出し集合体間の燃焼度の差が大きい。実際に Fig B.1 及び Fig B.2 には高転換型低減速 BWR におけるバッチ数及び取出し燃料（二重棒で示された集合体）と EOC 時における燃焼度を示している。この炉心においては、取出し燃料のうち 4 バッチ目において取り出される燃料と 5 バッチ目において取り出される燃料とが、およそ半々の割合で存在する。取出し燃料間の燃焼度の比較を行うと、45GWd/t 程度の燃料から 57GWd/t 程度の燃料までが混在し、およそ 10GWd/t 程度の燃焼度の差が存在する。本研究では、この高転換型低減速 BWR において比較を行う。Table B.18 に崩壊熱の比較を示す。この結果から崩壊熱に関しては、一次元モデルと三次元炉心解析の評価値は 1%以下の精度で一致していることが分かる。放射能についても同様に Table B.19 に示す。この結果については、2 年冷却時の結果においてやや大きめの誤差が発生しているが 1%程度である。50 年冷却時の FP 核種からの崩壊熱及び LLFP についても Table B.20 及び Table B.21 に結果を示しているが、どの項目に関しても 1%以下と良い精度の一致が確認できた。これらの結果から、取出し燃料間の燃焼度の違いによる解析結果への影響は少ないことが分かった。

上記のように、本節においては、ORIGEN 解析に用いた少数領域モデルの妥当性を検討するために、少数領域モデルと軸方向一次元モデルとの比較検討を行った結果、崩壊熱、放射能及び LLFP 発生量の評価については大きくても 1%程度の誤差しか発生せず、よい一致が得られることを確認した。一方で、集合体間の燃焼度の違いによる影響を評価するため、一次元モデル及び三次元炉心解析の結果についても比較したが、この結果に関しても、大きくても 1%程度の差しか見られず、よい一致が確認できた。

臨界性を問題とする解析においては、燃焼度分布の考慮は欠かせないとの報告がある一方で、今回の使用済燃料特性の評価という目的においては、良い精度で少数領域の解析と三次元解析の結果の一致が確認できた。このことについては、燃焼組成の差が崩壊熱や放射能へ与える影響は、臨界性に与える影響ほど大きなものではないということが言える。この原因としては、アクチニド組成の多少の変化が、崩壊熱や放射能へあまり影響がないこと、FP 核種に関しては、アクチニド核種の変化による核分裂収率の変化はほとんど無視でき、燃焼度に相当する核分裂数が保存されていれば、FP 組成はほとんど変化がないということであると考えられる。よって、本研究において検討された使用済燃料特性の評価という用途に限っては、ORIGEN 解析に用いた少数領域モデル精度は三次元炉心解析の結果と同等であると言える。

Table B.1 低減速 BWR 以外の各炉型における軸方向の燃焼度分布(GWd/t)

	PWR	BWR	H-PWR	H-BWR	MOX-P	MOX-B	FBR (Inner core)	FBR (Outer core)
Region 01	25.0	20.8	34.1	34.1	34.1	34.1	129.7	97.0
Region 02	27.1	22.6	36.9	36.9	36.9	36.9	140.4	104.9
Region 03	28.8	24.0	39.3	39.3	39.3	39.3	149.4	111.6
Region 04	30.3	25.2	41.3	41.3	41.3	41.3	156.9	117.3
Region 05	31.5	26.3	43.0	43.0	43.0	43.0	163.4	122.1
Region 06	32.6	27.1	44.4	44.4	44.4	44.4	168.9	126.2
Region 07	33.5	27.9	45.6	45.6	45.6	45.6	173.5	129.7
Region 08	34.2	28.5	46.7	46.7	46.7	46.7	177.5	132.7
Region 09	34.9	29.1	47.6	47.6	47.6	47.6	180.8	135.2
Region 10	35.4	29.5	48.3	48.3	48.3	48.3	183.6	137.3
Region 11	35.8	29.9	48.9	48.9	48.9	48.9	185.9	138.9
Region 12	36.2	30.2	49.3	49.3	49.3	49.3	187.6	140.2
Region 13	36.4	30.4	49.7	49.7	49.7	49.7	188.9	141.2
Region 14	36.6	30.5	49.9	49.9	49.9	49.9	189.8	141.9
Region 15	36.7	30.6	50.0	50.0	50.0	50.0	190.2	142.2
Region 16	36.7	30.6	50.0	50.0	50.0	50.0	190.2	142.2
Region 17	36.6	30.5	49.9	49.9	49.9	49.9	189.8	141.9
Region 18	36.4	30.4	49.7	49.7	49.7	49.7	188.9	141.2
Region 19	36.2	30.2	49.3	49.3	49.3	49.3	187.6	140.2
Region 20	35.8	29.9	48.9	48.9	48.9	48.9	185.9	138.9
Region 21	35.4	29.5	48.3	48.3	48.3	48.3	183.6	137.3
Region 22	34.9	29.1	47.6	47.6	47.6	47.6	180.8	135.2
Region 23	34.2	28.5	46.7	46.7	46.7	46.7	177.5	132.7
Region 24	33.5	27.9	45.6	45.6	45.6	45.6	173.5	129.7
Region 25	32.6	27.1	44.4	44.4	44.4	44.4	168.9	126.2
Region 26	31.5	26.3	43.0	43.0	43.0	43.0	163.4	122.1
Region 27	30.3	25.2	41.3	41.3	41.3	41.3	156.9	117.3
Region 28	28.8	24.0	39.3	39.3	39.3	39.3	149.4	111.6
Region 29	27.1	22.6	36.9	36.9	36.9	36.9	140.4	104.9
Region 30	25.0	20.8	34.1	34.1	34.1	34.1	129.7	97.0

Table B.2 低減速 BWR 以外の BWR 型炉型における軸方向のボイド率分布(1/3)

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Void fraction(%)	0.0	0.0	0.0	0.2	1.5	5.1	11.2	16.5	21.3	28.6

Table B.2 低減速 BWR 以外の BWR 型炉型における軸方向のボイド率分布(2/3)

	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Void fraction(%)	34.1	38.7	41.7	45.3	48.2	51.0	54.7	56.3	58.1	60.0

Table B.2 低減速 BWR 以外の BWR 型炉型における軸方向のボイド率分布(3/3)

	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
Void fraction(%)	61.0	62.2	64.3	66.0	67.2	68.0	68.5	69.3	70.4	70.5

Table B.3 高転換型低減速 BWR における軸方向ボイド率分布及び燃焼度分布

	Height (cm)	Void fraction (%)	Burn-up (GWd/t)
Upper blanket	5.000	68.9	26.3
MOX1	4.722	68.1	38.5
MOX2	4.722	67.2	36.3
MOX3	4.722	66.2	41.1
MOX4	4.722	64.9	45.9
MOX5	4.722	63.5	50.1
MOX6	4.722	61.8	53.8
MOX7	4.722	59.8	57.0
MOX8	4.722	57.4	59.7
MOX9	4.722	54.6	61.8
MOX10	4.722	51.3	63.4
MOX11	4.722	47.3	64.6
MOX12	4.722	42.6	65.3
MOX13	4.722	36.8	65.5
MOX14	4.722	29.7	65.0
MOX15	4.722	21.4	63.6
MOX16	4.722	12.4	60.5
MOX17	4.722	4.6	54.4
MOX18	4.722	0.5	51.1
Lower blanket	5.000	0.0	14.6

Table B.4 増殖型低減速 BWR における軸方向ボイド率分布及び燃焼度分布

Region No.	Region name	Height (cm)	Void fraction (%)	Burn-up (GWd/t)
28		4.563	85.4	17.0
27		4.563	85.2	11.0
26	Upper blanket	4.563	85.0	12.5
25		4.563	84.8	16.5
24		3.750	84.5	21.0
23		3.750	83.8	80.9
22		3.750	82.7	87.4
21	Upper MOX	3.750	81.5	91.9
20		3.750	80.1	94.4
19		3.750	78.5	93.9
18		3.750	76.9	92.4
17			6.667	75.3
16		6.667	74.2	23.5
15	Inner blanket	6.667	73.3	21.0
14		6.667	72.4	21.5
13		6.667	71.3	24.0
12		6.667	69.9	28.0
11		3.833	67.3	97.9
10		3.833	63.8	101.9
9	Lower MOX	3.833	59.3	105.9
8		3.833	53.5	106.9
7		3.833	45.8	105.4
6		3.833	35.1	103.9
5		3.833	24.7	34.5
4		3.542	17.6	33.0
3	Lower blanket	3.542	10.9	29.0
2		3.542	4.9	26.0
1		3.542	0.9	32.5

Table B.5 低減速 BWR 以外の炉型における少数領域の燃焼度

	Burn-up (GWd/t)
PWR	33.0
BWR	27.5
H-PWR	45.0
H-BWR	45.0
MOX-P	45.0
MOX-B	45.0
FBR Inner core	171.1
FBR Outer core	127.9
FBR Blanket	23.0

Table B.6 高転換型低減速 BWR における少数領域の燃焼度

	Height (cm)	Void Fraction (%)	Burn-up (GWd/t)
Upper blanket	5.00	68.92	26.32
Upper MOX1	14.17	67.14	38.65
Upper MOX2	14.17	63.41	49.95
Middle MOX	28.33	52.17	61.96
Lower MOX1	14.17	29.30	64.71
Lower MOX2	14.17	5.87	55.33
Lower blanket	5.00	0.00	14.57

Table B.7 増殖型低減速 BWR における少数領域の燃焼度

	Height (cm)	Void fraction (%)	Burn-up (GWd/t)
Upper blanket	22.0	85.0	12.5
Upper MOX	22.5	81.5	91.9
Inner blanket	40.0	73.3	21.0
Lower MOX	23.0	59.3	105.9
Lower blanket	18.0	10.9	29.0

Table B.8 一次元モデルにおける 2 年冷却時及び 4 年冷却時の崩壊熱(kW/t)

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
PWR	0.25	5.10	5.34	0.19	2.06	2.25
BWR	0.19	3.63	3.81	0.14	1.54	1.69
H-PWR	0.45	6.11	6.57	0.35	2.68	3.03
H-BWR	0.50	5.05	5.55	0.39	2.39	2.78
MOX-P	5.17	6.20	11.37	3.76	2.40	6.16
MOX-B	5.71	5.75	11.46	4.46	2.37	6.83
RMBWR-HC	7.80	6.54	14.34	6.40	2.75	9.15
RMBWR-BR	2.30	3.96	6.26	1.95	1.94	3.88
FBR	5.38	6.78	12.16	4.61	3.30	7.91

Table B.9 少数領域モデルにおける2年冷却時及び4年冷却時の崩壊熱(kW/t)

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
PWR	0.24	5.08	5.32	0.19	2.06	2.24
BWR	0.18	3.60	3.78	0.13	1.53	1.67
H-PWR	0.44	6.10	6.54	0.34	2.67	3.01
H-BWR	0.48	5.04	5.51	0.36	2.38	2.75
MOX-P	5.17	6.19	11.35	3.75	2.39	6.14
MOX-B	5.69	5.73	11.41	4.43	2.36	6.79
RMBWR-HC	7.81	6.54	14.35	6.40	2.75	9.15
RMBWR-BR	2.31	3.97	6.28	1.95	1.94	3.89
FBR	5.39	6.77	12.16	4.62	3.29	7.91

Table B.10 2年冷却時及び4年冷却時における崩壊熱の相対誤差(%)

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
PWR	-2.45	-0.25	-0.36	-2.77	-0.24	-0.45
BWR	-5.91	-0.60	-0.86	-6.59	-0.56	-1.07
H-PWR	-2.64	-0.30	-0.46	-3.14	-0.26	-0.60
H-BWR	-4.87	-0.30	-0.71	-5.83	-0.23	-1.01
MOX-P	-0.02	-0.17	-0.10	-0.17	-0.21	-0.19
MOX-B	-0.42	-0.34	-0.38	-0.70	-0.47	-0.62
RMBWR-HC	0.07	-0.01	0.03	0.05	-0.02	0.03
RMBWR-BR	0.29	0.33	0.32	0.28	0.33	0.30
FBR	0.13	-0.16	-0.03	0.08	-0.17	-0.02

Table B.11 一次元モデルにおける2年冷却時及び4年冷却時の放射能(x10¹⁶Bq/t)

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
PWR	0.482	4.841	5.323	0.434	2.240	2.675
BWR	0.397	3.552	3.949	0.358	1.741	2.099
H-PWR	0.621	5.705	6.325	0.558	2.841	3.399
H-BWR	0.579	4.760	5.339	0.519	2.573	3.092
MOX-P	4.334	5.629	9.963	3.844	2.500	6.345
MOX-B	4.360	5.259	9.619	3.890	2.496	6.386
RMBWR-HC	6.523	5.953	12.476	5.860	2.869	8.729
RMBWR-BR	2.556	3.929	6.485	2.308	2.235	4.543
FBR	2.385	7.073	9.458	2.141	4.047	6.188

Table B.12 少数領域モデルにおける 2 年冷却時及び 4 年冷却時の放射能(x10¹⁶Bq/t)

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
PWR	0.484	4.837	5.322	0.437	2.240	2.677
BWR	0.385	3.546	3.931	0.347	1.741	2.088
H-PWR	0.624	5.699	6.323	0.561	2.840	3.402
H-BWR	0.567	4.764	5.331	0.508	2.578	3.086
MOX-P	4.343	5.626	9.969	3.852	2.499	6.351
MOX-B	4.367	5.255	9.622	3.895	2.493	6.388
RMBWR-HC	6.528	5.952	12.481	5.865	2.869	8.734
RMBWR-BR	2.566	3.942	6.508	2.317	2.242	4.559
FBR	2.389	7.070	9.459	2.144	4.045	6.190

Table B.13 2 年冷却時及び 4 年冷却時における放射能の相対誤差(%)

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
PWR	0.544	-0.082	-0.025	0.551	-0.020	0.072
BWR	-3.064	-0.168	-0.459	-3.070	-0.030	-0.549
H-PWR	0.592	-0.099	-0.032	0.594	-0.026	0.076
H-BWR	-2.196	0.095	-0.154	-2.233	0.214	-0.197
MOX-P	0.212	-0.047	0.065	0.202	-0.042	0.106
MOX-B	0.161	-0.075	0.032	0.140	-0.103	0.045
RMBWR-HC	0.083	-0.006	0.040	0.082	-0.008	0.052
RMBWR-BR	0.386	0.330	0.352	0.385	0.332	0.359
FBR	0.157	-0.045	0.006	0.148	-0.038	0.026

Table B.14 50 年冷却後における FP 核種からの崩壊熱(kW/t)と相対誤差

	Few regions	1D	Relative error (%)
PWR	0.279	0.279	0.10
BWR	0.230	0.229	0.30
H-PWR	0.377	0.377	0.11
H-BWR	0.367	0.365	0.50
MOX-P	0.256	0.256	0.00
MOX-B	0.277	0.277	-0.03
RMBWR-HC	0.318	0.318	0.00
RMBWR-BR	0.297	0.296	0.34
FBR	0.535	0.535	0.01

Table B.15 ⁹⁹Tc の発生量(kg/t)と相対誤差

	Few regions	1D	Relative error (%)
PWR	0.791	0.790	0.15
BWR	0.662	0.660	0.28
H-PWR	1.053	1.051	0.19
H-BWR	1.049	1.043	0.58
MOX-P	0.961	0.959	0.12
MOX-B	1.048	1.046	0.25
RMBWR-HC	1.187	1.187	0.01
RMBWR-BR	1.164	1.160	0.36
FBR	2.205	2.202	0.15

Table B.16 ¹²⁹I の発生量(kg/t)と相対誤差

	Few regions	1D	Relative error (%)
PWR	0.168	0.168	-0.03
BWR	0.138	0.138	-0.30
H-PWR	0.226	0.226	-0.02
H-BWR	0.227	0.227	0.05
MOX-P	0.264	0.264	0.06
MOX-B	0.285	0.285	0.11
RMBWR-HC	0.324	0.324	0.01
RMBWR-BR	0.320	0.319	0.35
FBR	0.599	0.598	0.13

Table B.17 ¹³⁵Cs の発生量(kg/t)と相対誤差

	Few regions	1D	Relative error (%)
PWR	0.324	0.323	0.16
BWR	0.330	0.338	-2.30
H-PWR	0.552	0.551	0.22
H-BWR	0.611	0.621	-1.57
MOX-P	1.161	1.157	0.36
MOX-B	1.259	1.265	-0.44
RMBWR-HC	1.956	1.956	0.04
RMBWR-BR	1.958	1.952	0.32
FBR	4.005	4.004	0.02

Table B.18 高転換型低減速 BWR における崩壊熱(kW/t)と相対誤差

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
1D	7.80	6.54	14.34	6.40	2.75	9.15
Core	7.71	6.73	14.43	6.31	2.79	9.11
Relative error (%)	1.20	-2.73	-0.63	1.37	-1.54	0.48

Table B.19 高転換型低減速 BWR における放射能($\times 10^{16}\text{Bq/t}$)と相対誤差

	Cooled for 2 years			Cooled for 4 years		
	Actinide	FP	Total	Actinide	FP	Total
1D	6.523	5.953	12.476	5.860	2.869	8.729
Core	6.489	6.120	12.609	5.829	2.914	8.743
Rerative error (%)	0.51	-2.73	-1.06	0.52	-1.52	-0.16

Table B.20 高転換型低減速 BWR における 50 年冷却時における FP 核種からの崩壊熱(kW/t)と相対誤差

Decay heat from FP	
1D	0.318
Core	0.319
Rerative error (%)	-0.16

Table B.21 高転換型低減速 BWR における LLFP 核種の発生量(kg/t)と相対誤差

	^{99}Tc	^{129}I	^{135}Cs
1D	1.187	0.324	1.956
Core	1.187	0.323	1.956
Rerative error (%)	0.01	0.11	-0.02

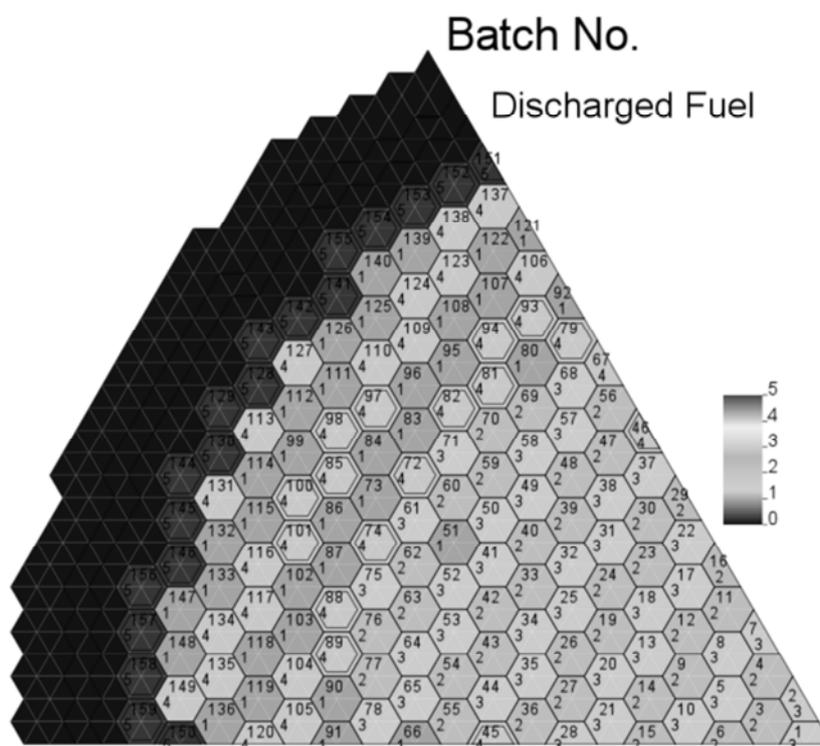


Fig. B.1 高転換型低減速 BWR の炉心構成と取出し燃料

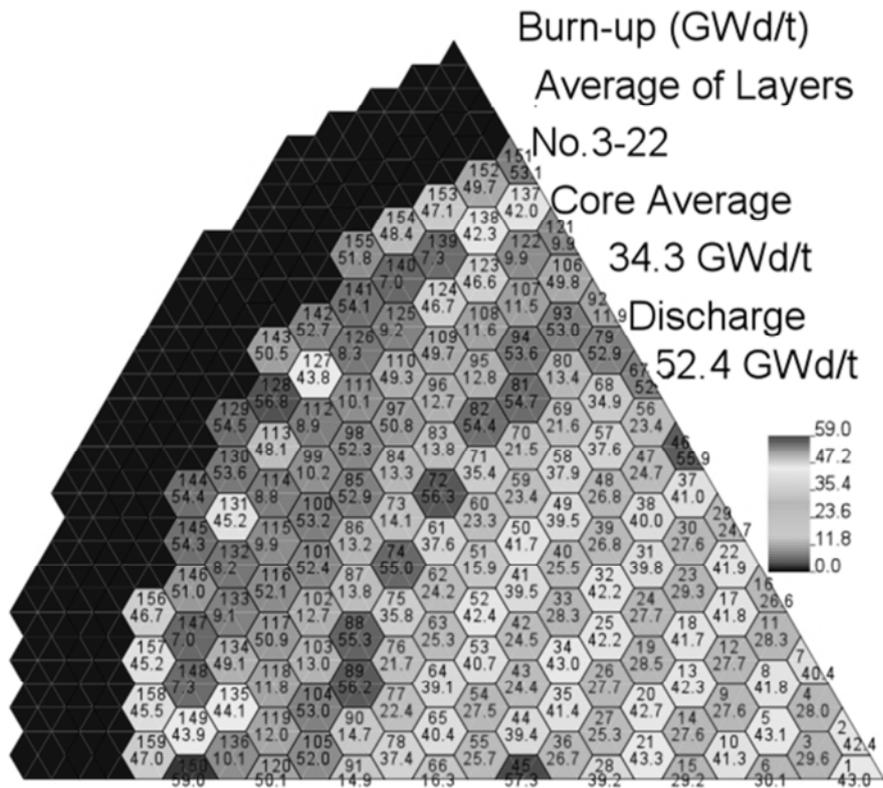


Fig. B.2 高転換型低減速 BWR の EOC 時における燃焼度分布

付録 C MA 変換特性に関する制御棒計画による影響の検証

3.6 節においては高転換型低減速 BWR における MA リサイクル炉心の設計を行い、その変換特性を求めた。しかし、この炉心解析においては、制御棒計画が考慮されていない。制御棒挿入は、強い $1/v$ 特性を持つ吸収体（本炉型においては ^{10}B ）を炉内に挿入することになり、多少のスペクトルの硬化が発生すると思われる。炉内スペクトルが変化すれば当然核変換特性に影響を与えるが、本節においてはその効果を検討する。

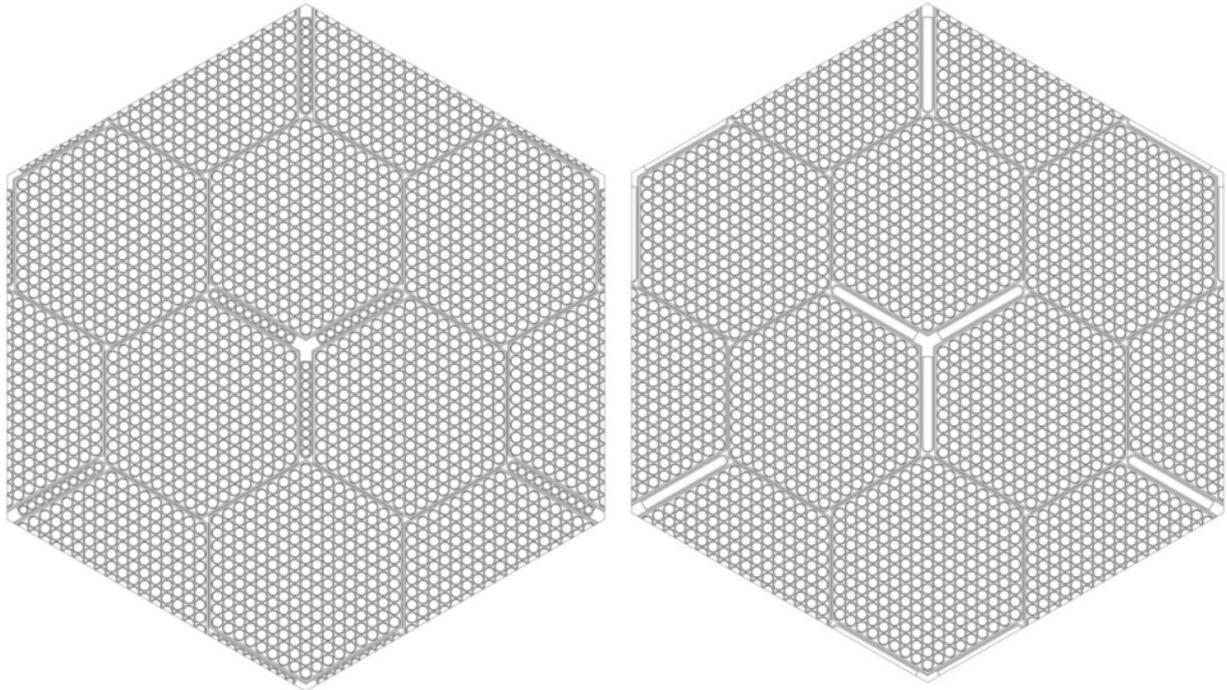
検討方法としては、無限体系の燃焼解析において、制御棒が挿入されていない時と制御棒が挿入された際の 2 ケースにおいて燃焼させ、その燃焼組成を比較するものとする。この比較は、制御棒を全引き抜き状態で炉心を燃焼させるケースと制御棒を全挿入の状態で炉心を燃焼させるケースについての比較に相当するため、実際の現象としては考えにくいものである。しかし、これらの解析は、スペクトルが最も柔らかいケースとスペクトルが最も硬いケースとの比較であり、実際の組成はこれらの中間に存在すると考えられる。もし、このような、両極端の解析において有意な差が見られなかった場合には、制御棒計画の有無によって、解析の妥当性が変化することはないと結論付けられる。

今回の検証においては、Fig. C.1 に示した MVP-BURN の 9 集合体モデルを使用した。MVP-BURN を用いる理由としては、集合体の外部に集合体 3 体につき 1 体で存在する Y 字型制御棒を正確に取り扱うためには、SRAC-PIJ のセル計算モデルでは不十分であるためである。このモデルにおいては、径方向及び軸方向の境界には完全反射条件を用いることにより、無限体系としている。ボイド率は炉内平均に相当する 50% とし、取出し燃焼度については、炉心解析の結果得られた 55GWd/t とした。また、Fig. C.1 に示されたモデルは、制御棒引き抜き時のものであり、Y 字型制御棒については、SUS 製の鞘管の内側に黒鉛を充てんしたフォロウ領域としている。制御棒挿入時においては、黒鉛を充てんした部分に ^{10}B を 90% まで濃縮した B_4C ペレットが挿入される。

解析結果は Table C.1 のようになった。本件に関しては、Np 添加炉心を対象としている。Fig. C.2 に示すようにスペクトルの違いはみられるものの、燃焼組成には大きな影響が出ていないことが確認される。このため、制御棒計画の有無にかかわらず、核変換特性の妥当性は保証されると言える。

Table C.1 制御棒引き抜き時と挿入時における Puf 残存比と MA 転換比

	Withdrawn	Inserted
Puf Conversion Ratio	0.781	0.789
MA Conversion Ratio	0.948	0.945
Np Conversion Ratio	0.613	0.616



制御棒挿入時

制御棒引き抜き時

Fig. C.1 MVP-BURN における無限体系計算モデル

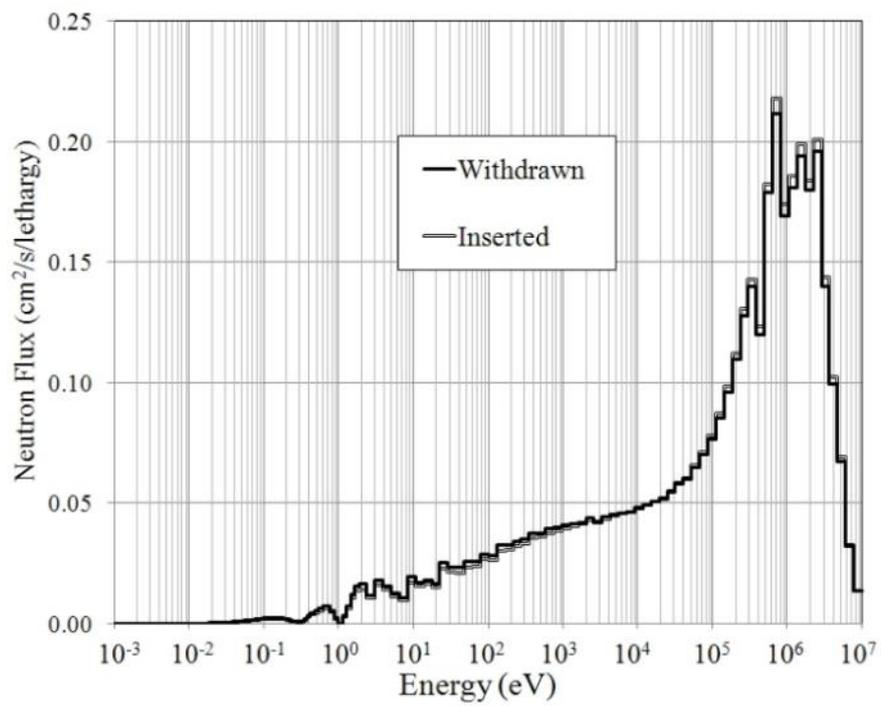


Fig. C.2 制御棒挿入時と引き抜き時のスペクトル(EOC 相当燃焼度)

付録 D MA 変換特性に関する核データ誤差の影響の検証

一般的に、MA 核種の断面積データに関しては、実験数の少なさから大きな統計誤差を含むとされ、MA 変換特性を考慮する上では結果の妥当性の検証が必要となる。一方で、燃焼組成の核データ誤差の検討をするためには、燃焼感度解析を行う必要がある。本研究では、低減速 BWR と同様な軽水冷却の高速炉であるスーパー高速炉における燃焼感度解析の結果³⁴⁾を引用することによりその妥当性を検討する。Table D.1 に、その主要な結果を引用する。

Table D.1 スーパー高速炉における燃料初期組成と取出し燃料の核データ起因誤差

	Fresh fuel composition (wt%)	Error of discharged fuel *(%)
²³⁵ U	0.08	0.31
²³⁶ U	0.00	1.57
²³⁸ U	42.90	0.04
²³⁷ Np	1.94	0.49
²³⁹ Np	0.00	5.71
²³⁸ Pu	0.21	1.79
²³⁹ Pu	27.13	0.15
²⁴⁰ Pu	20.07	0.16
²⁴¹ Pu	3.47	0.48
²⁴² Pu	2.14	0.35
²⁴¹ Am	1.21	1.25
^{242m} Am	0.00	5.75
²⁴³ Am	0.63	1.26
²⁴² Cm	0.00	5.83
²⁴³ Cm	0.00	3.94
²⁴⁴ Cm	0.20	2.92
²⁴⁵ Cm	0.01	16.90

*The error corresponds to 1σ.

上記のように、低減速 BWR とスーパー高速炉に関しては、類似した炉型でありスペクトルもほぼ同様であると考えられるため、核変換特性も同等であると思われる。MA 装荷量に関しては、Np 及び Am がそれぞれ 2wt%と、高転換型低減速 BWR の Np 炉心、Am 炉心のそれぞれの装荷量とほぼ類似している。そのため、Np と Am のみに関しては、その取出し時の核データ起因誤差は、そのまま流用できるものと思われる。

Np に関しては、²³⁹Np は短半減期で ²³⁹Pu に壊変してしまうため ²³⁷Np のみを対象とすればよい。このことより、Np 低下率の 0.63 に対する統計誤差は 0.49%となる。このときサポーティングファクターである、軽水炉 22 基分の低減が可能という結果に対しては、1.3%の統計誤差が付加されることとなる。

Am に関しては、²⁴¹Am、^{242m}Am、²⁴³Am が存在するが、Table D.1 の相対誤差と高転換型低減速 BWR の取出し燃料組成におけるこれらの核種の重量を用いて、誤差の伝播を考えると Am 全体の誤差としては 0.96%となる。このことは、Am 低下率の 0.81 に対する統計誤差は 0.96%となる。軽水炉 13 基分の低減が可能であるという結果に対し、5.0%の誤差が付加することとなる。

Np 及び Am 添加に対しても MA 変換特性の誤差は小さく、本研究の結論に対して大きな影響がないことを確認できた。

付録 E 発表論文リスト

本研究内において発表した論文及び国際会議における発表は以下のとおりである。

○論文

- 1)Y. Fukaya, T. Okubo, S. Uchikawa, “Investigation on spent fuel characteristics of reduced-moderation water reactor (RMWR),” Nucl. Eng. and Des., 238[7], pp.1601-1611 (2008).
- 2)Y. Fukaya, Y. Nakano, T. Okubo, “Study on High Conversion Type Core of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) for Minor Actinide (MA) Recycling,” Ann. Nucl. Energy,36,pp.1374-1381(2009).
- 3)Y. Fukaya, Y. Nakano, T. Okubo, “Study on Characteristics of Void Reactivity Coefficients for High Conversion Type Core of FLWR for MA Recycling,” J. Nucl. Sci. Technol.,46[8],pp.819-830(2009).

○国際会議

- 1)Y. Fukaya, Y. Nakano, T. Okubo, “Study on High Conversion Type Core of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) for Minor Actinide (MA) Recycling,” Proc. 2008 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '08), Anaheim, California, America, June 8-12, 2008, #8216 (2008).

2章の使用済燃料特性の検討に関しては、論文1)に基づいたものである。3章6節における高転換型低減速BWRのMA添加炉心の設計に関しては、論文2)及び国際会議1)に基づいたものである。3章6節の3における設計点の変更に関する炉物理的考察に関しては、論文3)に基づいたものである。

This is a blank page.

国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

基本量	SI基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立法メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の)	1
比透磁率 ^(b)	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	他のSI単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s
電荷, 電気量	クーロン	C	s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	Vs
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C	K
光照射度	ルーメン	lm	cd sr ^(c)
放射線量	グレイ	Gy	J/kg
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq	s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg
酸素活性化	カタール	kat	s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の間には1:1の関係がある。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV.2002.70,205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI組立単位	
	名称	記号
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s
表面張力	ニュートンメートル	N m
角速度	ラジアン毎秒	rad/s
角加速度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²
熱流密度, 放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²
熱容量, エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m ³
電表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²
誘電率	ファラド毎メートル	F/m
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s
放射線強度	ワット毎ステラジアン	W/sr
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³

表5. SI接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ²⁴	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1 MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322 Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1 nm=100 pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852 m
バイン	b	1 b=100 fm ² =(10 ¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600) m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的関係は、 対数量の定義に依存。
ベレル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エル	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1 Pa s
ストークス	St	1 St=1 cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1 cd cm ⁻² =10 ⁴ cd m ⁻²
フオト	ph	1 ph=1 cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1 cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1 Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe _e =(10 ³ /4π) A m ⁻¹

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「△」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1 cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 フェルミ=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858 J (「15°C」カロリ), 4.1868 J (「IT」カロリ), 4.184 J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1 μm=10 ⁻⁶ m

