

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	負のボイド反応度を有した加圧水型高速増殖炉の概念構築に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	日比宏基
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第5896号, 授与年月日:2004年9月30日, 学位の種別:課程博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第5896号, Conferred date:2004/9/30, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

負のボイド反応度を有した加圧水型高速増殖炉の
概念構築に関する研究

原子核工学専攻

日比 宏基

要 旨

本論文は、負のボイド反応度を有した加圧水型炉による高速増殖炉の炉概念構築に関する研究をまとめたものである。

第 1 章「緒言」では、エネルギーセキュリティの観点からウラン-プルトニウムによる核燃料リサイクルシステムを確立するための研究開発が実施されているものの、その中核となるべきナトリウム冷却高速増殖炉の開発がスローダウンしている現状では、実用化性の高い水冷却高速増殖炉の開発を行うことが必要であることを示した。そして、軽水冷却加圧水型炉を主体とした先行研究では、燃料棒バンドルから十分に水を排除することができず転換比が最高で 0.95 までしか到達できなかった経緯を明らかにした。しかしながら、最新の技術知見によると燃料棒バンドルから十分な水排除が可能となるとともに、重水冷却炉の経済性が見通せることになったことから、精緻化した炉心解析手法を用いて水冷却高速増殖炉の炉概念構築を再度研究することの価値が出てきたとして、「加圧水型高速増殖炉の炉概念を構築し、現在ナトリウム冷却高速増殖炉を対象として開発されている先進再処理を用いたウラン-プルトニウムによる核燃料リサイクルシステムに適合することを確認する」という本研究の目的を明らかにした。

第 2 章「感度解析による基本炉心仕様の検討」では、MOX 燃料をシード燃料として使用した場合の感度解析を行い、中性子反応挙動を詳細に分析し、その特徴を明らかにした。その結果、1.0 を上回る残存比($\equiv$ 使用済燃料中の Pu-239,241 量 / 新燃料中の Pu-239,241 量) を達成するには、軽水冷却では X/HM ($\equiv$ 炉心単位体積あたりの水素ないしは重水素原子数に対する重金属原子数の比) が 0.4 程度、重水冷却では 1.1 程度まで燃料棒バンドルを稠密化する必要があり、単相流炉心冷却を採用している加圧水型炉では構造的に重水冷却にする必要があることを明らかにした。また、水冷却高速増殖炉は高速中性子炉体系であるが、代表的な中性子エネルギーが軽水冷却では約 0.4keV、重水冷却では約 13keV であり、ナトリウム冷却の約 100keV より低いエネルギー領域の中性子が核反応の主体となっていることを示すとともに、ボイド反応度が最も大きくなるのは重水冷却の場合であることを明らかにした。さらに、シード燃料とブランケット燃料の体積比を変化させる感度解析を実施し、ブランケット燃料を等価厚さ 30 ~ 40cm 程度でシード燃料との接触面積ができるだけ大きくなるように配置することがボイド反応度抑制に効果的であることを明らかにした。

第3章「加圧水型高速増殖炉概念の構築検討」では、第2章での知見を用い、重水冷却炉に対し、既設加圧水型軽水炉に準じた設計制限条件の下で、電気出力 1200MWe、運転サイクル長 15 ヶ月の条件にて、1.0 以上の残存比と負のボイド反応度を両立する炉概念構築を実施した。その結果、シード燃料集合体は外径 $\phi 9.5\text{mm}$ の燃料棒をピッチ 10.5mm で三角配列とした集合体配列ピッチ 25.2cm の稠密格子燃料とし、厚さ 65cm のシード燃料 2 層の間に厚さ 40cm の内部ブランケット燃料、シード燃料上下端に厚さ 30cm の軸ブランケットを配置する 5 層構造燃料を採用し、ブランケット燃料集合体はそのブランケット燃料の上下端が上部及び下部シード燃料それぞれの中心高さに位置するような短尺型燃料を採用し、そのブランケット燃料集合体をシード燃料集合体間にチェッカーボード状に配置し、反応度制御を全て制御棒で行うことができる炉概念を構築した。さらに、プルトニウムを自己リサイクルさせる際に、マイナーアクチニドの全量と固体状核分裂生成物の約 20wt% がプルトニウムに随伴する先進再処理を適用した場合での炉心特性を評価し、ナトリウム冷却高速増殖炉と同様に、炉心核特性上は無限回のプルトニウムのマルチ自己リサイクルが可能であることを明らかにした。また、構築された炉概念に対する設計成立性を考察した結果、既存技術で設計成立性は十分に見通せており、プラント設備はほぼ既設加圧水型軽水炉と同じで、大規模な新規技術開発を必要としないため、早期に実プラントとして導入できるポテンシャルを有していることを明らかにした。

第4章「炉心核特性評価値の確認性に対する考察」では、第3章で構築された炉概念に対し、炉心核特性解析において重要となる通常時・ボイド時の実効増倍率、制御棒反応度価値あるいは各種反応率分布等の解析精度を確認するために必要な臨界実験の実施可能性について検討した。その結果、2keV 以下の中性子エネルギー領域の共鳴反応が十分無視でき、燃料棒非均質効果がナトリウム冷却高速増殖炉なみの大きさであれば、既設の高速炉用臨界実験装置を用いることでナトリウム冷却高速増殖炉に対するのと同じ精度で核特性予測精度を評価することができることを示し、本研究で構築された重水冷却加圧水型高速増殖炉はその条件を満足していることを明らかにした。

第5章「結論」では、各章で得られた成果を要約し結論としてまとめるとともに、得られた結論を総括した。

また、Appendix A では、第2章の感度解析で得られたデータの詳細をまとめた。

Abstract

Studies for a Na-FBR, whose coolant is sodium, and an innovative low-cost reprocessing have been performed as a national project in Japan. But the Na-FBR development is going slowly because of several problems and it is predicted to use a plutonium recycle system adopting water cooled reactors and the innovative reprocessing for long period without the Na-FBR realization. Therefore, a conceptual design of a Water-FBR, whose coolant is water, to play a key role in the future plutonium recycle system, is performed.

This paper describes a construction of the Water-FBR concept having a breeding performance and a negative void reactivity, by using current PWR technologies.

The study shows that a Water-FBR requires a very tight hexagonal lattice fuel bundle with a fuel rod gap width of 1.0mm. The Water-FBR is a fast neutron core but the typical neutron energy for light water cooled core is about 0.4keV and that for heavy water one is 13keV. Such low energy neutrons give great effects for nuclear performances and the Water-FBR can reduce a void reactivity by optimizing blanket fuel arrangements in the core.

The Water-FBR adopts heavy water cooling, a seed fuel subassembly adopting inner and axial blanket fuels with widths of 30-40cm and a shortened blanket fuel subassembly, which is loaded among the seed fuel ones with a checkerboard pattern. The Water-FBR attains a breeding performance near the Na-FBR's one and a negative void reactivity. The Water-FBR can recycle plutonium fuel reprocessed through an innovative method, where all minor-actinides and 20wt% solid fission products remain in a fresh MOX fuel. The Water-FBR can be easily realized as a commercial nuclear power plant because it requires only very minor changes of a plant system from the current PWR and the designers can evaluate prediction accuracies for nuclear performances of the Water-FBR by using a current fast reactor critical experiment facility.

目 次

1. 緒言	1
1.1 研究の背景と目的	1
1.1.1 核燃料の増殖について	1
1.1.2 核燃料増殖炉と水冷却高速増殖炉の開発必要性	3
1.1.3 一般的な高速増殖炉の概念	7
1.1.4 これまでの水冷却高速増殖炉の開発経緯	9
1.1.5 本研究の目的	11
1.2 本論文の構成	18
第1章の参考文献	20
2. 感度解析による基本炉心仕様の検討	29
2.1 はじめに	29
2.1.1 先行研究で摘出された炉心核設計に対する課題の整理	29
2.1.2 炉心核設計に対する課題の解決方策	30
2.2 単ピンセルモデルによる基本核特性の把握	32
2.2.1 解析条件	32
2.2.2 解析結果	38
2.3 シード-ブランケット燃料間の中性子干渉効果の検討	42
2.3.1 単ピンセルモデルによる基本核特性把握で得られた知見	42
2.3.2 解析条件	44
2.3.3 解析結果	50
2.4 第2章のまとめ	58
第2章の参考文献	59
3. 加圧水型高速増殖炉概念の構築検討	102
3.1 はじめに	102
3.2 炉心解析モデルの設定	103
3.2.1 炉心解析条件	103
3.2.2 炉心解析手法	112
3.3 炉心・燃料仕様の検討	114

3.3.1 ブランケット燃料集合体配置の検討	114
3.3.2 軸方向のブランケット燃料配置の検討	115
3.3.3 炉心・燃料仕様の検討	116
3.4 設計成立性に対する考察	121
3.5 第3章のまとめ	125
第3章の参考文献	126
4. 炉心核特性評価値の確認性に対する考察	151
4.1 はじめに	151
4.2 既存高速炉用臨界実験装置の活用性検討	153
4.3 第4章のまとめ	158
第4章の参考文献	158
5. 結論	166
謝辞	168

Appendix A. シード-ブランケット燃料間の中性子干渉効果に対する解析結果データ

- 参考文献1 Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactor with Heavy Water Coolant
- 参考文献2 Design of Recycle Pressurized Water Reactor with Heavy Water Moderation
- 参考文献3 Investigation of Neutron Reaction Behavior in Water-cooled FBR with MOX Fuel
- 参考文献4 Evaluation of the Utilization of LMFBR Critical Facilities for Water-cooled FBR Critical Experiments

表リスト (1 / 1)

Table 2-1	SRACシステムでの中性子107群構造	61
Table 2-2	中性子5群構造	62
Table 3-1	先進再処理における各FP元素の除染係数	128
Table 3-2	少数群実効マクロ断面積の中性子エネルギー10群構造	128
Table 3-3	基準炉心の主要燃料集合体仕様	129
Table 3-4	基準炉心及びプルトニウム自己リサイクル炉心の主要炉心特性	130
Table 4-1	六角格子セルでのX/HMに対応する燃料外径と配列ピッチの組合せ	159

図リスト(1 / 4)

Photo 1-1	PWR型FBR用燃料集合体の1/6部分モデルの試作体	23
Figure 1-1	代表的な核分裂核種に対する核分裂を起こす中性子エネルギーに応じた η 値	24
Figure 1-2	核分裂により発生した中性子の流れ	25
Figure 1.3	一般的な均質 / 非均質炉の炉概念	26
Figure 1-4	六角格子セルの接合イメージ	27
Figure 1-5	重水製造法に応じた投入熱エネルギーと分離係数	27
Figure 1-6	JENDL-3.2に基づく $D(n, \gamma)T$ 反応断面積	28
Figure 2-1	U-238の中性子反応断面積	63
Figure 2-2	X/HMに応じた軽水冷却における5wt%濃縮 UO_2 燃料での中性子スペクトルの評価例	64
Figure 2-3	Pu-239及びPu-240の中性子反応断面積	65
Figure 2-4	軽水・重水冷却での燃料ペレット径とX/HMの k_{eff} に対する感度解析評価例(核分裂性プルトニウム富化度17wt%MOX燃料の場合)	66
Figure 2-5	六角格子単ピンセル体系モデル	67
Figure 2-6	軽水冷却の核分裂性プルトニウム富化度17wt%MOX燃料でのX/HMに応じた中性子スペクトルの評価例	67
Figure 2-7	軽水冷却での単ピンセル計算によるX/HMに応じた k_{eff} 燃焼変化	68
Figure 2-8	重水冷却での単ピンセル計算によるX/HMに応じた k_{eff} 燃焼変化	69
Figure 2-9	Na冷却での単ピンセル計算によるX/HMに応じた k_{eff} 燃焼変化	70
Figure 2-10	単ピンセル計算によるX/HMと核分裂性プルトニウム富化度の相関性	71
Figure 2-11	単ピンセル計算によるX/HMに対する残存比の相関性	72
Figure 2-12	単ピンセル計算によるX/HMに対するボイド反応度の相関性	73
Figure 2-13	単ピンセル計算による核燃料物質の原子数密度変化の評価例	74
Figure 2-14	冷却材に応じた中性子スペクトルの比較(X/HM=1.0)	75
Figure 2-15	単ピンセル計算による残存比とボイド反応度の相関性	76

図リスト(2 / 4)

Figure 2-16	核分裂性プルトニウム富化度17wt%MOX燃料のボイド状態における反応率の中性子エネルギー分布……………	77
Figure 2-17	核分裂性プルトニウム富化度17wt%MOX燃料の軽水冷却状態の反応率の中性子エネルギー分布(X/HM=1.0) ……………	78
Figure 2-18	核分裂性プルトニウム富化度17wt%MOX燃料の重水冷却状態の反応率の中性子エネルギー分布(X/HM=1.0) ……………	79
Figure 2-19	単ピンセルモデルでの随伴中性子束スペクトルの評価例(X/HM=1.0、1MeVの値を1.0に規格化) ……………	80
Figure 2-20	核分裂性プルトニウム富化度17wt%MOX燃料でのX/HMに応じた燃料部と体系平均の中性子スペクトルの比較……………	81
Figure 2-21	シード・ブランケット燃料配置の感度解析に用いた 1 次元平板体系モデル……………	81
Figure 2-22	軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm) ……………	82
Figure 2-23	重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm) ……………	85
Figure 2-24	軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長30cm一定、X/HM=1.0)……………	88
Figure 2-25	重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長30cm一定、X/HM=1.0)……………	89
Figure 2-26	ボイド時の核分裂率分布(シード / ブランケット長30cm一定) ……………	90
Figure 2-27	軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長30cm一定、X/HM=1.0)……………	91
Figure 2-28	重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長30cm一定、X/HM=1.0)……………	92
Figure 2-29	ボイド時の捕獲反応率分布(シード / ブランケット長30cm一定) ……………	93
Figure 2-30	核分裂率の中性子エネルギー群及び核種ごとの内訳(シード燃焼度40GWd/t、シード / ブランケット長30cm一定)……………	94

図リスト(3 / 4)

Figure 2-31	捕獲反応率の中性子エネルギー群及び核種ごとの内訳(シード燃焼 度 40GWd/t、シード / ブランケット長30cm一定) …………… 95
Figure 2-32	ブランケット燃料厚さに応じた各種反応率の中性子エネルギー群及 び核種ごとの内訳(シード燃焼度 40GWd/t、シード長30cm一定) …… 96
Figure 2-33	ブランケット燃料厚さとボイド反応度の相関性に対する感度解析結 果 …………… 97
Figure 2-34	ブランケット燃料厚さに対する核分裂性物質吸収反応と親物質捕獲 反応の反応率比の相関性 …………… 98
Figure 2-35	ブランケット燃料のX/HMに対する感度解析結果(シード燃料 X/HM=1.0固定、シード / ブランケット燃料長30cm一定) …………… 99
Figure 2-36	ブランケット燃料軸方向配置感度解析体系 …………… 100
Figure 2-37	ブランケット燃料配置に対する核分裂性プルトニウム富化度及びボ イド反応度の相関性 …………… 101
Figure 3-1	プルトニウム自己リサイクルで想定したプルトニウム燃料の流れ …… 131
Figure 3-2	燃料棒間ギャップ1.0mmにおける燃料棒外径に対するX/HMと原子 炉熱出力の相関性 (線出力制限と被覆管表面熱流束制限を考慮) …… 132
Figure 3-3	SRACシステムによる3次元炉心体系拡散燃焼計算のフロー …………… 133
Figure 3-4	SRACシステムによる3次元炉心体系拡散燃焼計算の解析体系 (1/1-Hex-Z体系、313体炉心での例) …………… 134
Figure 3-5	3次元モンテカルロ燃焼計算に用いた解析体系例 …………… 135
Figure 3-6	燃料集合体配置案 …………… 136
Figure 3-7	マルチ集合体モデル解析における軸方向ブランケット燃料配置サー ベイ体系 …………… 137
Figure 3-8	マルチ集合体の径方向XYモデル化の概念 …………… 138
Figure 3-9	マルチ集合体モデルによるブランケット燃料配置に対する解析結果 … 139
Figure 3-10	炉心体系計算によって得られた内部ブランケット燃料長に応じた残 存比と燃焼度の変化 (負のボイド反応度となるよう径方向ブランケ ット燃料長を調整済み) …………… 140

図リスト(4 / 4)

Figure 3-11	集合体内局所出力ピーキング係数評価体系……………	141
Figure 3-12	燃料集合体概念図……………	142
Figure 3-13	炉内燃料集合体配置と燃料交換パターン……………	143
Figure 3-14	常用系制御棒配置……………	144
Figure 3-15	代表的なシード燃料棒での平衡サイクル末期の軸方向線出力分布 ……	145
Figure 3-16	炉心まわりの高速中性子散乱の概念……………	146
Figure 3-17	プルトニウム自己リサイクル回数に応じた代表MA核種割合の変化 ……	147
Figure 3-18	KfK相関式による稠密格子燃料棒バンドルでのDNB予測性……………	148
Figure 3-19	重水冷却FBRにおける燃料交換設備の概要 ……	149
Figure 3-20	重水冷却FBRにおける格納容器まわり建屋の概念 ……	150
Figure 4-1	標準的な実機燃料集合体の構造……………	160
Figure 4-2	既設軽水炉向け臨界実験装置の概観……………	160
Figure 4-3	既設高速炉用臨界実験装置の概観……………	160
Figure 4-4	単ピンセルモデルで得られた軽水冷却における5%-EU燃料での中 性子反応挙動……………	161
Figure 4-5	単ピンセルモデルで得られた重水冷却における5%-EU燃料での中 性子反応挙動……………	162
Figure 4-6	単ピンセルモデルで得られた軽水冷却における17%-MOX燃料での 中性子反応挙動……………	163
Figure 4-7	単ピンセルモデルで得られた重水冷却における17%-MOX燃料での 中性子反応挙動……………	164
Figure 4-8	単ピンセル計算で得られた燃料非均質効果……………	165

略語リスト

ASMBURN SRAC システムの中で集合体サイズでの中性子少数群実効マクロ定数作成及び燃焼計算を行うモジュール。

BOEC 平衡炉心燃焼サイクル初期。(Beginning of equilibrium cycle)

BR value 残存比の英語表記。(本研究での造語)

Black 条件 炉心核計算上の境界条件の 1 つで、入射した中性子は全て吸収されるものとして扱う。この反対が White 条件で、入射した中性子は、その境界面で全て全反射されるものとして扱う。

BWR 沸騰水型原子炉。(Boiling water reactor)

COREBN SRAC システムの中で炉心燃焼計算を行うモジュール。

DNB 核沸騰限界。(Departure from nucleate boiling)

DNBR DNB 比。(Departure from nucleate boiling ratio)出力と冷却除熱能力との不均衡の度合いを示す指標。

Dowtherm ビフェニ - ル + ジフェニールオキサイド混合物。($C_{24}H_{20}O$)

ECCS 非常用炉心冷却装置。(Emergency core cooling system)

EFPM 全出力換算月数。(Effective full power month)この他の表記として、EFPD (全出力換算日数 : Effective full power day) がある。

EOEC 平衡炉心燃焼サイクル末期。(End of equilibrium cycle)

FBR 高速増殖炉。(Fast breeder reactor)

FP 核分裂生成物。(Fission product)

HM 重金属。(Heavy metal)

H/HM 下式で算出。分母は一般的な核燃料物質を対象としている。

$$H/HM = \frac{\text{炉心内単位体積あたりの水素の原子数}}{\text{炉心内単位体積あたりの核燃料物質の原子数}}$$

H/U 下式で算出。分母はウラン燃料物質のみを対象としている。本質的には H/HM と同じ。

$$H/U = \frac{\text{炉心内単位体積あたりの水素の原子数}}{\text{ウラン燃料での炉心内単位体積あたりの核燃料物質の原子数}}$$

IMR 一体型モジュラー軽水炉。(Integrated modular water reactor)

JENDL	日本の標準評価済核データライブラリ。(Japanese Evaluated Nuclear Data Library) 日本原子力学会・シグマ研究特別委員会と日本原子力研究所・核データセンターが作成。原子炉核計算などで必要となる多くの核種の核データを一定のフォーマットで記載しファイル化したもの。アメリカの ENDF、英国の UKNDL、ドイツの KEDAK 等とともに世界の代表的な評価済核データライブラリの 1 つ。
k-eff	実効増倍率。(Effective multiplication factor)
KfK	ドイツにあるカールスルーエ原子力研究所。(Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH)
LOCA	冷却材喪失事故。(Loss of coolant accident)
MA	マイナーアクチニド。(Minor actinide)
MOX 燃料	ウラン-プルトニウム混合酸化物燃料。((Pu,U)O ₂ 燃料、Mixed oxide fuel)
MVP-BURN	日本原子力研究所で開発された燃焼計算コードで、中性子連続エネルギーによる 3 次元モンテカルロ計算コード MVP (日本原子力研究所で開発) に燃焼計算機能を付加したコード。
Na-FBR	ナトリウム冷却高速増殖炉。(Sodium cooled fast breeder reactor)
OECD/NEA	経済協力開発機構原子力機関。(OECD : Organization for Economic Cooperation and Development、NEA : Nuclear Energy Agency)
PEACO	炉心核計算システム SRAC の中で超詳細な中性子エネルギー群構造で衝突確率法によるセル計算を行うモジュール。
Pij	衝突確率法に対する通称。
Puf	核分裂性プルトニウム。(Fissile plutonium)
PWR	加圧水型原子炉。(Pressurized water reactor)
SRAC	日本原子力研究所で開発された炉心核計算システム。
TRU	超ウラン元素。(Transuranium)
VVER	ロシア (旧ソ連) で開発された加圧水型軽水炉。
Water-FBR	水冷却高速増殖炉。(Water cooled fast breeder reactor)
X/HM	下式で算出。分子に水素だけでなく重水素あるいは Na の原子数を代入するために「H/HM」(分子の H は Hydrogen の意) の表記から作成した本研究での造語。

$$X/HM = \frac{\text{炉心内単位体積あたりの水素、重水素あるいはNaの原子数}}{\text{炉心内単位体積あたりの核燃料物質の原子数}}$$

σ_a	中性子吸収断面積。
σ_c	中性子捕獲断面積。
σ_f	核分裂断面積。
η 値	中性子 1 個の吸収によって放出される中性子の数。
ν 値	1 回の核分裂によって放出される中性子の数。

用語リスト

アクチニド(Actinide)核種：周期表において原子番号 89 のアクチニウム (Ac) から原子番号 103 のローレンシウム (Lr) に至る 15 の元素の総称。

α 崩壊： α 線を放出して原子核が崩壊すること。

インコネル-718 材：高ニッケル合金の 1 種。高温強度に優れているが、延性に乏しい。

FBR 実用化戦略調査研究：高速増殖炉、燃料製造、再処理を各要素として構成する高速増殖炉サイクルをシステム全体として適切化を計る研究。核燃料サイクル開発機構と日本原子力発電株式会社が共同で実施し、安全性の確保を前提に、経済性の向上、資源の有効利用、環境負荷の低減、核不拡散性の確保を開発目標としている。高速増殖炉については、炉心燃料の形態（酸化物、金属、窒化物）、冷却材（ナトリウム、重金属、ガス、水等）、出力規模（大型炉、中小型モジュール炉等）について、核燃料リサイクルシステムとの整合性に留意しつつ、革新的な要素技術も取り込んで、開発目標に合致するシステム概念を検討し、実用化候補を絞り込み、2015 年頃には競争力ある FBR サイクル技術を提示する計画としている。

親核種：中性子 1 個を捕獲すると核分裂性物質に変換する核種。

回収ウラン：再処理工程で発生する U-235 含有率が 0.6wt%以下のウラン。

核的ディカップリング：シード燃料がブランケット燃料等の低核分裂性物質領域によって分離されてシード燃料間の中性子相互作用が少なくなり、あるシード燃料領域で発生した中性子束外乱（歪み）が周辺のシード燃料に伝わらない状態。外乱の影響が局所的なものになってしまうため、炉心全体としての出力分布平坦化（時間的な振幅変化も含む）及び反応度制御が難しく、核的に不安定な炉心状態になる。

核燃料リサイクル：原子炉で核燃料を燃焼させ、その燃焼済み燃料を再処理して核分裂性物質を抽出し、再度原子炉に燃料として使用するシステムのこと。本研究では、U-238 から生成されるプルトニウムをリサイクルさせる。

核分裂性プルトニウム富化度：本研究では、 $(\text{Pu}239, \text{Pu}241)\text{O}_2 / (\text{Pu}, \text{U})\text{O}_2$ で定義。

高温零出力状態：1 次主冷却ポンプを回転させる際に発生する熱等を利用し、外部に放出される熱を少なくして、核加熱によらずに通常運転時と同程度の冷却材温度を維持している状態。

高温全出力状態：核加熱によって、設計上の 100%電気出力（ないしは原子炉熱出力）を

安定的に発生している状態。

サイクル燃焼度：平衡炉心におけるサイクル初期とサイクル末期の炉心平均燃焼度の差。

残存比：下式で算出。

$$\text{残存比} = \frac{\text{使用済燃料中のPu-239、Pu241重量}}{\text{新燃料中のPu-239、Pu241重量}}$$

シード燃料：核分裂を維持するための燃料。

ジルカロイ-4：ジルコニウム合金の1種でPWR被覆管材等として広く使用。BWRではジルカロイ-2を使用。

重金属：核燃料物質の別称。

重水：化学記号D₂Oで表記される水で、天然の水中にDHOとして0.015wt%程度存在。

重水として使用するには100%近くまで濃縮する。

Super-Phenix 炉：電気出力1240MWeのフランスのNa冷却FBR実証炉。1985年に初臨界、1986年に全出力運転を達成したが、1987年に炉外燃料貯蔵内側容器からのNa漏えいが発生したため運転停止となり、1998年に閉鎖が決定し、現在廃炉に向けた作業を実施中。

生成反応率：核分裂率に1回の核分裂によって放出される中性子の数（ν値）を乗じた反応率

セル：核計算を行う際の実効断面積を作成する最小単位

先進再処理：経済性向上を目指して現在開発中の再処理方法の総称。本研究では、そのうちの1つであるFBR実用化戦略調査研究で提案されている方式を採用。

増殖比：転換比が1.0を上回った場合の別称。

速中性子効果：中性子スペクトルが硬くなった場合に、核分裂で発生した高速中性子がU-238核分裂の実効しきい値以下に減速される前にU-238に吸収される確率が高くなり、U-238の核分裂の寄与が大きくなること。

単ピンセル：燃料棒1本のまわりに代表的な冷却材・構造材の割合を考慮した領域を配置したセル。

中性子干渉効果：着目している複数の領域で中性子スペクトルが異なっている場合に、各領域相互での中性子の出入りによって領域本来の中性子スペクトルが変化する現象。本研究では、シード燃料とブランケット燃料の間での中性子出入りによる干渉効果に着目している。

中性子スペクトルシフト：本研究では、通常状態からボイド状態に変化した際に中性子スペクトルが変化し、中性子発生あるいは吸収反応率等の各種核反応率の中性子エネルギー分布が大きく変化することをいう。

低温零出力状態：設計上の最低温度（軽水炉の場合は 20℃）で原子炉停止している状態

転換比：下式で算出。

$$\text{転換比} = \frac{(\text{U} - 238, \text{Pu} - 240 \text{ の中性子捕獲反応率})}{(\text{Pu} - 239, 241 \text{ の中性子吸収反応率}) - (\text{Pu} - 241 \text{ 自然崩壊率})}$$

取出平均燃焼度：炉心から取り出される使用済み燃料平均の燃焼度。

ブランチ計算：燃焼計算で与られた特定の燃焼時期の組成データに基づき、一部の組成のみを変更して行う臨界計算。本研究では、ボイド反応度評価に使用。

ふげん：日本で新型動力炉開発の一環として自主技術により開発を進めていた新型転換炉（ATR：Advanced thermal reactor）の原型炉で、重水減速沸騰軽水冷却型原子炉。1979 年 3 月に運転開始、2003 年 3 月に運転終了し、廃止措置計画に移行する。

ブランケット燃料：核分裂性物質の生成を目的に炉内に装荷する燃料。

プルサーマル炉：既設軽水炉に、現行のウラン燃料に代えてプルトニウム富化度 7wt%程度の MOX 燃料を装荷した場合の通称。国内では、炉心の 1/3 を MOX 燃料、2/3 を従来の低濃縮ウラン燃料にする概念が現在計画されている。全炉心を MOX 燃料にする計画もある。

プルトニウム富化度：本研究では、 $(\text{Pu} + \text{Am} - 241)\text{O}_2 / (\text{Pu}, \text{U})\text{O}_2$ で定義。

PROTEUS 炉：スイスのポール・シェラー研究所（Paul Scherrer Institute：PSI）に設置されている研究炉。

β 崩壊：β 線を放出して原子核が崩壊すること。

ボイド反応度：下式で算出。

$$\text{ボイド反応度} = \frac{(\text{全炉心ボイド状態での } k - \text{eff}) - (\text{高温全出力状態での } k - \text{eff})}{(\text{全炉心ボイド状態での } k - \text{eff}) \times (\text{高温全出力状態での } k - \text{eff})} \times 100\%$$

マイナーアクチニド：アクチニドのうちトリウム、ウラン、プルトニウムを除いた核種。

もんじゅ：日本の Na 冷却 FBR 原型炉。1994 年に初臨界となるが、1995 年に発生した 2 次冷却系 Na 漏えい事故によって現在停止中。

劣化ウラン：天然ウラン濃縮工程で発生する U-235 含有率が 0.2～0.3wt%のウラン。

六ヶ所再処理：使用済核燃料の再処理工程での溶媒抽出法としてピューレックス法を用い

た再処理工場の通称。現在建設中で、既存軽水炉燃料の再処理を実施予定。ピューレックス法は現在商業的に実用化されている唯一の再処理方法。

炉心平均燃焼度：任意の運転時期において、炉心全体の燃料について平均した燃焼度

ワンススルー方式：核燃料物質を再処理しないで1回限り利用して廃棄する核燃料利用方式。

ワンロッドスタック条件：原子炉スクラム時に着目制御棒群が全挿入される際に、その制御棒群の中で最も反応度価値が高い制御棒1本が挿入されないとする条件。ワンロッドスタックさせる制御棒については、通常運転時の挿入位置から動かないとする考え方もあるが、全引抜き状態を想定した評価が一般的。

1. 緒 言

1.1 研究の背景と目的

1.1.1 核燃料の増殖について

天然に存在するトリウム及びウランに中性子を照射すると、ウランより原子番号の大きな超ウラン元素(Transuranium、TRU)を含むアクチニド(Actinide)が生成される。一般的には、偶数原子番号のアクチニド核種は、 α 崩壊と自発核分裂によって崩壊する一方で、中性子捕獲反応((n, γ) 反応)によって質量数が高くなる高位の同位体に、 $(n, 2n)$ 反応によって質量数が小さな低位の同位体になり、 β 崩壊で奇数原子番号のアクチニド核種に移行^[1]する。また、奇数原子番号のアクチニド核種については、 β 崩壊または電子捕獲反応にて比較的短時間で偶数原子番号のアクチニド核種に移行^[1]する。アクチニド核種の同位体のうちで、質量数が奇数で原子番号が偶数である奇偶核は、中性子吸収によって形成される複合核を分裂させるのに必要なエネルギー(E_f)よりも、吸収された中性子の結合エネルギー(E_n)の方が大きい($E_f < E_n$)ため、入射した中性子の全エネルギー範囲で核分裂を起こす^[2]。このため奇偶核である核種は核分裂性核種(Fissile nuclide)であり、核分裂性物質と称される。これに対し、質量数と原子番号が共に偶数である偶偶核の場合には、 $E_f > E_n$ であるため、入射中性子のエネルギーがあるしきい値より大きくないと核分裂を起こしにくい、中性子捕獲反応によって奇偶核になるため、再度中性子を吸収することによって核分裂を起こす^[2]こととなる。このため偶偶核である核種は親核種(Fertile nuclide)であり、親物質と称される。核分裂性物質と親物質を総称して核燃料物質あるいは重金属(Heavy metal、HM)と称す。

1回の核分裂によって放出される中性子数(ν 値)は、U-235で平均2.44個、Pu-239では平均2.88個^{[3]~[5]}である。核分裂する際には、先ず中性子を吸収して、次に核分裂を起こすのであるが、 γ 線のみを放出して高位の同位体になる中性子捕獲反応を起こす場合もあるため、核分裂性物質でも吸収された全ての中性子が核分裂に寄与するのではない。例えば、核分裂性物質であるPu-239が熱中性子を吸収した場合、約27%が親物質であるPu-240に転換する中性子捕獲反応であり、残りが核分裂反応となる。概算すると、Pu-239が中性子1個を吸収した場合、

$$0.73 \text{ 核分裂 / 吸収} \times 2.88 \text{ 個 / 核分裂} = 2.1 \text{ 個 / 吸収}$$

となり、約 2.1 個の中性子を放出することとなる。すなわち、中性子 1 個の吸収に対する発生中性子の数（ η 値）が核分裂連鎖反応で利用できる中性子である。代表的核分裂性物質の中性子エネルギーに対する η 値を Figure 1-1^[3]に示す。 η 値は、中性子吸収断面積 σ_a 、中性子捕獲断面積 σ_c と核分裂断面積 σ_f を用いて、下記のように表すことができる。

$$\eta = \nu \times \sigma_f / \sigma_a$$

$$\text{ここで、} \sigma_a = \sigma_f + \sigma_c$$

1 個の中性子が核分裂性物質に吸収されたことを基点として、中性子の流れを整理すると Figure 1-2 のようになる。図中の変数を用いると全体の中性子バランスは以下のように記述される。

$$\eta = K + M + N + L$$

ここで、核分裂によって発生した中性子のうち

K：核分裂性物質に吸収される中性子数

M：親物質に吸収される中性子数

N：非核燃料物質（構造材、冷却材等）に吸収される中性子数

L：体系から漏えいする中性子数

上式中の K がいわゆる増倍係数(Multiplication factor)と言われるものである。K > 1.0 では核分裂を繰り返すたびに体系内の発生中性子は K 倍に増加して発散する超臨界状態、K < 1.0 では核分裂を繰り返すたびに体系内の発生中性子は K 倍に減少して収斂する未臨界状態であり、どちらも核分裂を連続的に安定に維持できない。K = 1.0 の時のみ、核分裂を連続的に安定に維持できる臨界状態を保つこととなる。

親物質に中性子が吸収されると核分裂性物質が生成される。M > 1.0 である場合には、中性子吸収反応による核分裂あるいは親物質への転換によって消滅した核分裂性物質量よりも多くの核分裂性物質が親物質から生成されるため、親物質と核分裂性物質の総量は減少するが、「核燃料は増殖された」と言われる。

したがって、核燃料を増殖させるためには、“ $\eta - (N+L)$ ”が十分に 2.0 を上回っている必要がある。

1.1.2 核燃料増殖炉と水冷却高速増殖炉の開発必要性

(1) 核燃料増殖炉の開発必要性

現在、主として運転されている原子炉は軽水炉である。現行の軽水炉平均でのウラン燃料の利用률을概算すると以下ようになる。(使用データは文献[6]より引用)

- ・ 取出平均燃焼度：約 48GWd/t
- ・ 装荷ウラン中の U-235 割合：3.48wt%
- ・ 天然ウラン中の U-235 割合：0.72wt%
- ・ 濃縮工程で廃棄される劣化ウラン中の U-235 割合：0.2wt%
- ・ 3.48wt%低濃縮ウラン 1 トン製造に必要な天然ウラン量：

$$\frac{3.48\text{wt}\% - 0.2\text{wt}\%}{0.72\text{wt}\% - 0.2\text{wt}\%} \times 1\text{トン} = 6.3\text{トン}$$

- ・ 3.48wt%低濃縮ウラン 1 トンから取り出される重金属量：0.958 トン
- ・ 3.48wt%低濃縮ウラン 1 トン中で消費されたウラン量：
 $1.0\text{トン} - 0.958\text{トン} = 0.042\text{トン}$
- ・ 天然ウラン利用率：0.042 トン / 6.3 トン = 0.67%

注) 上記条件では、炉心に装荷したウラン燃料 1 トン (使用済燃料として取り出されるのは約 0.958 トン) に対しプルトニウムが約 9.4kg (そのうち核分裂性物質である Pu-239 と Pu-241 は約 6.1kg) 残存している。

したがって、現行のように軽水炉でウラン燃料を燃焼させてエネルギーを取り出す場合には、天然ウランの僅か 0.7%を利用したにすぎないこととなる。

注) 実際には、ウラン燃料の濃縮・転換工程及び燃料成形・加工工程で残渣が生じる (文献[6]によれば、前者は取扱量の 0.5wt%、後者は 1.0wt%) ため、実効的な天然ウラン利用率はさらに約 0.1%下がり 0.66%になる。

このような低い天然ウラン利用率を改善し、ウラン資源を有効に利用するシステムを確立するために、日本を含め米国、フランス、英国、ロシア、ドイツなどの先進国が高速増殖炉 (Fast breeder reactor、FBR) の開発を進めてきた。現在の主流となっているのは、U-235 含有率を数 wt%に濃縮した低濃縮二酸化ウラン燃料 (UO₂ 燃料) を

原子炉で燃焼させることで生じるプルトニウム（前述したように、現行軽水炉でウラン燃料 1 トンを 48GWd/t まで燃焼させると約 6.1kg の核分裂性プルトニウムを生成）を抽出し、ウラン－プルトニウム混合酸化物燃料（(Pu,U)O₂ 燃料、MOX 燃料、Mixed oxide fuel）として再度原子炉に装荷して燃焼させるというものである。この場合、親物質は U-238 である。これとは別な核燃料増殖の考え方として、親物質として Th-232（天然トリウム中の含有率 100wt%）を用いて核分裂性物質である U-233 を生成させるという方法もある。

注）天然に存在し利用が可能な核分裂性物質は U-235 のみである。トリウムによる核燃料リサイクルを行う場合には、Th-232 から生成される核分裂性物質である U-233 が十分に得られるまで、U-235 ないしは U-238 から生成される核分裂性プルトニウムを「種火」用の核分裂性物質として装荷することが必要ということに注意する必要がある。

現行の FBR は、冷却材にナトリウム(Na)、核燃料物質に MOX 燃料と劣化 UO₂ 燃料を使用し、高速中性子で核分裂連鎖反応を維持して、取り出し燃料中の核分裂性物質の量が装荷された量よりも大きくなるという特性、すなわち増殖性を有している。このような Na 冷却—MOX 燃料の組合せが現行の FBR 概念として選定された理由を原子炉物理学の観点から整理すると以下となる。

- 1) 核分裂した直後の中性子のエネルギーは 1MeV オーダーのエネルギーを持つが、原子炉の中では燃料物質、構造材あるいは冷却材の原子核と衝突して次第にエネルギーを失う。（減速）
- 2) 既設軽水炉では、減速材と冷却材を兼ねて軽水が使用されている。軽水中の水素原子核は中性子とほぼ同じ質量であるために、中性子は水素原子核と数回衝突するのみで 1.0eV 以下の熱中性子エネルギー領域まで一気に減速される。熱中性子エネルギー領域での η 値は、核分裂性物質が U-235 では 2.09、Pu-239 では 2.11、U-233 では 2.28^{[3]~[5]}}であるので、U-233 以外では、体系からの中性子漏えい及び構造材・冷却材等の非核燃料物質に吸収される中性子数の余裕は 0.1 程度と小さい。
- 3) 現行の FBR では、中性子の減速能力及び中性子吸収断面積が小さく、被覆管との共存性に優れた冷却材物質として、比較的低温で液体となり沸点の高い Na を

選定している。Na を用いた炉心内での代表的な中性子のエネルギー領域は 100keV オーダーであり、このエネルギー領域での η 値は、核分裂性物質が U-235 では 1.92、Pu-239 では 2.49、U-233 では 2.31^{[3]~[5]}であるので、Pu-239 を主たる核分裂性物質とすることで、体系からの中性子漏えい及び構造材・冷却材等の非核燃料物質に吸収される中性子数の余裕は 0.5 程度確保することができ、最も高い増殖性が期待できる。

現在使われているエネルギー資源である石油及び天然ガスの化石燃料をそのまま消費していくと早晚枯渇することは明白である。石炭については 1000 年程度利用できるという説もあるが、地球温暖化問題の顕在化は、温室効果ガス、酸性雨等の大きな原因となる石炭利用はある程度使用量が制限されるとみるべきである。したがって、温室効果ガス等を排出しないエネルギー源として原子力の重要性は高い。しかしながら、1994 年末の世界のウラン確認資源量は、約 436 万トン^[7]であり、もし、既設軽水炉と同等な炉概念を持つ原子炉だけでこのまま原子力発電を続け、再処理しないで 1 回限り利用する（ワンスルー方式）のであるならば、化石燃料に同じく、今世紀半ばには天然ウラン資源が枯渇（OECD/NEA の試算では約 72 年で枯渇^[7]）してしまうことは明白である。天然ウラン資源は探鉱の歴史が浅いため今後の探鉱開発で確認できる埋蔵量の増加も見込まれるが、天然ウラン資源も石油などの化石資源と同様、限りあるものであることに変わりはなく、入手できる天然ウラン資源を有効に利用するシステムを確立することが、将来のエネルギー資源を安定的に確保する上で重要である。天然ウランの 99.3%を占める U-238 を、FBR を用いてプルトニウムに転換し、そのプルトニウムを再処理して取り出し、再度燃料として使用すれば天然ウラン利用率は飛躍的に増大する。原理的には天然ウランを 100%核分裂させて利用することができるが、実際には核燃料を再処理してリサイクルさせる際の新燃料を成形加工する過程及び使用済燃料を再処理する過程で残渣として失われる（文献[6]によれば、前者：1.0wt%、後者：2.0wt%）ことなどもあり、FBR では天然ウラン利用率を 60%程度にすることができる^[8]（利用できない約 40%は、繰り返しリサイクルしている際に、残渣として核燃料サイクルの各工程から排出される放射性廃棄物中に含まれる）と考えられている。すなわち FBR を用いると、熱中性子炉よりも約 90 倍も天然ウラン資源を有効に利用できることになる。

これが、核燃料再処理を踏まえた FBR による核燃料リサイクルが必要であると主張

されることの所以である。

プルトニウムを「燃料」として利用することを考えた場合、プルトニウムは単位エネルギーあたりの輸送・貯蔵量が化石燃料に比して極めて少なく準国産エネルギー資源とみなすことができるため、長期にわたり安定したエネルギー供給が可能となる。そのため、エネルギーを大量消費しかつエネルギー資源の乏しい日本では、核燃料を再処理し増殖させるという核燃料リサイクルの確立は必要不可欠であるとし、国家プロジェクトとして、軽水炉からの使用済燃料を再処理し、再処理で得られたプルトニウムを使用した MOX 燃料による Na 冷却 FBR の実用化を目指した研究を行っている。そのために、核燃料サイクル開発機構（旧動力炉・核燃料開発事業団）を中心として実験炉「常陽」（1974 年初臨界、2003 年 MK- 炉心臨界）及び原型炉「もんじゅ」（1994 年初臨界）を建設するとともに、日本原子燃料株式会社が青森県六ヶ所村に再処理工場（800 トン/年、いわゆる「六ヶ所再処理」）を建設している。この再処理工場は、日本国内で稼働している 50 基を超える軽水炉から発生する使用済燃料の貯蔵量増加を抑制し、国内でウラン - プルトニウムによる核燃料リサイクルの完結を目指すものであり、2005 年の運転開始が予定されている。

(2) 水冷却高速増殖炉の開発必要性

Na 冷却 FBR の開発計画は、核燃料サイクル開発機構と日本原子力発電株式会社を中心とした「FBR 実用化戦略調査研究」^[9]で現在も開発が継続実施されている。しかしながら、1995 年 12 月に発生した原型炉「もんじゅ」の 2 次冷却系 Na 漏えい事故を契機に全面見直しが迫られ、2030 年頃に Na 冷却 FBR を実用化するという当初計画は大幅に遅れてきている。この漏えい事故は原子炉の安全に関わる事故ではないが、フランスの Na 冷却 FBR の実証炉である Super-Phenix 炉が、1987 年 3 月に発生した原子炉容器に隣接する炉外燃料貯蔵内側容器からの Na 漏えい事故から始まった様々なトラブルで廃炉にまで追い込まれた事実を考えると、現行の Na 冷却 FBR の開発は余談を許さない状況にある。そのため、ますます軽水炉によるプルトニウム利用を長期継続せざるをえないと考えるのが現時点での正しい認識であるといえる。

海外では既に、既設軽水炉に MOX 燃料を装荷するプルトニウム利用（プルサーマル炉）が普及しているが、日本では社会的、政治的な混乱もあり、プルトニウム利用計画の進展を見ていない。一方、核不拡散の観点から、日本は余剰プルトニウムを持たな

い政策を採用し、再処理に得られたプルトニウムをそのままの形態で貯蔵しておくことは認められていない状況にある。そのための現実的な対策として、当面は使用済燃料貯蔵量が大幅に増加しないように再処理するが、プルサーマル炉が普及するまで使用済燃料を中間貯蔵するという方式を採用している。しかしながら、プルサーマル炉で核燃料リサイクルを行うと核分裂性プルトニウムの割合が低下する(プルトニウムが高次化するとともにいう。核分裂性プルトニウムである Pu-239 が中性子捕獲反応によって消滅し、Pu-238、Pu-240 等の非核分裂性プルトニウムに転換することを指す。)ため、MOX 燃料としてのプルトニウムのリサイクルが2～3回しかできず、長期プルトニウム利用が困難となる。このような軽水炉によるプルサーマル炉計画に対し、既存の軽水炉技術を用いた水冷却炉にて FBR を構築できれば、プルトニウムの多重リサイクルによる長期原子力エネルギー利用が可能となるとともに、Na 冷却 FBR の場合と同様に、天然ウラン資源の節約ができるようになる。

そのため、水冷却 FBR の可能性を研究し、十分な燃料増殖性が達成できるのであれば、ウラン-プルトニウムによる核燃料リサイクルシステムの確立に向けた開発に対するリスク回避のために、Na 冷却 FBR 開発とは独立した炉型オプションとして、水冷却 FBR を開発することが必要となる。

1.1.3 一般的な高速増殖炉の概念

水冷却 FBR は「水冷却高転換比炉心」として開発が開始された経緯がある。その開発経緯を述べる前に、FBR とはどのようなものであるかを理解しておく必要がある。ここでは、Na 冷却 FBR を取り上げてその炉概念を説明する。

現行の Na 冷却 FBR の炉心には、核分裂を持続させて原子炉を臨界とし、エネルギーを取り出すために MOX 燃料を装荷している。このため、この MOX 燃料をシード燃料(核分裂を起こす火種(シード、Seed)という意味)と称している。また、シード燃料から漏えいする中性子を吸収させてプルトニウムを生成させることを目的として、天然ウラン濃縮工程で発生した劣化ウラン(U-235 含有率: 0.2～0.3wt%)あるいは再処理工程で発生した回収ウラン(U-235 含有率: 0.6wt%以下)からなる UO_2 燃料をブランケット(増殖材、Blanket)燃料と称して、炉心に装荷している。

炉心型式としては、ブランケット燃料の配置に応じて一般的に Figure 1-3 に示すよ

うな 3 種類の概念、すなわち均質炉心、径方向非均質炉心及び軸方向非均質炉心がある。

均質炉心はシード燃料の外側の上下及び水平方向にブランケット燃料を配置した概念である。上下方向に配置されたブランケット燃料は軸ブランケット燃料、水平方向に配置されたものは径ブランケット燃料と呼ばれる。一般的に、炉心は複数の燃料集合体によって構成されており、燃料集合体単位で燃料領域を分割することが可能である。燃料集合体を鉛直方向に炉心に装荷する場合には、軸ブランケット燃料とシード燃料を含むシード燃料集合体と、径ブランケット燃料のみを含むブランケット燃料集合体に大別される。前述の「もんじゅ」は均質炉心である。

これに対し径方向非均質炉は、ブランケット燃料集合体をシード燃料集合体の外側だけでなくその間にも配置したものであり、シード燃料集合体とブランケット燃料集合体が混在した燃料集合体配置となっている。これは、増殖性の向上を意図して創出された型式である。Figure 1-3 では、混乱を避けるために、炉心最外周にある径ブランケット燃料を「径ブランケット燃料」、シード燃料の間にある径ブランケット燃料を「径内部ブランケット燃料」と称して区別している。米国で計画された Na 冷却 FBR 原型炉の Clinch river 炉がこれに相当する。

軸方向非均質炉心は、シード燃料集合体において軸方向にシード燃料とブランケット燃料を層状に交互に配した型式のものである。Figure 1-3 では、混乱を避けるために、炉心上下端にある軸ブランケット燃料を「軸ブランケット燃料」、シード燃料間にある軸ブランケット燃料を「軸内部ブランケット燃料」と称して区別している。軸方向非均質炉心とすることで、増殖性が向上するだけでなく、地震時の反応度が変動（地震時の縦波振動によって制御棒が炉心に相対的に挿入・引抜きされたのと同様な状態になり、反応度が変動）する影響を抑制できるという点で有利であるとされている。建設に向けた具体的な設計までは実施されていない。

径方向非均質炉心と軸方向非均質炉心を組み合わせて 3 次元的なブランケット燃料配置とする径軸非均質炉心（3 次元的非均質炉心）の概念も可能である。ただし、均質炉心、径及び軸方向非均質炉心に対しては 2 次元体系モデルを用いた炉心燃焼解析による検討がある程度まで可能であるが、3 次元的非均質炉心に対しては 3 次元体系モデルを用いた炉心燃焼解析による検討が不可欠になるため、近年のコンピューター技術の進歩を待たなければ 3 次元的非均質炉心の研究は実施困難であったと言える。

いずれにしても、シード燃料で原子炉熱出力の 95% 近くを発熱し、ブランケット燃

料は発熱材でなく増殖材として用いられている。

1.1.4 これまでの水冷却高速増殖炉の開発経緯

Na 冷却 FBR 開発の初期の段階から水冷却 FBR の開発必要性は既に認識されており、1960 年代から様々な研究が実施されている。しかしながら、これまでに研究された水冷却 FBR は、燃料を増殖するまでに至らなかった、すなわち 1.0 未満の転換比しか達成できなかったために、「水冷却高転換比炉」として開発された経緯を持つ。

水冷却による高転換比を有する炉心については、大きく分けて 1960 年代、70 年代、80 年代の 3 つの時期に関心が持たれた。

最初の 1960 年代では、米国 アルゴンヌ国立研究所にある臨界実験装置 ZPPR を用いた臨界実験に基づく基礎研究^[10]が 1962～65 年に実施されたが、FBR 開発の主流が MOX 燃料による Na 冷却炉に定まったために、終焉となった。

次の 1970 年代では、その中頃に、米国でプルトニウムを有効に利用することを目指して加圧水型原子炉 (Pressurized water reactor、PWR) を高転換比型にすることが提唱^[11]され、具体的な概念研究が実施^[12]されたが、カーター政権によって核燃料再処理とプルトニウム利用が無期限に延期されたため、頓挫した。

しかしながら、1980 年代には、1970 年代に提唱された考えがドイツ、ついでフランス、日本等に受け継がれ、ヨーロッパ及び日本を中心に実施^{[13]～[19]}された。文献^{[13]～[17]}は、1984 年にウィーンで開催された Technical Committee Meeting on Advanced Light and Heavy Water Reactor Technology のものであり、転換比の目標を 0.85～0.95 に定め、核分裂性プルトニウム富化度 6～8wt% の MOX 燃料を使用し、8mm 程度の細径燃料棒を燃料棒間ギャップ幅 1.5mm で三角配列した軽水及び重水冷却の PWR に関するものである。それらの研究では、スイスのポールシェラー研究所の PROTEUS 炉を用いた臨界実験^[17]とドイツのカールスルーエ研究所 (KfK) で実施された冷却材喪失事故 (Loss of coolant accident、LOCA) 再冠水実験^[19]が特筆すべきものである。

臨界実験^[17]については、体系は燃料棒外径 9.57mm で、燃料棒配列ピッチを 10.7mm (燃料棒間ギャップ幅：1.13mm) と 12.05mm (同：2.48mm) の 2 ケースとし、冷却材領域の水密度を変えるために、0%ボイドと 100%ボイド状態の他に、単位体積あたりの水素原子数が軽水の約 1/2 であるビフェニル + ジフェニールオキシサイド混合物

Dowtherm($C_{24}H_{20}O$)という有機溶媒を用いた 50%ボイド状態模擬の実験を実施している。さらには1ケースのみではあるが、燃料棒配列ピッチ 12.05mm の 0%ボイド状態で重水を使用した場合の実験も実施している。炉心単位体積あたりの水素原子数は、10.7mm ピッチを 1.0 とすると、12.05mm ピッチでは約 2.0、Dowtherm 使用では約 0.5 となる。通常の水を用いて 10.7mm ピッチの半分の単位体積あたりの水素原子数とするには、燃料棒配列ピッチを狭めたとすると燃料棒配列ピッチは 9.94mm で燃料棒間ギャップ幅は僅かに 0.37mm、燃料棒配列ピッチを変えないで中性子吸収の少ないアルミニウム管で水を排除するとアルミニウム管外径は 10.44mm で燃料棒間ギャップ幅は僅かに 0.26mm となり、いずれも燃料棒を正しく配置するのが困難となる。単位体積あたりの水素原子数ができるだけ少ない状態での臨界実験データを得ようとして Dowtherm を使用したものと推察される。

注) Dowtherm のような有機物質は、臨界実験等の低温状態では減速材として使用可能であるが、既設軽水炉のような高温環境下 (PWR の炉心出口冷却材温度：約 325) では熱分解してしまうため軽水炉実機の減速材としては使用できない。

LOCA 再冠水実験^[19]では、PWR 条件での LOCA 時の再冠水状態を模擬するために、外径 9.3mm の PWR 燃料棒模擬の 61 本バンドルを用いた実規模流動試験が実施された。燃料棒間ギャップ幅は 0.6mm と 2.1mm の 2 種類で、2.1mm ギャップではグリッドを用いたが、0.6mm ギャップでは各燃料棒に設けた螺旋状の「ひだ」により燃料棒間隔を保持する構造となっている。試験パラメータは再冠水時の水位上昇速度、初期被覆管温度及び初期線出力である。試験を実施した結果、2.1mm ギャップでは問題なかったが、0.6mm ギャップでは試験体系内に流動不安定が生じたために順調に炉心が再冠水されず、被覆管温度が制限値以上に上昇することが実験的に示された。

通常の PWR 用グリッドはインコネル-718 材^[20]でできている。インコネル-718 材は延性が乏しいために成形加工が難しく、薄肉のグリッド格子板を製作することが困難である。四角格子であれば、直線状のグリッド格子板を十字格子で組み上げることで燃料棒間ギャップ幅の比較的狭いグリッドを製作できる。これに対し、六角格子の場合では、Figure 1-4 に示すように、六角形状の板 2 枚を重ね合わせて組み上げる必要があり、グリッド板厚は六角板の 2 倍になり、燃料棒間ギャップ幅がその分制限される。グリッド製作上の観点から、具体的な燃料棒間ギャップ幅に対する制限を概算すると、燃料棒を

ソフトタッチで拘束するためにスプリング性のある突起（ディンプル）を設ける必要があることを考慮し、厚さ 0.3mm の板を用いて高さ 0.4mm のディンプルを設けるとすると、四角格子の場合では $0.3\text{mm} + 0.4\text{mm} \times 2 = 1.1\text{mm}$ であるが、六角格子の場合では $0.3\text{mm} \times 2 + 0.4\text{mm} \times 2 = 1.4\text{mm}$ になる。この寸法上の課題と LOCA 再冠水試験結果を考慮し、その当時では、燃料棒間ギャップ幅を 1.5mm 以上とする制限を設ける必要があると判断された。その制限により、燃料棒間ギャップ幅を狭めて冷却材を排除することが十分にできなくなり、転換比は最高で 0.95 に止まった。

文献[18]では、シード燃料に MOX 燃料、ブランケット燃料に劣化ウランを使用した軽水冷却の PWR と沸騰水型原子炉(Boiling water reactor、BWR)それぞれについて、炉心単位体積あたりの冷却材中の水素原子数(X)と重金属原子数(HM)の比（X/HM、ウラン燃料の場合に用いられている H/U 及びプルトニウム燃料の場合に用いられている H/HM と同じ意味、下の定義式参照）、取出燃焼度、核分裂性プルトニウム富化度、プルトニウム同位体組成及び径・軸ブランケット燃料配置（炉心最外周にブランケット燃料集合体を 1 層設ける場合と MOX 燃料上下に軸ブランケットとして設ける場合）に対しサーベイを実施した結果が報告されている。

注）本研究での X/HM の定義は下式。

$$X/HM = \frac{\text{炉心内単位体積あたりの水素、重水素あるいはNaの原子数}}{\text{炉心内単位体積あたりの核燃料物質（重金属）の原子数}}$$

文献[18]の研究でもやはり燃料棒間ギャップ幅を 1.5 ～ 2.0mm に制限し、さらには特段の減速材密度係数低減方策を施さない状態で負の減速材密度係数を維持するよう燃料集合体仕様を設定しているため、転換比は 0.85 ～ 0.90 に止まる結果であった。

1.1.5 本研究の目的

先行研究で転換比が最高で 0.95 までしか達成できなかった理由の 1 つに燃料棒間ギャップ幅を 1.5mm 以上に制限したことが挙げられる。この点に関しては、PWR 型の燃料集合体に対し、三菱重工業にて 1990 年代にさらなる検討が実施^{[21],[22]}された。文献[19]で報告された LOCA 再冠水試験を分析した結果、燃料棒を螺旋状の「ひだ」によって保持していることが燃料棒間ギャップ幅 0.6mm の場合において流動不安定を生じさせた原因であると判断し、通常の PWR 型燃料集合体のように、燃料棒をグリッドで

保持した体系にて、燃料棒間ギャップ幅を 1.0mm とした 4×4 本稠密格子燃料バンドルでの LOCA 再冠水実験^[22]を行った。再冠水速度等をパラメータにした実験を行い、実験の再現解析の結果とも照合して、グリッド支持の燃料棒間ギャップ幅 1.0mm の稠密燃料棒バンドルでは流動不安定性は生ぜず、被覆管最高温度は制限値を十分下回ることが確認された。また、Photo 1-1 に示すように、グリッドに延性の高い SUS 材を用いた燃料棒間ギャップ幅 1.0mm での実寸大モデルの試作^[21]を行い、燃料集合体製作上問題とならない見通しを得た。したがって、SUS 製グリッドを採用すれば、燃料棒間ギャップ幅 1.0mm の稠密燃料バンドルを製作することは可能であることが明らかとなった。

SUS 製グリッドを採用するのであれば、熱膨張差による過度な応力発生を抑制するために被覆管も SUS 材にすることが望ましいこととなる。SUS 材は、材料強度、製作性及び製造コストの観点からジルカロイ-4 等のジルコニウム合金より優れているが、熱中性子の吸収が多く、炉心内に占める被覆管体積割合が高くて炉内の中性子経済を悪化させる効果が大い。そのため、SUS 製被覆管は、PWR 開発初期の原子炉及び原子力船「むつ」での使用実績があるものの、現在ではあまり使用されておらず、比較的低燃焼度の短期間照射状態での使用実績はあるものの現行の軽水炉の照射条件での使用実績及び材料データ（特に高温水に対する耐食データ）は乏しい状況にある。しかしながら近年では、軽水炉の経済性向上のための最近の高燃焼度化研究において、ジルコニウム合金では炉心高燃焼度化には限界があると考えられており、70GWd/t を超える高燃焼度の達成には SUS 製被覆管の採用が必要であると考えられるようになってきており、将来的な軽水炉での SUS 製被覆管採用に向けた研究開発^[30]が実施されている。したがって、水冷却 FBR の被覆管候補材として SUS 材を考えても問題ないと判断される。

原子炉の炉心設計において「水冷却炉」と称した場合、化学記号 H_2O で表現される軽水、 D_2O で表現される重水が想起される。軽水冷却炉は PWR、BWR 及びロシア型軽水炉の VVER であり、現在運転されている商業用原子炉の発電容量の約 80%^[24]を占める。重水冷却炉は CANDU 炉を代表として現在運転されている商業用原子炉の発電容量の約 5%^[24]を占める。国内の新型転換炉「ふげん」は正しくは重水減速軽水冷却炉であるが、本研究の範疇では重水冷却炉として区分するのが良い。軽水は、含まれている水素原子核が中性子とほぼ同じ質量であるため全ての核種の中で最も優れた中性子

減速能力を有しているが、水素の中性子吸収断面積は小さくなく、比較的大きな体積割合を有する冷却材による中性子の無駄吸収が無視できないという特徴も有している。これに対し、重水は、含まれている重水素原子核が中性子の2倍の質量であるために、軽水に比して中性子減速能は劣るが、重水素の中性子吸収断面積は非常に小さいために冷却材による中性子の無駄吸収がほとんどないという特徴を有している。両者のこのような中性子反応挙動の相違が、PWR等ではU-235含有率が4wt%程度の低濃縮ウラン燃料、CANDU炉等ではU-235含有率が0.72wt%の天然ウラン燃料をそれぞれ炉心に装荷するという相違をもたらしている。

重水については、これ以外に、天然の水中に僅か0.015wt%程度しか含まれておらず、重水として使用するには濃縮を必要とするために、重水そのものが高価であること、さらには、重水素が中性子を吸収することは稀であるが、吸収することで人体への影響が懸念されるトリチウムを生成するという問題がある。製造コストについては、近年、Figure 1-5に示すように、重水製造コストを従来の製造法（Figure 1-5中の「H₂O 蒸留」）の1/20～1/50へと大幅に減少し得る製造法（例：Figure 1-5中の「水素製造併用CECE」）が開発^[25]され、重水使用に対する経済性の問題は解決できる見通しが出てきている。また、重水からのトリチウム生成であるが、Figure 1-6に重水素によるトリチウム生成反応（ $D(n, \gamma)T$ ）の反応断面積^[26]を示すように、水冷却FBRに対して予想される中性子スペクトルにおいて存在割合の大きな1keVオーダーの高いエネルギーを持つ中性子に対する反応断面積は熱中性子に比して約1/50になっている。さらには、CANDU炉では重水にて十分に中性子を減速させるためにX/HMを10以上の非常に大きな値としており、炉心内に存在する重水体積が大きいのに対し、水冷却FBRのX/HMは1.0程度になる見通しであることを考慮すると、中性子スペクトルが硬いこととあいまって、PWRの炉心・プラント設計技術を適用する上で、トリチウム生成が設計成立性を作用する重大な問題にならないと予測される。

したがって、水冷却FBRの冷却材の候補として軽水だけでなく重水も視野に入れた検討を実施して問題ないと判断される。

また、これまでの水冷却高転換比炉の研究では、既設軽水炉（特にPWR）のプラント設備変更を極力必要としない範囲での設計、すなわち原子炉容器内の構造変更のみで対応できる設計研究に固執してきた感が否定できない。そのため、燃料集合体仕様の見

直しとしては、主に燃料バンドルの稠密化をはかり、シード燃料上下に若干のブランケット燃料を設置するという比較的単純な燃料配置での検討に止まっていた。このようなレベルの検討に止まった理由の1つとして、当時のコンピューターの計算能力が挙げられるものと推察される。すなわち、炉心内のシードあるいはブランケット燃料を3次元に複雑に配置した場合、当時のコンピューターの計算能力では3次元全炉心体系モデルでの直接解析が困難であり、RZ ないしは XY 体系の2次元モデルの組合せ解析あるいは、特定の部位のみに着目した小規模3次元体系による解析等を実施する以外に手段がなかった。そのために、斬新なアイデアが提案されたとしても、組合せ解析を行う際の解析精度上の制約(解析結果が保守側(安全側)になるような余裕を設けることが多い)で、そのアイデアの有効性を高精度で定量的に確認できない状況にあったことは十分に考えられる。特に、シード燃料とブランケット燃料が複雑に配置された体系を、その当時でも実施できたであろう3次元拡散燃焼計算で解析したとしても、輸送効果がどの程度影響しているか等を評価しなければならず、そのための解析を精度良く実施することは不可能であったと推察される。比較的粗い中性子エネルギー群数での炉心燃焼解析が可能な Na 冷却 FBR でも、提案された径あるいは軸方向非均質炉心の燃料配置が概ね2次元 RZ 体系で模擬できるようになっていることから、コンピューターの計算能力上の制約が無視できなかったということが推察される。

今日のコンピューター技術の進歩を踏まえれば、3次元全炉心体系での拡散燃焼計算ばかりでなく、3次元全炉心体系でのモンテカルロ燃焼計算も可能である。したがって、このようなコンピューター技術の向上を十分取り入れた解析モデルを適用することで、先行研究で成し得なかった水冷却 FBR の炉概念の構築が可能になるものと考ええる。

本研究では、上述した先行研究以降の技術革新を踏まえ、前節に記述したこれまでの水冷却高転換比炉の研究^{[13]~[19]}で実施されていない下記事項を取り入れ、Na 冷却 FBR 用に開発されている日本国内でのウラン - プルトニウムによる核燃料リサイクルシステムに適合させることを考慮し、原子力発電プラントとして世界的にシェアの高い PWR の炉心・プラント設計技術を適用することを前提に、水冷却 FBR の炉概念を明らかにすることを目的とする。

- a) 冷却材は軽水及び重水を検討対象とする。
- b) 燃料棒間ギャップ幅は 1.0mm まで設計可能とする。

- c) 炉心燃焼解析には 3 次元全炉心体系での拡散燃焼計算とモンテカルロ燃焼計算を採用し、3 次元効果を直接的に取り入れた詳細解析にて炉概念を構築する。
- d) 増殖性の評価としては、反応率に基づく転換比ではなく、下式で定義された残存比（英訳用造語：BR value）を用い、残存比 1.0 以上を達成する。

$$\text{残存比} = \frac{\text{使用済燃料中のPu-239、Pu241重量}}{\text{新燃料中のPu-239、Pu241重量}}$$

注）反応率に基づく転換比による評価（一般的な評価式は下式参照）では、燃焼計算で考慮している燃焼チェーンを全て考慮したものとなっておらず（例：(n,2n) 反応等は未考慮等）転換比と残存比では若干の相違が生じる。

$$\text{転換比} = \frac{(\text{U-238, Pu-240の中性子捕獲反応率})}{(\text{Pu-239,241の中性子吸収反応率}) - (\text{Pu-241自然崩壊率})}$$

核燃料リサイクルによる原子炉倍増時間の評価（着目 FBR 1 基で 2 基分の核分裂性物質を生成するのに必要な年数）では転換比でなく残存比を用いた評価となるため、残存比を用いた方が整合する。したがって、本研究の増殖性の指標として残存比を用いるものとする。これは、FBR 実用化戦略調査研究に採用されている考え方^[9]に同じである。

- e) FBR 実用化戦略調査研究で採用されている先進再処理^[23]を前提にした、水冷却 FBR からの取り出しプルトニウムによる MOX 燃料のマルチ自己リサイクルを達成する。

また、「PWR の炉心・プラント設計技術を適用することを前提にする」ということは、具体的には以下の設計制限条件を満足する炉心設計を行うことを意味するものである。

炉心除熱条件

既設 PWR に同じく、1 次冷却系圧力は 15.5MPa で、原子炉入口 / 出口温度は 285 / 325 の単相冷却を採用した炉心熱除去方式^[20]とする。

熱的制限

既設 PWR に同じく、異常な過渡変化時に DNB（核沸騰限界、Departure from

nucleate boiling) 発生を回避するよう、DNB 比 (DNBR) が制限値以下になるよう設計する。

線出力制限

文献[22]にて実施された LOCA 再冠水実験の結果では、燃料棒間ギャップ幅 1.0mm 条件での LOCA 再冠水時の被覆管温度挙動は既設 PWR と同等であることが確認された。したがって、LOCA 再冠水時の被覆管最高温度が制限値以下に止まることを満足させるために、LOCA 再冠水時の被覆管最高温度評価での崩壊熱の初期条件となっている通常運転時の燃料棒最大線出力を、既設 PWR に同じく約 42kW/m に制限^[20]する。

減速材密度係数 (ボイド反応度)

水冷却炉の炉心は高温高圧状態で運転されているために、既設 PWR のプラント設備では、1 次冷却系の冷却材流路が大きく破損して急速な圧力低下が発生し、減圧沸騰によって極めて短時間に冷却材が 1 次冷却系から喪失する可能性を無視することができない。そのため、下式で定義されるボイド反応度が正であると、既設 PWR で構築されている安全ロジックの適用が困難となり、既設 PWR プラント安全設備を大幅に変更しなければならなくなる。したがって、既設 PWR の安全ロジックが適用できるように、全ての運転範囲においてボイド反応度は負になるよう設計する。

$$\text{ボイド反応度} = \frac{(\text{全炉心ボイド状態時の } k - \text{eff}) - (\text{高温全出力状態時の } k - \text{eff})}{(\text{全炉心ボイド状態時の } k - \text{eff}) \times (\text{高温全出力状態時の } k - \text{eff})} \times 100\%$$

炉心外接円直径

これまでに製造された PWR 型原子炉容器の最大内径のものがアルゼンチンの Atucha-2 炉の約 7.4m^[27]である。また、一体型モジュラー軽水炉(Integrated modular water reactor、IMR)の設計^[28]では製作性の観点から原子炉容器内径を 6.0m 以下に制限している。したがって、炉心が内径 6.0m の原子炉容器に収納できるよう設計する必要がある。この原子炉容器内径制限は、原子炉容器内側に設置されるダウンカマー及び炉心バッフルの設置を考慮すると、炉心外接円径を 5.0m 以下に制限するのとはほぼ等価である。

1 次冷却材中のトリチウム濃度

既設 PWR の設計条件と大きく異なる可能性があるのは、1 次冷却材に重水を使用した場合の 1 次冷却材中のトリチウム濃度である。メンテナンス時も含めた被ばく低減のために大幅な遮へい設備の変更が発生しないよう、通常運転時の 1 次冷却材中のトリチウム濃度は既設 PWR なみの $1.3 \times 10^5 \text{Bq/g-重水}$ ^[29] に抑制できるトリチウム除去設備を設ける設計とする。

本研究の具体的な検討手順を以下に記す。

ステップ 1：六角セル内に円柱状の MOX 燃料を配置した単ピンセルモデル体系に対し、Na 冷却、軽水冷却と重水冷却それぞれの場合について、下記パラメータに対する感度解析を実施し、基本的な炉心燃焼特性挙動を把握する。

<パラメータ>

- ・ 被覆管材質
- ・ 燃料棒外径
- ・ 燃料棒配列ピッチ
- ・ 核分裂性プルトニウム富化度

ステップ 2：MOX 燃料と劣化 UO_2 燃料を組み合わせた無限平板セルモデル体系に対し、軽水冷却と重水冷却それぞれの場合について、下記パラメータに対する感度解析を実施し、中性子スペクトルに対する MOX 燃料と劣化 UO_2 燃料間の干渉効果炉心内の燃料配置を検討する。

<パラメータ>

- ・ MOX 燃料と劣化 UO_2 燃料の各領域厚さ
- ・ 燃料配置

ステップ 3：ステップ 1 及び 2 の検討結果を踏まえ、上述の設計制限条件、～を考慮して、MOX 燃料をシード燃料、劣化 UO_2 燃料をブランケット燃料とした場合について、1.0 以上の残存比と負のボイド反応度を両立する水冷却 FBR の炉概念を構築する。

ステップ 4：ステップ 3 で構築された水冷却 FBR において、ブランケット燃料も含めた全使用済燃料から取り出されるプルトニウムに、プルトニウム

より原子番号の大きなアクチニド（マイナーアクチニド、Minor actinide、MA）全量と、代表的な固体状核分裂生成物（Fission product、FP）の約 20wt% が随伴するという先進再処理の条件^[23] 下で、MOX 燃料として自己リサイクルさせた場合の炉心特性を評価し、1.0 以上の残存比と負のボイド反応度を両立する水冷却 FBR の成立性を検討する。

ステップ 5：本研究で構築された水冷却 FBR の概念に対して設計成立性を考察し、本研究の成果の有益性を明らかにする。

1.2 本論文の構成

本論文は 6 つの章から構成されている。

本章では研究の背景と目的及び研究成果の要旨を述べている。

第 2 章では、前出のステップ 1 及び 2 で述べた解析として、MOX 燃料をシード燃料として使用した場合の感度解析を行い、水冷却 FBR に適合した燃料体系状態での中性子反応挙動を詳細に分析し、その特徴を明らかにしている。検討の結果、1.0 を上回る残存比を達成するには、軽水冷却では X/HM が 0.4 程度、重水冷却では 1.1 程度まで燃料棒バンドルを稠密化する必要があり、水冷却 FBR は高速中性子炉体系であるが、代表的な中性子エネルギーが軽水冷却では約 0.4keV、重水冷却では約 13keV であり、Na 冷却 FBR の場合（約 100keV）より低いエネルギー領域の中性子が核反応の主体となっていることを示している。そして、ボイド反応度が正になるのは、通常状態からボイド状態になった時に反応率スペクトルが大幅に変化する中性子スペクトルシフト効果によって、ボイド状態での捕獲反応率が減少する側に変化するためであることを明らかにしている。さらに、中性子スペクトルシフト効果がシード燃料とブランケット燃料では大きく異なることに着目し、シード燃料とブランケット燃料が隣接した際の中性子干渉効果（各燃料相互の中性子出入りによって着目燃料本来の中性子スペクトルが変化する現象）を積極的に利用してボイド反応度を低減させる検討を実施し、ブランケット燃料を等価厚さ 30～40cm 程度としてシード燃料との接触面積ができるだけ広くなるように配置することが重要であることを明らかにしている。

第 3 章では、第 2 章での研究成果を踏まえ、燃料集合体製作性の観点から重水冷却

炉とすることを選定し、前出のステップ 3 で述べた PWR 型水冷却 FBR の炉概念構築について述べている。

検討の結果、

シード燃料集合体は外径 $\phi 9.5\text{mm}$ の燃料棒をピッチ 10.5mm で三角配列とした集合体配列ピッチ 25.2cm の稠密格子燃料とし、

厚さ 65cm のシード燃料 2 層の間に厚さ 40cm の内部ブランケット燃料、シード燃料上下端に厚さ 30cm の軸ブランケットを配置する 5 層構造燃料を採用し、

ブランケット燃料集合体はそのブランケット燃料の上下端が上部及び下部シード燃料それぞれの中心高さに位置するような短尺型燃料を採用し、

そのブランケット燃料集合体をシード燃料集合体間にチェッカーボード状に配置することで、

PWR 型の水冷却 FBR にて負のボイド反応度を有し、 1.05 程度の残存比を達成できることを示している。また、ステップ 4 で述べた先進再処理と組み合わせてプルトニウムを自己リサイクルさせた場合の炉心核特性について検討し、本研究で構築された重水冷却 FBR では、MA 及び FP が混入したプルトニウムをマルチ自己リサイクルさせた場合でも負のボイド反応度と 1.1 程度の残存比を達成でき、Na 冷却 FBR と同等な、ウラン-プルトニウムによる核燃料リサイクル性を有していることを明らかにしている。さらに、ステップ 5 で述べた設計成立性を考察した結果、既存技術で設計成立性は十分に見通せており、プラント設備は既設 PWR にほぼ同じであり、大規模な新規技術開発を必要としていないため、早期に実プラントとして導入できるポテンシャルを有している炉概念であることを明らかにしている。

第 4 章では、第 3 章で構築された重水冷却 FBR の炉概念に対し、炉心核特性解析において重要となる通常時・ボイド時の実効増倍率 (Effective multiplication factor、 $k\text{-eff}$)、制御棒反応度価値あるいは各種反応率分布等の解析精度を確認するために必要な臨界実験の実施可能性について検討している。検討の結果、 2keV 以下の中性子エネルギー領域の共鳴反応が十分無視でき、燃料棒非均質効果が Na 冷却 FBR なみの大きさであれば、既設の高速炉用臨界実験装置を用いることで Na 冷却 FBR に対するのと同じ精度で核特性予測精度を評価することができることを示し、本研究で構築された重水冷却 FBR はその条件を満足していることを明らかにしている。

第 5 章では、本研究で得られた成果を総括している。

第 1 章の参考文献

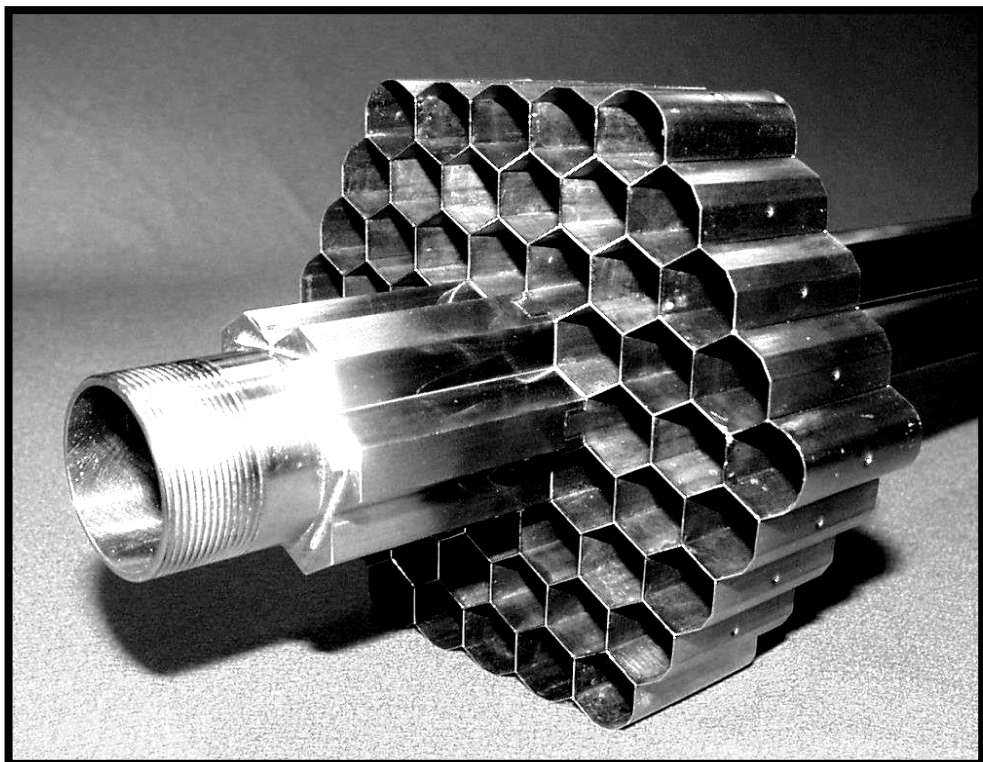
- [1] Richard B.Firestone , Virginia S.Shirley , Coral M.Baglin , S.Y.Frank Che ,and Jean Zipkin edeitor, “Table of isotopes 8th ed , ” John Wiley & Sows (1998)
- [2] 八木浩輔、”原子核物理学”、朝倉書店 (1971 年)
- [3] J. Duderstadt , L.J. Hamilton, “Nuclear Reactor Analysis,” John Wiley & Sons (1976)
- [4] K. Shibata et al., “Japanese Evaluated Nuclear Data Library , Version - 3, JENDL - 3,” JAERI-1319 , 日本原子力研究所 (1990)
- [5] T. Nakagawa , T. Asami and T. Yoshida, “Curves and Tables of Neutron Cross Sections - Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version - 3,” JAERI - M90 - 099 , 日本原子力研究所 (1990)
- [6] (財)原子力発電機構 “平成 11 年度 軽水炉改良技術確証試験 プルトニウム有効利用炉心技術調査に関する調査報告書” (平成 12 年 3 月)
- [7] OECD/NEA・IAEA URANIUM 1997 (1998) p25 - 27 , p62 , p63
- [8] W . マーシャル (編) 住田健二 (訳) ”原子炉技術の発展 (下) 第 5 章高速炉”、筑摩書房 (1986 年)
- [9] 核燃料サイクル開発機構、日本原子力発電株式会社 「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 (フェーズ II) 2002 年度成果報告書」 JNC TN1400 2003 - 002(2003)
- [10] A. R. Boynton et al., “High Conversion Critical Experiment,” ANL-7203 (1967)
- [11] M. C. Edlund, “High Conversion Ratio Plutonium Recycle in Pressurized Water Reactors,” Annals of Nuclear Energy, Vol.2 p.801-807 (1975)
- [12] V. O. Uotinen et al., “Technical Feasibility of a Pressurized Water Reactor Design with a Low Water Volume Fraction Lattice,” NP-1833, EPRI (1981)
- [13] R. Chawla et al., “LWHCR Moderator-Voidage Experiments,” NEACRP-A-584 (1983)
- [14] R. Chawla et al., “Further Investigations in the PROTEUS-LWHCR Phase-I Programme,” NEACRP-A-636 (1984)

- [15] E. Johansson, "Studies of Pu Recycling in Close-Packed PWR Lattice," NEACRP-A-638 (1984)
- [16] Y. Ishiguro et al., "Physics Problems on Analysis of High Conversion Pressurized Water Reactor (HCPWR) with Tighter Pitch Lattices," NEACRP-A-637 (1984)
- [17] R. Chawla et al., "Analysis of PROTEUS Phase-II Experiments in support light water high conversion reactor design," Kerntechnik 57 No.1 (1992)
- [18] (財)原子力発電機構 "平成 6 年度 軽水炉改良技術確証試験 高機能炉心技術調査に関する調査報告書" (平成 6 年 3 月)
- [19] K. Wiehr, et al., "Reflooding Behavior of Tight Lattice PWR Fuel Rod Bundle", 4th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Karlsruhe, FRG, Oct. 10-13 (1989)
- [20] 「軽水炉燃料のふるまい」(原子力安全研究協会、昭和 60 年 8 月)
- [21] M. Onoue, et al., "The Role of Recycle-PWR with Innovative Fuel Cycle Technology," Proc. 1999 Int. Conf. on Future Nucl. Systems (Global'99) (1999)
- [22] K. Hori et al., "Experimental study on Reflooding in Advanced Tight Lattice PWR," Proc. 2nd Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS2) Fukuoka, Japan Oct. 15-18 (2000)
- [23] H. Tanaka, et al., "Design Study on Advanced Reprocessing Systems for FR Fuel Cycle," Proc. of Int. Conf. on Future Nuclear System (GLOBAL2001), Paris, France, Sept. 9-13, No.054. American Nuclear Society (2001)
- [24] 原子力産業会議(編) "世界の原子力発電開発の動向 2003 年次報告"(平成 16 年 5 月)
- [25] D. A. Spahnolo et al., "The CECE Alternative for Upgrading/Detrification in Heavy Water Nuclear Reactors and for Tritium Recovery in Fusion Reactors," AECL-11486, Topical meeting on Tritium Technology in Fission, Fusion and Isotopic Applications, May 28- June 3, Belgirate, Italy (1995)
- [26] T. Nakagawa, et al., "JENDL-3.2," J. Nucl. Sci. Technol., 32(12), 1259-1271 (1995)
- [27] IAEA(編), "Directory of Nuclear Reactors Vol.11 Power Reactors," (1971)
- [28] K. Hibi, et al., "Core and core-internal design for integrated modular water reactor (IMR)", 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-11), #36273 (2003)

- [29] K. Hibi et al., “Design of Recycle Pressurized Water Reactor with Heavy Water Moderation,” Nucl. Tech. 145[3], 239-246 (2004)
- [30] 日本原子力学会材料部会連合シンポジウム「核燃料・材料開発におけるフロンティア的諸課題（６）」”水炉超高燃焼度燃料被覆管用の新型ステンレス合金の開発”（２００３年３月１２日）



(a) 概観



(b) グリッドと制御棒案内シンプル

Photo 1-1 PWR 型 FBR 用燃料集合体の 1/6 部分モデルの試作体^[21]

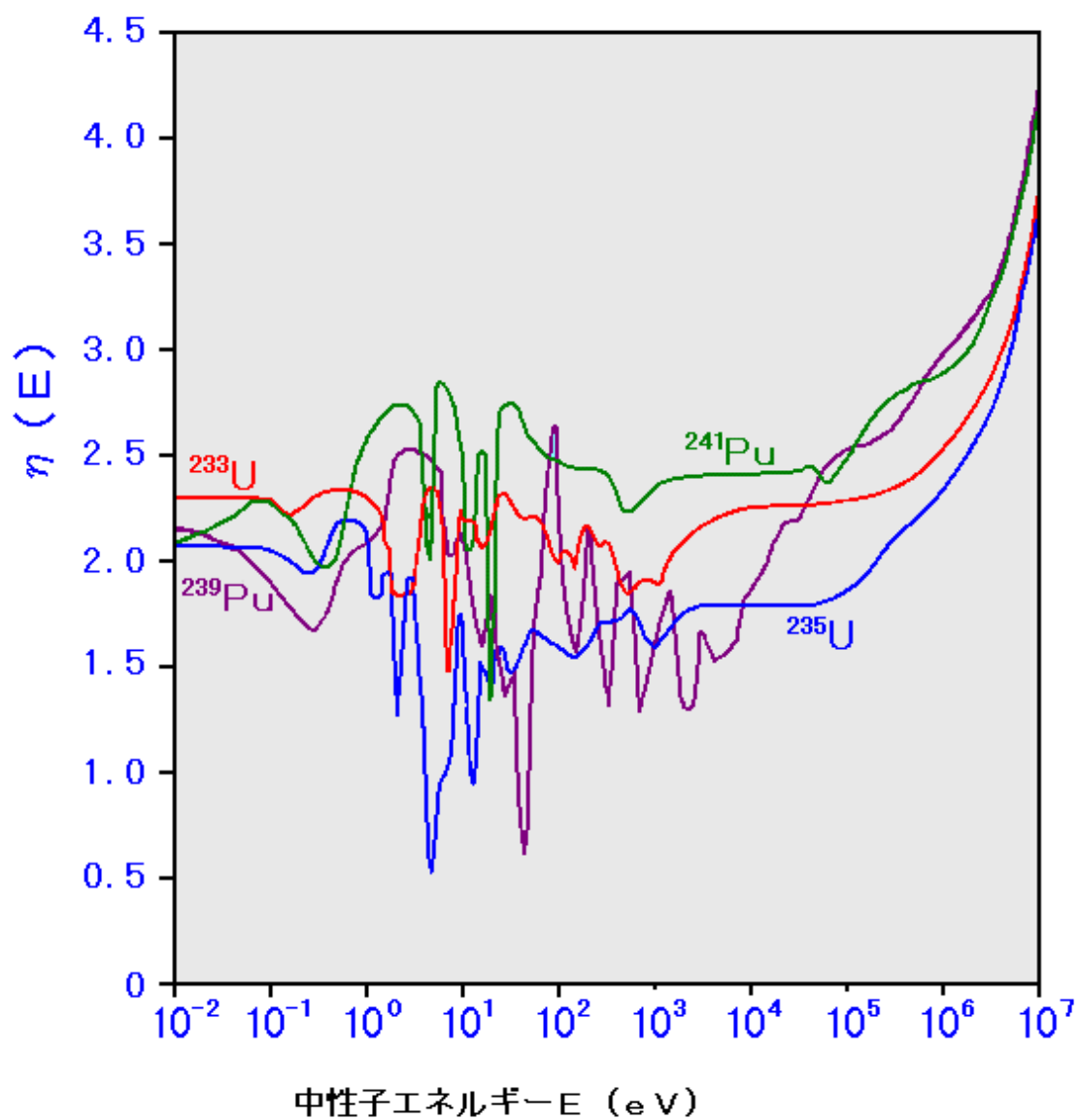


Figure 1-1 代表的な核分裂核種に対する核分裂を起こす
中性子エネルギーに応じた η 値^[3]

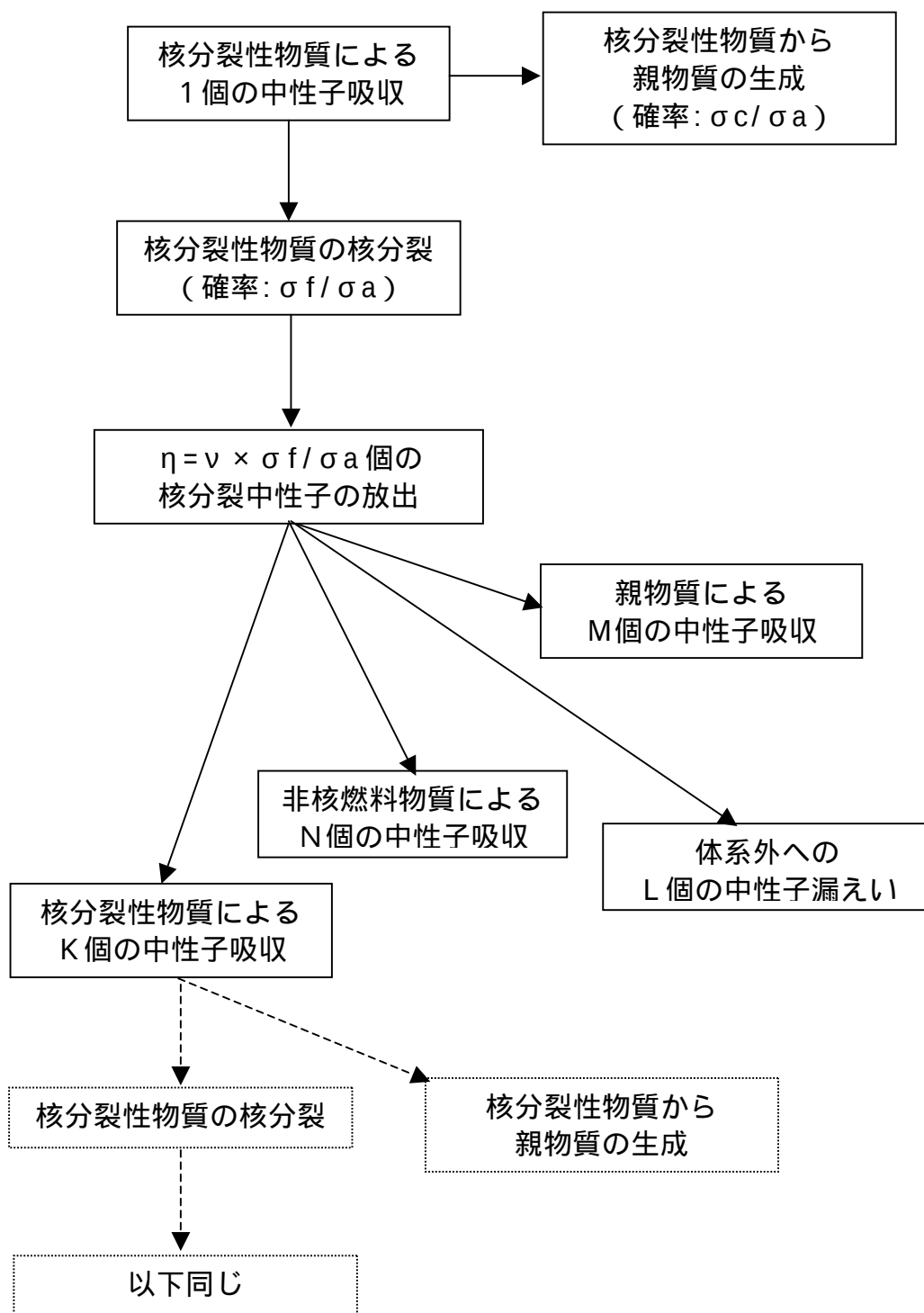
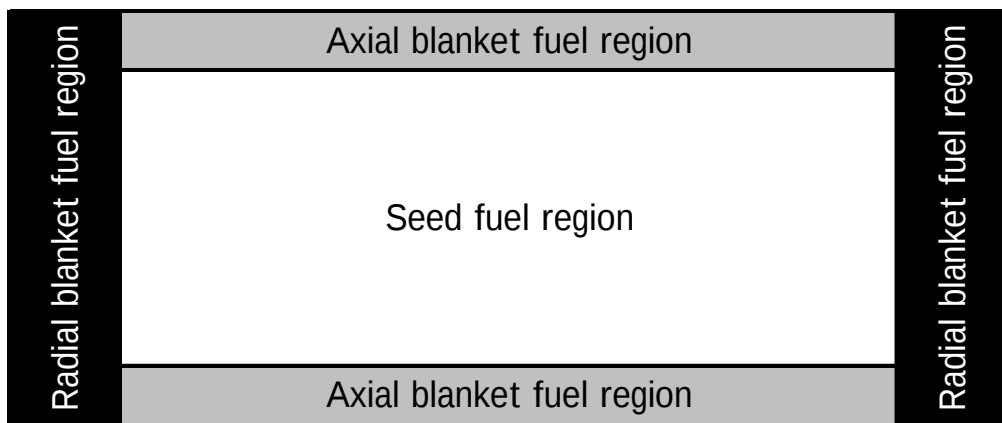
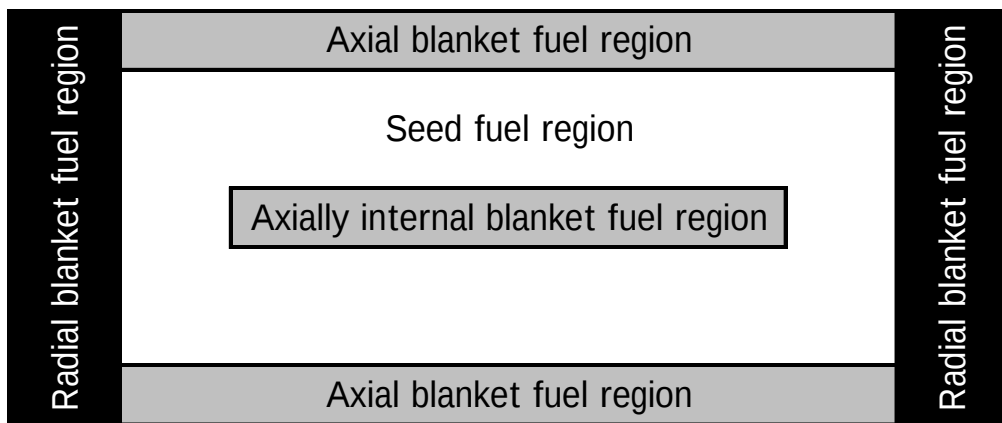


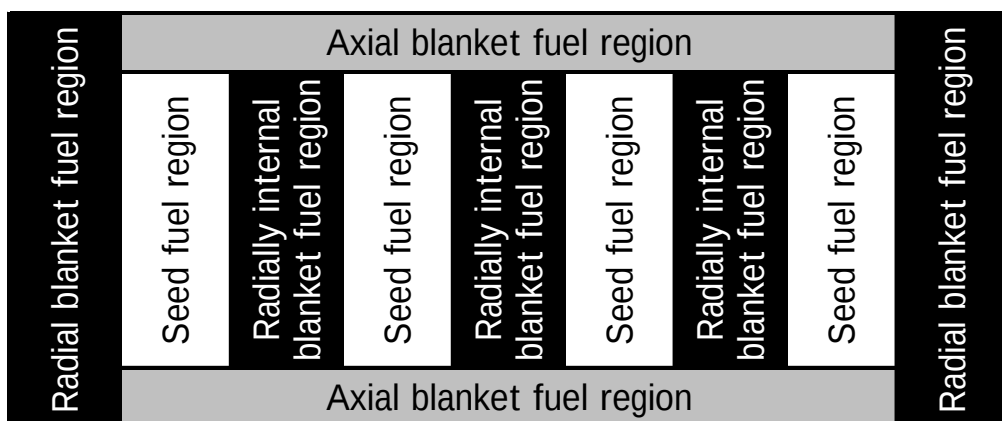
Figure 1-2 核分裂により発生した中性子の流れ



(a) Homogeneous core



(b) Axial heterogeneous core



(c) Radial heterogeneous core

Figure 1-3 一般的な均質 / 非均質炉の炉概念

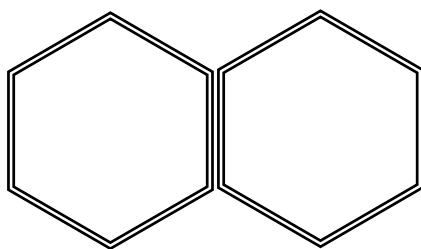


Figure 1-4 六角格子セルの接合イメージ

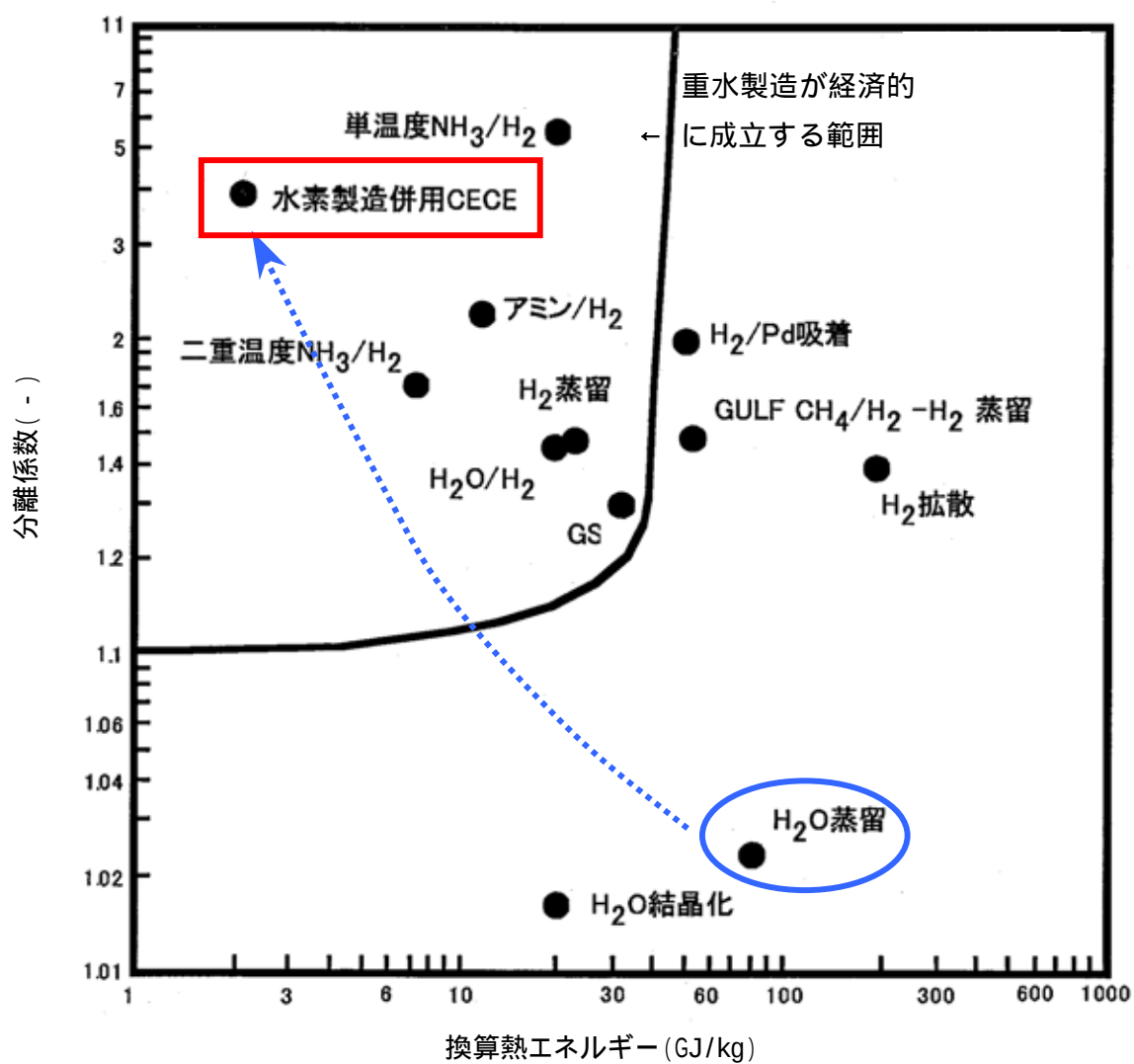


Figure 1-5 重水製造法に応じた投入熱エネルギーと分離係数^[25]

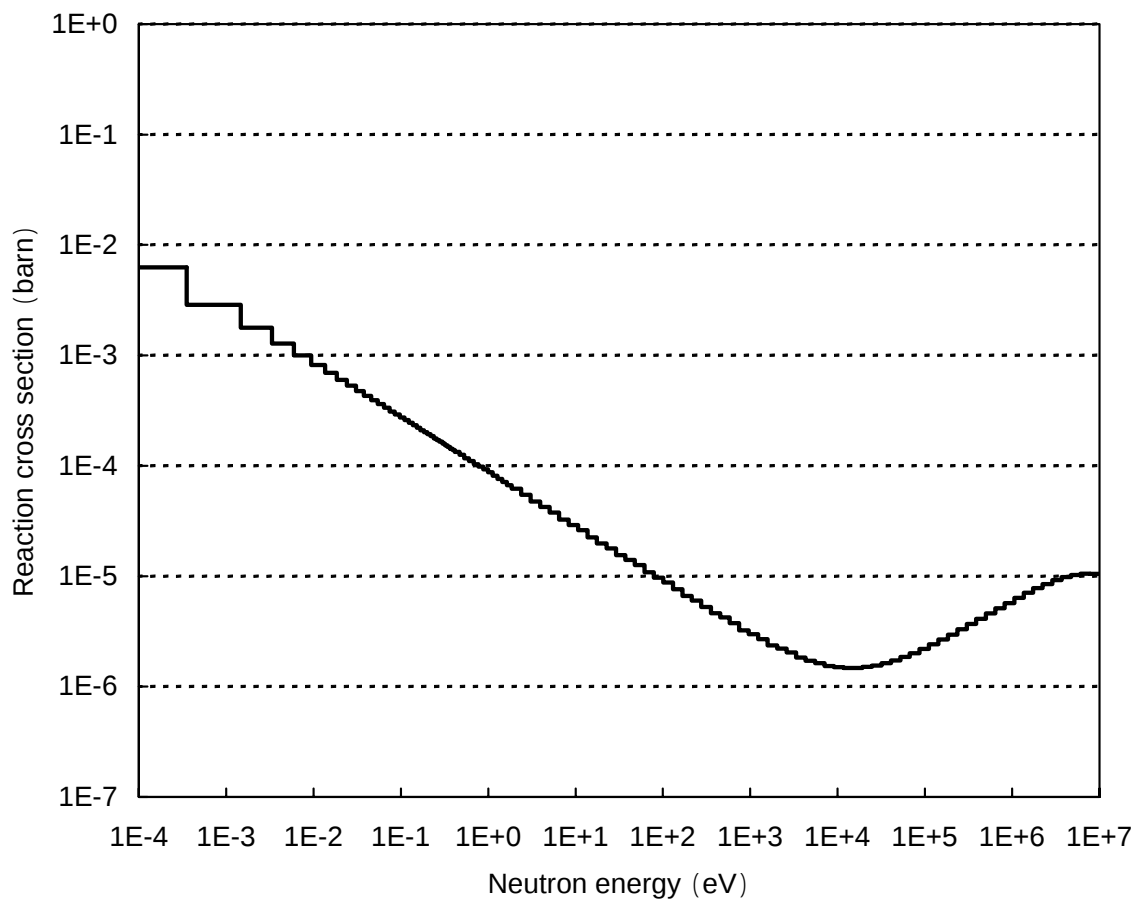


Figure 1-6 JENDL-3.2 に基づく $D(n, \gamma)T$ 反応断面積^[26]

2. 感度解析による基本炉心仕様の検討

2.1 はじめに

2.1.1 先行研究で摘出された炉心核設計に対する課題の整理

水冷却による高転換比を有する炉心については、大きく分けて 1960 年代、70 年代、80 年代の 3 つの時期に関心が持たれ、特に原子炉物理学の観点からは様々な研究^{[1]~[8]}が実施された。それらの結果を総合すると、水冷却炉で高転換比を達成するには、燃料棒バンドルを稠密化することが必須であることが示されている。これは、すでに実施された臨界実験^[7]によって実験的にも確認されている。転換比向上に対しバンドル稠密化が必要なことは次のように説明することができる。

- 1) U-238 は偶偶核であるため、Figure 2-1^[9]に示すように、実効しきい値である 1MeV 以下のエネルギーを有する中性子を吸収しても核分裂を起こす確率は極めて小さい。しかしながら、燃料棒バンドルの稠密化によって、核分裂で発生した高速中性子が U-238 核分裂の実効しきい値以下に減速される前に U-238 に吸収される確率が高くなるため、U-238 の核分裂の寄与が大きくなる（速中性子効果）。これは、見かけ上では Pu-239 等の核分裂性物質の η 値が増加することと等価なこととなる。この速中性子効果によって得られた「余分な」中性子が U-238 に吸収されることで転換比が向上する。
- 2) 燃料棒バンドル稠密化によって中性子を減速させる物質が減少するために、Figure 2-2 に解析例を示すように、体系内の中性子スペクトルは硬くなる。Figure 2-1 に示すように、U-238 は中性子エネルギーが 10 ~ 200eV の範囲で共鳴による中性子吸収反応が増加する傾向を持つため、中性子スペクトルが硬くなることで、相対的にその共鳴エネルギー領域にある中性子が増加して U-238 の共鳴による中性子吸収が増加することとなり、転換比が向上する。
- 3) Figure 1-1 で示したように、共鳴反応エネルギー以上の領域で η 値が大きく増加するために、「余剰な」中性子が増加し、親物質に吸収される確率が増して転換比が向上する。

上述の燃料棒バンドル稠密化による中性子反応挙動の変化は、以下の炉物理的課題をもたらすこととなる。

a) 核データ

共鳴エネルギー領域にある中性子束が増加するために、既設の軽水炉及び Na 冷却 FBR 以上に共鳴エネルギー領域の核データの重要性が増加する。

b) 共鳴中性子領域の評価

共鳴エネルギー領域にある中性子束を精度良く評価するために、核燃料物質だけでなく、FP 核種についても、相互干渉を考慮した正確な取扱が要求される。特に燃焼が進んで高燃焼度となった場合に、MA 及び FP の蓄積が増加するため重要性が増す。

c) 増殖性 - 臨界性 - 核分裂性プルトニウム装荷量のトレードオフ

稠密化で増殖性は向上するが臨界性は低下、すなわち増倍係数が小さくなる。これを補うために核分裂性プルトニウムの装荷量を多くすると親物質である U-238 の装荷量が減少して増殖性が下がる。

d) 反応度係数

稠密化して、プルトニウム富化度が高くなると、ボイド反応度が正になる傾向が強くなる。水冷却炉の場合では、共鳴エネルギー領域にある中性子の反応挙動の影響が重要になる可能性が高い。

2.1.2 炉心核設計に対する課題の解決方策

課題 a)を解決するために、本研究では、核定数ライブラリーとして様々な炉概念に対する炉心核特性解析において国内で最も高い実績を有している JENDL-3.2^[9]を用いる。

課題 b)を解決するために、日本原子力研究所で開発された SRAC システムの PEACO モジュール^[10]を使用して、超詳細エネルギー群による衝突確率法モデルで作成した実効ミクロ断面積を用いた燃焼解析を行う。

SRAC システムでは、JENDL-3.2 に基づく中性子 107 群構造^[10] (Table 2-1 参照) の断面積ライブラリから核データを読み込み、実効ミクロ断面積を計算する。この際、共鳴幅が中性子の衝突による平均のエネルギー損失よりも十分に小さいとして、 $1/E$ 漸近スペクトル (E : 中性子エネルギー) を仮定する NR 近似を適用する。この NR 近似は高エネルギー領域における共鳴に対しては精度良い近似として評価^[11]されている。

しかしながら、Figure 2-1 及び Figure 2-3 に示すように、重金属核種の共鳴エネルギーにおける断面積は非常に複雑なために、NR 近似では精度良く実効ミクロ断面積を評価することができない。そこで、PEACO モジュールを使用することで、961.12eV (中性子 107 群構造の第 38 群) からサーマルカットオフエネルギーとして指定されたエネルギー (指定上限: 3.9279eV (第 59 群) 指定下限: 0.41399eV (第 74 群)) までを約 2 万群という超詳細エネルギー群構造での中性子スペクトルを評価し、その中性子スペクトルの重みを乗じて 107 群実効ミクロ断面積を評価することができる。サーマルカットオフエネルギーとしては、できるだけ広いエネルギー範囲を設定することが望ましいが、SRAC システムにおいては、水素に対する中性子核反応の取扱が熱群領域と高速群領域 (共鳴エネルギー領域も含む) では異なり、全断面積が連続となるのは 2eV 近傍のため、第 62 群と第 63 群の境界である 1.8554eV を設定するのが望ましいと考えられる。これにより、少なくとも U-238 の 6.7eV 及び Pu-242 の 2.7eV の共鳴は超詳細群での評価ができる。Pu-239 の 0.3eV 及び Pu-240 の 1.0eV の共鳴については、超詳細群での評価ができないが、Figure 2-2 に示したように、1.8554eV より低いエネルギーの中性子の寄与は十分に小さく、NR 近似ベースで評価された実効ミクロ断面積を用いたとしても有意な相違は生じないものと考えられる。

課題 c) 及び d) に対する解決方策は下記のとおりである。

シード燃料、ブランケット燃料及び炉心支持構造物等では構成物質の組成が違いうために、領域の中性子スペクトルが大きく異なる。すなわち、シード燃料のような核分裂率が高い領域では、中性子源がその領域自身内での核分裂によるため中性子スペクトルは硬くなるが、ブランケット燃料あるいは炉心支持構造物のような部位では、中性子源がシード燃料から流入する中性子に依存するようになるため、透過・減速が主体となり、中性子スペクトルが軟らかくなる。したがって、炉心内の領域配置に応じて、領域相互の中性子の出入りが変化し、単体で存在している場合とは異なった中性子スペクトルが形成されるという中性子干渉効果が生じる。特に 3 次元的に複雑な領域配置となっている場合、その中性子干渉効果を理論的に把握するのは困難である。今日のコンピュータ技術の進歩を踏まえれば、3 次元全炉心体系での拡散燃焼計算ばかりでなく、3 次元全炉心体系でのモンテカルロ燃焼計算もサーベイ計算に適用することも可能である。したがって、領域配置に適合した中性子干渉効果を検討し、3 次元全炉心体系による解析

を実施することで、上述の課題 c) 及び d) を解決し、先行研究で成し得なかった水冷却 FBR の炉概念の構築が可能になるものとする。

MOX 燃料中の核分裂性物質は U-235、Pu-239 及び Pu-241 の 3 核種であるが、本研究では、FBR 実用化戦略調査研究に採用されている考え方^[12]に従い、増殖性の評価では U-235 を核分裂性物質として含めないものとして議論する。また、MOX 燃料の新燃料中には 1wt% 程度 Am-241 が含有されているが、「プルトニウム富化度」と称する場合はプルトニウムに Am-241 も含めた全重金属に対する二酸化物状態での含有率を意味し、核分裂性プルトニウム富化度では“Pu-239 + Pu-241” の全重金属に対する二酸化物状態での含有率を意味するものとする。

2.2 単ピンセルモデルによる基本核特性の把握

2.2.1 解析条件

軽水減速の場合には、その減速状態を表す指標として、単位体積あたりの水素原子数(X)と重金属の原子数(HM)の比である X/HM が広く良く用いられている。これは、体系の形状によらず、代表的な部位の X/HM (例：シード燃料有効高さ範囲での燃料集合体内の平均の X/HM) が同じであれば、燃焼も含めた炉心核特性はほぼ同じであるとする考え方である。これは、流動試験において、実機実物大の試験装置による実験を実施しなくとも、レイノルズ数あるいはプラントル数等の着目事象の相似性を表す主要な無次元数を一致させれば、小規模体系での模擬実験でも実機実寸体系での状況を再現したデータが取得できるという考え方に類似したものである。この考え方にに基づき、従来の軽水炉に対する臨界実験では、燃料組成をできるだけ実機に近いものとし、燃料棒外径が固定の場合でも、燃料棒配列ピッチを調整したり、あるいは燃料棒まわりに中性子反応断面積が小さいアルミニウム等を置いたりすることで、 X/HM を実機に近い値にして実験を実施^[13]している。具体的に比較すると、同じ燃料・水密度条件では、燃料ペレット外径 8.3mm、燃料棒外径 9.5mm、四角配列での燃料棒配列ピッチが 12.6mm の組合せは、燃料ペレット外径 11.4mm、燃料棒外径 13.0mm、四角配列での燃料棒配列ピッチが 17.3mm の組合せと同じ X/HM になるため、どちらもほぼ同じ結果が得られるというものである。

Figure 2-4 に燃料ペレット径と X/HM をパラメータにして、PEACO モジュール^[10]による六角格子の単ピンセル体系モデルで評価した k-eff の例を示す。六角格子の単ピンセル体系モデルでの評価とは、Figure 2-5 に示すように、六角柱の中心に被覆管を含む燃料棒を模した円柱を設け、円柱と六角柱の間を冷却材領域とし、六角柱まわりは完全反射として、これが軸方向及び水平方向に無限に配列されたとする体系での評価である。この評価では、核分裂性プルトニウム富化度を 17wt% に固定するとともに、燃料ペレット外径に依らずジルカロイ-4 製被覆管を肉厚 0.6mm で固定し、軸方向漏れを無視した条件としており、X/HM に応じて燃料棒配列ピッチ（六角柱の対辺間距離）を変化させたものである。六角格子を選定したのは、先行研究で、転換比を向上させるには稠密燃料棒バンドルとすることが必須であり、そのために燃料棒は三角配列される、すなわち燃料棒は六角格子で配列されることを考慮したためである。また、本解析体系では、X/HM=4.0 の場合と同じ水密度で X/HM を 0.5 以下にするには、燃料棒配列ピッチが燃料棒外径を下回る、すなわち燃料棒同士が接触することとなる。燃料棒同士が接触すると、燃料ペレットで発生した核分裂中性子が全く冷却材領域を通過することなく隣接燃料棒に入射するという現象が生じ、現実的な中性子挙動を模擬しているとは言い難くなる。そこで、このような状況を避けるために、燃料棒間ギャップ幅が 1.0mm 未満となった場合には冷却材密度そのものを低下させて、すなわち沸騰しているような状態として X/HM を調整した。

Figure 2-4 では X/HM が大きくなるにつれて軽水 / 重水冷却ともに k-eff が低下し、ある程度以上の X/HM になると一定値に漸近する傾向が示されている。低下傾向を示すのは単位体積あたりの燃料割合が減少するためであり、その後一定値に漸近するのは中性子が十分に減速され効率よく核分裂性物質に中性子が吸収されるようになるためである。減速能が高い軽水冷却の場合では X/HM が増加すると中性子が急速に減速されるようになり、単位体積あたりの燃料割合が減少する効果を上回って k-eff が低下するのではなく大きくなるのではないかと考えられるが、Figure 2-6 に示すように、燃料が 17wt% という高い核分裂性プルトニウム富化度燃料であることにより、中性子が核分裂性プルトニウムに効率よく吸収されるエネルギー範囲に減速する前に Pu-240 の 1.0eV の共鳴（Figure 2-3 参照）により吸収されてしまうため、軽水冷却の場合でも低下傾向を示すこととなる。Figure 2-4 の結果から指摘された「単位体積あたりの燃料割合が減少するため X/HM が大きくなるにつれて軽水 / 重水冷却ともに k-eff が低下す

る」という現象を避けるためには、燃料配列ピッチを固定し水密度そのものを変化させたパラメータサーベイを実施すれば良いということになる。水密度を2倍等に増加させるのは数値解析では容易であるが、現実的には不可能である。これに対し、沸騰させてボイドを発生させることで実効的な水密度を下げることで水密度を調整することは現実的に可能な方法である。すなわち、仮に $X/HM=4.0$ でボイド率 0vol%となる燃料棒配列ピッチに固定し、 $X/HM=2.0$ ではボイド率 50vol%、 $X/HM=1.0$ ではボイド率 75vol%等とすることは、現実的に実施可能な状態に対する解析モデルである。しかしながら、これに関しては、本研究が PWR 型、すなわち単相流で炉心冷却している状態での水冷却 FBR の概念構築を目指しているため、二相流による炉心冷却を前提としてボイド率調整によって X/HM を変化させるのではなく、燃料棒配列ピッチ調整によって X/HM を変化させて中性子反応率挙動を把握することが、本研究では正しい選択であると言える。

燃料ペレット外径を変えて同一 X/HM とした場合の k_{eff} の一致性については、Figure 2-4 より、 X/HM が軽水冷却の場合で 1.0 以下、重水冷却の場合で 2.0 以下であれば、 k_{eff} が 1.3 ~ 1.5 であるのに対し、 k_{eff} の相違が 0.01 と小さいことが確認できる。既設軽水炉と同程度の $X/HM=4.0$ 近傍では、燃料ペレット外径 8.0mm と 14.0mm の場合で、軽水冷却の場合で k_{eff} には約 0.056 の相違、重水冷却の場合で約 0.015 の相違がある。ちなみに、Na 冷却の場合では X/HM を変化させても燃料ペレット外径による相違は 0.01 以下である。

X/HM が大きくなると燃料ペレット外径に対する k_{eff} の相違が拡大することについては、次のように考えられる。

17wt%という高い核分裂性プルトニウム富化度であるため燃料ペレット内では熱中性子が十分に形成されないが、冷却材中では熱中性子にまで十分に減速されるようになる。

熱中性子は燃料ペレット内での移動距離が短いために、冷却材から燃料ペレットに入射した中性子は燃料ペレット表面近傍でその多くが核分裂に寄与することとなり、同じ X/HM であっても、表面積の大きな太径ペレットの方が効率的に核分裂できるようになる。

このように既設軽水炉のような熱中性子炉の場合では、同じ X/HM であっても燃料ペレット径が数 mm 程度異なると、同じ炉心特性を得られるとは限らない。しかしな

がら、本研究で目標とするところの水冷却 FBR では、先行研究の結果から X/HM は 1.0 近傍になるものと推測されるため、代表的な燃料棒寸法を設定し、X/HM に応じて燃料棒配列ピッチを変化させることで、X/HM に対する基本的な感度は評価可能であると判断できる。

したがって、感度解析に使用する燃料棒形状については、代表的な燃料棒仕様として既設 PWR で使用^[14]されている燃料棒外径 9.5mm とし、被覆管は肉厚 0.6mm のジルカロイ-4 材を基準とする。

また、プルトニウム富化度は核特性に大きな影響を与えるため、共通した解析条件を満足するように設定する必要がある。ここでいう「共通した解析条件」とは、燃料組成を同じにすること、主要な炉心性能を同じにすることが挙げられる。

「燃料組成を同じにすること」については、既に Figure 2-4 で示したように、X/HM によっては非現実的な k-eff、すなわち、1.0 を大幅に上回り現実的な反応度制御が不可能な k-eff、あるいは 1.0 を大きく下回り現実的には臨界にならないような k-eff を与える状態での比較を行うこととなり、残存比あるいはボイド反応度等を同一条件で比較するという趣旨に沿わなくなる。

これまでの原子炉の炉心設計では、定められた燃焼度あるいは運転サイクル長を達成するように核分裂性物質含有率を設定している。その制限条件を満足させることによって、PWR 及び BWR では UO_2 燃料の場合で U-235 濃縮度は 4wt% 程度、MOX 燃料の場合でプルトニウム富化度は約 7wt%^[13]、Na 冷却 FBR では MOX 燃料のプルトニウム富化度は約 15wt%^[12]というように、各炉概念の中性子減速状態に応じて核分裂性物質含有率が与えられて燃料組成が定まり、炉心核特性が比較できるようになる。

原子力プラントが初めて運転を開始する時の炉心が初装荷炉心と呼ばれるものであり、その燃焼初期において燃焼度はゼロで、FP 及び MA の蓄積がないクリーンな状態（したがって、初装荷炉心燃焼初期の状態をクリーン炉心と称することもある）である。初装荷炉心を所定の期間燃焼させたのち燃料交換が実施され、燃料集合体は使用済燃料集合体として新燃料集合体に順次置換されてゆく。燃料交換 3 回で燃料集合体全てが置換される（いわゆる 3 バッチ交換炉心）とすると、以下のような燃料交換の流れになる。

初装荷炉心（初装荷炉心用新燃料：3/3）

→ 第 1 回取替炉心（平衡炉心用新燃料：1/3、初装荷炉心用 1 サイクル燃焼燃料：2/3）

→ 第 2 回取替炉心 (平衡炉心用新燃料 : 1/3、平衡炉心用 1 サイクル燃焼燃料 : 1/3、
初装荷炉心用 2 サイクル燃焼燃料 : 1/3)

→ 第 3 回取替炉心 (平衡炉心用新燃料 : 1/3、平衡炉心用 1 サイクル燃焼燃料 : 1/3、
平衡炉心用 2 サイクル燃焼燃料 : 1/3)

→ 第 4 回取替炉心 (平衡炉心用新燃料 : 1/3、平衡炉心用 1 サイクル燃焼燃料 : 1/3、
平衡炉心用 2 サイクル燃焼燃料 : 1/3)

第 3 回取替炉心と第 4 回取替炉心の燃料集合体の内訳に変化がなくなり、燃料交換パターンとして炉心は平衡に達した、すなわち平衡炉心になったということになる。プラント寿命を 60 年とし、1 サイクルの運転期間を 1 年とすると、初装荷炉心開始から第 3 回取替炉心終了までが 4 年であり、第 4 回取替炉心 = 平衡炉心が残る 56 年続くことになる。したがって、ここでは、原子炉のプラント寿命を通して最も長い炉心状態である平衡炉心に着目する。

平衡炉心のどの炉心特性に着目するかであるが、上述したように、核分裂性物質含有率は所定の期間運転するため、すなわち所定の燃焼度を達成するように定められる物量であり、X/HM との関わりが強く影響する物量であるといえる。したがって、ここでの検討で要求される「主要な炉心性能を同じにすること」として、X/HM に応じて所定の燃焼度が維持できるよう核分裂性プルトニウム富化度を定め、その燃料組成での炉心特性の比較を行うものとする。

核分裂性プルトニウム富化度設定の指標とする燃焼度については、既設 PWR のサイクル燃焼度 (1 サイクル燃焼する際に増加する炉心平均の燃焼度) が約 16GWd/t、平衡炉心サイクル末期 (EOEC、End of equilibrium cycle) の炉心平均燃焼度が約 32GWd/t^[12]であることを踏まえ、平衡炉心サイクル初期 (BOEC、Beginning of equilibrium cycle) 及び末期の燃焼度をそれぞれ 15GWd/t と 30GWd/t (すなわちサイクル燃焼度は 15GWd/t) とし、その燃焼度範囲にて、最小 k-eff が概ね 1.0 となるように、核分裂性プルトニウム富化度を $\pm 0.1\text{wt}\%$ の精度で設定するものとする。

さらに、ボイド反応度を評価・比較する場合には、Figure 2-4 のための解析で実施したように、体系からの中性子漏えいを無視するゼロ・バックリング条件で解析するのでは、体系からの中性子漏えいを全く考慮しないこととなり、正側にかなりの過大評価となるため、ボイド反応度評価としては適切なモデルとは言えない。そこで、従来知見から予測される Na 冷却 FBR のボイド反応度との比較を行うことに配慮して、これま

での Na 冷却 FBR の炉心有効長が概ね 1m であることを踏まえ、燃料有効長 1.0m での形状バックリングを境界条件として付与するものとする。具体的なバックリングの数値は $9.870 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-2}$ である。

以上の燃焼条件を与えることで、3 バッチ燃料交換で取出平均燃焼度が約 45GWd/t となるシード燃料有効高さ 1.0m の大型炉心を模擬していることとほぼ同じとなる。

X/HM 以外の感度解析のパラメータとして、既設軽水炉及び Na 冷却 FBR との相違を比較するために、冷却材に着目し、軽水と重水以外に Na についても実施する。また、被覆管材についてもパラメータとし、既設軽水炉で使用されているジルカロイ-4 材と Na 冷却 FBR で使用されている SUS 材に着目する。中性子吸収の少ないジルコニウムを主材にしたジルカロイ-4 材に比して SUS 材は中性子吸収が多い鉄等を多く含んでおり、同一肉厚では SUS 材が明らかに不利であるが、SUS 材の材料強度がジルカロイ-4 材の約 1.5 倍あることを考慮して、ジルカロイ-4 製被覆管の肉厚は 0.6mm、SUS 製被覆管の肉厚は 0.4mm とし、SUS 製被覆管のデメリットを若干緩和させた現実的な比較を行うものとする。

以上の検討を踏まえ、解析条件を整理すると下記となる。

< 基本条件 >

- ・ 核定数ライブラリー：JENDL-3.2^[9]
- ・ 解析コード：SRAC システムの PEACO モジュール^[10]
- ・ 解析モデル：六角セル体系での単ピンセルモデルによる衝突確率計算
- ・ 燃料物質：MOX 燃料
- ・ プルトニウム組成：Pu-238 / Pu-239 / Pu-240 / Pu-241 / Pu-242 / Am-241

= 2.7 / 47.9 / 30.3 / 9.6 / 8.5 / 1.0 wt%^[13]

注) BWR にて 3.8wt%濃縮 UO₂ 燃料を取出平均燃焼度 45GWd/t まで燃焼させて、5 年冷却後再処理し 2 年経過時点のプルトニウム組成

- ・ ウラン組成：U-235 / U-238 = 0.2 / 99.8 wt%^[13]
- ・ その他：燃料有効長 1.0m での形状バックリングを付与

< サーベイパラメータ >

- ・ 冷却材：軽水、重水、Na
- ・ 被覆管：ジルカロイ-4（肉厚 0.6mm）、SUS（肉厚 0.4mm）
- ・ X/HM：0.2、0.5、1.0、2.0、4.0、5.0

< 評価項目 >

- ・ 核分裂性プルトニウム富化度
- ・ 残存比
- ・ ボイド反応度

2.2.2 解析結果

冷却材と被覆管材に応じた k_{eff} の燃焼変化を Figure 2-7～2-9 に示す。また、X/HM に応じて設定された核分裂性プルトニウム富化度の相関性を Figure 2-10 に示す。さらに、設定された核分裂性プルトニウム富化度で 45GWd/t まで燃焼させた場合の残存比と、ボイド反応度の最大値を与える平衡炉心燃焼末期相当でのボイド反応度について、X/HM の相関図としてまとめたものを Figure 2-11 及び Figure 2-12 に示す。

軽水冷却の場合では、X/HM を 0.2 まで低下させても k_{eff} が単調減少傾向を示す。これに対し、X/HM が重水冷却では 0.5、Na 冷却では 0.7 程度(推定)になると、50GWd/t 程度の燃焼度の範囲では、 k_{eff} は燃焼度によらずほぼ 1.0 を保つことができ、それより大きな X/HM であれば k_{eff} は単調減少、それより小さな X/HM であれば単調増加になるという傾向を示す。軽水冷却の X/HM=0.2 の場合と重水冷却の X/HM=0.5 の場合における代表的な核燃料物質の原子数密度変化を Figure 2-13 に示す。本図より、重水冷却の場合では、FP の増加に伴う反応度低下が Pu-239 の原子数密度の増加に伴う反応度増加によって補われているため k_{eff} が一定となるが、軽水冷却の場合では、X/HM=0.2 程度の場合でも、Pu-239 の原子数密度の増加が小さく、十分に補えないため k_{eff} は減少することとなる。これは、X/HM=1.0 での冷却材に応じた中性子スペクトルを比較して Figure 2-14 に示すように、軽水冷却の場合では、1.0 程度の小さな X/HM であっても共鳴エネルギー領域にある中性子の影響が大きく、Pu-239 の中性子捕獲反応による Pu-239 の消滅と U-238 の速中性子効果が小さくなることでの Pu-239 核分裂率の増加による Pu-239 の消滅が、重水冷却の場合より多くなるためである。た

だし、中性子スペクトルが軟らかいことは低エネルギー中性子による核分裂の依存度が高いこととなり、軽水冷却の方が同じ燃焼度を達成するために必要な核分裂性プルトニウム富化度が小さくなる。

Figure 2-11 より、残存比については、重水冷却では $X/HM=0.5$ で約 1.10 を達成しているのに対し、軽水冷却では 0.99 と 1.0 を下回っており、 $X/HM=0.2$ でようやく約 1.09 を達成している。Na 冷却では $X/HM=1.0$ で既に残存比は約 1.10 であり、 X/HM が 0.5 以下では 1.20 近傍に達している。残存比が 1.0 を上回るのは軽水冷却の場合で X/HM が約 0.4、重水冷却の場合で約 1.1、Na 冷却の場合で約 2.1 であり、このことは、軽水冷却では超稠密バンドルにしないと 1.0 以上の残存比達成は困難であることを示唆しているものである。

Figure 2-12 より、ボイド反応度については、それぞれの冷却材で単調増加が単調減少に変わる X/HM の変曲点があることがわかる。具体的には、軽水冷却では 2.0、重水冷却及び Na 冷却ではともに 1.0 ~ 2.0 近傍である。軽水冷却では X/HM が変曲点である 2.0 を超えると急速に負の値が大きくなり、既設軽水炉と同等な $X/HM=4.0$ では、一般的に言われている「十分に負側に大きなボイド反応度」が得られることを再現している。また、重水冷却の場合でも X/HM が 5.0 以上であればボイド反応度は負になり、CANDU 炉等の大きな X/HM となっている炉心では十分に大きな負のボイド反応度が得られることを十分予測できる結果となっている。また、本感度解析では、Na 冷却の場合では X/HM に対するボイド反応度の感度が小さいことを示している。 $X/HM=1.0$ 近傍に限定して比較すると、軽水冷却の場合のボイド反応度は Na 冷却の場合の約 2 倍であり、重水冷却の場合は軽水冷却のさらに約 2 倍 (Na 冷却の約 4 倍) となっている。

被覆管材については、重水冷却の場合では、 k_{eff} は Na 冷却の場合と同程度の相違で、 $X/HM=1.0$ ではジルカロイ-4 材と SUS 材とで k_{eff} に対し 0.1%、核分裂性プルトニウム富化度でも 0.2wt% の小さな相違であり、同富化度設定誤差幅 ($\pm 0.1\text{wt}\% = 0.2\text{wt}\%$) と同程度である。これに対し、軽水冷却では、 $X/HM=1.0$ でも SUS 材の方が 0.4% 大きくなっており、核分裂性プルトニウム富化度の相違でも 0.4wt% であり、核分裂性プルトニウム富化度設定誤差より大きい。軽水冷却での相違は十分に小さいとは言えるものでないが、軽水冷却の $X/HM=4.0$ の場合での相違 (1.1wt%) に比して、この程度であれば被覆管を SUS 材にするかジルカロイ-4 材にするかは大きな問題とな

らないと判断できる。さらに、被覆管材の相違は、残存比及びボイド反応度についても大幅な相違が生じないことが確認できる。

残存比とボイド反応度の相関性を明らかにするため、グラフ横軸のパラメータに残存比、縦軸にボイド反応度としてデータを整理して Figure 2-15 に示す。同程度の残存比の場合には、ボイド反応度は $N_a = \text{軽水} < \text{重水}$ となっている。このようにデータを整理した場合、最も理想的な組合せはプロット点がグラフ上の第 4 象限（残存比が 1.0 以上、ボイド反応度が負の領域）にあることである。しかしながら、MOX 燃料ではそのような組合せは存在しない。すなわち、シード燃料単独では「1.0 以上の残存比」と「負のボイド反応度」を両立させることは困難である。両立させるには何らかの方策を炉心に施すことが必要であることとなる。また、重水冷却の場合で X/HM を 1.0 から 0.0 に向けて低減させることは、ボイド反応度の低減と残存比向上の両方に影響するが、軽水冷却の場合ではボイド反応度の低減にはあまり寄与せず、残存比向上のみに大きく影響することがわかる。

残存比向上に対しては、シード燃料のプルトニウム富化度を下げて U-238 を増加させること、あるいはシード燃料まわりにブランケット燃料を配置することであり、親物質である U-238 の装荷割合を高めることにつきる。

ボイド反応度低減のためには、炉心を小型化あるいは中性子漏えいパスを故意に設けて、炉心体系外に漏えいする中性子を増加させる方法が先ず挙げられる。これは炉心まわり構造物の材質、形状及び配置等に大きく影響されるため、実機の原子炉構造を踏まえた検討が必要であり、炉心設計だけでは解決しない場合が多い。また、中性子漏えいを促進させるために親物質に吸収される中性子が減少して残存比の低下を招く可能性がある。これとは別の炉心設計だけでクローズする方策としては、ボイド状態と通常状態とでは、中性子発生反応率と中性子吸収反応率の中性子エネルギー分布変化が大きく変化すること、すなわち中性子スペクトルシフト効果を利用した方策が考えられる。Figure 2-16 ~ 18 に核分裂性プルトニウム富化度 17wt% の MOX 燃料に対する X/HM = 1.0 での中性子生成反応率と中性子吸収反応率の評価結果を示す。この図は核分裂率を 1.0 で規格化したものである。軽水及び重水冷却の場合では、ボイド状態と通常状態では中性子生成及び吸収反応率に寄与している中性子エネルギーが大きく異なることがわかる。エネルギー積分された反応率の 50% となる中性子エネルギーを代表エネルギー

ーとみなすと、 $X/HM=1.0$ では、Na 冷却及びボイド状態では約 100keV であるのに対し、重水冷却では約 13keV、軽水冷却では約 0.4keV となる。水冷却炉ではかなり高い稠密状態とした燃料バンドルとしても、特に軽水冷却では、代表的な中性子エネルギーは比較的低い領域にあることが明らかとなった。

中性子スペクトルに対する応答性を把握するために、軽水、重水及び Na 冷却それぞれの場合に対し、核分裂性プルトニウム富化度 15.0wt%(設定根拠は後述の 2.3.2 (2) 参照) $X/HM=1.0$ における単ピンセルモデルによる随伴中性子スペクトルを評価した。その結果を Figure 2-19 に示す。上述した代表エネルギーに基づき、ボイド状態になった場合の反応度変化挙動を分析すると以下ようになる。

- ・ Na 冷却の場合では、通常状態からボイド状態に変化した場合の中性子代表エネルギーの変化量そのものは小さいが、随伴中性子スペクトルのエネルギー依存性が大きな傾きを持つ単調増加となっているため、負にはならないものの、3 種類の冷却材の中で最も小さなボイド反応度となる。 η 値そのものが大きくなる高エネルギー中性子による核分裂が増加することが直接的な原因である。
- ・ 軽水冷却の場合では、通常状態からボイド状態に変化した場合の中性子代表エネルギーの変化が最も大きい、1keV から 100keV の間での随伴中性子スペクトルはほぼ一定となっており、100keV 近傍のみで若干大きくなっている (約 + 5%) ために、負にはならないものの、3 種類の冷却材の中で Na 冷却の場合に次いで小さなボイド反応度となる。
- ・ 重水冷却の場合では、通常状態からボイド状態に変化した場合の中性子代表エネルギーの変化は Na 冷却と軽水冷却の間であるが、10keV から 100keV の間での随伴中性子スペクトルが約 10%増加と大きいため、3 種類の冷却材の中で最も大きなボイド反応度となる。

さらに、重水冷却の場合については、核分裂性プルトニウム富化度を、Figure 2-8 の $X/HM=1.0$ に対応する 9.5wt%にした場合についても随伴中性子スペクトルを評価し、Figure 2-19 に示している。核分裂性プルトニウム富化度が下がり U-238 含有率が増加することで、10keV から 100keV の間での随伴中性子スペクトルは 10keV→50keV で約 1.5%低下し、50keV→100keV で約 5%増加し、全体的には約 3.5%の増加に抑制されることとなり、ボイド反応度は高プルトニウム富化度の場合よりも小さくなる。この

ことは、ボイド反応度低減に向けては、反応に寄与する U-238 含有率を増加させることが重要な方策であることを意味するものであると考えられる。

以上のことより、水冷却 FBR では通常状態からボイド状態に変化する際のダイナミックな中性子スペクトルシフト効果をうまく利用すれば、炉心体系からの中性子漏えいに期待しなくとも、低 X/HM の炉心体系でボイド反応度を負にできる可能性がある。また、プルトニウム富化度を変えた随伴中性子スペクトルの比較結果から、中性子スペクトルシフト効果でボイド反応度を負側にさせる効果を与えている核種は U-238 であり、シード燃料を低プルトニウム富化度化して U-238 割合を増加させる、あるいはブランケット燃料とシード燃料の配置を適切にして炉心全体で U-238 による反応を促進させて中性子スペクトルシフト効果を炉心に広く波及させることで、ボイド反応度が低減できる可能性があることが明らかとなった。

2.3 シード-ブランケット燃料間の中性子干渉効果の検討

2.3.1 単ピンセルモデルによる基本核特性把握で得られた知見

前節の「単ピンセルモデルによる基本核特性の把握」での検討によって、以下のことが明らかとなった。

- 1) X/HM が 1.0 近傍でのボイド反応度は重水冷却 > 軽水冷却 > Na 冷却の順であり、残存比は Na 冷却 > 重水冷却 > 軽水冷却の順となっている。
- 2) 残存比とボイド反応度の相関性を見ると、残存比が同じ場合ではボイド反応度は Na = 軽水 < 重水 となり、シード燃料単体では「1.0 以上の残存比」と「負のボイド反応度」を両立させる組合せがない。
- 3) 軽水及び重水冷却の場合では、通常状態からボイド状態に変化した際の中性子スペクトル変化によって中性子発生及び吸収反応率の中性子エネルギー分布が大きく変化する中性子スペクトルシフト効果が、ボイド反応度が正になる原因となっている。この中性子スペクトルシフト効果によって、単位核分裂率に対する中性子捕獲反応率が通常状態よりボイド状態の方が減少するために、Na 冷却の場合より正側に大きなボイド反応度となる。
- 4) 中性子スペクトルシフト効果でボイド反応度を負側にさせる効果を与えている核

種は U-238 であり、シード燃料を低プルトニウム富化度化して U-238 割合を増加させる、あるいはブランケット燃料とシード燃料の配置を適切にして炉心全体で U-238 による核反応を促進させて中性子スペクトルシフト効果を炉心に広く波及させることで、ボイド反応度が低減できる可能性がある。

U-238 の含有率を増加させるためには、中性子経済を向上させてシード燃料の核分裂性プルトニウム富化度を低下させることが考えられるが、所定の運転サイクル期間、定められた発熱量を維持するには、シード燃料の核分裂性プルトニウム富化度はある程度の値に設定しなければならず、数 wt% の単位で核分裂性プルトニウム富化度を低減させることは困難である。

水冷却 FBR は keV オーダーの高速中性子が主体となって原子炉の臨界を維持しているために、Na 冷却 FBR の解析知見から、中性子の平均自由行程は 20 ~ 30cm 程度になると推察される。このように中性子平均自由行程が長い場合では、高い核分裂性プルトニウム富化度となっているシード燃料の間にブランケット燃料を離散的に配置することは、領域平均の核分裂性プルトニウム富化度を下げることとほぼ等価であり、ブランケット燃料があまり大きな体積で配置されていなければ、臨界を維持するのに必要なシード燃料そのものの核分裂性プルトニウム富化度は大きく増加しないという傾向がある。

中性子スペクトルシフト効果を利用してボイド反応度がどのように変化するのかについては、シード燃料とブランケット燃料が接することによって各燃料領域の中性子束が相互にどのように影響するかという中性子干渉効果(シード燃料で発生した核分裂中性子がブランケット燃料に入射し、ブランケット燃料内で反応を起こす挙動と、ブランケット燃料で反射されてシード燃料に再反射してシード燃料内で反応を起こす挙動)について感度解析を実施し、その影響度合いを直接的に把握することが必要である。

したがって、本節では、MOX 燃料からなるシード燃料と劣化 UO_2 からなるブランケット燃料のそれぞれの等価厚さ、配置方法等の組合せに対し、シード及びブランケット燃料内での中性子反応挙動の詳細解析を実施してその挙動を分析し、「1.0 以上の残存比」と「負のボイド反応度」を両立させるにはどのような組合せが存在するのかを検討する。

検討に際しては、前節からの連続性を考慮し、着目している X/HM の範囲では被覆管をジルカロイ-4 材としても SUS 材としても有意な相違は生じないため、製作性が良く部材コストが低い SUS 材を被覆管材とし、被覆管肉厚 0.4mm、外径 9.5mm の燃料棒を用いて検討を実施するものとする。

2.3.2 解析条件

前節では X/HM に対するボイド反応度と残存比の相関性を比較するには現実的なプルトニウム富化度を設定する必要があると考え、平衡炉心の炉心平均燃焼度が 15 ~ 30GWd/t の範囲で k_{eff} が 1.0 を上回るプルトニウム富化度を設定し、評価されたプルトニウム富化度で定められる燃料組成にてボイド反応度と残存比を評価し、比較した。その結果、従来の軽水炉あるいは Na 冷却 FBR に対する炉心解析を通じてこれまで検討されてきた X/HM の範囲で得られている知見とほぼ同様な傾向があることが明らかとなり、X/HM をパラメータとする場合での「同一条件」の設定方法が妥当なものであることが確認できた。

本節の目的は、通常状態から冷却材が消失して完全ボイド状態になった場合の中性子スペクトルシフト効果をブランケット燃料内の中性子反応にフィードバックさせて、如何にすればボイド反応度低減に役立てるかを検討することである。

本節での比較でも、その検討目的を踏まえ、感度解析の実施に向けてどのような「同一条件」を与えるのが適切かを明確にしなければならないため、解析モデルの選定だけでなく、燃料組成の設定方法についても検討した。

(1) 解析モデルの選定

前節の検討にて、水冷却 FBR の場合では共鳴エネルギー領域にある中性子の反応が重要な役割を担っていることが明らかになっているため、共鳴エネルギー領域での中性子反応挙動を詳細に取り扱うことを取り入れた計算モデルでの検討が必要となる。そのため、少数群に縮約された実効断面積を用いた多次元解析を実施するよりも、PEACO モジュールを用いた衝突確率論モデルによるパラメータサーベイが有効であると判断される。

PEACO モジュールを使用する場合、適用できる体系モデルは、単ピンセルモデル、

マルチセルモデル、無限平板モデル等の 16 種類のモデルに限定される。使用可能なモデルは以下の通りである。

- 1) 1 次元球モデル
- 2) 1 次元平板モデル
- 3) 1 次元円筒モデル
- 4) 同心円分割による正方格子モデル
- 5) 2 次元分割による正方格子モデル
- 6) 同心円分割による正六角格子モデル
- 7) 2 次元分割による正六角格子モデル
- 8) X-Y 分割による 45° 対称正四角集合体モデル
- 9) 燃料棒を配置した X-Y 分割による 45° 対称正四角集合体モデル
- 10) 燃料棒を環状配置した環状集合体モデル
- 11) 燃料棒を非対称配置した環状集合体モデル
- 12) 燃料棒を環状配置した六角集合体モデル
- 13) X-Y グリッド点に燃料棒を配置した長方形集合体モデル
- 14) 燃料棒を六角格子に配置した六角形集合体モデル
- 15) 三角メッシュグリッド点に燃料棒を配置した長方形集合体モデル
- 16) X-Y グリッド点に燃料棒を配置した $1/4$ 対称長方形集合体モデル

シードブランケット燃料間の中性子干渉効果をサーベイするには、シード燃料から漏えいする中性子がブランケット燃料のどの程度の深さまで透過し、核反応挙動に影響するのかを検討する必要がある。そのため、パラメータとしてブランケット燃料とシード燃料のそれぞれの等価厚さに着目することが必要となる。等価厚さのサーベイ範囲であるが、中性子の平均エネルギーは Na 冷却 FBR なみに高いために、少なくとも 30cm 以上の厚さでの検討が必要となる。解析セル内に燃料棒を配置した体系を考えた場合は 1 つのメッシュに燃料棒 1 本を配置する必要があり、燃料棒配列ピッチを 1cm 程度とすると、それぞれの燃料の等価厚さ 30cm を解析するのに燃料棒セルは 60 層必要となる。PEACO モジュールで取扱可能な燃料棒層数は、モデル 9 では 50 層程度、モデル 10～16 では 12 層程度であるため、それらモデルは候補から除外される。また、単ピンセルモデルでは数十 cm の大きな体系を取り扱うことが困難であるため、モデル 1 及びモデル 3～7 も候補から除外される。したがって、燃料等価厚さ

をメッシュ幅で自由に調整できるモデル 2 及び 8 のみが許容できることとなる。モデル 8 はモデル 2 の 2 次元体系であり、領域数の制限からモデル 8 よりもモデル 2 の方が領域数を多くした等価厚さの厚い体系を取り扱うことができる。したがって、PEACO モジュールで解析する場合は、モデル 2 の 1 次元平板モデルを採用する。

このモデルを使用する際の課題は、体系中の物質をセルごとに完全スミヤした原子数密度を与えて計算しなければならないことである。低エネルギー中性子の割合が高いほど燃料ペレット、被覆管及び冷却材が離散的に存在している場合と完全スミヤされていることの相違（非均質効果）は大きくなる。これは、中性子のエネルギーが低いと次の反応を起こす位置までの移動距離が短くなり、完全スミヤの場合ではどの位置に中性子が存在しても物質組成が全く同じであるのに対し、非均質体系の場合では、場合によっては同じ物質領域内で次の反応を起こすこととなり、その領域に存在しない物質の影響を受けなくなるためである。

したがって、完全スミヤすることの妥当性を、非均質効果が大きくなる条件、すなわち Figure 2-14 で最も低エネルギー中性子の割合が大きい軽水冷却の場合について検討した。検討に際しては、単ピンセルモデルにて、完全スミヤした体系で解析した場合と、燃料ペレット、被覆管、冷却材を完全に離散化した非均質体系で解析した場合との中性子スペクトルの比較を行った。

完全スミヤ体系で得られたセル平均の中性子スペクトルと非均質体系で得られた燃料ペレットの中性子スペクトルを Figure 2-20 に比較して示す。熱中性子エネルギー領域の上限である 1.8554eV より高い中性子エネルギー領域に関しては $X/HM=1.0$ の場合と $X/HM=4.0$ の場合でも完全スミヤ体系で得られたセル平均の中性子スペクトルと非均質体系で得られた燃料ペレットの中性子スペクトルには有意な相違が生じていないが、低い中性子エネルギー領域に関しては $X/HM=1.0$ の場合でも有意な相違が生じていることがわかる。したがって、完全スミヤ体系で得られるセル平均の中性子スペクトルは 1.8554eV より低いエネルギー領域の中性子寄与のみを過大評価する傾向にあることが明らかとなった。特に X/HM が十分に大きな体系では、その過大評価傾向は顕著になる。しかしながら、本研究で着目しているのは $X/HM=1.0$ 近傍の低 X/HM 体系であり、後述されるように、1.8554eV より低いエネルギー領域の中性子の寄与を過大評価したとしても十分に無視できる結果であるため、本検討に完全スミヤ体系で得られたセル平均の中性子スペクトルを用いても問題ないと判断できる。

(2) 燃料組成の設定

前節の検討では、X/HM に応じて平衡炉心相当のサイクル末期の燃焼度が同じになる核分裂性プルトニウム富化度をサーチして設定し、ボイド反応度及び残存比の関係を比較した。これは、燃料組成がボイド反応度等の挙動に与える影響が大きいため、設定すべき「同一条件」として「一致した平衡炉心取出平均燃焼度を達成できる核分裂プルトニウム富化度条件での比較」を選択したためである。

本節でも、検討目的に適合した「同一条件」での感度解析を行い、中性子干涉効果を比較する必要がある。1次元平板モデルを用いて、シード燃料領域とブランケット燃料領域の配置に対する感度解析を行うことを念頭に置くと、「平衡炉心の取出平均燃焼度が一致する」燃料組成を定めることは非常に困難なものとなる。すなわち、単ピンセル体系のような小さな体系では、同一のバックリングを与えることで炉心に有限な特定の大きさを設定したものと見なすことができるのに対し、数十 cm オーダーの等価厚さがある「大きな体系」でシードとブランケット燃料領域の組合せをサーベイする場合には、炉心が特定の有限の大きさに統一されるよう、解析に用いる等価厚さに応じたバックリングを与えることは困難であるということである。

一方で、前節の結果から、水冷却 FBR の目標となる X/HM が 1.0 程度であろうといことが予測されているため、核分裂性プルトニウム富化度はある程度の範囲に限定されると予想できる。したがって、ある特定の核分裂プルトニウム富化度設定条件を定めて X/HM に応じて富化度調整を行い、燃料組成が微妙に変化した影響も含めて中性子干涉効果を検討すると問題の本質を見誤る可能性が高い。

したがって、本節の感度解析で与えるべき「同一条件」としては「同一の燃料組成」を設定するものとする。

この場合、できるだけ実機条件に近い燃料組成での中性子干涉効果を検討するために、実機に近い核分裂性プルトニウム富化度を設定する必要がある。Na 冷却 FBR の炉心設計で評価されている核分裂性プルトニウム富化度は約 11wt%^[9]で、X/HM は約 1.5 である。Figure 2-9 に示された単ピンセル計算の結果から X/HM=1.5 での核分裂性プルトニウム富化度を推定すると約 8.0wt%となり、実機体系の約 1/1.4 倍となっている。実機体系の方が高い核分裂性プルトニウム富化度となっているのは、単ピンセル計算では燃料有効長 1.0m での軸方向バックリングのみを考慮しているのに対し、実機炉心では軸方向だけでなく径方向への炉心体系からの漏えい中性子を考慮して

いるためである。これに対し、Figure 2-7 に示された軽水冷却の $X/HM=4.0$ の場合には、評価された核分裂性プルトニウム富化度が 7.1wt%であるのに対し、文献[13]では約 4wt%と評価され、実機体系の約 1.8 倍となっている。これは、軽水炉実機の燃料有効長が約 3.65m であるのに対し、燃料有効長 1.0m の軸方向バックリングを与え中性子が漏れ易い条件での評価となっているためである。軽水炉は熱中性子炉であり、実機炉心体系は径方向に十分大きなものとなっているために、Na 冷却 FBR の場合とは異なって、炉心体系から径方向への漏えい中性子の効果が小さく、軸方向への中性子漏えいの効果を過度に考慮したために、評価された核分裂性プルトニウム富化度の大小関係が逆転したものと考えられる。ちなみに、燃料有効長 3.65m での軸方向バックリングを与えた単ピンセル計算の結果は、実機で評価された核分裂性プルトニウム富化度とほぼ一致している。

前節の単ピンセル計算で得られた核分裂性プルトニウム富化度の結果から、水冷却 FBR で目標とされる $X/HM=1.0$ 近傍の核分裂性プルトニウム富化度は、SUS 製被覆管の場合で軽水/重水冷却ともに、燃料有効長 1.0m の軸方向バックリングのみを与えた場合では 9~10wt%になる。径方向の中性子漏えいについては、通常の商業炉クラスの軽水炉の場合では十分に無視できるものであるが、水冷却 FBR は Na 冷却 FBR なみに中性子スペクトルが硬いために無視できなくなる。径方向の中性子漏えいを考慮することで核分裂性プルトニウム富化度が増加するため、その増加率として単ピンセル計算値と実機設定値の比 1.4 を乗じると 13~14wt%となる。さらに、シード燃料領域内にブランケット燃料領域を設けるとシード燃料相互の核的結合が弱くなるために、シード燃料単独の場合よりも核分裂性プルトニウム富化度を高くすることが必要になると考えられる。この影響による核分裂性プルトニウム富化度増加を概算することは困難であるが、前述の核分裂性プルトニウム富化度 13~14wt%に若干の富化度の上乗せを行うことが適切であると考えられる。

したがって、以上の検討により、本節の感度解析で用いるシード燃料の代表的な燃料組成を定める核分裂性プルトニウム富化度として 15wt%を設定する。

(3) 解析条件のまとめ

以上の検討で設定された解析条件をまとめると、以下のようになる。

< 基本条件 >

- ・ 核定数ライブラリー：JENDL-3.2^[9]
- ・ 解析コード：SRAC システムの PEACO モジュール^[10]
- ・ 解析モデル：1 次元平板体系モデルによる衝突確率計算
- ・ シード燃料物質：MOX 燃料
- ・ ブランケット燃料物質：UO₂ 燃料
- ・ プルトニウム組成：Pu-238 / Pu-239 / Pu-240 / Pu-241 / Pu-242 / Am-241

$$= 2.7 / 47.9 / 30.3 / 9.6 / 8.5 / 1.0 \text{ wt}\%^{[13]}$$
- ・ ウラン燃料組成：U-235 / U-238 = 0.2 / 99.8 wt%^[13]
- ・ シード燃料の核分裂性プルトニウム富化度：15.0wt%
- ・ 被覆管：SUS (肉厚 0.4mm)

< サーベイパラメータ >

- ・ 冷却材：軽水、重水、Na
- ・ シード及びブランケット燃料の X/HM：0.5 ~ 5.0
- ・ シード燃料厚：5cm ~ 30cm
- ・ ブランケット燃料厚：5cm ~ 80cm

< 評価項目 >

- ・ 体系内中性子束分布
- ・ 体系内核分裂率分布
- ・ 体系内吸収反応率分布
- ・ 残存比
- ・ ボイド反応度

中性子干渉効果の影響を比較するために、残存比及びボイド反応度の他に解析体系内の中性子束分布、核分裂及び吸収反応率分布も整理・評価する。サーベイパラメータには X/HM=4.0 ~ 5.0 の場合も含まれているが、比較検討用の参考値として用いるものである。

全炉心ボイド状態については、ボイド状態で燃焼されることはありえないため、本感度解析でもボイド状態での燃焼計算は実施せず、SRAC システムのブランチ計算機能を使用して、X/HM=1.0 の冷却条件で所定の燃焼度まで燃焼させた状態から水密度をゼロとした解析を実施し、その時の中性子束分布等を求める。

また、中性子 107 群構造では詳細であるために、反応に寄与している中性子エネルギー範囲を定量的に分析するには不向きである。そこで Table 2-2 に示す中性子 5 群構造による分析を行う。この中性子 5 群構造は、以下の観点から設定した。

- 1) 第 1 群：0.82085MeV ~ 10.0MeV

核分裂で発生した中性子が他の物質とせいぜい 1 回程度しか相互作用していないとみなせるエネルギー領域

- 2) 第 2 群：86.517keV ~ 0.82085MeV

Na 冷却 FBR で一般的に用いられているいわゆる高速中性子のエネルギー範囲

- 3) 第 3 群：961.12eV ~ 86.517keV

第 2 群と第 4 群の間

- 4) 第 4 群：1.8554eV ~ 961.12eV

PEACO モジュールで取り扱う共鳴反応のエネルギー範囲

- 5) 第 5 群：1.8554eV 以下

熱中性子のエネルギー範囲

2.3.3 解析結果

(1) 基本感度解析

初めに基本感度解析として、Figure 2-21 のように、シード燃料とブランケット燃料の各 1 領域が接する単純体系での感度解析を実施し、燃料領域内の中性子挙動の把握を行った。

< 特記すべき解析条件 >

- ・ 解析体系：シード及びブランケット燃料を各 1 層とした 1 次元平板体系

< サーベイパラメータ >

- ・ シード及びブランケット燃料の X/HM：0.5、1.0、2.0、4.0、5.0
- ・ シード燃料厚：5cm、10cm、20cm、30cm
- ・ ブランケット燃料厚：5cm、10cm、20cm、30cm、40cm、60cm、80cm

本感度解析により得られたデータの詳細は Appendix A にまとめた。

a. 中性子束分布の概況

X/HM をパラメータにした中性子束分布の比較を、軽水冷却の場合を Figure 2-22、重水冷却の場合を Figure 2-23 に示す。

全中性子束については、予想されたように、減速能が高い状態にある軽水冷却の方が重水冷却よりもブランケット燃料内での減衰が大きくなっている。

第 1 群のブランケット燃料内の分布については、軽水冷却 $X/HM=4.0$ と重水冷却 $X/HM=2.0$ がほぼ同じ、軽水冷却 $X/HM=2.0$ と重水冷却 $X/HM=1.0$ がほぼ同じ等々、重水冷却では軽水冷却の約 $1/2$ の X/HM に相当していることがわかる。これは第 1 群中性子が核分裂した直後に軽水ないしは重水と 1 回程度散乱反応を起こした中性子成分を示しているものであると考え、軽水は重水に比して、第 1 群の中性子、すなわち 1.0MeV 以上の中性子の減速に対し重水素と水素の質量比に相当する約 2 倍の能力差があることが定量的に示されていることとなる。

第 2 群は軽水冷却と重水冷却ではほぼ一致していることがわかる。これは、第 2 群の中性子束を形成する際の減速物質が、冷却材中の水素ないしは重水素の軽い核種よりも燃料物質のような重い核種の原子数密度に支配されているためではないかと考えられる。

エネルギーのさらに低い第 3 群以降では、軽水冷却と重水冷却で中性子束分布の傾向が大きく異なってくる。

まず第 3 群については、軽水冷却の場合では第 2 群とほぼ同じ分布が得られている。これは、燃料物質による中性子減速支配が第 2 群と同様に起こっているためであると考えられる。ただし、単位レサジーで規格化すると第 3 群は第 2 群の約 $1/2$ の中性子束であることに留意する必要がある。重水冷却の場合では、 X/HM が大きくなるにつれてシード燃料内の分布が増加する傾向を示している。ブランケット燃料内で減速されてきた第 3 群以上の高速中性子がシード燃料に流れ込んできた効果であると考えられる。

第 4 群については、軽水・重水冷却ともに、ボイド状態の中性子束レベルは 1 桁以上一気に低下している。軽水冷却の場合では、ブランケット燃料内で $X/HM=0.5$ ではほぼ平坦となっているが、それより大きな X/HM では、ブランケット燃料内ではまだ減速されており、減衰カーブを描いている。これは、水素の散乱反応によって第 5 群に減速されるためであると考えられる。これに対し、重水冷却の場合では、

低 X/HM の場合ではブランケット燃料内ではほぼ一様分布となっている。これは、減速による第 4 群中性子の生成と吸収反応及び「減速による消滅」がブランケット燃料内でほぼバランスしているためである。

第 5 群については、共鳴反応のエネルギー領域を下回ったためにブランケット燃料領域では際だった中性子吸収反応がなくなり、シード燃料より高い中性子束となる。軽水冷却の $X/HM=4.0$ で、ブランケット燃料中心近傍で若干減少しているのは、軽水による中性子吸収のためであると考えられる。

b. 反応率分布の概況

上記の中性子束分布に対応した、 $X/HM=1.0$ における、解析体系内の核分裂率分布と中性子捕獲反応率分布を下記のように示す。

< 核分裂率分布 >

軽水冷却の場合：Figure 2-24

重水冷却の場合：Figure 2-25

全炉心ボイドの場合：Figure 2-26

< 中性子捕獲率分布 >

軽水冷却の場合：Figure 2-27

重水冷却の場合：Figure 2-28

全炉心ボイドの場合：：Figure 2-29

さらに、上記分布データを、シード燃料の平均燃焼度 40GWd/t の場合に対し、代表的な核種（U-238、Pu-239,240,241）ごとの内訳と中性子エネルギー群ごとの内訳として整理した。核分裂率については Figure 2-30、捕獲反応率については Figure 2-31 に示す。上記反応率データは、グラフ作成の都合にて、体系全体の核分裂率を 0.5 で規格化したものである。未燃焼状態でなく燃焼状態のデータを図示したのは、ブランケット燃料内に様々な核種が蓄積されている燃焼状態の方が、未燃焼状態ではブランケット燃料内の主な核種は U-238 のみの場合より、中性子スペクトルの変化の効果が顕著に現れ、分析に適しているためである。

X/HM が大きなケースでは第 5 群中性子の寄与を過大に評価していることに配慮する必要があるが、概略的な中性子反応挙動として下記の特徴があるものと考えることができる。

- 1) シード燃料内の核分裂率分布については、核種ごとの反応率寄与において、X/HM が 1.0 程度であれば冷却材の種類による大きな相違はない。
- 2) しかしながら、中性子エネルギーごとの反応率寄与においては冷却材の種類による大きな相違があり、中性子反応挙動の状況が大きく異なる。
- 3) ボイド状態では、第 1～3 群がほぼ同程度寄与しているのに対し、重水冷却では第 2 群の寄与が低下し第 4 群の寄与が増加する。さらに減速能が高い軽水冷却の場合では第 2 群と第 3 群の寄与が減少し、第 4 群の寄与が支配的となり、第 5 群の寄与も無視できなくなる。
- 4) 重水冷却炉では第 2～4 群までの中性子束はほぼ一様であり、第 5 群の影響は無視できるのに対し、軽水冷却炉では $X/HM=1.0$ であっても第 4 群の寄与が約半分を占め、第 5 群の影響は無視できない。重水と軽水冷却の場合では、第 4 群のシード燃料とブランケット燃料の境界での反射効果の影響が大きく、局所ピークを生じる。
- 5) シード燃料内の捕獲反応率については、捕獲反応における共鳴反応の役割が大きいため、核種ごとと中性子エネルギーごとの反応率寄与ともに冷却材による大きな相違がある。
- 6) 減速がほとんどないボイド状態の場合でも第 3 群の寄与が支配的である。軽水冷却では第 3 群の寄与が大きく減少し第 4 群が約 50%を占める。重水冷却は両者の中間にある。
- 7) ブランケット燃料内の捕獲反応率については、Pu-239 による捕獲反応率はほぼ一様分布であり、反応率分布形状を決定しているのは U-238 である。U-238 の共鳴反応が存在するエネルギー領域より低いエネルギー領域、すなわち第 5 群まで減速される中性子が多い時、U-238 捕獲反応率は減少し、深い谷をもつ分布曲線となる。

Figure2-24～31 に示された結果はブランケット燃料厚さを 30cm に固定した場合のものである。

シード燃料内の核分裂率分布については、核分裂によって中性子が供給されていることで、ブランケット燃料との境界を除き、概ねコサイン分布であるとみなすことができる。これはシード燃料両端で特定の中性子漏えいを与えた場合に形成される基本モードの分布形であり、主に燃料物質による減速効果の寄与が大きな第 2 群以上の高いエネルギーを持つ中性子が支配しているため、シード燃料厚さが変わっても変化しない。これに対し、捕獲反応率分布は、基本モード形成の基となる第 1 群と第 2 群の中性子寄与が減少するため、重水冷却の場合では一様分布に近くなる。軽水冷却の場合では、Figure 2-22 で明らかなように、第 3 群までが燃料物質による減速効果の寄与が大きなエネルギー領域となるため、核分裂率分布と同じように、ブランケット燃料との境界を除き、概ねコサイン分布となる。核分裂率分布と中性子捕獲反応率分布のこのような相違が如実に現れているのが、冷却材のないボイド状態での分布である。

いずれにしても、シード燃料内の核分裂率分布と中性子捕獲反応率分布は、厚さが変わっても基本的な分布形状は変化しないと考えることができる。このことは、シード燃料厚さを変化させた解析にて確認済みである。

これに対し、ブランケット燃料内では、シード燃料から流入してくる中性子によって反応率分布が形成され、強い中性子吸収物質が存在しないため、概してブランケット燃料内での透過距離が大きくなるにつれて減速され、第 5 群以外の中性子束は透過距離によって減衰することとなる。核分裂率分布については、反応率としては少ないが、中性子束全体として、核分裂とシード燃料から流入することによる「中性子生成」と中性子捕獲反応による消滅がバランスすることになるため、寄与している中性子エネルギーの内訳は変化するものの、概ね一様分布となる。中性子捕獲反応率は第 3 群と第 4 群の中性子束分布変化が支配的であるため、減速状態の変化が中性子捕獲反応率の分布形に大きく影響することとなる。したがって、核分裂率分布はブランケット燃料厚さが変わっても分布形状はあまり変化しないと考えることができるが、中性子捕獲反応率分布は厚さが変わると変化するものと考えられる。

すなわち、シード燃料とブランケット燃料間の中性子干渉効果の影響があるのはブランケット燃料内の中性子捕獲反応率であり、ブランケット燃料の等価厚さを変化させると中性子干渉効果が変化し、中性子スペクトルシフト効果が変化するものと考えられる。

(2) ブランケット燃料厚さに対する感度解析

前述の検討より、中性子スペクトルシフト効果の影響があるのはブランケット燃料内の中性子捕獲反応率であり、ブランケット燃料の等価厚さを変化させると影響を受けることが明らかとなった。そこで、前述で実施された感度解析のうち、シード燃料厚を 30cm、 $X/HM=1.0$ とした場合について、ブランケット燃料厚をパラメータにした解析結果の整理を実施した。

シード燃料の平均燃焼度 40GWd/t の場合に対し、ブランケット燃料等価厚さ 10cm と 80cm の場合について、代表的な核種 (U-238、Pu-239,240,241) ごとの内訳と中性子エネルギー群ごとの内訳を核分裂率と捕獲反応率に対し整理し、Figure 2-32 に示す。また、Figure 2-33 にブランケット燃料厚とボイド反応度の関係を示す。

ボイド状態のブランケット燃料内の中性子捕獲反応率については、透過距離による減衰がほとんどない第 3 群中性子による捕獲反応が大きな割合を占めているため、ブランケット燃料が厚くなると、中性子捕獲反応率はほぼ線形増加する。これに対し、通常状態のブランケット燃料内の中性子捕獲反応率については、あまりブランケット燃料の深くまで透過することができない第 4 群の寄与が大きいためブランケット燃料内の透過距離による減衰が大きくなるため、ブランケット燃料が厚くなっても中性子捕獲反応率は線形に増加しない。その傾向は軽水冷却の場合が最も大きい。これは、この反応を支配しているのがブランケット燃料内の U-238 捕獲反応率であり、U-238 吸収反応断面積が第 3 群より第 4 群のエネルギー範囲の方が小さいためである。Na 冷却の場合で、ボイド反応度に対するブランケット燃料厚さの影響が小さいのは、反応率に対する中性子エネルギー内訳がボイド状態とほぼ同じであるためである。

したがって、Figure 2-33 に示すように、軽水冷却の場合ではブランケット燃料の等価厚さを 80cm 程度まで厚くするとボイド反応度はほぼゼロにまで低下する。重水冷却の場合でも、ブランケット燃料の等価厚さを厚くすることに対しボイド反応度低減効果が見込める。当然のごとく、増殖材であるブランケット燃料を増加させているため、残存比は向上するが、Figure 2-34 に示すように、ブランケット燃料内での中性子束の距離減衰により、残存比の目安となる体系全体の核分裂性物質の中性子吸収反応と親物質の中性子捕獲反応の反応率比はブランケット燃料等価厚さ約 40cm でほぼ飽和する傾向にある。

ここでの検討では核分裂性プルトニウム富化度は 15.0wt%で固定していたが、ブランケット燃料等価厚さが厚くなるとシード燃料間の核的結合が弱くなる（ディカップリングする）。この時、体系の臨界を維持するために、シード燃料の核分裂性プルトニウム富化度は高く設定されることとなり、U-238 存在割合が減るため、ボイド反応度は大きくなる可能性があることに注意しなければならない。

(3) ブランケット燃料の X/HM に対する感度解析

X/HM をパラメータにした感度解析で得られた Figure2-31 では、シード燃料部での吸収反応率は X/HM が大きくなると増加するが、ブランケット燃料部では減少する傾向が示されている。これは、シード燃料より大きな X/HM を有するブランケット燃料を組み合わせた場合、残存比は低下するが、ボイド反応度も低下する可能性があることを示すものである。

そこで、シード燃料厚とブランケット燃料厚をともに 30cm、X/HM=1.0、シード燃料プルトニウム富化度 15.0wt%として、ブランケット燃料の X/HM をパラメータにした解析を実施した。

<特記すべき解析条件>

- ・ 解析体系：シード及びブランケット燃料を各 1 層とした 1 次元平板体系
- ・ シード燃料 X/HM：1.0（固定）
- ・ シード及びブランケット燃料厚：30cm（固定）

<サーベイパラメータ>

- ・ ブランケット燃料の X/HM：0.5、1.0、2.0、4.0、5.0

解析結果を Figure 2-35 に示す。

軽水冷却の場合では、ブランケット燃料の X/HM が大きくなると残存比とボイド反応度はともに大きく低下する。これに対し、重水冷却の場合ではそれらの値の変化は緩やかなものであり、ボイド反応度にピークを与えるブランケット燃料の X/HM の値がある。

したがって、軽水冷却ではブランケット燃料部のみの X/HM を変えることで炉心全体の残存比とボイド反応度を同時に上下させることは可能であるが、重水冷却で

はそれらは同時に上下せず、ブランケット燃料部はできるだけ小さな X/HM とする設計が有効であることが明らかとなった。

(4) ブランケット燃料の配置に対する感度解析

ブランケット燃料にできるだけ多くの中性子が吸収される燃料配置として軸方向に複数の内部ブランケットを設けることが考えられる。

そこで、Figure 2-36 に示すように、シード燃料 + 内部ブランケット燃料の総厚さを 180cm で固定し、その上下に各 30cm の軸ブランケット燃料を設け、その外側を完全吸収境界とした体系において、各層のシード燃料厚 = ブランケット燃料厚として燃料厚さをパラメータにした解析を実施した。シード燃料 + 内部ブランケット燃料の総厚さ 180cm は、既設 PWR の燃料有効長が約 360mであることを踏まえ、燃料棒バンドルの稠密化によって炉心圧力損失が高くなるため、それをある程度補うには燃料高さをある程度短くする必要があるであろうと予想されることから、多重層分割した際に比較的端数の長さが生じない現行 PWR 燃料の半分の燃料有効長 180cm を設定したものである。

また、このような多重層での解析になると、径方向無限体系ではあるが、軸方向には実機の炉心特性解析相当の解析となるために、本解析ではシード燃料燃焼度 0 ~ 40GWd/t の範囲で $k\text{-eff} > 1.0$ となるように核分裂性プルトニウム富化度を定めた。

< 特記すべき解析条件 >

- ・ 解析体系：シード及びブランケット燃料を多層構造とした 1 次元平板体系
- ・ シード燃料の核分裂性プルトニウム富化度：臨界調整により設定
- ・ シード及びブランケット燃料の X/HM：1.0（固定）

< サーベイパラメータ >

- ・ 燃料配置：Figure 2-36 参照
- ・ 冷却材：軽水、重水

解析結果として、ブランケット燃料厚さに対する、シード燃料そのものの核分裂性プルトニウム富化度、シード + 内部ブランケット燃料で平均された核分裂性プルトニウム富化度及びボイド反応度の相関性を Figure 2-37 に示す。ボイド反応度は燃焼度 40GWd/t での値である。

シード燃料自身の核分裂性プルトニウム富化度は、シード燃料層厚さが厚くなるにつれて低下するが、内部ブランケットも含めて平均化させると層厚さ 50cm 程度で最小値となる。そして、核分裂性プルトニウム富化度の最小値化による U-238 装荷割合の増加とあいまって、シード燃料 3 層、内部ブランケット燃料 2 層の 5 層構造に対応する厚さ 36cm において最もボイド反応度が小さくなることが示されている。

この現象が内部ブランケット燃料層厚さに起因して生じているものなのか、層数に起因して生じているものなのかを確認するために、シード燃料 3 層、内部ブランケット燃料 2 層の 5 層構造に対し層厚さをパラメータにした感度解析をさらに実施した。その結果も Figure 2-37 に示してある。この追加解析により、支配因子はブランケット燃料層の厚さであることが確認できた。

このような現象が生じるのは、内部ブランケット燃料層厚さがある程度（本解析結果からは 30～40cm と推定される）以下になると、内部ブランケット燃料内で生成された Pu-239 によってシード燃料間の核的なディカップリングの効果が大きく低下するために、臨界維持に必要な核分裂性プルトニウム富化度が低下し、ボイド反応度低減効果に大きく影響する U-238 の装荷量が増加するためであると考えられる。

2.4 第 2 章のまとめ

本章の検討結果をまとめると、以下のようになる。

- 1) シード燃料単独で 1.0 以上の残存比を達成するには、軽水冷却の場合では X/HM を 0.4 以下、重水冷却の場合では 1.1 以下にする必要がある。
- 2) 軽水・重水冷却のいずれの場合についても、シード燃料単独ではボイド反応度は正であり、低減方策を検討することが必要である。
- 3) 軽水及び重水冷却の場合では、通常状態からボイド状態に変化した際の中性子スペクトル変化によって中性子発生及び吸収反応率の中性子エネルギー分布が大きく変化する中性子スペクトルシフト効果によって、単位核分裂率に対する中性子捕獲反応率が通常状態よりボイド状態の方が減少するために、Na 冷却の場合より正側に大きなボイド反応度となる。

- 4) 中性子スペクトルシフト効果がシード燃料とブランケット燃料では異なるため、両領域間の中性子干渉効果を顕著にさせることでボイド反応度を低減に役立てることができる。
- 5) 中性子干渉効果によって中性子スペクトルシフト効果を顕著にさせるにはブランケット燃料厚さが重要であり、効率良くなるのは、軽水及び重水冷却ともにブランケット燃料厚さを 30～40cm とした場合である。すなわち、等価厚さ 30～40cm の内部ブランケット燃料としてシード燃料間に配置することで、中性子スペクトルシフト効果を最大限に活用できるものと推定される。
- 6) 中性子スペクトルシフト効果を大きくしてボイド反応度をさらに低減させる手段として、軽水炉冷却の場合ではブランケット燃料の X/HM をシード燃料より大きくする、重水冷却の場合ではブランケット燃料の X/HM をシード燃料より小さくすることが挙げられる。
- 7) 水冷却 FBR の目標としている X/HM の範囲に対しては、被覆管はジルカロイ-4 材と SUS 材のどちらを選択しても大きな問題とならない。したがって、燃料製造コストの観点から、次節以降では、安価で製作性に優れた SUS 材を被覆管材として採用するものとする。

上記の知見を踏まえて、次章の炉概念構築の検討を行うものである。

第 2 章の参考文献

- [1] A. R. Boynton et al., “High Conversion Critical Experiment,” ANL-7203 (1967)
- [2] M. C. Edlund, “High Conversion Ratio Plutonium Recycle in Pressurized Water Reactors,” Annals of Nuclear Energy, Vol.2 p.801-807 (1975)
- [3] R. Chawla et al., “LWHCR Moderator-Voidage Experiments,” NEACRP-A-584 (1983)
- [4] R. Chawla et al., “Further Investigations in the PROTEUS-LWHCR Phase-I Programme,” NEACRP-A-636 (1984)
- [5] E. Johansson, “Studies of Pu Recycling in Close-Packed PWR Lattice,” NEACRP-A-638 (1984)

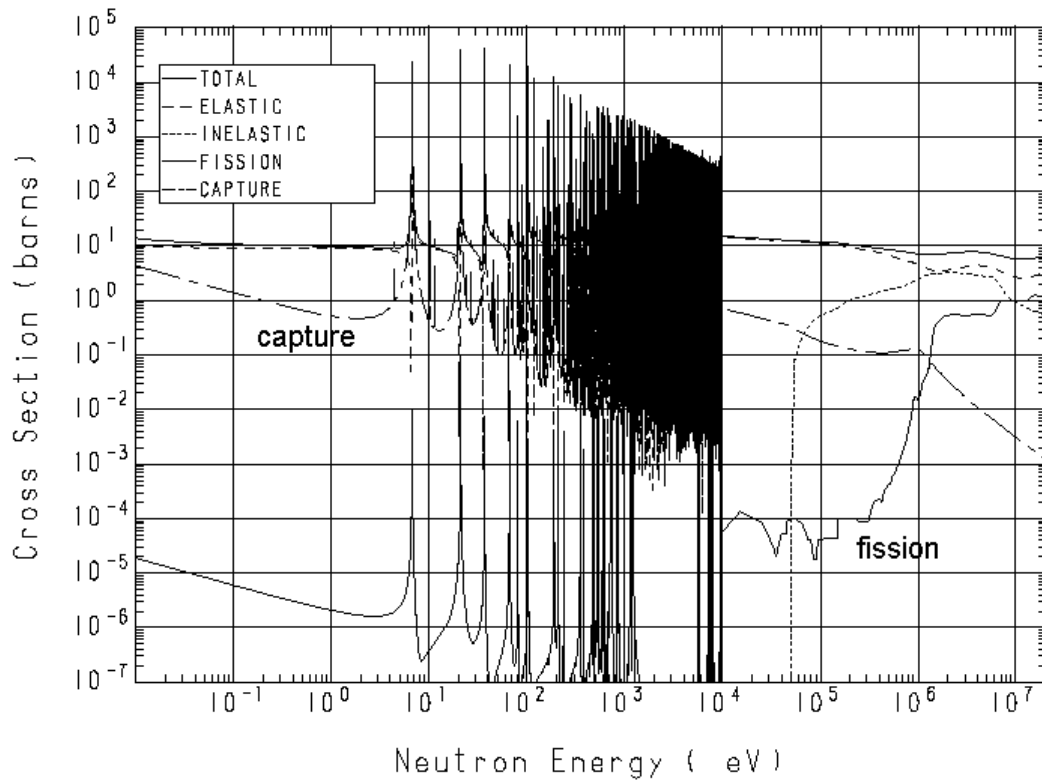
- [6] Y. Ishiguro et al., “Physics Problems on Analysis of High Conversion Pressurized Water Reactor (HCPWR) with Tighter Pitch Lattices,” NEACRP-A-637 (1984)
- [7] R. Chawla et al., “Analysis of PROTEUS Phase-II Experiments in support light water high conversion reactor design,” Kerntechnik 57 No.1 (1992)
- [8] (財)原子力発電機構 “平成 6 年度 軽水炉改良技術確証試験 高機能炉心技術調査に関する調査報告書” (平成 6 年 3 月)
- [9] T. Nakagawa, et al., “JENDL-3.2,” J. Nucl. Sci. Technol., 32(12), 1259-1271 (1995)
- [10] K. Tsuchihashi, K., et al., “Revised SRAC Code System, JAERI-1302” (1986)
- [11] J. J. ドウデルスタット他、成田正邦他(訳)「原子炉の理論と解析」現代工学社 (1981)
- [12] 核燃料サイクル開発機構、日本原子力発電株式会社 「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 (フェーズ II) 2002 年度成果報告書」, JNC TN1400 2003 - 002 (2003)
- [13] (財)原子力発電機構 “平成 11 年度 軽水炉改良技術確証試験 プルトニウム有効利用炉心技術調査に関する調査報告書” (平成 12 年 3 月)
- [14] 「軽水炉燃料のふるまい」(原子力安全研究協会、昭和 60 年 8 月)

Table 2-1 SRAC システムでの中性子 107 群構造

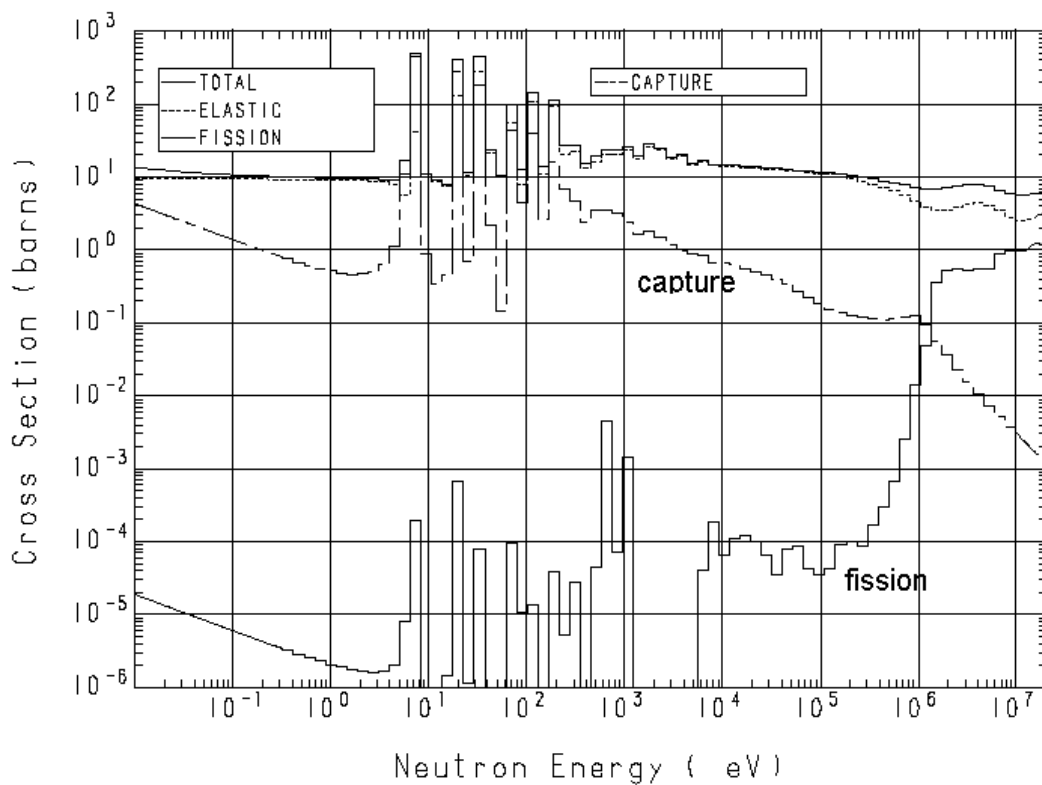
	Upper energy (eV)	Lethargy width	Comment		Upper energy (eV)	Lethargy width	Comment	
1	1.0000E+07	0.250	Lower limit of fast neutron energy region	56	1.0677E+01	0.250	U-238 6.7eV	
2	7.7880E+06	0.250		57	8.3153E+00	0.250		
3	6.0653E+06	0.250		58	6.4760E+00	0.250		
4	4.7237E+06	0.250		59	5.0435E+00	0.250		
5	3.6788E+06	0.250		60	3.9279E+00	0.250		
6	2.8650E+06	0.250		61	3.0590E+00	0.250	Pu-242 2.7eV	
7	2.2313E+06	0.250		62	2.3824E+00	0.250		
8	1.7377E+06	0.250		63	1.8554E+00	0.125	Upper limit of thermal neutron energy region	
9	1.3534E+06	0.250		64	1.6374E+00	0.125		
10	1.0540E+06	0.250		65	1.4450E+00	0.125		
11	8.2085E+05	0.250		66	1.2752E+00	0.125		
12	6.3928E+05	0.250		67	1.1254E+00	0.125	Pu-240 1.0eV	
13	4.9787E+05	0.250		68	9.9312E-01	0.125		
14	3.8774E+05	0.250		69	8.7642E-01	0.125		
15	3.0197E+05	0.250		70	7.7344E-01	0.125		
16	2.3518E+05	0.250		71	6.8256E-01	0.125		
17	1.8316E+05	0.250		72	6.0236E-01	0.125	Pu-239 0.3eV	
18	1.4264E+05	0.250		73	5.3158E-01	0.125		
19	1.1109E+05	0.250		74	4.6912E-01	0.125		
20	8.6517E+04	0.250		75	4.1399E-01	0.062		
21	6.7379E+04	0.250		76	3.8926E-01	0.064		
22	5.2475E+04	0.250		77	3.6528E-01	0.066		
23	4.0868E+04	0.250		78	3.4205E-01	0.068		
24	3.1828E+04	0.250		79	3.1959E-01	0.070		
25	2.4788E+04	0.250		80	2.9790E-01	0.073		
26	1.9305E+04	0.250		81	2.7689E-01	0.075		
27	1.5034E+04	0.250		82	2.5681E-01	0.079		
28	1.1709E+04	0.250		83	2.3740E-01	0.082		
29	9.1188E+03	0.250		84	2.1875E-01	0.085		
30	7.1017E+03	0.250		85	2.0087E-01	0.089		
31	5.5308E+03	0.250		86	1.8375E-01	0.093		
32	4.3074E+03	0.250		87	1.6739E-01	0.098		
33	3.3546E+03	0.250		88	1.5180E-01	0.103		
34	2.6126E+03	0.250		89	1.3697E-01	0.108		
35	2.0347E+03	0.250		90	1.2290E-01	0.115		
36	1.5846E+03	0.250		91	1.0960E-01	0.122		
37	1.2341E+03	0.250		92	9.7052E-02	0.128		
38	9.6112E+02	0.250	93	8.5375E-02	0.140			
39	7.4852E+02	0.250	94	7.4258E-02	0.149			
40	5.8295E+02	0.250	95	6.4004E-02	0.161			
41	4.5400E+02	0.250	96	5.4508E-02	0.175			
42	3.5358E+02	0.250	97	4.5776E-02	0.191			
43	2.7536E+02	0.250	98	3.7805E-02	0.212			
44	2.1445E+02	0.250	99	3.0595E-02	0.237			
45	1.6702E+02	0.250	100	2.4149E-02	0.268			
46	1.3007E+02	0.250	101	1.8463E-02	0.310			
47	1.0130E+02	0.250	102	1.3540E-02	0.367			
48	7.8893E+01	0.250	103	9.3788E-03	0.450			
49	6.1442E+01	0.250	104	5.9796E-03	0.582			
50	4.7851E+01	0.250	105	3.3419E-03	0.824			
51	3.7267E+01	0.250	106	1.4662E-03	1.426			
52	2.9023E+01	0.250	107	3.5234E-04	3.563			
53	2.2603E+01	0.250	The lowest energy: 9.992×10 ⁻⁶ eV					
54	1.7603E+01	0.250						
55	1.3710E+01	0.250						

Table 2-2 中性子 5 群構造

	Upper energy (eV)	5-group structure	Lethargy width		Upper energy (eV)	5-group structure	Lethargy width		
1	1.0000E+07	1	2.500	63	1.8554E+00	5	12.132		
2	7.7880E+06			64	1.6374E+00				
3	6.0653E+06			65	1.4450E+00				
4	4.7237E+06			66	1.2752E+00				
5	3.6788E+06			67	1.1254E+00				
6	2.8650E+06			68	9.9312E-01				
7	2.2313E+06			69	8.7642E-01				
8	1.7377E+06			70	7.7344E-01				
9	1.3534E+06			71	6.8256E-01				
10	1.0540E+06			72	6.0236E-01				
11	8.2085E+05	2	2.250	73	5.3158E-01				
12	6.3928E+05			74	4.6912E-01				
13	4.9787E+05			75	4.1399E-01				
14	3.8774E+05			76	3.8926E-01				
15	3.0197E+05			77	3.6528E-01				
16	2.3518E+05			78	3.4205E-01				
17	1.8316E+05			79	3.1959E-01				
18	1.4264E+05			80	2.9790E-01				
19	1.1109E+05			81	2.7689E-01				
20	8.6517E+04	3	4.500	82	2.5681E-01				
21	6.7379E+04			83	2.3740E-01				
22	5.2475E+04			84	2.1875E-01				
23	4.0868E+04			85	2.0087E-01				
24	3.1828E+04			86	1.8375E-01				
25	2.4788E+04			87	1.6739E-01				
26	1.9305E+04			88	1.5180E-01				
27	1.5034E+04			89	1.3697E-01				
28	1.1709E+04			90	1.2290E-01				
29	9.1188E+03			91	1.0960E-01				
30	7.1017E+03			92	9.7052E-02				
31	5.5308E+03			93	8.5375E-02				
32	4.3074E+03			94	7.4258E-02				
33	3.3546E+03			95	6.4004E-02				
34	2.6126E+03			96	5.4508E-02				
35	2.0347E+03			97	4.5776E-02				
36	1.5846E+03			98	3.7805E-02				
37	1.2341E+03			99	3.0595E-02				
38	9.6112E+02	4	6.250	100	2.4149E-02				
39	7.4852E+02			101	1.8463E-02				
40	5.8295E+02			102	1.3540E-02				
41	4.5400E+02			103	9.3788E-03				
42	3.5358E+02			104	5.9796E-03				
43	2.7536E+02			105	3.3419E-03				
44	2.1445E+02			106	1.4662E-03				
45	1.6702E+02			107	3.5234E-04				
46	1.3007E+02			The lowest energy: 9.992×10 ⁻⁶ eV					
47	1.0130E+02								
48	7.8893E+01								
49	6.1442E+01								
50	4.7851E+01								
51	3.7267E+01								
52	2.9023E+01								
53	2.2603E+01								
54	1.7603E+01								
55	1.3710E+01								
56	1.0677E+01								
57	8.3153E+00								
58	6.4760E+00								
59	5.0435E+00								
60	3.9279E+00								
61	3.0590E+00								
62	2.3824E+00								



(a) 中性子連続エネルギーの場合



(b) 中性子 70 群構造の場合

Figure 2-1 U-238 の中性子反応断面積^[9]

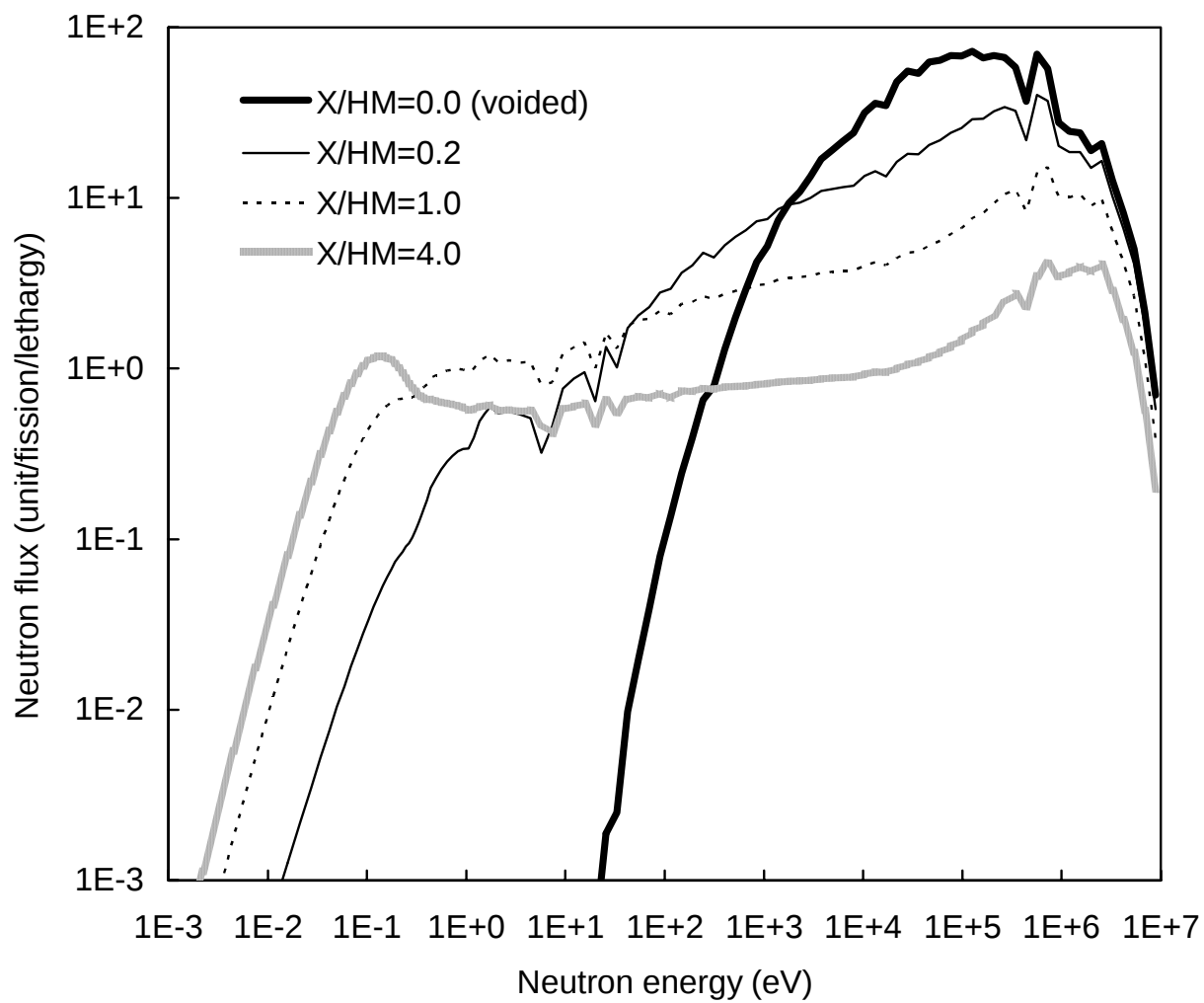
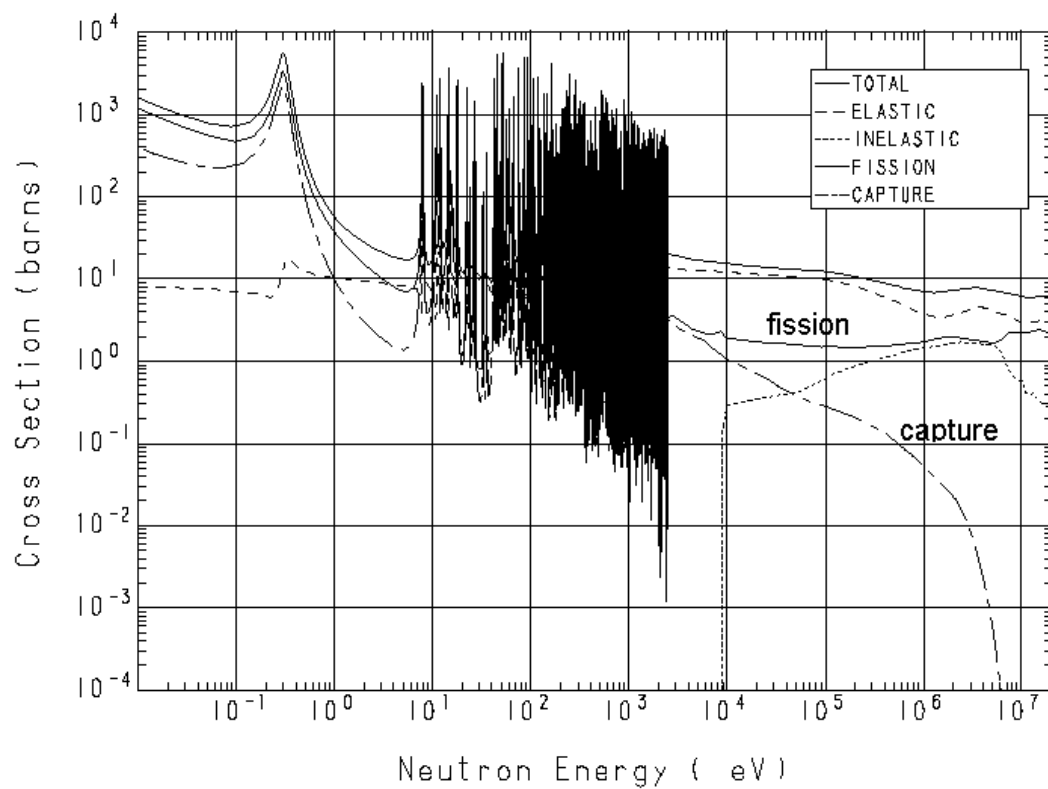
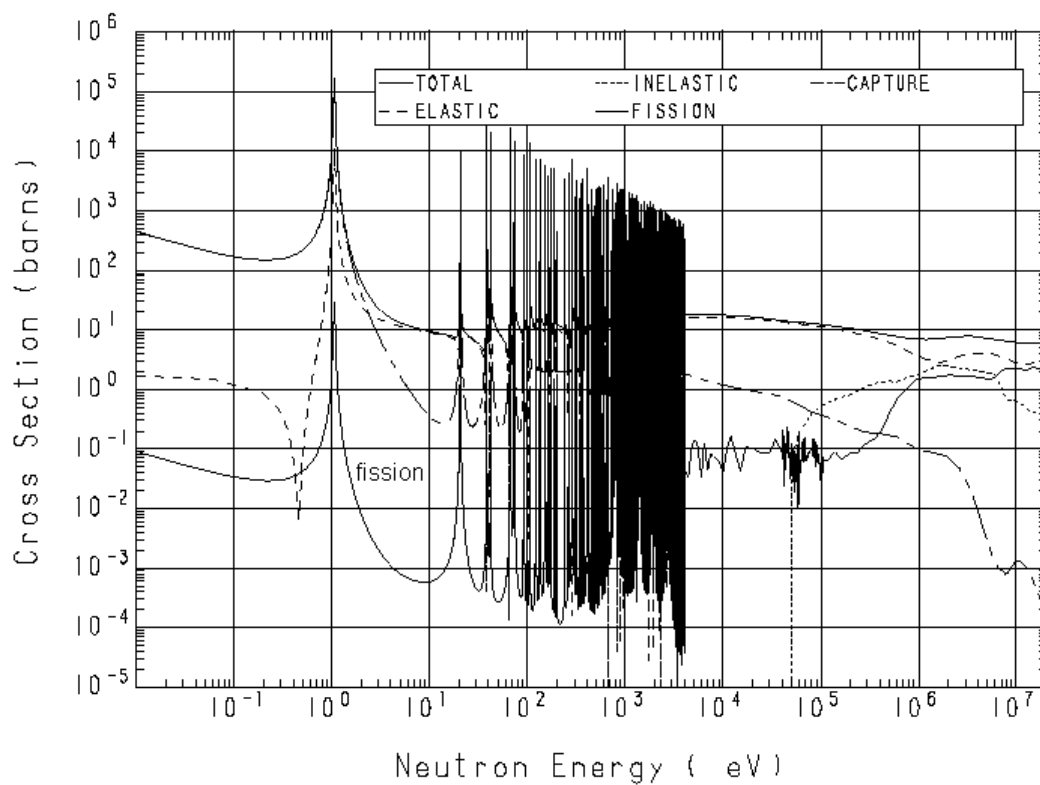


Figure 2-2 X/HM に応じた軽水冷却における 5wt%濃縮 UO_2 燃料での
中性子スペクトルの評価例

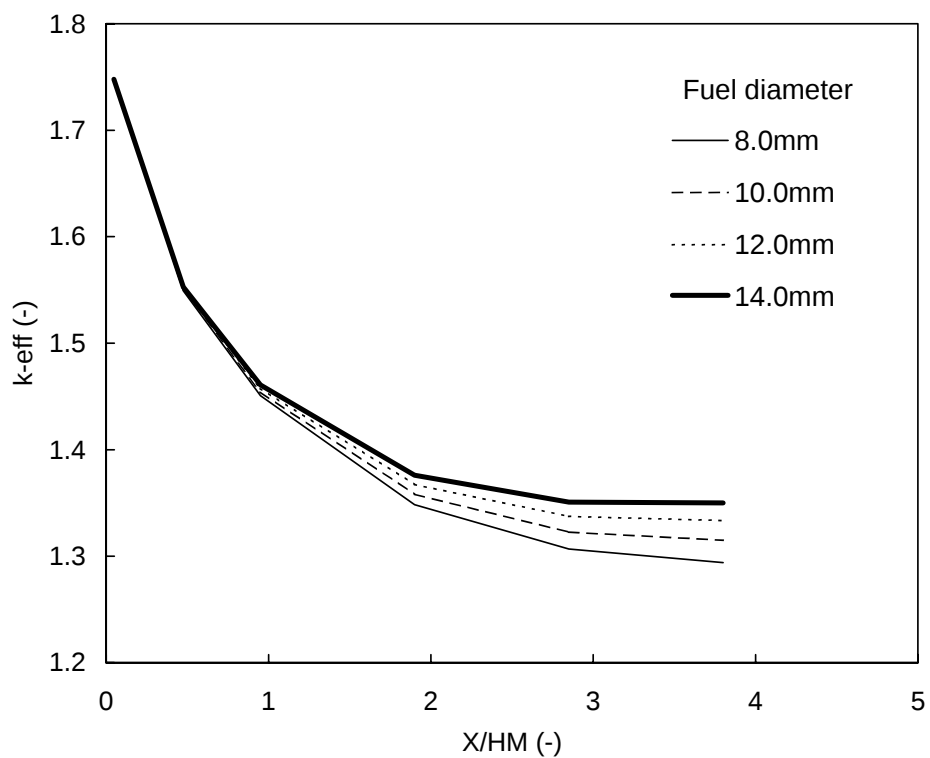


(a) Pu-239

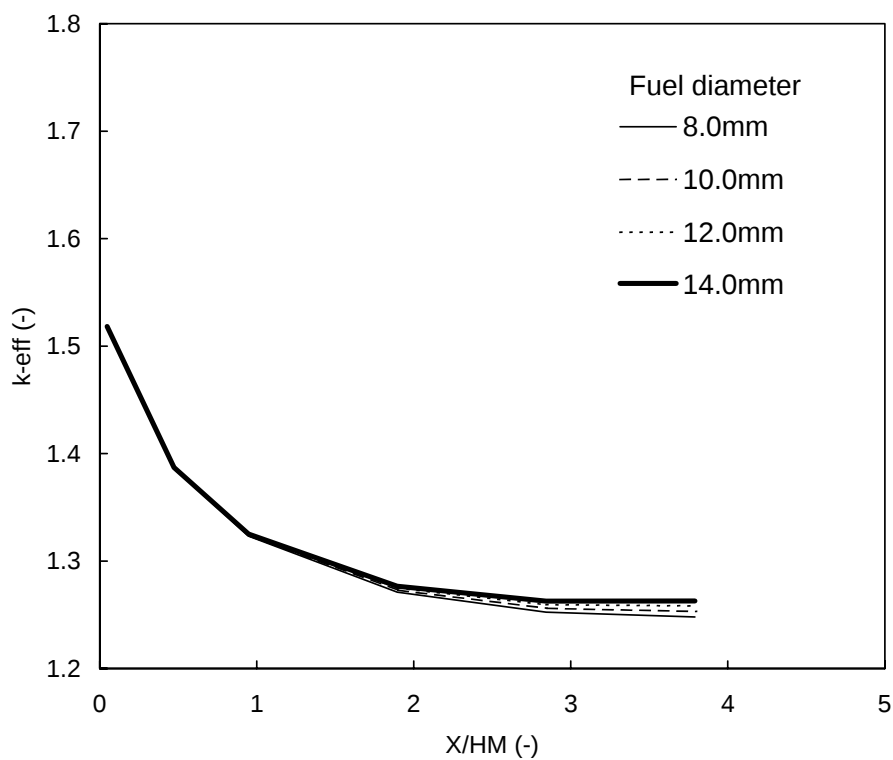


(b) Pu-240

Figure 2-3 Pu-239 及び Pu-240 の中性子反応断面積^[9]



(a) 軽水冷却の場合



(b) 重水冷却の場合

Figure 2-4 軽水・重水冷却での燃料ペレット径と X/HM の k-eff に対する感度
解析評価例 (核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料の場合)

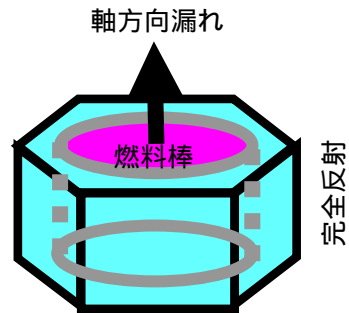


Figure 2-5 六角格子単ピンセル体系モデル

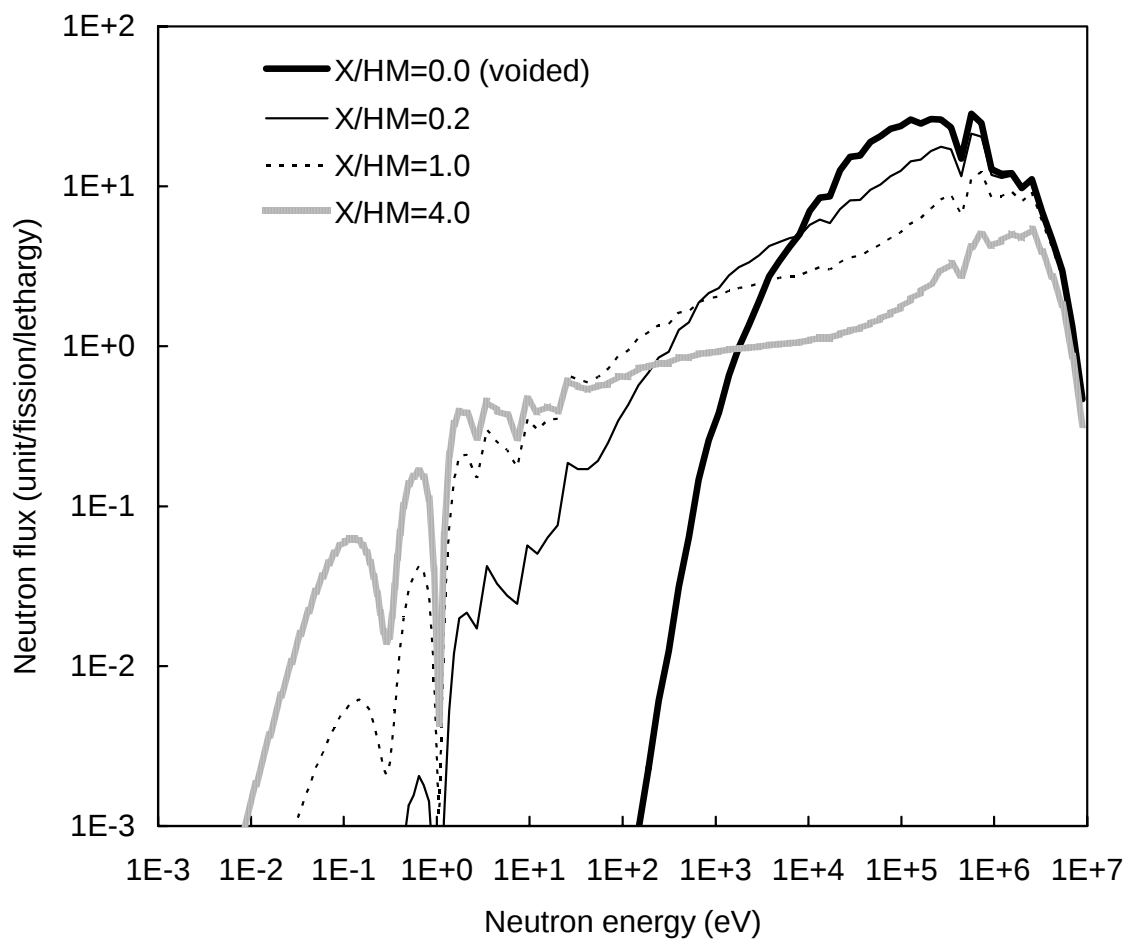
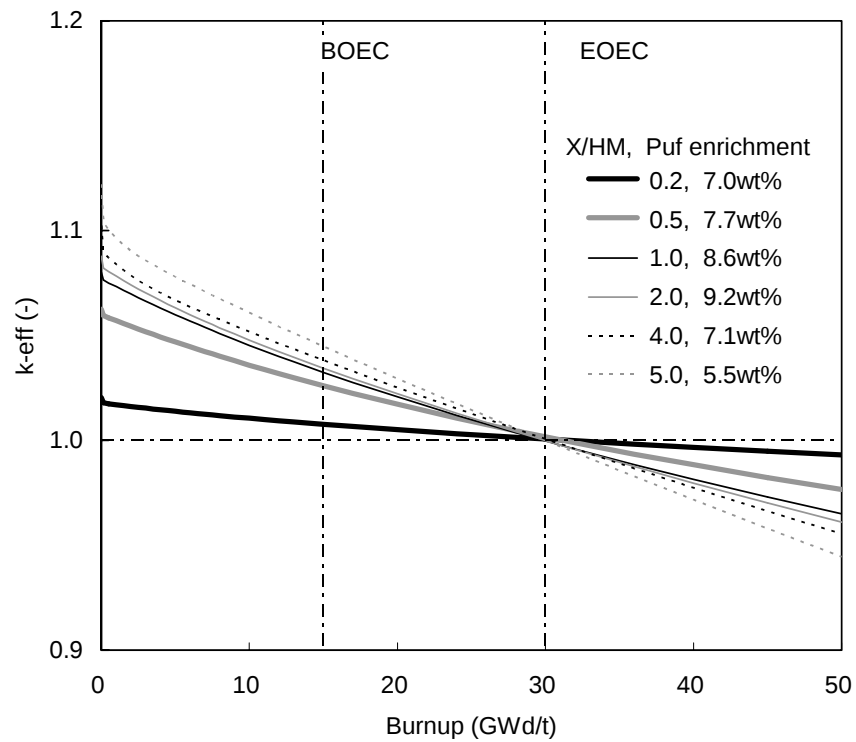
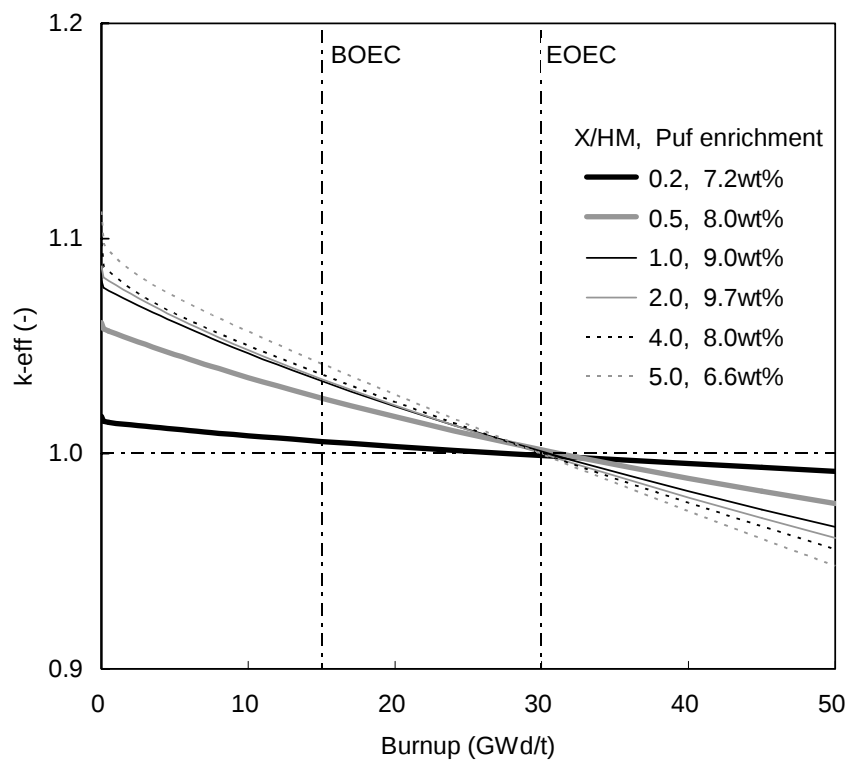


Figure 2-6 軽水冷却の核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料での
X/HM に応じた中性子スペクトルの評価例

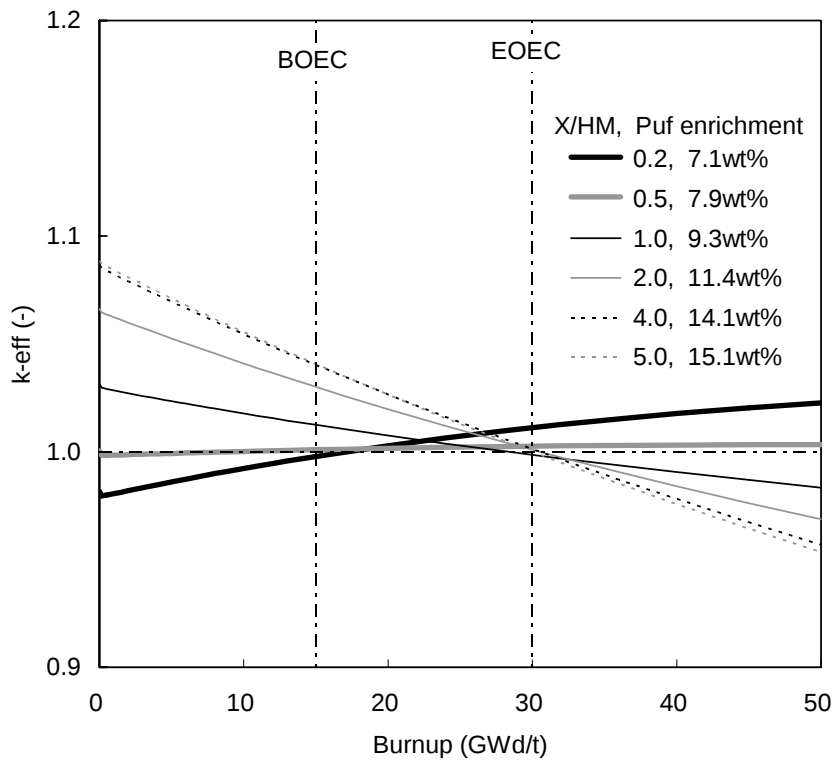


(a) ジルカロイ-4 製被覆管の場合

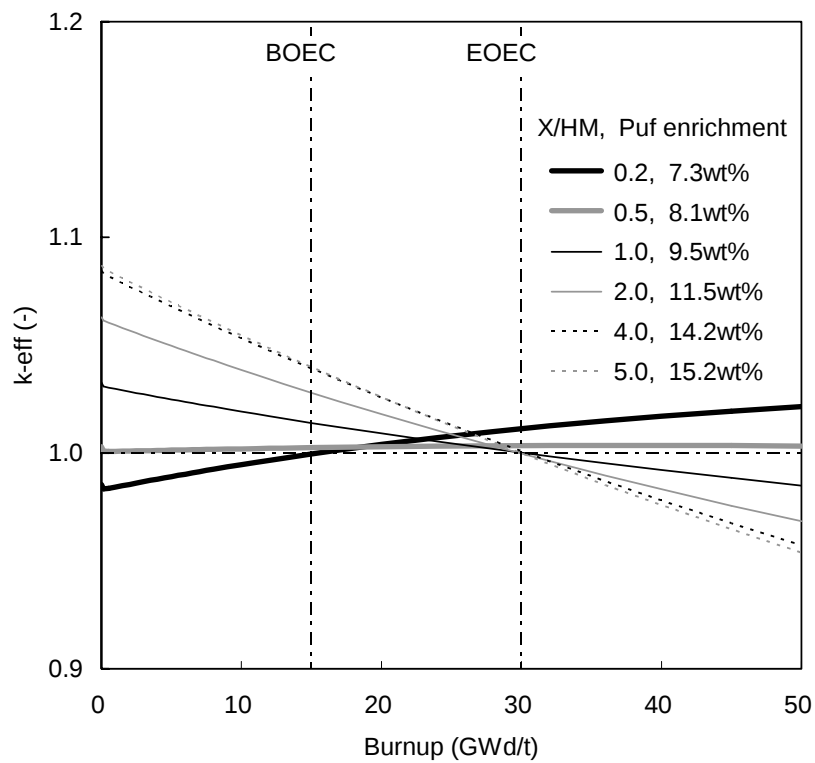


(b) SUS 製被覆管の場合

Figure 2-7 軽水冷却での単ピンセル計算による X/HM に応じた k_{eff} 燃焼変化

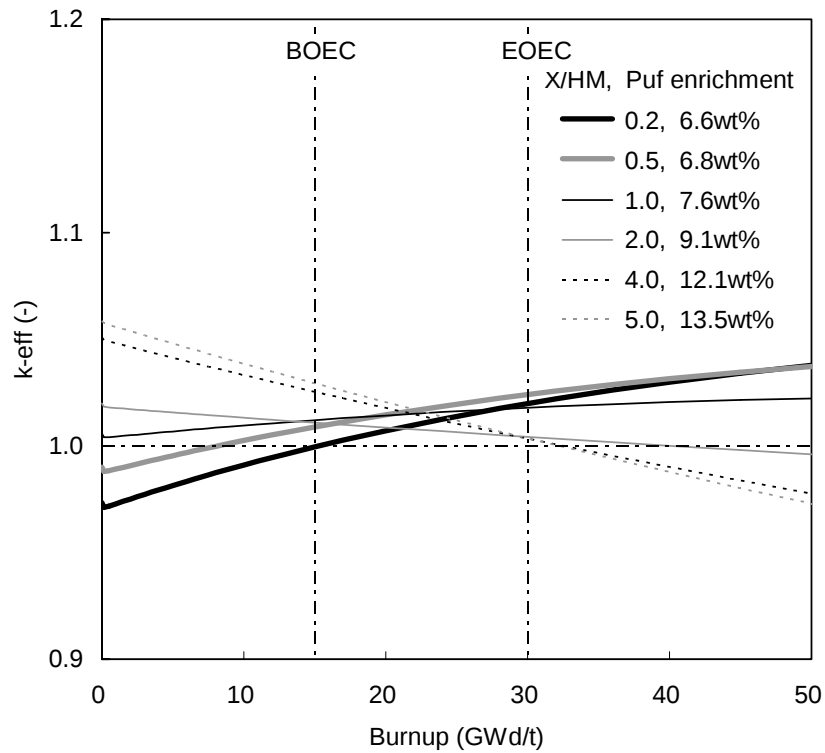


(a) ジルカロイ-4 製被覆管の場合

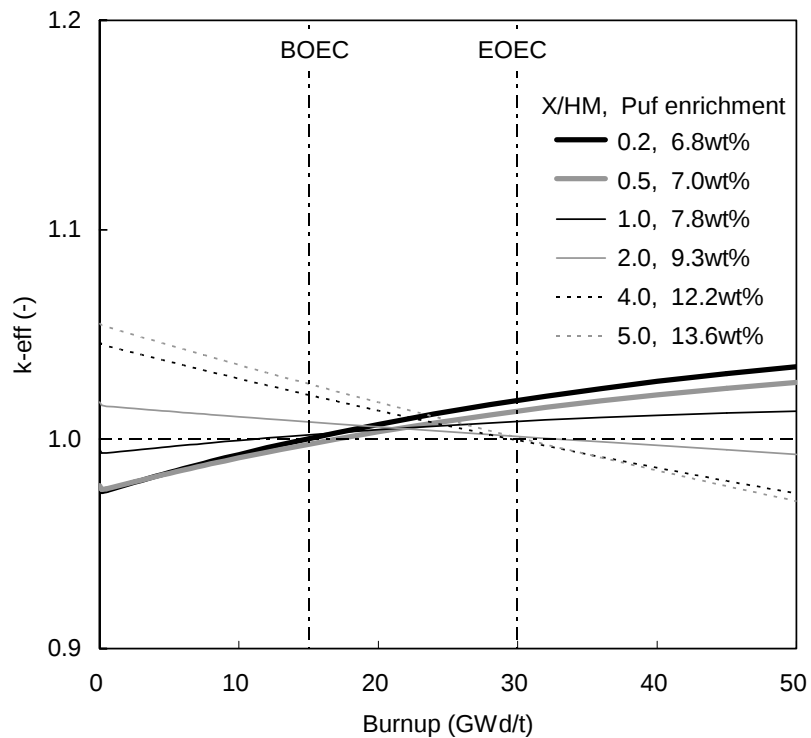


(b) SUS 製被覆管の場合

Figure 2-8 重水冷却での単ピンセル計算による X/HM に応じた k_{eff} 燃焼変化



a) ジルカロイ-4 製被覆管の場合



(b) SUS 製被覆管の場合

Figure 2-9 Na 冷却での単ピンセル計算による X/HM に応じた k_{eff} 燃焼変化

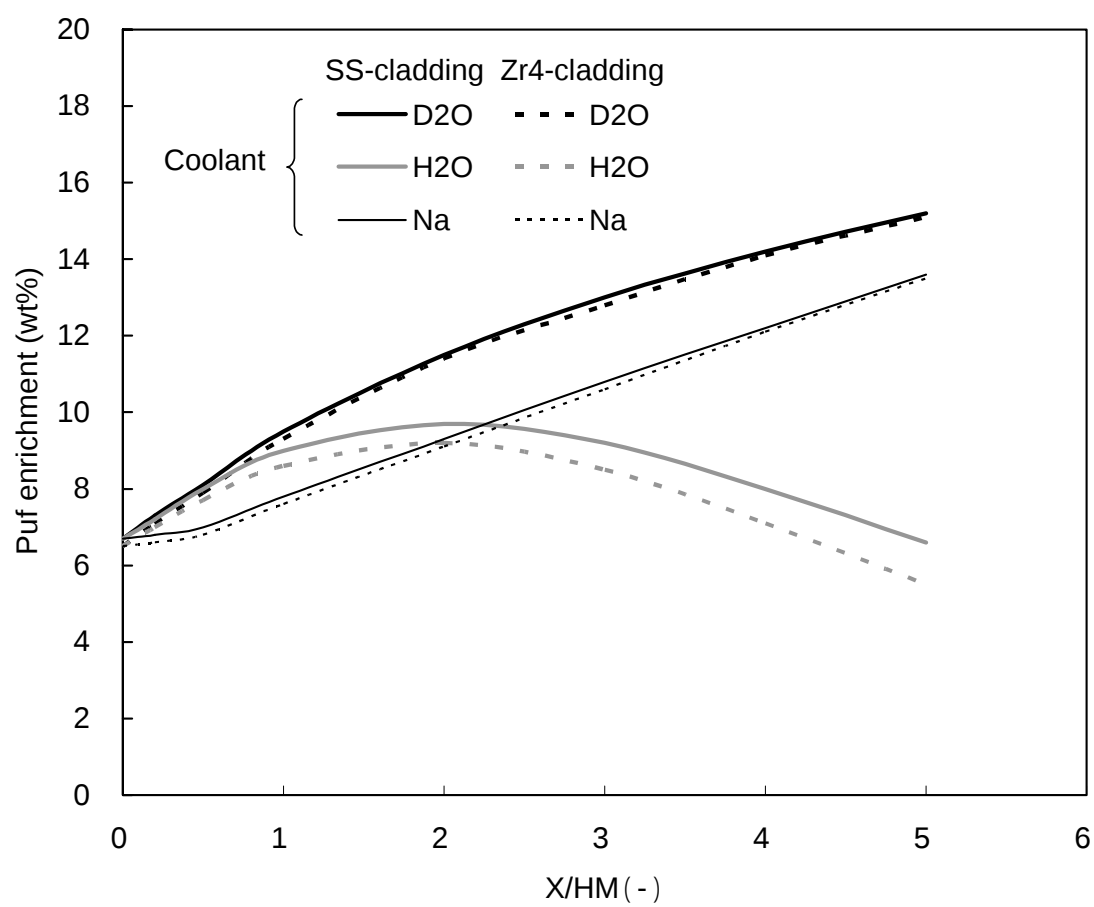


Figure 2-10 単ピンセル計算による X/HM と核分裂性プルトニウム富化度の相関性

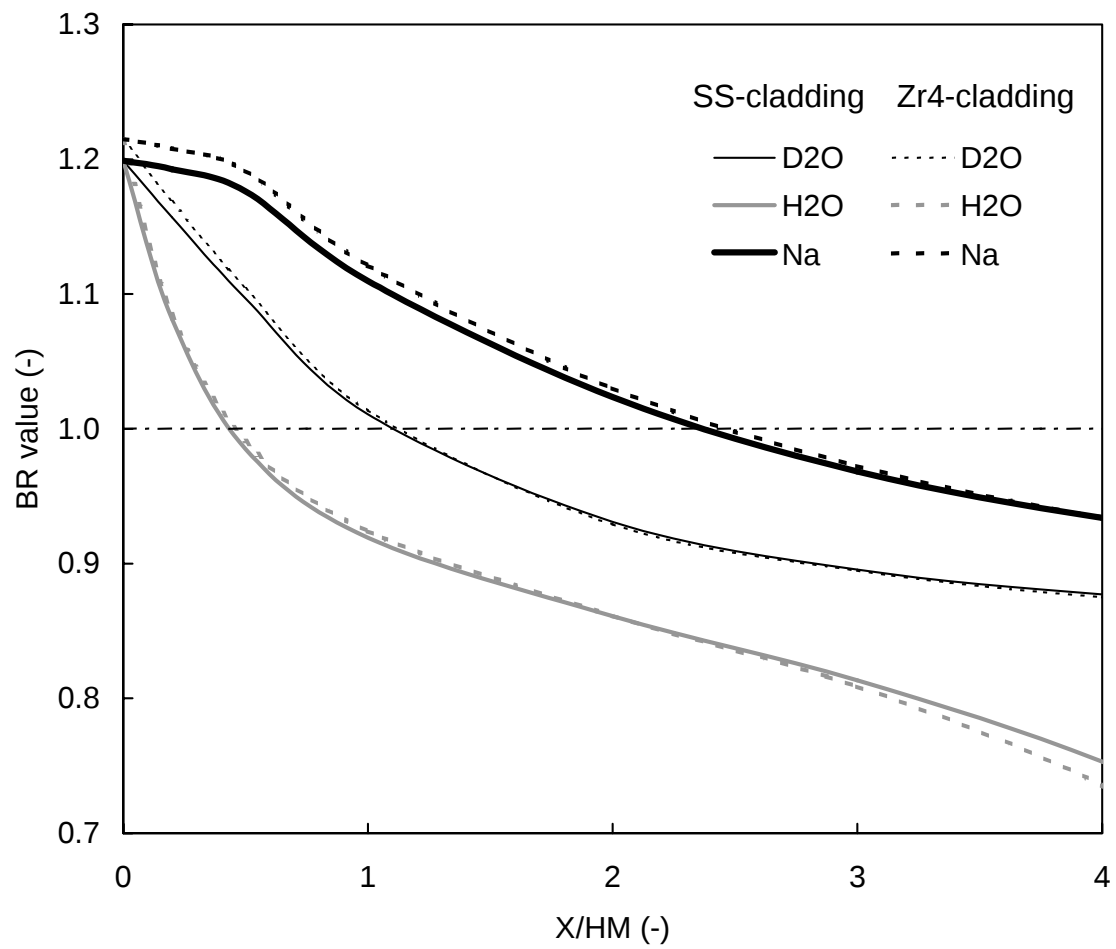


Figure 2-11 単ピンセル計算による X/HM に対する残存比の相関性

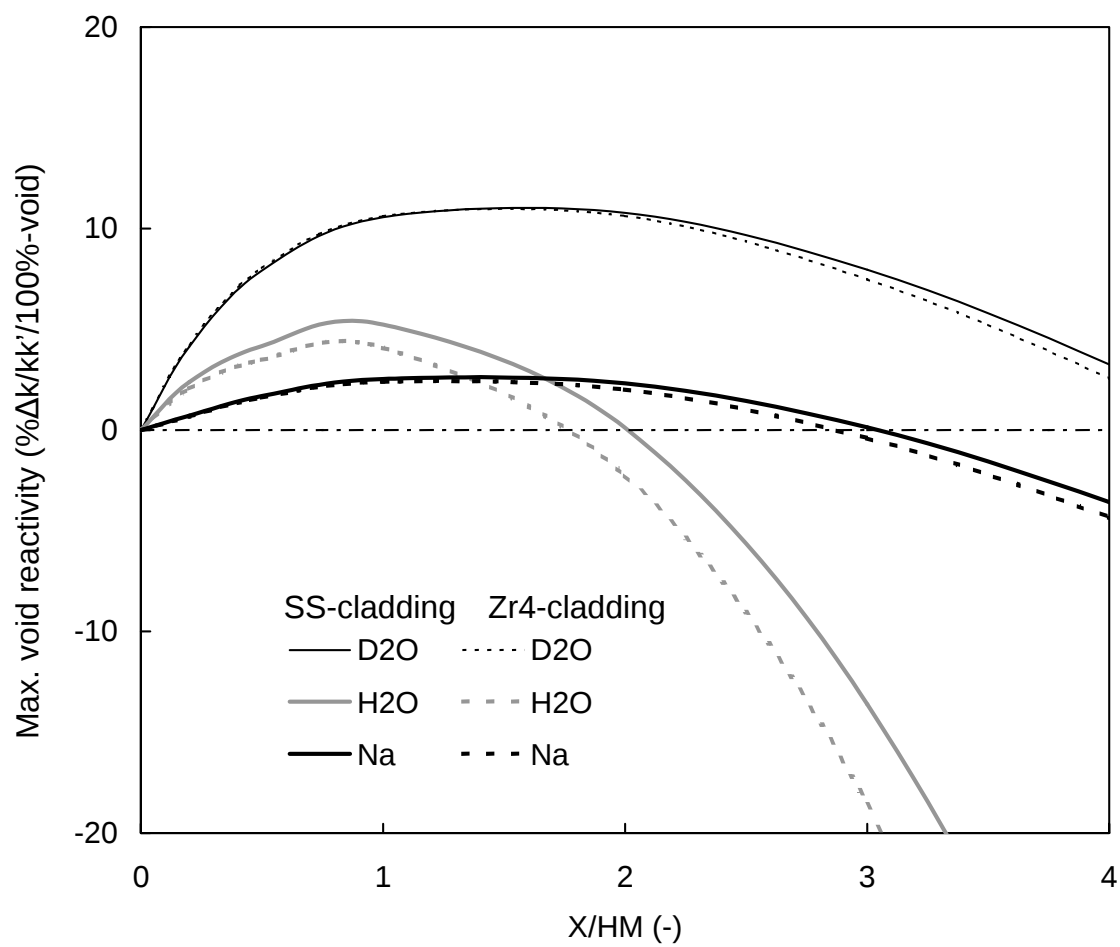
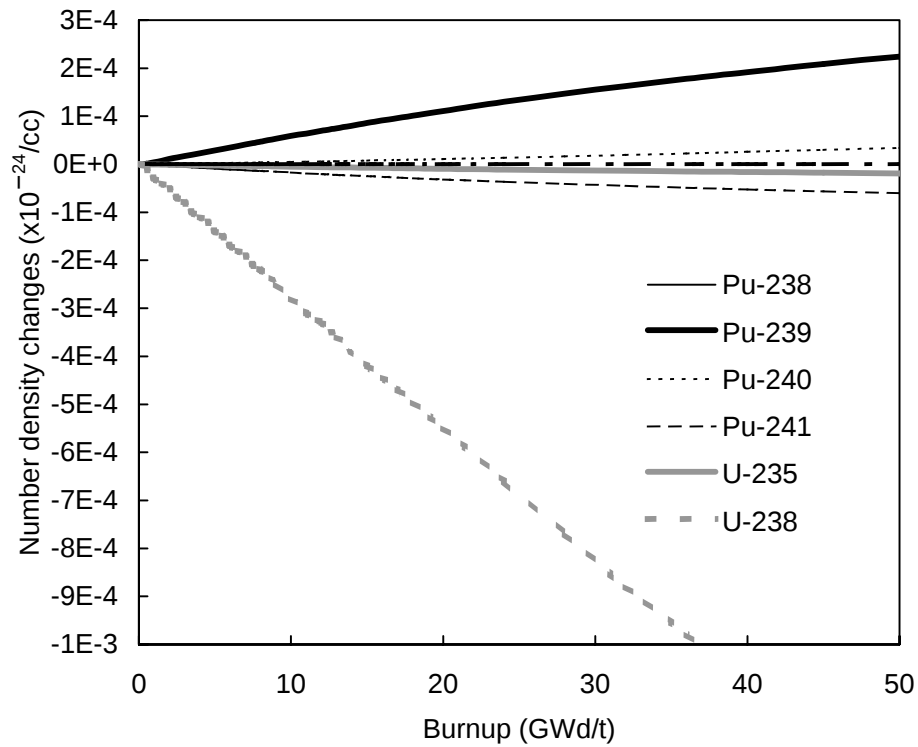
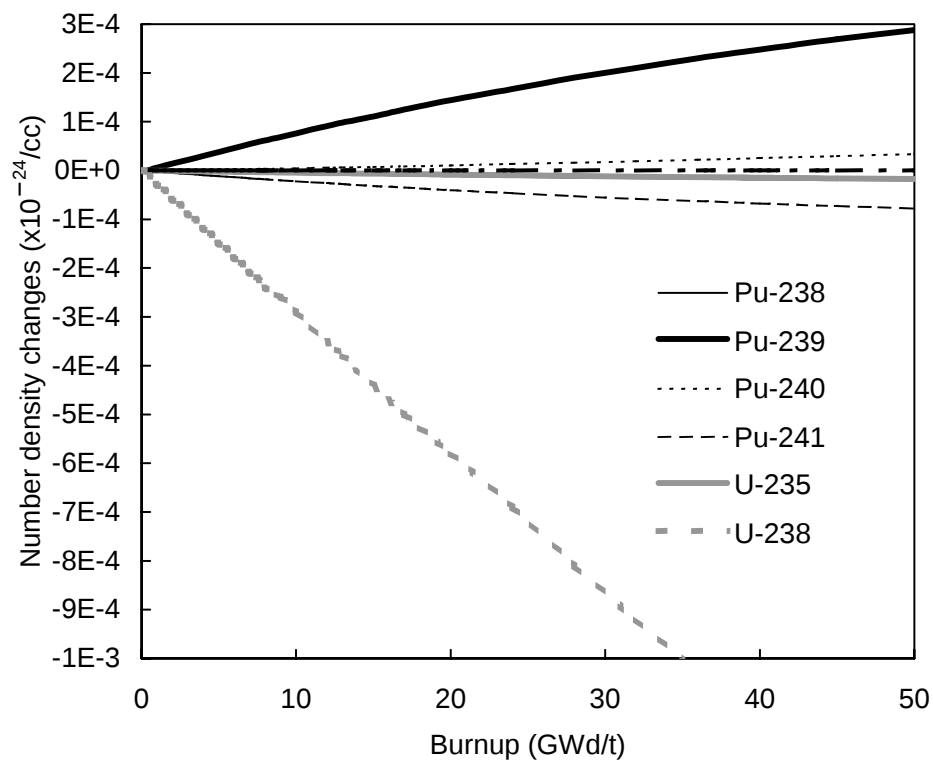


Figure 2-12 単ピンセル計算による X/HM に対するボイド反応度の相関性



(a) 軽水冷却、SUS 製被覆管、X/HM:0.2、核分裂性プルトニウム富化度:7.2wt%



(b) 重水冷却、SUS 製被覆管、X/HM:0.5、核分裂性プルトニウム富化度:8.1wt%

Figure 2-13 単ピンセル計算による核燃料物質の原子数密度変化の評価例

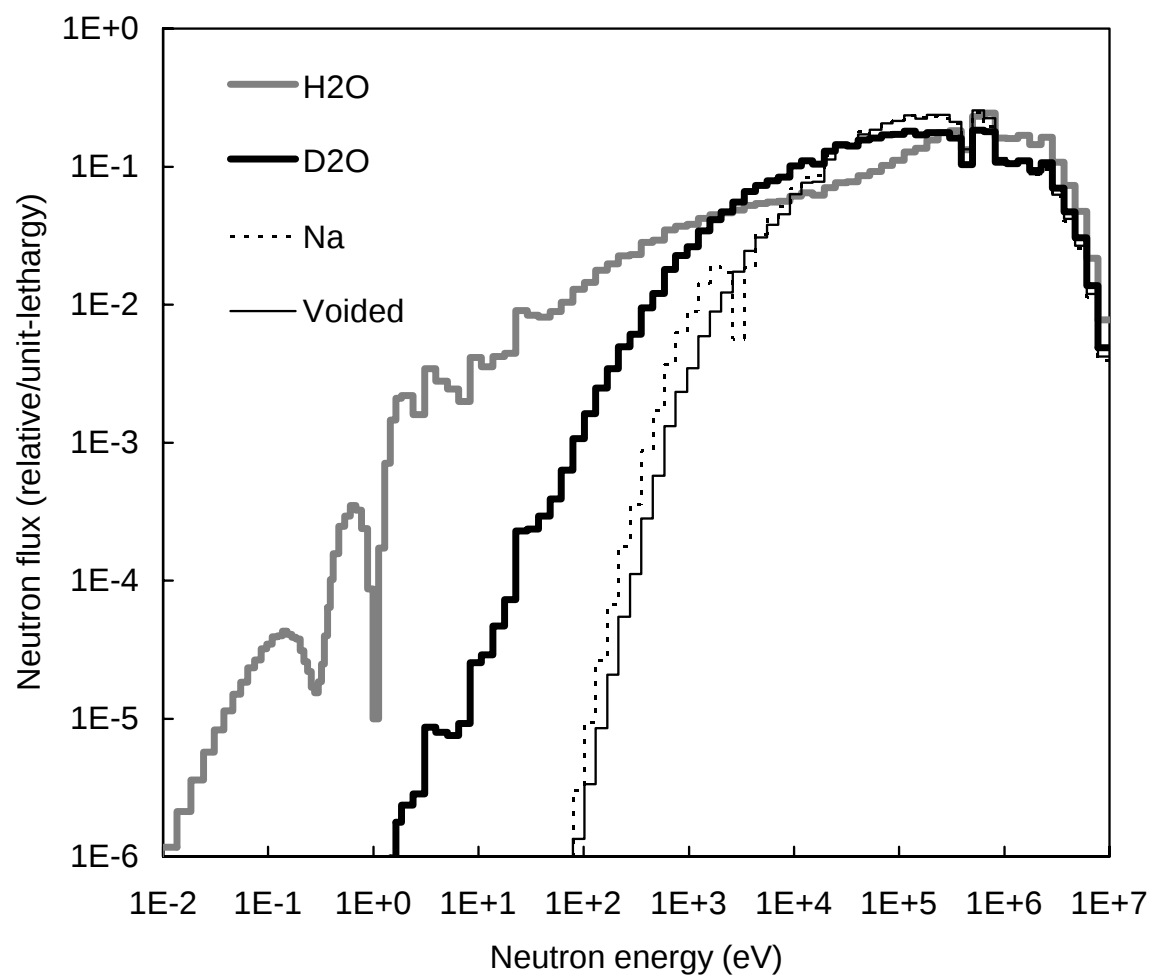


Figure 2-14 冷却材に応じた中性子スペクトルの比較
(X/HM=1.0)

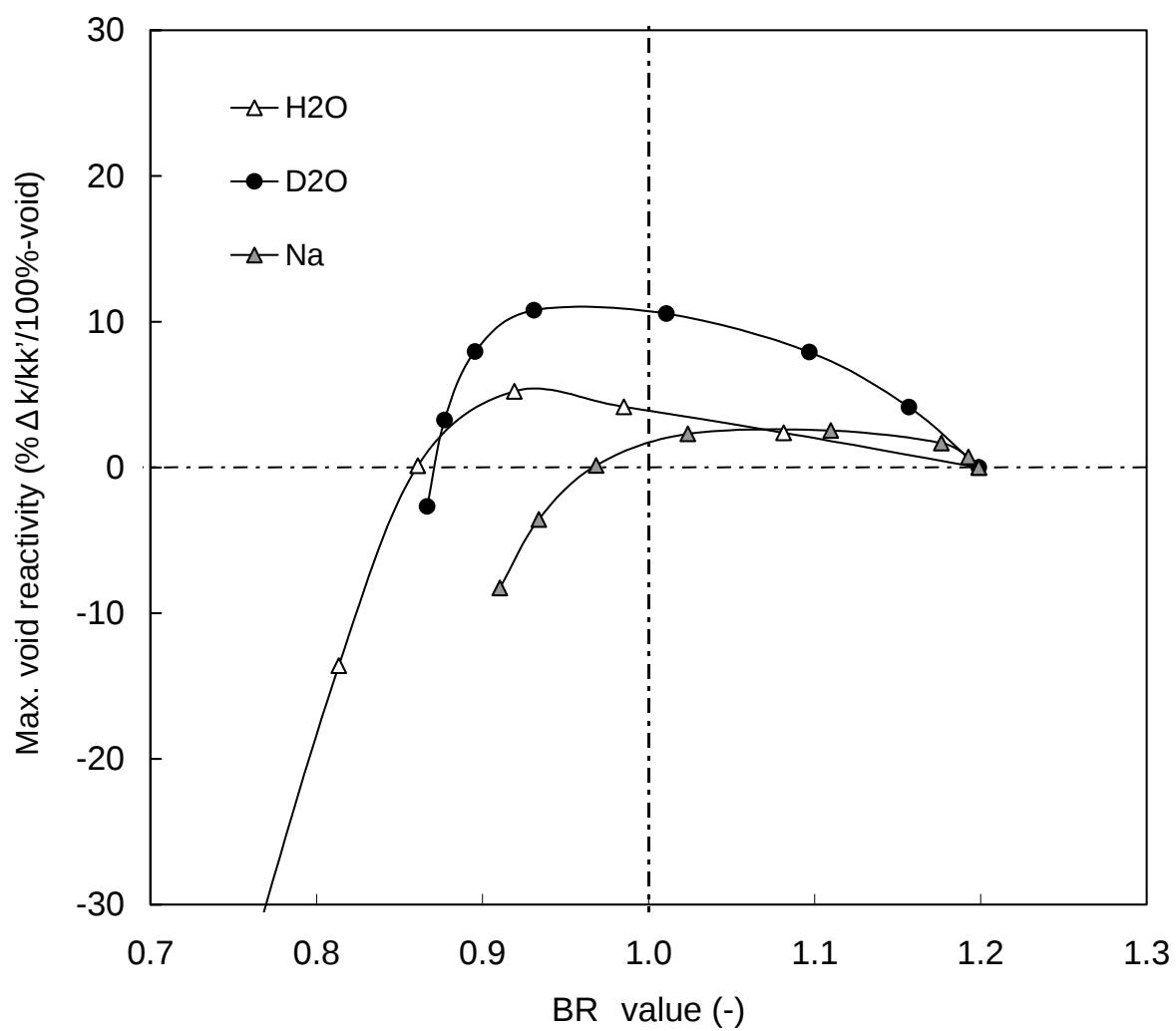
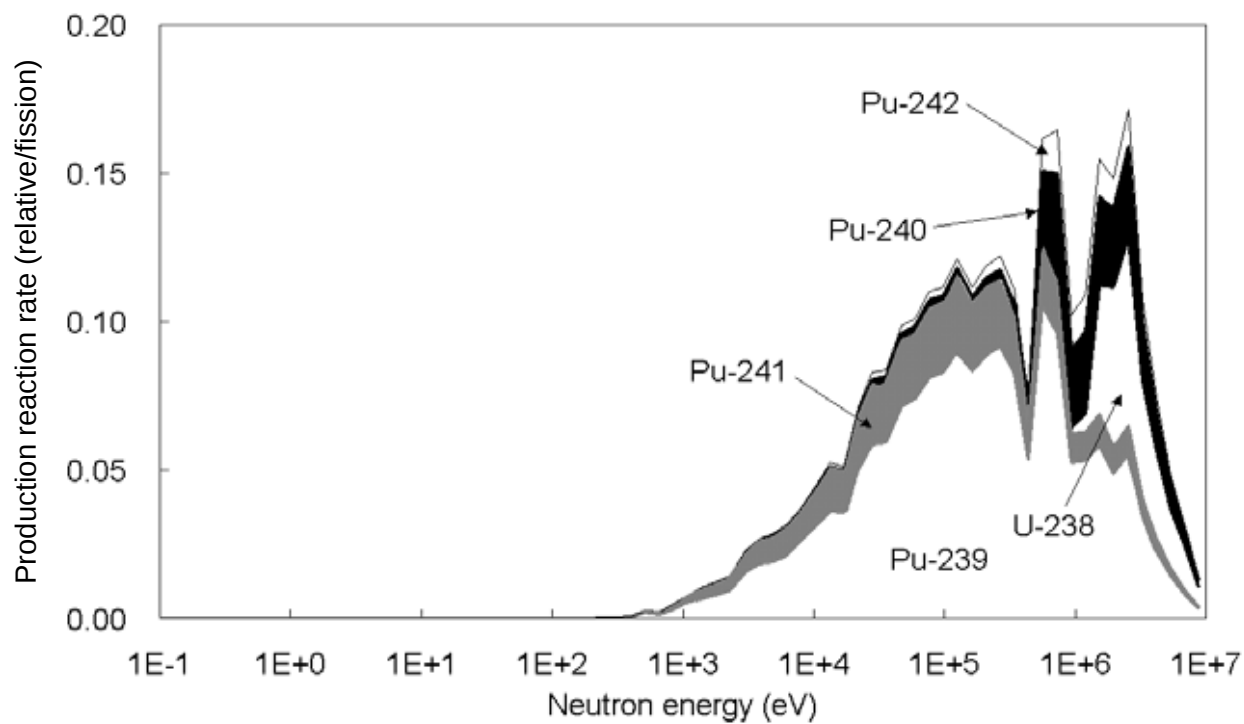
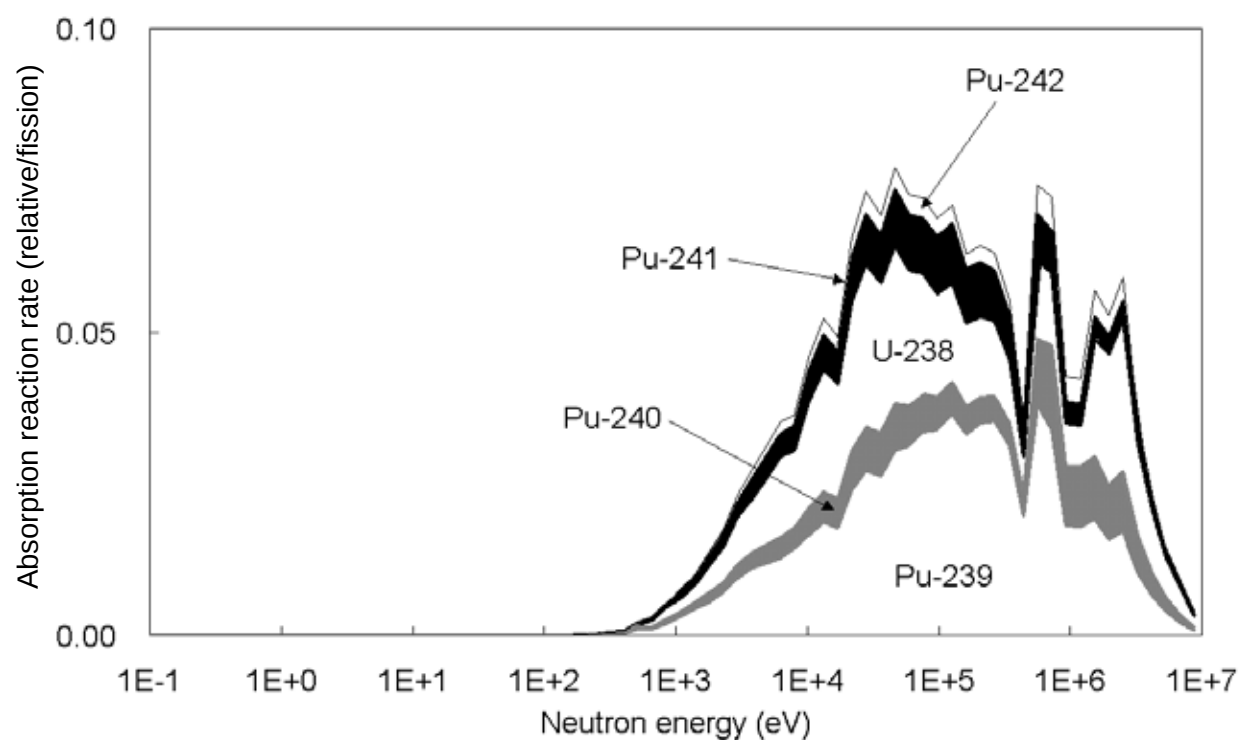


Figure 2-15 単ピンセル計算による残存比とボイド反応度の相関性

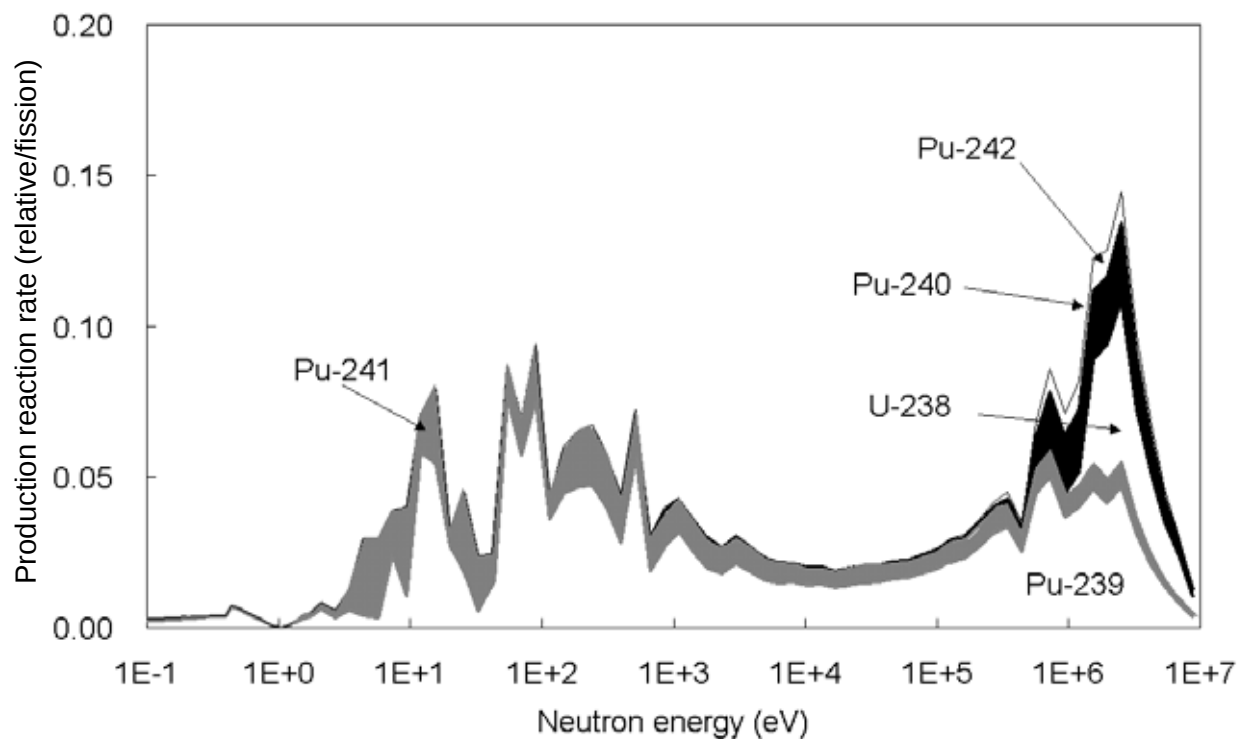


(a) 生成反応率

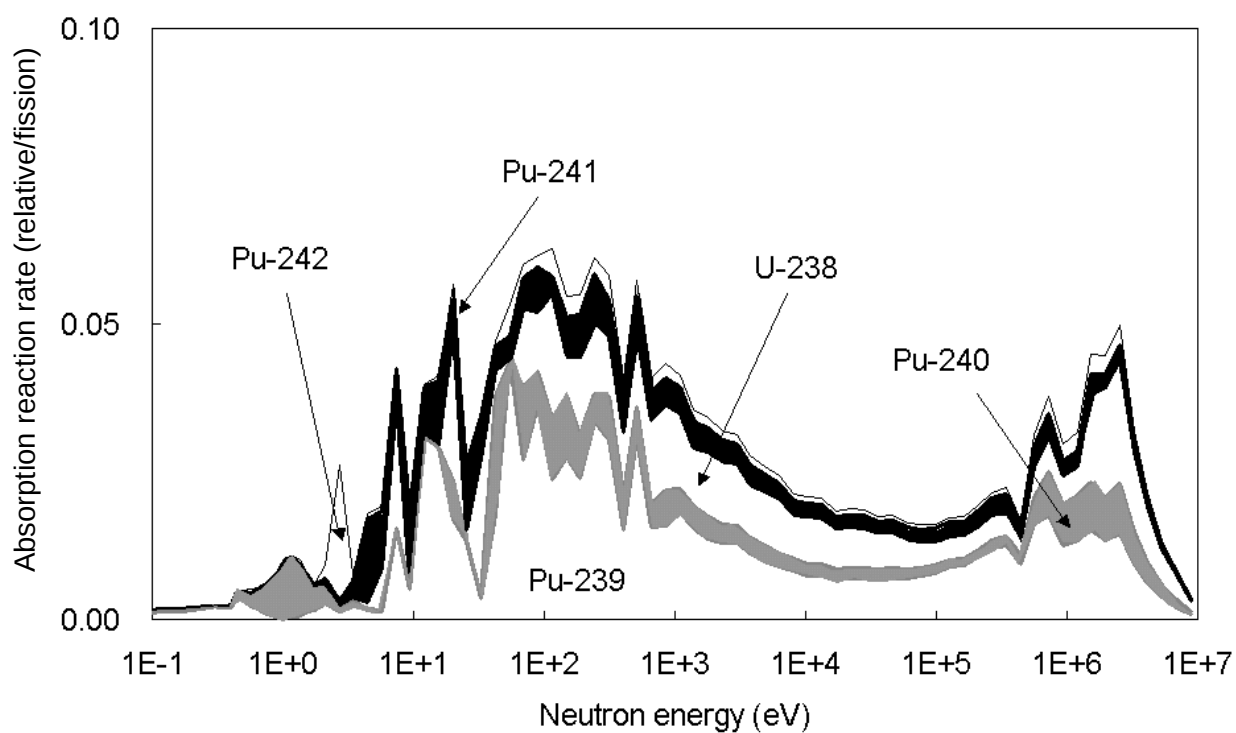


(b) 吸収反応率

Figure 2-16 核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料の
ボイド状態における反応率の中性子エネルギー分布

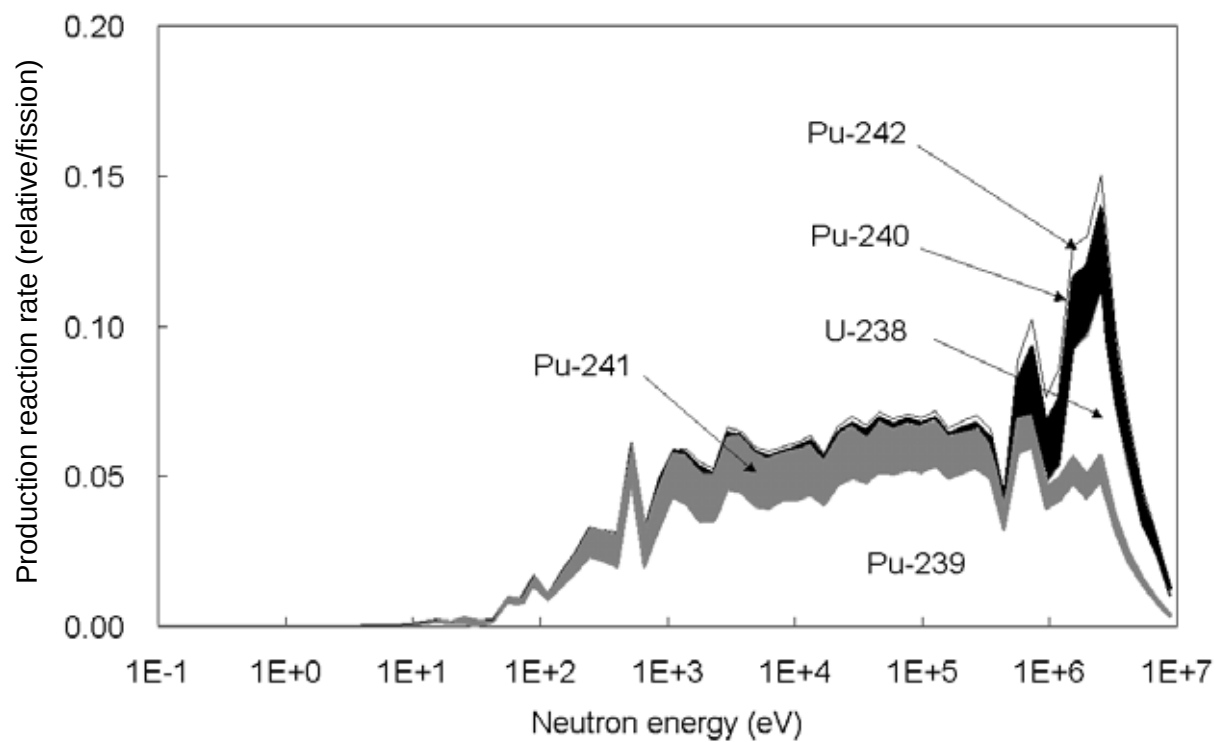


(a) 生成反応率

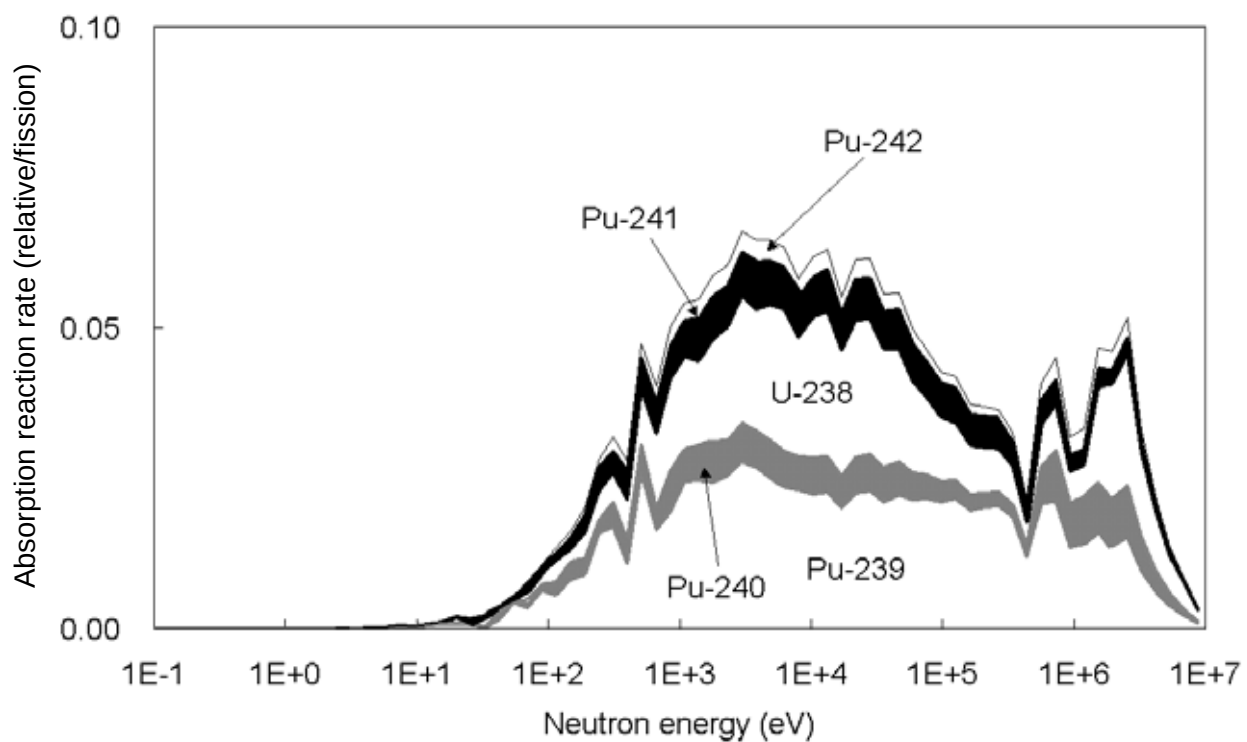


(b) 吸収反応率

Figure 2-17 核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料の
軽水冷却状態の反応率の中性子エネルギー分布(X/HM=1.0)



(a) 生成反応率



(b) 吸収反応率

Figure 2-18 核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料の
重水冷却状態の反応率の中性子エネルギー分布(X/HM=1.0)

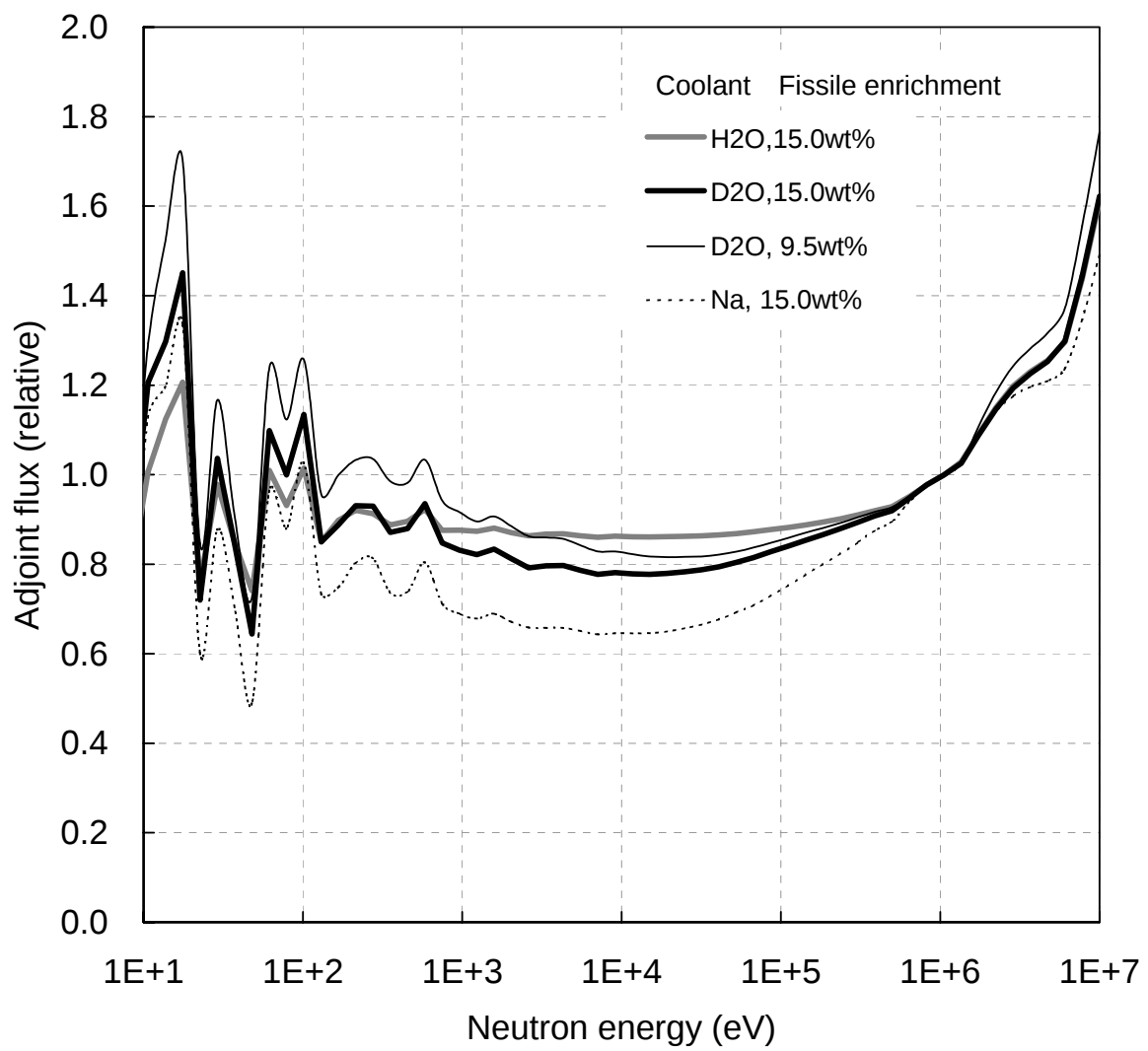


Figure 2-19 単ピンセルモデルでの随伴中性子束スペクトルの評価例
(X/HM=1.0、1MeV の値を 1.0 に規格化)

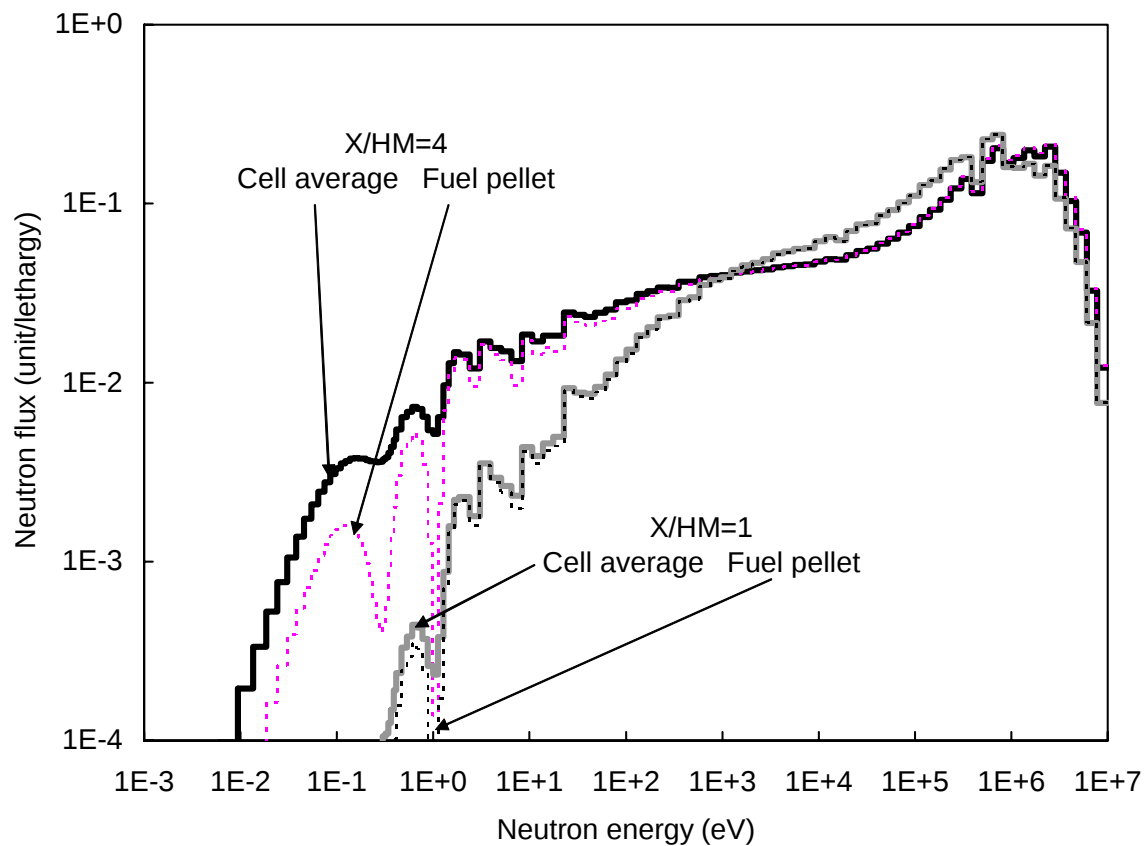
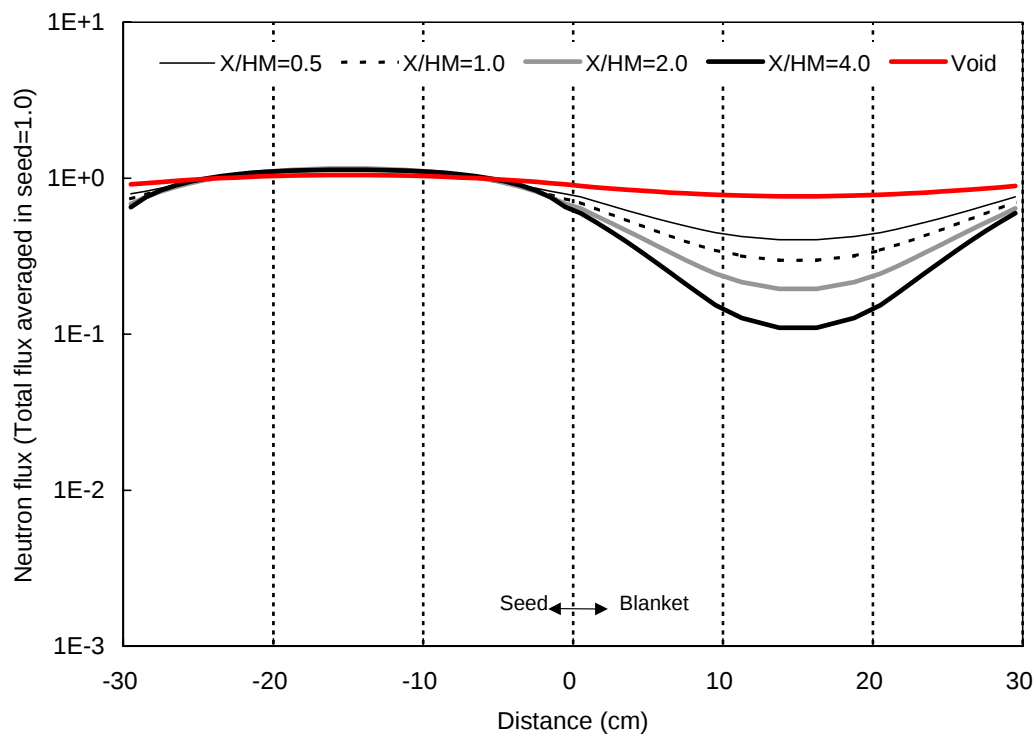


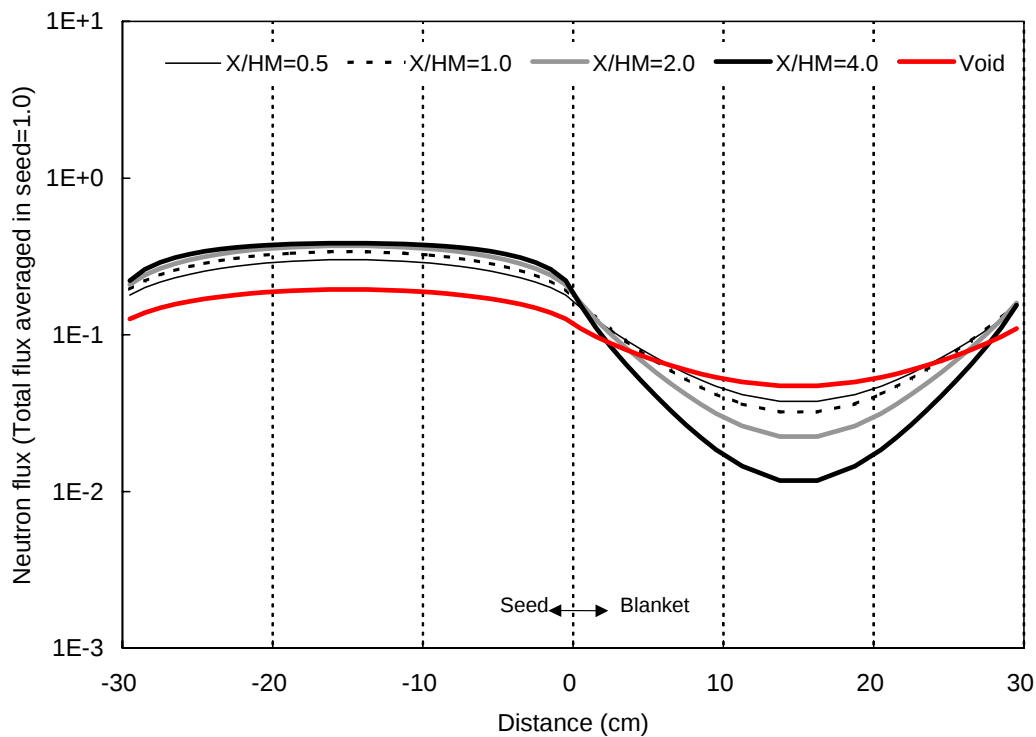
Figure 2-20 核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料での
X/HM に応じた燃料部と体系平均の中性子スペクトルの比較



Figure 2-21 シード・ブランケット燃料配置の感度解析に用いた
1次元平板体系モデル

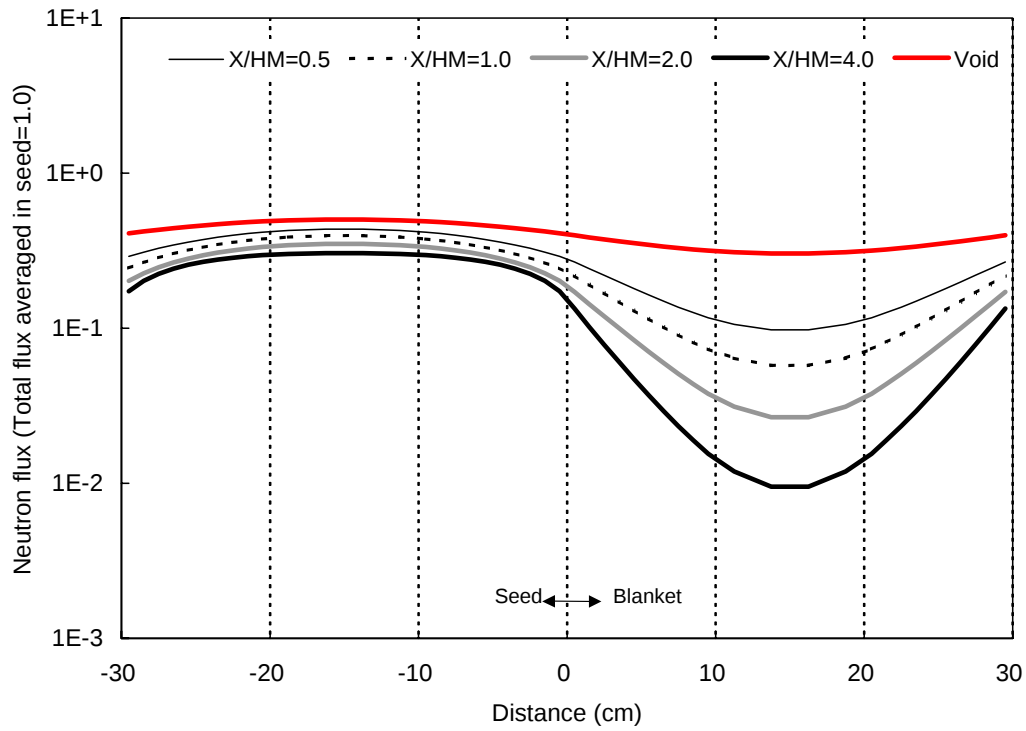


(a) 全中性子束

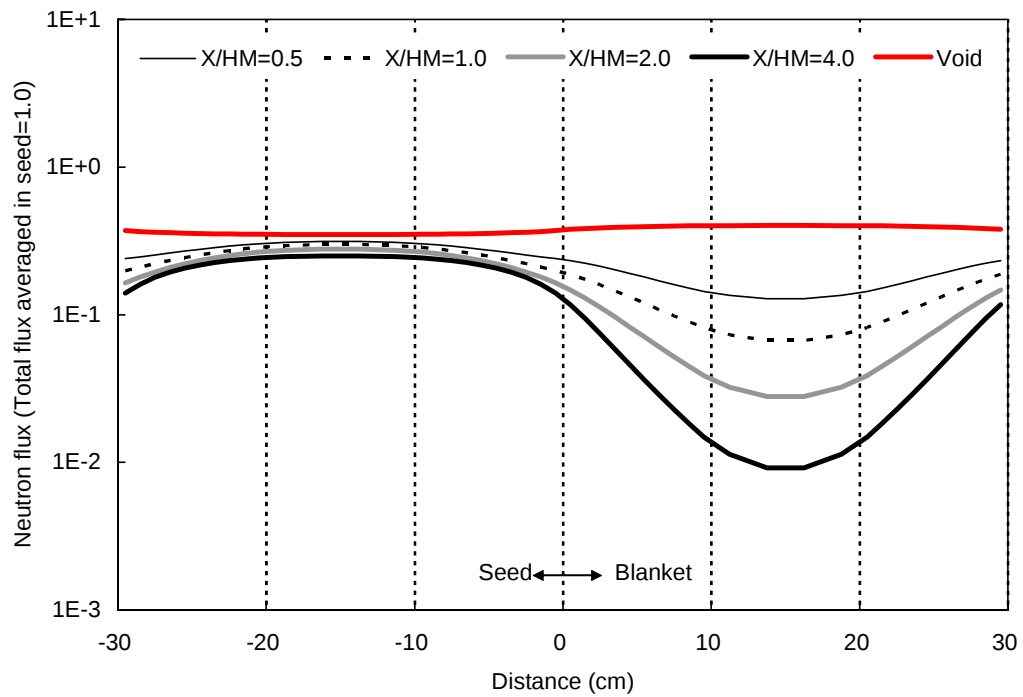


(b) 第1群中性子束

Figure 2-22(1) 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm)

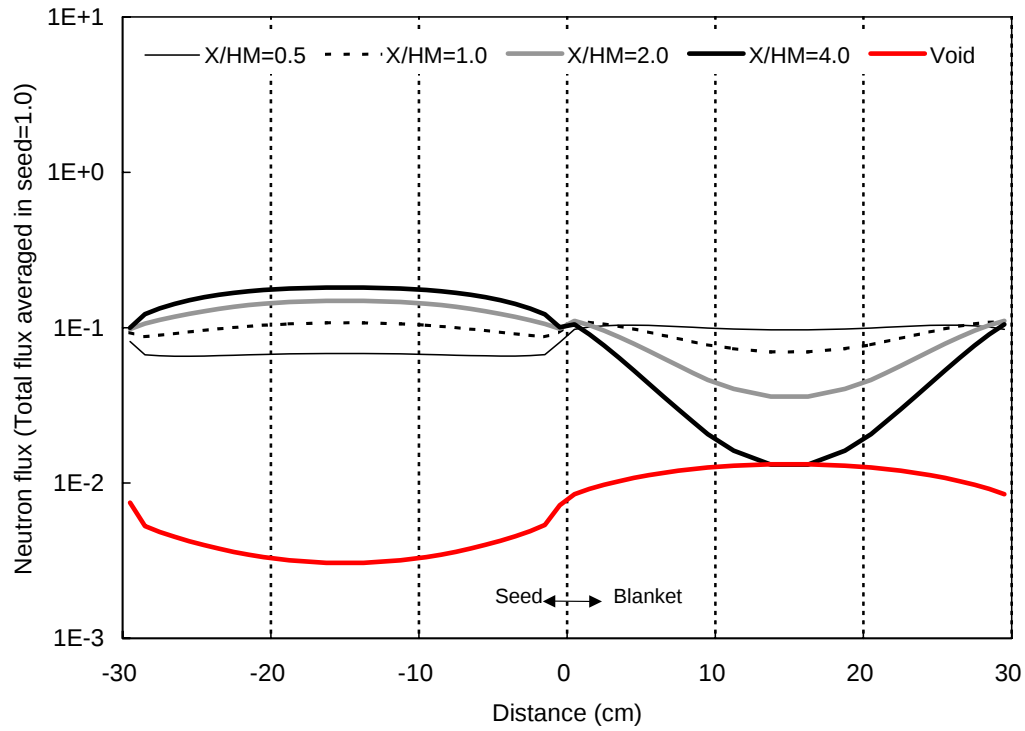


(c) 第2群中性子束

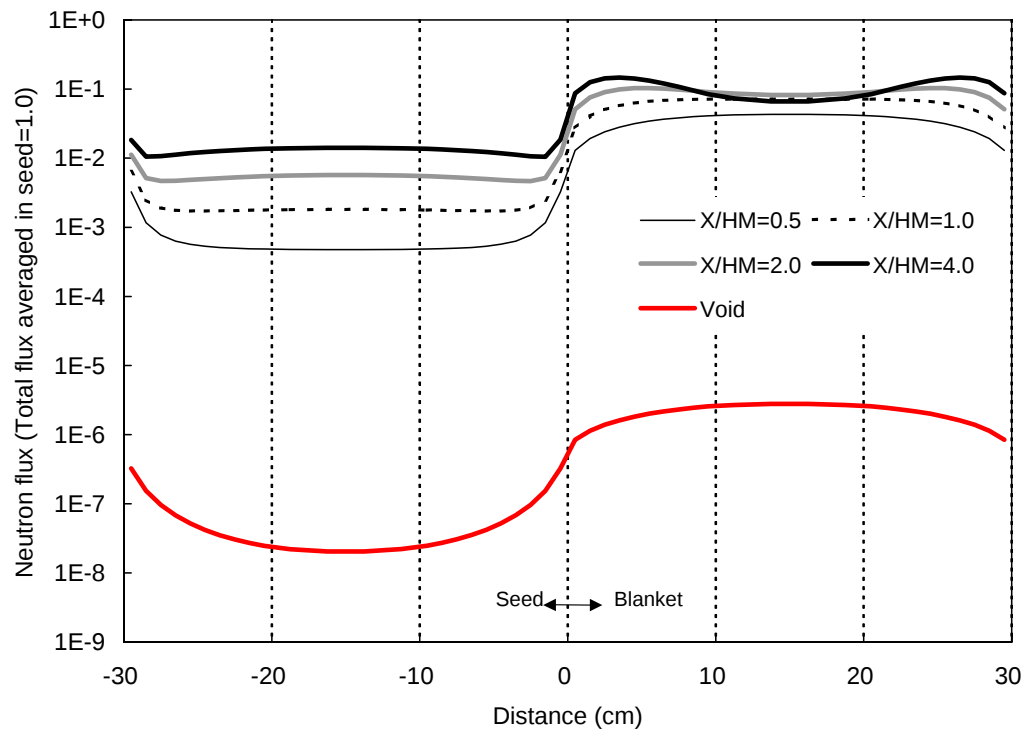


(d) 第3群中性子束

Figure 2-22(2) 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm)

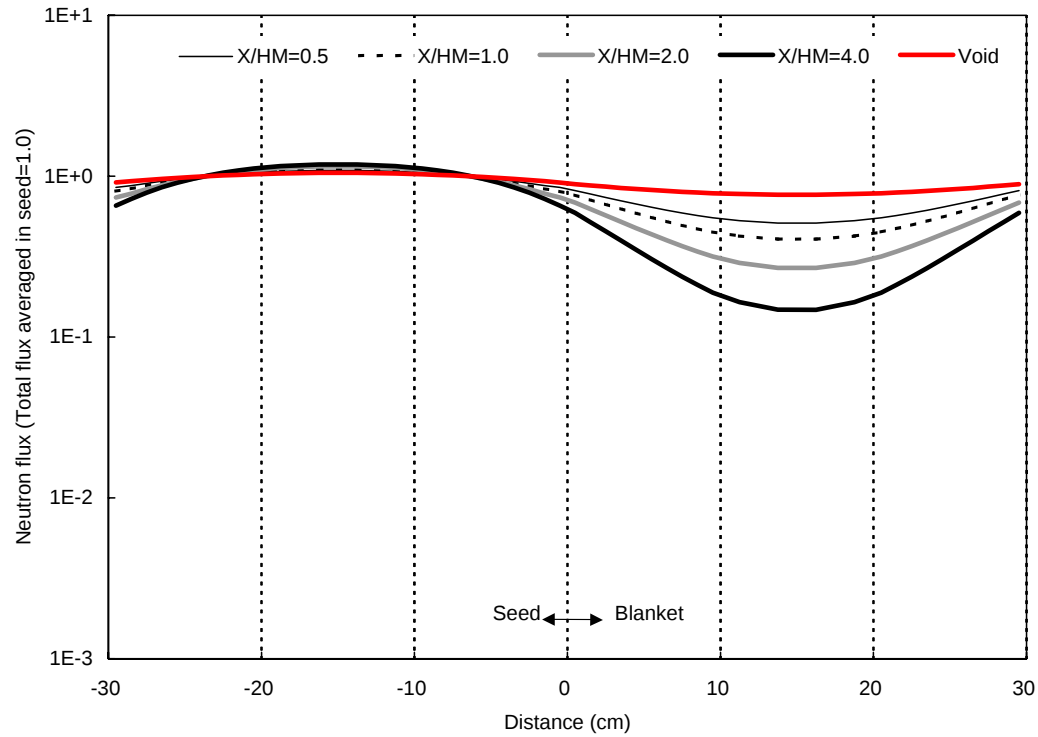


(e) 第4群中性子束

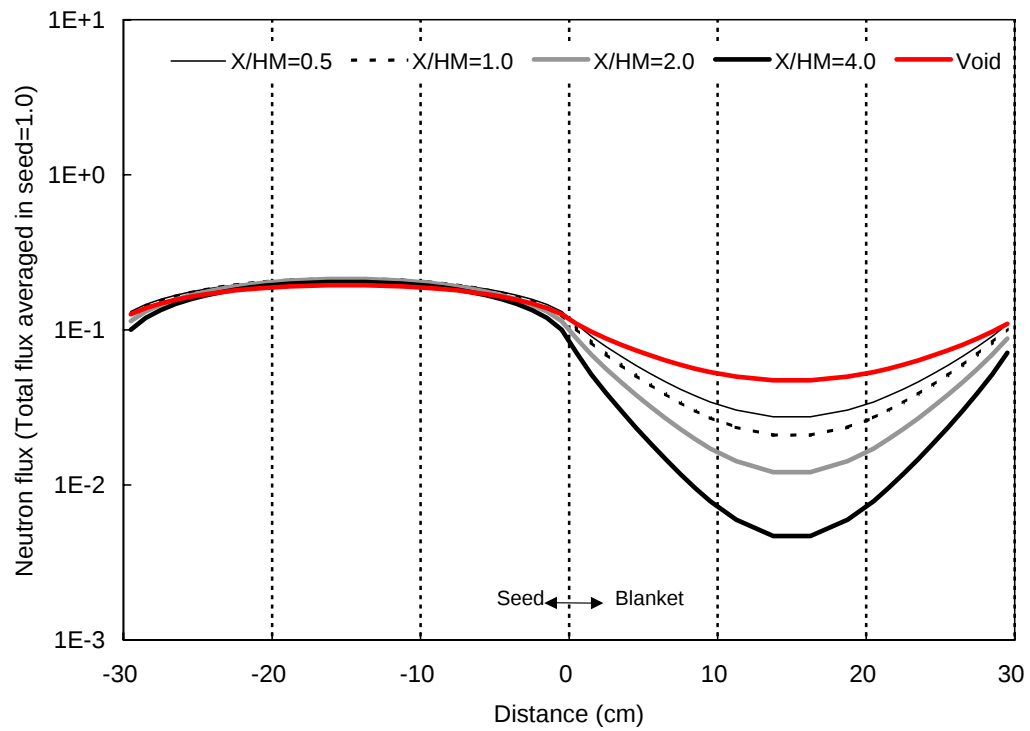


(f) 第5群中性子束

Figure 2-22(3) 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm)

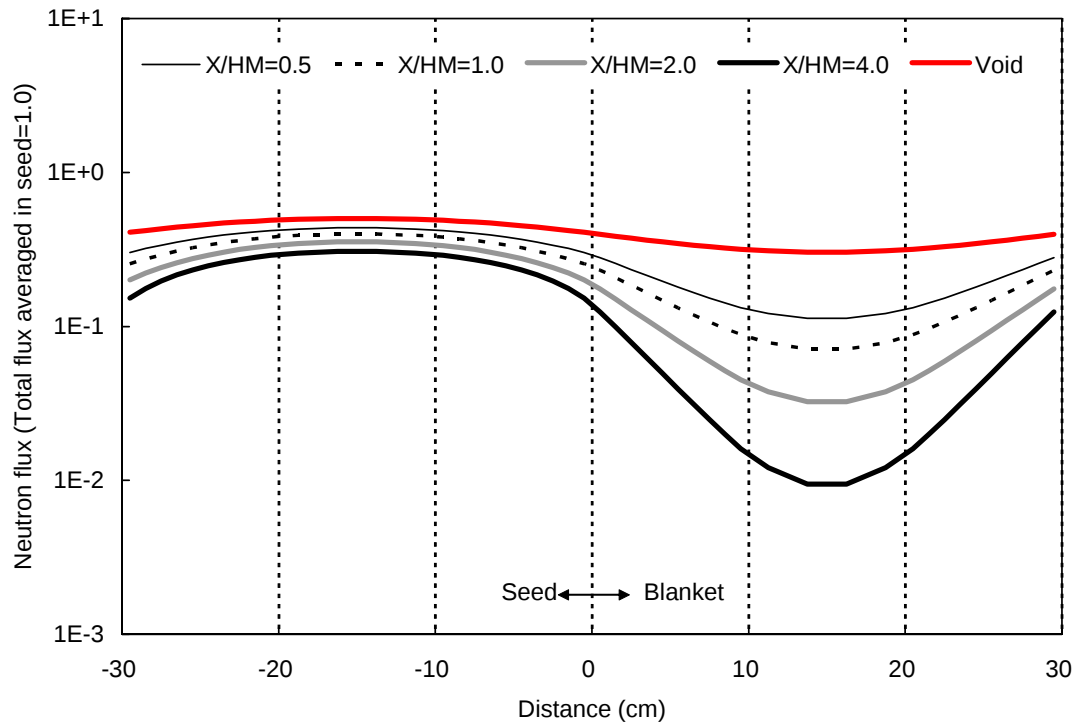


(a) 全中性子束

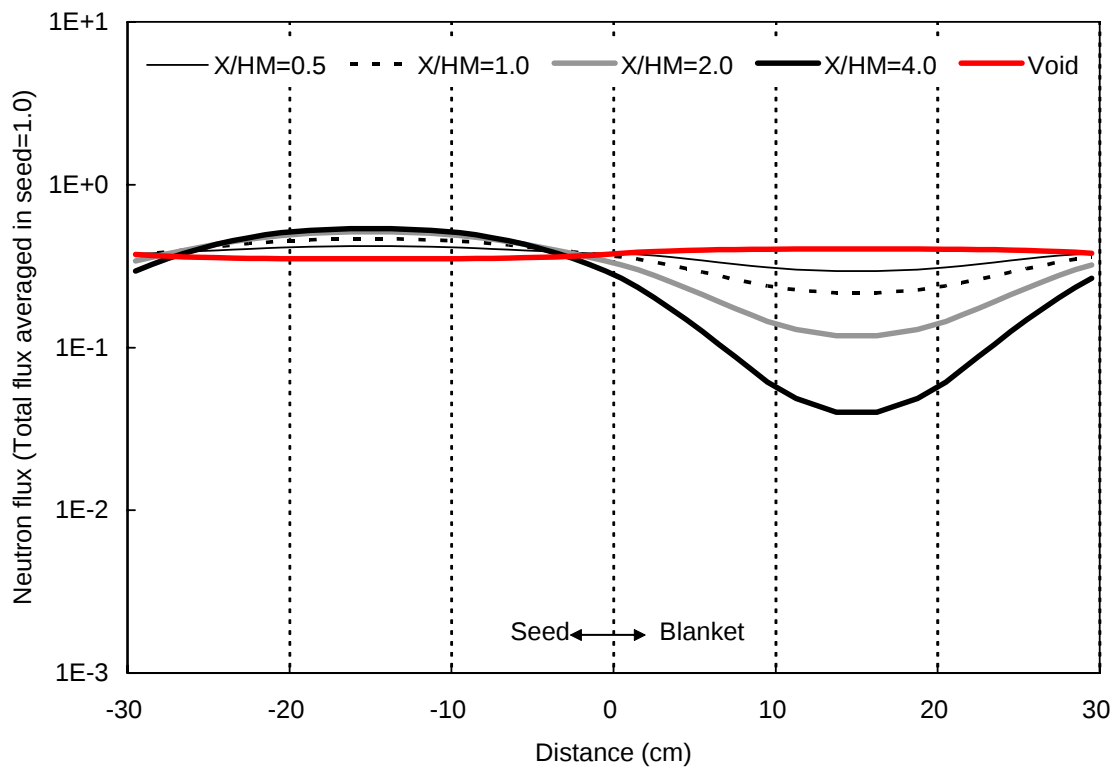


(b) 第1群中性子束

Figure 2-23(1) 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm)

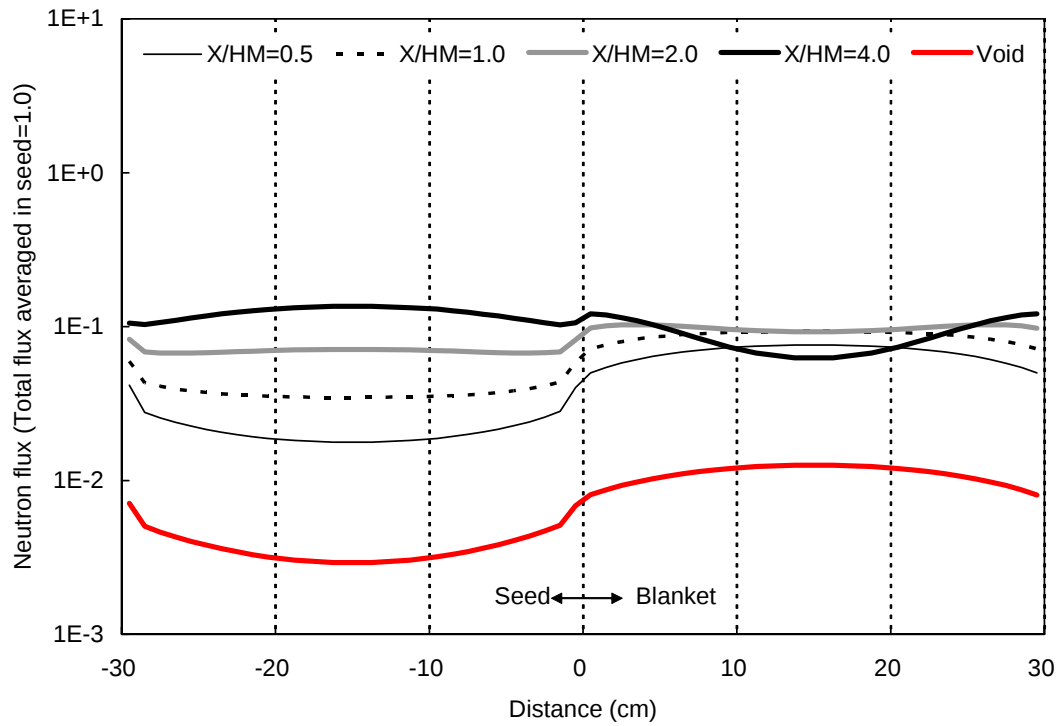


(c) 第2群中性子束

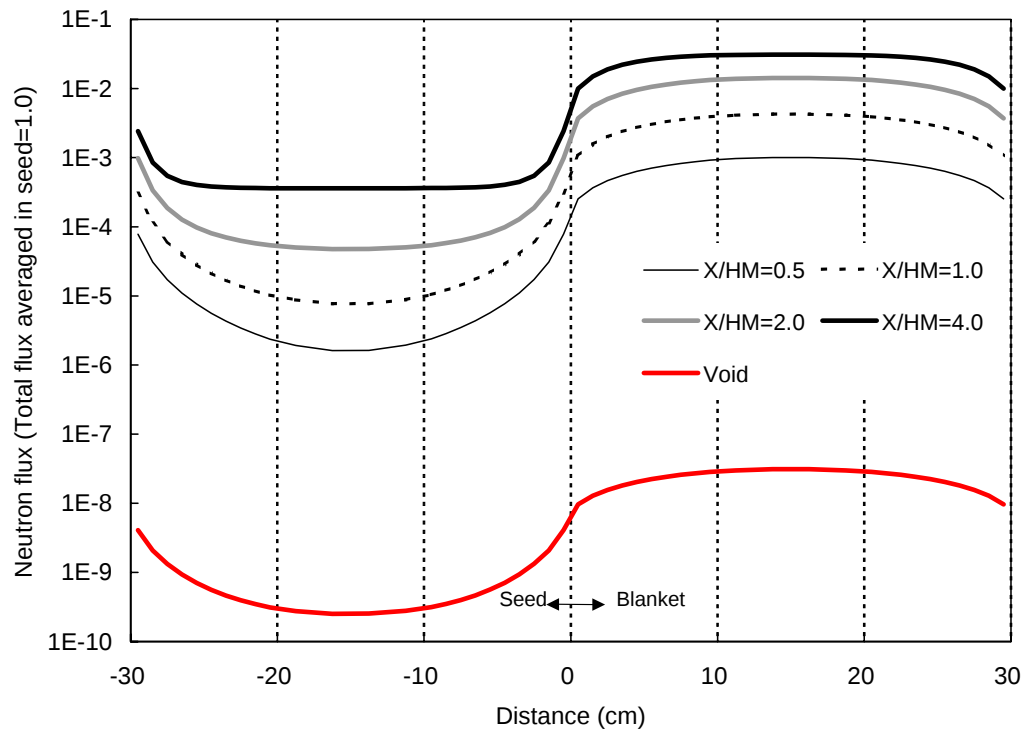


(d) 第3群中性子束

Figure 2-23(2) 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm)



(e) 第4群中性子束



(f) 第5群中性子束

Figure 2-23(3) 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード及びブランケット燃料等価厚：30cm)

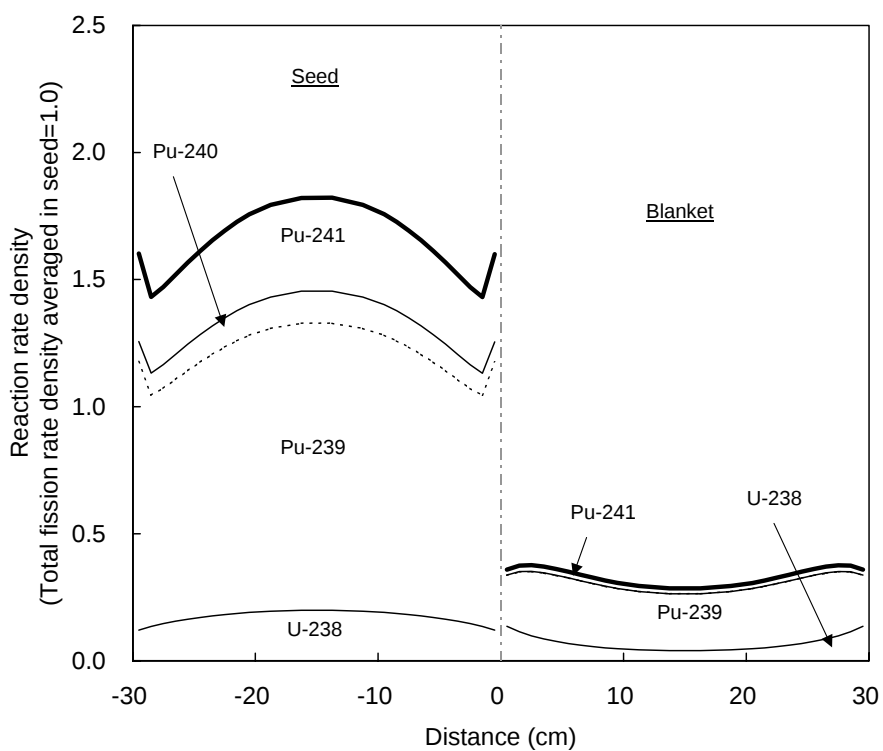
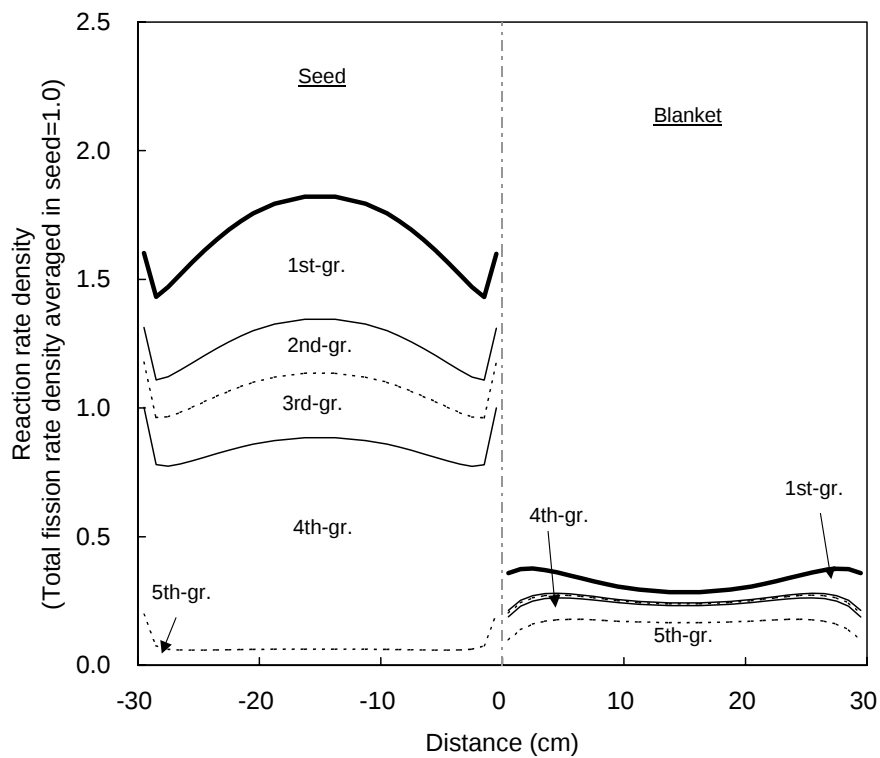
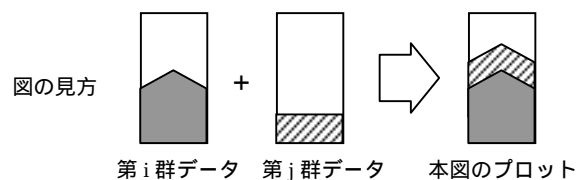


Figure 2-24 軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

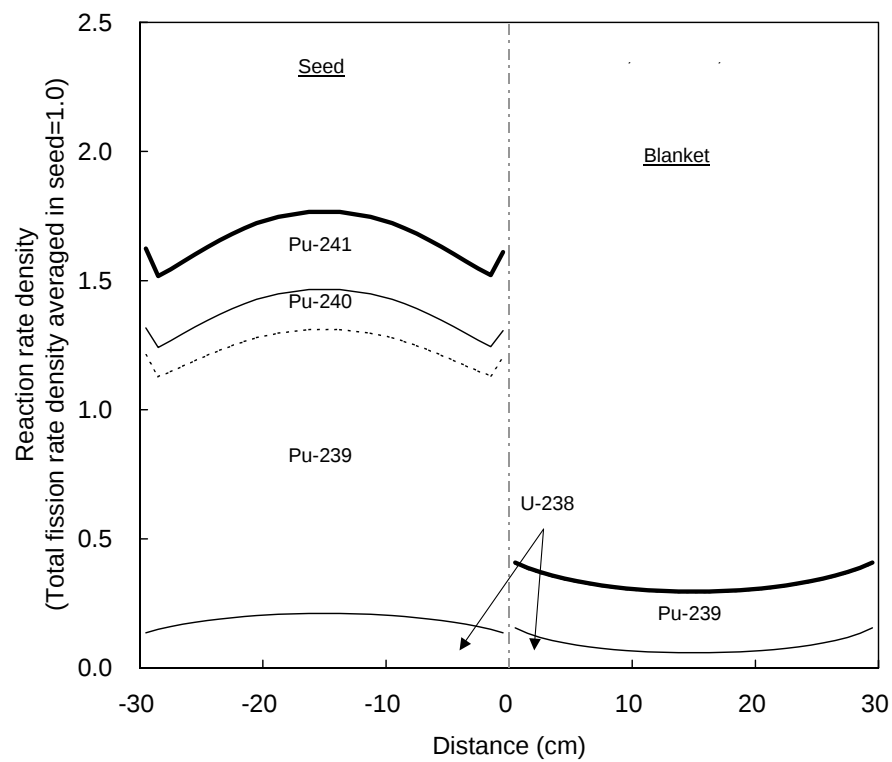
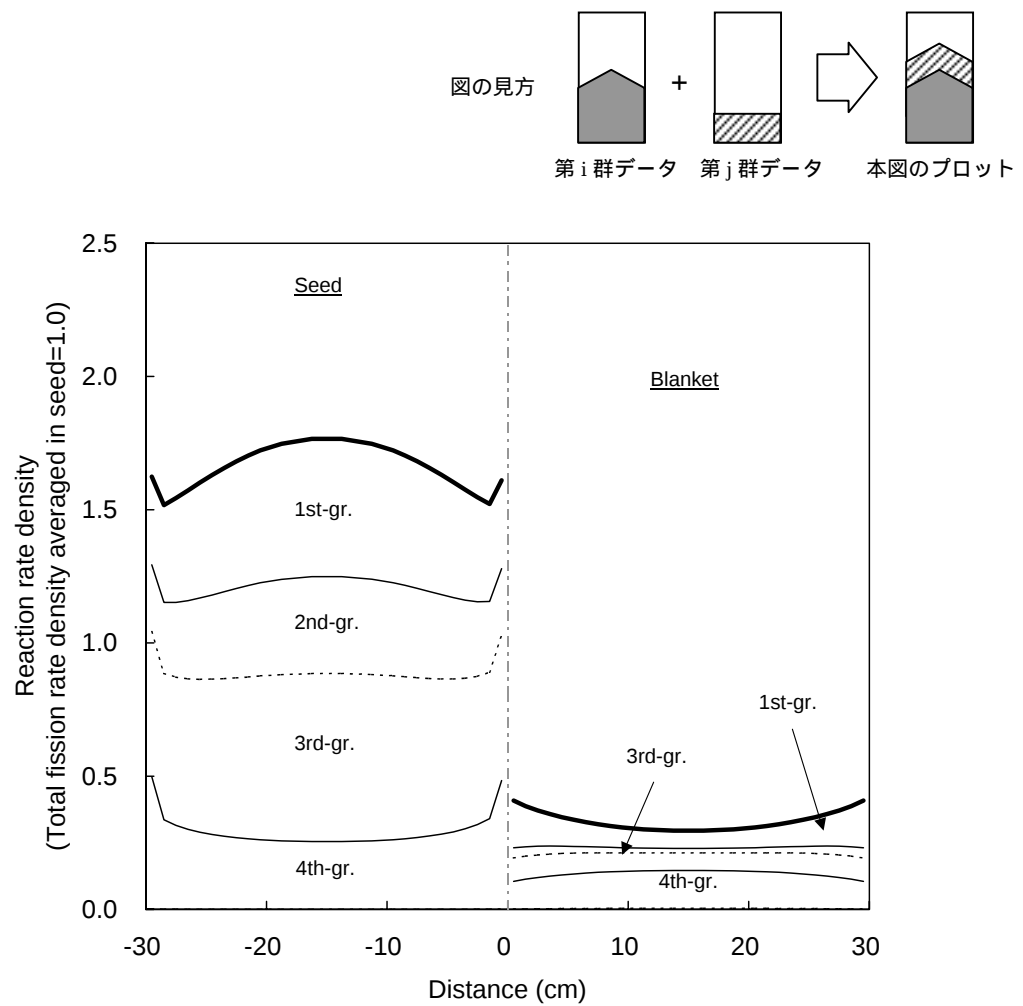


Figure 2-25 重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

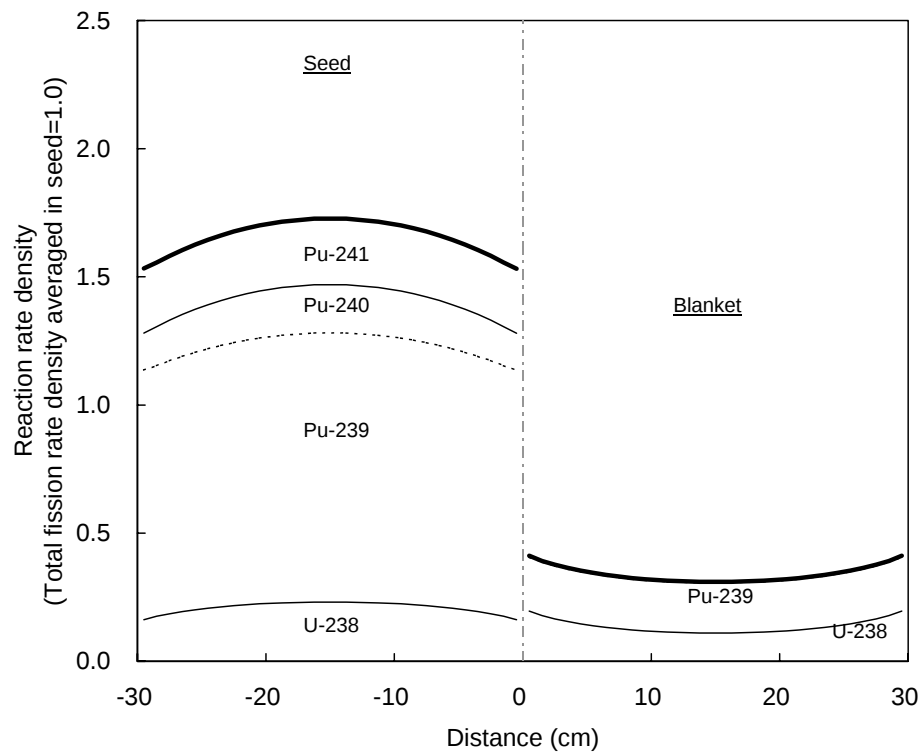
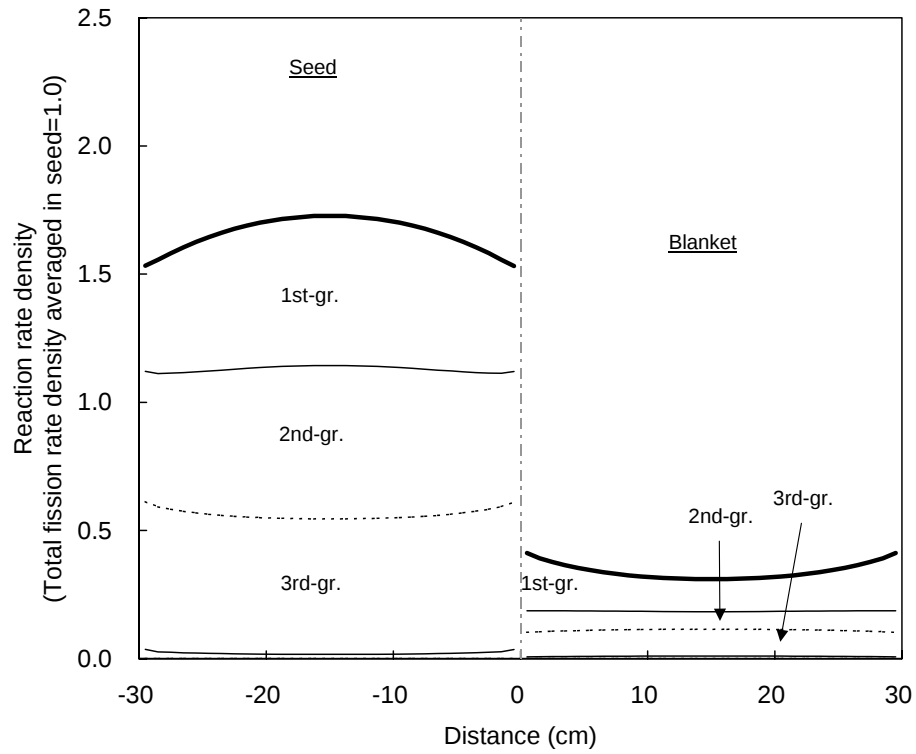
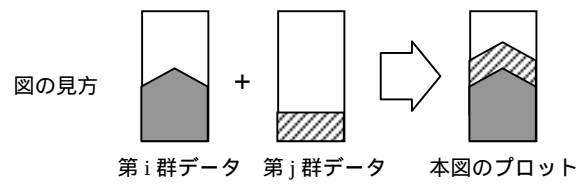


Figure 2-26 ボイド時の核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定)

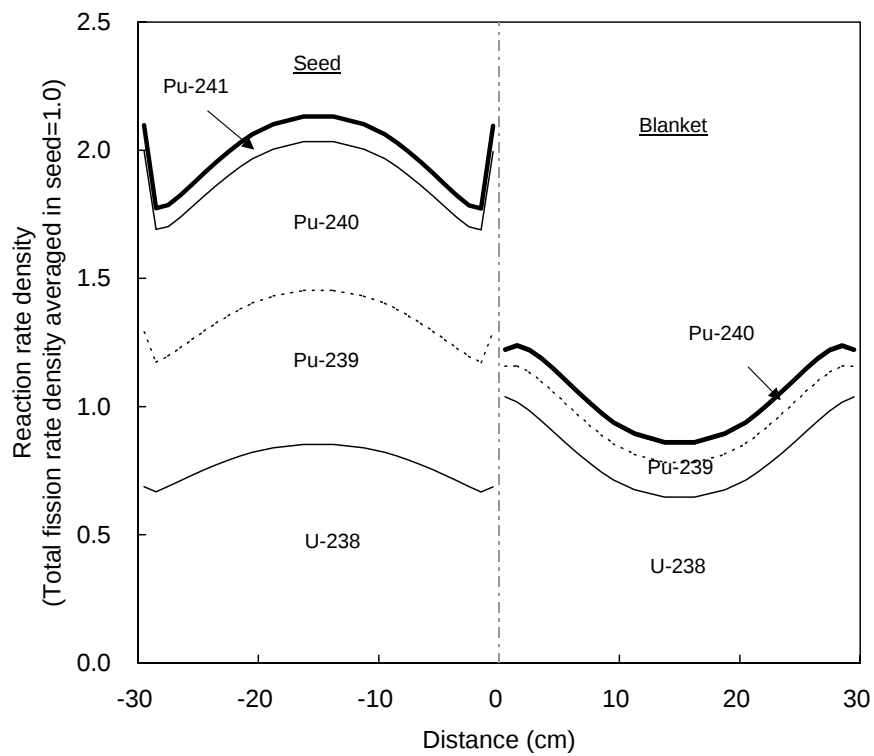
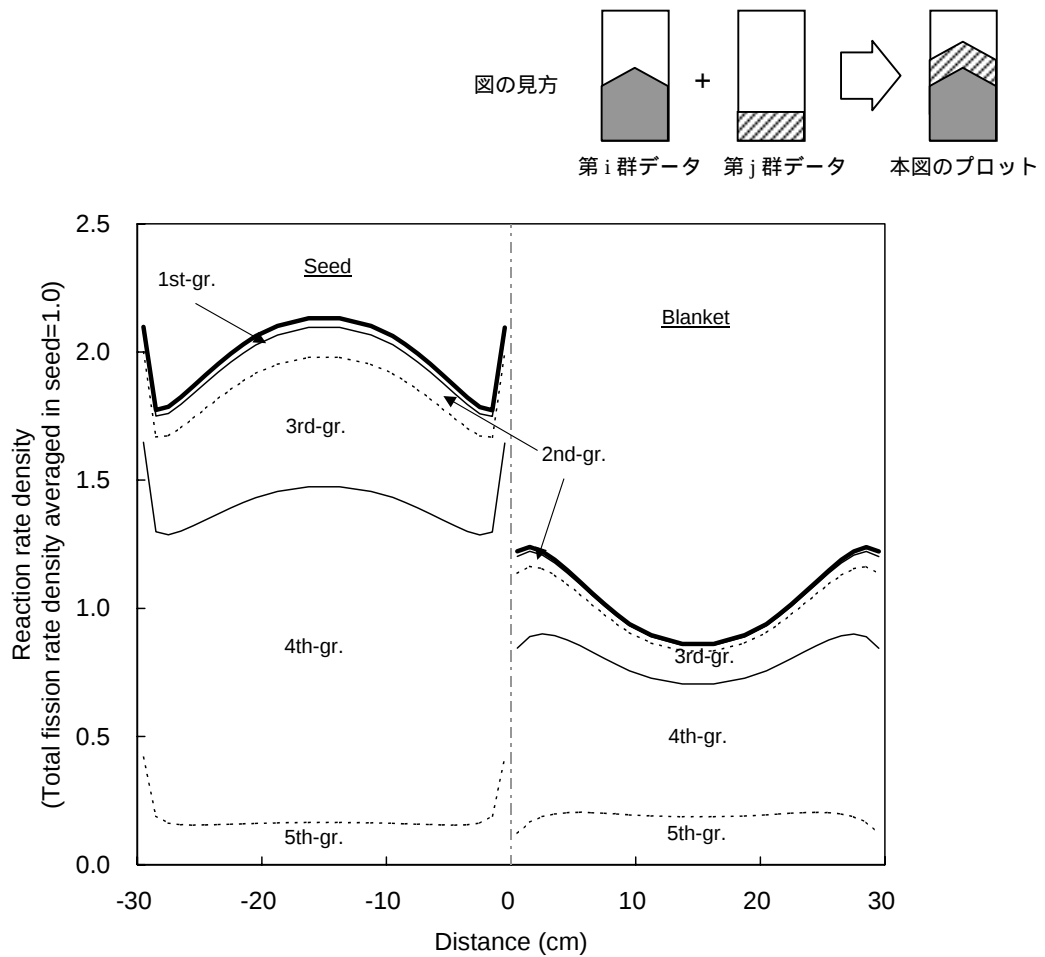


Figure 2-27 軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

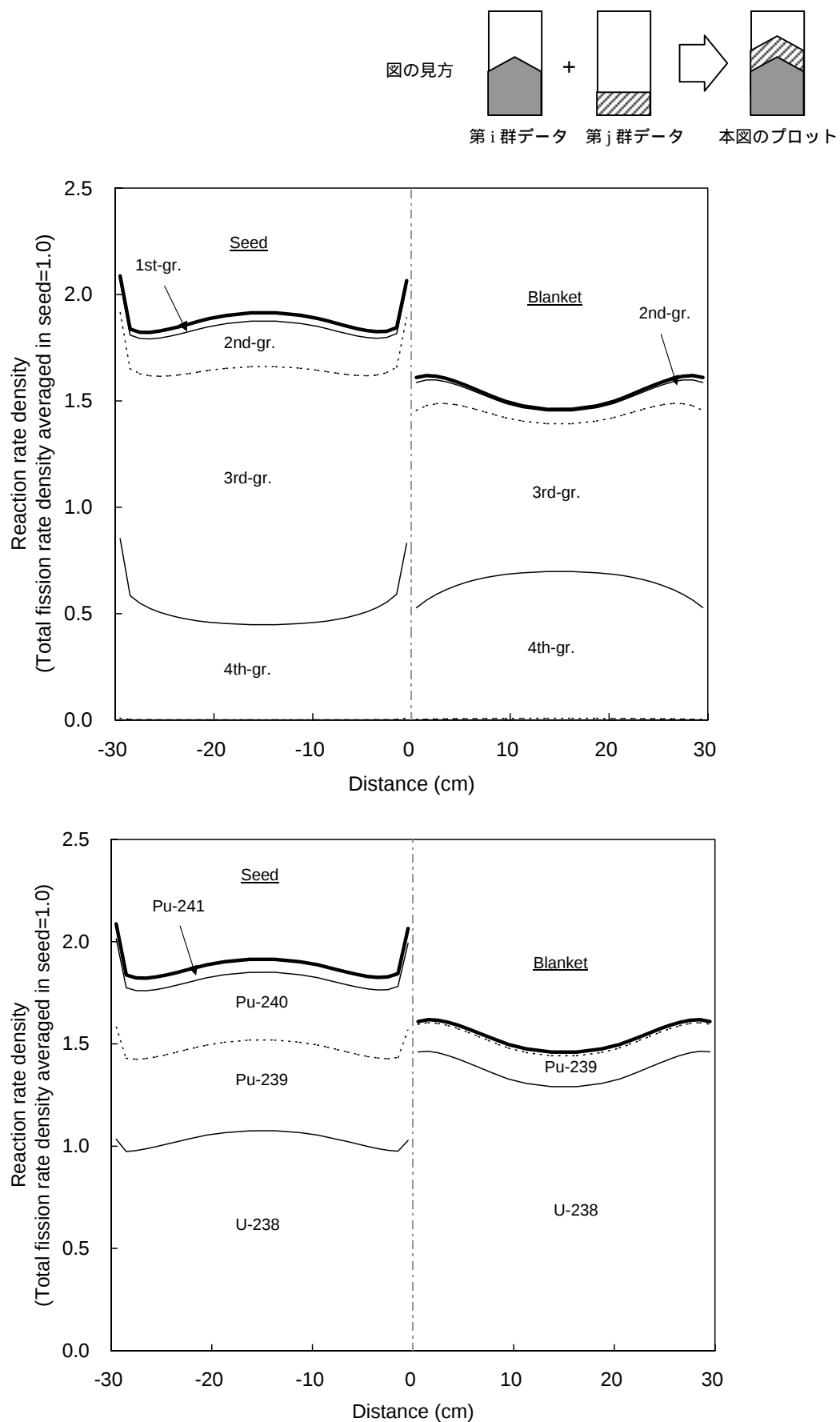


Figure 2-28 重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

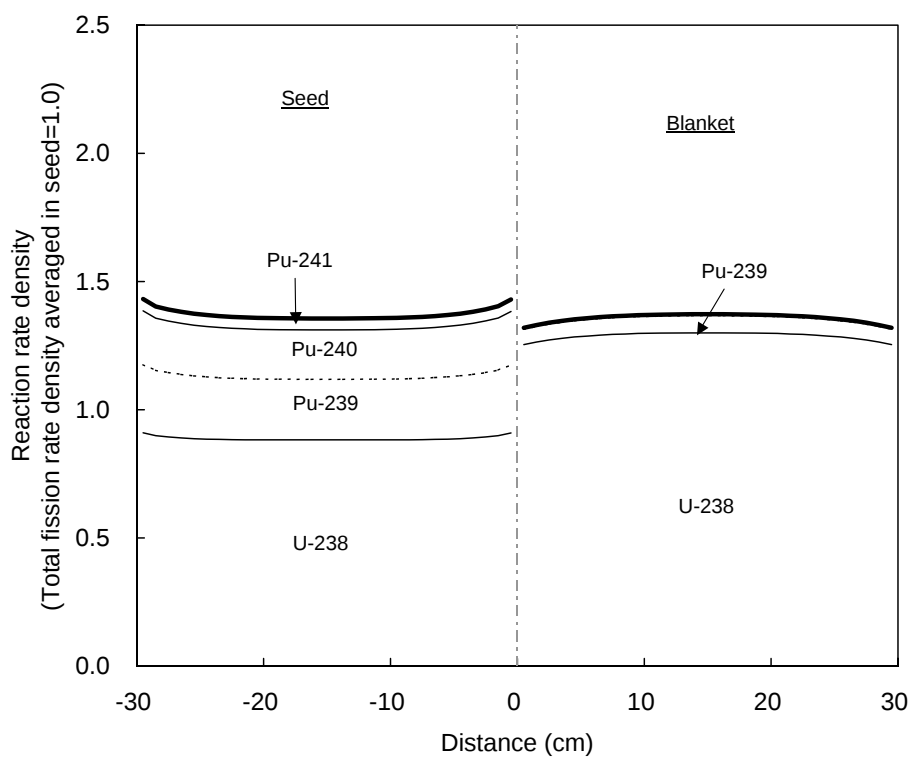
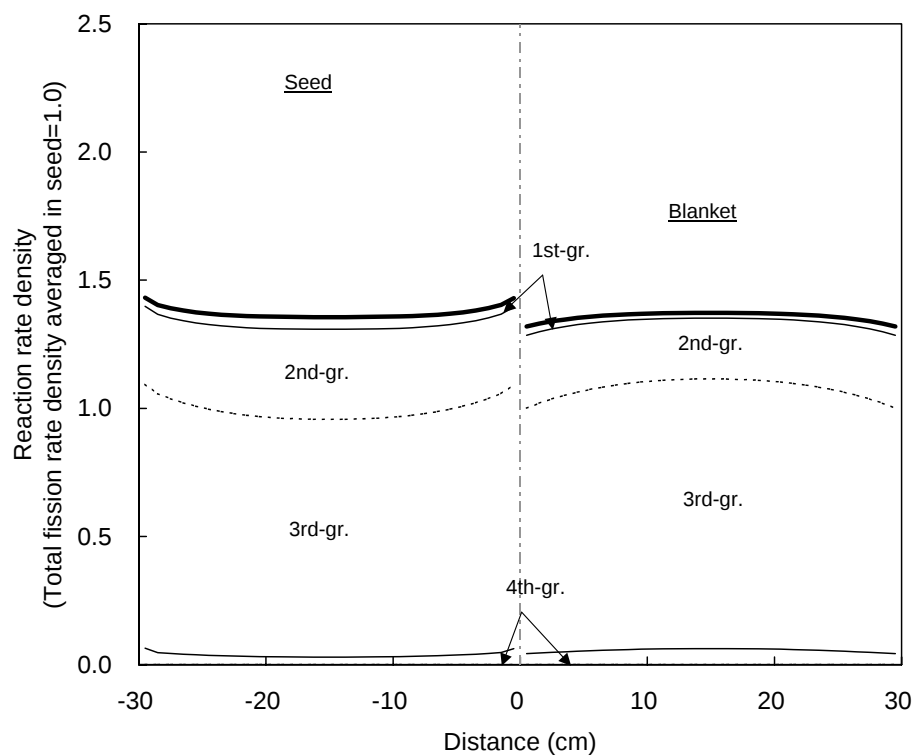
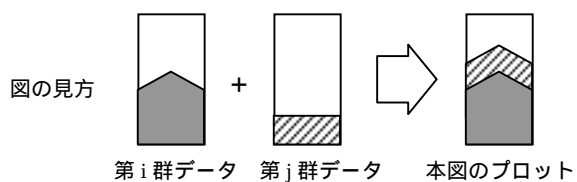


Figure 2-29 ボイド時の捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定)

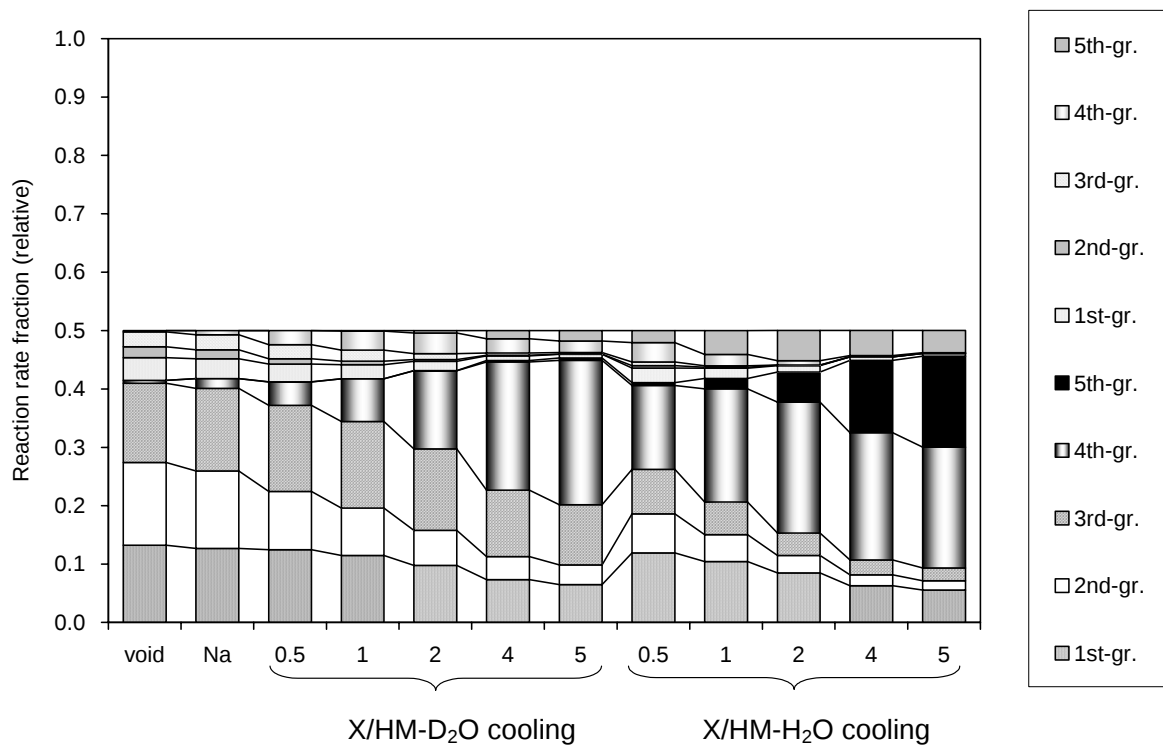
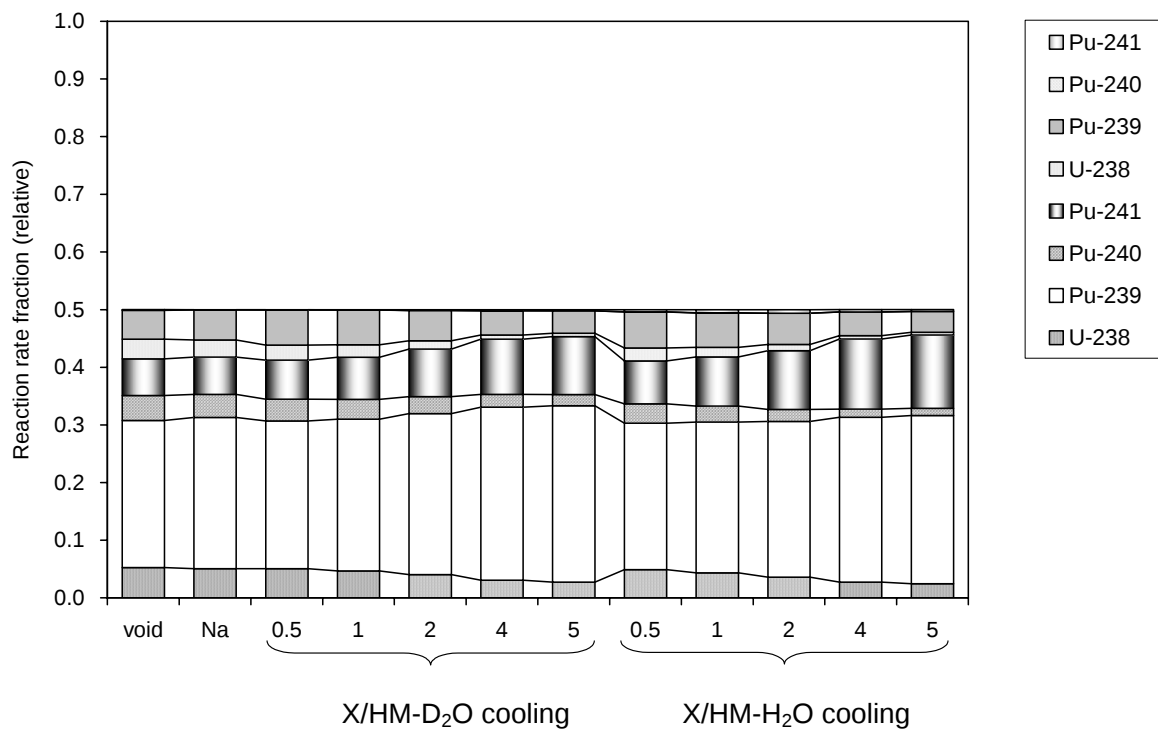


Figure 2-30 核分裂率の中性子エネルギー群及び核種ごとの内訳
(シード燃焼度 40GWd/t、シード/ブランケット長 30cm 一定)

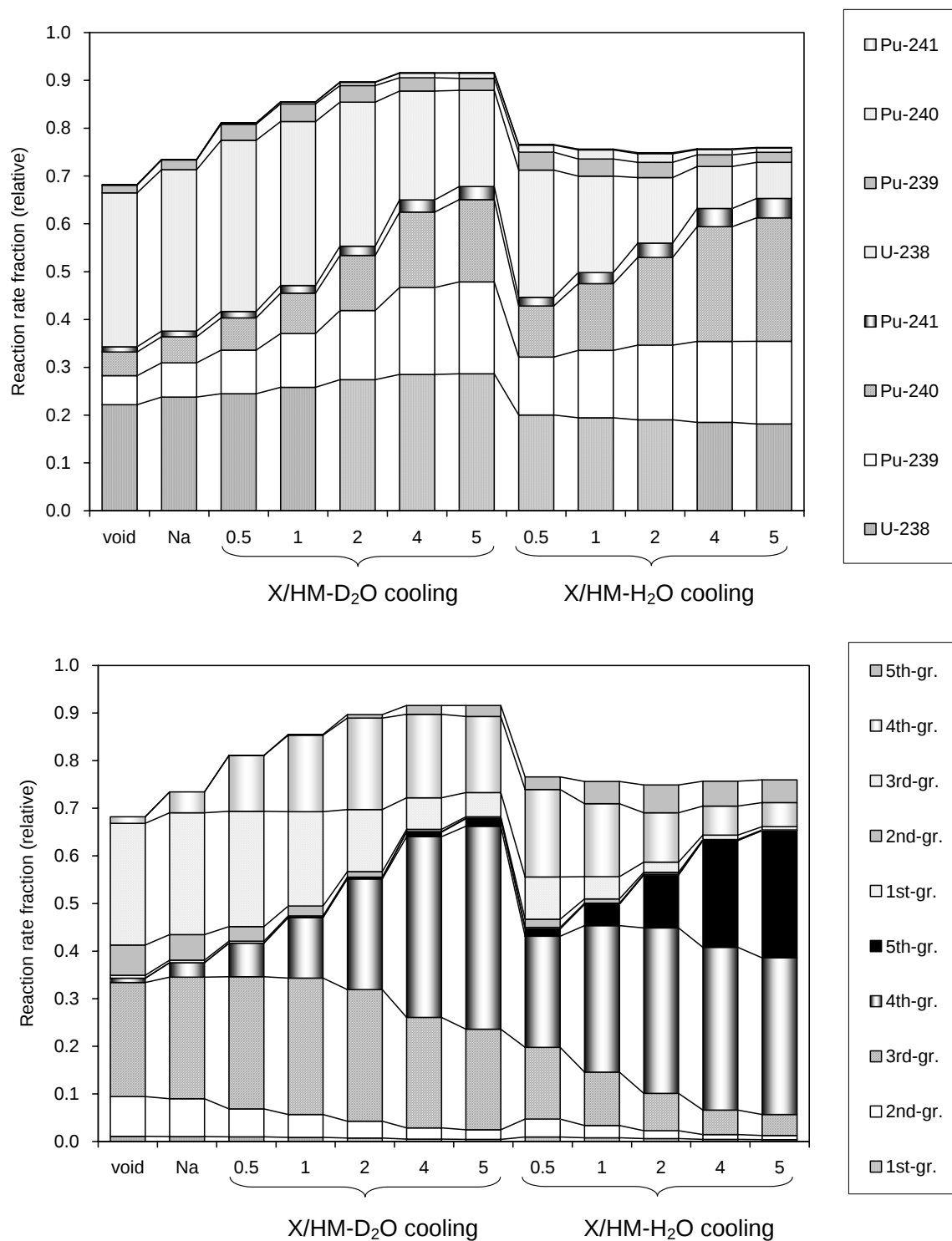


Figure 2-31 捕獲反応率の中性子エネルギー群及び核種ごとの内訳
(シード燃焼度 40GWd/t、シード/ブランケット長 30cm 一定)

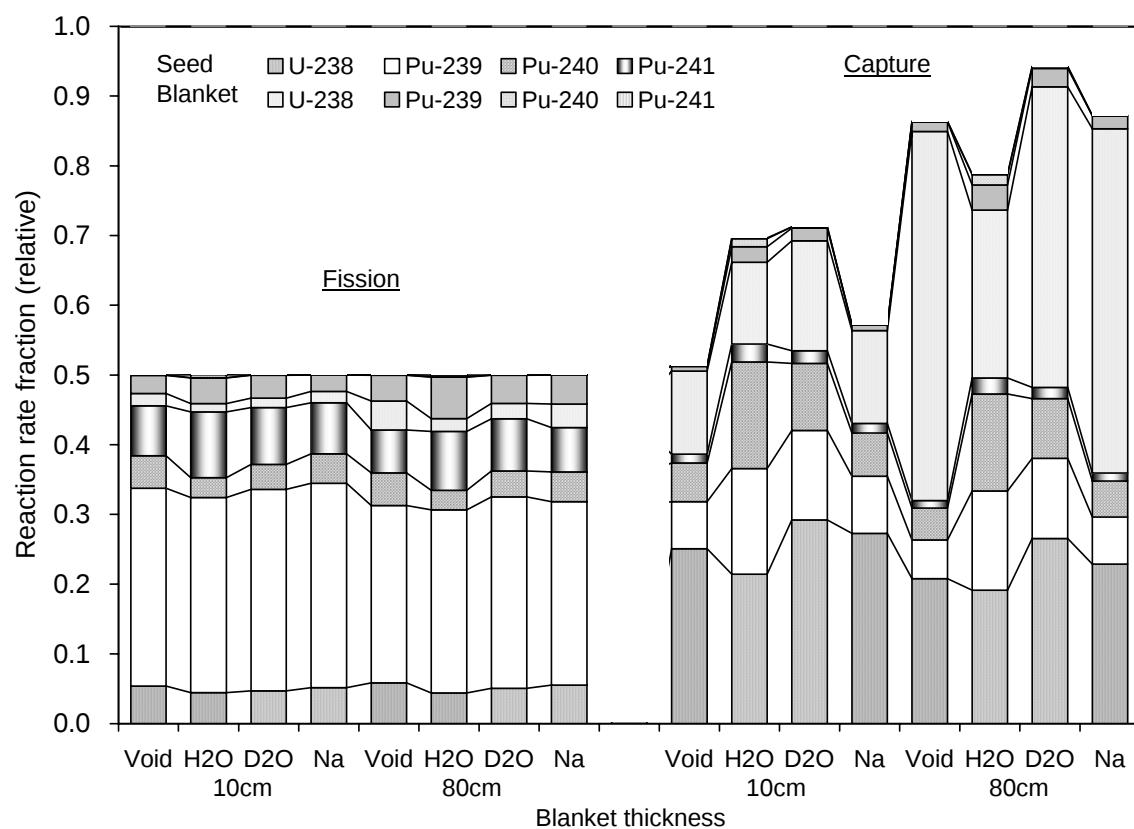
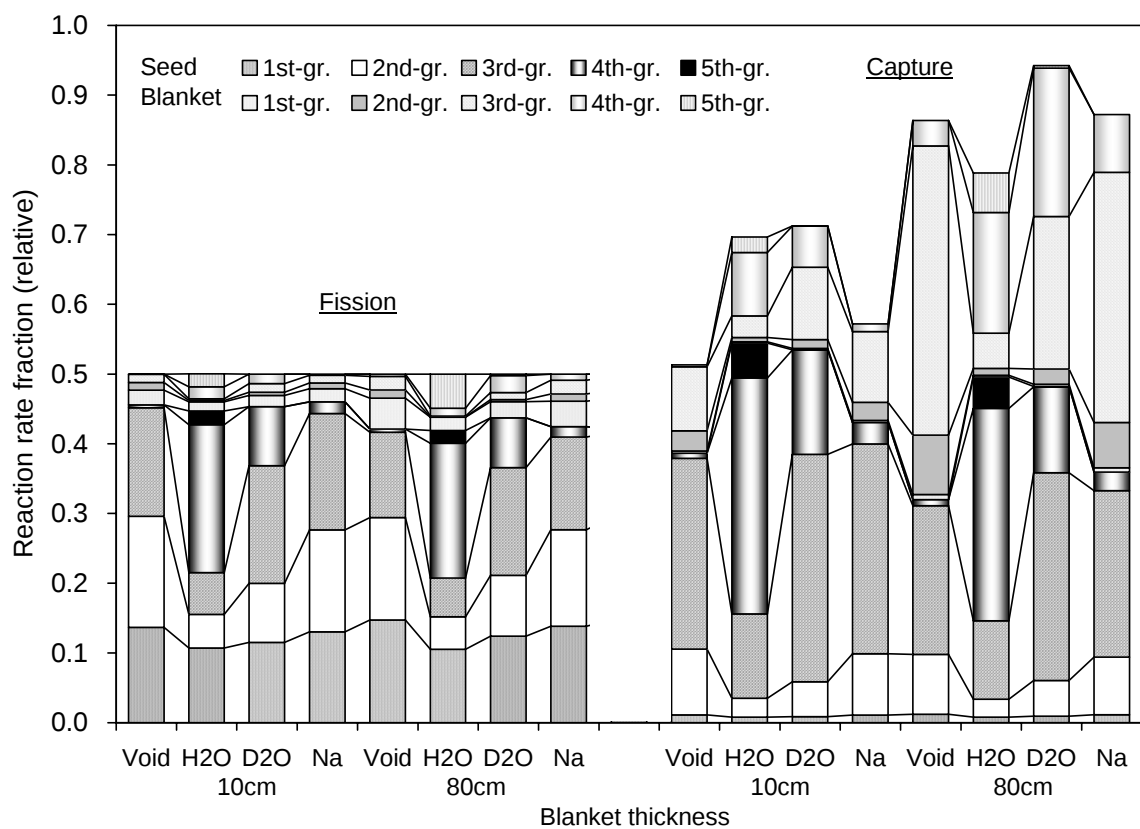


Figure 2-32 ブランケット燃料厚さに応じた各種反応率の中性子エネルギー群及び核種ごとの内訳(シード燃焼度 40GWd/t、シード長 30cm 一定)

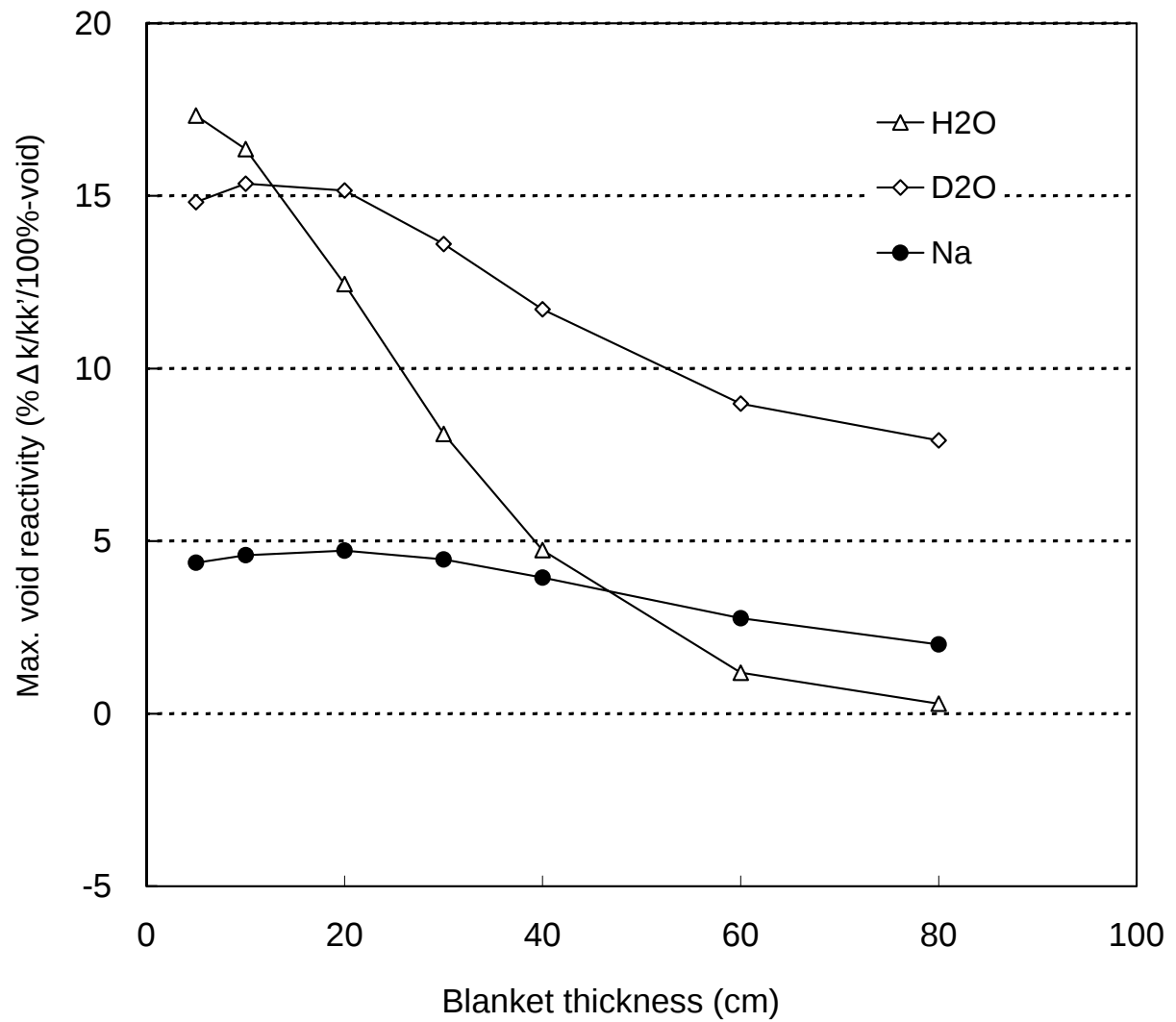


Figure 2-33 ブランケット燃料厚さとボイド反応度の相関性
に対する感度解析結果

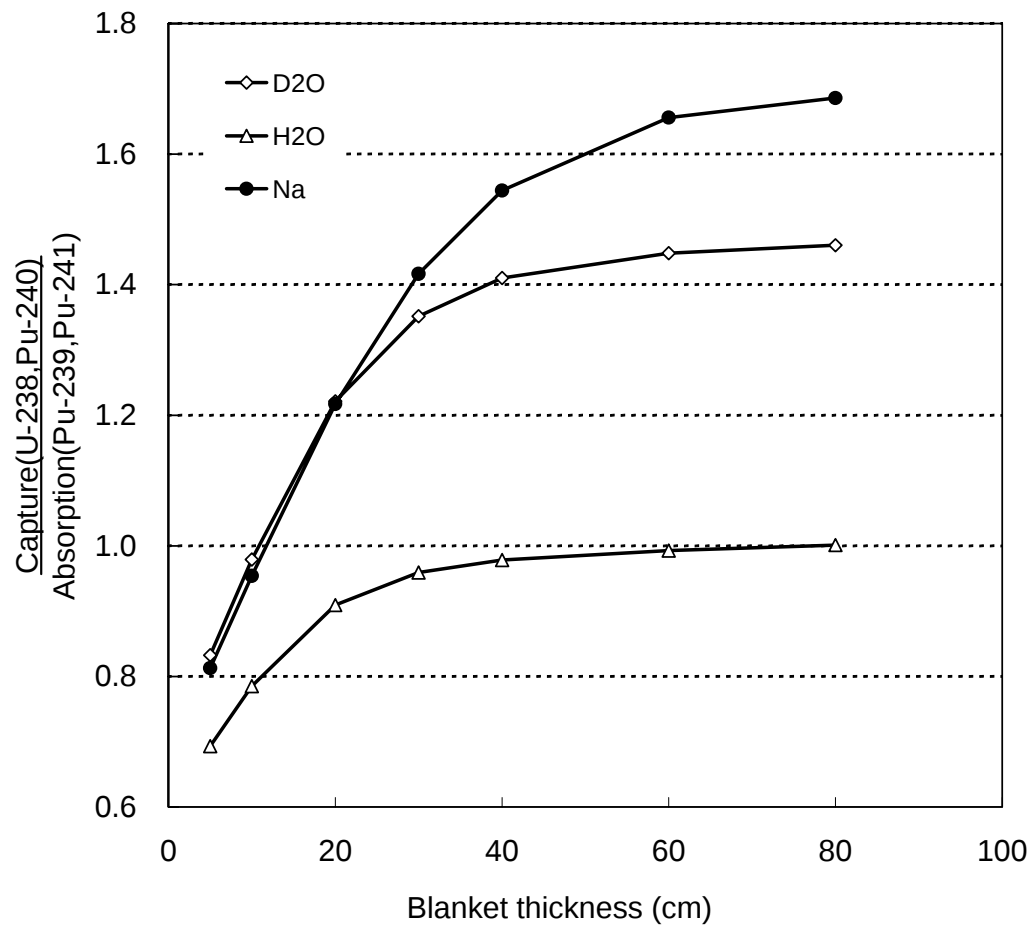


Figure 2-34 ブランケット燃料厚さに対する核分裂性物質吸収反応と親物質捕獲反応の反応率比の相関性

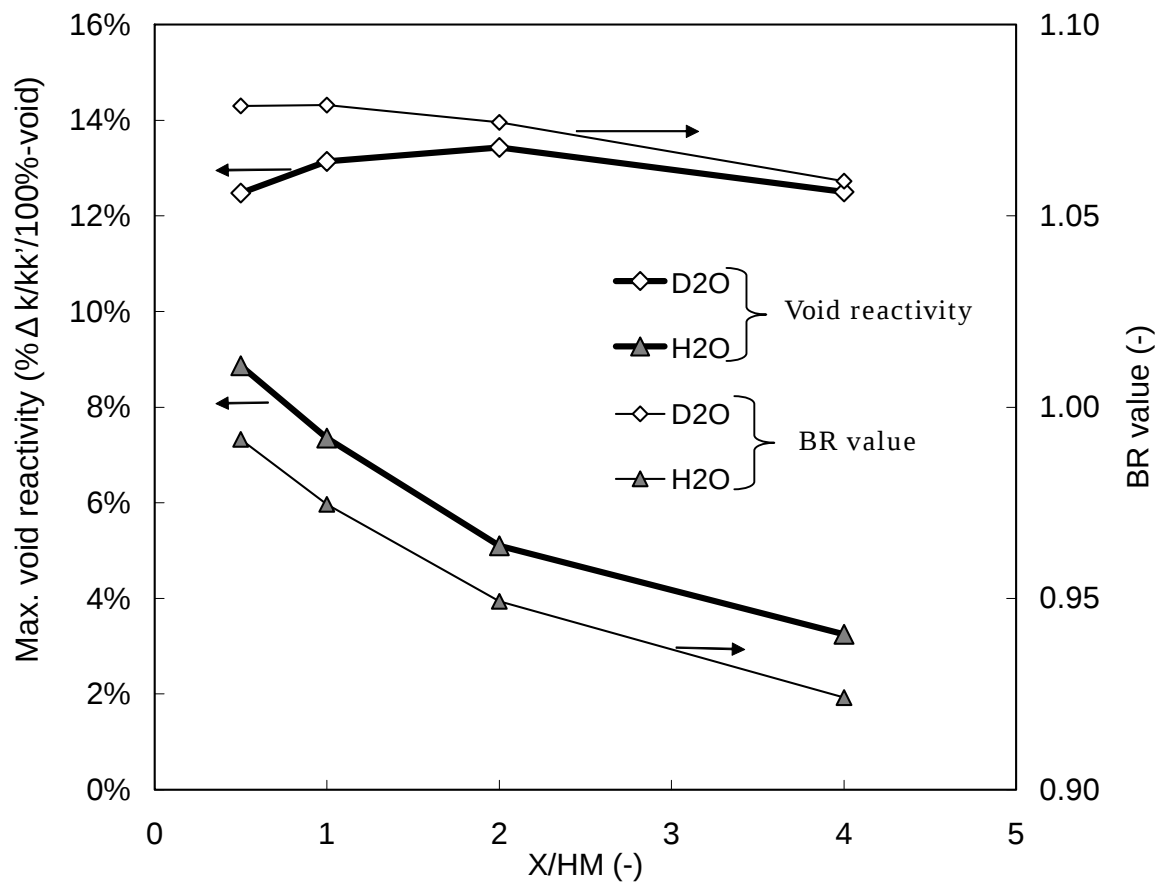


Figure 2-35 ブランケット燃料の X/HM に対する感度解析結果
(シード燃料 X/HM=1.0 固定、シード / ブランケット燃料長 30cm 一定)

Axial blanket	30cm
Seed (1)	180cm
Axial blanket	30cm

(a) Single-layer

Axial blanket	30cm
Seed (1)	60cm
Inner blanket(1)	60cm
Seed(2)	60cm
Axial blanket	30cm

(b) 3-layer

Axial blanket	30cm
Seed (1)	36cm
Inner blanket(1)	36cm
Seed (2)	36cm
Inner blanket(2)	36cm
Seed(3)	36cm
Axial blanket	30cm

(c) 5-layer

Axial blanket	30cm
Seed (1)	25.7cm
Inner blanket(1)	25.7cm
Seed (2)	25.7cm
Inner blanket(2)	25.7cm
Seed (3)	25.7cm
Inner blanket(3)	25.7cm
Seed(4)	25.7cm
Axial blanket	30cm

(d) 7-layer

Axial blanket	30cm
Seed (1)	20cm
Inner blanket(1)	20cm
Seed (2)	20cm
Inner blanket(2)	20cm
Seed (3)	20cm
Inner blanket(3)	20cm
Seed (4)	20cm
Inner blanket(4)	20cm
Seed(5)	20cm
Axial blanket	30cm

(e) 9-layer

Axial blanket	30cm
Seed (1)	12cm
Inner blanket(1)	12cm
Seed (2)	12cm
Inner blanket(2)	12cm
Seed (3)	12cm
Inner blanket(3)	12cm
Seed (4)	12cm
Inner blanket(4)	12cm
Seed (5)	12cm
Inner blanket(5)	12cm
Seed (6)	12cm
Inner blanket(6)	12cm
Seed (7)	12cm
Inner blanket(7)	12cm
Seed (8)	12cm
Axial blanket	30cm

(f) 15-layer

Figure 2-36 ブランケット燃料軸方向配置感度解析体系

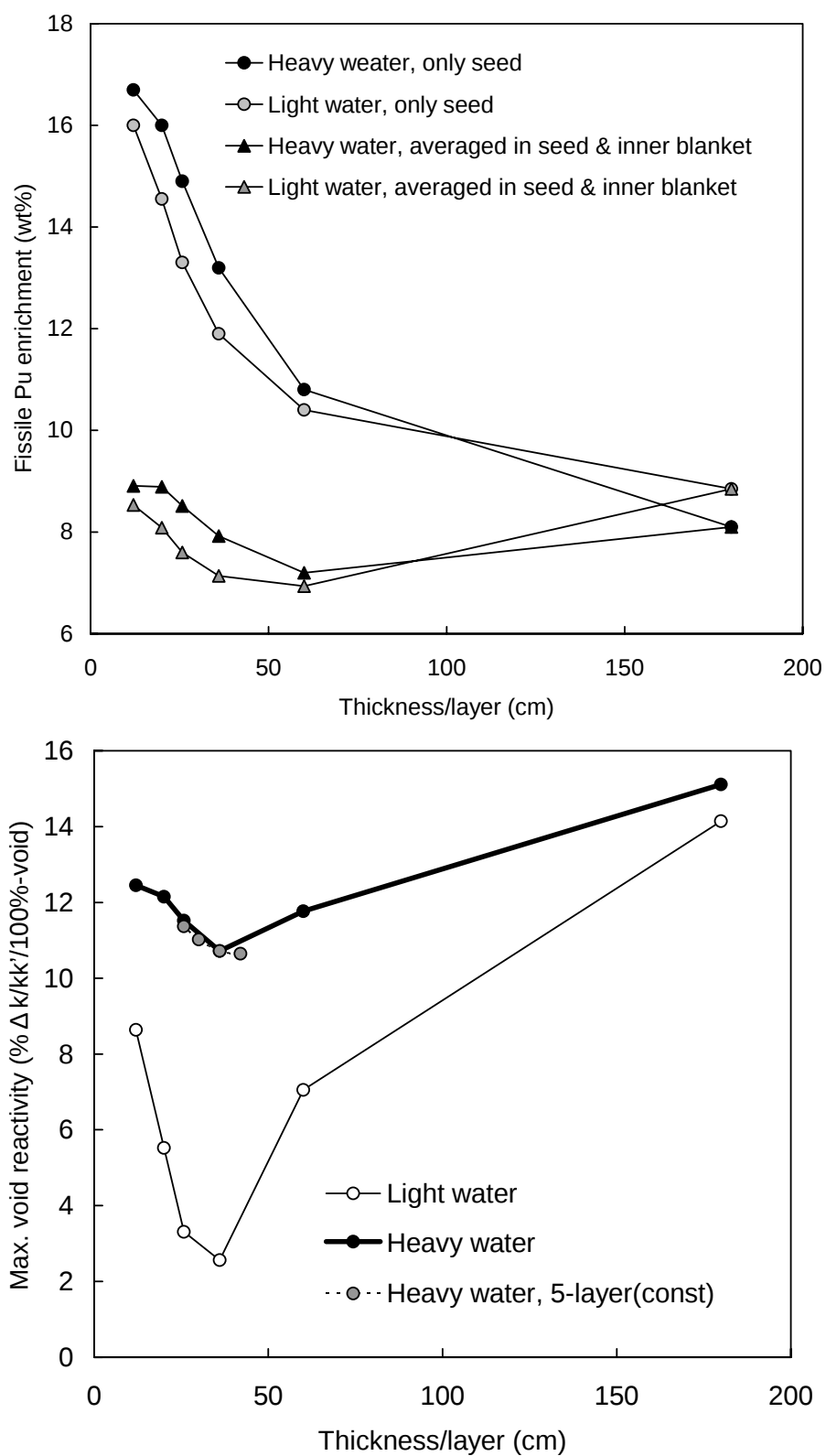


Figure 2-37 ブランケット燃料配置に対する平均核分裂性プルトニウム
富化度及びボイド反応度の相関性

3. 加圧水型高速増殖炉概念の構築検討

3.1. はじめに

第2章で実施した稠密バンドル体系の水冷却炉における中性子反応挙動を分析した結果、以下のことが明らかになった。

- 1) シード燃料単独で 1.0 以上の残存比を達成するには、軽水冷却の場合では X/HM を 0.4 以下、重水冷却の場合では 1.1 以下にする必要がある。
- 2) 通常状態からボイド状態に変化した際の中性子スペクトル変化によって中性子発生及び吸収反応率の中性子エネルギー分布が大きく変化する中性子スペクトルシフト効果によって、単位核分裂率に対する中性子捕獲反応率が通常状態よりボイド状態の方が減少するために、Na 冷却の場合より正側に大きなボイド反応度となる。
- 3) 中性子スペクトルシフト効果がシード燃料とブランケット燃料では異なるため、両領域間の中性子干渉効果を顕著にさせることでボイド反応度を低減に役立てることができる。
- 4) 中性子干渉効果によって中性子スペクトルシフト効果を顕著にさせるにはブランケット燃料厚さが重要であり、効率良くなるのは、軽水及び重水冷却ともにブランケット燃料厚さを 30～40cm とした場合である。すなわち、等価厚さ 30～40cm の内部ブランケット燃料としてシード燃料間に配置することで、中性子スペクトルシフト効果を最大限に活用できるものと推定される。
- 5) 上記 4)に加え中性子スペクトルシフト効果を大きくしてボイド反応度をさらに低減させる手段として、ブランケット燃料の X/HM を軽水炉冷却の場合ではシード燃料より大きくする、重水冷却の場合ではシード燃料より小さくすることが挙げられる。
- 6) 残存比が 1.0 以上となる X/HM 近傍においては、安価で製作性に優れた SUS 材を被覆管材として選択しても問題ない。

これまでに実施された PWR を中心とした水冷却高転換比炉の研究では、燃料棒間ギャップ幅を 1.5mm 以上に制限したこと、冷却材を軽水に限定したこと、及びコンピューターの性能制限のために 3 次元炉心解析の実施が困難で 3 次元的に複雑な

燃料配置の検討が精度良く実施できなかったことが原因で、転換比は最高で 0.95 に止まっていた。

しかしながら、水冷却高転換比炉の研究以降に実施された実験等によって燃料棒間ギャップ幅は 1.0mm まで狭められることが明らかになった。そして、軽水より高い残存比が得られるポテンシャルを有する重水は精製技術の進歩によって安価に得られる状況となり、さらには、コンピューターの性能が大幅に進歩したことによって 3 次元炉心解析が容易になり 3 次元的に複雑な燃料配置の検討ができるようになってきた。

そこで、これら最新知見及び技術に基づき、軽水冷却と重水冷却の双方を視野に入れ、第 2 章で得られた上記 1)～6)までの知見を踏まえて、本章では先行研究では成し得なかった加圧水型水冷却炉での FBR 概念の構築を行うものである。

3.2 炉心解析モデルの設定

3.2.1 炉心解析条件

国内で研究されている最新の Na 冷却 FBR の炉心設計において採用されている設計条件は下記の通り^[1]である。本章での検討においても、下記条件をそのまま用い、現在開発されている Na 冷却 FBR と先進再処理を中核としたウラン - プルトニウムによる核燃料リサイクルが可能となる炉概念を構築するものとする。

a) 燃料組成

< シード燃料用の核燃料物質 >

MOX 燃料を使用する。

< プルトニウム組成 >

Pu-238 / Pu-239 / Pu-240 / Pu-241 / Pu-242 / Am-241

= 2.7 / 47.9 / 30.3 / 9.6 / 8.5 / 1.0 wt%

< 劣化 UO₂ 燃料のウラン組成 >

シード燃料の母材及びブランケット燃料に使用する劣化 UO₂ 燃料のウラン組成は下記を使用する。

U-235 / U-238 = 0.3 / 99.7 wt%

b) ウラン - プルトニウムのリサイクル方法

Figure 3-1 に従う。

天然ウランを全て利用するには再処理工程で取り出されたウラン燃料、いわゆる回収ウランも再度 MOX 燃料の母材として利用すべきであるが、回収ウランまで考慮して燃料組成を設定することは非常に複雑な仮定の設定を必要とするため、ここでの検討では、MOX 燃料の母材は全て天然ウランの濃縮工程で排出される劣化ウランとする。

c) 先進再処理で取り出されるプルトニウムの組成評価条件^[2]

- ・ シード燃料とブランケット燃料は分別しないで、一括再処理する。
- ・ MA は全てプルトニウムに随伴する。
- ・ 固体状 FP のうち、Rb, Ba, Y, La, Ce, Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Zr, Ru, Rh, Pd, Ag, Zn, Cd, Tm, Yb, Li の約 17 ~ 20wt%がプルトニウムに随伴する。(除染係数は Table 3-1 参照)

d) プラント運転条件^[6]

炉心解析に必要なプラント運転条件は運転サイクル長、原子炉熱出力と 1 次系圧力及び温度である。他の炉型との炉心性能比較を行う場合に、同一条件での比較ができるよう、新概念炉の研究で広く用いられている、運転サイクル長は 15EFPM(Effective full power month、全出力換算月数)、電気出力 1200MWe、すなわち既設 PWR での熱効率を用いて換算すると、原子炉熱出力 3480MWt を用いるものとする。

また、PWR に準じた炉心冷却条件で炉心設計を行うものとし、1 次冷却系圧力は 15.5MPa、原子炉入口 / 出口温度は 285 / 325 の単相冷却を採用した炉心熱除去方式とする。この炉心冷却条件で定められるのは炉心解析に使用する各部温度であり、具体的には以下の値を用いる。

被覆管	353 (626K)
燃料	616 (889K)
冷却材及びその他構造材	307 (580K)

e) 冷却材

冷却材として軽水を採用した場合、シード燃料単独でのボイド反応度は Na 冷却の場合より大きいが重水冷却の場合より小さく、ボイド反応度低減方策は重水冷却の場合より簡単なものとすることができる可能性がある。しかしながら、十分に 1.0 を上回る残存比を達成するには、X/HM を 0.4 以下まで小さくするか、増殖材であるブランケット燃料を大量に装荷して U-238 に多くの中性子が吸収されるようにしなければならない。

Figure 3-2 で示したように、燃料棒を限りなく太くしていったとしても、燃料棒間ギャップ 1.0mm という制限のために、X/HM は 0.6 が限界である。これ以上 X/HM を小さくするには、炉心での冷却材沸騰を認める必要がある。X/HM を 0.4 まで下げるには炉心平均ボイド率は約 34%となり、既設 BWR なみ（1 次冷却系圧力：約 7.0MPa、炉心平均ボイド率：約 40%）の二相冷却炉心となる。既設 PWR のように、1 次冷却系が閉ループを形成しているのであれば、炉心内で沸騰していたとしても、蒸気発生器で水蒸気凝縮は可能であり、除熱手段としては問題にならないと考えられる。しかしながら、既設 PWR の圧力条件である 15.5MPa という高压条件下では、事故時等の過渡的な状態での二相流動データは取得されているが、安定状態での二相流動データは極めて少なく、被覆管に対する熱的挙動を予測することは現状困難である。そのため、水冷却 FBR を早期導入するという Na 冷却 FBR に対する優位性を考えると、炉心での冷却材沸騰を許容するという方策を採用することは好ましくないと判断される。

また、ブランケット燃料を大量に装荷するという方策であるが、ブランケット燃料の発熱はあまり期待できないため、シード燃料の平均取出燃焼度が同じであれば炉心全体の取出燃焼度は大きく減少する。取出燃焼度が低いということは、ブランケット燃料に蓄積されるプルトニウム量が少ないことを意味するものである。低燃焼度であっても、リサイクル回数を多くし何回も炉心に装荷して燃焼させれば、累積的なプルトニウム取出量を増やすことができる。しかしながら、燃料を成型加工・再処理すると残渣として核燃料物質の一部が失われてしまい回収できなくなる。緒言でも述べたように、100GWd/t 以上の高い取出燃焼度が期待できる Na 冷却 FBR の場合でも、天然ウランが 100%利用で

きるのでなく 60%程度の利用率に止まる。すなわち、40%が残渣として失われてしまい回収できないということである。取出燃焼度が低い場合には、単位重量あたりのプルトニウム取出量に対する成型加工・再処理の回数が増えるため、残渣として失われる核燃料物質が増加し、天然ウラン利用率が 60%よりさらに下がることとなる。すなわち、プルトニウム単位取出量あたりの核燃料物質の残渣発生量を少なくするためには、できるだけ取出燃焼度を高めて、リサイクル回数を減らさなければならない。したがって、ブランケット燃料を大量に装荷するという方策は避けなければならない。

この点に関しては、重水冷却の場合では、軽水冷却に比して、ブランケット燃料を大量に装荷しなくとも、1.0 近傍の X/HM で Na 冷却の場合と比肩できる残存比が期待できる。重水を採用したとしても、化学的及び流動学的な挙動は軽水と同じであるため、除熱という観点からは特に設計成立性を左右する問題は生じない。重水使用時の問題点となると考えられる重水コストとトリチウム生成についてであるが、緒言に述べたように、重水のコストについては大幅に低減できる重水濃縮技術が確立される見通しであり、トリチウム生成についても、後述するように、1 次冷却材に重水を使用した場合でも CANDU 炉に比して格段に小さくなり、特に問題とならない見通しである。

したがって、高残存比達成に重きを置いて、1 次冷却材として重水を採用するものとする。

ただし、重水を使用する場合、不用意に軽水と混合しないような設計配慮を行うこと、1 次冷却材中のトリチウム濃度を既設 PWR なみになるよう若干のトリチウム除去設備の追加等が必要であり、この点について検討し、設計に反映する必要がある。

また、PWR の炉心・プラント設計技術を適用することを前提に、設計制限条件を具体的に設定すると以下ようになる。

f) 線出力制限

文献[5]にて実施された LOCA 再冠水実験の結果では、燃料棒間ギャップ幅 1.0mm 条件での LOCA 再冠水時の被覆管温度挙動は既設 PWR と同等であることが確認された。したがって、LOCA 再冠水時の被覆管最高温度が制限値以下

に止まることを満足させるために、LOCA 再冠水時の被覆管最高温度評価での崩壊熱の初期条件となっている通常運転時の燃料棒最大線出力を、既設 PWR に同じく約 42kW/m に制限^[6]する。

g) 減速材密度係数（ボイド反応度）

水冷却炉の炉心は高温高压状態で除熱されているために、既設 PWR のプラント設備では、1 次冷却系の冷却材流路（配管等）が大きく破損して急速な圧力低下が発生し、減圧沸騰によって極めて短時間に冷却材が 1 次冷却系から喪失する事故（LOCA）が発生する可能性を無視することができない、いわゆる大 LOCA を考慮した設計が要求されている。そのため、ボイド反応度が正であると、既設 PWR で構築されている安全ロジックの適用が困難となり、既設 PWR プラント安全設備を大幅に変更しなければならなくなる。したがって、既設 PWR の安全ロジックが適用できるように、全ての運転範囲においてボイド反応度は負になるよう設計する。

h) 炉心外接円直径

これまでに製造された PWR 型原子炉容器の最大内径のものがアルゼンチンの Atucha-2 炉の約 7.4m^[7]である。また、一体型モジュラー軽水炉(IMR)の設計では原子炉容器の製作性を考慮し、原子炉容器内径は 6.0m 以下^[8]に制限している。したがって、炉心が内径 6.0m の原子炉容器に収納できるよう設計する。この原子炉容器内径制限は、原子炉容器内側に設置されるダウンカマー及び炉心バップルの設置を考慮すると、炉心外接円径を 5.0m 以下に制限するのと同値である。

i) 燃料集合体 1 体水没時の未臨界性

燃料集合体取扱中の制限事項として、燃料集合体 1 体が単体で軽水中に完全水没した場合に未臨界であることを確保する必要がある。判定基準としては、既設 PWR で採用されているものに同じく、「無限軽水体系中に燃料集合体 1 体を設置した状態での実効増倍率 k_{eff} が 0.95 以下であること」^[8]を採用する。

さらに、現行の PWR 技術の範疇で実用化することを念頭において、炉心解析に必要な燃料集合体及び制御棒の概略構造を設定した。

j) シード燃料集合体

< 燃料棒外径 >

1.0 以上の残存比を達成するには、燃料棒バンドルからできるだけ冷却材を排除することが必要である。そのためには、燃料棒を太径化することあるいは燃料棒間ギャップ幅を狭めることが考えられる。Figure 3-2 に示すように、 X/HM を 1.0 以下にするには燃料棒外径は 8.5mm 以上にする必要がある。しかしながら、燃料棒を太径化した場合には、DNB 保護のための被覆管表面熱流束制限だけでなく、最大線出力制限も満足させるために燃料ペレットの発熱密度を下げなければならず、同一炉心有効体積での原子炉熱出力は低下することとなる。したがって、ここでは、既設 PWR と同じ燃料棒外径を採用するものとする。

< 被覆管材 >

被覆管材については、第 2 章で得られた知見から、加工性の高い SUS 材を用いる。SUS 材はジルカロイ-4 材より材料強度的に優れていることを考慮し、燃料棒外径 9.5mm の場合では、現行のジルカロイ-4 材と同程度の強度となるように肉厚 0.4mm と薄肉化し、被覆管による中性子無駄吸収の抑制を図る。

< 燃料棒間ギャップ幅 >

燃料棒間ギャップ幅については、1.0 以上の残存比を達成するにはできるだけ狭くすることが望まれるため、SUS 材によるグリッド製作性を考慮して、許容最小値とした 1.0mm を採用する。

< 各種案内シンブルと燃料棒バンドル支持方法 >

既設 PWR の燃料集合体では、燃料棒バンドル内に制御棒案内シンブルを設け、クラスタ形状の制御棒を挿入する設計としている。また、集合体中心には燃料棒 1 本分の領域に炉内計装用の案内シンブル 1 本を設けて、可動型検出器を挿入して出力分布を測定できる設計としている。本研究での水冷却 FBR でも既設 PWR 設計に準じた設計を採用するものとして、同様な方式を採用する。

また、燃料集合体の単体自立性を確保し、燃料集合体横置き時の撓み量を許容範囲内に抑制できる剛性を与えるために、燃料棒バンドルは制御棒案内シンブルに固定したグリッドにて支持するものとし、シード燃料集合体内の対称性

を考慮して配置を定めるものとする。ただし、既設 PWR のように、燃料棒 1 本分の領域に 1 本の制御棒案内シンプルに設けると、同シンプルに挿入可能な制御棒吸収体は外径 5mm 程度の細径棒になり十分な吸収体装荷量が確保できないと考えられるため、燃料棒 7 本分以上の領域に 1 本の制御棒案内シンプルを設けるものとする。

< 燃料集合体配列ピッチ >

シード燃料集合体の径方向サイズについては、燃料集合体間ギャップの無駄な冷却材領域をできるだけ排除するという観点からは、大型化することが望ましい。しかしながら、燃料集合体 1 体水没事故の際に未臨界を維持できる必要がある。また、後述するように、制御棒駆動機構をほぼ全シード燃料集合体上部に設置することが要求されるため、制御棒駆動機構を隣接して設置できるようにするためには 25.0cm 程度の集合体配列ピッチが必要である。したがって、集合体配列ピッチとして 25.0cm を目安として設計を行うものとする。

< 燃料集合体内燃料配置 >

さらに、第 2 章の結果より、残存比向上とボイド反応度低減を得るための方策として、多層構造としたシード燃料の間にブランケット燃料を設置すること（いわゆる内部ブランケット燃料の設置、軸方向非均質炉心）が提案される。炉心解析に際しては、内部ブランケット燃料の有効性について検討し、設計に反映する必要がある。

< 集合体外套部 >

X/HM をできるだけ小さくするためには燃料棒間ギャップだけでなく燃料集合体間ギャップもできるだけ狭くすることが望まれる。既設 PWR の燃料集合体はオープンチャンネルであり、燃料集合体外周には、BWR で言うところのチャンネルボックスを設けていない。既設 PWR のようにグリッドをむき出しにした完全オープンチャンネルにすると、高速中性子照射量が増加することによる照射変形量の増加と併せて、燃料集合体装荷時にグリッド同士が引っかかる可能性が懸念される。そのため、燃料集合体交換時にスムーズに取出・挿入ができるようにするためのガイド構造として、厚さ 1.0mm の薄肉板を設けるものとする。この薄肉板は強度部材でなく、燃料集合体間の横流れを完全に遮断しないスリット構造を考えるものとする。

また、この時、隣接する燃料集合体の外套部とのギャップ幅は 1.0mm と設定する。

k) ブランケット燃料集合体

< 燃料棒外径 >

第 2 章の検討で明らかにされたように、ボイド反応度低減に向けて、重水冷却の場合では、ブランケット燃料集合体はシード燃料集合体よりも X/HM を小さくすることが望まれる。ブランケット燃料のペレット発熱密度はシード燃料に比して低いために、太径化できる余地が十分にあり、14mm 程度まで太径化しても問題ないと考えられる。

したがって、許容される通常運転時の線出力の設計目安値をシード燃料棒の場合と同じ 42kW/m となるまで太径化可能であるとし、炉心解析を通じて燃料棒径を定めるものとする。

< 燃料棒間ギャップ幅 >

燃料棒間ギャップ幅については、シード燃料集合体に同じく、グリッド製作上の許容最小値である 1.0mm を採用する。

< 燃料バンドル支持方法 >

燃料集合体の単体自立性を確保し、燃料集合体横置き時の撓み量を許容範囲内に抑制できる剛性を与えるために、燃料棒バンドルの支持については、集合体の各コーナー 6 ヶ所に被覆管と同じ材質の SUS 製タイロッドを設け、それにグリッドを固定するものとする。

< 制御棒クラスタの挿入性 >

ブランケット燃料集合体に対しては、制御棒を挿入してもその制御棒反応度価値は小さいため、シード燃料集合体のみに制御棒を配置することを優先して設計するものとする。したがって、ブランケット燃料集合体には制御棒が挿入される形状としない、すなわち、燃料棒バンドルはブランケット燃料棒とタイロッドのみで構成される構造を基準とする。

ただし、ブランケット燃料集合体に制御棒を配置する必要がある場合には、ブランケット燃料棒が太径棒であるため、既設 PWR のように、燃料棒 1 本分の領域に 1 本の制御棒案内シンプルに設けるものとする。

< 炉内装荷配置 >

高残存比を得るために、シード燃料集合体間にブランケット燃料集合体を設置すること（いわゆる径方向非均質炉心）が残存比向上とボイド反応度低減を得るための方策として提案される。炉心設計に際しては、径方向非均質炉心の有効性について検討し、設計に反映する必要がある。

また、ブランケット燃料部の発熱量は原子炉熱出力に占める割合が小さく、ブランケット燃料装荷量だけを増減させても原子炉熱出力あるいは運転サイクル長が大きく変化することはない。ブランケット燃料集合体のブランケット燃料（径ブランケット燃料）の有効長を変えることで炉心体系からの高速中性子漏えいを調整できる可能性があるため、この点について検討し、設計に反映する必要がある。

< その他 >

上記以外のブランケット燃料集合体構造については、シード燃料集合体と同一の仕様を用いるものとする。

1) 制御棒

水冷却 FBR は、Na 冷却 FBR と同じように高速中性子炉となるため、既設 PWR で用いられているように、バーナブルポイズン棒（吸収材物質は天然ほう素を含んだ、ほうけい酸ガラス）あるいはガドリニウム入り燃料棒を燃料棒バンドル部に挿入したとしても、燃焼反応度抑制効果は小さい。また、冷却材中にほう酸を混入させて反応度を制御する場合、LOCA になって冷却材が喪失した時にはほう酸水によって抑制していた反応度も追加印可され、ボイド反応度はさらに正側に大きくなるため、ほう酸水による反応度制御は避けるべきである。

したがって、反応度制御は全て制御棒にて行うことに配慮した設計が必要である。そのため、制御棒吸収体としては反応度制御能力が高い 90wt%濃縮 B-10 による B_4C を採用するものとする。

制御棒配置に対する設計制限条件としては、反応度制御を全て制御棒で実施している既設 Na 冷却 FBR の設計に準じ、下記の制限を設ける。

常用系制御棒：ワンロッドスタック条件（スクラム時に着目制御棒群が全

挿入されるが、その制御棒群の中で最も反応度価値が高い制御棒 1 本は全引抜きとする条件) で高温全出力状態から 20 (一様) の低温零出力状態までの反応度変化に対し 1% Δk の炉停止余裕を有していること、すなわち、低温零出力状態で $k\text{-eff}$ が 0.99 以下であること。

非常用系制御棒：スクラム時に着目制御棒群が全数全挿入され、高温全出力状態から 307 (一様) の高温零出力状態までの反応度変化に対し 1% Δk の炉停止余裕を有していること、すなわち、高温零出力状態で $k\text{-eff}$ が 0.99 以下であること。

さらに、制御棒吸収体下部にフォローを設け、制御棒案内シンプル内の水を排除して X/HM を低下させ、残存比向上及びボイド反応度低減を図ることも考えられるため、この点について検討し、設計に反映する必要がある。

m) その他の条件

炉心解析に際しては、燃料棒の上部・下部下端栓、ガスプレナム、燃料集合体の上部・下部構造物及び径方向の炉心支持構造を考慮し、炉心まわりの中性子散乱挙動を実機条件に近い体系で考慮するものである。

3.2.2 炉心解析手法

本研究に用いた解析手法は 2 通りである。1 つは 3 次元拡散燃焼計算であり、もう 1 つは 3 次元モンテカルロ燃焼計算である。

a. 3 次元拡散燃焼計算

解析の流れを Figure 3-3 に示す。

核定数ライブラリは、第 2 章の解析に同じく、国内で最も高い実績を有している JENDL-3.2^[9]を用いる。

燃焼計算は水冷却炉で広く採用されているマクロ燃焼計算を行うものとする。燃焼計算に使用する実効マクロ断面積は、日本原子力研究所で開発された SRAC システムの PEACO モジュール^[10]を使用して、超詳細エネルギー群による衝突確率法モデルにて作成する。PEACO モジュール計算では、単ピンセルモデルを使用して、

シード燃料棒及びブランケット燃料棒それぞれの実効マクロ定数を作成する。サーマルカットオフエネルギーについては、第2章での解析に同じく、1.8554eVとする。炉心燃焼計算を中性子 107 群で実施することはコンピュータの性能上困難を伴うため、Table 3-2 に示す中性子 10 群構造に縮約する。この群構造は、第 6 群までは等レサジー幅とし、第 7 群以下の低エネルギー領域では、サーマルカットオフエネルギーが 1.8554eV であることを考慮して、107 群構造の第 57 群にある U-238 の 6.7eV、第 61 群にある Pu-242 の 2.7eV、第 67 群にある Pu-240 の 1.0eV 及び第 79 群にある Pu-239 の 0.3eV の各反応断面積ピークが、その前後の 1 群分を含め、少数群に縮約した場合に別々のエネルギー群に入るように設定したものである。

炉心燃焼計算は SRAC システムの COREBN モジュール^[10]を使用し、Figure 3-4 に示す 1/1 炉心の 3 次元 Hex-Z 体系で実施する。

また、制御棒反応度価値評価に使用する制御棒用の実効マクロ定数については、吸収材物質である B₄C には実効マクロ定数作成に際し問題となる共鳴反応が存在しないため、SRAC システムの ASMBURN モジュール^[10]の衝突確率法によって、中性子 10 群構造に対応した実効マクロ定数を作成し、COREBN モジュールでの解析に使用する。

b. 3 次元モンテカルロ燃焼計算

3 次元モンテカルロ燃焼計算では、日本原子力研究所で開発された MVP-BURN コード^[11]を用いる。核定数ライブラリは、3 次元拡散燃焼計算に同じく、JENDL-3.2^[9]を用いる。

解析体系は、その例を Figure 3-5 に示すように、燃料集合体内の燃料棒等の主要部位の形状を完全に模擬したものである。中性子エネルギーについては多数群モデルでなく、連続エネルギーモデルである。

3 次元モンテカルロ燃焼計算は、3 次元拡散燃焼計算によって設定された炉心に対し、拡散計算で得られた炉心核特性を再現できるかのチェックのために使用するものである。本研究では特に、ボイド反応度の評価を行うために 3 次元モンテカルロ燃焼計算を使用するものである。

3.3 炉心・燃料仕様の検討

3.3.1 ブランケット燃料集合体配置の検討

第 2 章での検討結果より、通常状態からボイド状態に変化した際の中性子スペクトルシフト効果を利用してボイド反応度を抑制するには、ブランケット燃料はシード燃料の間に 30 ～ 40cm 程度の「塊」として配置することが最善であることが明らかとなった。

このような配置を燃料集合体単位で実施する場合、ブランケット燃料集合体の配置方法として、Figure 3-6 に示すような、シード燃料集合体とブランケット燃料集合体を炉心内に交互に円環状に繋げて配置する円環状配置、シード燃料集合体の間にブランケット燃料集合体を複数体単位で島状に配置するブランケット燃料島状配置、

その逆のブランケット燃料集合体の間にシード燃料集合体を複数体単位で島状に配置するシード燃料島状配置、シード燃料集合体の間にブランケット燃料集合体を 1 体単位で配置するブランケット燃料チェッカーボード状配置、及びブランケット燃料集合体の間にシード燃料集合体を 1 体単位で配置するシード燃料チェッカーボード状配置の 5 種類が挙げられる。円環状配置はシード燃料集合体とブランケット燃料集合体との数をほぼ 1 : 1 にすることができるが、シード燃料を径方向に核的に分断（ディカップリング）させてしまい、局所的な外乱が周辺に伝わって緩和される効果が減少するため、核的に不安定な炉心になりやすい。このことは、シード燃料集合体を複数体単位ないしは単体で配置する 及び の配置でも同様である。これに対し、

及び の配置では、全てのシード燃料が「海」のように繋がっているため、シード燃料は径方向にディカップリングされることがなく、核的に安定した炉心となる。ブランケット燃料集合体の島状配とチェッカーボード状配置で、ブランケット燃料集合体を多数炉内に装荷できかつシード燃料との接触面積を広くできるのがチェッカーボード状配置である。島状配とチェッカーボード状配置の同等な体系での評価結果の比較例を示すと、島状配置した場合では残存比約 1.08、ボイド反応度は約 $+4\% \Delta k/kk'$ であるのに対し、チェッカーボード状配置では残存比約 1.12、ボイド反応度は約 $+1\% \Delta k/kk'$ と、残存比が大きく、ボイド反応度が小さくなる傾向にある。

したがって、ブランケット燃料集合体配置としては、ブランケット燃料集合体を 1 体単位でシード燃料集合体間に配置するチェッカーボード状配置を採用するもので

ある。

3.3.2 軸方向のブランケット燃料配置の検討

軸方向のブランケット燃料配置については、Figure 3-7 に示す燃料配置についてパラメータサーベイを実施し、系統的に検討した。解析体系 1 では、シード燃料間に内部ブランケット燃料 1 層を設けた軸方向ブランケット燃料も含め 5 層構造である。解析体系 2 では、シード燃料間に内部ブランケット燃料 2 層を設けた軸方向ブランケット燃料も含め 7 層構造である。解析体系 3 では、シード燃料側は解析体系 2 に同じであるが、ブランケット燃料側もシード燃料間に内部ブランケット燃料 1 層を設けた軸方向ブランケット燃料も含め 5 層構造としたものである。

内部ブランケット燃料厚さは、第 2.3 節のブランケット燃料の配置に対する感度解析で用いた 36.0cm を使用した。解析体系 2 ではシード燃料厚さも 36.0cm であるが、解析体系 1 では、シード燃料量を解析体系 2 と同じにするため 54.0cm としている。また、軸方向ブランケット燃料厚さについては、Figure 2-33 及び Figure 2-34 より、シード燃料に挟まれた状態で 60cm 以上であればボイド反応度と残存比はほぼ飽和していることより、片側だけにシード燃料が存在するとした場合ではその半分の 30cm あればほぼ飽和状態にあると見なすことができるため、できるだけ全重金属の取出燃焼度を向上させるという観点から、飽和厚さとなっている 30cm を設定する。

水平方向の体系は、Figure 3-8 に示す XY 体系であり、中心にブランケット燃料集合体を置き、そのまわりに 6 体のシード燃料集合体を配置した 7 体マルチ集合体モデルである。ここでの解析では、集合体配列ピッチは最大サイズを目安値である 25.0cm を採用し、対辺間距離 25.0cm と六角形状の断面積が保存されるように $\sqrt{3}/2 \times (25\text{cm})^2 = 25.0\text{cm} \times 21.6506\text{cm}$ として、XY モデル化している。

解析の結果、残存比は 1.10 ~ 1.12 であり、体系によらず概ね 1.1 が得られることが明らかになった。ボイド反応度については、A=B=C=18cm の場合のシード燃料燃焼度に応じた変化履歴を Figure 3-9 に示す。解析体系 2 及び 3 の場合では、B=C=0cm の時に燃焼度がゼロに近い場合で、限りなくボイド反応度がゼロになるケースも見受けられたが、燃焼が進むにつれてボイド反応度は正側に大きくなり、最大ボイド反応度としてみれば、解析体系 2 及び 3 では長さ B ないしは C が変化してもほぼ同じ最

大ボイド反応度となっている。

したがって、軸方向のブランケット燃料配置としては、負のボイド反応度を達成する解析体系 1 が選定される。

3.3.3 炉心・燃料仕様の検討

以上の予備検討結果を踏まえ、下記基本体系を設定する。

- 1) ブランケット燃料配置の工夫によるボイド反応度低減効果と残存比向上効果を効率よく利用するため、ブランケット燃料集合体をシード燃料集合体の間にチェッカーボード状に配置する。
- 2) シード燃料集合体では、30～40cm 程度の厚さの内部ブランケット燃料を配置（厚さはサーベイ計算にて設定）し、シード燃料上下端にそれぞれ厚さ 30cm の軸方向ブランケット燃料を設ける 5 層構造とする。
- 3) ブランケット燃料集合体では、全てブランケット燃料で構成し、ボイド反応度が負になるように、その長さを調整する。

本章の検討では、炉心燃焼解析で得られる核特性値に対し、優先度を以下の 3 段階に分けて炉心最適化を行うものとする。

< 優先度 1：設計目標の達成と設計制限条件の充足（必須条件）>

- ・ ボイド反応度が負であること
- ・ 残存比が 1.0 以上であること
- ・ 所定の原子炉熱出力と運転サイクル長を達成すること
- ・ 最大線出力等の設計制限条件を満足すること
- ・ シード燃料の核的ディカップリングを抑制し、2 系統の反応度制御システム（常用系及び非常用系）は全て制御棒で対応可能（制御棒挿入に対し局所的な出力分布歪みが生じない等）であること

< 優先度 2：炉心最適化の最優先項目 >

- ・ 残存比が 1.0 をできるだけ大きく上回ること

< 優先度 3：炉心最適化の 2 次的優先項目 >

- ・ シード + 内部ブランケット燃料の取出燃焼度はできるだけ高燃焼度化す

ること

予備検討結果に基づき設定した基本体系を用い、1/1 体系での 3 次元 Hex-Z モデルでの炉心燃焼解析によって、シード燃料集合体の内部ブランケット燃料長をパラメータとして、負のボイド反応度となるようにブランケット燃料集合体のブランケット燃料長（径ブランケット燃料長）を調整し、上記設計条件を満足する炉心体系を検討した。

内部ブランケット燃料長を 20～50cm とした場合に、負のボイド反応度となるように径ブランケット燃料長を調整して得られた残存比、取出平均燃焼度、炉心平均の核分裂性プルトニウム富化度及び最大線出力の関係を Figure 3-10 に示す。後述の Figure 3-12 に燃料集合体の軸方向構造概念を示すように、ボイド反応度を低減させるために径ブランケット燃料長を短尺化させたため、径ブランケット燃料の上端（ないしは下端）が上部シード燃料上端より下方（ないしは下部シード燃料下端より上方）になる。この時、シード燃料棒バンドルの 6 面のうちブランケット燃料集合体に面している 3 面がブランケット燃料棒バンドル上方にある冷却材領域に接することとなり、その接触面の近傍では局所的に高 X/HM 領域となって中性子が大きく減速され、低エネルギー中性子による核分裂率が増加するようになるため、シード燃料棒バンドル内では径方向に局所的な出力分布歪みが生じる。このため、Figure 3-11 に示す 3 次元 Tri-Z モデルの集合体詳細分割体系による解析にて、集合体内の局所的な径方向出力分布歪みに対するピーキング係数を求め、最大線出力を評価している。具体的には、ブランケット燃料集合体の冷却材領域高さにあるシード燃料部位に対しては局所ピーキング係数として 1.08 を乗じている。

Figure 3-10 より、内部ブランケット燃料長を短尺化するにつれて、シード + 内部ブランケット燃料の平均取出燃焼度が向上するのは当然であるが、上部及び下部シード燃料の核的カップリング性が強くなることで臨界を維持するために必要な核分裂性プルトニウム富化度が低下するため、残存比も高くなる。しかしながら、内部ブランケット燃料長が 40cm の場合のみ最大線出力制限を満足できる。これは、内部ブランケット燃料長が 40cm より短尺な場合、最大線出力発生部位がブランケット燃料集合体の冷却材領域に位置する（内部ブランケット燃料長 30cm の場合で上下それぞれに 35cm 短尺）ようになるため、軸方向出力分布歪みが大きくなるためである。これ

に対し、40cm より長尺な場合では、上部・下部のシード燃料の核的ディカップリングが強くなり、後述の Figure 3-16 に示しているように燃料集合体まわりにある炉心支持構造物が上下に非対称(下方の炉心支持構造物の方が厚い)となっているために、下部シード燃料側の発熱が大きくなる方向で軸方向出力分布の歪みが大きくなるためである。

したがって、全ての設計条件を満足している内部ブランケット燃料長 40cm の炉心を基準炉心 (Reference core) とする。

基準炉心に対する主要な燃料集合体仕様を Table 3-3、シード及びブランケット燃料集合体の水平断面図と垂直断面図を Figure 3-12、燃料交換パターンも含めた炉心構成を Figure 3-13、主炉停止系制御棒配置を Figure 3-14 に示す。また、主要な炉心特性を Table 3-4 に示す。

本炉心体系は、1.05 の残存比と負のボイド反応度を達成し、内部ブランケット燃料を含む取出平均燃焼度は既設 PWR なみの 44GWd/t を達成している。Table 3-4 中のボイド反応度の値は、3 次元 Hex-Z 拡散燃焼計算によって得られた値を記載している。MVP-BURN コードを用いた 3 次元モンテカルロ燃焼計算の結果では、ボイド反応度は 3 次元 Hex-Z 拡散燃焼計算より約 0.3% $\Delta k/k$ 低下する方向であり、現段階では負のボイド反応度は達成しているものと考えられる。

上部・下部の軸方向ブランケット燃料長を 30cm から 5cm 程度長尺化して約 35cm にすると炉心核特性として残存比のみが変化し、約 0.01 増加する。また、3 次元モンテカルロ燃焼計算により得られたボイド反応度では余裕があることを残存比の向上に振り向けて径ブランケット燃料長を再調整した場合、径ブランケット燃料長を 5cm 程度長尺化することが可能であり、残存比はさらに約 0.01 向上させることができる。すなわち、さらなる詳細解析を実施することで負のボイド反応度を維持しつつ残存比 1.07 程度を達成することは可能である。

常用系制御棒は、1 体あたりに 6 本の吸収材棒を持っており、ワンロッドスタック条件を考慮して定められたのが Figure 3-15 の 108 体配置である。常用系制御棒が配置されていないシード燃料集合体全てに、常用系制御棒と同じ 1 体あたりに 6 本の吸収材棒を有する非常用系制御棒を配置した場合、高温全出力状態から高温零出力状態までの反応度変化を十分に制御することができる。

負のボイド反応度と 1.0 以上の残存比を両立させるために、本炉心は以下の特徴を

有する。

- a) ブランケット燃料集合体をシード燃料集合体間にチェッカーボード状に配置した径方向非均質炉心の概念を採用し、ブランケット燃料集合体によるボイド反応度低減効果を最大限に活用する燃料集合体配置となっている。
- b) 上記 a)に加え、ブランケット燃料集合体中のブランケット燃料（径ブランケット燃料）は、「シード+内部ブランケット」燃料長より上下に 32.5cm ずつ短尺化して、全炉心ボイド時の炉心体系からの高速中性子漏えいを促進する構造となっている。この点については、最大ボイド反応度を与える平衡炉心末期での通常運転時と全炉心ボイド時の軸方向出力分布（3次元 Hex-Z 体系での計算ノミナル値）を比較して Figure 3-15 に示すように、径ブランケット燃料を短尺化したことで、全炉心ボイド時に炉中心方向に軸方向出力分布が偏る状態になることが示されており、径ブランケット燃料が存在しないシード燃料まわりからの中性子漏えいが増加していることが確認できる。
- c) シード燃料集合体については、炉中心高さに厚さ 40cm の内部ブランケット燃料を配置する軸方向非均質炉心の概念を採用し、残存比向上とボイド反応度低減を図っている。
- d) 上記 c)に加え、シード燃料集合体の 1 部は内部ブランケット燃料なしとし、内部ブランケット燃料の存在によって上部と下部のシード燃料が核的に分断（ディカップリング）されている効果を抑制している。
- e) シード燃料集合体の下部 / 上部構造の直上及び直下に冷却材領域を設けることにより、Figure 3-16 にその概念を示すように、ボイド時に燃料集合体下部 / 上部構造で反射した中性子の再入射確率を低減させ、ボイド反応度低減を図っている。
- f) 制御棒フォローは残存比向上及びボイド反応度低減に若干の効果があることが解析によって示された。しかしながらその改善効果は残存比で 0.001 未満、ボイド反応度で $0.005\% \Delta k/kk'$ 未満と小さく、フォローを設けることによる原子炉まわり設備への影響の方が大きい。フォローがなくとも所定の炉心性能要求を満足できているため、フォローは採用していない。
- g) 仮にボイド反応度が正となった場合でも、径ブランケット燃料長を短尺化することで負の値にすることが可能である。ただし、径ブランケット燃料長を短尺化す

ると残存比も低下するというトレードオフが生じるが、その場合でも 1.0 以上の残存比は達成できる。

プルトニウム燃料を先進再処理によって繰り返し使用した場合の燃料の変化を Figure 3-17 に示す。Pu-239 及び Pu-240 はリサイクル回数によらずほぼ一定の割合である。基準炉心は既設軽水炉の使用済燃料から六ヶ所再処理にて取り出されたプルトニウムを用いる場合の炉心であり、MA 及び FP は混入していない。(Am-241 は再処理によって除去されるが、再処理から炉心装荷までの貯蔵期間にて Pu-241 の自然崩壊によって生成されるものである。本研究では、この場合については MA 混入なしとみなしている。) リサイクル 1 回目の炉心 (Recyle-1 core) では、基準炉心の使用済シード燃料及びブランケット燃料のみを先進再処理にて再処理し、MA 及び FP が混入する MOX 燃料として使用したものである。リサイクル 2 回目の炉心 (Recyle-2 core) では、リサイクル 1 回目の炉心の使用済シード燃料及びブランケット燃料のみを先進再処理にて再処理し、MA 及び FP が混入する MOX 燃料として使用したものである。これを全 4 回繰り返したものがリサイクル 5 回目の炉心 (Recyle-5 core) である。Figure 3-17 より、Pu-242 以外の MA 核種の割合は 4 回リサイクルすると一定値に収束することがわかる。

Table 3-4 にプルトニウムを先進再処理にて自己リサイクルさせた場合の炉心特性を示す。MA を装荷するとボイド反応度が増加する傾向があるため、リサイクル 1 回目の炉心では径方向ブランケット燃料長を基準炉心の場合よりも 10cm 短尺化して負の値を維持している。しかしながら、それ以降プルトニウム自己リサイクルを繰り返しても炉心特性は大きく変化しない。さらに、リサイクル 5 回目の炉心とそれ以降のリサイクル回数では有意な差は生じない結果であり、リサイクル 5 回目以降はほぼ平衡状態となる。

注) 本論文の巻末に掲載している参考文献 1 では、設計条件が原子炉熱出力及びウラン組成が異なっているため、本論文での検討より若干低い増殖比を達成している。

また、参考文献 2 では、設計条件は本論文と概ね同じであるが、軸ブランケット長が 35cm と長尺であること、プルトニウム富化度に応じた MOX 燃料の重量密度を用いて MOX 燃料の原子数密度を算出し

ていないこと等の相違があり、本論文での検討より若干高い増殖比を達成している。

したがって、本研究により構築された重水冷却 FBR の炉概念は、Na 冷却 FBR と十分に比肩できる燃料増殖性を有しているとともに、先進再処理によるプルトニウムのマルチ自己リサイクルが可能であることが確認できた。

3.4 設計成立性に対する考察

前節までの検討にて、重水冷却 FBR として約 1.1 の残存比と負のボイド反応度を有する炉概念が構築され、現在開発されている Na 冷却 FBR と比肩できるウラン - プルトニウムによる核燃料リサイクル性を有していることが解析上明らかとなった。本炉心は、既設 PWR 技術の範疇で対応できることを考慮して設計しているが、既設 PWR と異なり、1 次冷却材に重水を使用し、燃料棒バンドルが稠密化されているために、全て既設 PWR 技術で設計できるとは即断できない。

ここでは、現行の PWR 以外の技術も含めて設備設計による対応が可能か検討し、設計成立性に対する考察を行った。

(1) 稠密格子燃料の製作性

燃料棒 7 本分の燃料棒セルを制御棒シンプルとし、燃料棒間ギャップ 1.0mm でグリッドによる燃料棒バンドルを支持する稠密格子の燃料集合体については、SUS 材を用いた試作^[13]が行われ、製作性上問題ないことが確認されている。

(2) DNB に対する熱的余裕

DNB に対する熱的余裕については、文献[4]に記されたように、7 本ピンバンドル体系での予備的な検討ではあるが、稠密格子燃料棒バンドルに対する流動試験が実施された。KfK 相関式^[3]を用いた DNB 予測解析を行い、Figure 3-18 に示すように、燃料棒間ギャップ幅 1.0mm では計算値が実験値の約 2 倍となっており、現行の計算値が保守側になっている状況にある。すなわち、DNBR の計算ノミナル値が 1.0 以上であれば DNB は発生しないと判断できる。

KfK 相関式を用いた評価では、定格出力運転時における DNBR は約 1.45 であり、通常運転時には既設 PWR 以上の熱的余裕が確保されていることが確認されている^[12]。

既設 PWR に対するこれまでの設計知見から、DNB 保護が問題になるのは、最小 DNBR が発生する事象は原子炉冷却材流量喪失事象であると判断される。この事象について、既設 PWR と同じ設備条件を用いて過渡解析を実施し、最小 DNBR が評価されている^[12]。その結果、既設 PWR の 1 次冷却材ポンプのコストダウン曲線が同じであれば最小 DNBR は 1.18、コストダウン曲線の半減時間が 30%短縮された場合でも 1.06 となり、最小 DNBR を 1.0 以上とする設計制限条件を満足していることが確認されている。

(3) PWR 環境下での SUS 製被覆管の健全性

これまでの軽水炉では、中性子の無駄吸収を抑制して炉内での中性子経済を向上させるために、被覆管材として中性子吸収の少ないジルカロイ合金を用いてきた。これに対し、構築された炉概念では被覆管に SUS 材を使用するものとしている。SUS 材は Na 冷却 FBR で一般的に採用されている材料である。材料強度及び高速中性子照射挙動については、シード燃料部の取出燃焼度でも高々 54GWd/t で、炉内滞在期間も 4 年未満と短い期間であるため、特に問題とならないと考えられる。

(4) 重水からのトリチウム生成

1 次冷却材に重水を使用することで懸念されるのは、重水からのトリチウム生成である。通常運転時のトリチウム生成については、1 次冷却材中の重水素放射化反応 ($D(n, \gamma)T$)、燃料棒内の原子核 3 分裂反応、及び制御棒内の B-10 放射化反応 ($B-10(n, 2\alpha)T$ 、 $B-10(n, \alpha)Li-7 \rightarrow Li-7(n, \alpha)T$) の生成反応を設定し、その生成率を評価した。

その結果、重水冷却 FBR の中性子スペクトルは十分に高速中性子炉のものであり、稠密格子燃料を採用していることで炉心単位体積あたりの重水割合が小さいために、1 次冷却材を僅かに $0.12m^3/h$ 処理するだけで、既設 PWR の 1 次冷却材と同じトリチウム濃度を維持できることが確認できた。年間に排出される高濃度トリチウム水(トリチウム濃度： $1.3 \times 10^8 Bq/g$) は $0.9m^3/y$ と僅かである。この程度の処理容量であれ

ば、既に新型転換炉「ふげん」等で開発されたトリチウム除去技術を活用した設計が十分に可能である。

(5) 非常用炉心冷却装置

原子炉で 1 次冷却系の配管破断が起きる等によって 1 次冷却材が炉心から喪失した場合には直ちに原子炉スクラムし、核反応は停止されるが、燃料体にはまだ顕熱が残っており、また核分裂生成物からの崩壊熱の発生もあるので、燃料体を冷却する必要がある。そのため、スクラム後直ちに冷却材を炉心に注入して炉心を冷却する安全システムとして非常用炉心冷却装置（ECCS、Emergency Core Cooling System）が既設 PWR には設けられている。

ECCS においては、建設時の作動試験による注水あるいは運転開始後（定期検査等での原子炉停止中も含む）の誤動作による注水が発生する可能性は無視できない。そのため、ECCS で保有すべき冷却材に軽水を使用した場合、これらの注水によって、本来の 1 次冷却材である重水に軽水が混入することとなるため、高価な重水を無駄にってしまうこととなる。

したがって、重水に軽水が混入する可能性を排除するために、ECCS では重水を使用することとなる。

1 次冷却系と ECCS 系に必要な重水量の合計は約 2000m³ と評価されている^[12]。

(6) 燃料交換時の 1 次冷却材の取扱い

既設 PWR においては、格納容器内の原子炉容器上部の空間は原子炉キャビティと称して、燃料交換時には水が張れるようになっており、燃料交換時に取り外された炉内構造物は原子炉キャビティの水中に仮置され、燃料集合体はこの水中を移動して交換されることとなる。燃料集合体だけでなく、放射化した腐食生成物が付着している炉内構造物からも放射線が放出されているため、この水は燃料交換作業時の燃料集合体冷却と燃料集合体・炉内構造物からの放射線に対する遮へい（主に γ 線に対する遮へい）の役目を果たしている。原子炉キャビティは燃料仮置ピットに直結しており、燃料交換時には非常に広い範囲が水で満たされることとなる。キャビティとピットが直結していることで、原子炉容器から取り出された燃料集合体は垂直に吊り下げられた状態でそのまま水中を水平方向に移動できるため、設備とし

ては非常にシンプルなものとなる。軽水を使用する場合は上記取り扱いで十分であるが、1次冷却材に重水を使用した場合は、重水は高価であるため、できるだけ重水を節約することが必要である。

そのための設備対応としては、Figure 3-19^[12]に示すように、原子炉キャビティと燃料仮置ピットの間仕切り壁を設け、原子炉容器から取り出された燃料集合体を一度気中に引き上げ、その後再度燃料仮置ピットの水中に沈めるという方法を採用するものである。これによって、原子炉キャビティエリアのみを重水で満たし、他は軽水を満たすことができるため、重水使用量を抑制することができる。ECCSには重水を保有することとなるため、既設 PWR の場合に同じく、原子炉キャビティエリアを満たす重水は ECCS に貯蔵されている重水を流用することで必要量を十分に確保できる。

ただし、このような燃料交換方式を採用した場合、燃料交換のための燃料取扱装置が必要（既設 PWR では一般的なクレーンを使用して取り扱う）となる。このような燃料取扱装置については、ガス置換を必要とする大掛かりなものは既に Na 冷却 FBR で開発済みであり、その装置から最も構造が複雑なガス置換機能を取り除き、若干の強制空気冷却機能と遮へい機能を与えるだけでよいと、設計は十分に可能である。

(7) 稠密格子燃料採用による炉心部圧力損失の増加

重水冷却 FBR の燃料集合体は既設 PWR の燃料集合体よりも 60cm ほど短尺（燃料棒バンドル長に限れば約 135cm 短尺）であるが、稠密格子となっているために、炉心部の圧力損失が既設 PWR の約 4 倍になる。しかしながら、既設 PWR の 1 次冷却系は、炉心→出口配管→蒸気発生器→入口配管→ダウンカマー→炉心という経路で一巡しているため、各部位で圧力損失がある。特に蒸気発生器での圧力損失は 1 次冷却系全体の圧力損失に対し大きな割合を占めている。そのため、1 次冷却系の全圧力損失としては既設 PWR の約 1.6 倍程度にとどまる^[12]ため、蒸気発生器の低圧力損失化等の改良で設計は可能であると考えられる。

(7) 高核分裂性プルトニウム富化度燃料使用に対する安全性

重水冷却 FBR では核分裂性プルトニウム富化度が 15wt%程度と核分裂物質含

有率が高い燃料となっているため、燃料溶融が発生して溶融燃料が原子炉容器下部に溜まると再臨界になる可能性がある。しかしながら、反応度印可として最も厳しい条件と考えられる大口径配管破断による大 LOCA で冷却材が瞬時に消失する場合であっても、重水冷却 FBR のボイド反応度は負であるために、マイナスの反応度が印可され、反応度的には速やかに安定する。したがって、既設 PWR と同様に負のボイド反応度を有する炉心設計であるため、冷却材喪失によって瞬時に燃料溶融に至ることを設計上考慮する必要がない。

何らかの原因で崩壊熱除去が正常に行われなかった場合には、数十分オーダーの長い時間をかけて緩やかに燃料溶融に至るパスが残されるものと考えられるが、このような事態は既設軽水炉と同じであり、重水冷却 FBR 特有のものではない。

3.5 第3章のまとめ

以上の検討により、下記特徴を有する炉心・燃料仕様にて、負のボイド反応度と約 1.1 の残存比を達成でき、なおかつ長期にわたってウラン - プルトニウムによる核燃料リサイクルが可能な加圧水型 FBR の炉概念が構築できた。

- 1) シード燃料集合体として外径 $\phi 9.5\text{mm}$ の燃料棒を燃料棒間ギャップ 1.0mm で三角配列とした稠密格子燃料とし、
- 2) ボイド反応度低減と残存比向上のために、厚さ 65cm のシード燃料 2 層の間に厚さ 40cm の内部ブランケット燃料、シード燃料上下端に厚さ 30cm の軸ブランケットを配置する 5 層構造燃料を採用し、
- 3) ブランケット燃料集合体の径ブランケット燃料の上下端が各シード燃料の中心高さに位置するような短尺型燃料を採用し、
- 4) シード燃料集合体間にブランケット燃料集合体をチェッカーボード状に配置する。

本炉心であれば、MA 全量及び固体状 FP の約 $20\text{wt}\%$ がプルトニウムに随伴する先進再処理と組み合わせてプルトニウムをマルチ自己リサイクルした場合でも、負のボイド反応度と約 1.1 の残存比を両立でき、Na 冷却 FBR と同等なウラン - プルトニウムによる核燃料リサイクル性を有していることが確認できた。

また、構築された炉概念に対する設計成立性を考察した結果、既存技術で設計成

立性は十分に見通せており、原子炉格納容器まわりの外観を Figure 3-20 に示すように、プラント設備はほぼ既設 PWR に同じであり、大規模な新規技術開発を必要としていないため、早期に実プラントとして導入できるポテンシャルを有している炉概念であることが明らかとなった。

第3章の参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構、日本原子力発電株式会社 「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究（フェーズⅡ）2002年度成果報告書」 JNC TN1400 2003 - 002(2003)
- [2] H. Tanaka, et al., “Design Study on Advanced Reprocessing Systems for FR Fuel Cycle,” Proc. of Int. Conf. on Future Nuclear System (GLOBAL2001), Paris, France, Sept. 9-13, No.054. American Nuclear Society (2001)
- [3] Dalle Donne, et. al., “A Critical Heat Flux Correlation for Advanced Pressurized Light Water Reactor Application,” Report KfK-3279 (1982)
- [4] 新谷他, 「低減速スペクトル炉 PWR の熱的成立性」日本機械学会 2000 年年次大会講演論文集, 2000 年 8 月)
- [5] K. Hori et al., “Experimental study on Reflooding in Advanced Tigt Lattice PWR,” Proc. 2nd Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS2) Fukuoka, Japan Oct. 15-18 (2000)
- [6] 「軽水炉燃料のふるまい」(原子力安全研究協会、昭和 60 年 8 月)
- [7] IAEA(編), “Directory of Nuclear Reactors Vol.11 Power Reactors,” (1971)
- [8] K. Hibi, et al., “Core and core-internal design for integrated modular water reactor (IMR),” 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-11), #36273 (2003)
- [9] T. Nakagawa, et al., “JENDL-3.2,” J. Nucl. Sci. Technol., 32(12), 1259-1271 (1995)
- [10] K. Tsuchihashi, K., et al., “Revised SRAC Code System, JAERI-1302” (1986)
- [11] 日本原子力研究所, “MVP/GMVP 連続エネルギー法におよび多群法に基づく汎用中性子・光子輸送計算 モンテカルロコード”, JAERI Code/Data 94-007 (1994)
- [12] K. Hibi et al., “Design of Recycle Pressurized Water Reactor with Heavy Water Moderation,” Nucl. Tech. 145, 3, 145 (2004)

- [13] M. Onoue, et al., “The Role of Recycle-PWR with Innovative Fuel Cycle Technology,”
Proc. 1999 Int. Conf. on Future Nucl. Systems (Global’99) (1999)

Table 3-1 先進再処理における各 FP 元素の除染係数^[2]

FP 元素	除染係数
Rb、Ba	18.3
Y、La、Ce、Pr、Nd、Pm、Sm、Eu、 Gd、Tb、Dy、Ho、Er、Tm、Yb、Li	6.74
Zr、Ru、Rh、Pd、Ag、Zn、Cd	5.45

注) 除染係数 = $\frac{\text{使用済燃料中の着目核種重量}}{\text{再処理済燃料中の着目核種重量}}$

Table 3-2 少数群実効マクロ断面積の中性子エネルギー10群構造

Group No.	Upper energy (eV)	Lower energy (eV)	Lethargy width	Comment
1	1.0000E+07	8.2085E+05	2.500	Lower energy for fast neutron
2	8.2085E+05	8.6517E+04	2.250	
3	8.6517E+04	9.1188E+03	2.250	
4	9.1188E+03	9.6112E+02	2.250	
5	9.6112E+02	1.0130E+02	2.250	
6	1.0130E+02	1.0677E+01	2.250	
7	1.0677E+01	3.9279E+00	1.000	U-238 6.7eV
8	3.9279E+00	1.8554E+00	0.750	Pu-242 2.7eV
9	1.8554E+00	3.4205E-01	1.691	Pu-240 1.0eV Upper energy for thermal neutron
10	3.4205E-01	9.9992E-06	10.440	Pu-239 0.3eV

Table 3-3 基準炉心の主要燃料集合体仕様

Items	Seed fuel assembly with internal blanket	Seed fuel assembly without internal blanket	Blanket fuel assembly
Fuel material	MOX	←	depleted UO ₂
Fissile Pu enrichment	14.7 wt%	12.3 wt%	----
Fuel pellet diameter	8.6 mm	←	12.6 mm
Cladding inner diameter	8.7 mm	←	12.7 mm
Cladding outer diameter	9.5 mm	←	13.9 mm
Pin pitch	10.5 mm	←	14.9 mm
Number of fuel pins	504	←	265
Number of thimble tubes	6	←	(6 tie-rods)
X/HM	0.81	←	0.54
Seed fuel length	65 cm x 2	170 cm	----
Blanket fuel length	Axial : 30 cm x 2 Inner : 40 cm	Axial : 30 cm x 2	105 cm
Assembly pitch	25.2 cm	←	←
Assembly height	3.4 m	←	←

Table 3-4 基準炉心及びプルトニウム自己リサイクル炉心の主要炉心特性

Items	Unit	Reference	Recycle-1	Recycle-5
Reactor thermal output	MWt	3480	←	←
Cycle length	EFPM	15	←	←
Fuel length	cm			
Seed fuel		65 × 2	←	←
Inner blanket fuel		40	←	←
Axial blanket fuel		30 × 2	←	←
Radial blanket fuel		105	95	95
Fissile Pu enrichment	wt%			
Seed fuel subassembly with inner blanket		14.7	←	←
Seed fuel subassembly without inner blanket		12.3	←	←
Fissile Pu balance	t/cycle			
Charged fissile Pu		3.90	3.96	3.97
Discharged fissile Pu		4.09	4.27	4.31
Weight ratio in Pu fuel	wt%			
Minor actinide in charged fuel		1.0	4.7	6.8
Minor actinide in discharged fuel		2.8	4.8	6.2
Fission product in charged fuel		0.0	3.2	4.0
BR value	-	1.05	1.08	1.09
Reactivity change with burnup	%Δk/kk'	2.6	1.4	0.9
Maximum void reactivity	%Δk/kk'	-0.2	-1.0	-0.3
Maximum linear heat rate	kW/m	42.0	39.2	39.1
Average discharged burnup	GWd/t			
Seed fuel		54	←	←
Seed& inner blanket		44	←	←

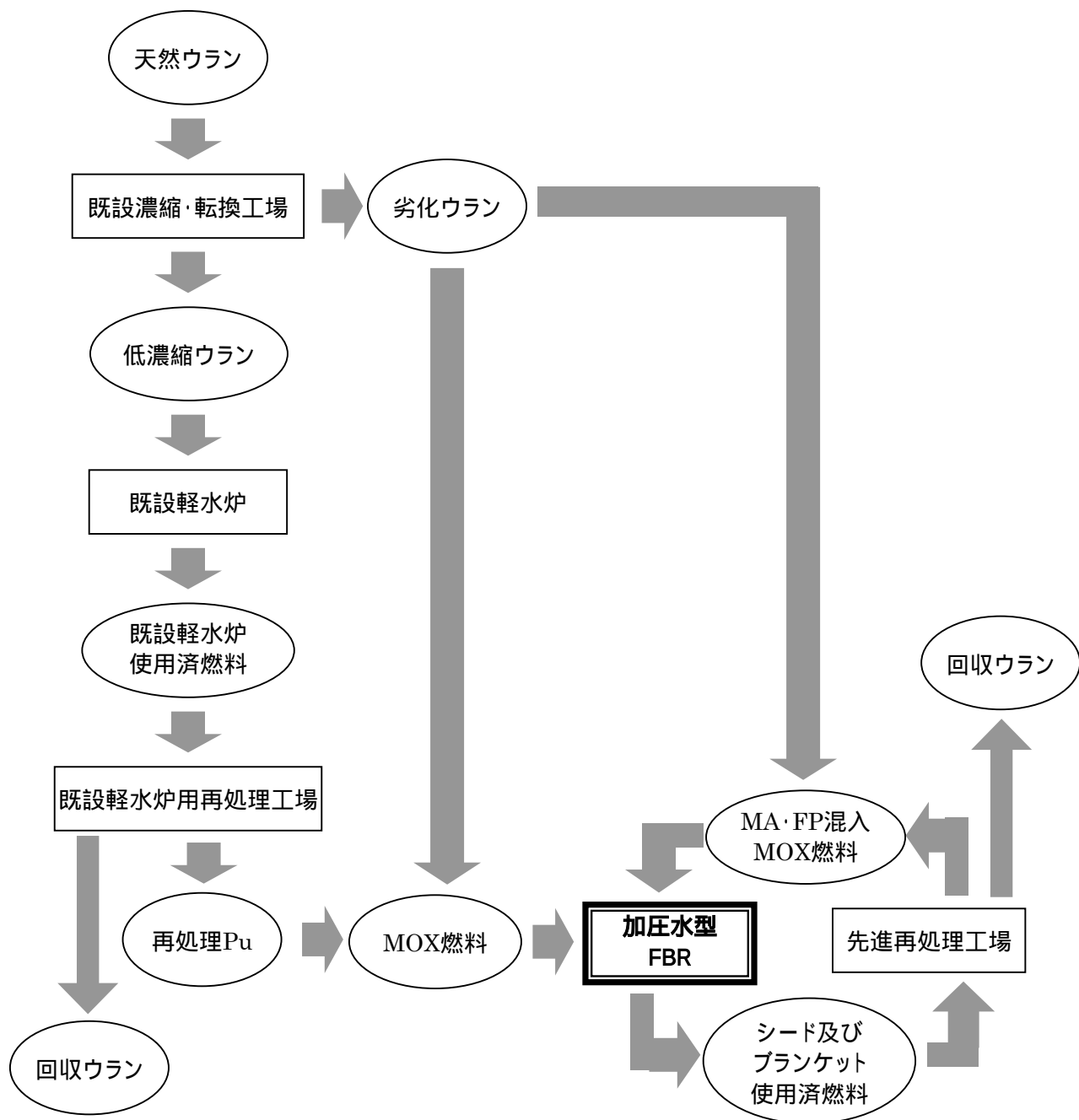


Figure 3-1 プルトニウム自己リサイクルで想定した核燃料物質の流れ

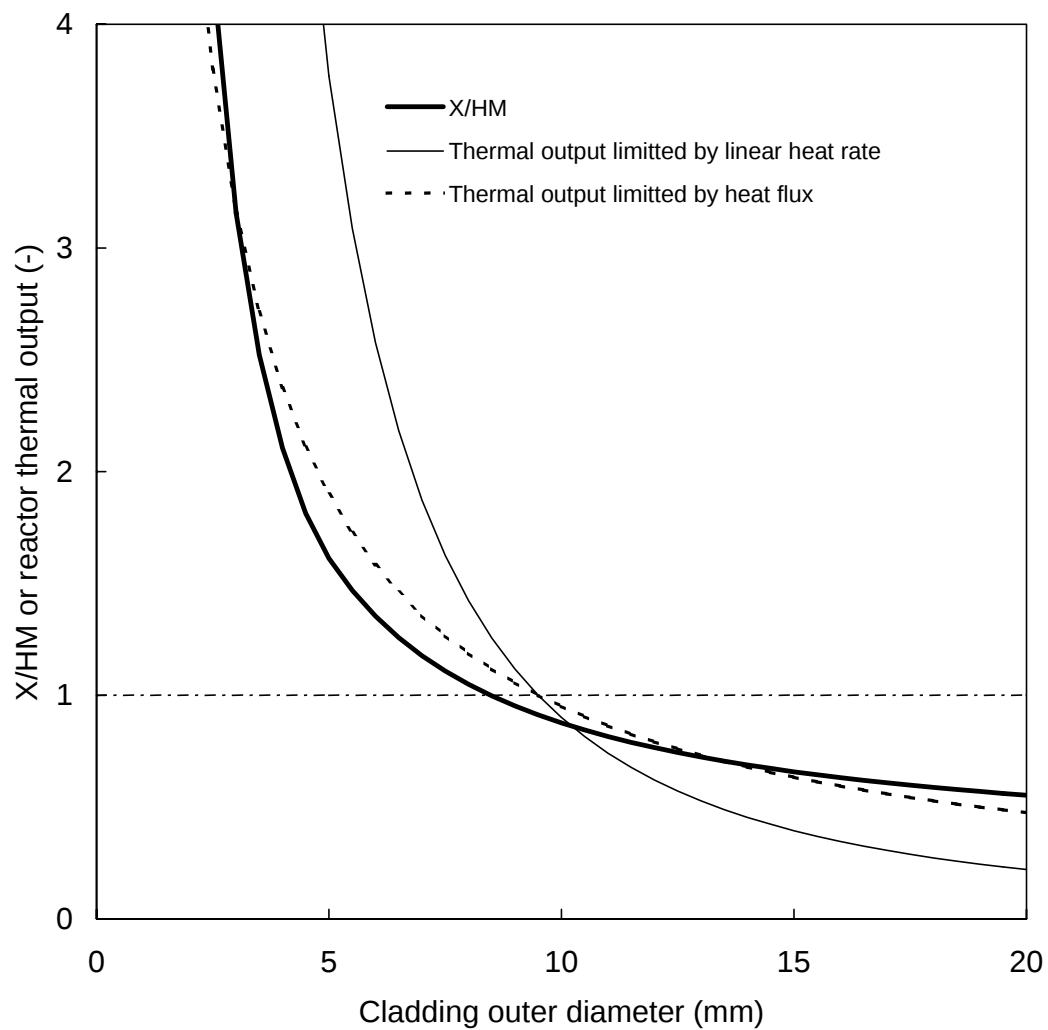


Figure 3-2 燃料棒間ギャップ 1.0mm における燃料棒外径に対する X/HM と原子炉熱出力の相関性（線出力制限と被覆管表面熱流束制限を考慮）

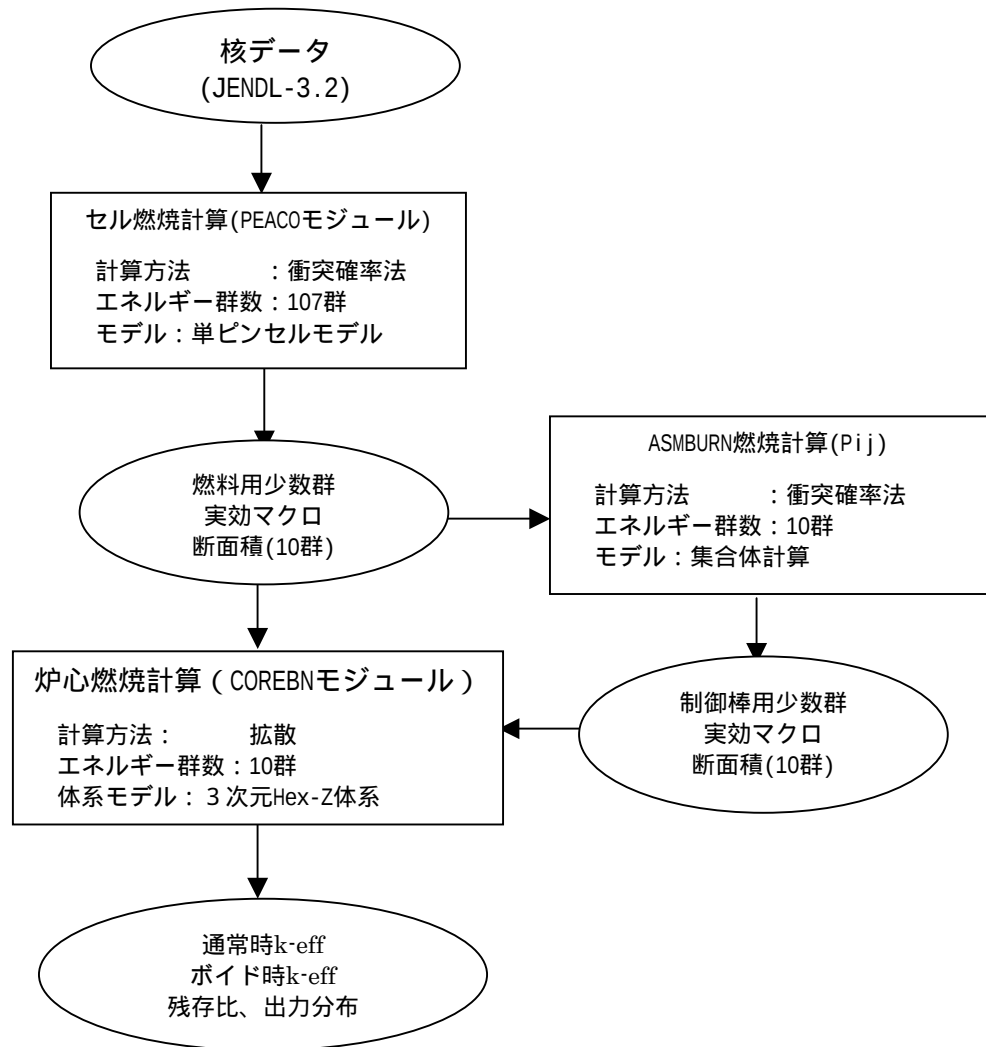


Figure 3-3 SRAC システムによる 3 次元炉心体系拡散燃焼計算のフロー

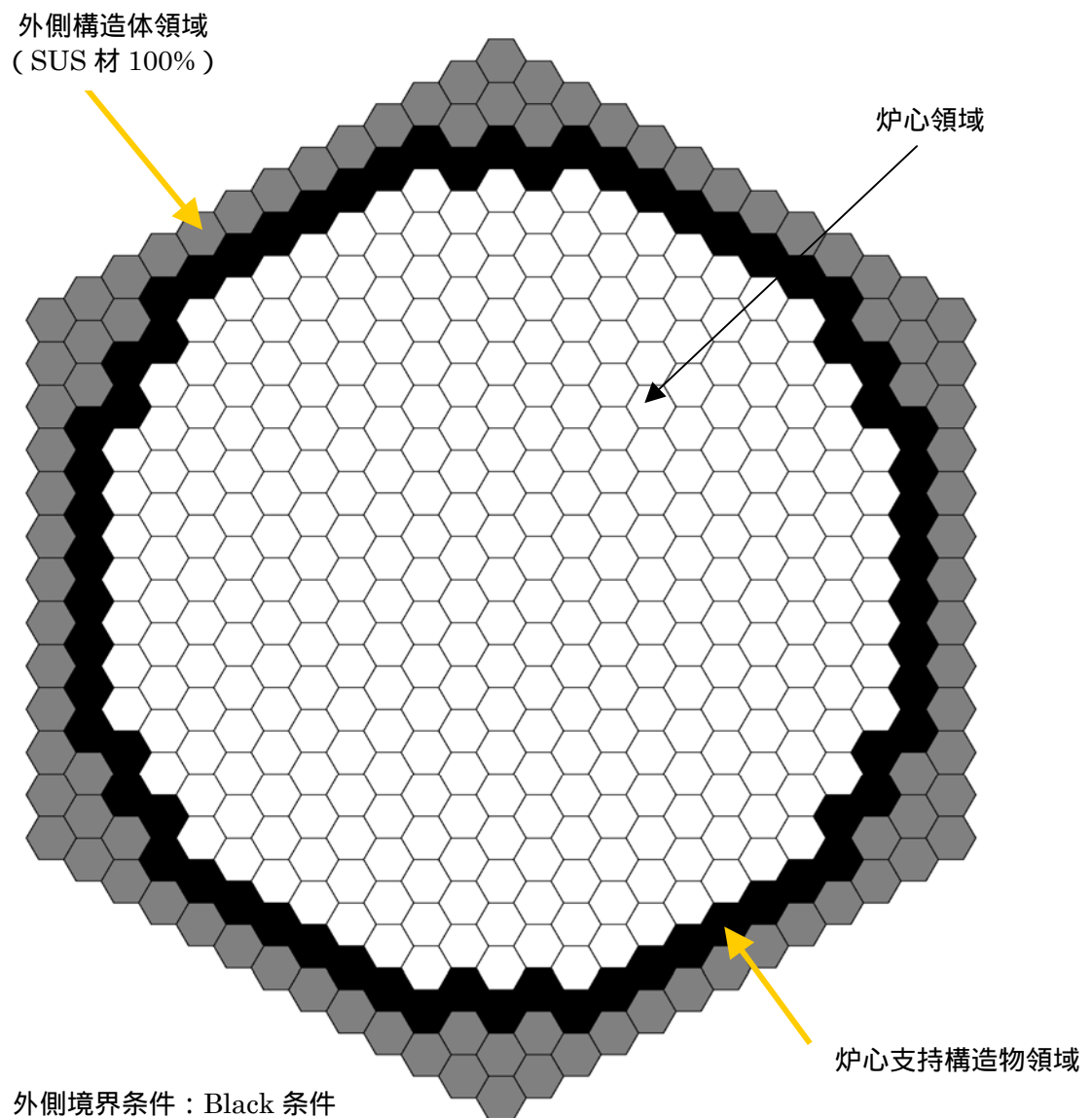


Figure 3-4 SRAC システムによる 3 次元炉心体系拡散燃焼計算の解析体系
(1/1・Hex-Z 体系、313 体炉心での例)

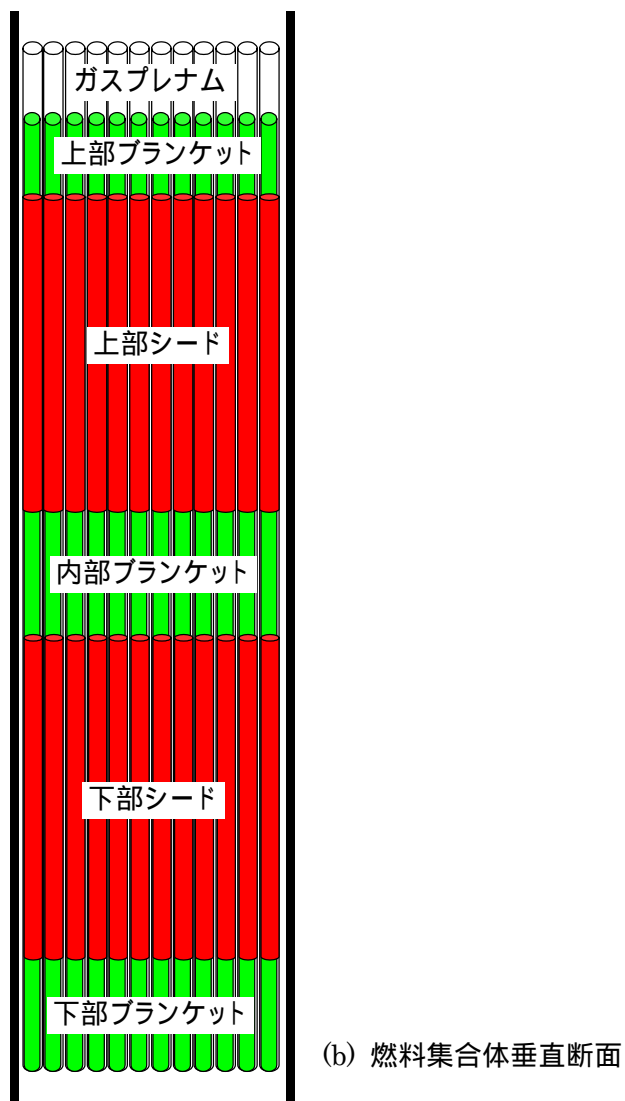
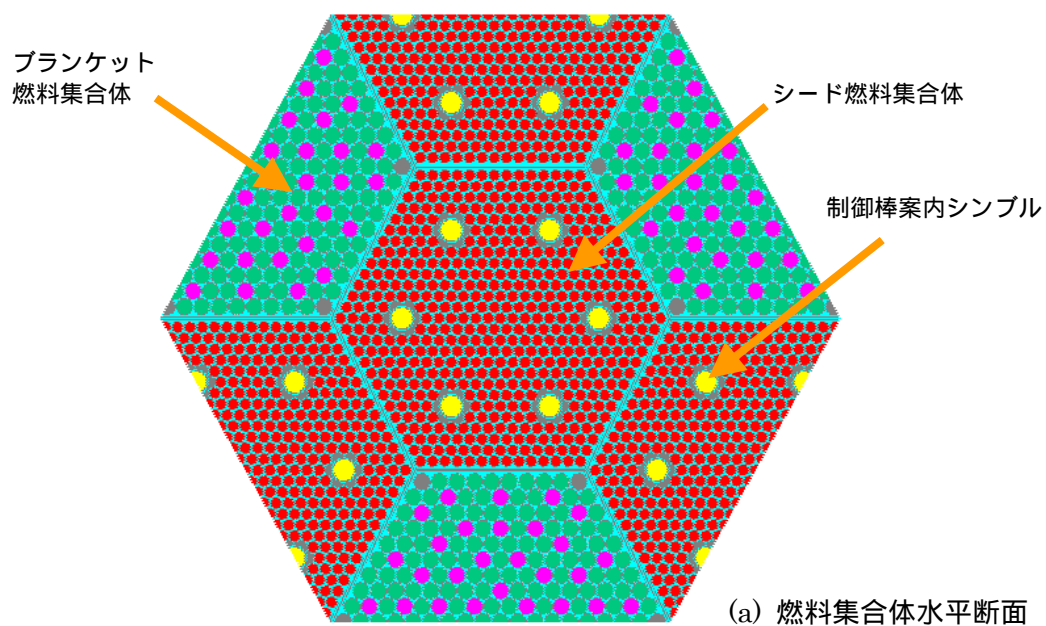
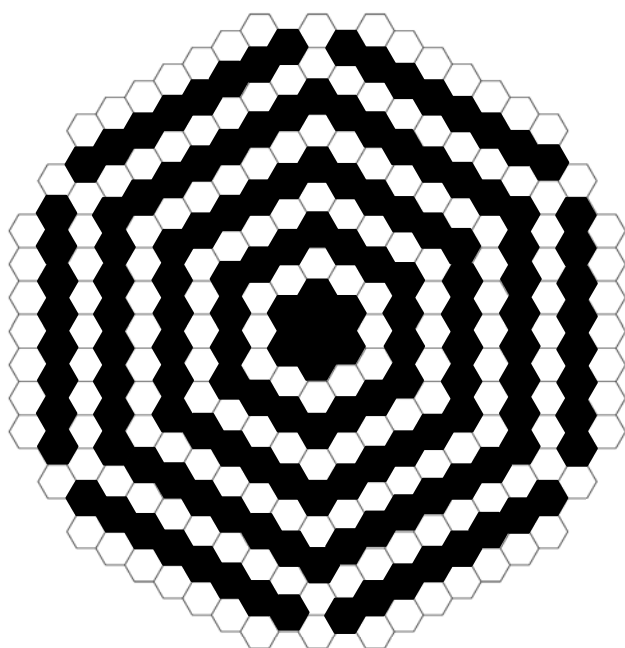
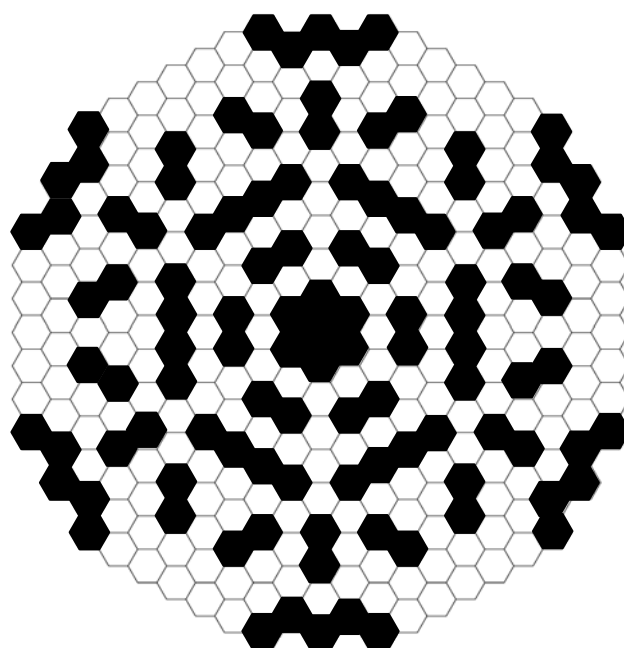


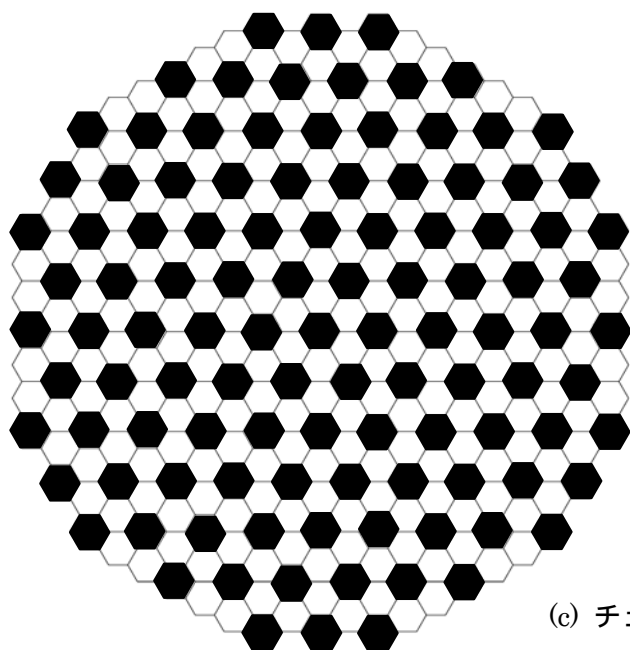
Figure 3-5 3次元モンテカルロ燃焼計算に用いた解析体系例



(a) 円環状配置



(b) 島状配置



(c) チェッカーボード状配置

Figure 3-6 燃料集合体配置案

30.0cm	Axial blanket	Coolant region	84.0-A cm
54.0cm	Seed		
36.0cm	Inner blanket	Radial blanket	A cm
54.0cm	Seed		36.0cm
30.0cm	Axial blanket	Coolant region	84.0-A cm

(a) 解析体系 1

30.0cm	Axial blanket	Coolant region	66.0-B cm
36.0cm	Seed		
36.0cm	Inner blanket	Radial blanket	B cm
36.0cm	Seed		
36.0cm	Inner blanket		108.0cm
36.0cm	Seed		
30.0cm	Axial blanket	Coolant region	66.0-B cm

(b) 解析体系 2

30.0cm	Axial blanket	Coolant region	66.0-C cm
36.0cm	Seed		
36.0cm	Inner blanket	Radial blanket	C cm
36.0cm	Seed	Radial seed	
36.0cm	Inner blanket	Radial blanket	108.0cm
36.0cm	Seed	Radial seed	
36.0cm	Inner blanket	Radial blanket	C cm
30.0cm	Axial blanket	Coolant region	66.0-C cm

(c) 解析体系 3

Figure 3-7 マルチ集合体モデル解析における軸方向ブランケット燃料配置サーベイ体系

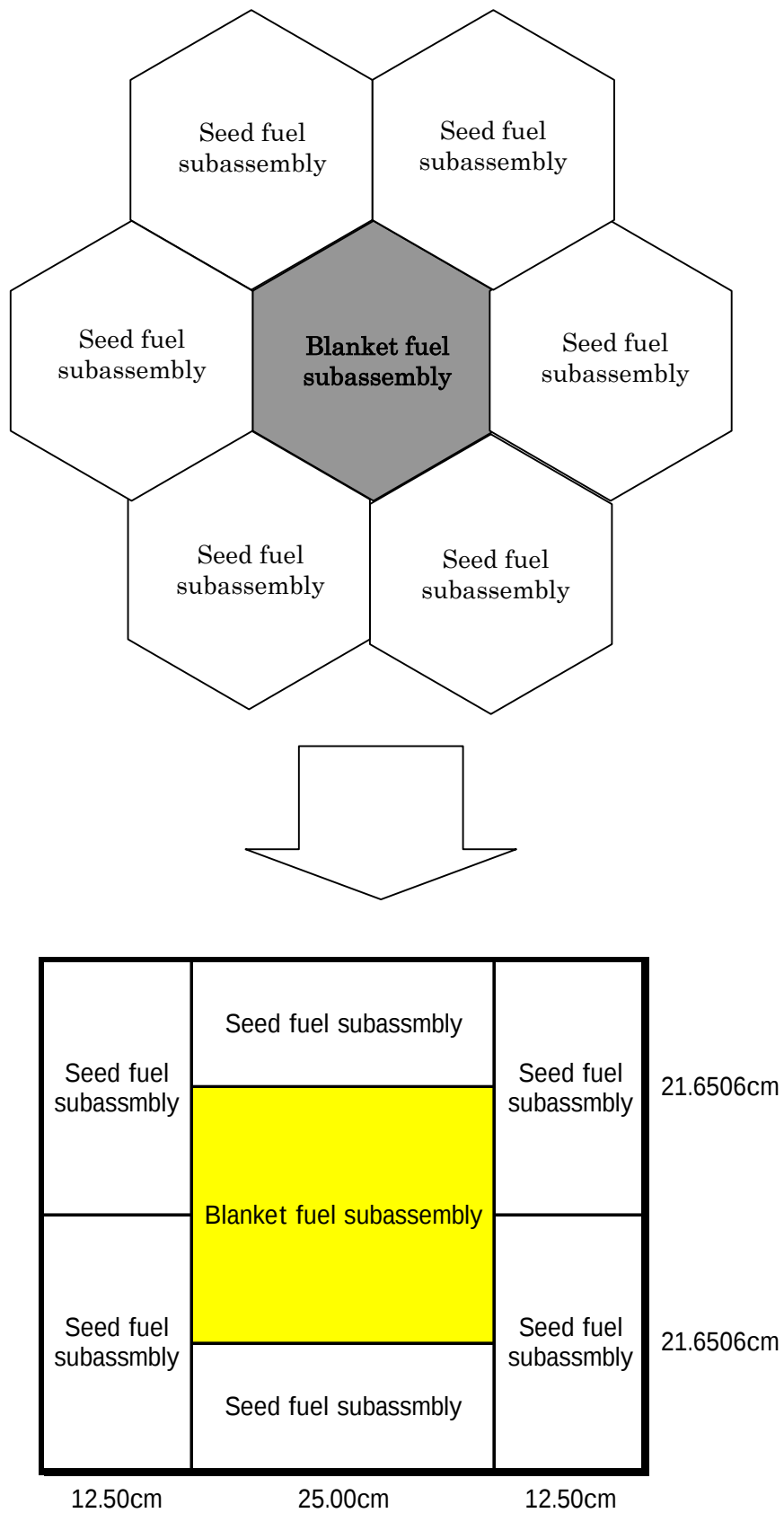


Figure 3-8 マルチ集合体の径方向 XY モデル化の概念

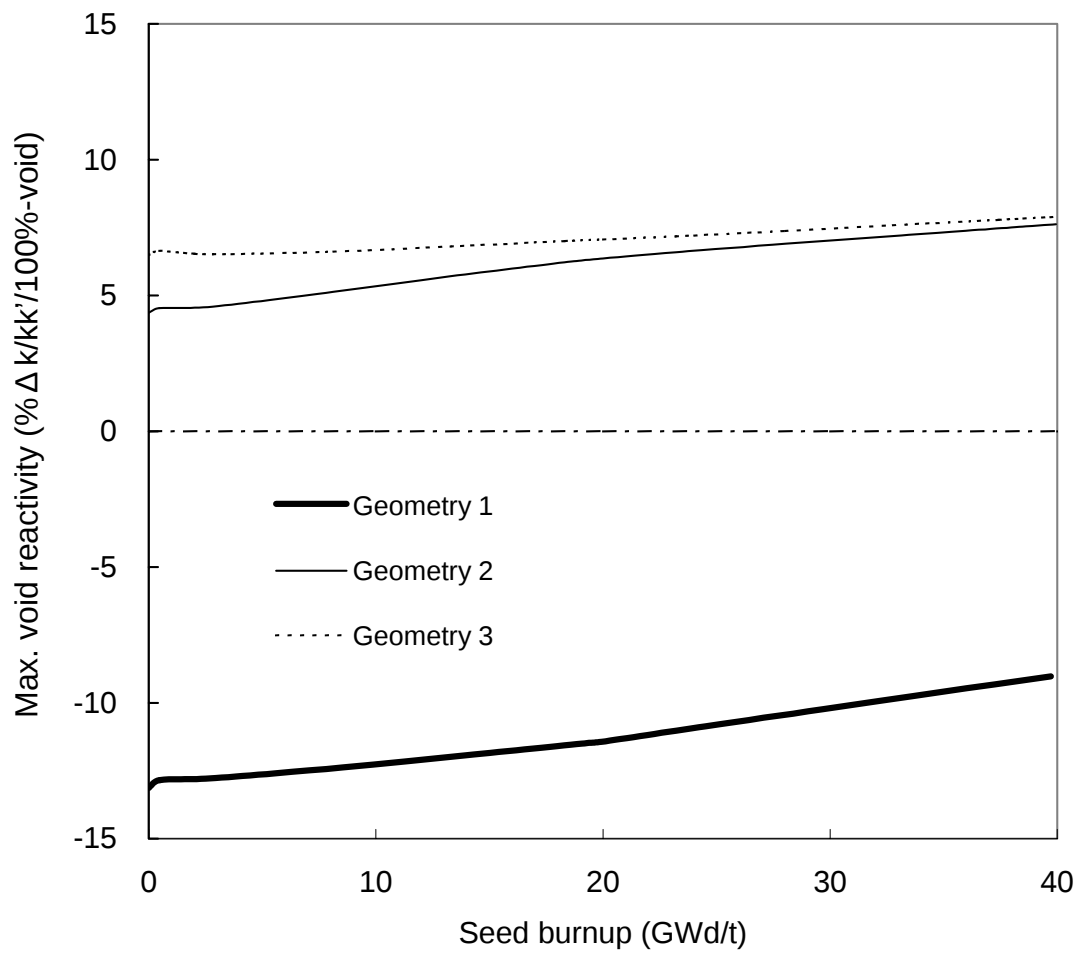


Figure 3-9 マルチ集合体モデルによるブランケット燃料配置に対する解析結果

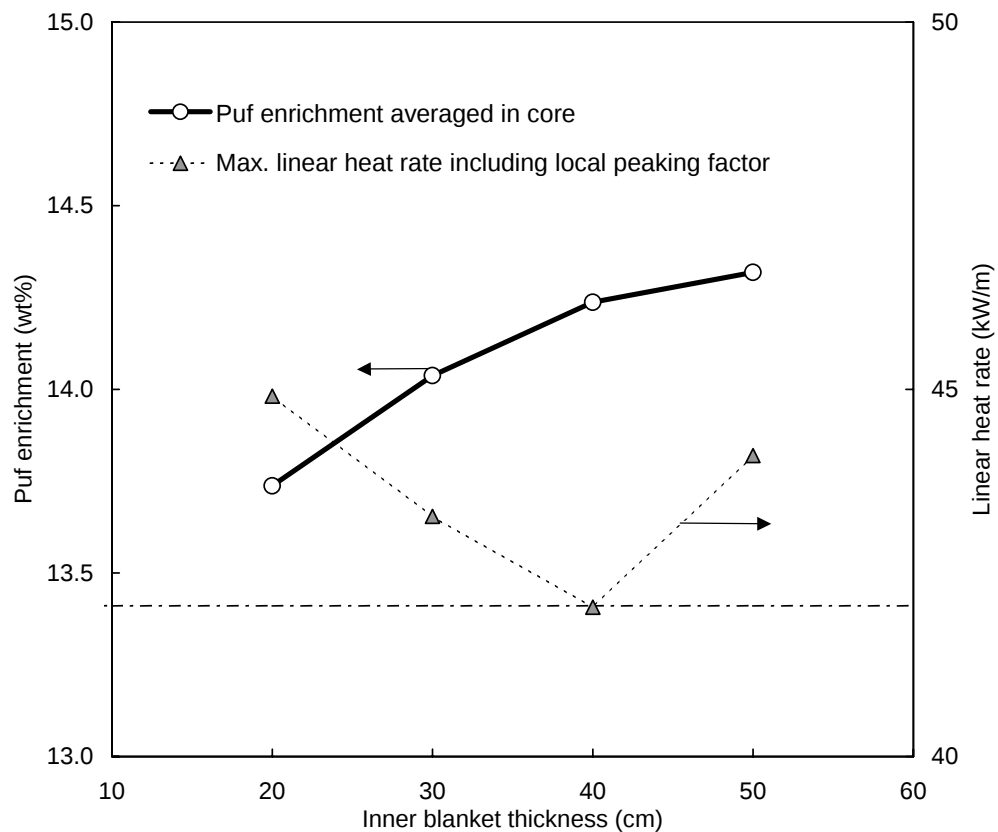
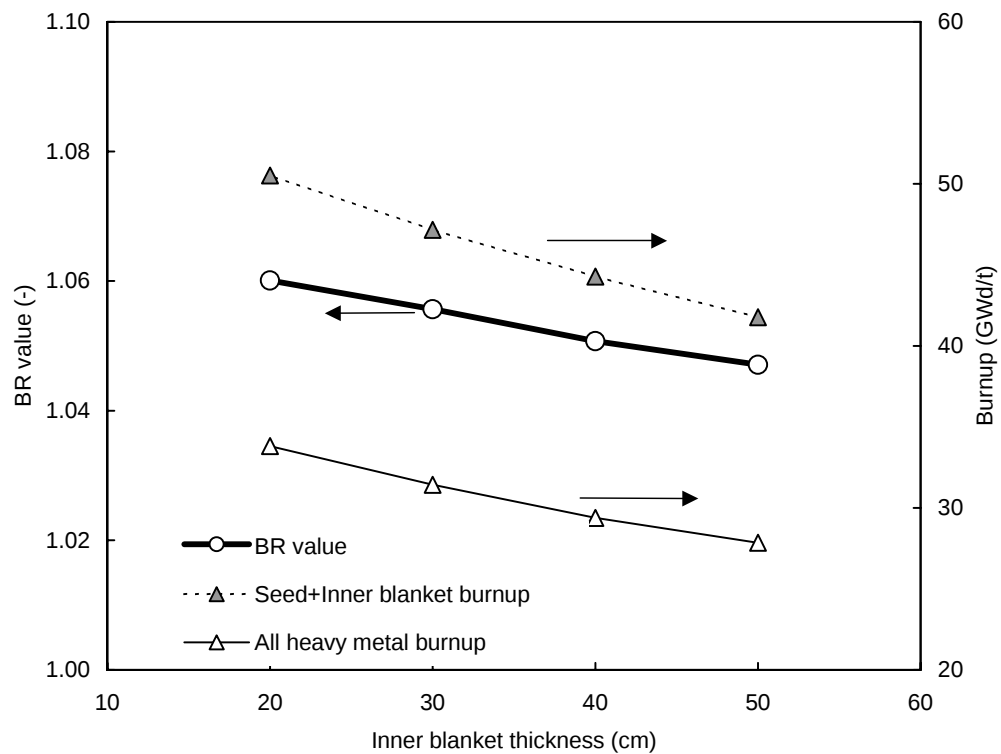


Figure 3-10 炉心体系計算によって得られた内部ブランケット燃料長に応じた残
存比、燃焼度、核分裂性プルトニウム富化度及び最大線出力の変化
(負のボイド反応度となるよう径方向ブランケット燃料長を調整済み)

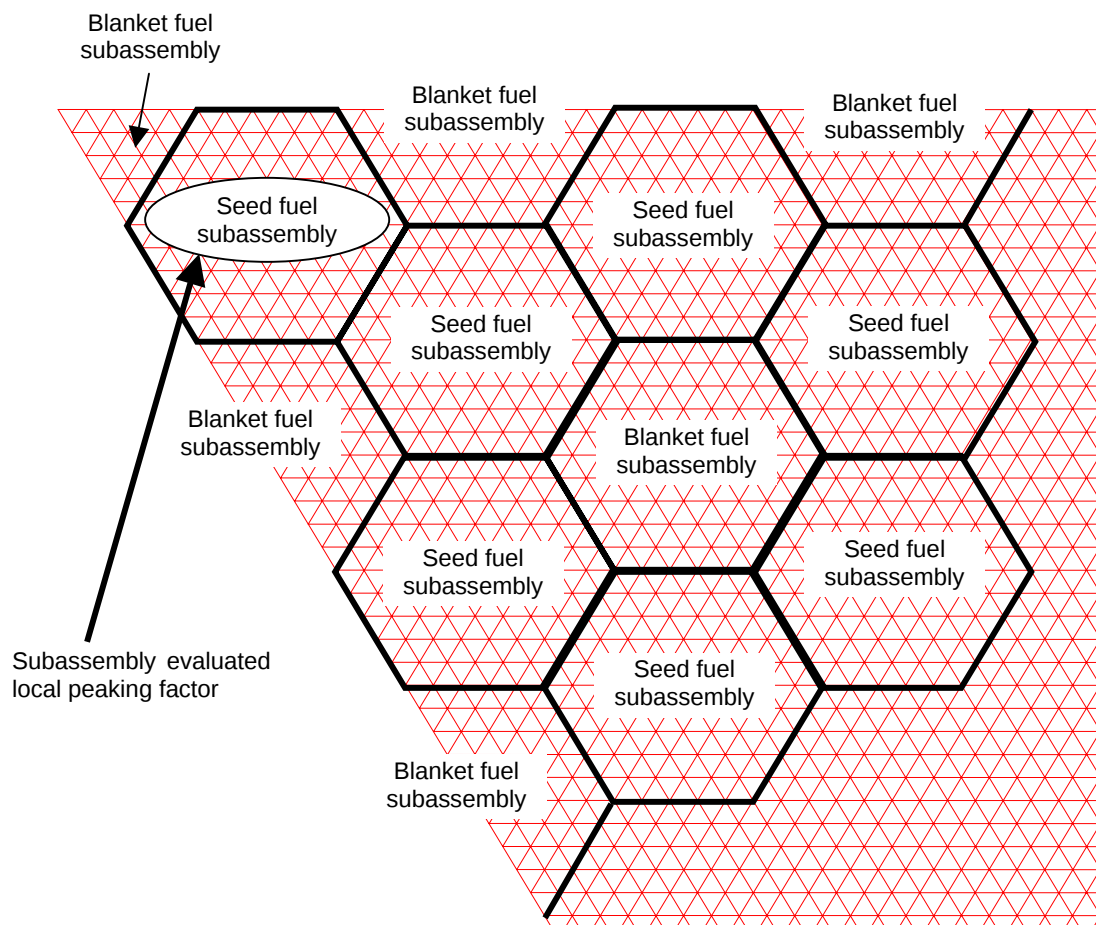


Figure 3-11 集合体内局所出力ピーキング係数評価体系

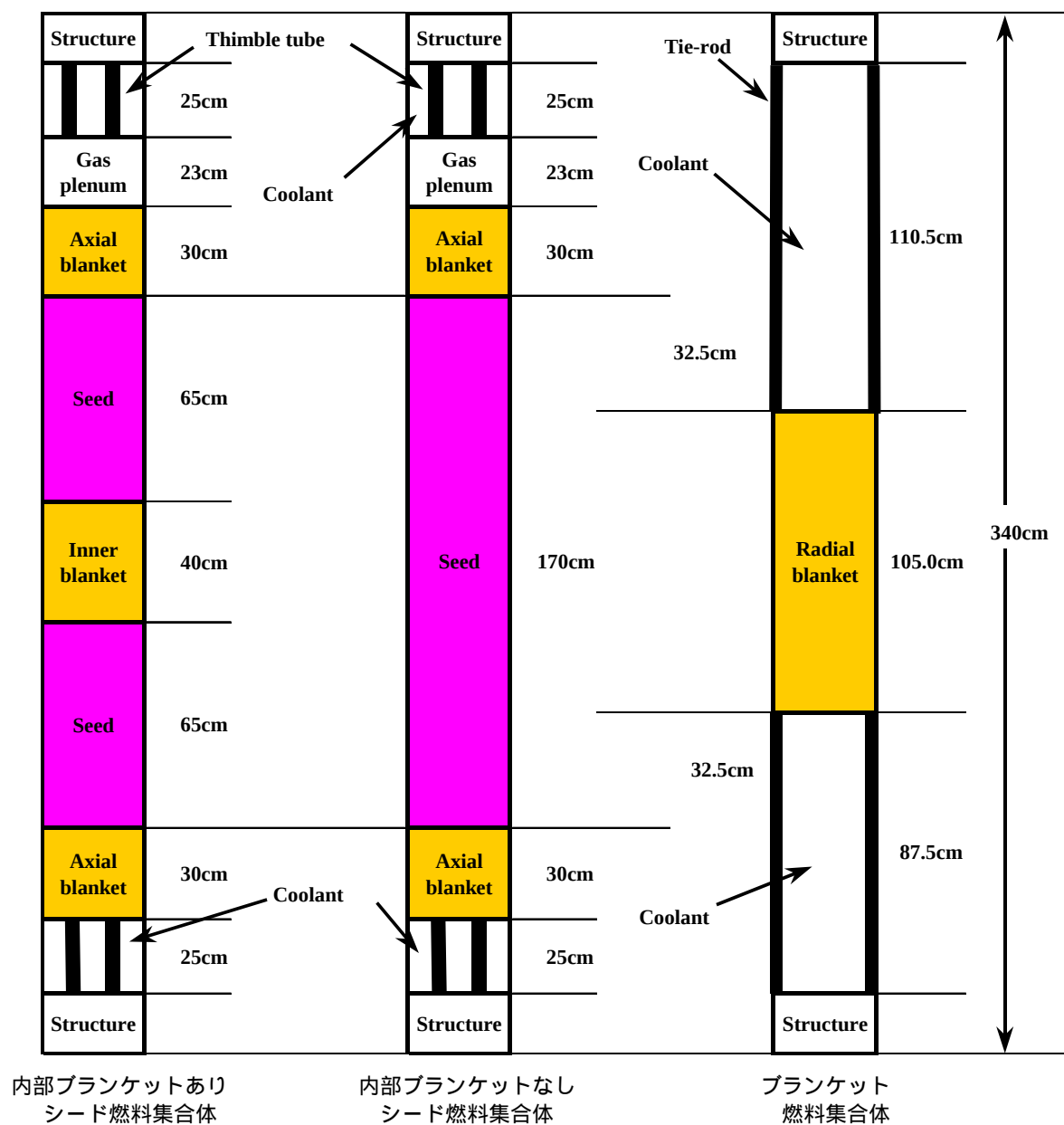
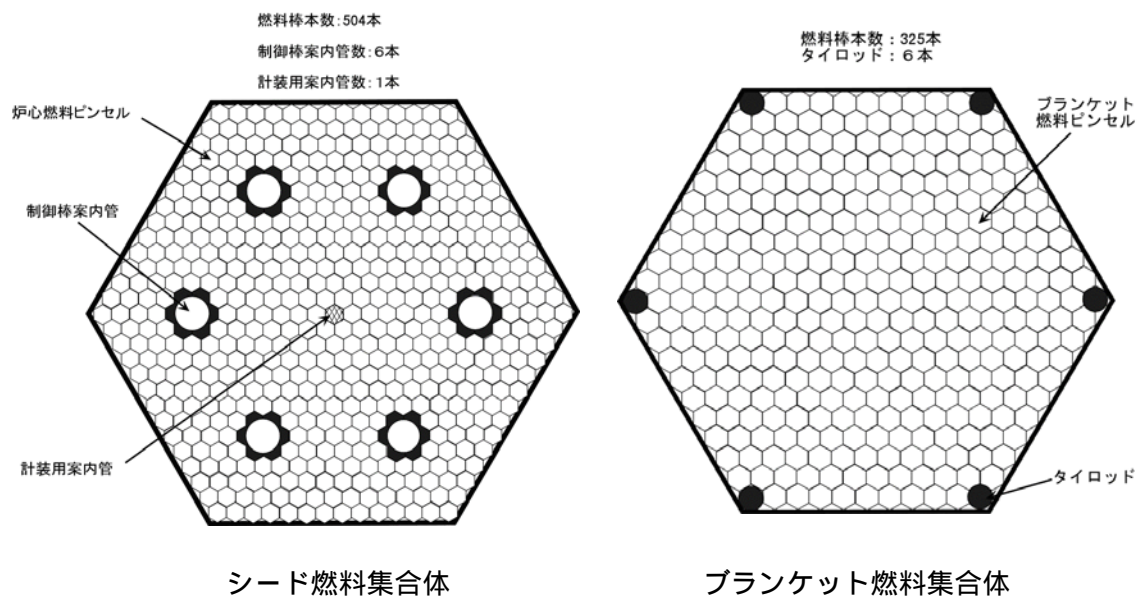
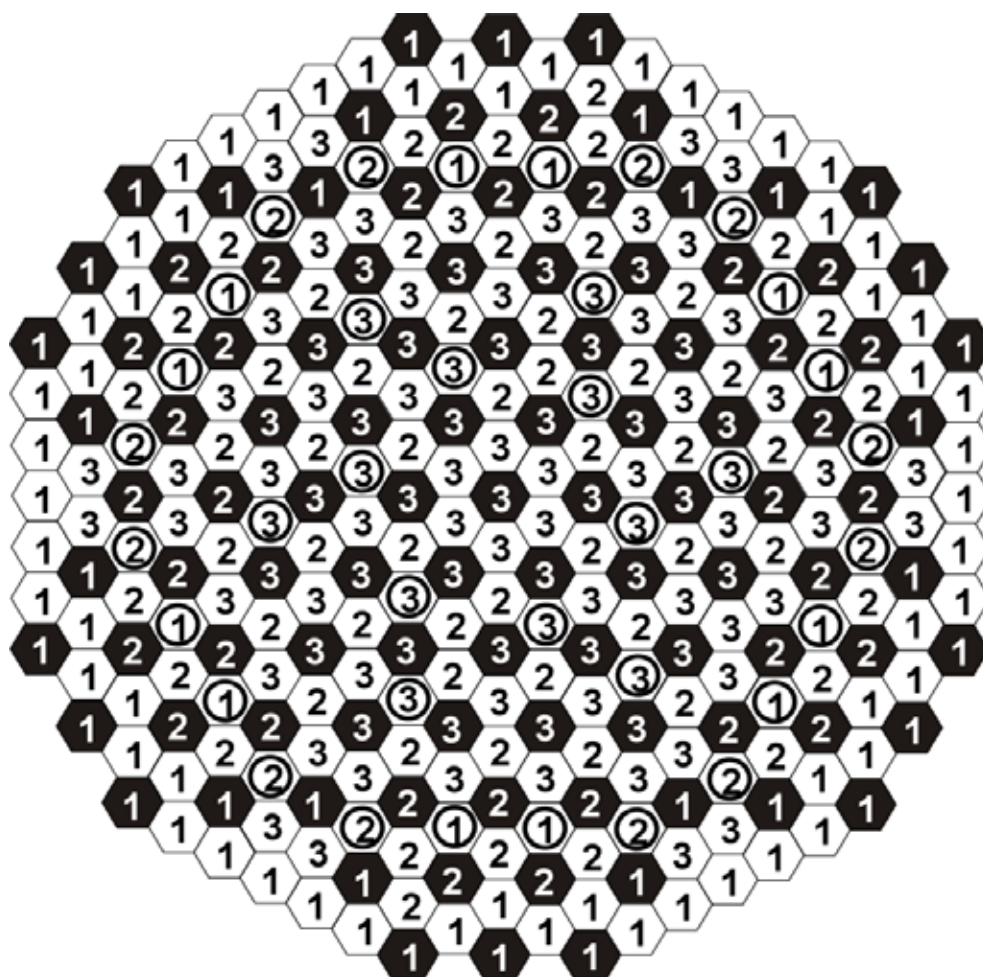


Figure 3-12 燃料集合体概念図



Note : $\langle N \rangle$ shows batch number

-  Seed fuel subassembly with inner blanket (174)
-  Seed fuel subassembly without inner blanket (36)
-  Blanket fuel subassembly (103)

Figure 3-13 炉内燃料集合体配置と燃料交換パターン

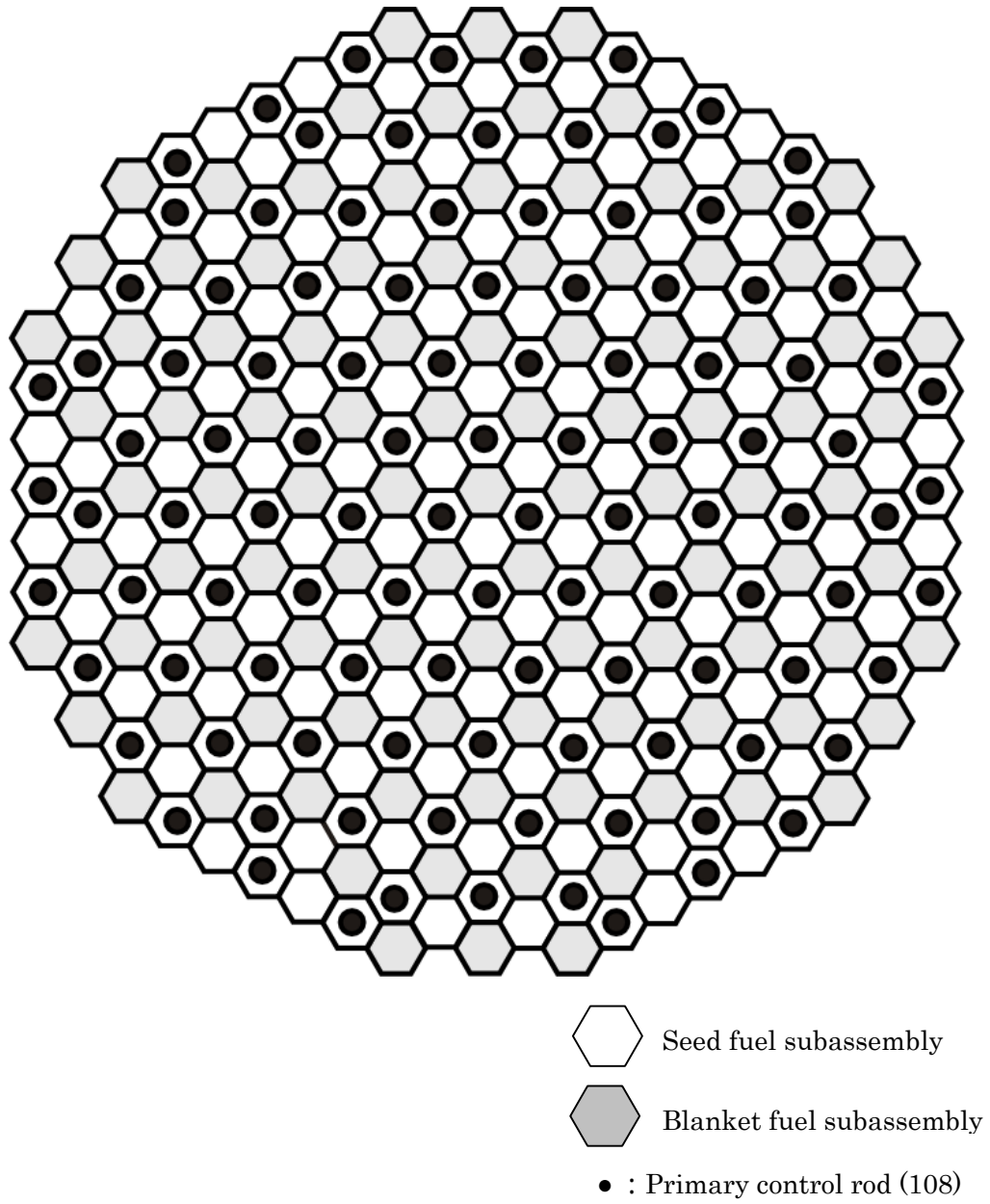


Figure 3-14 常用系制御棒配置

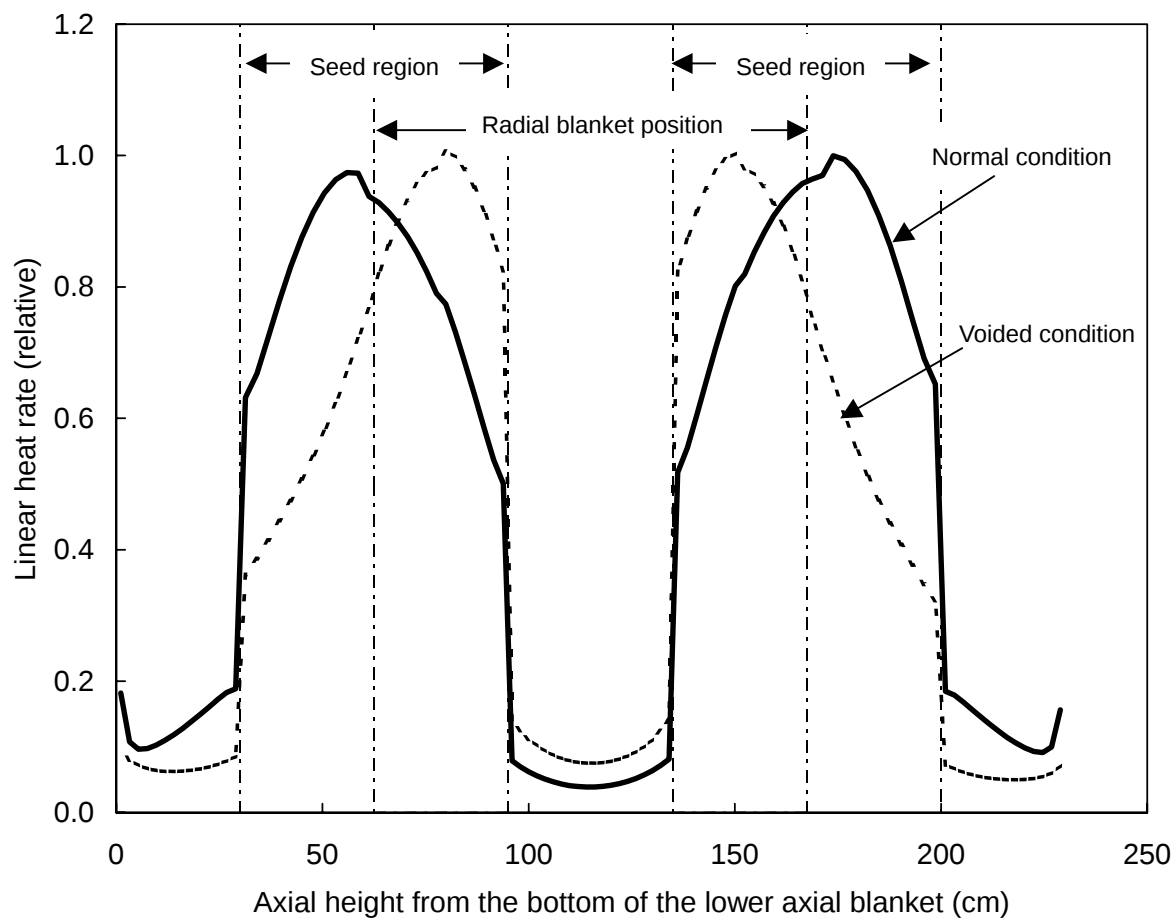


Figure 3-15 代表的なシード燃料棒での平衡サイクル末期の軸方向線出力分布

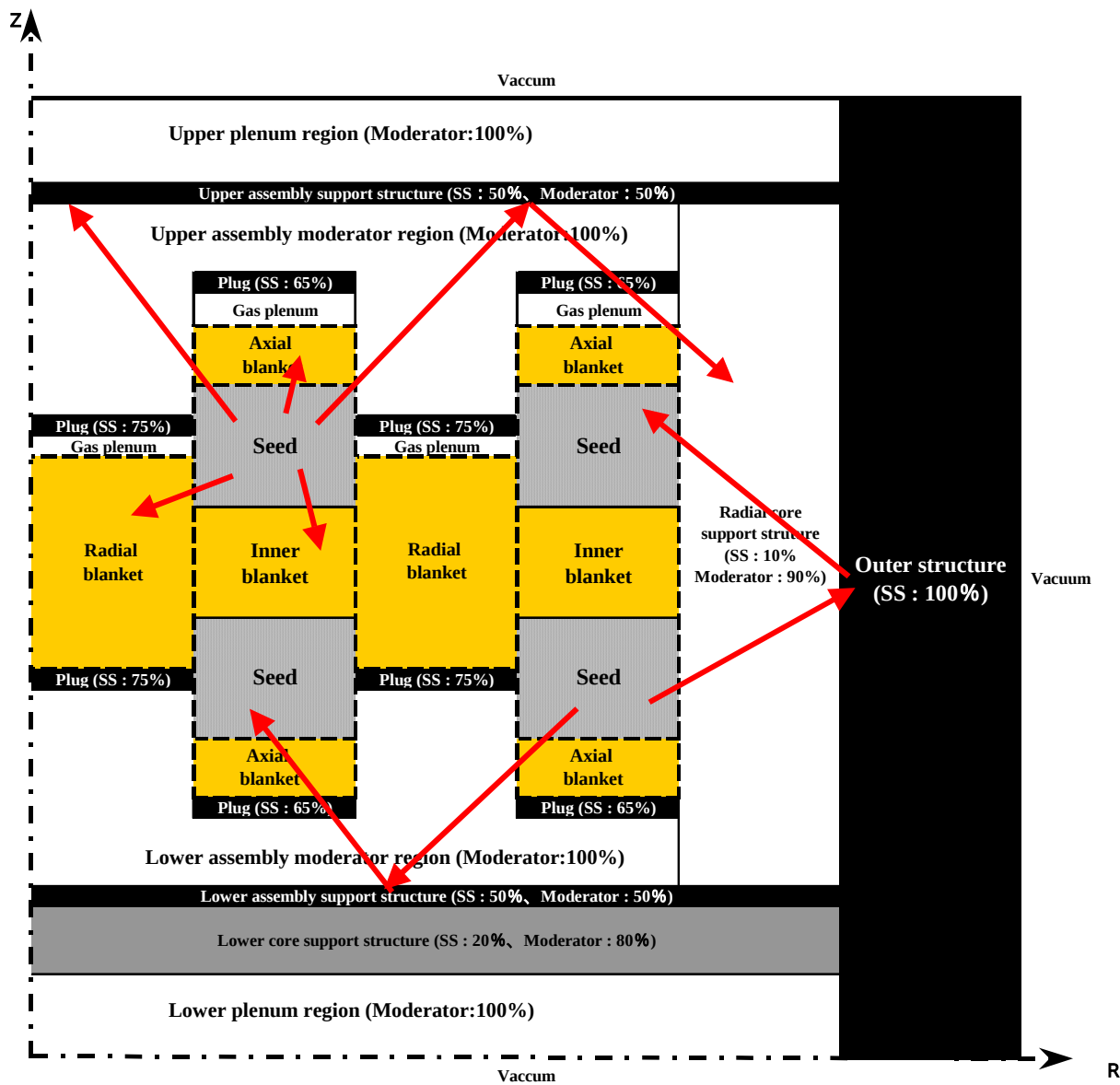


Figure 3-16 炉心まわりの高速中性子散乱の概念

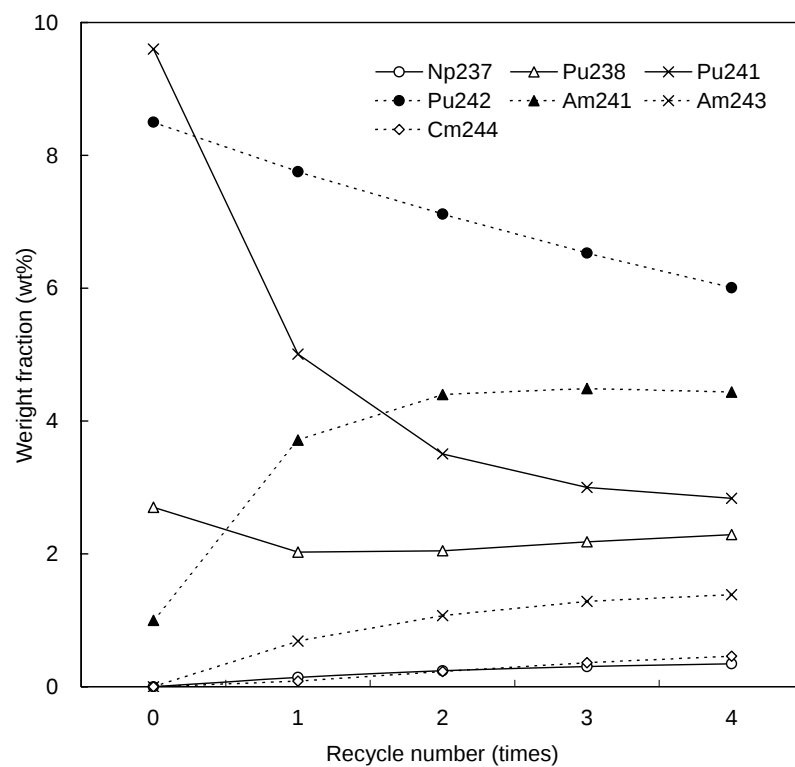
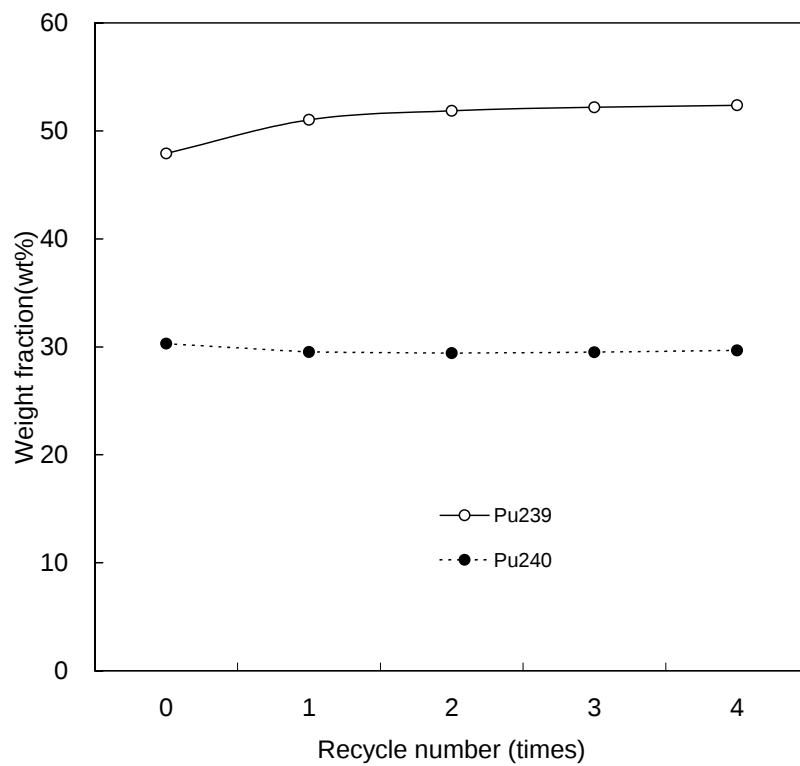


Figure 3-17 プルトニウム自己リサイクル回数に応じた
代表 MA 核種割合の変化

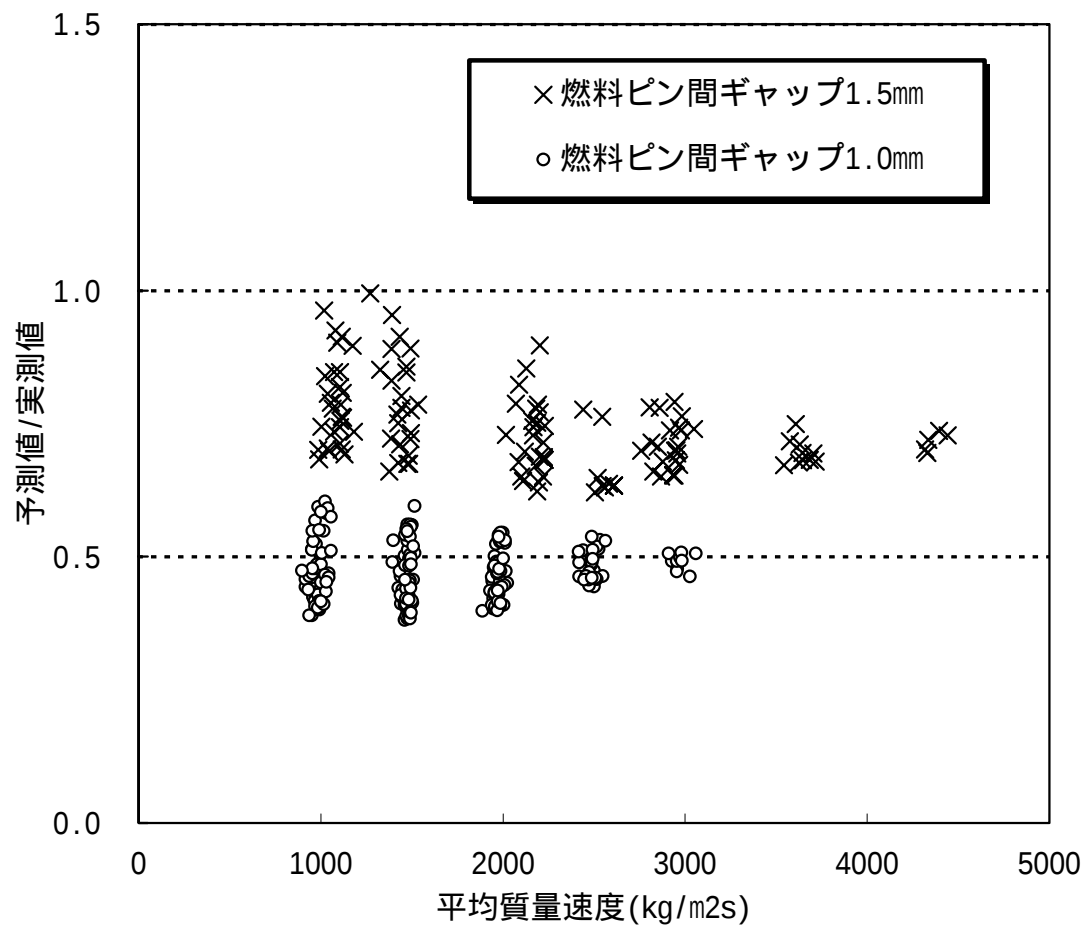


Figure 3-18 KfK 相関式による稠密格子燃料棒バンドルでの DNB 予測性

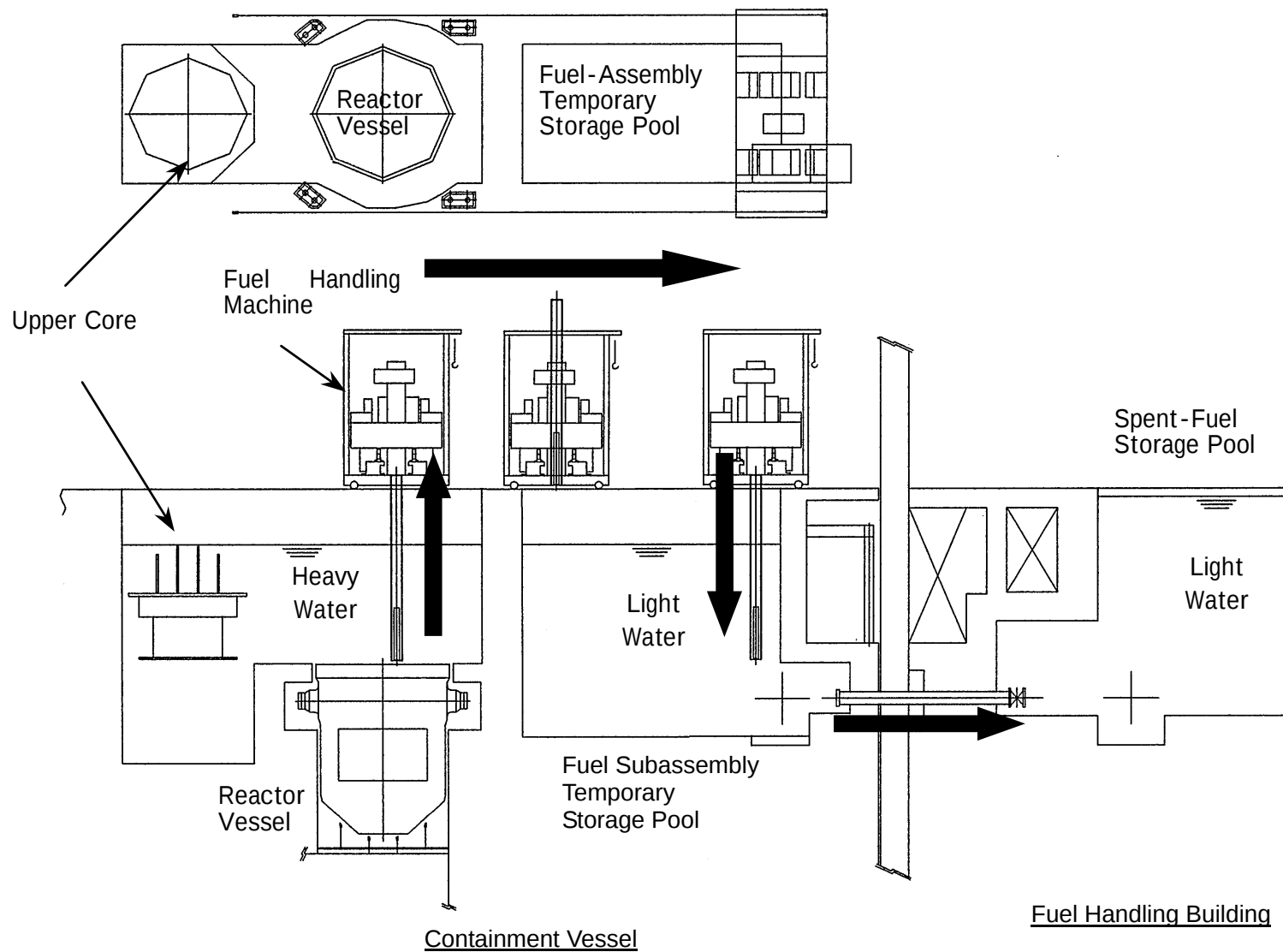


Figure 3-19 重水冷却 FBR における燃料交換設備の概要^[12]

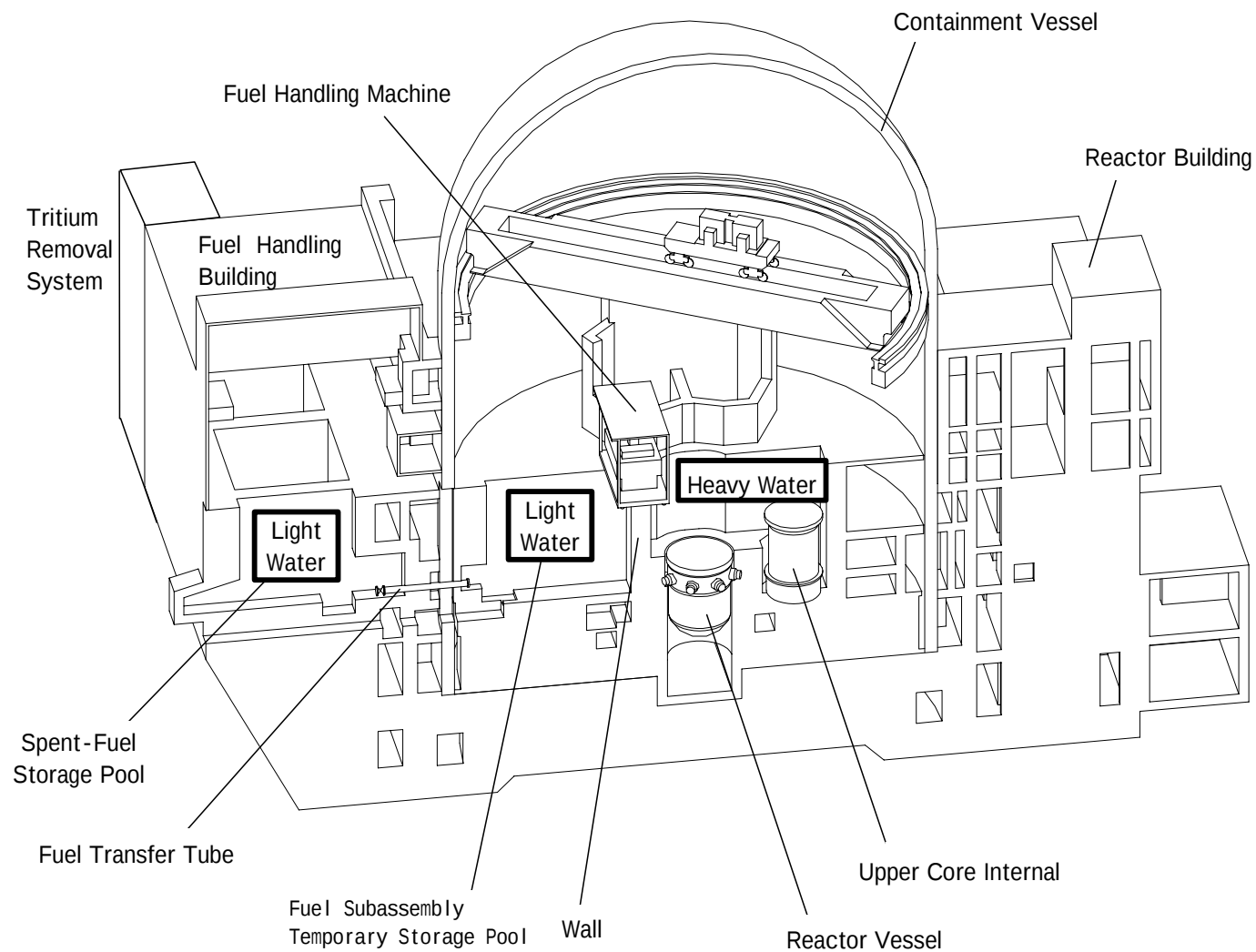


Figure 3-20 重水冷却 FBR における格納容器まわり建屋の概念^[12]

4. 炉心核特性評価値の確認性に対する考察

4.1 はじめに

第3章において、重水冷却 FBR として約 1.1 の残存比と負のボイド反応度を有する炉概念が構築され、現在開発されている Na 冷却 FBR と比肩できる、プルトニウムのマルチ自己リサイクル性を有していることが解析上明らかとなった。しかしながら、現在のコンピューターを用いた数値解析による炉心解析技術では、炉内で発生する核反応現象を机上検討で完全に把握できるまでに至っていない。そのため、原子力開発における原子炉設計では、実機を模擬した炉物理実験を行い、解析によって得られる予測値が妥当であること（保守的であること）を検討・確認し、数値解析の予測精度を評価してきた。このことは、実測データによって設計を検証できず、実験的に解析予測精度が確認できなければ、机上検討で構築された炉概念を実用化することは困難であることを意味するものである。特に設備内に多量の核燃料物質を内包している原子力プラントでは、間違った予測に基づく原子炉の設計は危険であり、絶対に避けなければならないことである。

そこで、本章では、構築された重水冷却 FBR の炉概念に対し、炉心核特性評価値の確認性に対する考察を行い、本炉概念の実用化性を明らかにする。

実機の炉心は 100 体以上の燃料集合体から構成される。燃料集合体は、Figure 4-1 に示すように、一般的に、核燃料物質を棒状に成形した「燃料棒」とその周囲に冷却材（軽水炉の場合では中性子の減速機能も兼ねる）を配置した非均質構造となっている。炉心核設計では、このような非均質形状の炉心について解析し、核特性を評価している。

実機炉心に対する核特性解析において重要なのは、通常時及び水密度が変化した場合（100%ボイド状態含む）の k_{eff} 、代表的核燃料核種の反応率分布、反応度制御に使用される代表的な物質の反応度値、あるいは温度係数等の反応度係数である。それらの解析予測精度を評価するために、提案された炉概念に応じて様々な装置による臨界実験が実施されてきた。代表的な臨界実験装置は、軽水炉のための日本の TCA、仏国の EOLE、高速炉のための日本の FCA、英国の ZEBRA である。これらの実験装置は、対象としている実機炉心の中性子反応挙動を可能な限り模擬できるように配慮した設計となっている。

既設軽水炉のような熱中性子炉の核特性は、核分裂によって放出される中性子エネルギー領域にある中性子と熱エネルギー領域にある中性子により概ね支配されている。その炉心内での中性子反応挙動の特徴は、中性子の平均的な飛程が 1～2cm と短いために、摂動の影響は摂動が発生した位置から数 cm（燃料棒数本分）離れた所では十分に無視できるようになり、燃料集合体の非均質構造の影響（非均質効果）及び燃料・構造材組成の相違が炉心核特性に与える影響が大きいことである。したがって、臨界実験では燃料棒バンドルの幾何形状と同位体組成まで含めた構成物質組成の模擬を優先し、Figure 4-2 に示すように、実機とほぼ同じ組成及び仕様の棒状燃料にて構成された実験体系を用いる。燃料組成が実機とほぼ同じで、100 以下の低温で臨界を達成するために、装荷される燃料棒数は 2000 本程度（実機炉心では数万本）と少なく、実験体系は実機に比べ非常に小型となる。

これに対し、Na 冷却 FBR の核特性は核分裂によって放出される中性子エネルギー領域にある中性子のみにより概ね支配されている。その炉心内での中性子反応挙動の特徴は、中性子平均飛程が 30cm 程度と長いために、摂動の影響は集合体数体離れた位置まで伝わり、燃料・構造材組成の相違及び燃料集合体非均質効果が炉心核特性に与える影響が小さいことである。したがって、臨界実験では集合体サイズでの燃料、構造材・冷却材割合及び炉心配置の模擬性を優先し、Figure 4-3 に示すように、特定の物質を封入した「プレート」を様々な物質について用意し、プレートによって構成された炉心体系を用いる。臨界実験で実機模擬の対象としている領域については、実験体系内の模擬部位のサイズは実機体系とほぼ同じ大きさである。この実験装置では、プレートを様々な組合せることで実機体系着目領域の平均組成を模擬するため、組成模擬のフレキシビリティが高くなるが、プルトニウム同位体組成のような細かな組成模擬ができないこと、プレート形状による非均質効果が大きいことに注意する必要がある。

既設 PWR 等の在来の炉概念に対し、本研究で提案された重水冷却 FBR は、重水冷却で核燃料の増殖を達成することを目的とした MOX 燃料炉心で、棒状燃料体を燃料棒間ギャップ幅 1.0mm の稠密格子状に配置した燃料集合体を採用している。これにより、減速体である水を極力排除した低減速状態とし、従来の Na 冷却 FBR に近い硬い中性子スペクトルを得ることで 1.0 以上の残存比を達成している。しかしながら、第 2 章で述べたように、重水冷却 FBR の中性子スペクトルは既設軽水炉よりは硬いが、Na 冷却 FBR よりは軟らかくなっており、重水冷却 FBR はこれまでにない中性子スペク

トルを有する炉概念となっており、第 2 章の解析結果からは、特に共鳴エネルギー領域にある中性子の反応挙動把握が重要になると考えられる。

重水冷却 FBR の臨界実験装置として既設軽水炉用実験装置を使用することは、共鳴エネルギー領域にある中性子の反応挙動把握の観点から、幾何形状及び組成に対する実機模擬性において既設高速炉用実験装置を使用するより優れていることは明らかである。しかしながら、実験実施に際しては、実験時の安全性が十分確保されていることを予め確認するために、模擬炉心体系を組み上げる際に課せられた許認可を取得しなければならない。特に水冷却体系での場合は、実験体系から冷却水が流出することを想定した場合でも反応度的には十分な安全性を確保していることが必要となる。また、燃料組成に対する実機模擬性を確保するためには、外径 10～12mm 程度で核分裂性プルトニウム富化度 17～20wt%の MOX 燃料棒を 3000 本程度準備し、等価直径 80cm 以上の臨界炉心体系を構成する必要がある。これは、既設軽水炉用実験装置を使用する場合には、実験時の安全性確保に加え、MOX 燃料棒の調達及び実験後の保管に対する費用確保とマネジメントを要求することも意味するものであり、実験実施のハードルを非常に高くする要求である。

これに対し、重水冷却 FBR の炉心模擬性が既存高速炉用臨界実験装置の使用を許容するのであれば、臨界実験に必要な経費は大幅に低減され、開発予算的に実験実施が可能となり、重水冷却 FBR の実用化が大幅に間近なものとなる。

したがって、本章では、Na 冷却 FBR 開発で使用されている既存高速炉用臨界実験装置が重水冷却 FBR 用としての使用可能について検討するものである。

4.2 既存高速炉用臨界実験装置の活用性検討

(1) 解析モデルの検討

解析では、被覆管を含まない円柱状の燃料物質を置いて、その領域のまわりに X/HM に対応した水密度を有した六角格子セル体系を用いる。

被覆管を含まない体系としたのは以下の理由による。

実際の燃料棒においては、必要な被覆管強度を確保するために、燃料棒が太くなれば被覆管肉厚は厚くする必要がある。したがって、同じ X/HM であ

っても、太径被覆管では中性子吸収効果が大きくなり、燃料棒非均質効果を過小評価することとなる。

燃料棒バンドル内に占める被覆管の体積割合は約 30vol%と大きいため、特に SUS 材を被覆管に使用した場合、被覆管による低エネルギー中性子の吸収反応の影響が無視できない。

したがって、被覆管なし体系の方が燃料棒非均質効果に対する X/HM の相関性を高い感度で評価することができる。

サーベイ計算は、核定数ライブラリーとして JENDL-3.2^[1]を用い、SRAC システム^[2]の PEACO モジュールでの単ピン六角セルモデルで実施する。温度条件は既設 PWR に同じ燃料温度が 890K、冷却材温度が 580K である。

(2) 評価すべき指標の検討

本研究で提案した重水冷却 FBR の炉概念と比較すると、既存高速炉用の臨界実験装置は実機体系と以下の相違を有する。

・相違 1：プルトニウム 同位体組成

臨界実験で使用される MOX 燃料模擬用プレートのプルトニウム 同位体組成は Pu-239 がほぼ 100wt%である。実機では Pu-239 が約 60%のプルトニウムであるため、水冷却 FBR ではプルトニウム同位体組成が実機燃料と異なることの影響ができるだけ小さいことが必要となる。Figure 2-3 に示した代表的なプルトニウム核種である Pu-239 と Pu-240 の反応断面積の比較から、プルトニウム同位体組成の相違の影響は 2keV 以下のエネルギーでの共鳴反応によって発生するものと考えることができる。したがって、2keV 以下の共鳴反応の寄与が十分に無視できる時、プルトニウム同位体組成の影響は小さいと判断できる。

・相違 2：核分裂性プルトニウム富化度

中性子の飛程が長いことを考慮してサイズ模擬性を重要視する場合には実験炉心体系は大きくなり、ほぼ室温で臨界とするため、実機より核分裂性プルトニウム富化度は概して小さくなる。Figure 2-1(b)に示すように U-238

は 2keV 以上の中性子エネルギーに対し特段に大きな吸収反応断面積を有していないため、核分裂性プルトニウム富化度については、水冷却 FBR が相違 1 を解決しているのであれば、水冷却 FBR は Na 冷却 FBR とほぼ同じ大きさの影響を受けることとなる。

これまで実施されてきた Na 冷却 FBR に対する臨界実験の結果からは、12 ~ 14wt%の範囲で核分裂性プルトニウム富化度が変化しても、計算値と実験値の比 (C/E 値) はほぼ同じ値である^[3]ことが確認されているため、相違 1 を解決しているのであれば、相違 2 は十分に無視できると判断される。

・相違 3：プレート形状

高速炉用臨界実験装置では、書棚に本を収納するようにプレートを配置して炉心を構成するため、極めて非均質性の高い構造となっている。すなわち、通常では燃料集合体内に 100 本程度の燃料棒が配置されているが、実験装置では極めて太い燃料棒が 10 本程度配置された場合に類似している。そのため、水冷却増殖炉は燃料径に対する k_{eff} の感度 (非均質効果) が小さいことが要求される。

以上の議論より、2keV 以下の共鳴反応の寄与と燃料径に対する非均質効果を評価することで、水冷却増殖炉への臨界実験装置の適用性を定量的に示すことができるものと判断した。

(3) 感度解析の範囲

解析パラメータの項目とそのサーベイ範囲は下記のとおりである。

- ・ 燃料物質：5wt%濃縮 UO_2 燃料(5%-EU)
核分裂性プルトニウム富化度 17wt%MOX 燃料(17%-MOX)
- ・ 冷却材：軽水、重水
- ・ X/HM のサーベイ範囲：0.05 (100%ボイド状態相当) ~ 4.0
- ・ 燃料外径：8.0 ~ 14.0mm

燃料径ごとの X/HM に応じたセルピッチ例を Table 4-1 に示す。0.1 以上の X/HM を達成する際の幾何形状の調整はセルピッチで実施したが、0.1 未満では燃料どう

しが接触するためボイド率で調整した。

(4) 共鳴領域での反応率評価

代表的な X/HM における核分裂率で規格化された燃料内の中性子スペクトル、中性子の生成反応率と吸収反応率のエネルギー分布及び中性子バランス（≡「生成反応率」－「吸収反応率」）を、燃料物質と冷却材物質に応じて Figure 4-4～4-7 に示す。

共鳴反応が存在する中性子エネルギー範囲で、吸収反応率エネルギー分布におけるマイナスの鋭い谷は共鳴による捕獲反応の影響があることを示し、生成反応率エネルギー分布におけるプラスの鋭いピークは共鳴による核分裂反応の影響があることを示す。この谷とピークが十分小さい時、共鳴反応は無視できることとなる。

a) 5%-EU の場合(Figure 4-4 及び Figure 4-5 参照)

1-10MeV の生成反応率ピークは高エネルギー中性子の U-238 核分裂によるものであり、0.4eV まわりの生成反応率の山は熱中性子の U-235 核分裂によるものである。

軽水冷却の場合では、X/HM=0.2 の低減速状態であっても 100eV 近傍での U-238 による共鳴吸収反応が明確に存在している。重水冷却の場合では、X/HM=0.2 であればその共鳴吸収反応は十分に小さくなっている。これは、1keV～1MeV のエネルギー領域にある中性子に対する吸収反応断面積が小さい U-238 が 5%-EU の主物質であり、燃料物質にあまり吸収されることなしに、中性子が冷却材内に移動して減速されるため、中性子スペクトルが軟らかくなりやすいからである。重水は減速効果が小さく、冷却材に入射した中性子が高いエネルギーを保持したまま再度燃料領域に入射する可能性が高くなるため、軽水よりも共鳴反応の影響が小さく現れることとなる。

b) 17%-MOX の場合(Figure 4-6 及び Figure 4-7 参照)

1-10MeV の生成反応率ピークもまた高エネルギー中性子の U-238 核分裂によるものである。0.6MeV まわりの生成反応率ピークは高エネルギー中性子のプルトニウム核種の核分裂によるものであり、0.4eV まわりの生成反応率の山は熱中性子の Pu-239 核分裂によるものである。X/HM = 4.0 の場合の中性子スペクト

ルにおける顕著な 1eV 近傍の谷は Pu-240 の共鳴捕獲反応によるものであり、0.4eV 近傍の谷は核分裂性 プルトニウムの核分裂のための吸収反応によるものである。

軽水冷却の場合では $X/HM=0.2$ 、重水冷却の場合では $X/HM=1.0$ の低減速状態であれば共鳴反応が無視できるほど小さくなっている。これはプルトニウム核種が 1keV ~ 1MeV の高エネルギー中性子に対する吸収反応断面積が U-238 より大きく、中性子が冷却材に入射する前に燃料物質に吸収される割合が高くなり、燃料領域内では 5%-EU の場合より硬い中性子スペクトルが維持されることによる。重水冷却では、冷却材領域で大きく減速されないで燃料領域に再入射する中性子が多くなるため、軽水よりも共鳴の影響が小さく現れる。

(5) 燃料非均質効果の検討

各燃料物質に対する非均質効果を Figure 4-8 に示す。代表的なプルトニウムブレートの燃料厚が約 14mm であるので、下式のように、 $\phi 14.0\text{mm}$ の燃料外径での $k\text{-eff}$ と現状の水冷却増殖炉の燃料ペレット外径 8.0mm との $k\text{-eff}$ の差を燃料非均質効果として評価した。

燃料非均質効果

$$= (\text{燃料外径 } 14.0\text{mm} \text{ での } k\text{-eff}) - (\text{燃料外径 } 8.0\text{mm} \text{ での } k\text{-eff})$$

$X/HM=4$ の場合で、Na 冷却では 17%-MOX の約 $0.2\%\Delta k$ 、5%-EU ではその 2 倍の約 $0.4\%\Delta k$ である。

a) 軽水冷却の場合

2 種類の燃料物質ともに、 X/HM の増加に伴い燃料非均質効果は急速に大きくなる。Na 冷却 FBR と同程度の燃料非均質効果 ($0.2\%\Delta k$) 以下とするには、 X/HM を 17%-MOX の場合で 0.2 以下、5%-EU の場合で 0.1 以下にする必要がある。

b) 重水冷却の場合

X/HM の増加に伴い燃料非均質効果は除々に大きくなる。Na 冷却 FBR と同程度の燃料非均質効果以下とするには、 X/HM を 17%-MOX の場合で 1.0 以下、5%-EU の場合で 0.7 以下にする必要がある。

4.3 第4章のまとめ

重水冷却 FBR の実用化に向けては、核特性評価に対する解析予測精度の確認に必要な実測データを取得するために臨界実験の実施が不可欠である。そこで、既存高速炉用の実験装置を利用した臨界実験の有効性について検討した。その結果、実験装置の特徴を考慮すると、2keV 以下の共鳴反応の寄与と燃料径に対する非均質効果に着目して定量的な検討が可能であることを明らかにした。そして、X/HM に対するサーベイ計算を実施し、MOX 燃料に対し、軽水減速の場合では X/HM が 0.2 以下、重水減速の場合では X/HM が 1.0 以下であれば、既存高速炉用実験装置を使用した場合に、Na 冷却 FBR と同等な実機模擬精度で実測データを取得することが可能であることを明らかにした。

したがって、本研究で構築された重水冷却 FBR は既存の高速炉用臨界実験装置を利用して Na 冷却 FBR と同等な核特性予測精度の評価が可能であり、現行の実験施設の範囲内で実用化に向けた研究・開発が可能であることが確認できた。

第4章の参考文献

- [1] T. Nakagawa, et al., “JENDL-3.2,” J. Nucl. Sci. Technol., 32(12), 1259-1271 (1995)
- [2] K. Tsuchihashi, K., et al., “Revised SRAC Code System, JAERI-1302” (1986)
- [3] Yokoyama K., et al., “Analyses of experiments in the JOYO fast reactor using the ERANOS and JNC code systems,” Proc. Int. Conf. on the New Frontiers of Nuclear Technology: Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing (PHYSOR2002), Oct. 7-10, No.6D-02 (2002)

Table 4-1 六角格子セルでの X/HM に対応する燃料外径と配列ピッチの組合せ

X/HM	Fuel diameter			
	8.0mm	10.0mm	12.0mm	14.0mm
0.05*	8.43mm (90%)	10.54mm (90%)	12.65mm (90%)	14.76mm (90%)
0.5	8.43mm	10.54mm	12.65mm	14.76mm
1	9.18mm	11.47mm	13.76mm	16.06mm
2	10.51mm	13.13mm	15.76mm	18.38mm
3	11.68mm	14.61mm	17.53mm	20.45mm
4	12.76mm	15.94mm	19.13mm	22.32mm

* Parenthesized number means a void fraction in coolant region

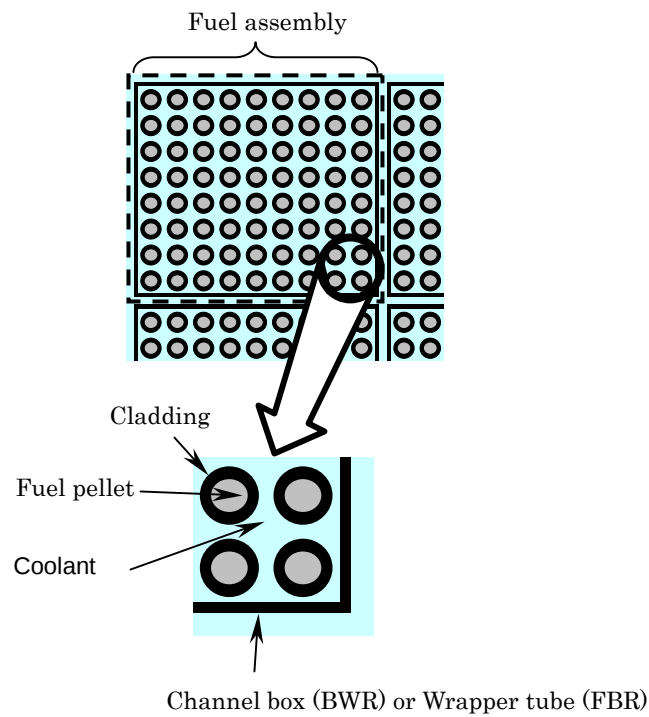


Figure 4-1 標準的な実機燃料集合体の構造

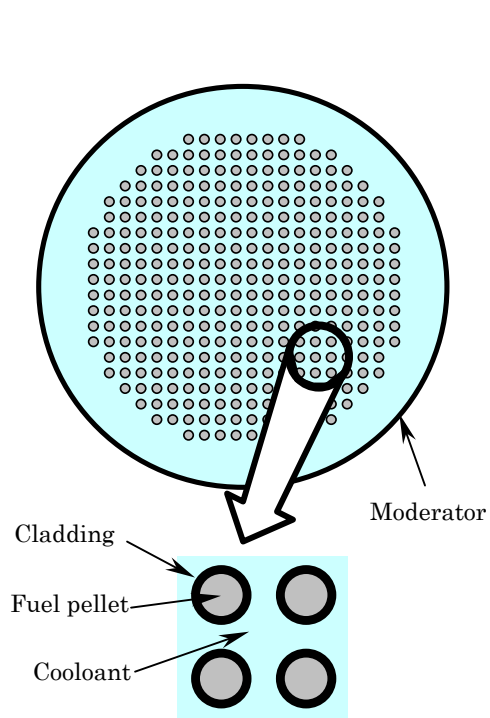


Figure 4-2 既設軽水炉向け臨界実験装置の概観

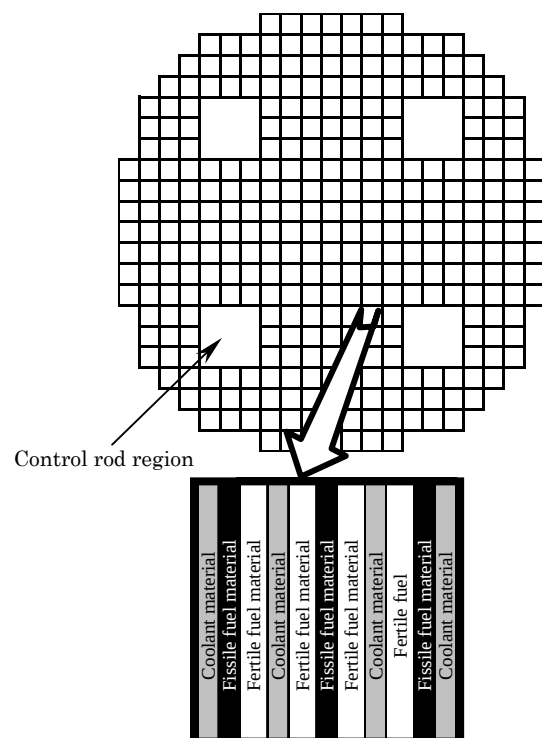


Figure 4-3 既設高速炉用臨界実験装置の概観

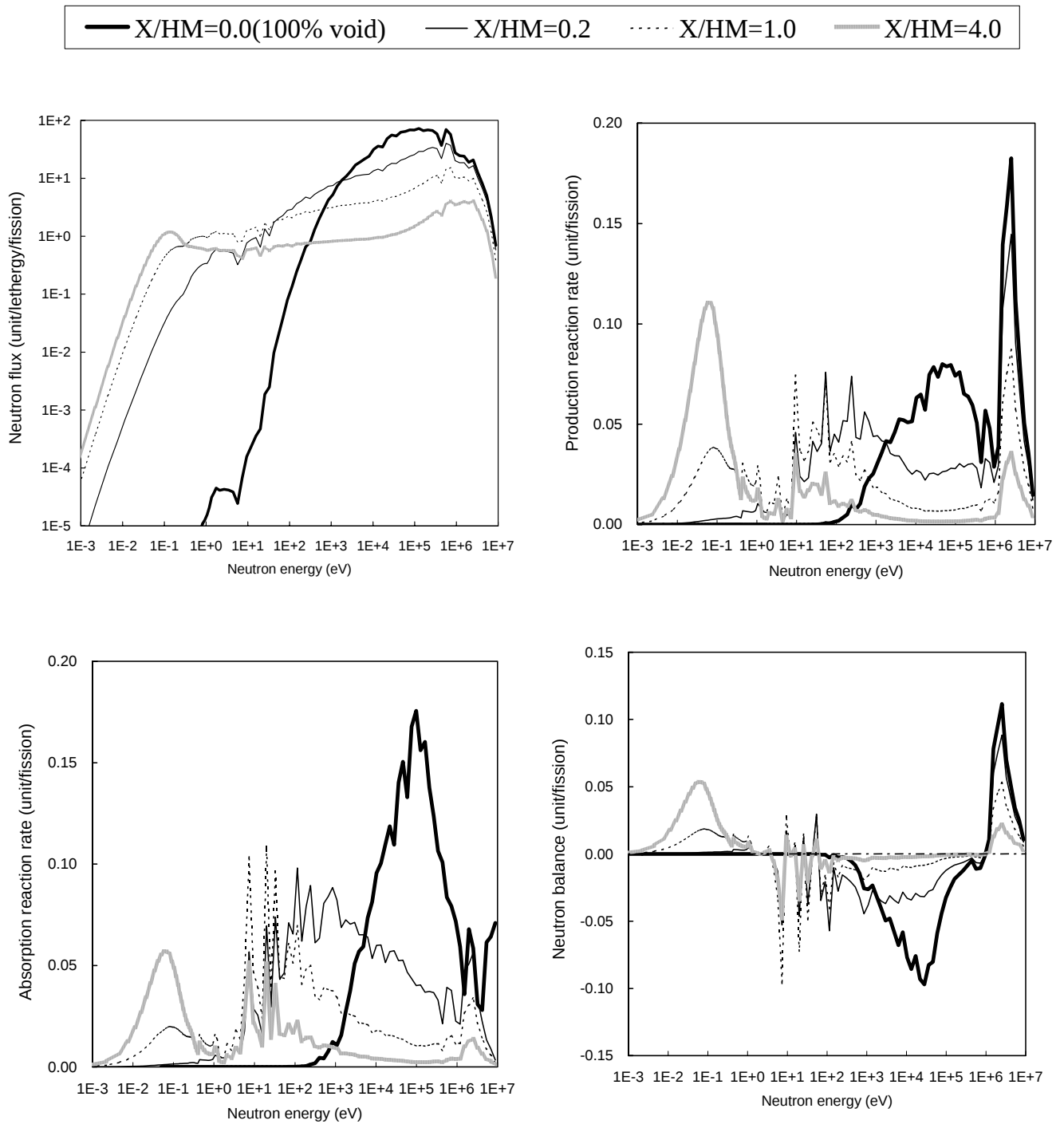


Figure 4-4 単ピンセルモデルで得られた軽水冷却における 5%-EU 燃料での中性子反応挙動

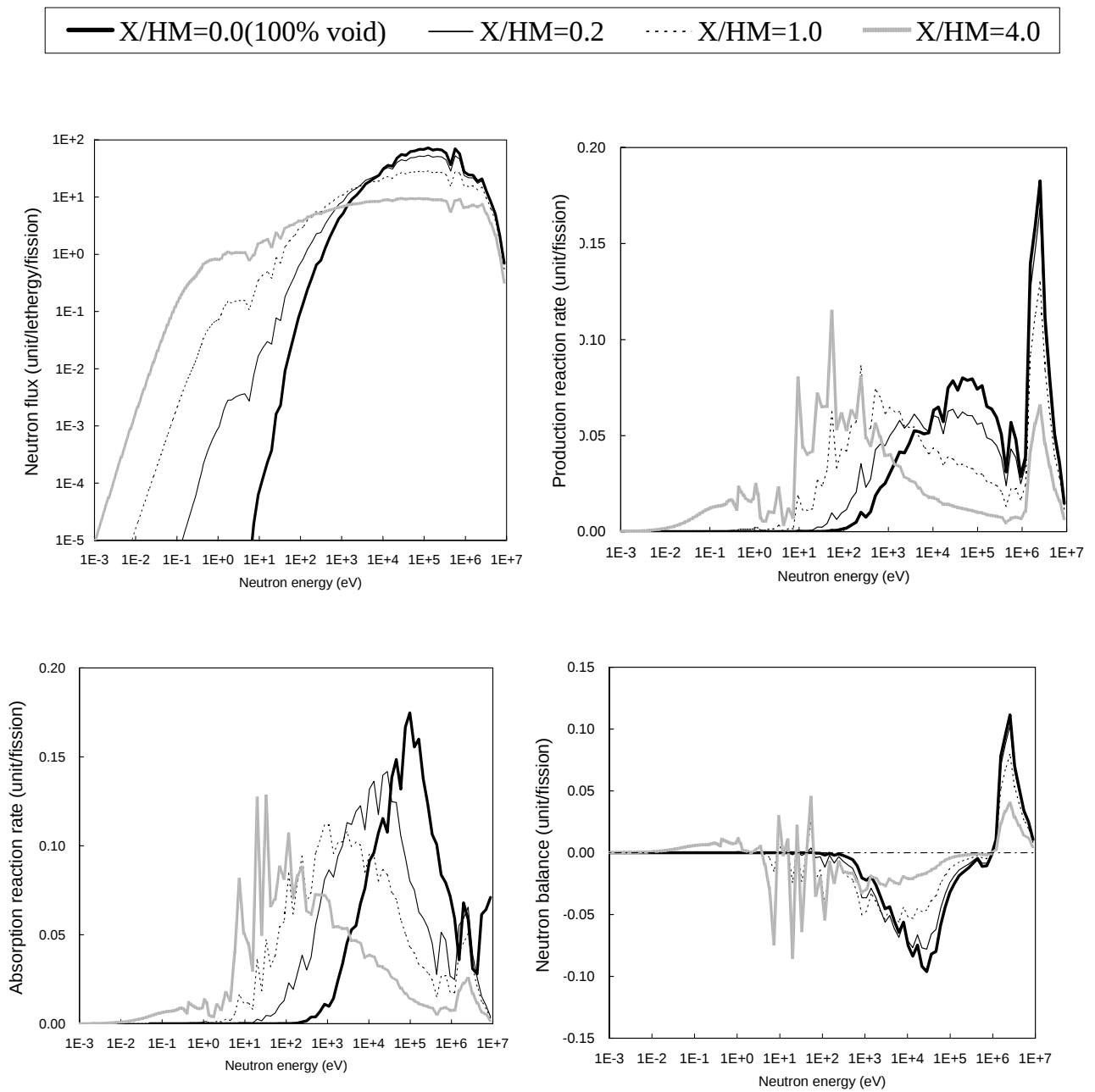


Figure 4-5 単ピンセルモデルで得られた重水冷却における5%-EU燃料での中性子反応挙動

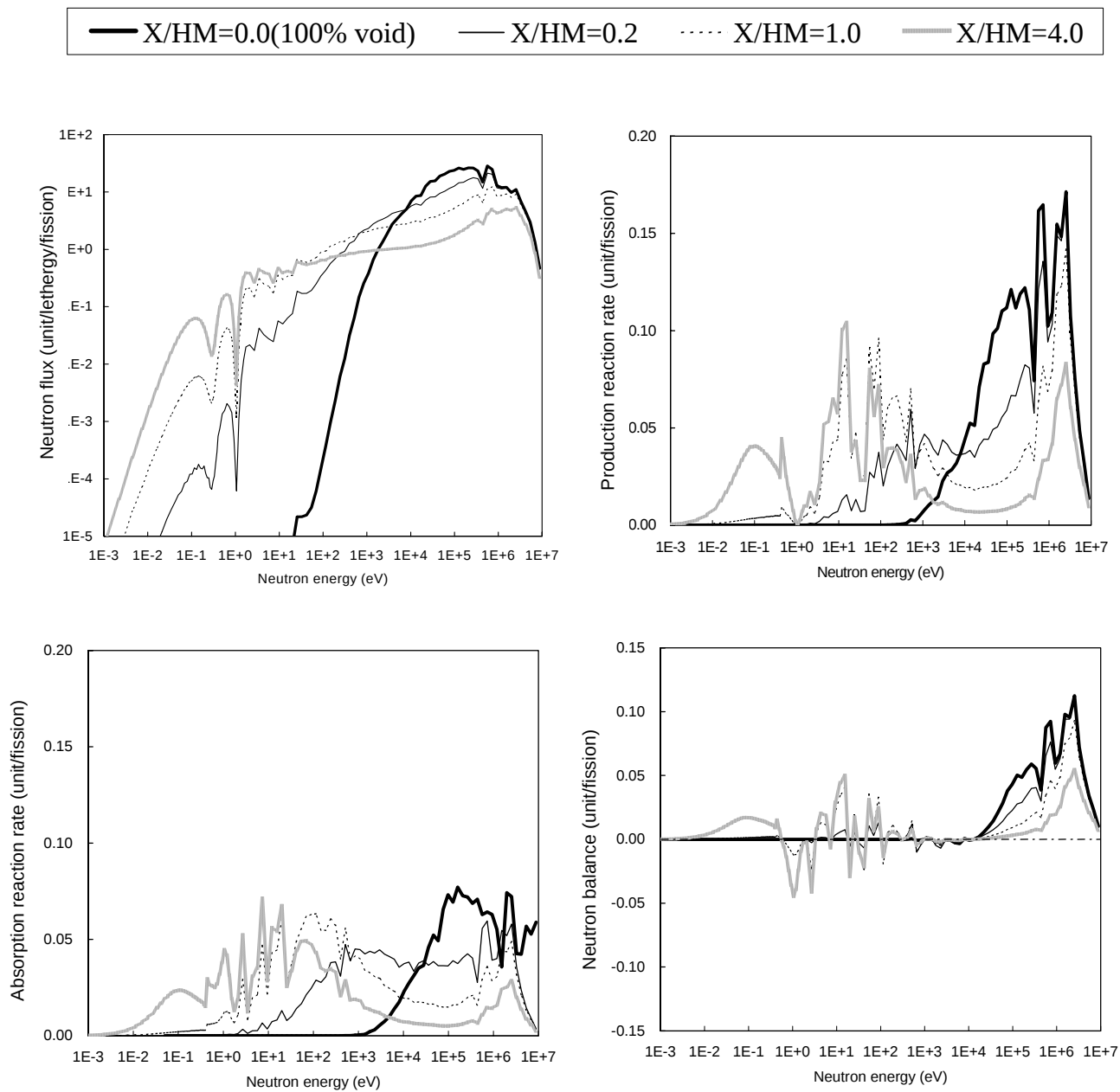


Figure 4-6 単ピンセルモデルで得られた軽水冷却における 17%-MOX 燃料での中性子反応挙動

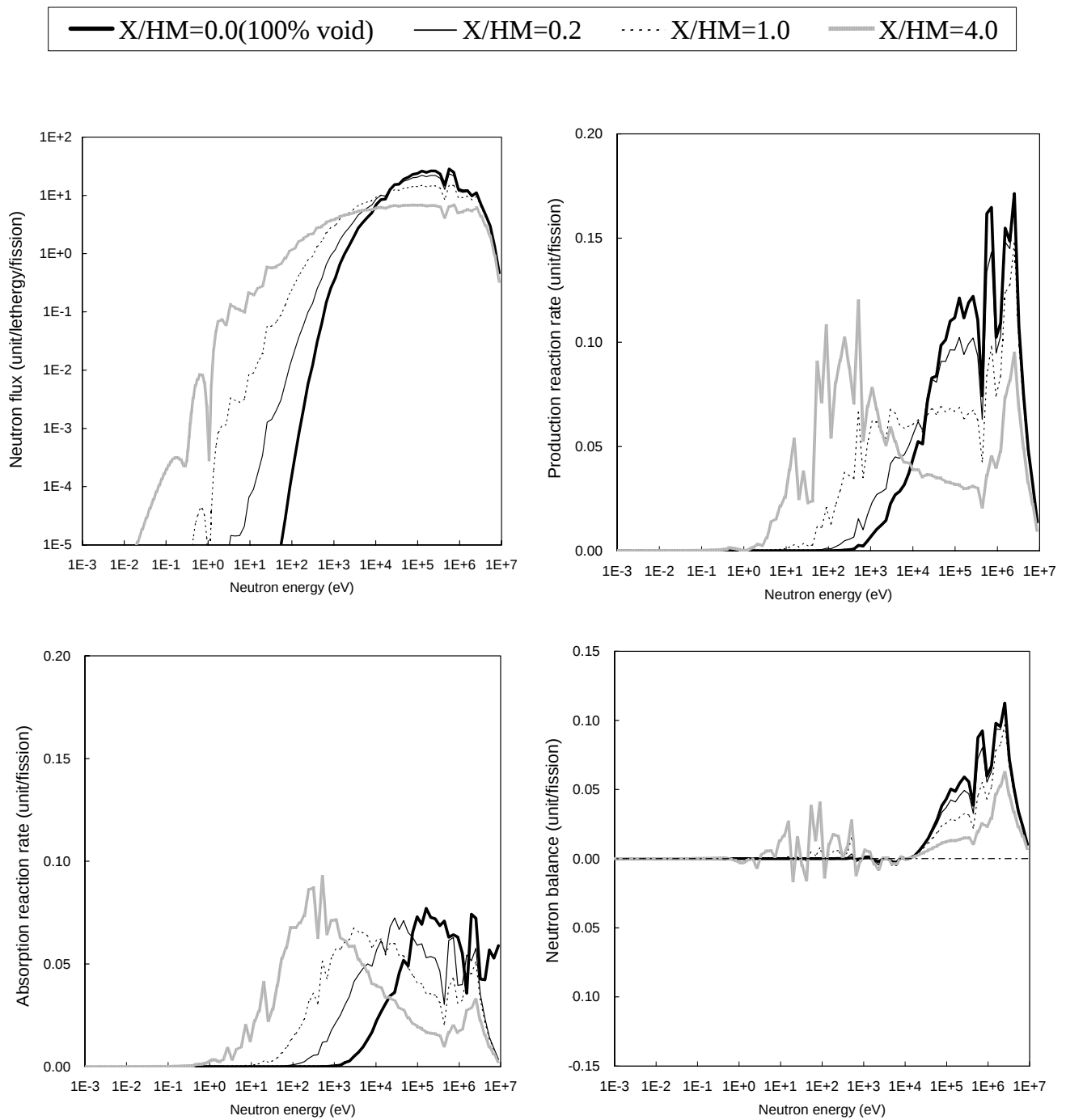


Figure 4-7 単ピンセルモデルで得られた重水冷却における 17%-MOX 燃料での中性子反応挙動

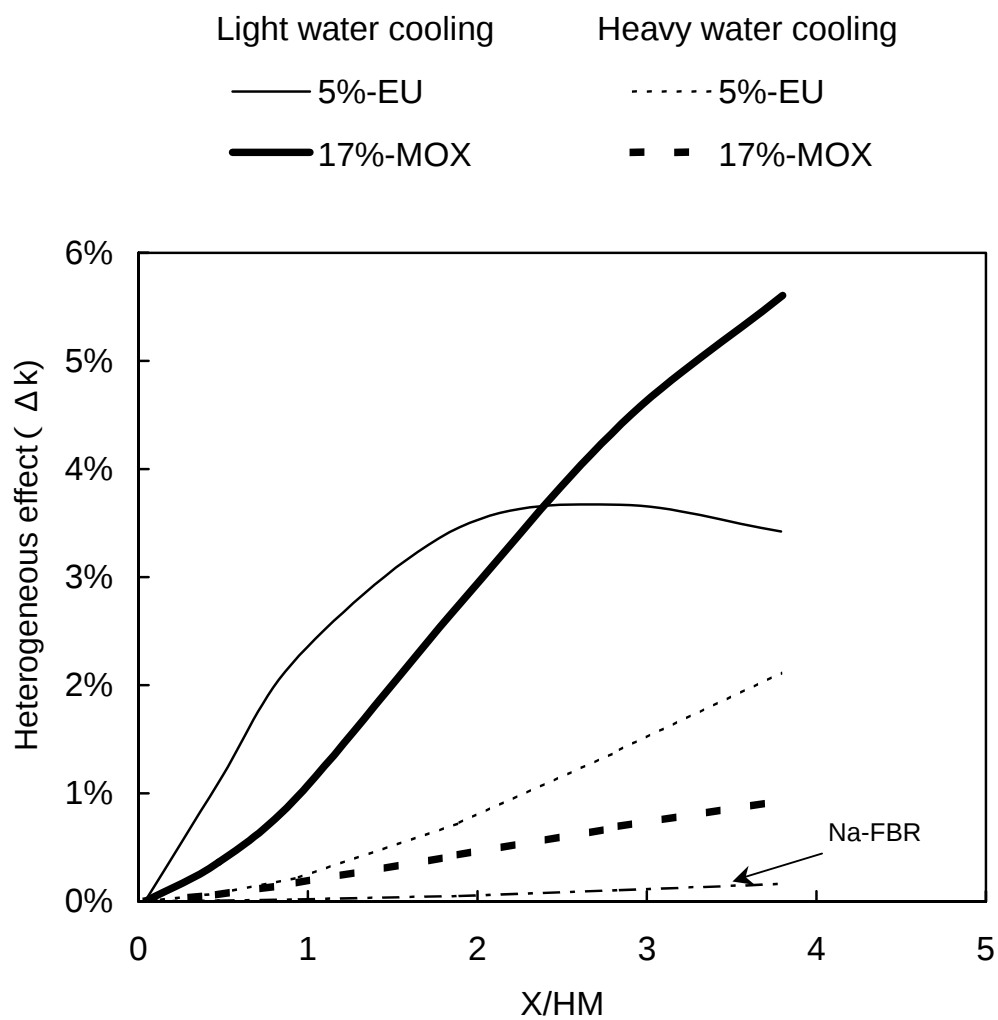


Figure 4-8 単ピンセルモデルで得られた燃料非均質効果

5. 結 論

本研究では、負のボイド反応度を有した加圧水型炉 FBR の炉概念構築を実施した。

第 1 章では、エネルギーセキュリティの観点からウラン-プルトニウムによる核燃料リサイクルシステムを確立するための研究開発が実施されているものの、その中核となるべき Na 冷却 FBR の開発がスローダウンしている現状では、実用化性の高い水冷却 FBR の開発を行うことが必要であることを示した。そして、軽水冷却 PWR を主体とした先行研究では、燃料棒バンドルから十分に水を排除することができず転換比が最高で 0.95 までしか到達できなかった経緯を明らかにした。しかしながら、最新の技術知見によると燃料棒バンドルから十分な水排除が可能となるとともに、重水冷却炉の経済性が見通せることになったことから、精緻化した炉心解析手法を用いて水冷却 FBR の炉概念構築を再度研究することの価値が出てきたとして、「加圧水型 FBR の炉概念を構築し、現在 Na 冷却 FBR を対象として開発されている先進再処理を用いたウラン-プルトニウムによる核燃料リサイクルシステムに適合することを確認する」という本研究の目的を明らかにした。

第 2 章では、MOX 燃料をシード燃料として使用した場合の感度解析を行い、中性子反応挙動を詳細に分析し、その特徴を明らかにした。その結果、1.0 を上回る残存比を達成するには、軽水冷却では X/HM が 0.4 程度、重水冷却では 1.1 程度まで燃料棒バンドルを稠密化する必要があり、単相流炉心冷却を採用している加圧水型炉では構造的に重水冷却にする必要があることを明らかにした。また、水冷却 FBR は高速中性子炉体系であるが、代表的な中性子エネルギーが軽水冷却では約 0.4keV、重水冷却では約 13keV であり、ナトリウム冷却の約 100keV より低いエネルギー領域の中性子が核反応の主体となっていることを示すとともに、ボイド反応度が最も大きくなるのは重水冷却の場合であることを明らかにした。さらに、シード燃料とブランケット燃料の体積比を変化させる感度解析を実施し、ブランケット燃料を等価厚さ 30 ~ 40cm 程度でシード燃料との接触面積ができるだけ大きくなるように配置することがボイド反応度抑制に効果的であることを明らかにした。

第 3 章では、第 2 章での知見を用い、重水冷却炉に対し、既設 PWR に準じた設計制限条件の下で、電気出力 1200MWe、運転サイクル長 15 ヶ月の条件にて、1.0 以上の残存比

と負のボイド反応度を両立する炉概念構築を実施した。その結果、 シード燃料集合体は 外径φ9.5mm の燃料棒をピッチ 10.5mm で三角配列とした集合体配列ピッチ 25.2cm の稠密格子燃料とし、 厚さ 65cm のシード燃料 2 層の間に厚さ 40cm の内部ブランケット燃料、シード燃料上下端に厚さ 30cm の軸ブランケットを配置する 5 層構造燃料を採用し、

ブランケット燃料集合体はそのブランケット燃料の上下端が上部及び下部シード燃料それぞれの中心高さに位置するような短尺型燃料を採用し、 そのブランケット燃料集合体をシード燃料集合体間にチェッカーボード状に配置し、反応度制御を全て制御棒で行うことができる炉概念を構築した。さらに、プルトニウムを自己リサイクルさせる際に、MA の全量と固体状 FP の約 20wt% がプルトニウムに随伴する先進再処理を適用した場合での炉心特性を評価し、Na 冷却 FBR と同様に、炉心核特性上は無限回のプルトニウムのマルチ自己リサイクルが可能であることを明らかにした。また、構築された炉概念に対する設計成立性を考察した結果、既存技術で設計成立性は十分に見通せており、プラント設備はほぼ既設 PWR に同じで、大規模な新規技術開発を必要としないため、早期に実プラントとして導入できるポテンシャルを有していることを明らかにした。

第 4 章では、第 3 章で構築された炉概念に対し、炉心核特性解析において重要となる通常時・ボイド時の k -eff、制御棒反応度価値あるいは各種反応率分布等の解析精度を確認するために必要な臨界実験の実施可能性について検討した。その結果、2keV 以下の中性子エネルギー領域の共鳴反応が十分無視でき、燃料棒非均質効果が Na 冷却 FBR なみの大きさであれば、既設の高速炉用臨界実験装置を用いることで Na 冷却 FBR に対するのと同じ精度で核特性予測精度を評価することができることを示し、本研究で構築された重水冷却加圧水型 FBR はその条件を満足していることを明らかにした。

以上の本研究の成果を総括すると、本研究で構築された重水冷却 FBR の炉概念は、原子力発電プラントとして世界的にシェアの高い PWR の炉心・プラント設計技術を適用して設計することが可能であり、開発要素も少ない。したがって、この重水冷却 FBR を現行の核燃料リサイクルの中核となる原子炉として早期実用化することが可能であり、既存の Na 冷却 FBR 開発とは独立して、ウラン - プルトニウム核燃料リサイクルによる長期プルトニウム利用が可能となるとともに、天然ウラン資源の節約ができるようになり、エネルギーの安定供給に資することができることが示された。

謝 辞

本論文は、東京工業大学原子炉工学研究所 関本博教授のご指導のもと、原子炉内の中性子反応挙動の詳細分析も含めた加圧水型高速増殖炉の総括的な研究成果をまとめたものであります。関本博教授には、本論文をまとめるにあたり、終始有益かつ温情溢れるご指導を賜りました。心から感謝申し上げます。

また、本論文の審査に際しましては、東京工業大学原子炉工学研究所の二ノ方壽教授、斎藤正樹助教授、井頭政之助教授、小原徹助教授から終始適切なご教示・ご鞭撻を賜りましたことを心から感謝申し上げます。

本研究を行うきっかけは、著者が、日本原子力研究所と日本原子力発電株式会社の共同研究「PWR 型低減速スペクトル炉の研究」に従事し、両機関のご厚意により、その研究成果を第8回原子力工学国際会議 (International Conference On Nuclear Engineering 8th、ICONE-8) 及び第1回 ICAPP 国際会議 (International Congress on Advanced Nuclear Power Plants、ICAPP)で発表する機会に恵まれたことにあります。日本原子力研究所エネルギーシステム研究部の落合政昭元部長、岩村公道現部長、大久保努氏、久語輝彦氏、中塚亨氏、新谷文將氏、及び日本原子力発電株式会社の内田昌人氏から適切なご教示・ご鞭撻を賜りましたことを心から感謝申し上げます。

また、元三菱重工業株式会社の嶋田昭一郎氏、栃原洋氏、エンジニアリング開発株式会社の小林達夫氏、及び元三菱重工業株式会社で現在 Nuclear Engineering Consultant 社の石田睦美氏、Silvia E. Gomez 氏には、研究遂行に際し多大なご協力を賜りました。心から感謝申し上げます。

本研究を進めるにあたり、三菱重工業株式会社炉心技術部の喜多薫前部長、大室真一前次長、駒野康男現部長、秋田康臣主幹、及び熱水力・炉構造技術課 金川孝元課長、河越稔之前課長、川原博人現課長からは、終始暖かいご援助を頂きましたことを深く感謝致します。

最後に、本研究の遂行に際し様々な御協力を頂いた東京工業大学 関本研究室の皆様と三菱重工業株式会社炉心技術部の皆様に心から感謝します。

Appendix A.

シード-ブランケット燃料間の中性子干渉効果に対する 解析結果データ

本文に掲載できなかった第 2.3 節で実施した感度解析の結果をまとめた。

中性子束分布はシード燃料領域平均の全中性子束が 1.0、核分裂率分布及び吸収反応率分布はシード燃料領域平均の核分裂率が 1.0 になるよう規格化したものである。

ボイド状態に対する解析では、ボイド状態での燃焼は実施しないで、SRAC システムのブランチ計算機能を使用して、 $X/HM=1.0$ の重水冷却条件で所定の燃焼度まで燃焼させた状態から水密度をゼロとした解析を実施し、その時の中性子束分布を求めたものである。

Na 冷却については、 X/HM の相違によって中性子束分布が大きく変化ことがないことを確認し、 $X/HM=1.0$ のみの場合の解析に止めている。

< 基本条件 >

- ・ 核定数ライブラリー：JENDL-3.2
- ・ 解析コード：SRAC システムの PEACO モジュール
- ・ 解析モデル：1 次元平板体系モデルによる衝突確率計算
- ・ シード燃料物質：MOX 燃料
- ・ ブランケット燃料物質： UO_2 燃料
- ・ プルトニウム同位体組成：Pu-238 / Pu-239 / Pu-240 / Pu-241 / Pu-242 / Am-241
= 2.7 / 47.9 / 30.3 / 9.6 / 8.5 / 1.0 wt%
- ・ ウラン同位体組成：U-235 / U-238 = 0.2 / 99.8 wt%
- ・ シード燃料の核分裂性プルトニウム富化度：15.0wt%
- ・ 被覆管：SUS (肉厚 0.4mm 相当)

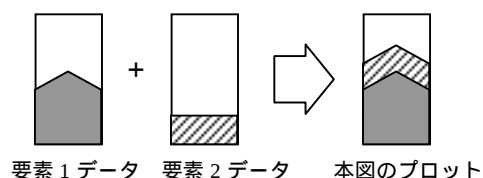
< サーベイパラメータ >

- ・ 冷却材：軽水、重水、Na
- ・ X/HM ：0.5、1.0、2.0、4.0、5.0
- ・ シード燃料厚：30cm
- ・ ブランケット燃料厚：5cm、10cm、20cm、30cm、40cm、60cm、80cm

< データ項目 >

- ・ 体系内中性子束分布
- ・ 体系内の核分裂率及び吸収反応率分布

< Figure A-13 以降の図の見方 >



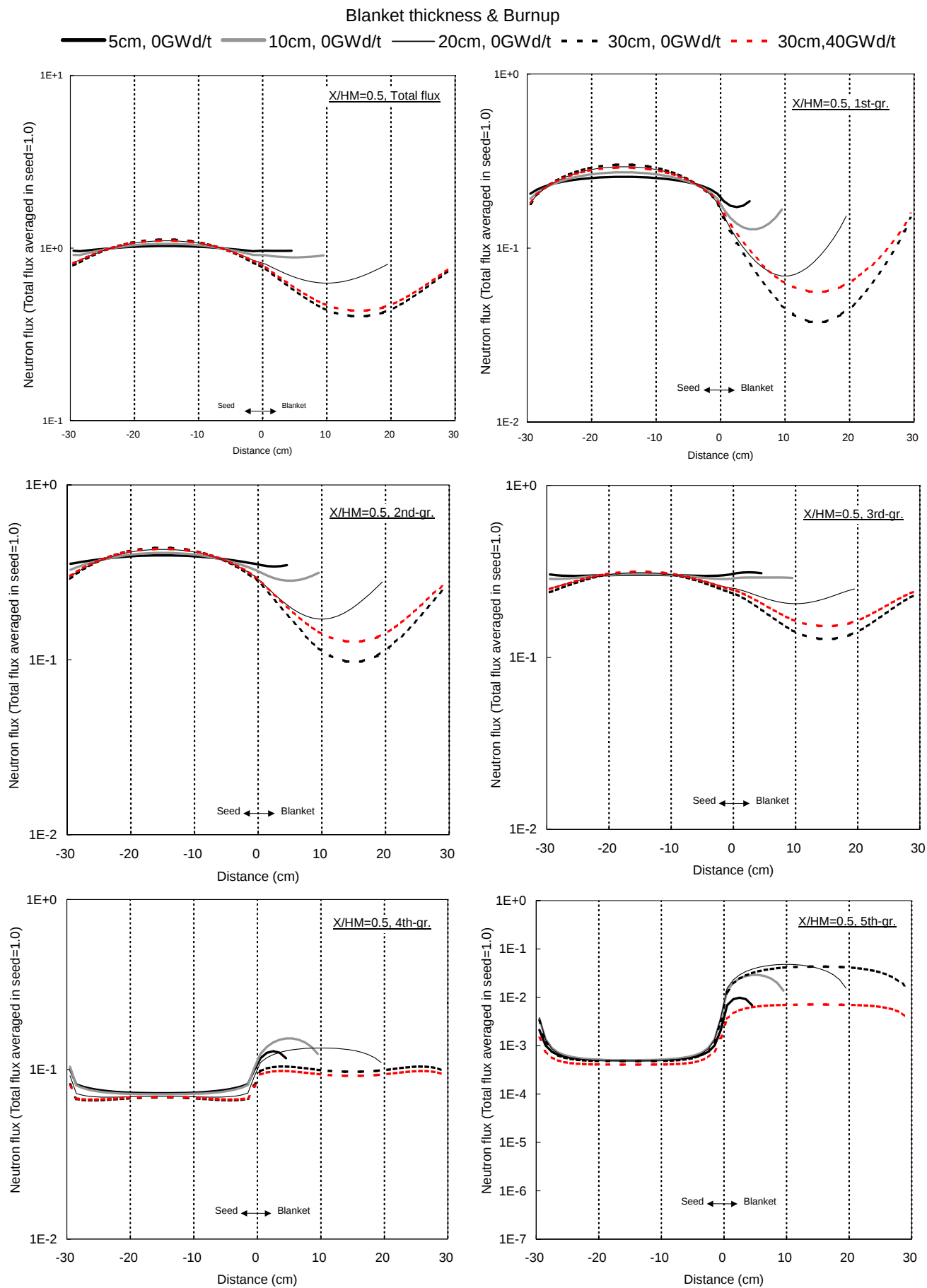


Figure A-1 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、X/HM=0.5)

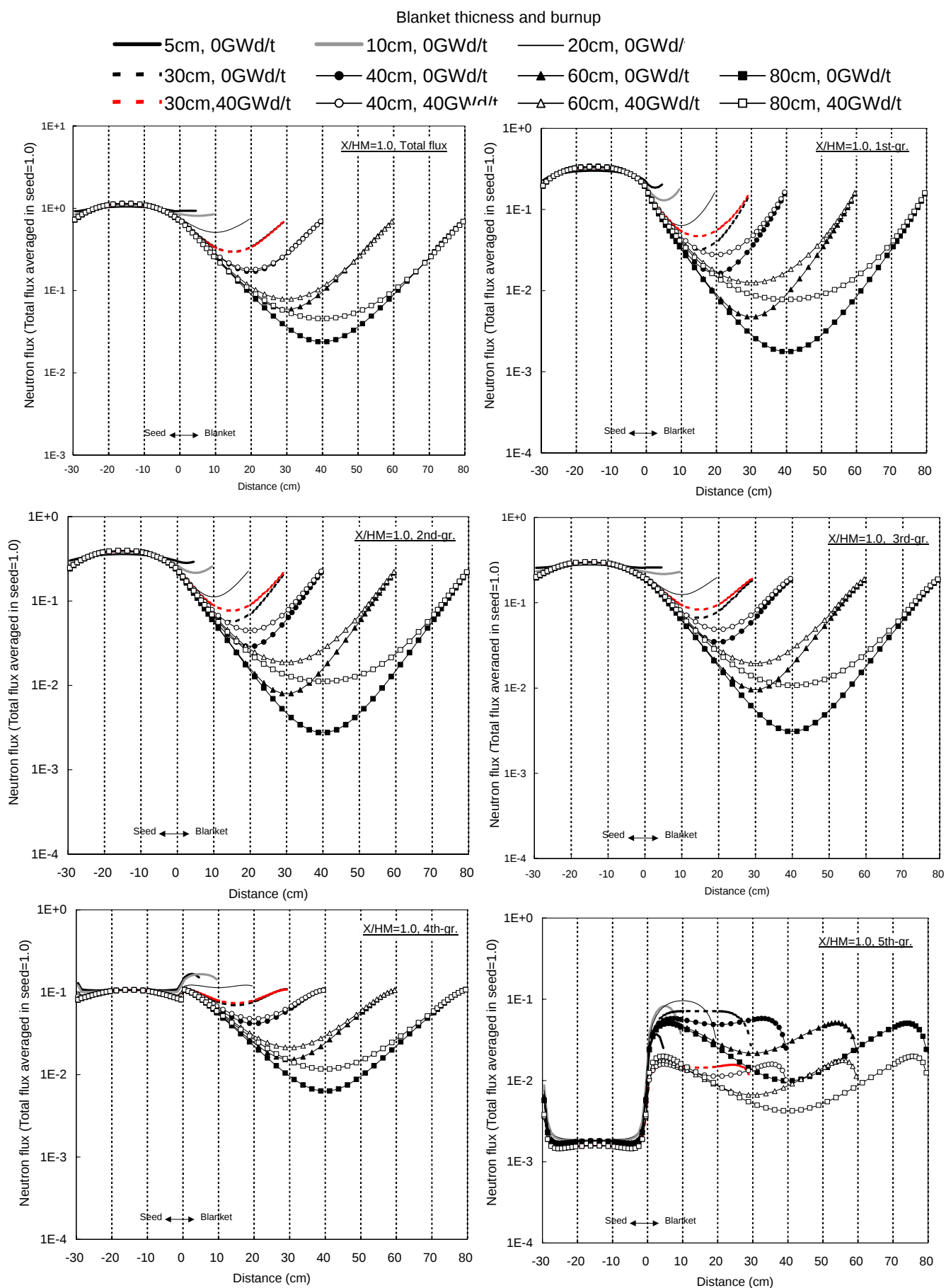


Figure A-2 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、 $X/HM=1.0$)

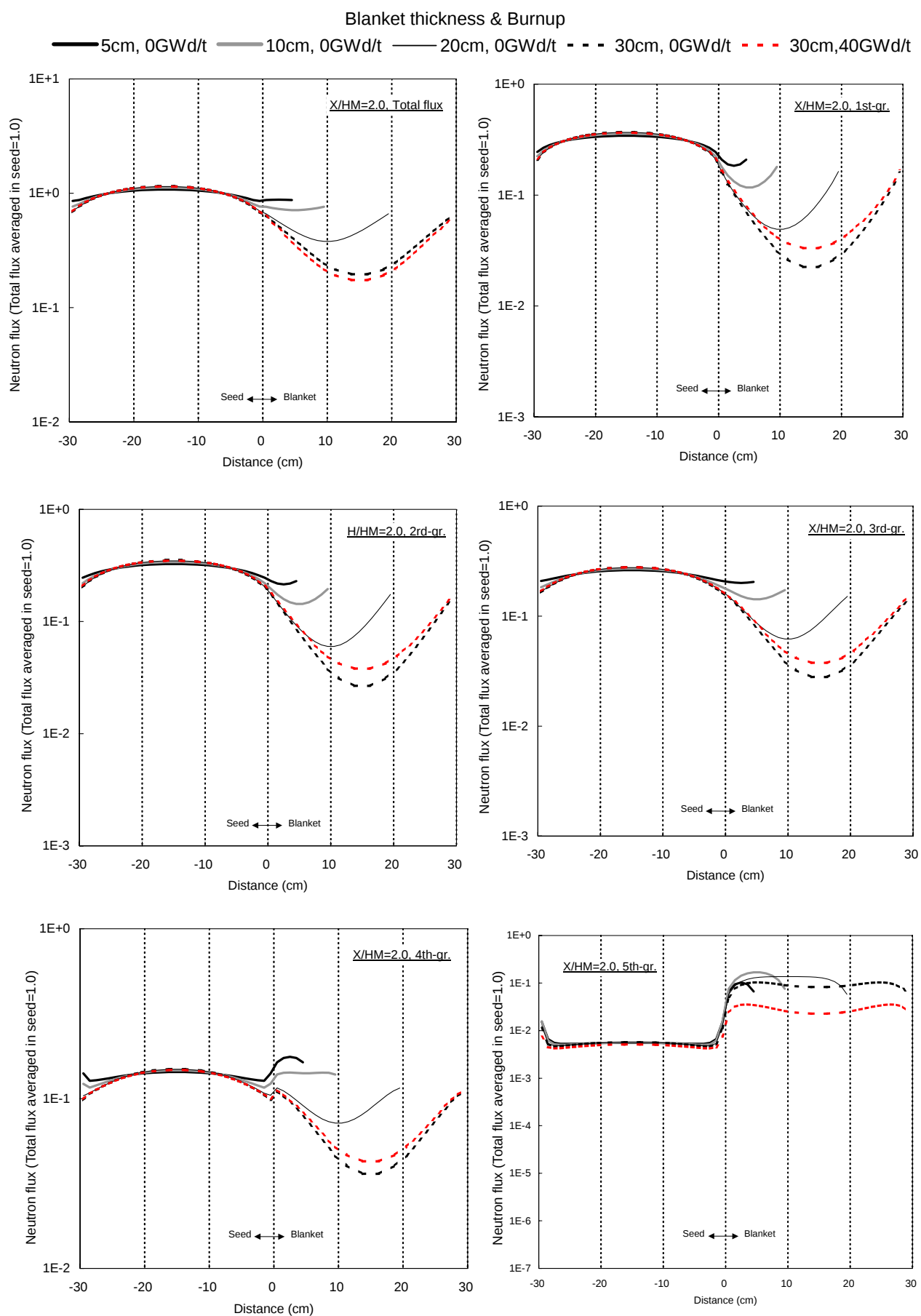


Figure A-3 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、X/HM=2.0)

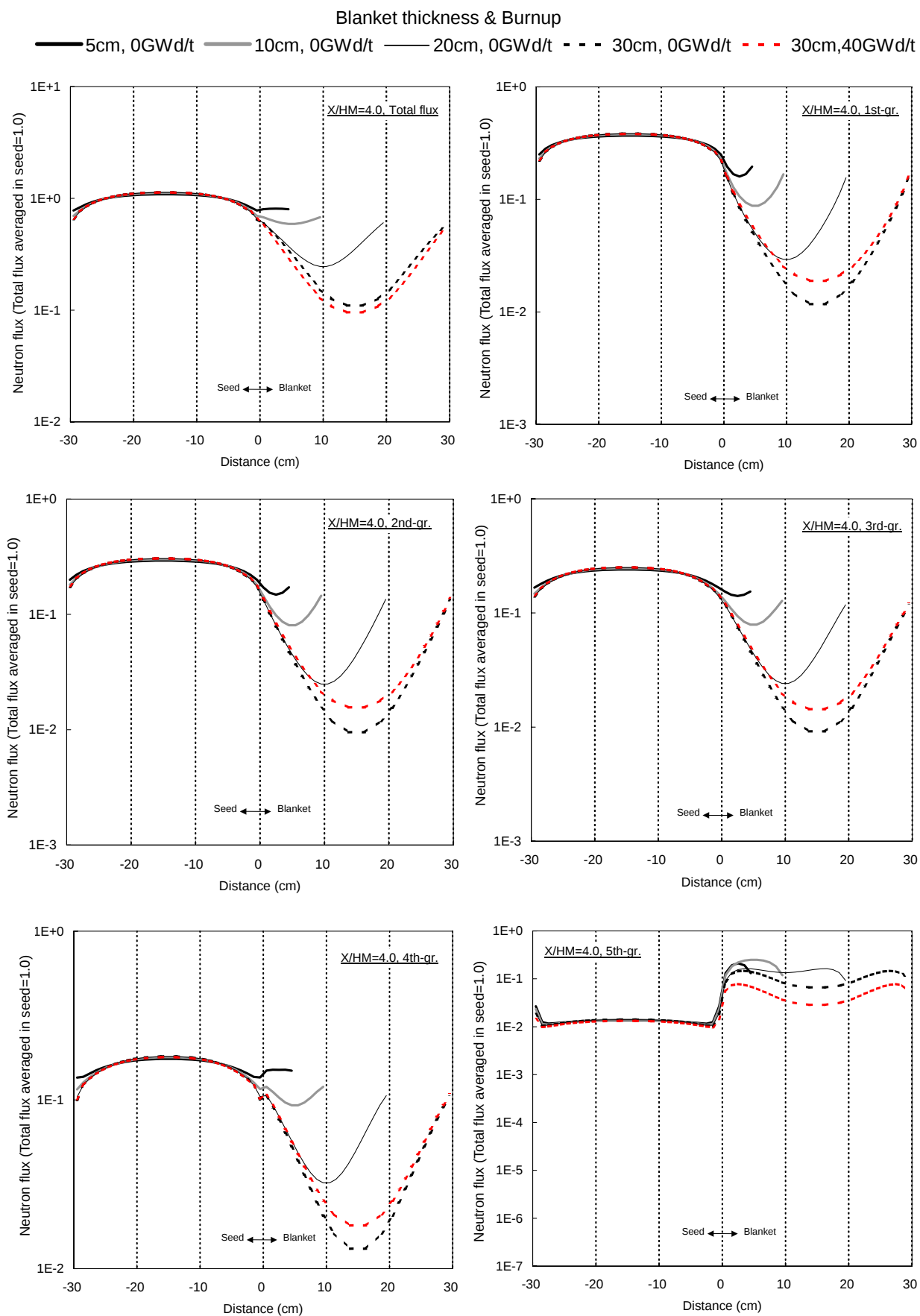


Figure A-4 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、 $X/HM=4.0$)

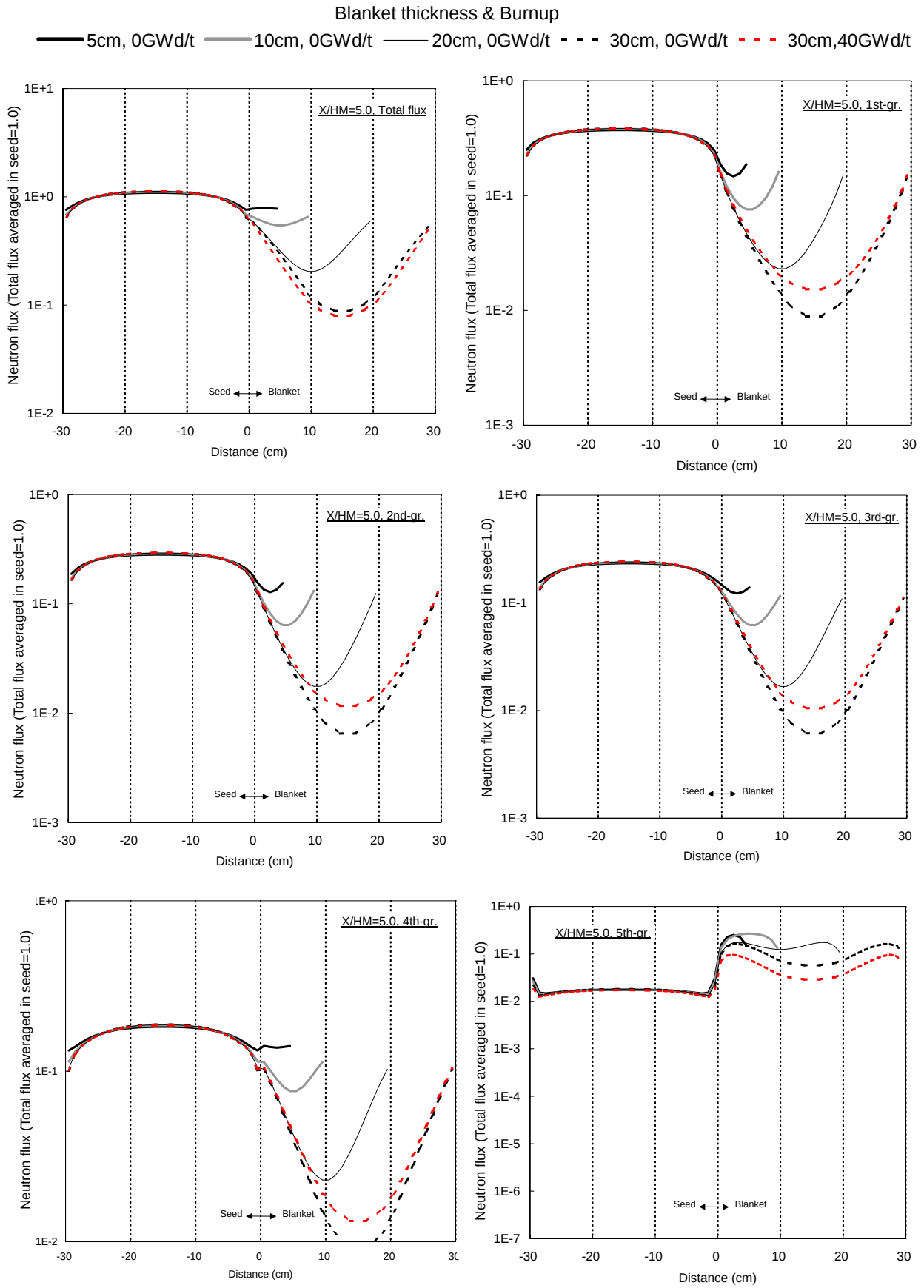


Figure A-5 軽水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、 $X/HM=5.0$)

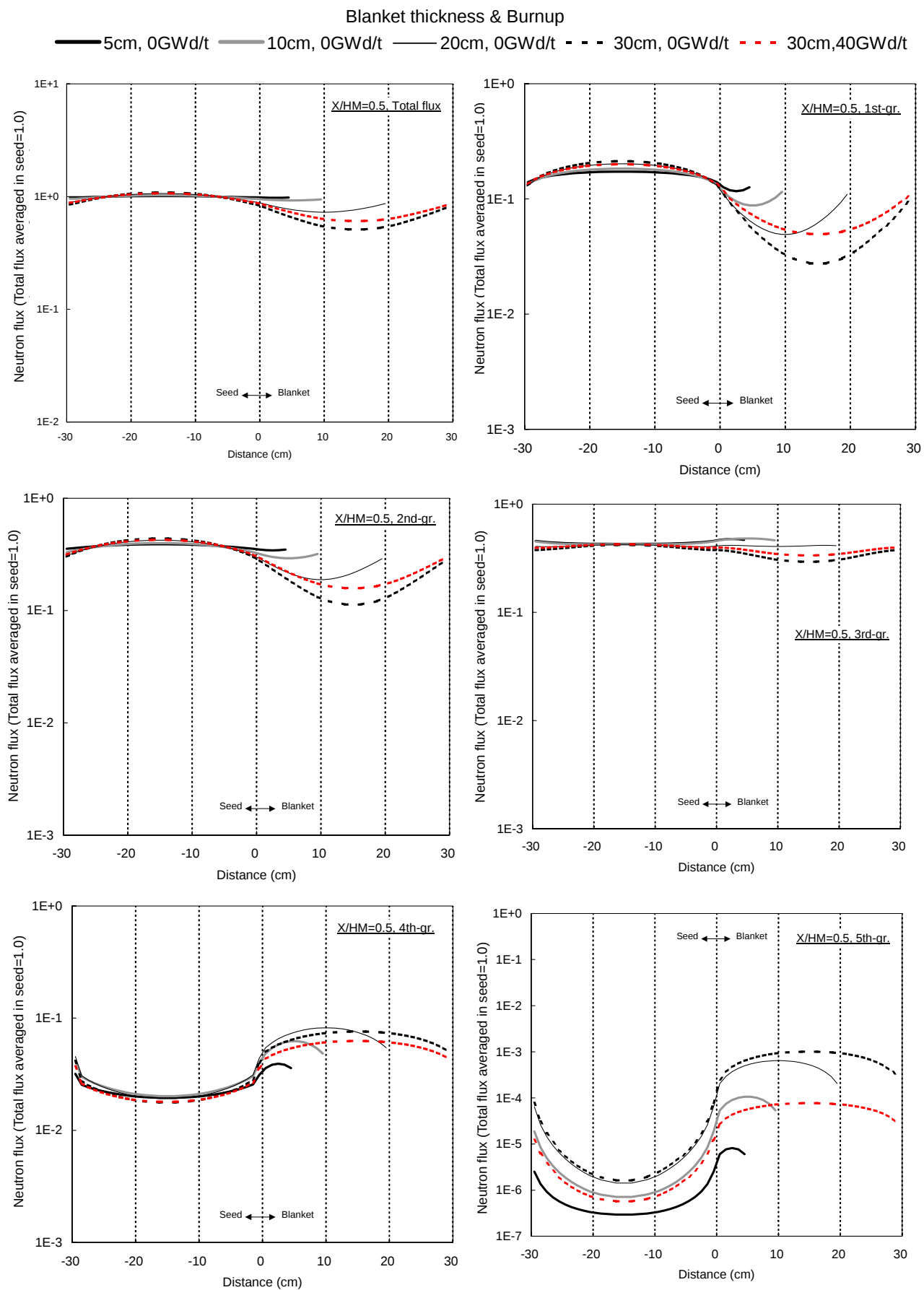
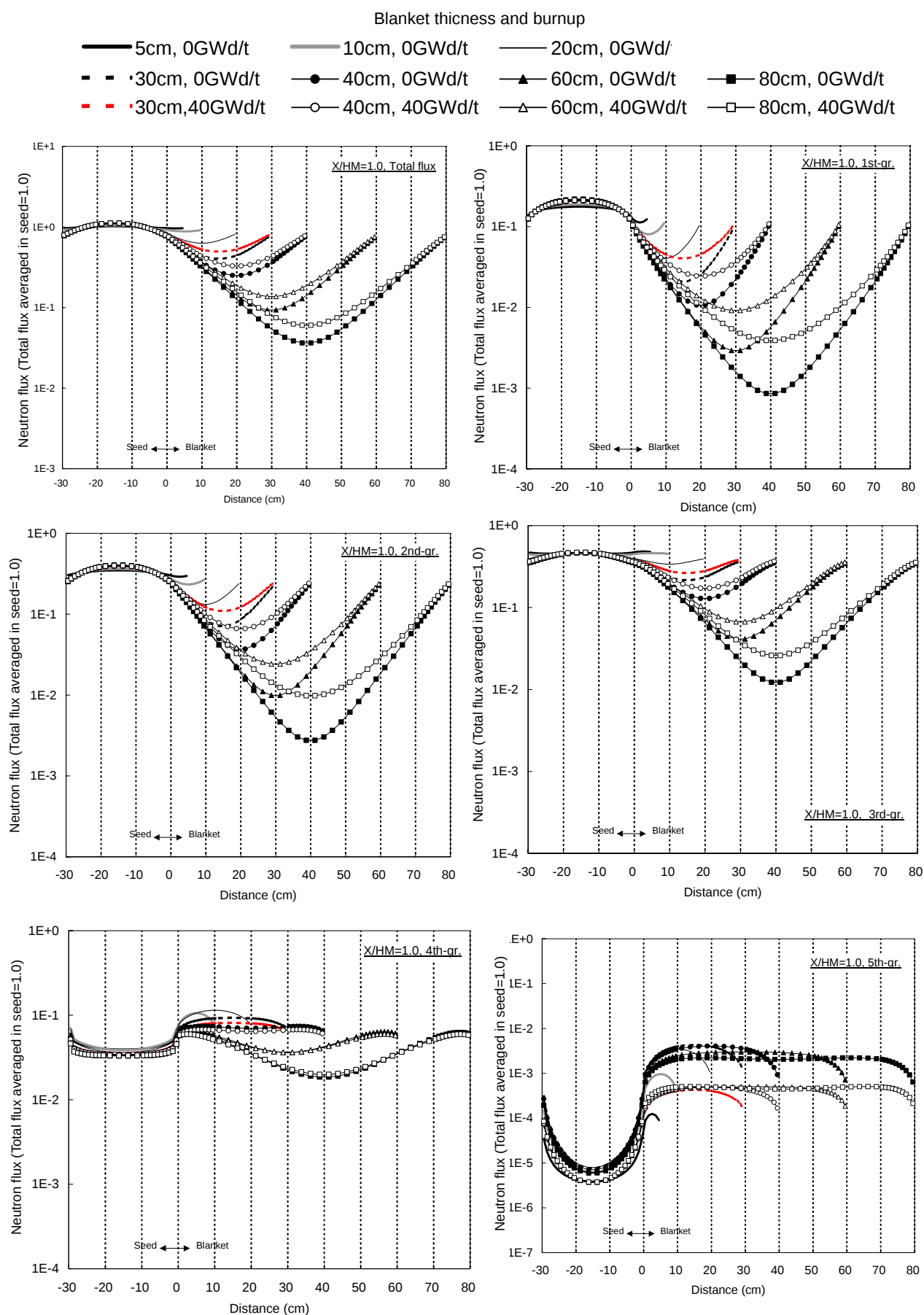


Figure A-6 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、 $X/HM=0.5$)



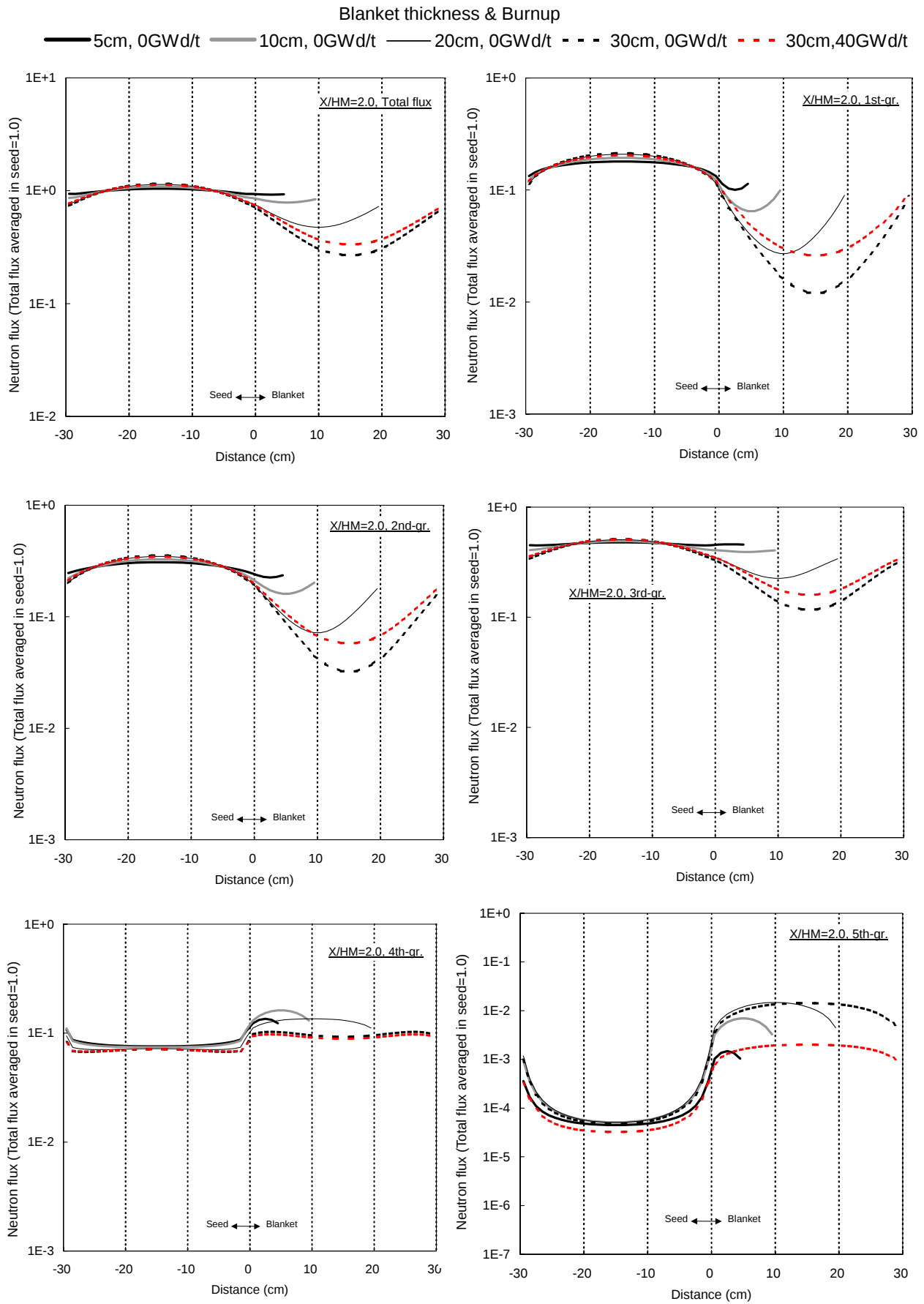


Figure A-8 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、X/HM=2.0)

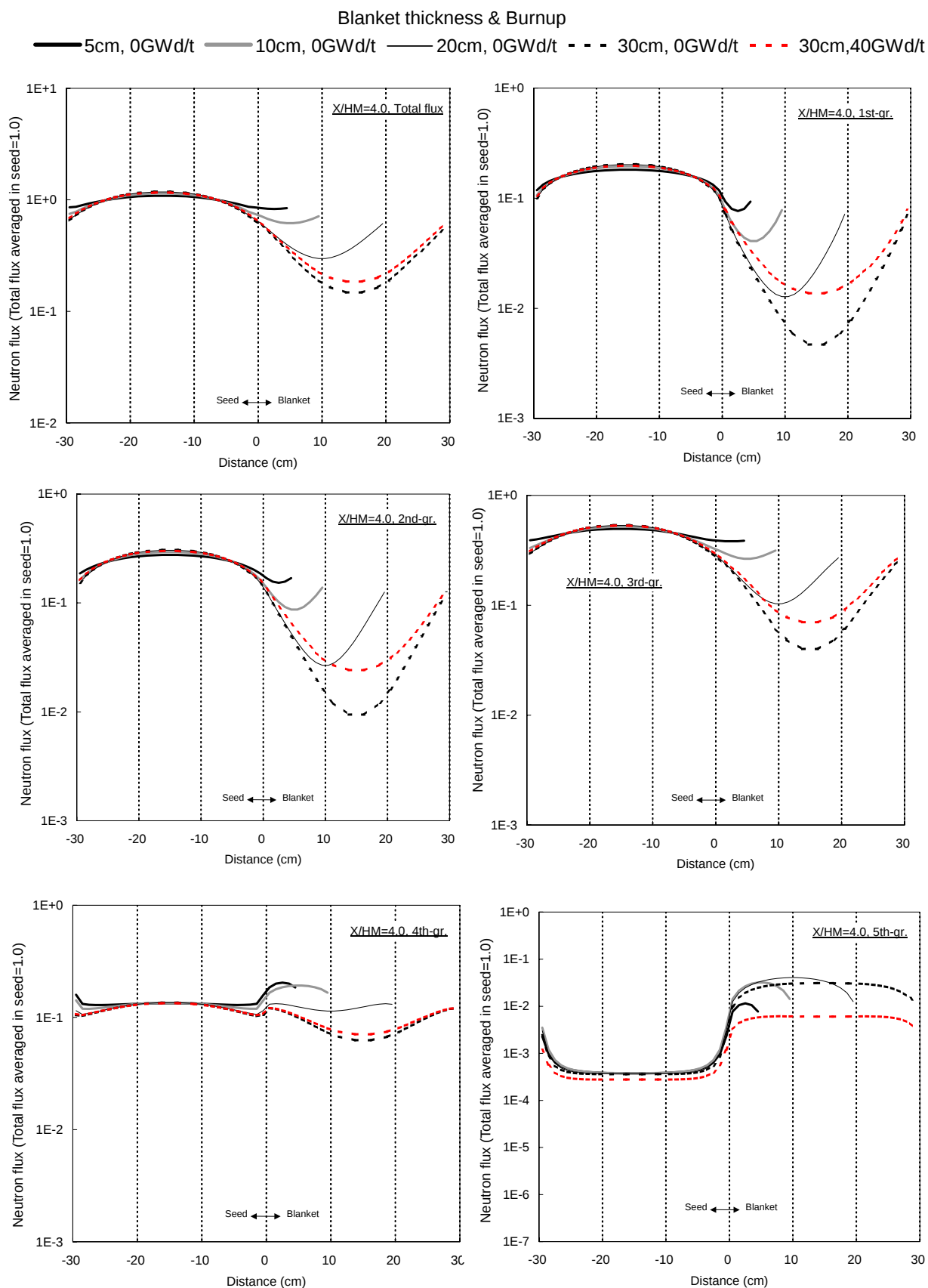


Figure A-9 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、X/HM=4.0)

Blanket thickness & Burnup

— 5cm, 0GWd/t — 10cm, 0GWd/t — 20cm, 0GWd/t - - - 30cm, 0GWd/t - - - 30cm, 40GWd/t

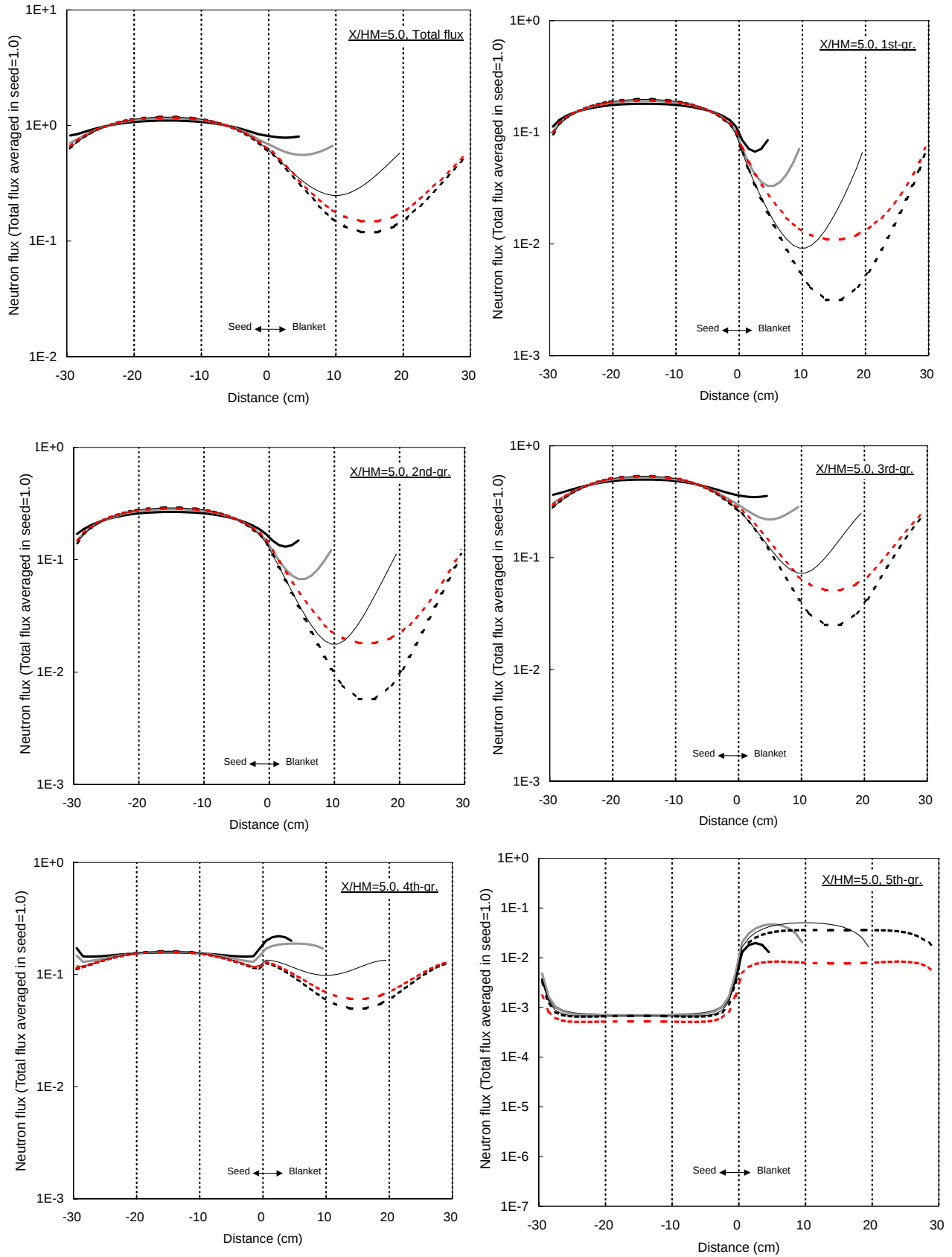


Figure A-10 重水冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、 $X/HM=5.0$)

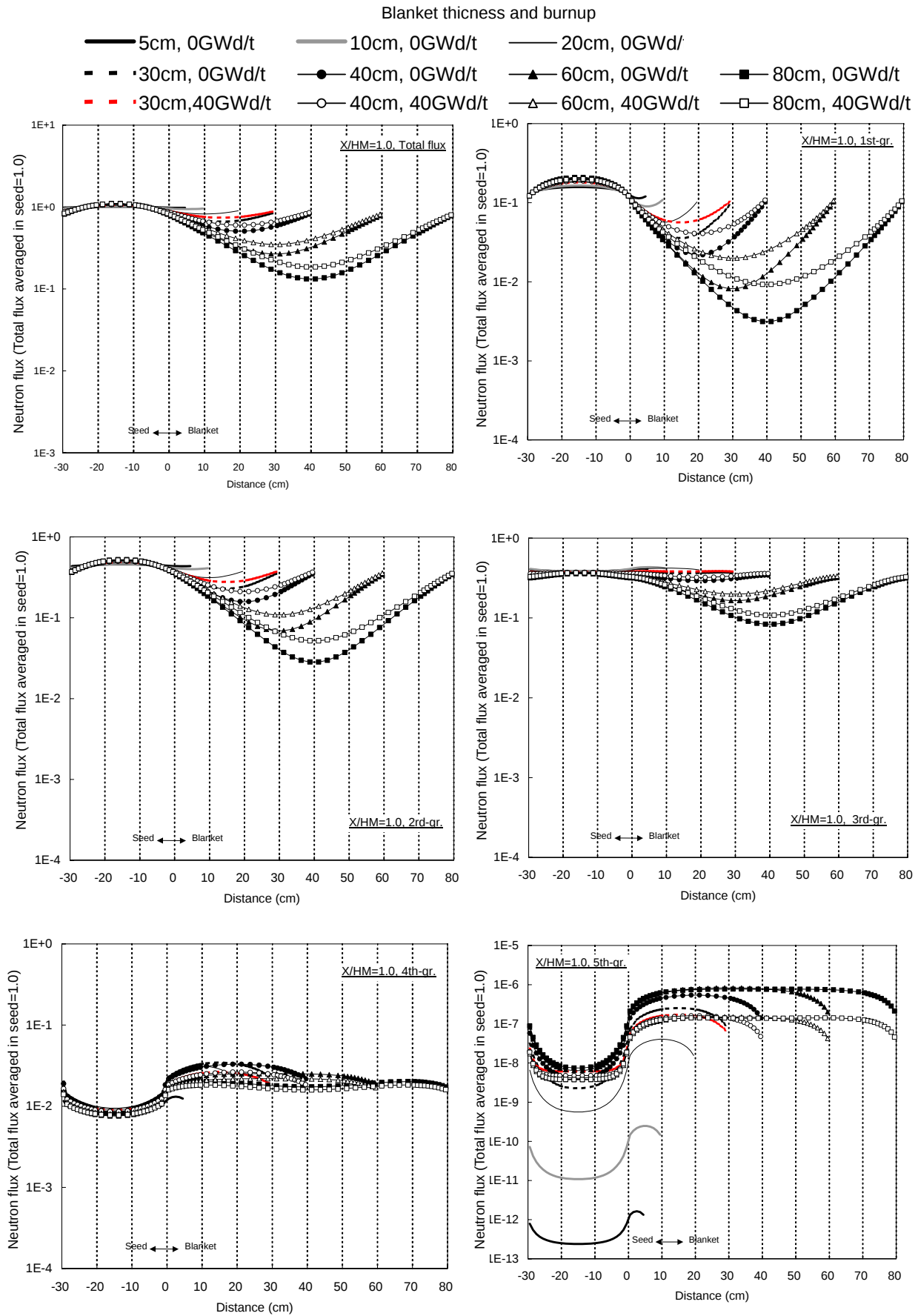


Figure A-11 Na 冷却でのエネルギー群ごとの中性子束分布(シード長 30cm 一定、X/HM=1.0)

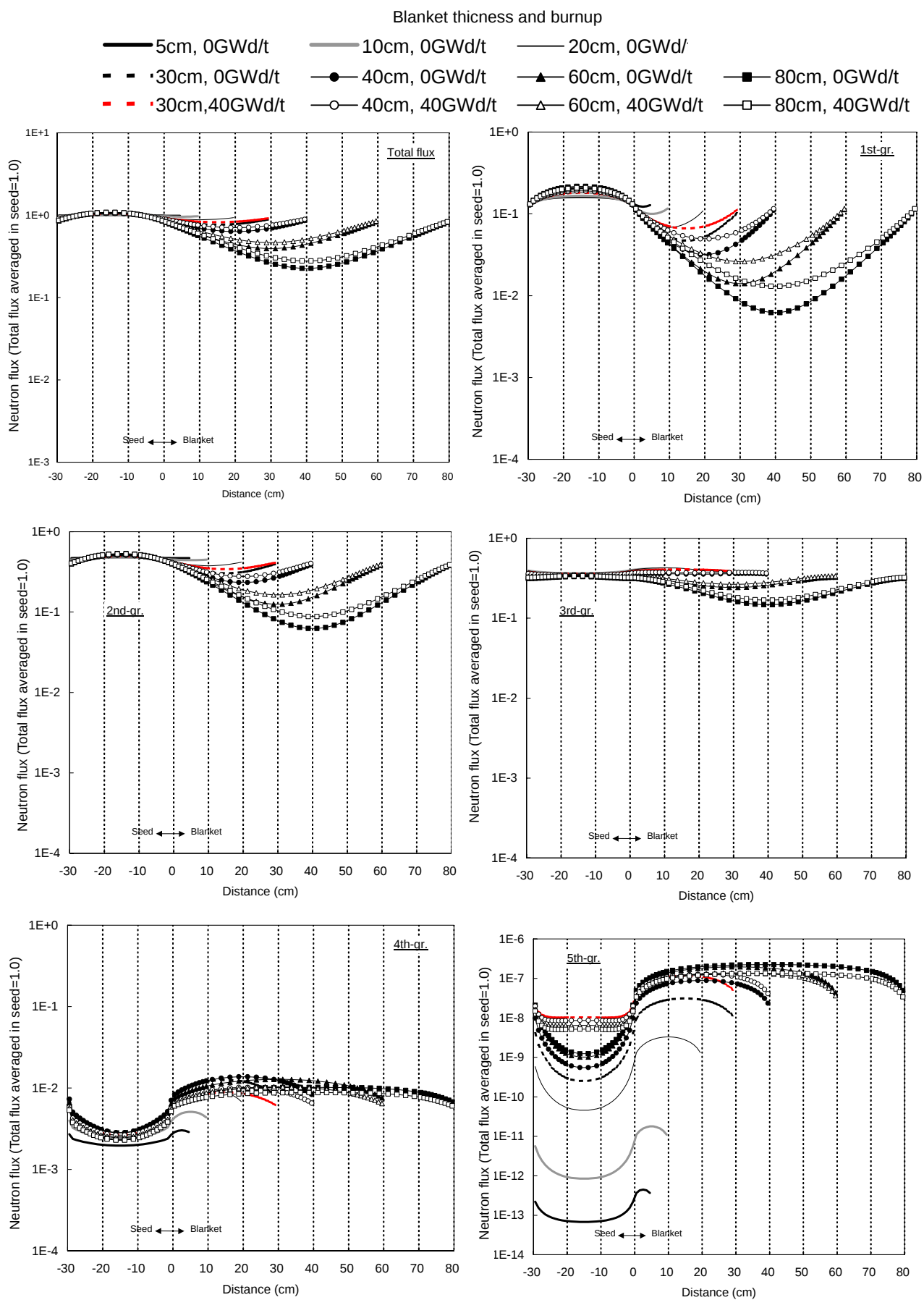


Figure A-12 全炉心ボイド時のエネルギー群ごとの中性子束分布
(シード長 30cm 一定、重水冷却状態で燃焼させたブランチ計算での評価)

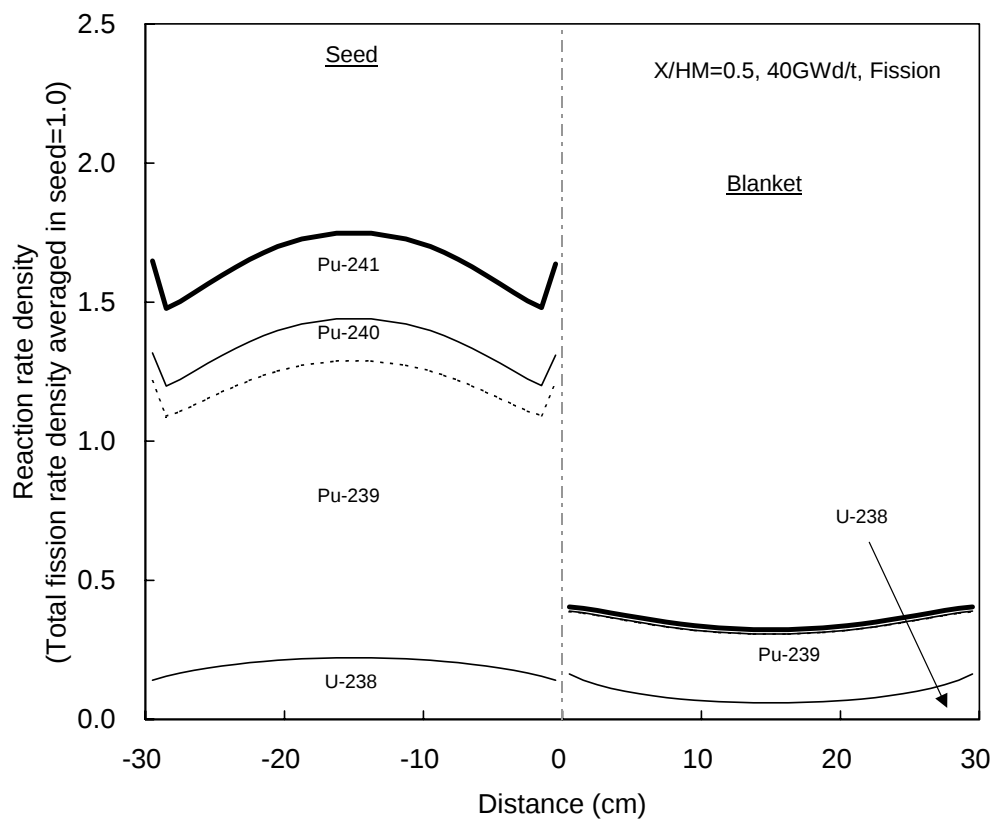
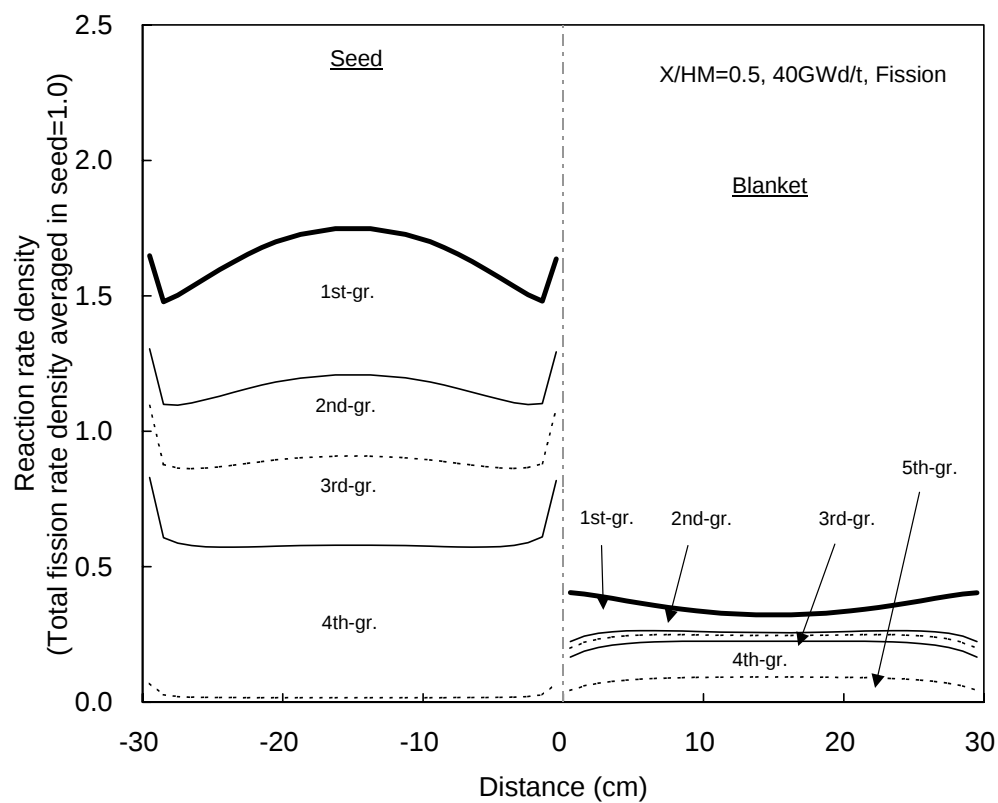


Figure A-13 軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=0.5)

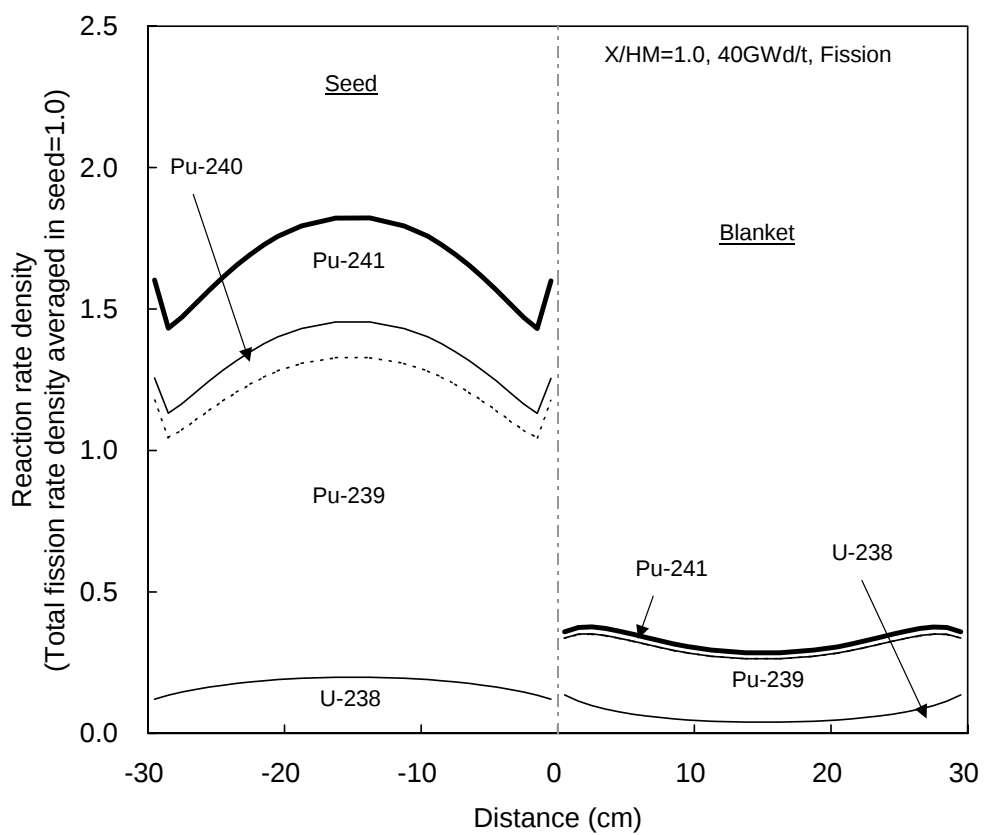
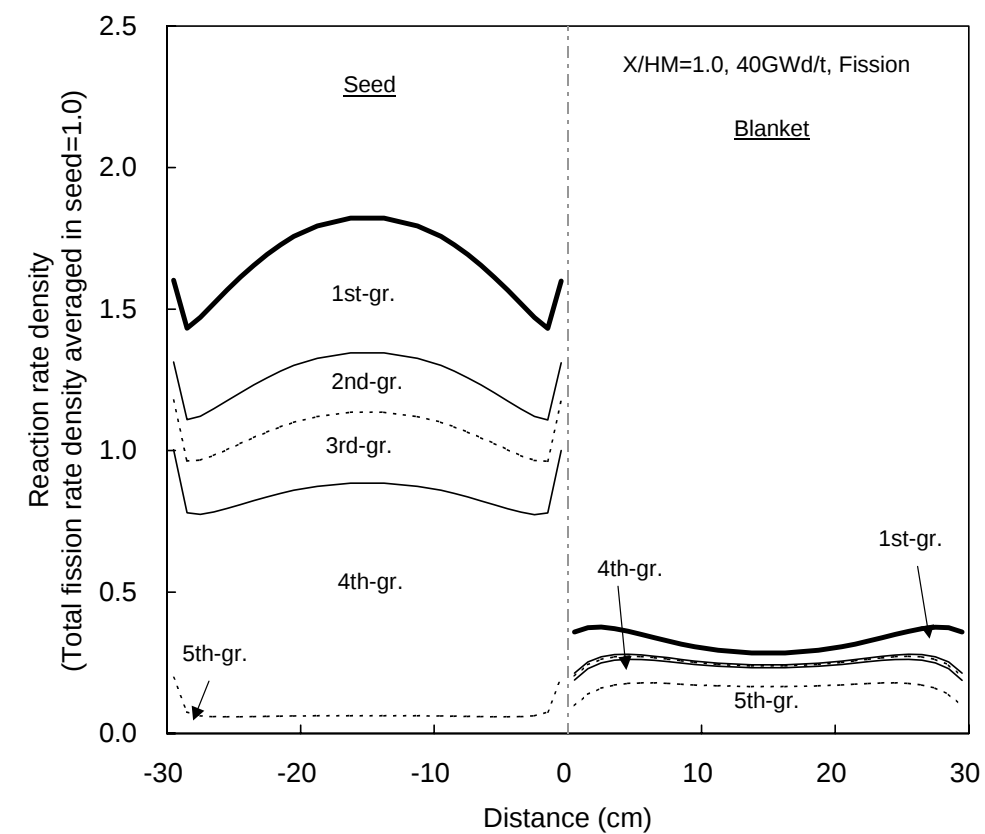


Figure A-14 軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

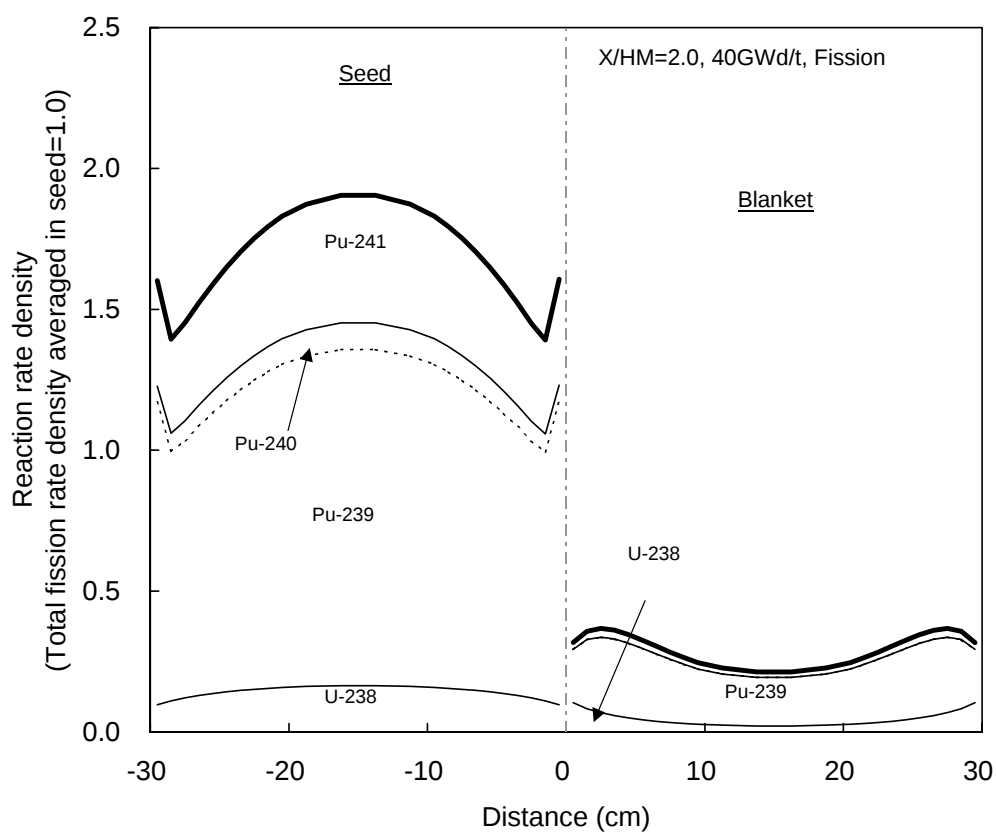
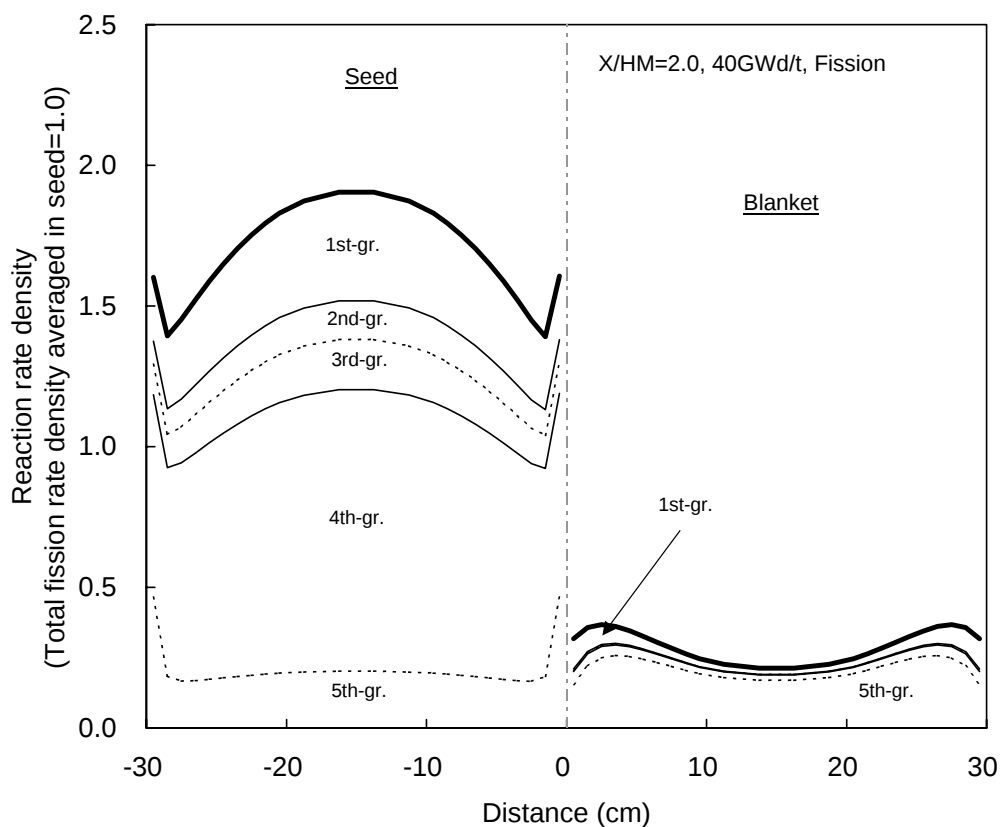


Figure A-15 軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=2.0)

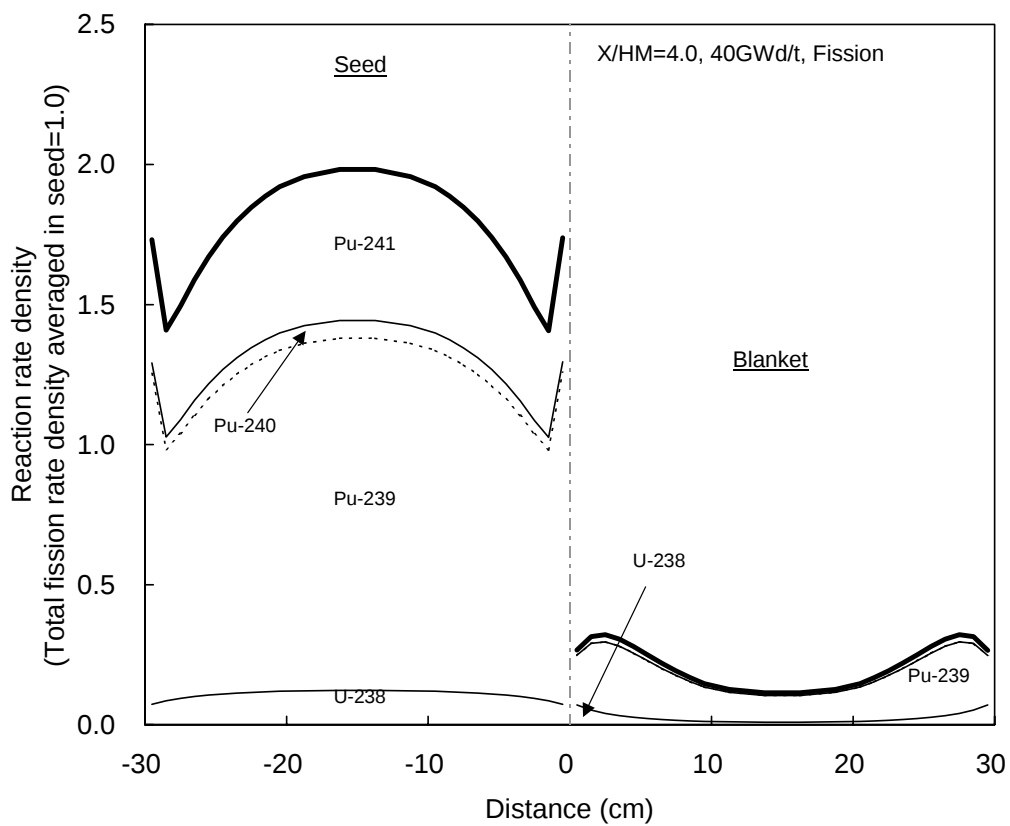
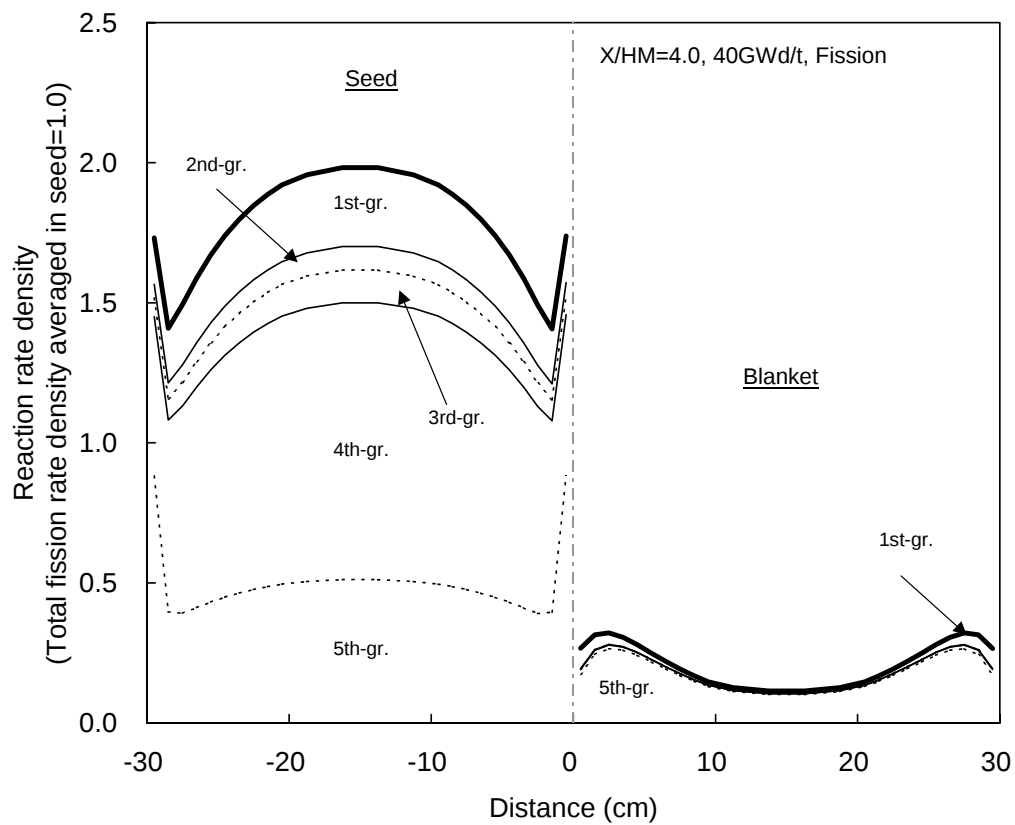


Figure A-16 軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=4.0)

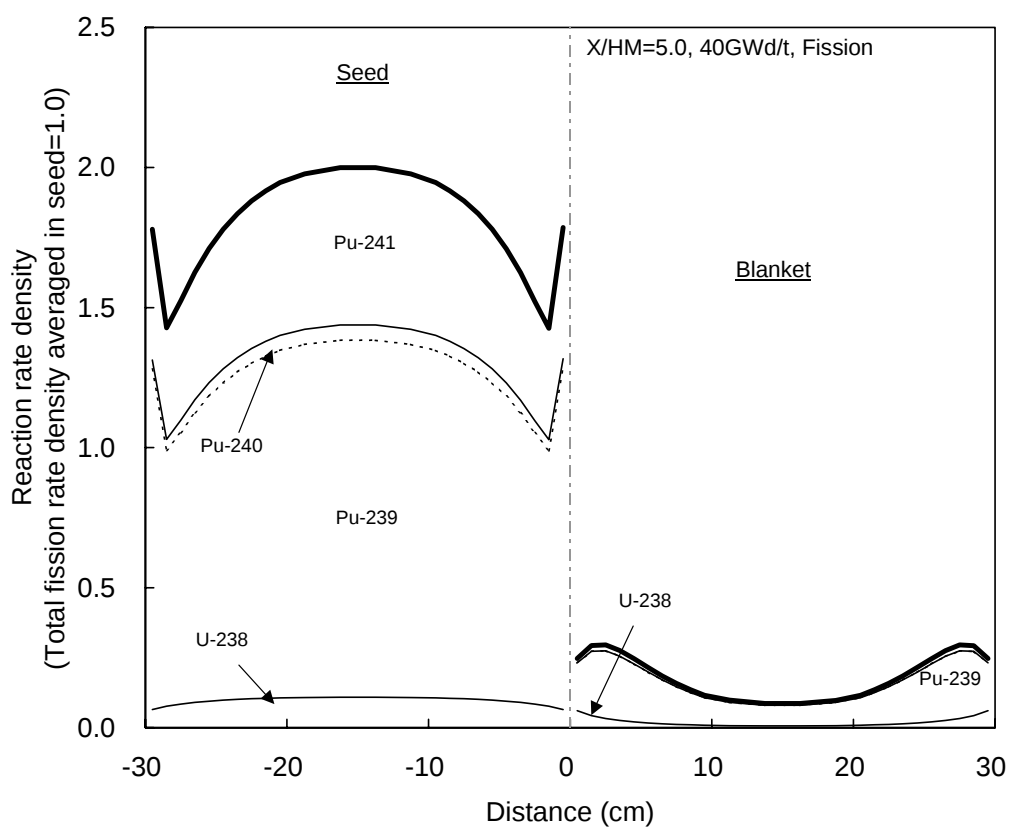
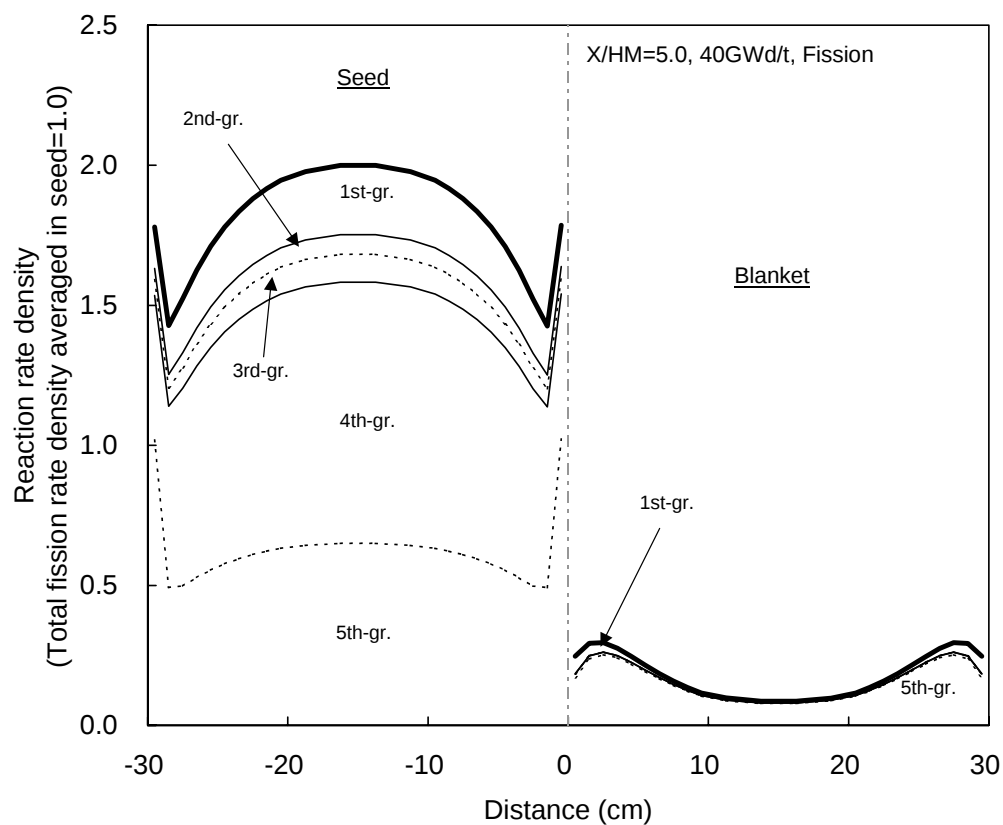


Figure A-17 軽水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=5.0)

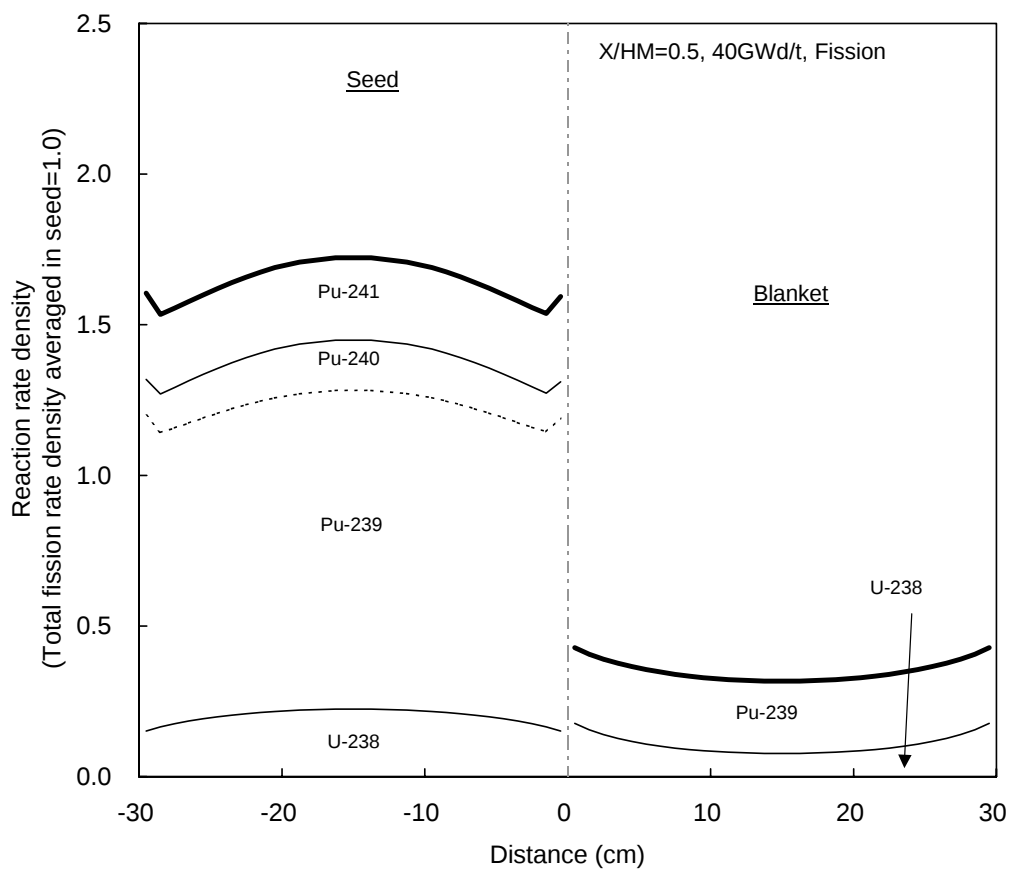
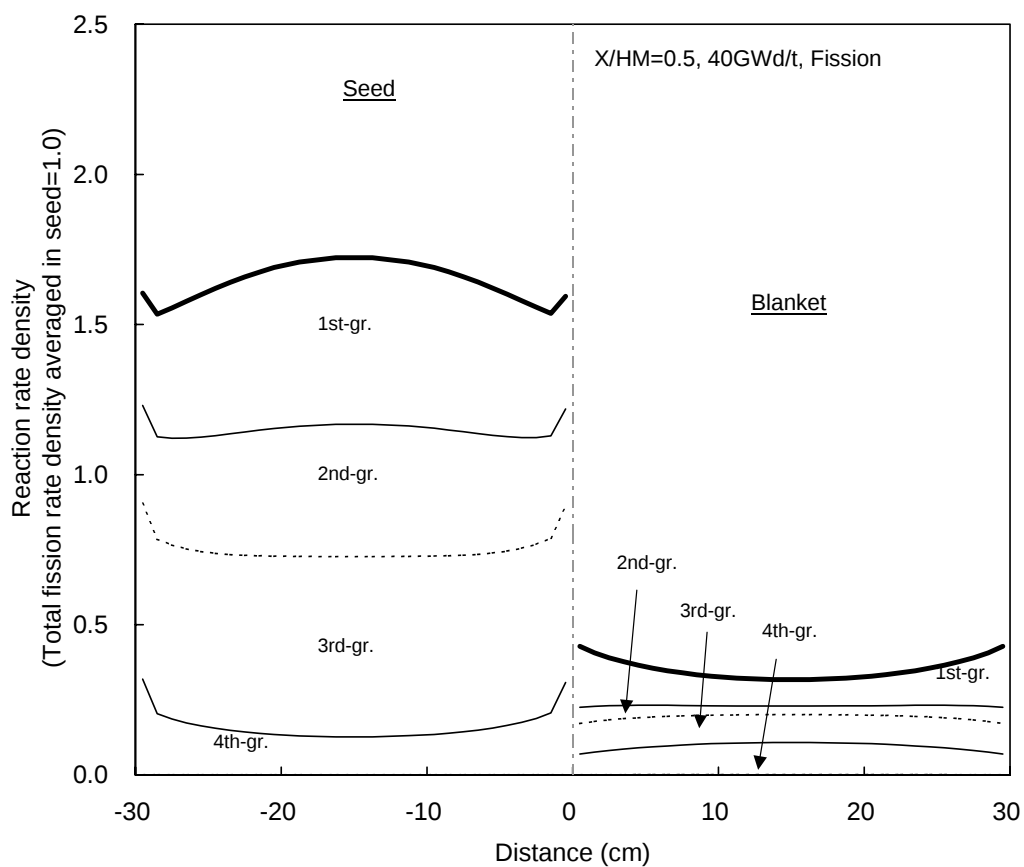


Figure A-18 重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=0.5)

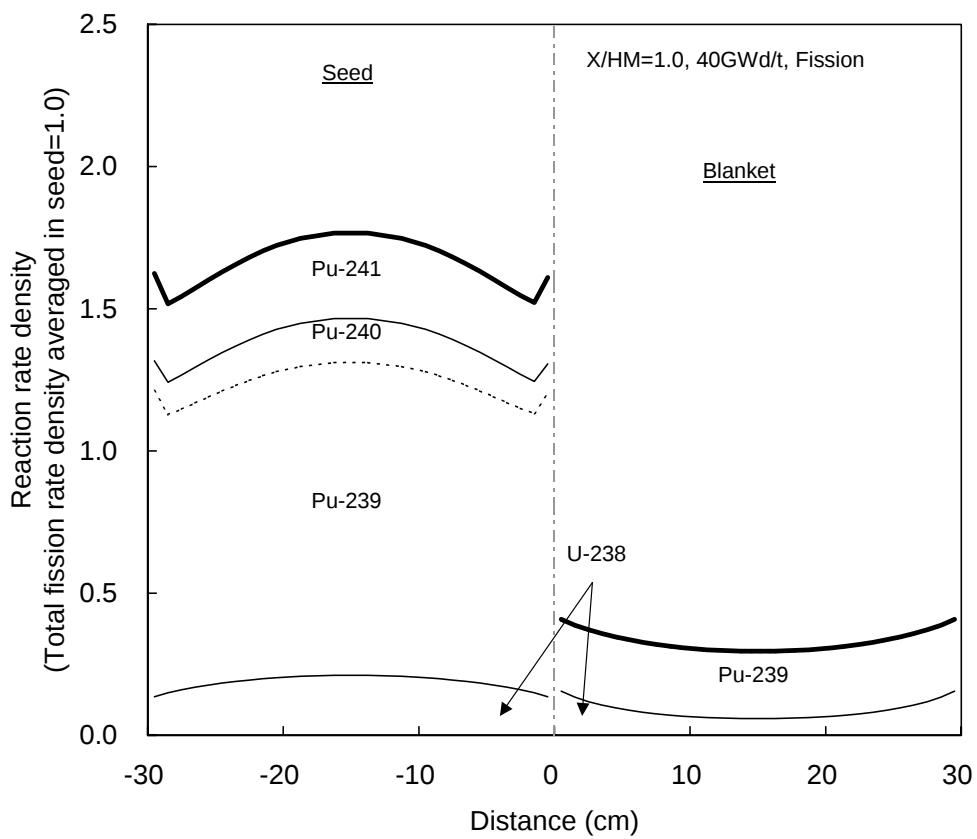
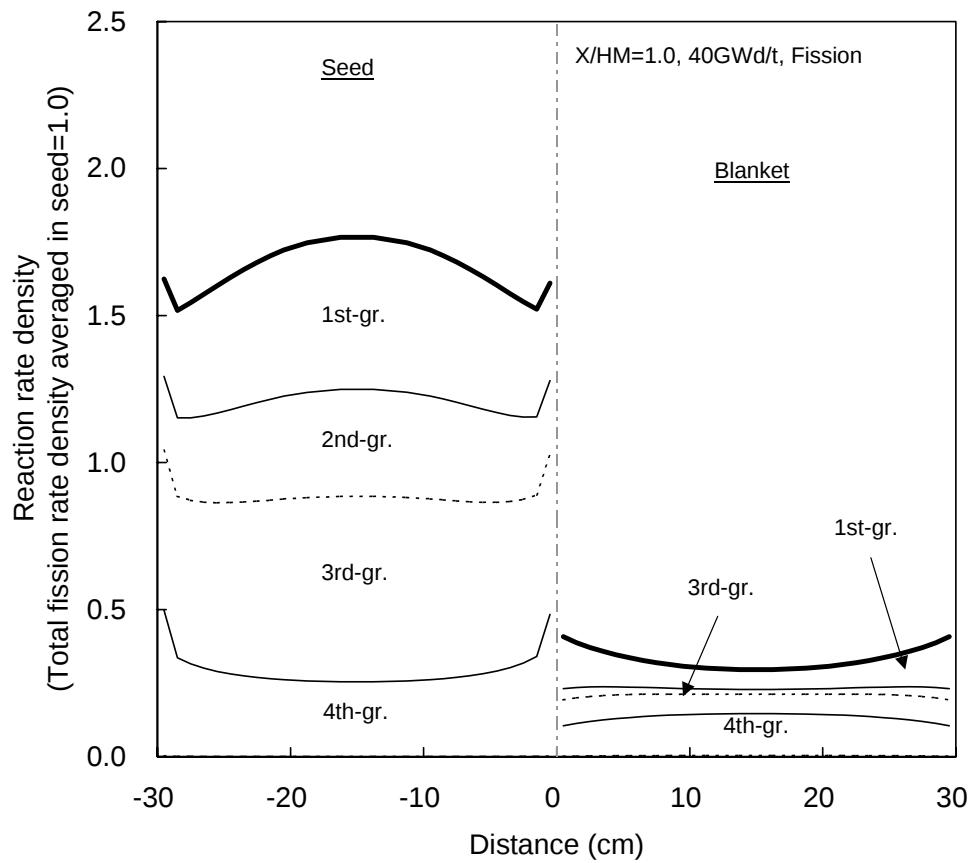


Figure A-19 重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

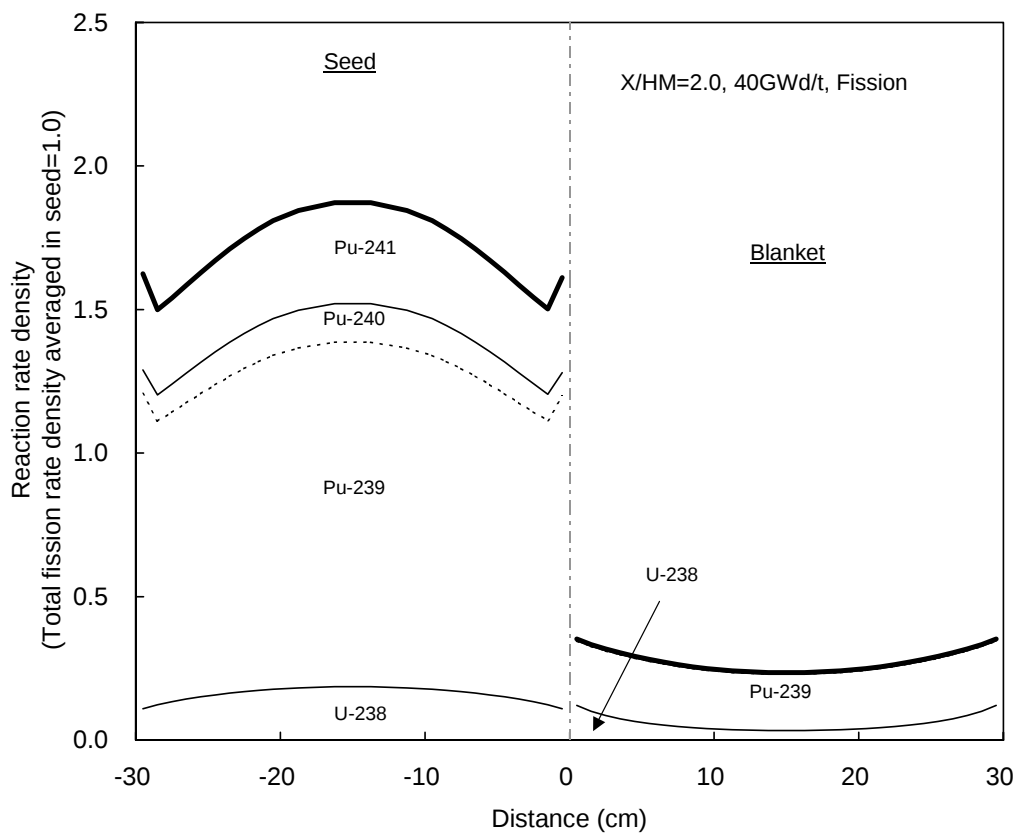
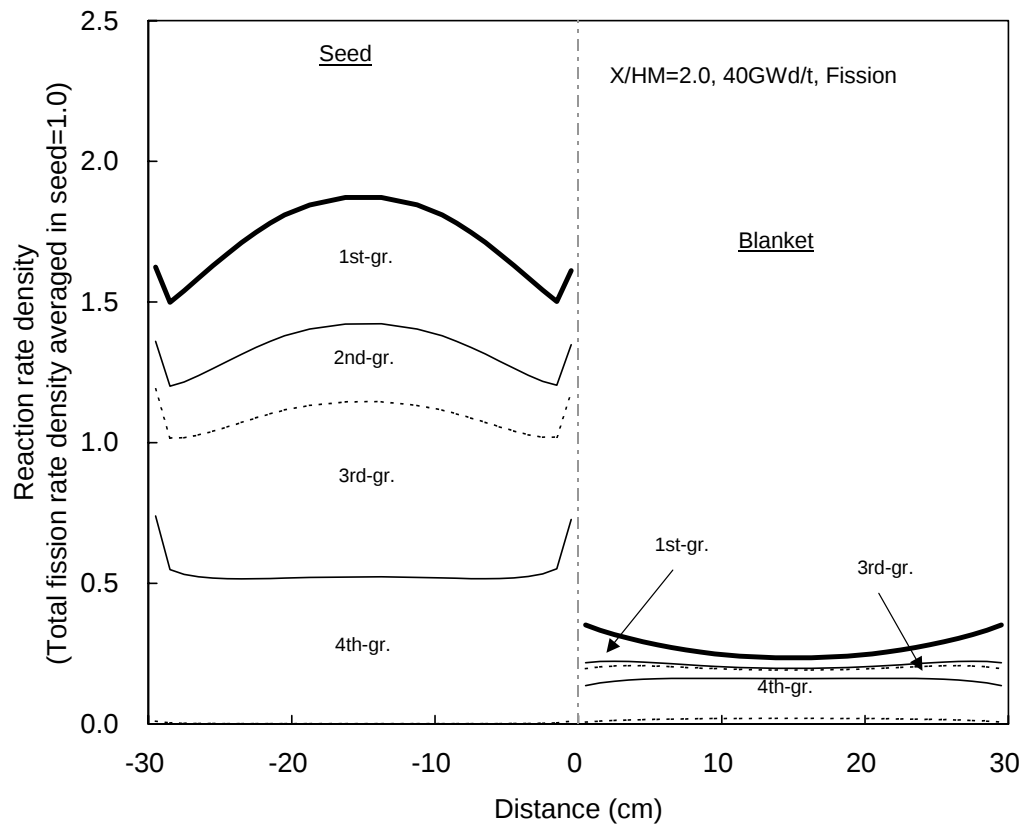


Figure A-20 重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=2.0)

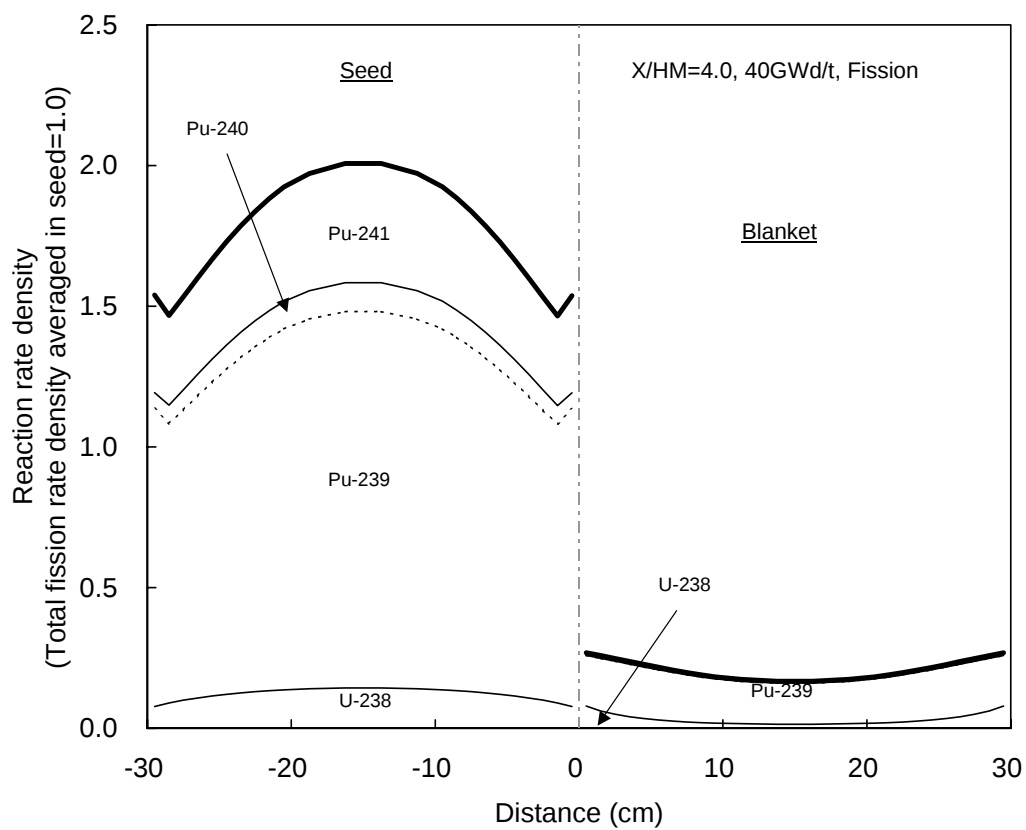
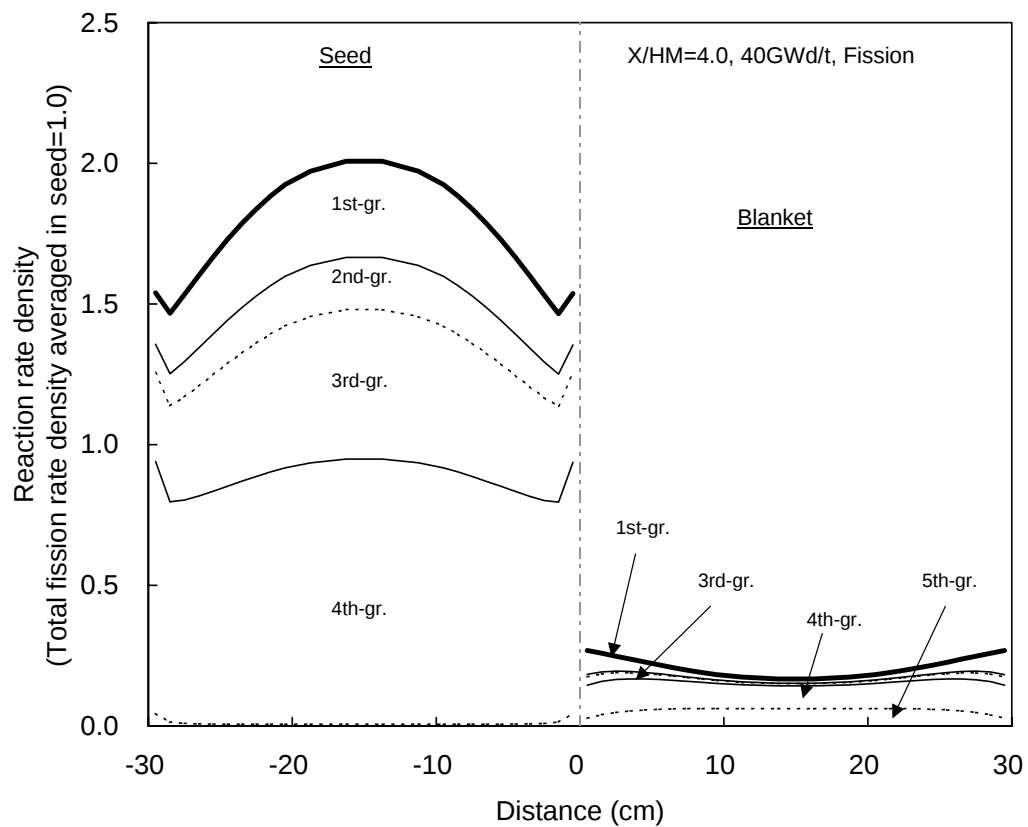


Figure A-21 重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=4.0)

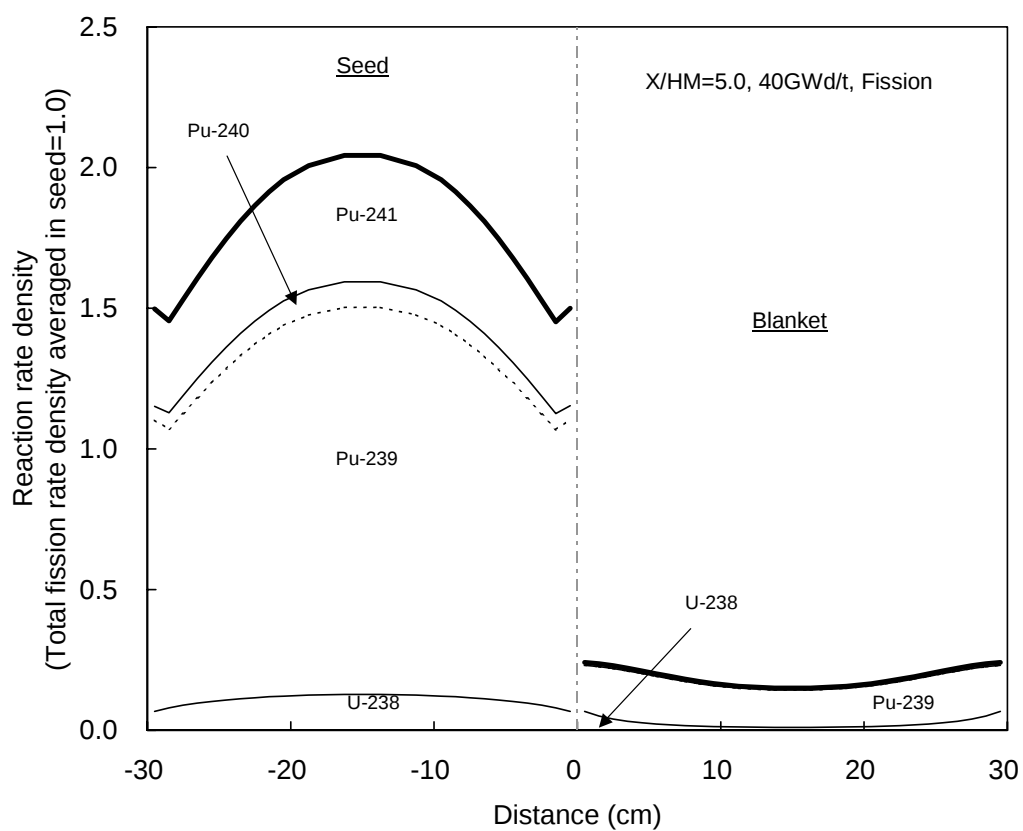
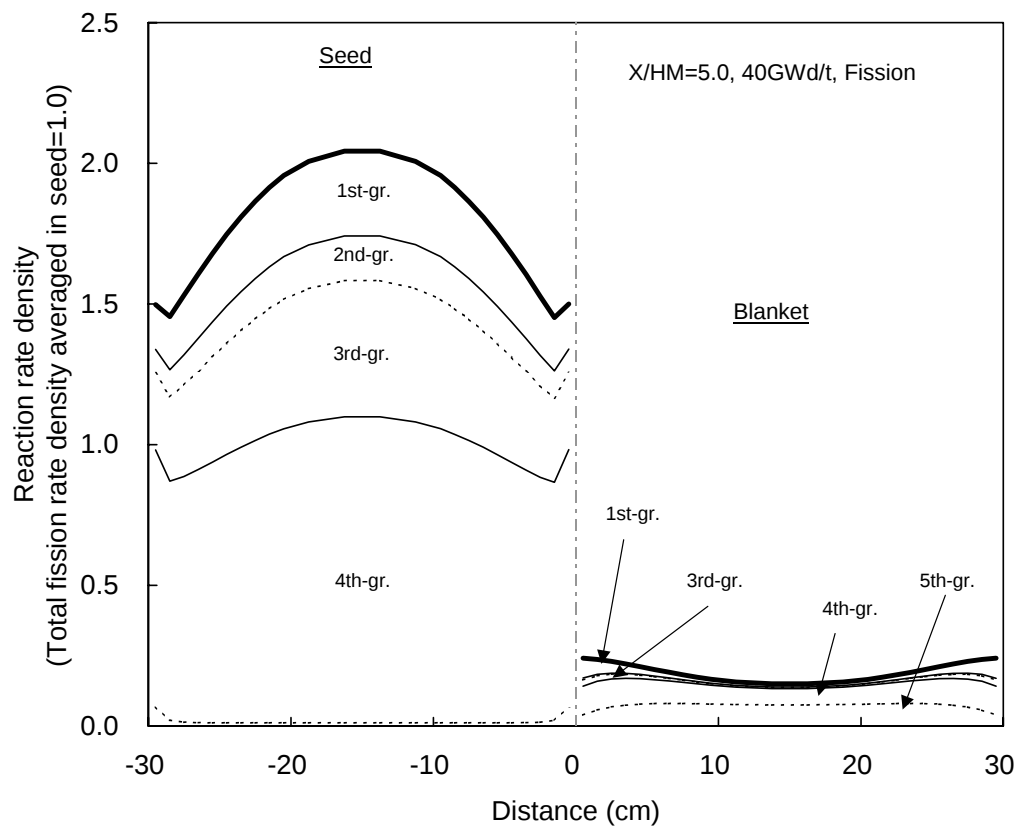


Figure A-22 重水冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=5.0)

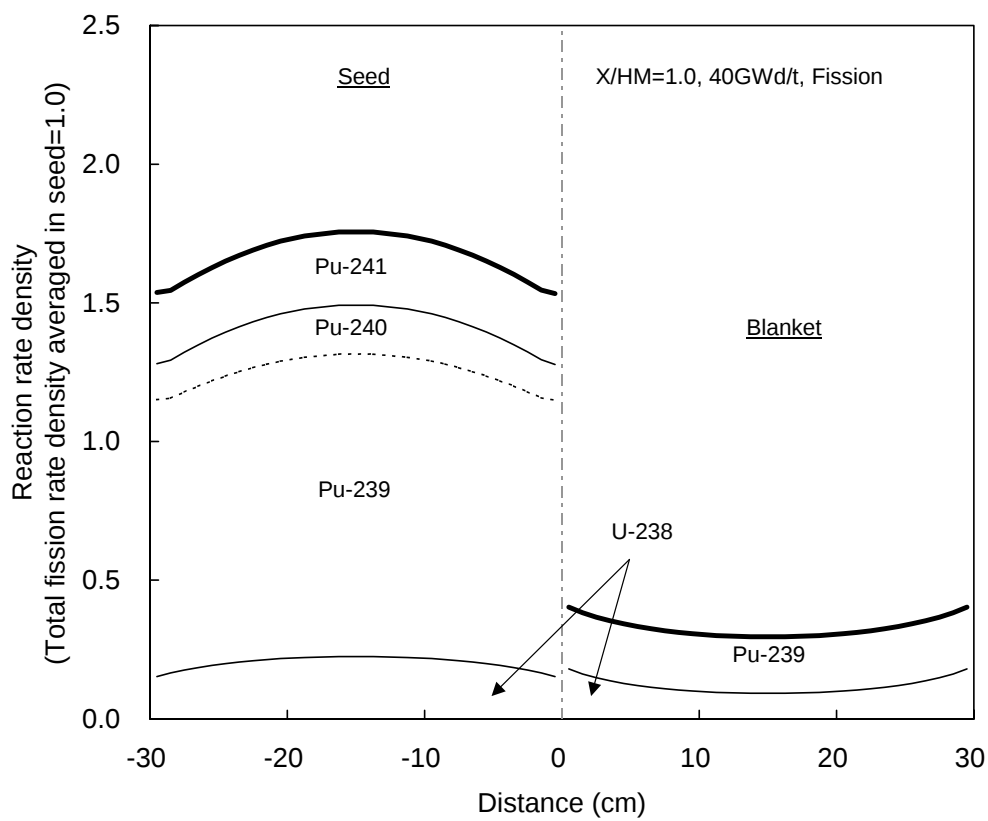
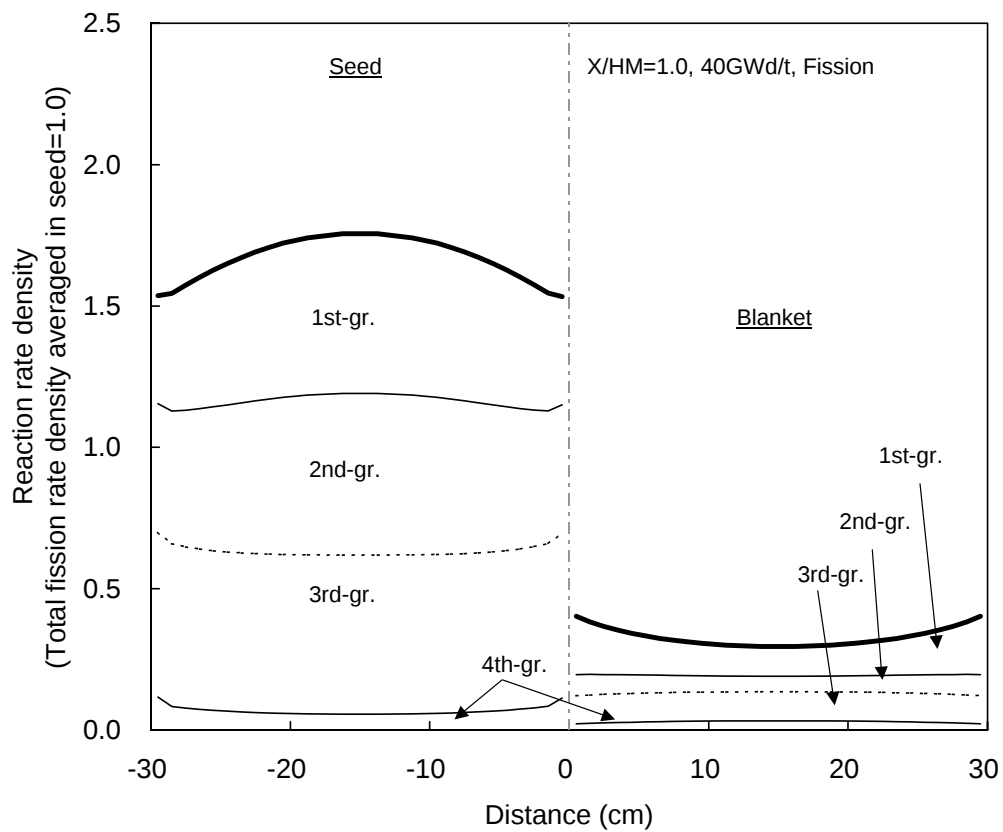


Figure A-23 Na 冷却での核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、 $X/HM=1.0$)

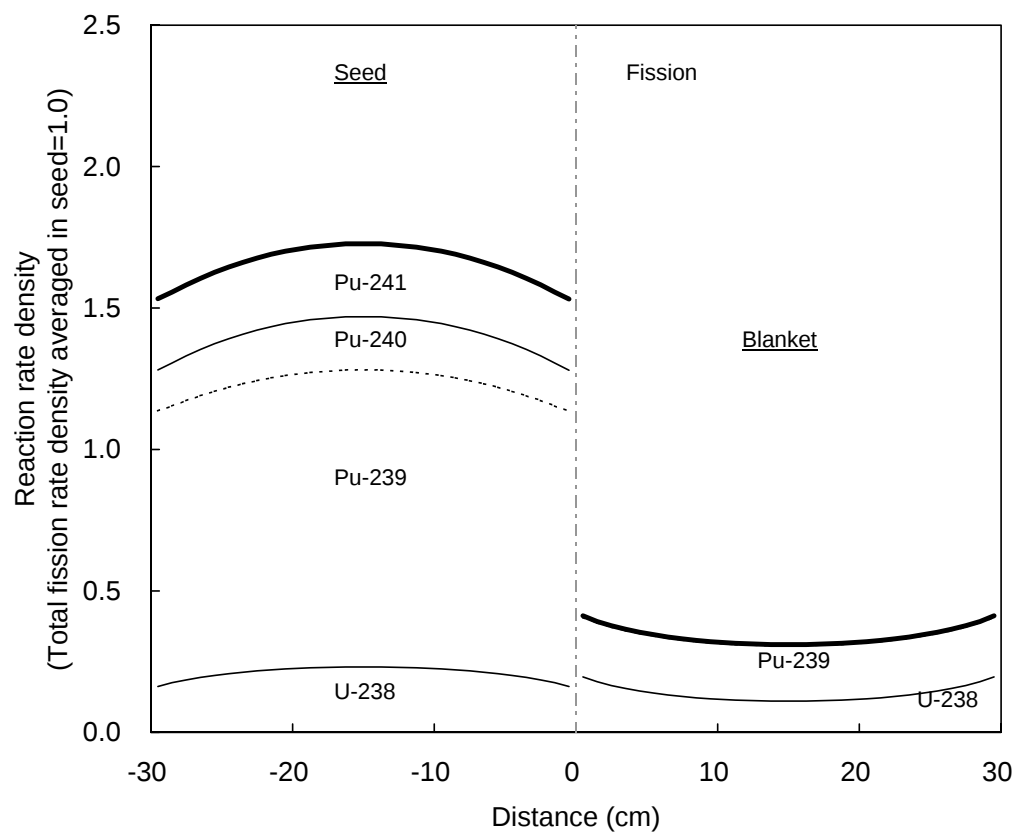
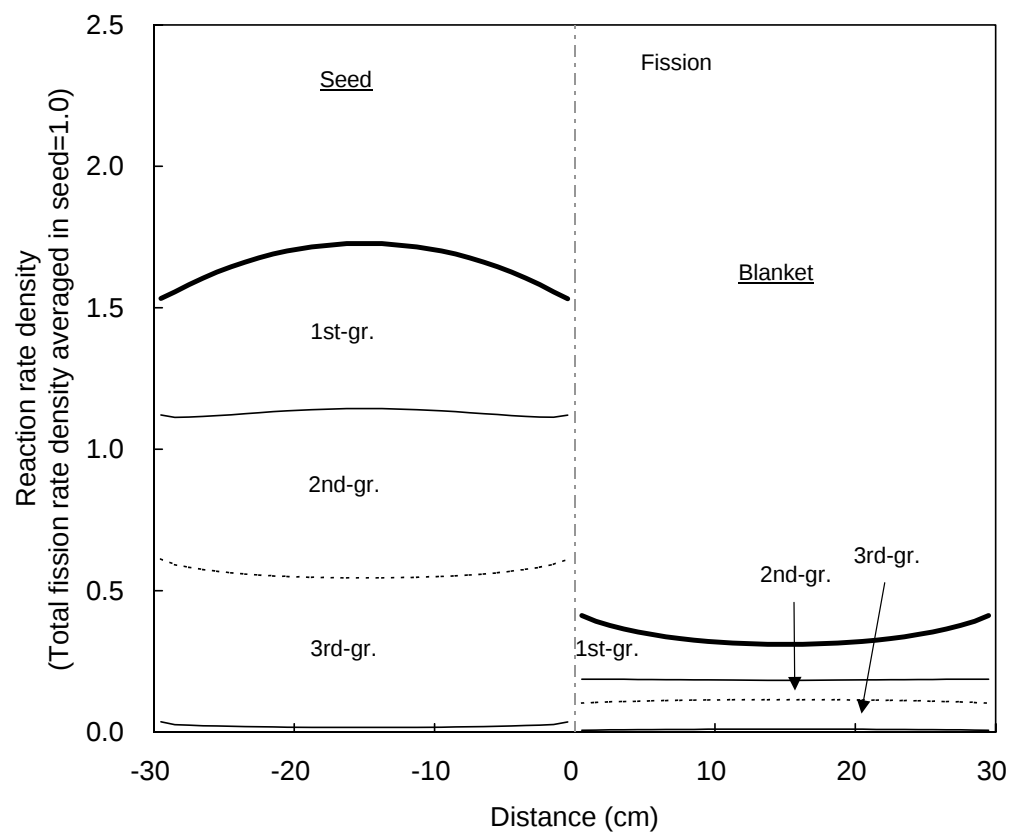


Figure A-24 ボイド時の核分裂率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定)

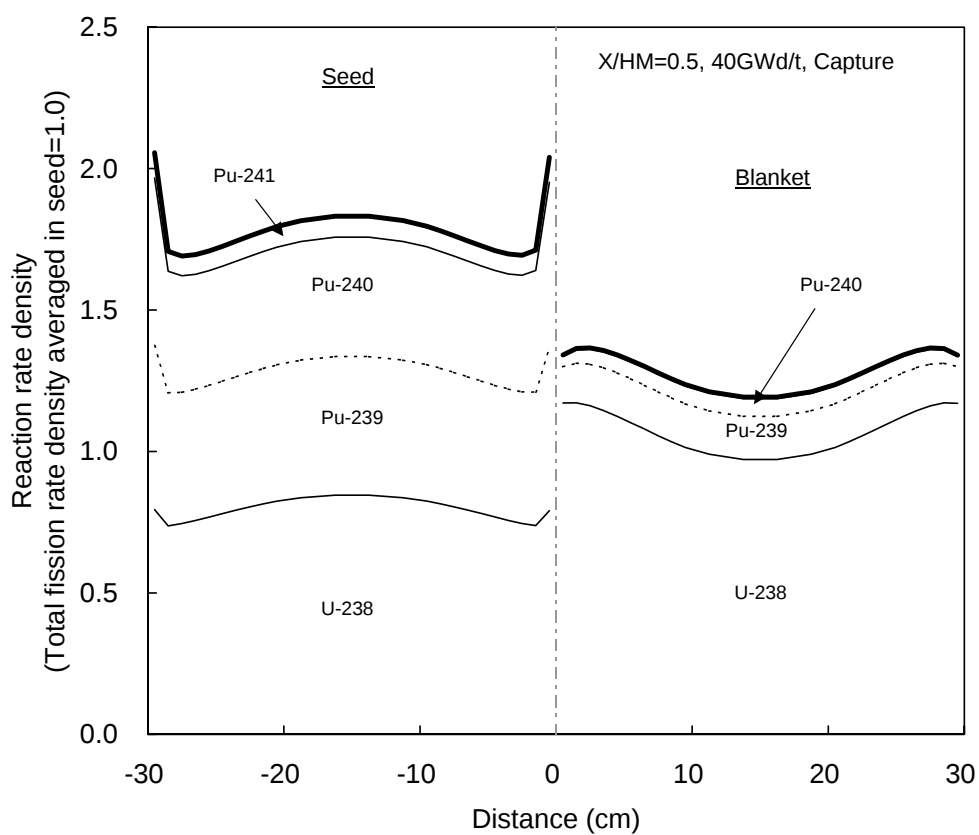
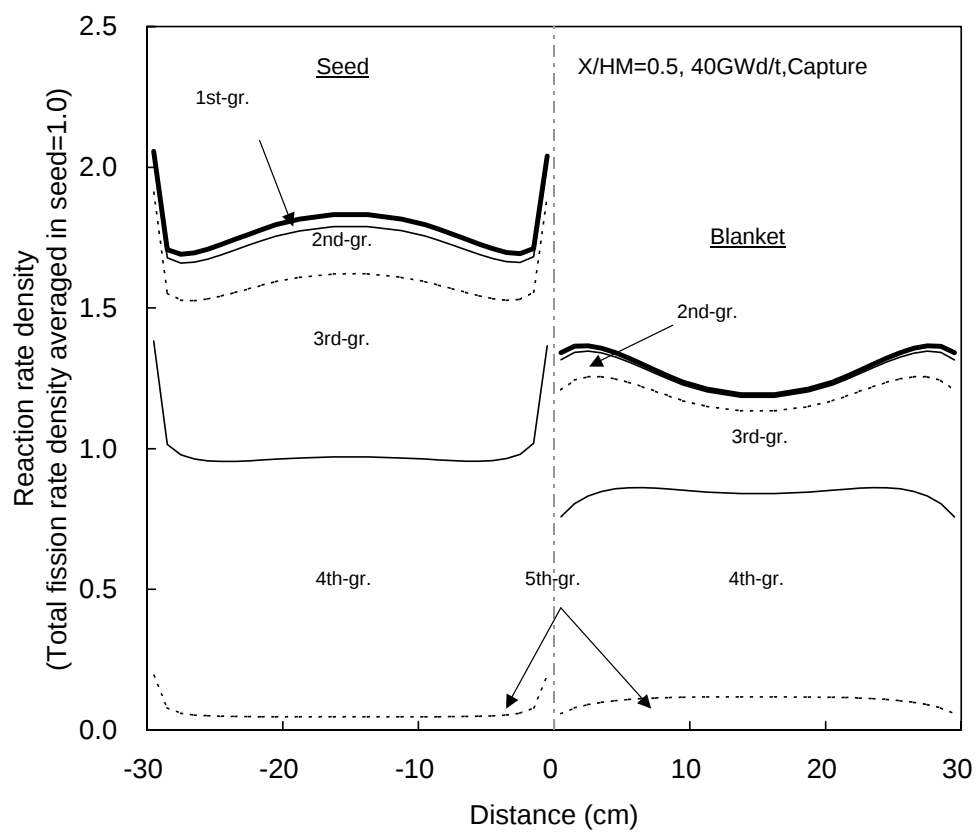


Figure A-25 軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=0.5)

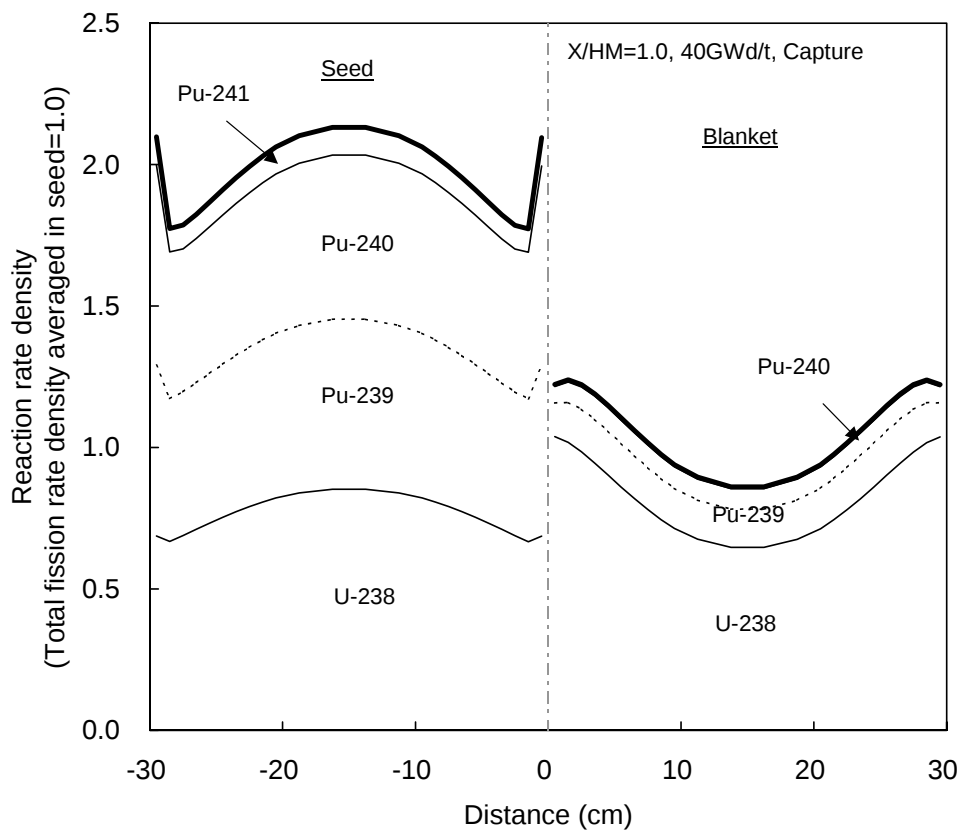
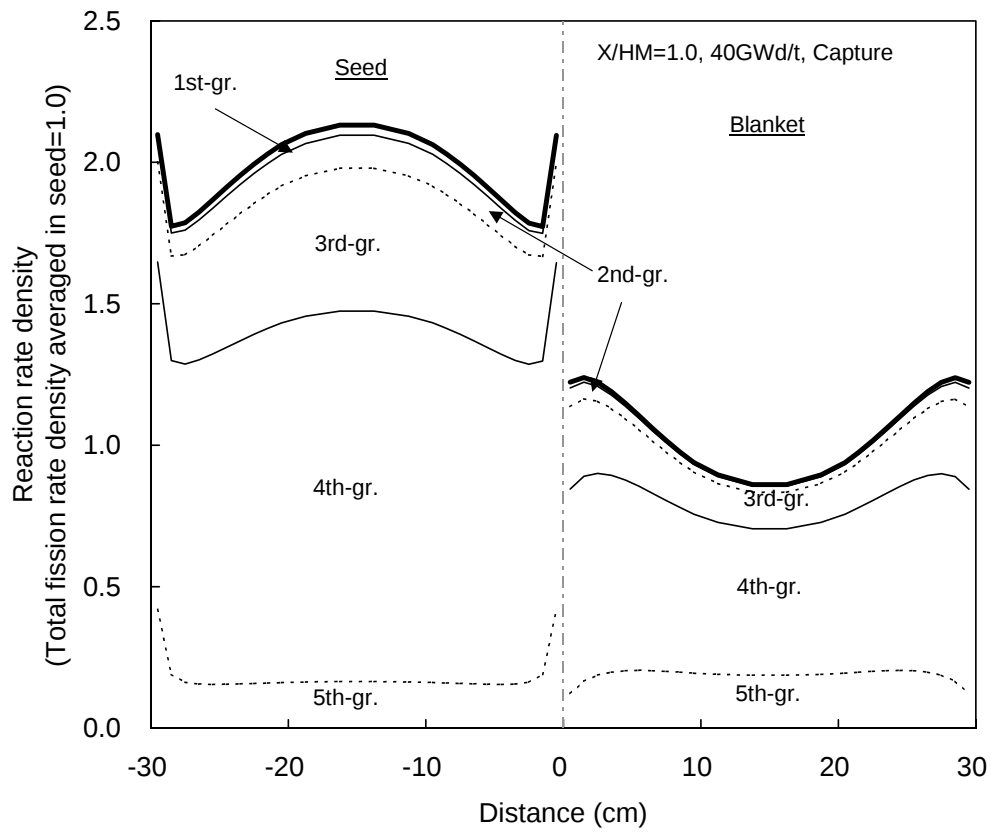


Figure A-26 軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

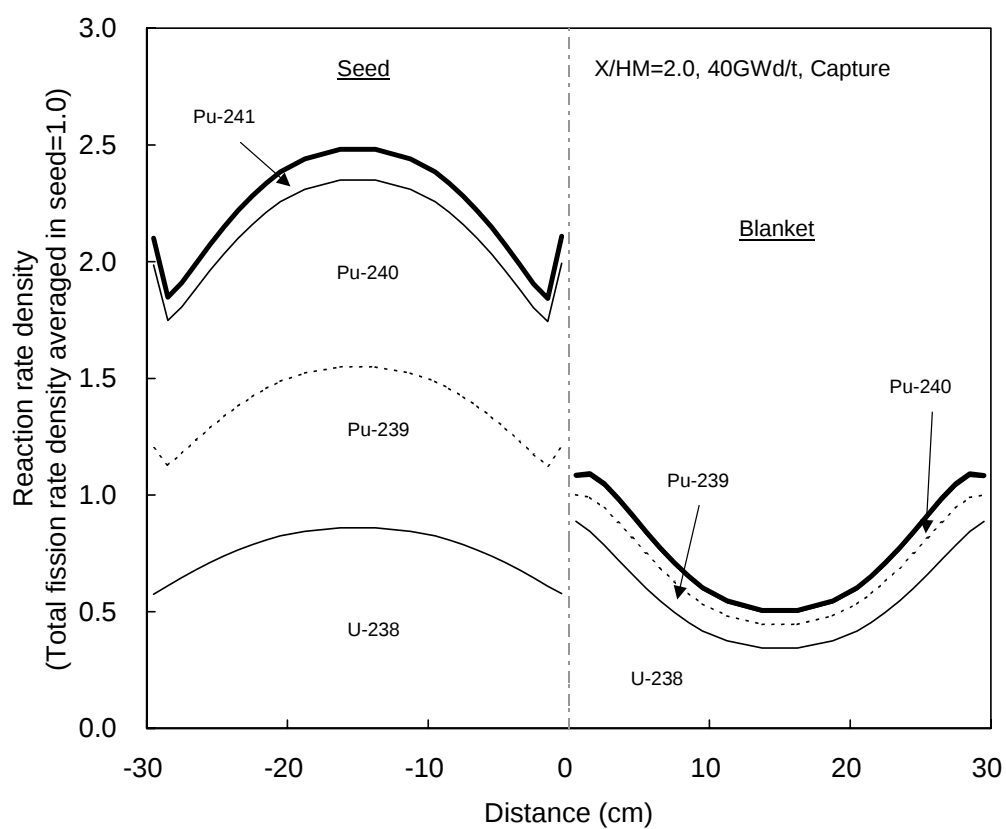
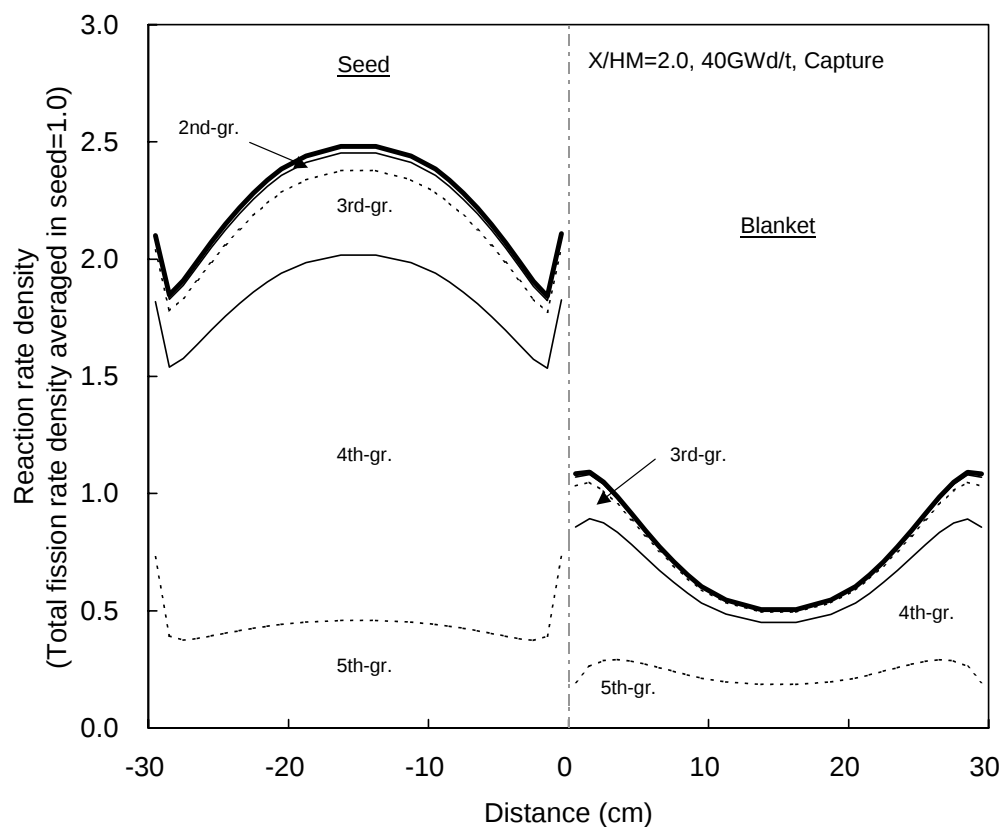


Figure A-27 軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=2.0)

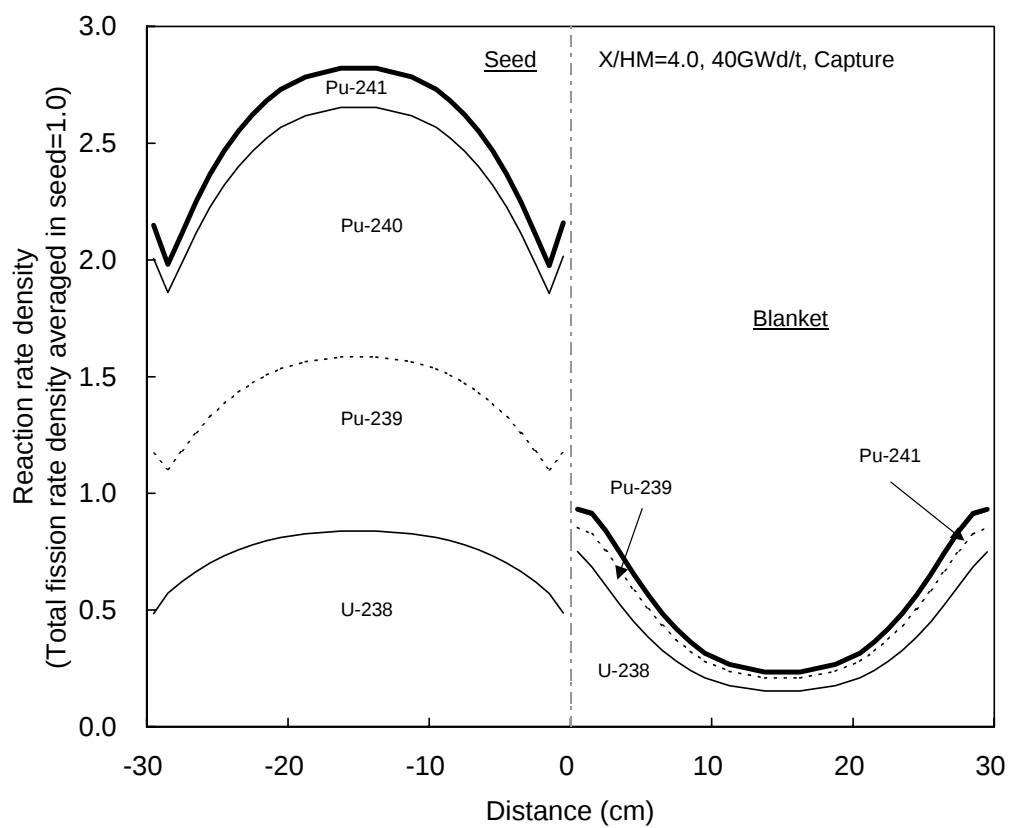
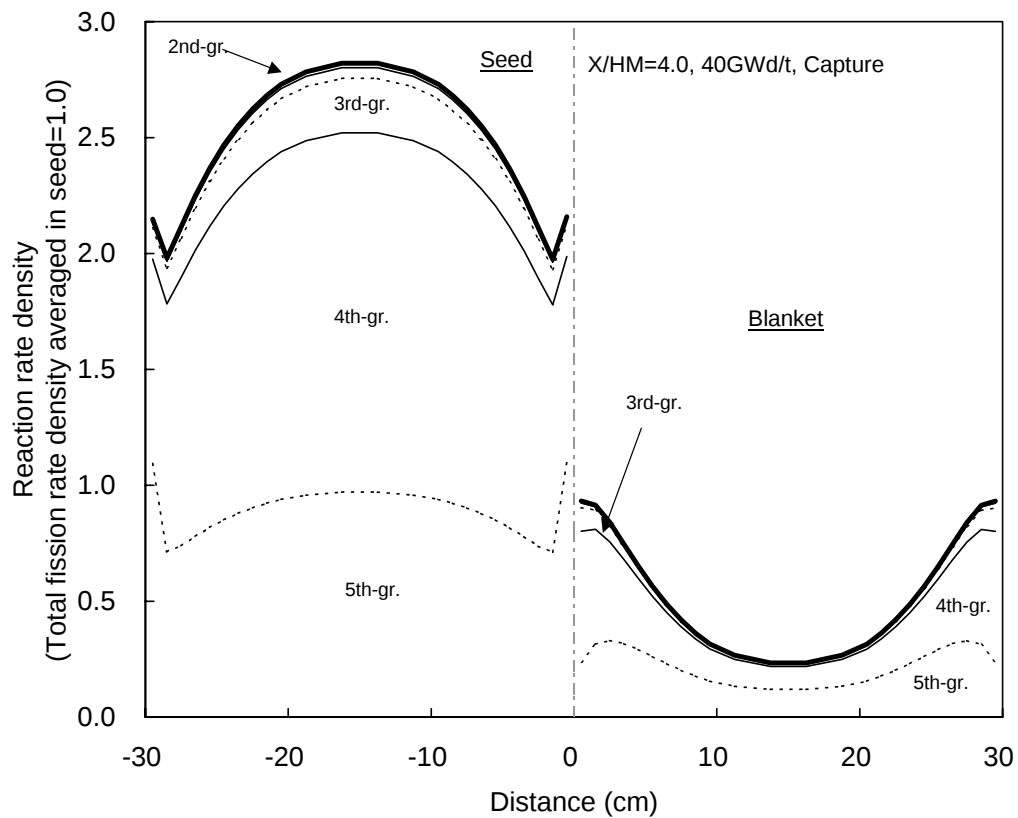


Figure A-28 軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=4.0)

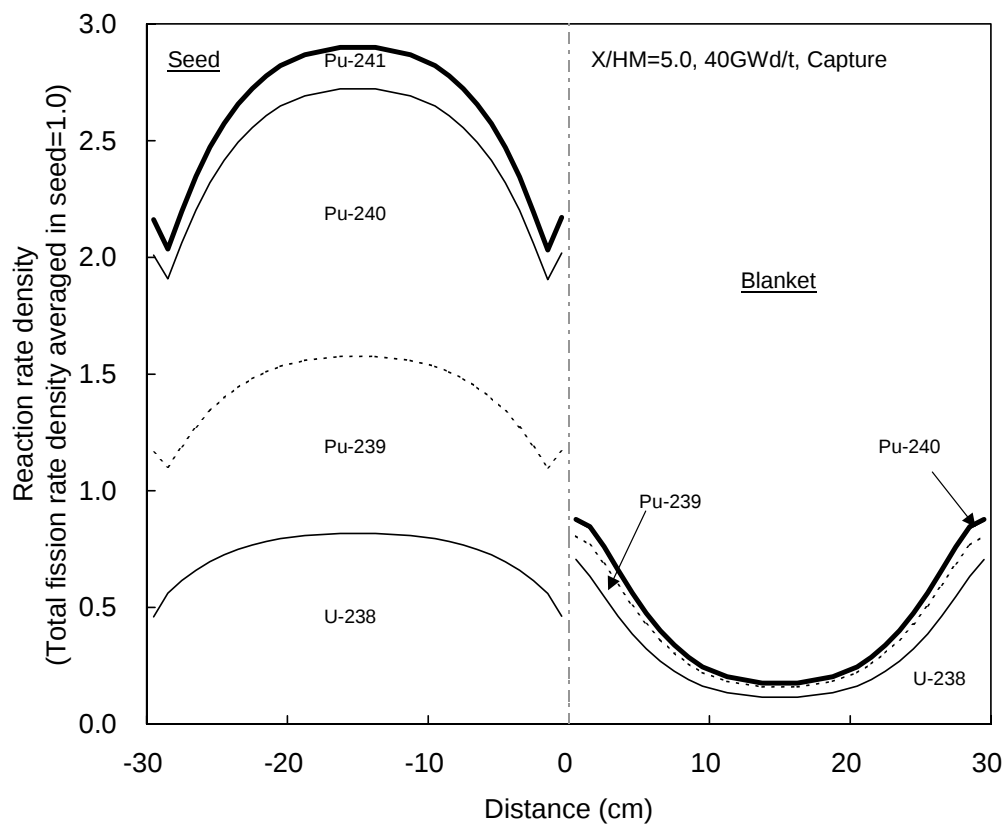
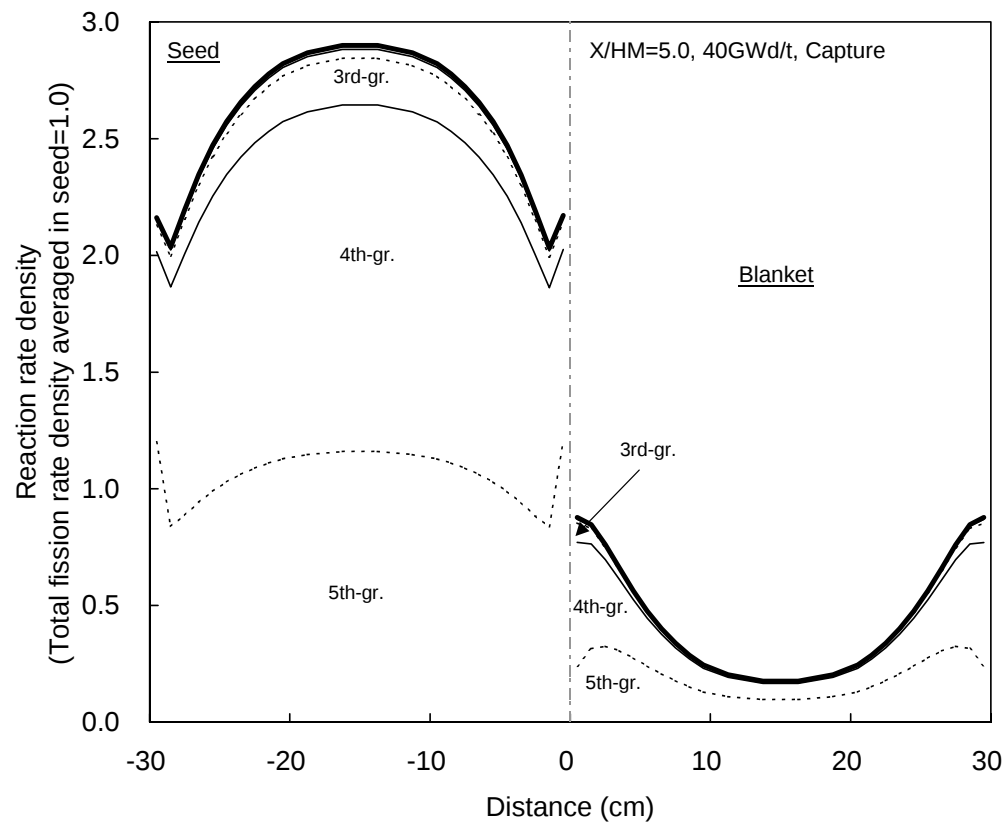


Figure A-29 軽水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=5.0)

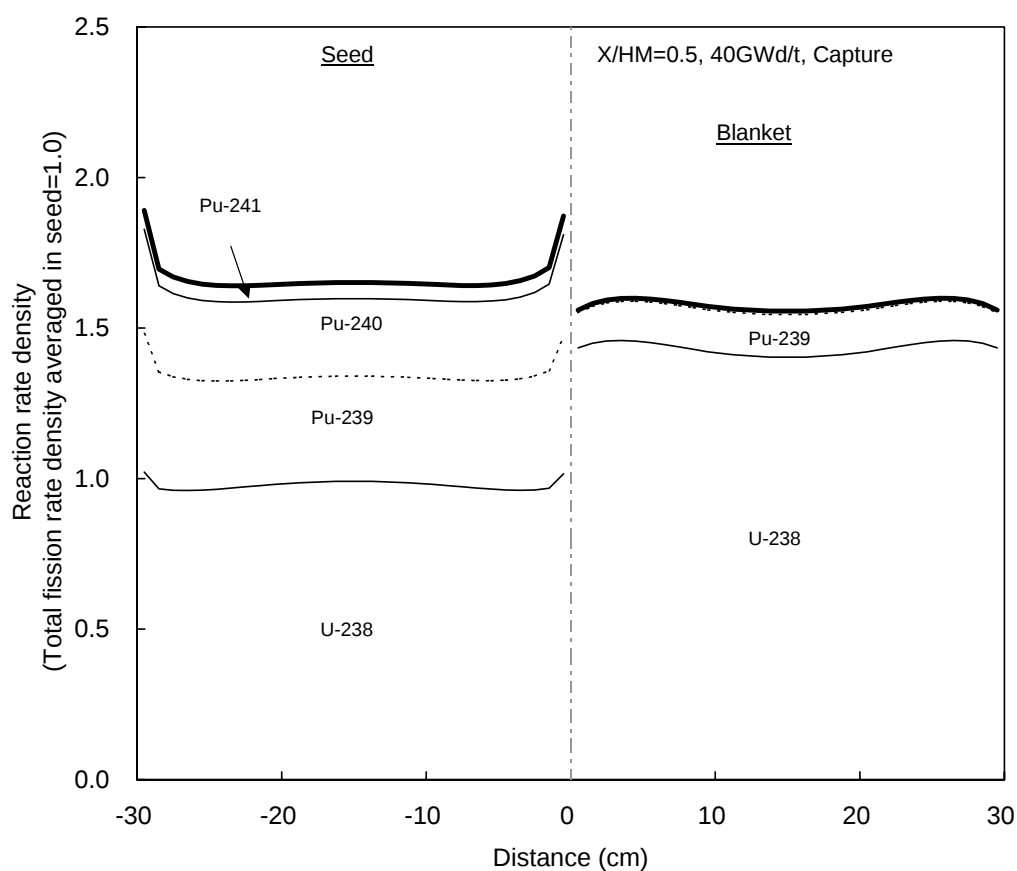
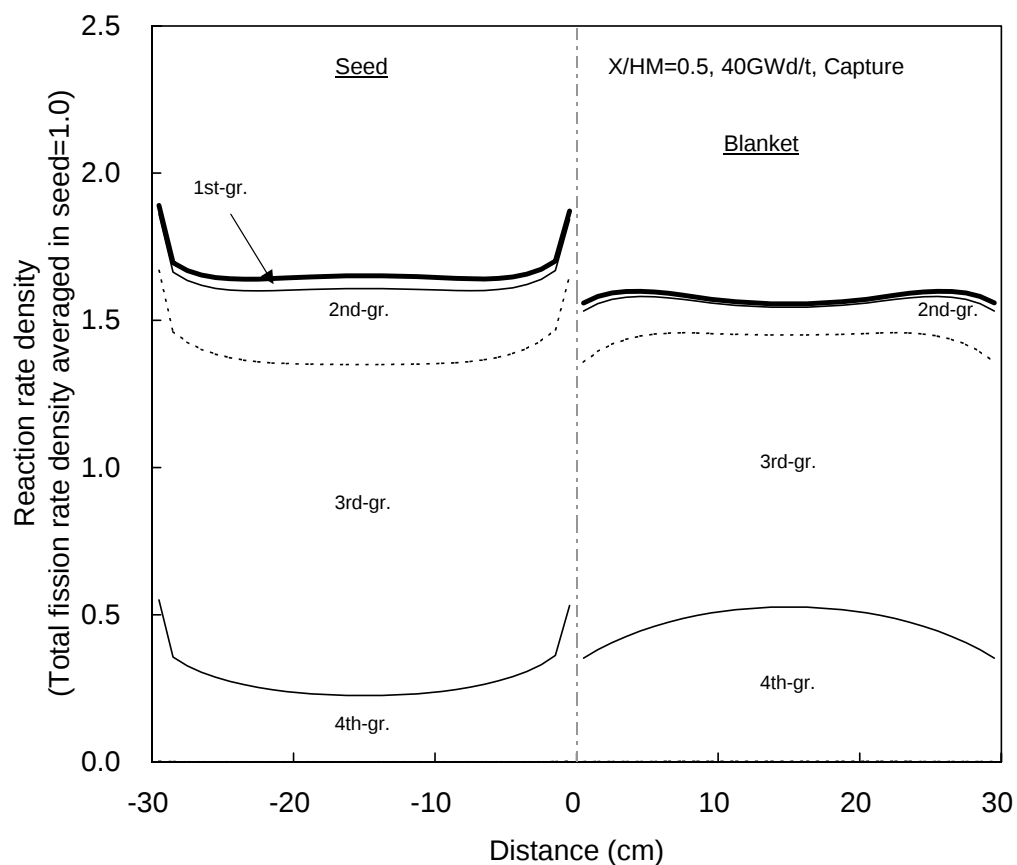


Figure A-30 重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=0.5)

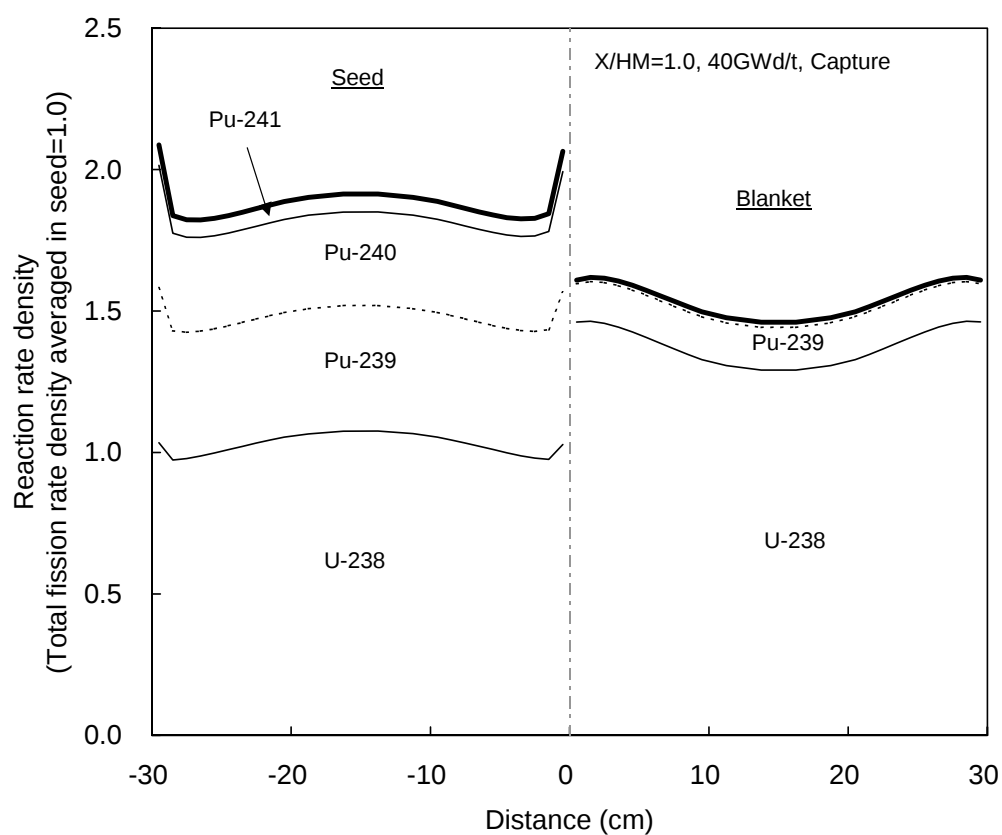
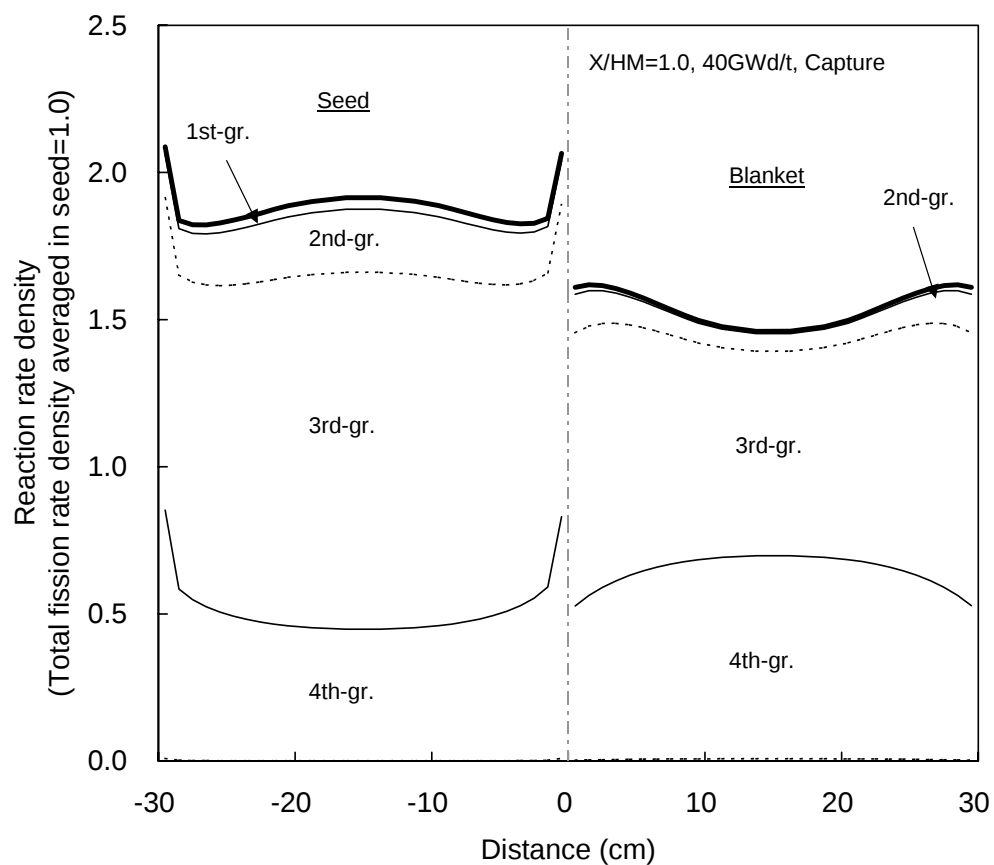


Figure A-31 重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

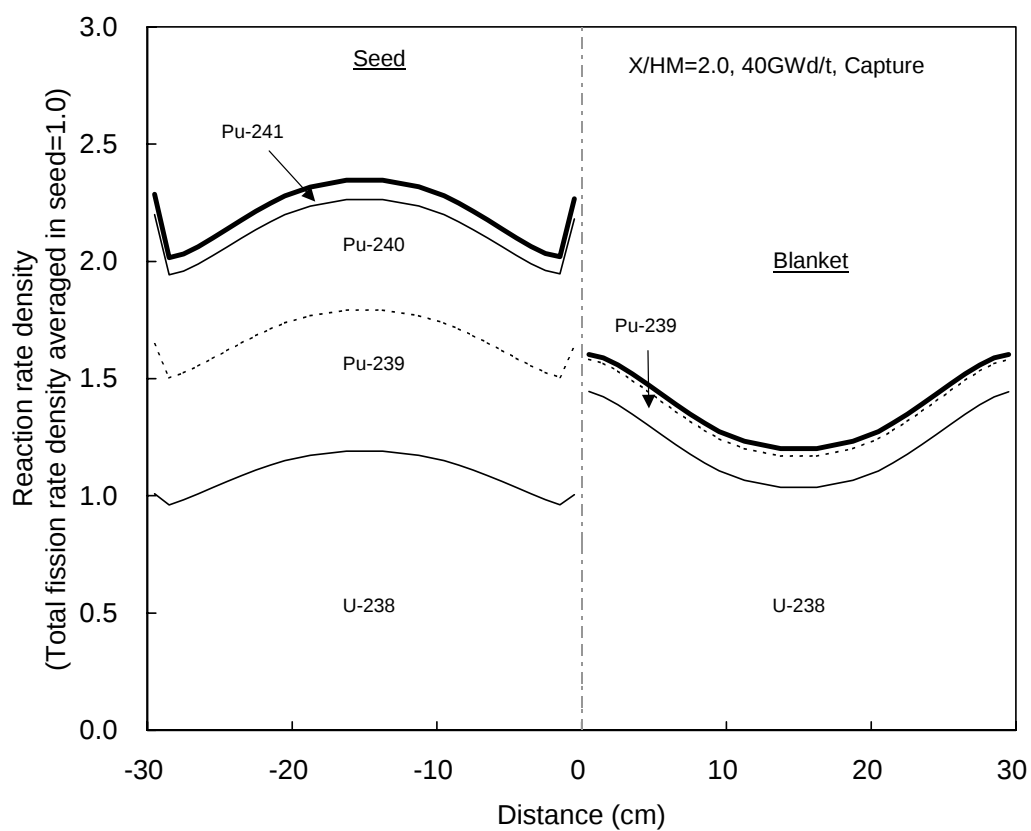
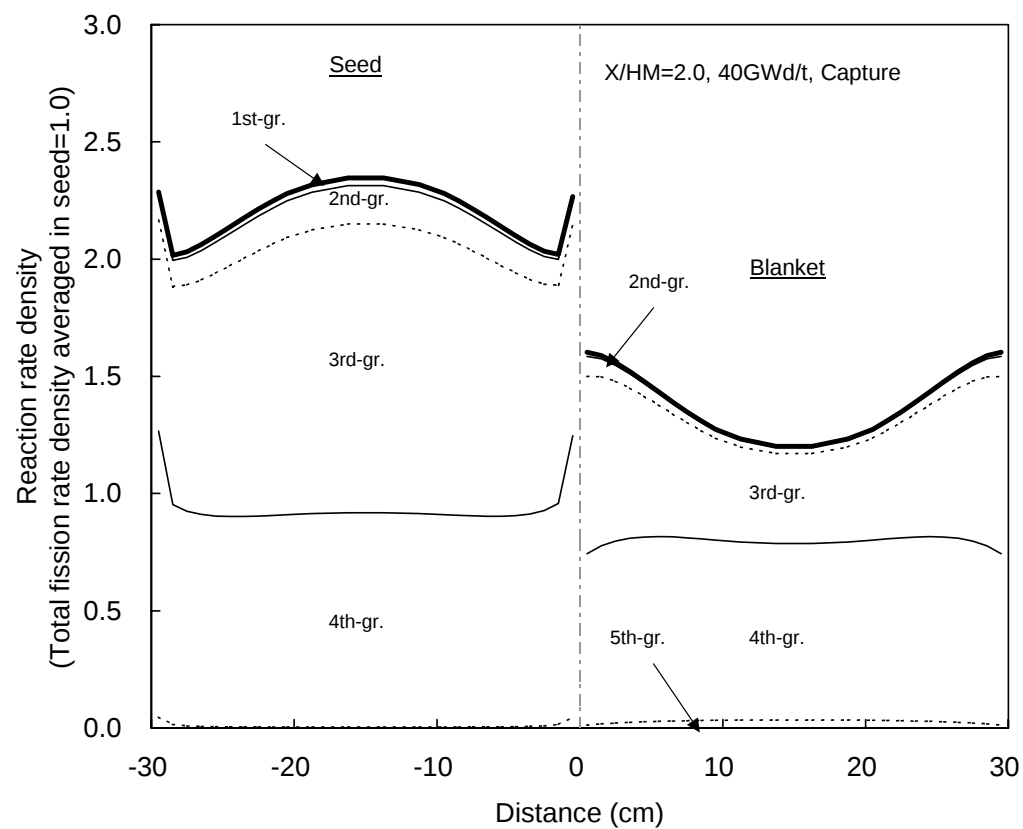


Figure A-32 重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=2.0)

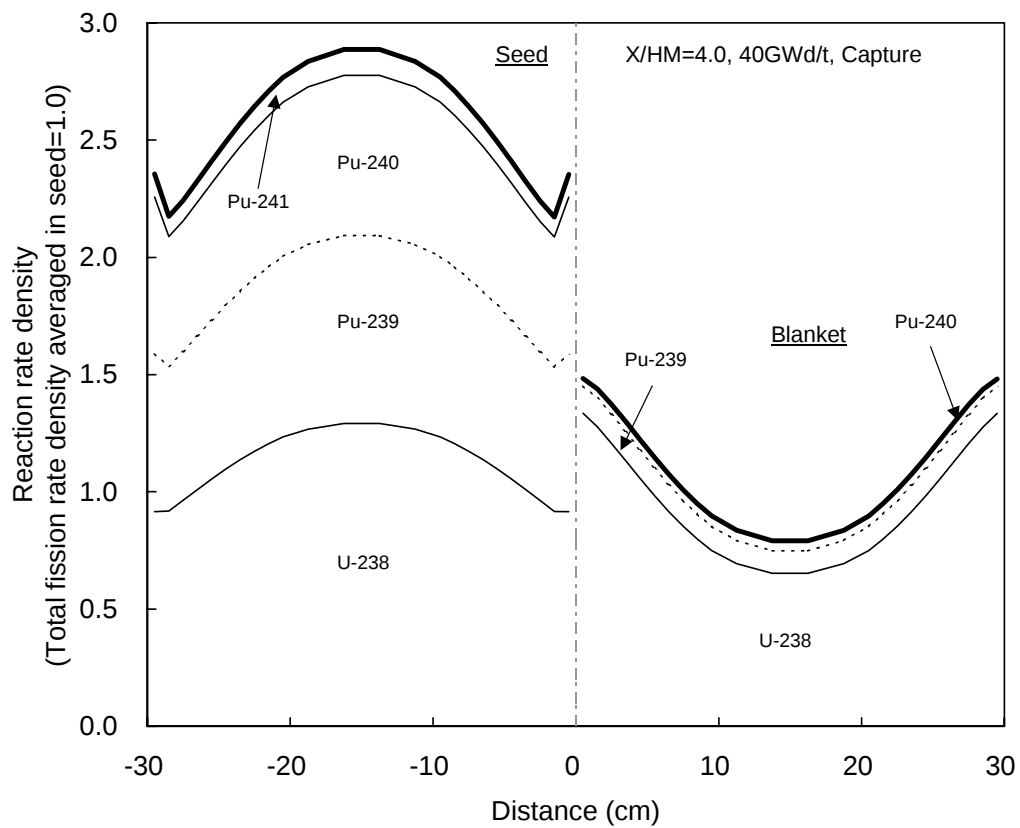
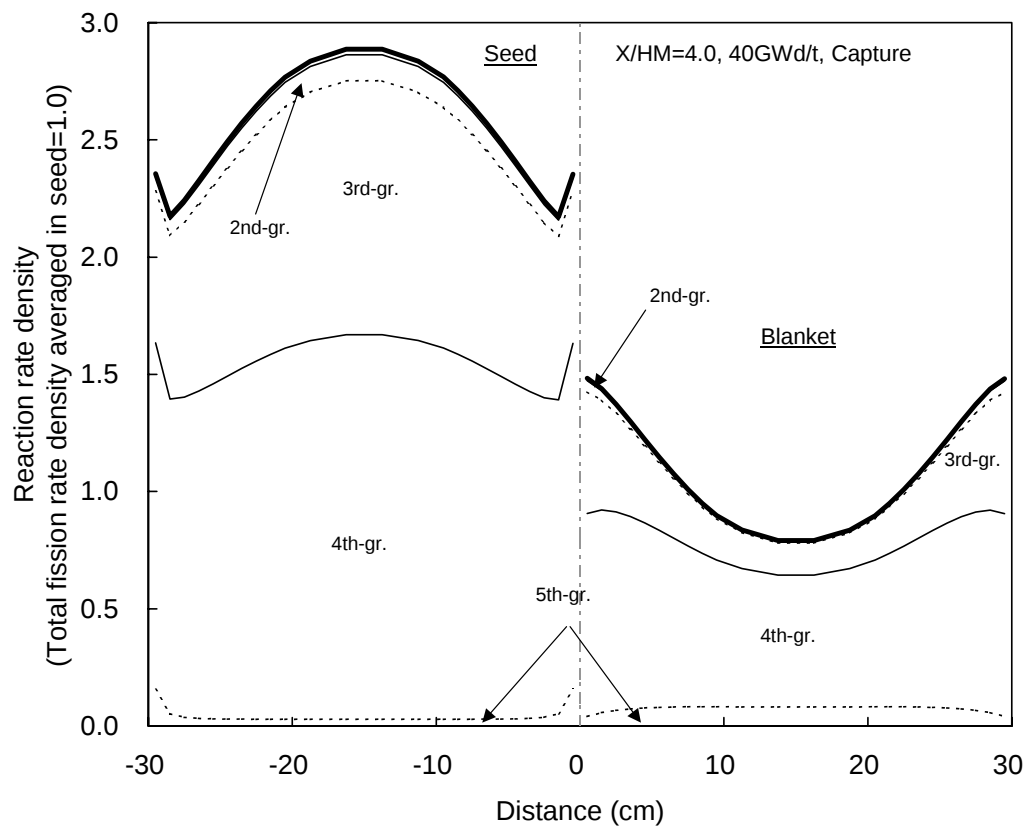


Figure A-33 重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=4.0)

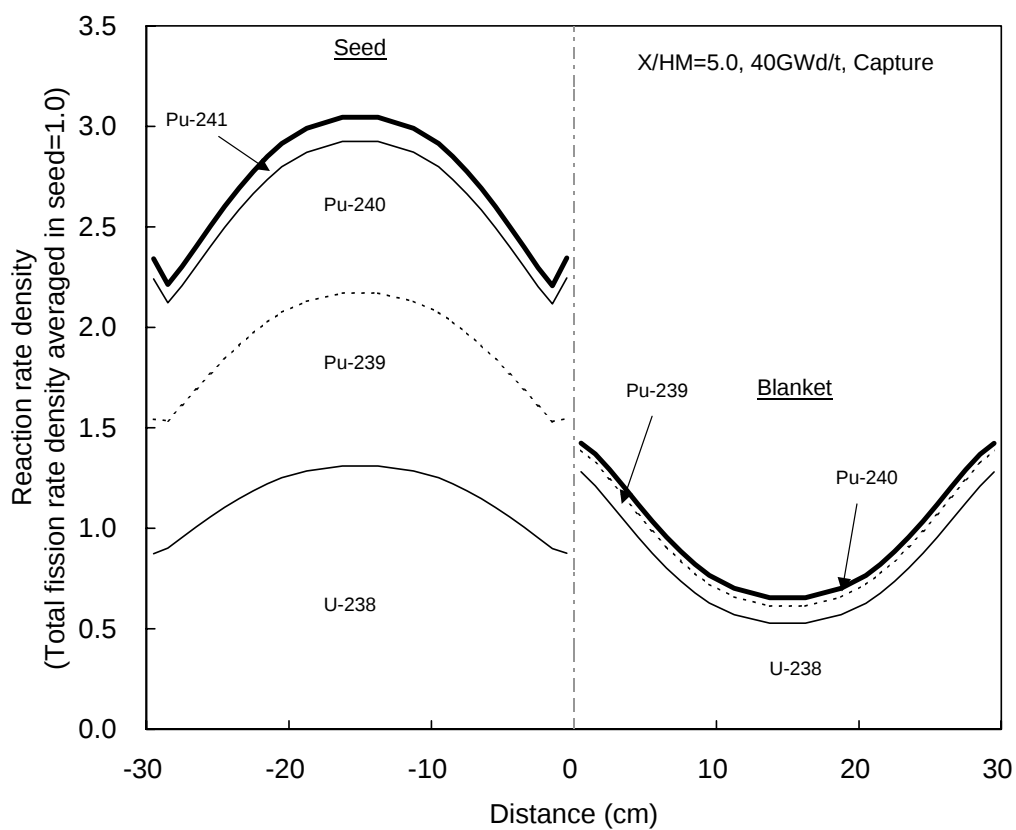
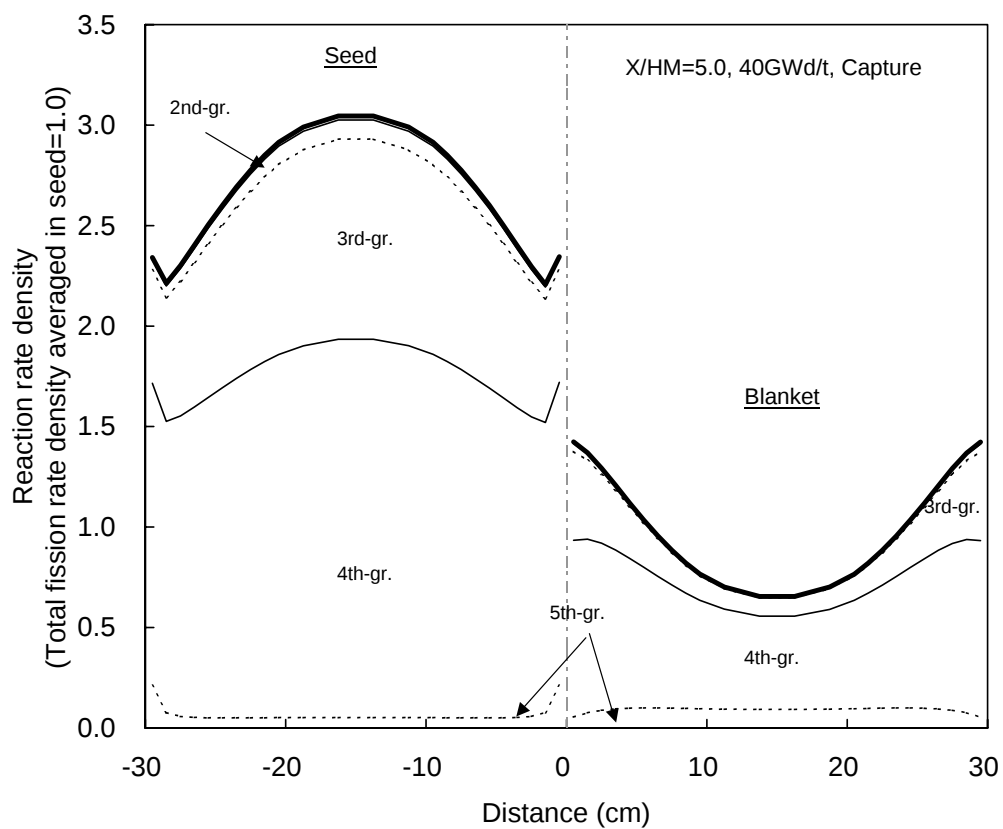


Figure A-34 重水冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=5.0)

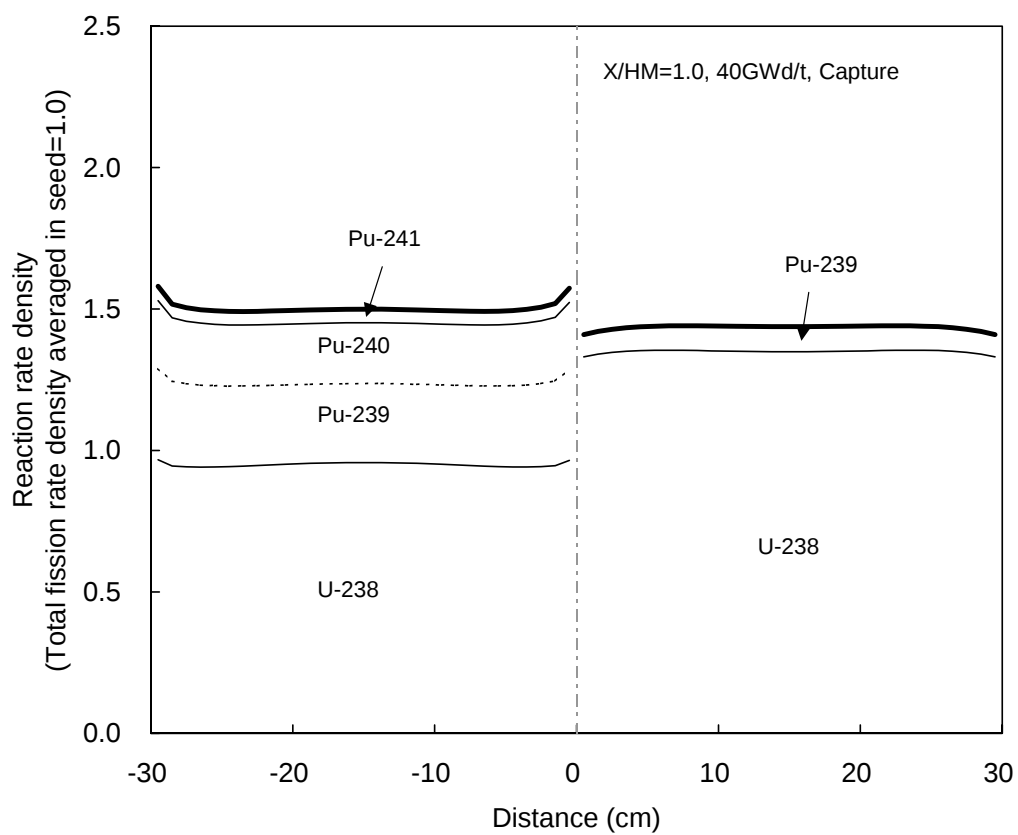
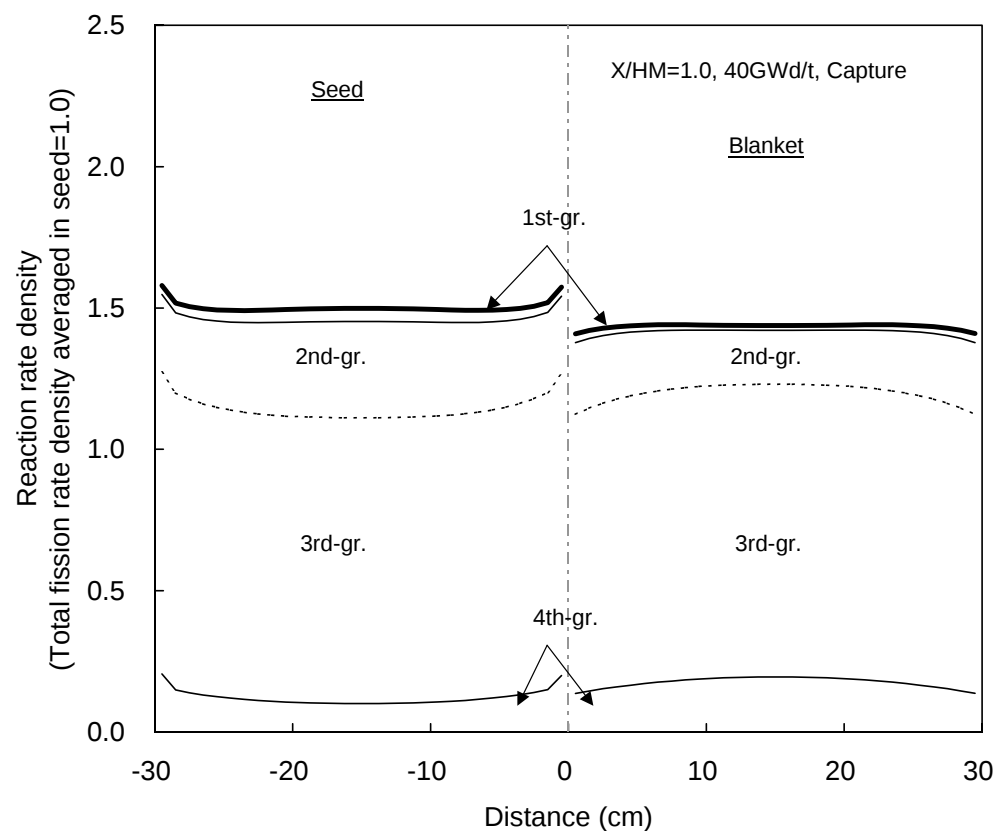


Figure A-35 Na 冷却での捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定、X/HM=1.0)

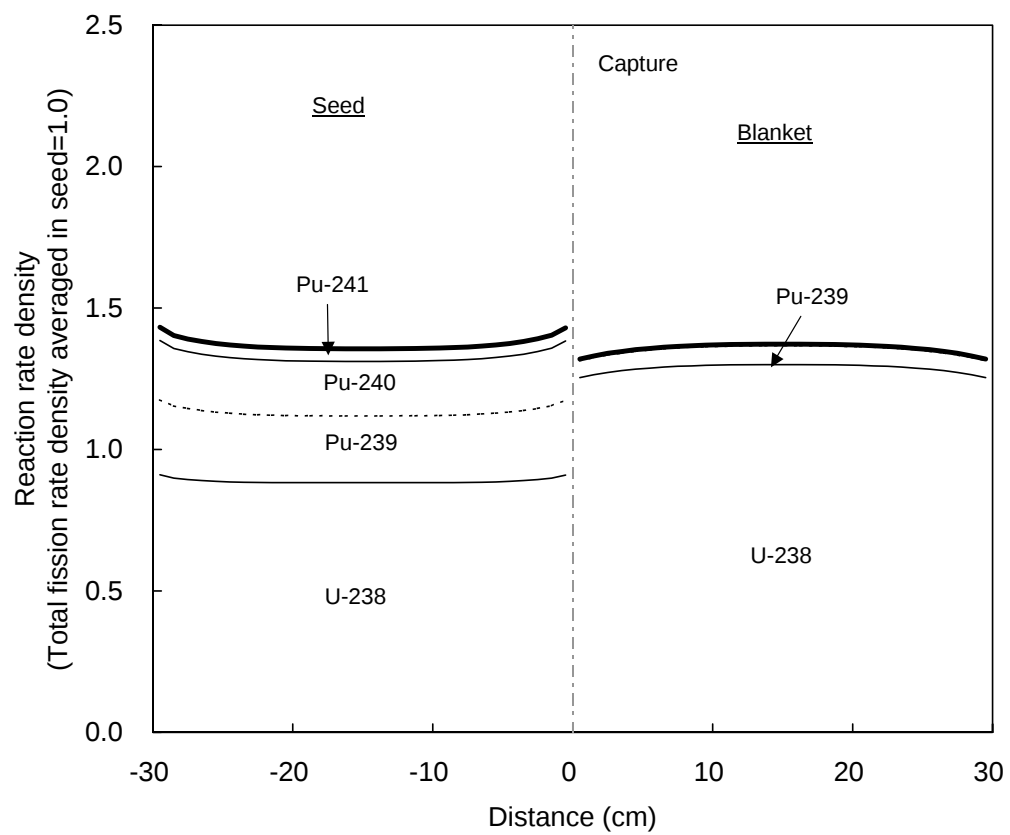
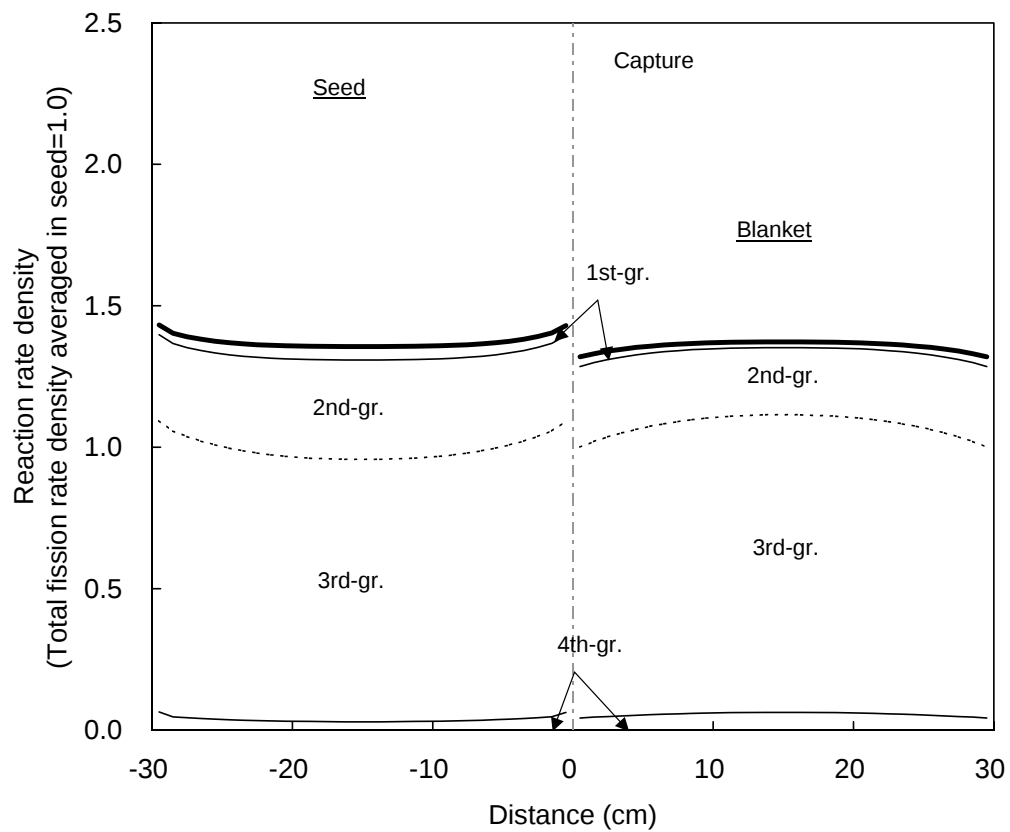


Figure A-36 ボイド時の捕獲反応率分布(シード / ブランケット長 30cm 一定)

Conceptual designing of reduced-moderation water reactor with heavy water coolant

Kohki Hibi ^a, Shoichiro Shimada ^b, Tsutomu Okubo ^{b,*}, Takamichi Iwamura ^b,
Shigeyuki Wada ^c

^a *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., 3-1 Minatomirai 3-chome, Nishi-ku, Yokohama, 220-8401, Japan*

^b *Japan Atomic Energy Research Institute, 2-4 Shirane, Shirakata, Tokai, Ibaraki, 319-1195, Japan*

^c *The Japan Atomic Power Company, 6-1 Ohtemachi 1-chome, Chiyoda-ku, Tokyo, 100-0004, Japan*

Received 6 November 2000; received in revised form 13 February 2001; accepted 9 May 2001

Abstract

The conceptual designing of reduced-moderation water reactors, i.e. advanced water-cooled reactors using plutonium mixed-oxide fuel with high conversion ratios more than 1.0 and negative void reactivity coefficients, has been carried out. The core is designed on the concept of a pressurized water reactor with a heavy water coolant and a triangular tight lattice fuel pin arrangement. The seed fuel assembly has an internal blanket region inside the seed fuel region as well as upper and lower blanket regions (i.e. an axial heterogeneous core). The radial blanket fuel assemblies are introduced in a checkerboard pattern among the seed fuel assemblies (i.e. a radial heterogeneous core). The radial blanket region is shorter than the seed fuel region. This study shows that the heavy water moderated core can achieve negative void reactivity coefficients and conversion ratios of 1.06–1.11. © 2001 Elsevier Science B.V. All rights reserved.

1. Introduction

Fast breeder reactors using liquid sodium as the coolant (LMFBRs) are under development, and are supposed to take the place of light water reactors (LWRs) in the future. The development is, however, much delayed, and hence, it is expected that LWRs will continue to be utilized for some time and will play an important role in the future nuclear power generation. Based on this

situation, the concept of advanced water-cooled reactors, which are named reduced-moderation water reactors (RMWRs), has been investigated at Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) in cooperation with the Japan Atomic Power Company and Japanese LWR vendors (Iwamura et al., 1999). RMWRs can achieve high conversion ratios more than 1.0 by using plutonium (Pu) mixed-oxide (MOX) fuel. Another common design goal for them is negative void reactivity coefficients.

Such a high conversion ratio can be attained by reducing the moderation of neutrons, i.e. reducing the core water volume in general. This character-

* Corresponding author. Tel.: +81-29-282-6431; fax: +81-29-282-5276.

E-mail address: okubo@hems.jaeri.go.jp (T. Okubo).

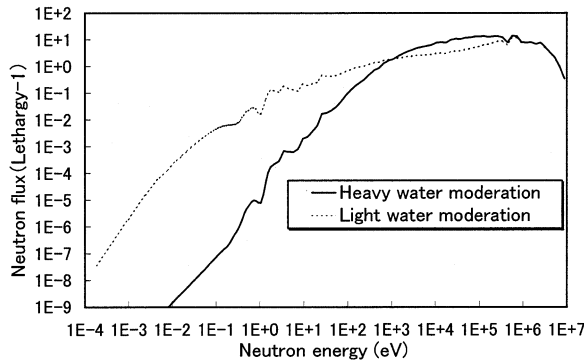


Fig. 1. Neutron spectrum by pin-cell calculation (Fissile Pu enrichment: 8wt%).

istic has advantages for utilizing uranium resources as a long-term source of energy and achieving high burn-ups and long operation cycles or the multiple recycling of Pu. At present, several reactor designs have been proposed using the Pressurized Water Reactor (PWR)-type reactor concept (Hibi et al., 2000) and the Boiling Water Reactor (BWR)-type concept (Okubo et al., 2000).

For a PWR-type reactor, heavy water moderation is favorable for attaining conversion ratios higher than 1.0 because of its low moderation for fast neutrons as shown in Fig. 1, which gives typical neutron spectra obtained by pin cell calculations for heavy and light water moderation. But the low moderation has a tendency to give positive void reactivity coefficients. Therefore, it is

proposed to use the heterogeneous core concept with the blanket, which is also favorable for attaining high conversion ratios, to reduce the void reactivity coefficients. The heterogeneous core has already been widely employed in the design of LMFBRs. There are radial heterogeneous cores and axial ones. In the former, blanket fuel assemblies are arranged among the seed fuel assemblies, and are called the radial blanket. In the latter, the blanket fuel regions are inserted within the seed fuel regions in the seed fuel assemblies, and are called the internal blanket. There is the option to combine both types. In addition, other axial blankets can be added on and beneath the seed fuel region. The material used for the blanket fuel and the seed fuel matrix is generally depleted UO_2 (DU). This paper discusses the PWR-type reactor design, which employs the heterogeneous core concept with a heavy water moderator.

2. Design condition

The design conditions employed in this study are as shown in Table 1.

The Pu composition (1) is the same as that used for the MOX-PWR designs in Japan (Yamate et al., 1996) and corresponds to Pu from reprocessed spent UO_2 -PWR fuel with an average burn-up of about 40 GWd/t. The Pu composition (2) is based on Pu from reprocessed spent UO_2 -BWR fuel with an average burn-up of about 45 GWd/t. The

Table 1
Design conditions

Item	Specification
Reactor power	2900 MWt (1000 MWe)
Operating cycle	15 EFPM/cycle
Fuel loading cycle	3 cycle
Coolant	heavy water
Seed fuel material	Pu-MOX with DU
Fuel pin arrangement	triangular lattice
Pu composition	
Composition (1)	$^{238}\text{Pu}/^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu}/^{241}\text{Am} = 1.9/57.5/23.3/10.0/5.4/1.9$ wt%
Composition (2)	$^{238}\text{Pu}/^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu}/^{241}\text{Am} = 2.7/47.9/30.3/9.6/8.5/1.0$ wt%
Nominal linear heat rate	under 40 kW/m
Void reactivity coefficient	negative
Conversion ratio	over 1.0 (as high as possible)

Table 2
Neutron energy group structure (10-group)

Group no.	Upper energy (eV)	Lower energy (eV)	Lethargy width	Comment
1	1.0000E+07	8.2085E+05	2.500	
2	8.2085E+05	8.6517E+04	2.250	
3	8.6517E+04	9.1188E+03	2.250	
4	9.1188E+03	9.6112E+02	2.250	Low energy for fast neutron
5	9.6112E+02	1.0130E+02	2.250	
6	1.0130E+02	1.0677E+01	2.250	
7	1.0677E+01	3.9279E+00	1.000	^{238}U , 6.7eV
8	3.9279E+00	1.8554E+00	0.750	^{242}Pu , 2.7eV; ^{240}Pu , 1.0eV
9	1.8554E+00	3.4205E−01	1.691	Upper energy for thermal neutron
10	3.4205E−01	9.9992E−06	10.440	^{239}Pu , 0.3eV

upper limitation on the linear heat rate has been adopted as an allowable index for the thermal hydraulic design. The void reactivity coefficient, which is the reactivity change from 0%-voids to 100%-voids in the whole moderator region inside the reactor vessel, has been used as an index of the core performance for inherent safety.

In order to attain high conversion ratios, it is generally necessary to make use of the neutron absorptions of ^{238}U and fertile Pu in the high neutron energy region over 1 keV. This requires the core to have a low moderation, i.e. narrow gaps between fuel pins. Therefore, the triangular tight lattice fuel pin arrangement has been employed.

3. Analysis method

The nuclear data files JENDL-3.2 (Nakagawa et al., 1995) have been employed for the analyses to generate effective cross sections. The calculation code is the SRAC system (Tsuchihashi et al., 1986). For SRAC analyses, cell calculations using the collision probability method are performed to obtain effective coarse-group macro cross sections. Table 2 shows the neutron energy group structures. The 10-group structure, in which the number of groups for fast neutrons over 0.1 keV is five, has been employed in the analyses. Core calculations have been done with the COREBN module in the SRAC system, which does the same calculation of the diffusion burn-up as the CITA-

TION code (Fowler et al., 1971). The calculation models are a two-dimensional radial- and Z-ordinates (R-Z) model for preliminary survey calculations and a three-dimensional Hex-Z model for optimizing calculations.

4. Core design

4.1. Specification of core structure

4.1.1. Seed fuel assembly

It is desirable to make the diameter of the seed fuel pin as large as possible from the viewpoint of attaining a high conversion ratio and a negative void reactivity coefficient. But a large fuel pin diameter increases the linear heat rate and requires low power densities. Therefore, in this investigation an outer diameter of 9.5 mm has been employed for the seed fuel pin, which is the same as for the conventional PWR pin in Japan. Stainless steel SS-316 has been employed as a cladding material for the seed fuel pins considering the high burn-up and the reduction in the volume of structural material. The cladding thickness has been set at 0.4 mm, which is about two-thirds that of the zircaloy cladding employed in the current PWRs. The pellet diameter of the seed fuel is 8.6 mm. It is preferable to make the width of the gap between seed fuel pins as narrow as possible from the viewpoint of the high conversion ratio, while a certain gap is required from the departure from nucleate boiling (DNB) considerations. In this

study, a gap width of 1.0 mm has been adopted considering the heat removal capacity. The ratio of the number of deuteron to heavy metal atoms (D/HM) in the seed pin cell is 0.81.

Attaining high conversion ratios in heterogeneous core requires that fast neutrons generated in the seed regions reach the blanket fuel regions. Survey analyses have shown that the average path length for the heavy water moderation is about 300 mm. In addition, survey analyses for the assembly pitch have shown that assembly pitches around 250 mm are the best from the viewpoint of attaining both a high conversion ratio and a negative void reactivity coefficient, simultaneously. Therefore, the number of pin layers including the center pin has been set at fourteen as shown in Fig. 2. The assembly pitch is 252 mm considering various gaps and a wrapper tube thickness of 1.0 mm.

The assembly has one instrumentation tube and six thimble tubes. Seven seed fuel pins are replaced by each thimble tube. Therefore, the number of the seed fuel pins is 504 per assembly. The thimble tubes support the seed fuel bundle. The control rod cluster is inserted into the thimble tubes and has absorber pins with an outer diameter of 19 mm. The absorber material is B_4C with 90% enriched ^{10}B .

The assembly has axial blanket regions on and beneath the seed fuel region, which give higher conversion ratios. In addition, an internal blanket

region is introduced inside the seed fuel region in about 80% of the seed assemblies for the purpose of achieving higher conversion ratios and lower void reactivity coefficients.

4.1.2. Blanket fuel assembly

It is desirable to make the diameter of the blanket fuel pin as large as possible in order to attain a high conversion ratio with low D/HM ratios. Considering that the power density is lower than that of the seed fuel, the outer diameters of the blanket fuel pin and pellet have been set at 13.9 mm and 12.6 mm, respectively, in order to keep the maximum linear heat rate under 40 kW/m. The cladding material is SS-316 and the width of the gap between the pins is 1.0 mm. This is the same as for the seed fuel assembly. The number of the pin layers including the center pin has been set at ten. The value of D/HM in the blanket pin cell is 0.54. The assembly has six tie-rods at each corner of the hexagon to support the pin bundle. The number of the blanket fuel pins is 265 per assembly. The assembly has a wrapper tube with a thickness of 1.0 mm.

4.1.3. Structures inside the reactor vessel

The structural model for the inside of the reactor vessel used for the core calculations by SRAC is shown in Fig. 3. The structures include the plug and the gas plenums of the fuel pins, the support structures of the fuel assemblies and so on. The detailed structure of the fuel assemblies is described in the next section. The specifications for the seed and the blanket fuel assemblies are summarized in Table 3 for the case of the Pu composition (1).

4.2. Parameter analyses and core design

The specifications for the heterogeneous core have been investigated using the above structural model. As shown in Fig. 4, the void reactivity coefficients are positive for the blanket fuel with heavy water moderation, although they are negative for light water moderation. Therefore, attaining negative void reactivity coefficients requires a core configuration which increases neutron leakage from the core region. Parameter surveys have

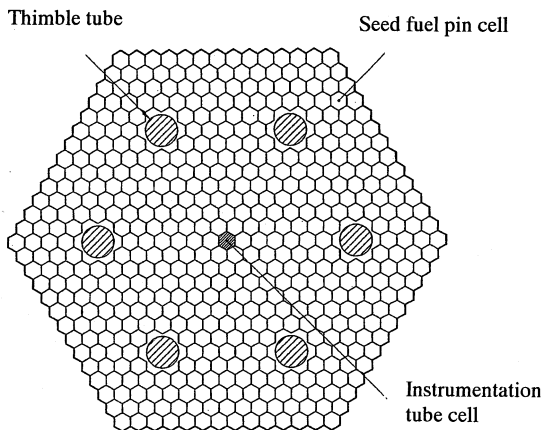


Fig. 2. Configuration of seed fuel assembly.

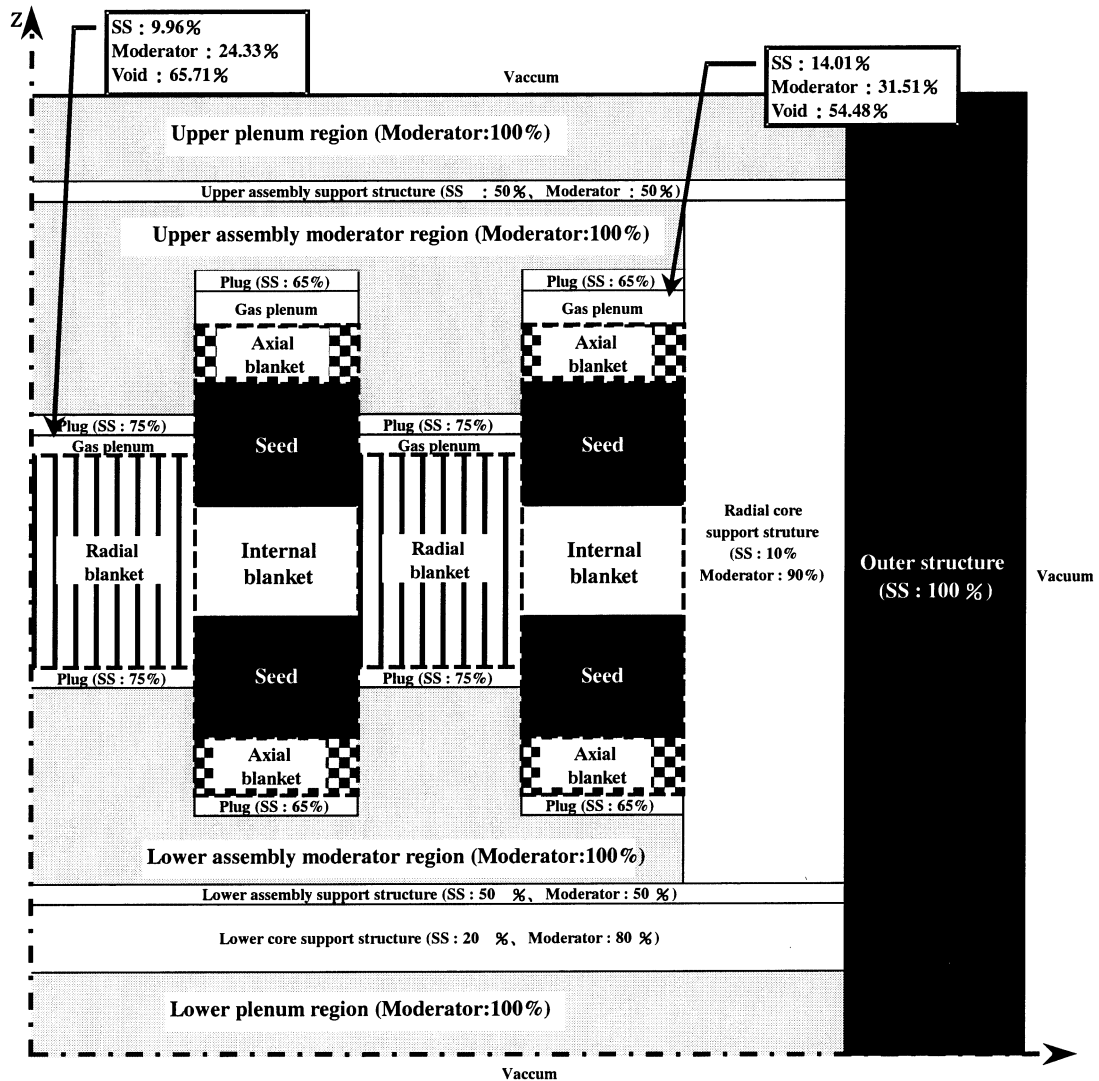


Fig. 3. Structure model inside reactor vessel used for analysis.

been performed for (1) the height of the seed, radial blanket, axial blanket and internal blanket, (2) the axial position of the internal blanket and (3) the arrangement and shuffling pattern of the fuel assemblies. The axial structures of the fuel assemblies and the core radial configuration with the employed shuffling pattern determined through the surveys are shown in Figs. 5 and 6, respectively.

Because the blanket fuel has smaller values of $\sigma_{\text{fission}}/\sigma_{\text{absorption}}$ (σ_{fission} , $\sigma_{\text{absorption}}$: effective cross

sections for fission and absorption, respectively) for fast neutrons than the seed fuel when the neutron spectrum becomes harder, loading the blanket fuel in positions which have high fast neutron fluxes is effective in reducing the void reactivity coefficient. Therefore, the internal blanket has been set at the axially central position in the core. That also increases the conversion ratio.

The axial symmetry has very important effects on the axial power distributions. Figs. 7 and 8 show sample results for the several axially asym-

Table 3
Specification of fuel assembly under Pu composition (1)

Item	Seed fuel assembly with internal blanket	Seed fuel assembly without internal blanket	Blanket fuel assembly
Fuel material	(Pu,U)O ₂	—	Depleted UO ₂
Fissile Pu enrichment	17 wt%	14 wt%	----
Fuel pellet diameter	8.6 mm	—	12.6 mm
Cladding inner diameter	8.7 mm	—	12.7 mm
Cladding outer diameter	9.5 mm	—	13.9 mm
Pin pitch	10.5 mm	—	14.9 mm
Number of fuel pins	504	—	265
Number of thimble tubes	6	—	0
D/HM*	0.81	—	0.54
Seed fuel length	550 mm × 2	1600 mm	----
Blanket fuel length			
Axial blanket	350 mm × 2	—	---
Internal blanket	500 mm	---	---
Radial blanket	---	---	1150 mm
Assembly pitch	252 mm	—	—
Assembly height	~3500 mm	—	—

* Ratio of the number of atoms of deuteron to heavy metal.

metric conditions for which survey calculations were made. Fig. 7 shows the results for the axially asymmetric configuration, in which the center of the internal blanket is set at an axial position 50 mm below the core center. In this case, the ratio of the power density in the lower seed to that in the upper is calculated to be about one-thirtieth under normal conditions, while almost 1.1 under the voided condition. A similar phenomenon occurs for the axial asymmetry of the fissile Pu enrichment as shown in Fig. 8, which shows the results for the case in which the fissile Pu enrichment of the upper and lower seeds are 17 wt% and 16 wt%, respectively. Therefore, it is concluded that the length and fissile Pu enrichment of the upper seed should be the same as those of the lower one.

The internal blanket tends to give axial decoupling. Decoupling means spatial separation of the neutron fluxes in the core. Flux distributions in a decoupled core are very sensitive to perturbations, and local reactivity insertion tends to cause very high local power peaking or unstable transients. Decoupling effects are thought to be undesirable in the design of a core, especially in the design of an FBR core, as the stability under transient conditions is affected. For the RMWR in this

study, the effects are thought to be not so serious. But it was judged that it would be better to introduce some seed fuel assemblies without an internal blanket, because they reduce the decoupling effects and give flatter axial power distributions under normal and voided conditions than if they were not present. For the Pu composition (1), the fissile Pu enrichment of the seed fuel assembly without the internal blanket is 14 wt%, which is lower than for the seed fuel assembly with an internal blanket (17 wt%), in order to reduce the maximum linear heat rate. For the Pu composition (2), the enrichments are 13 wt% and

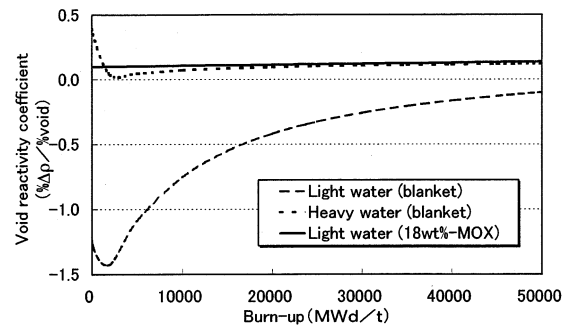


Fig. 4. Void reactivity coefficients for MOX and blanket fuel by pin-cell calculations with burn-up.

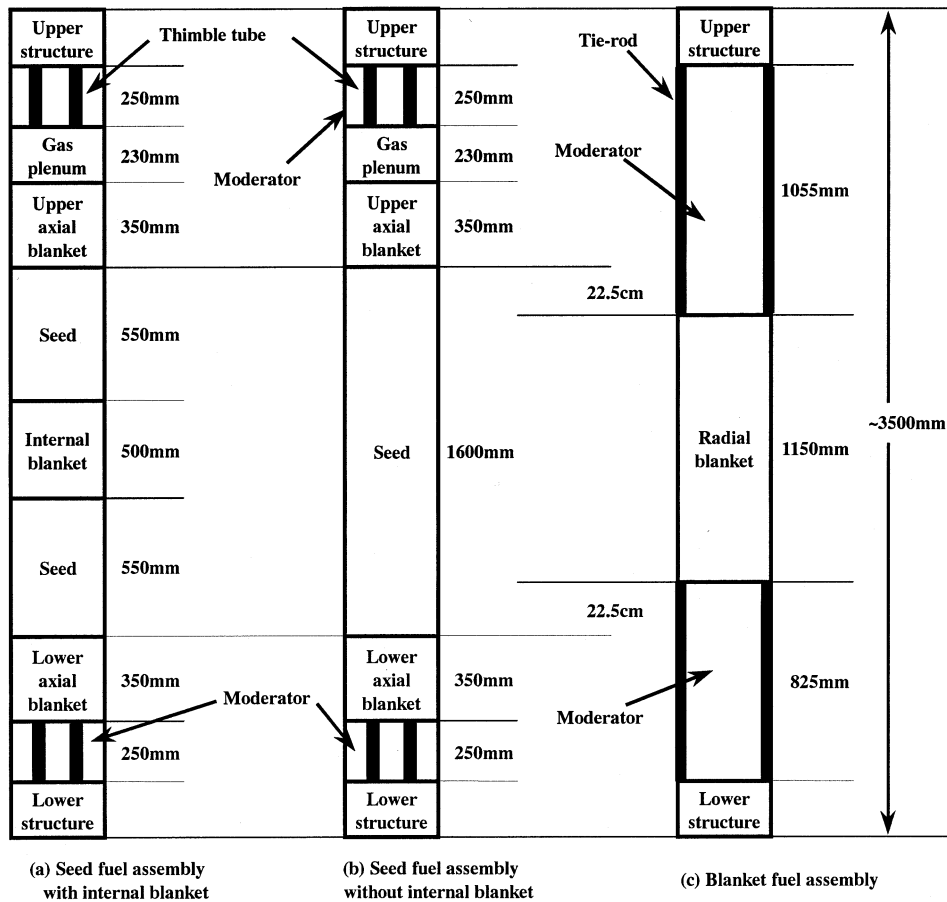


Fig. 5. Axial configuration of fuel assembly under Pu composition (1).

16 wt%, respectively, due to the smaller reactivity losses with burn-up.

Lower and upper moderator regions are introduced in each fuel assembly. They are between the plugs of the fuel pins and the assembly support structures. There are simply thimble tubes or the tie-rods and wrapper tubes in the moderator regions. The moderator regions reduce the re-injection of fast neutrons reflected by the structures surrounding the core. For the seed fuel assemblies, the length is set at 250 mm as a result of survey calculations. The fuel pin bundles are held by grids fixed to the thimble tubes in the seed fuel assemblies and to the tie-rods in the blanket fuel. The thimble tubes and tie-rods are supported by their lower assembly support structures.

As shown in Fig. 6, the loading pattern of the blanket fuel assemblies is like a checkerboard. This pattern gives a seed assembly the largest surface area facing to the radial blankets. Therefore, fast neutrons generated in the seed are effectively absorbed in the radial blankets, and hence, the void reactivity coefficients are reduced. The number of the seed fuel assemblies without an internal blanket is thirty-six based on survey calculations. The conversion ratio is reduced as the number of the seed fuel assemblies without an internal blanket is increased. They are located at positions with high neutron fluxes because of their low Pu enrichment. Fresh fuel assemblies are loaded into the outer area of the core and irradiated fuel is uniformly loaded into the inner area,

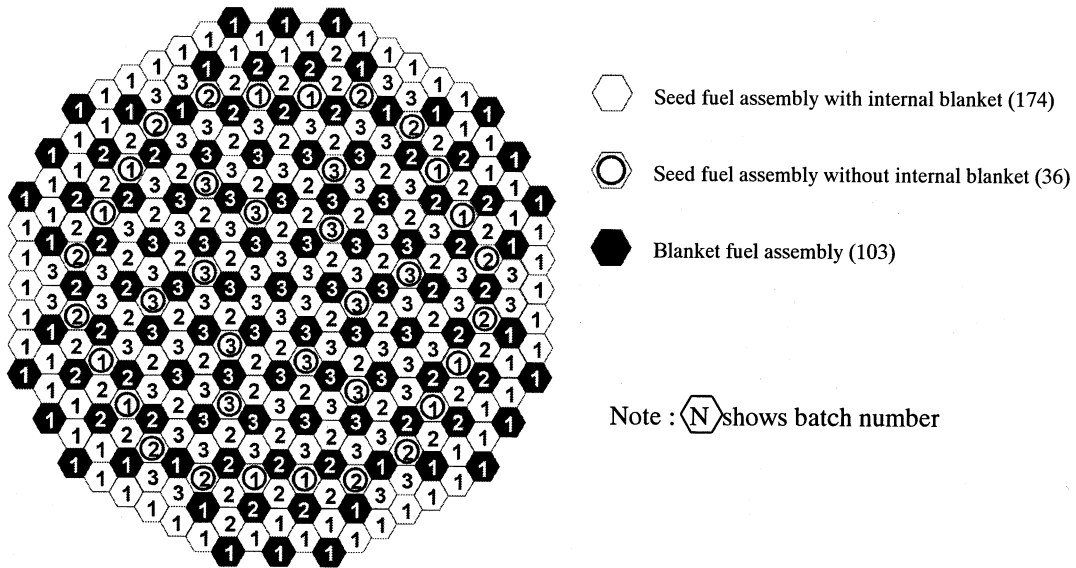


Fig. 6. Core radial configuration with shuffling pattern.

generally. This pattern gives flat radial power distributions.

The approaches which are effective in attaining negative void reactivity coefficients are shortening the length of the seed fuel itself and employing a blanket fuel assembly with a shorter fuel length than the seed. The former increases the leakage fraction of fast neutrons from the whole core, but requires a higher Pu enrichment and higher linear heat rate. The problems have been solved by attaining a flat power distribution in the core. The latter increases the direct leakage into the moderator region from the seed region in the voided condition and reduces the void reactivity coefficients, while reducing the conversion ratios. The length of the radial blanket region has been determined to be 1150 mm through survey calculations when using Pu composition (1) and 1100 mm for Pu composition (2). In the case of Pu composition (2), its higher fraction of ^{240}Pu gives higher void reactivity coefficients than Pu composition (1), because large capture cross sections of Pu-240 decrease with neutron energy. Therefore, a design with the shorter length of the radial blanket has been employed. As a result, the end of the blanket region is positioned near the maximum power density position of the seed. The void reactivity

coefficients become positive if the length of the radial blanket is longer than 1150 mm for the Pu composition (1) and 1100 mm for the Pu composition (2), respectively.

This investigation has made it clear that the length of the seed including the axial and internal blankets should be 2.3 m and the length of the fuel assembly then becomes 3.5 m as shown in Fig. 5. The conceptual view of the seed fuel assembly is shown in Fig. 9. The length of the seed fuel pin including the plug and gas plenum is about 2.5 m. The blanket fuel pin is about 1.2 m

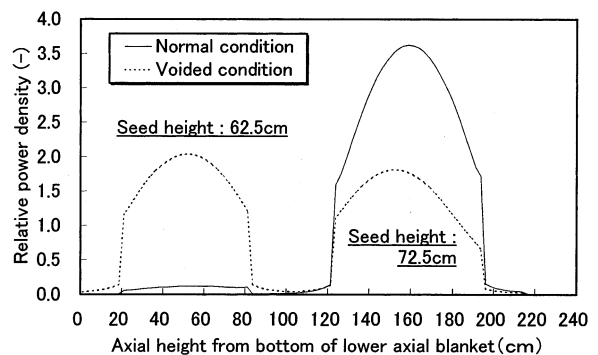


Fig. 7. Sample results of axial power distribution for axially asymmetric position of internal blanket.

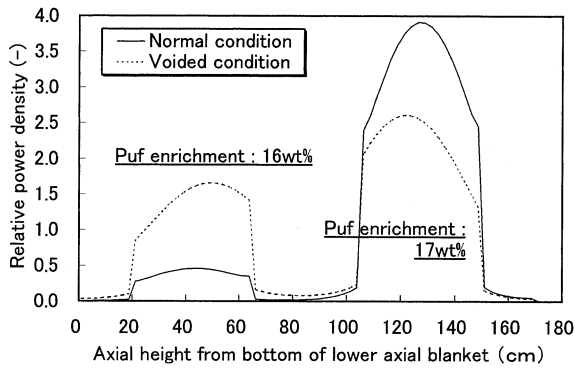


Fig. 8. Sample results of axial power distribution for axially asymmetric Pu enrichment of lower/upper seed fuel.

high. The photo in Fig. 10 shows a full size and full length model of one-sixth of an assembly (one thimble tube and 54 surrounding fuel pins) manufactured by Mitsubishi Heavy Industries (MHI) in order to confirm the feasibility of manufacturing fuel assemblies with the tight triangular lattice. The equivalent core diameter is about 4.57 m and the inventories of total Pu, fissile Pu and total heavy metal including the blanket are about 23, 15 and 160 tons, respectively.

4.3. Core neutronic characteristics

Table 4 gives a the summary of the core neutronic characteristics obtained by three dimen-

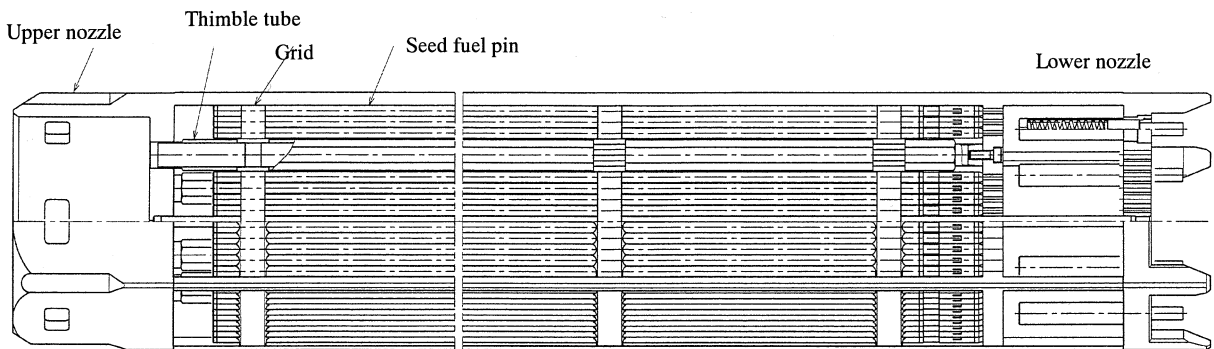
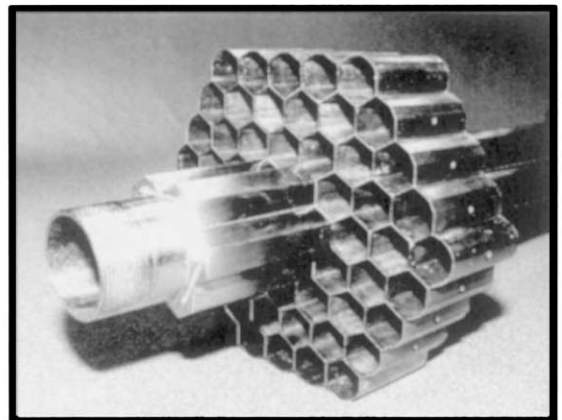


Fig. 9. Conceptual view of seed fuel assembly.



(a) Overview



(b) Grid and thimble tube

Fig. 10. Photo: manufactured model of one-sixth of assembly with triangular tight lattice.

Table 4
Neutronics characteristics of equilibrium core

Item	Pu composition (1)	Pu composition (2)
Pu loading (plant availability: 90%)		
Total Pu	3.76 ton/y	4.14 ton/y
(including ^{241}Am)		
Fissile Pu	2.54 ton/y	2.38 ton/y
Equivalent core diameter	4.57 m	←
Conversion ratio (BOEC/EOEC*)	1.05/1.07	1.11/1.12
Reactivity loss with burn-up	$2.9\%\Delta\rho$	$2.6\%\Delta\rho$
Void reactivity coefficient (EOEC)	$-0.4 \times 10^{-4}\Delta\rho/\%\text{void}$	$-1.0 \times 10^{-4}\Delta\rho/\%\text{void}$
Maximum linear heat rate		
Seed fuel assembly	38 kW/m	36 kW/m
Blanket fuel assembly	35 kW/m	32 kW/m
Maximum assembly power		
Seed fuel assembly	16.3 MW	16.7 MW
Blanket fuel assembly	3.8 MW	4.5 MW
Discharged burn-up		
Average of seed fuel	53 GWd/t	←
Maximum of seed fuel	66 GWd/t	←
Average of blanket fuel	4 GWd/t	←

* BOEC: beginning of equilibrium cycle; EOEC: end of equilibrium cycle.

sional Hex-Z calculations with SRAC, in which an assembly has been treated as a hexagonal lattice. In the present calculation for the Pu composition (1), the average conversion ratio in the equilibrium cycle is 1.06 and the void reactivity coefficient at the end of the cycle is $-0.4 \times 10^{-4} \Delta\rho/\%\text{void}$; those for the Pu composition (2) are 1.11 and $-1.0 \times 10^{-4} \Delta\rho/\%\text{void}$, respectively. In addition, the maximum linear heat rates are 38 kW/m and 36 kW/m, respectively. The core satisfies the design conditions for conversion ratio, void reactivity coefficient and linear heat rate. These differences in the core characteristics for

the two Pu compositions show that the RMWR with a heavy water moderator gives a higher conversion ratio when a higher fraction of ^{240}Pu , i.e. well-burned or recycled Pu is used. The average discharge burn-up is 55 GWd/t for the seed fuel assembly with an internal blanket.

Fig. 11 shows the axial linear heat rate distributions in the seed fuel assembly with an internal blanket at the beginning and at the end of the equilibrium cycle under normal conditions, and at the end of the cycle under 100% voided conditions. The maximum peaking factor in the radial direction is about 1.45 considering the power in both the seed and the blanket fuel region, and about 1.25–1.29 considering only the seed region for both Pu compositions.

Considering the price of heavy water, it is better not to control reactivity by the chemical shim method from the viewpoint of reducing the amount of heavy water waste containing boric acid. It is favorable for a core with heavy water moderation that all reactivity changes are controlled by control rods alone. The control rod consists of a cluster of six control rods with absorber pin diameters of 19.0 mm. If it is possible to insert control rods into 108 seed fuel assemblies, the control rod worth is $8.5\%\Delta\rho$ at the beginning of the equilibrium cycle and it is over $11\%\Delta\rho$ in the case of 210 assemblies. In the case of 108 control rods, the control rod worth with one-rod-stuck is $7.0\%\Delta\rho$, assuming a control rod with the maximum worth is not inserted. The reactivity loss with burn-up is $2.9\%\Delta\rho/\text{cycle}$ and

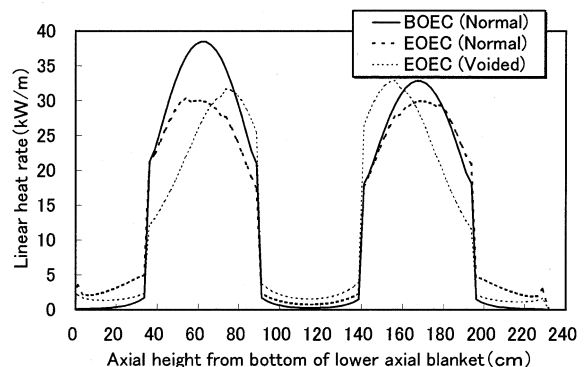


Fig. 11. Axial linear heat rate distributions of seed fuel assembly with maximum power density under several conditions.

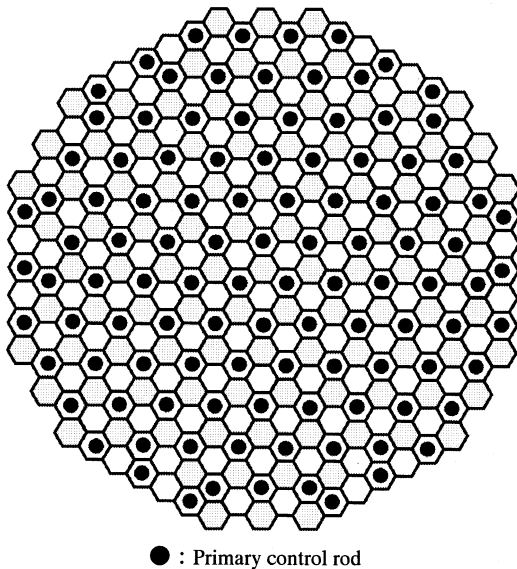


Fig. 12. Positions of primary control rods.

the reactivity change between cold zero power and hot full power is $2.4\%\Delta\rho$. Therefore, the shut-down margin for the reactor, shut-down by the primary control rod system with one stuck rod, is $1.7\%\Delta\rho$ with the 108 control rods. The shut-down margin is the same as that of a current PWR. Fig. 12 shows a sample of the control rod arrangement. It is possible to insert 102 control rods for the backup rod system. The necessary worth for the backup rod system is only the reactivity change between cold zero power and hot full power, which is $2.4\%\Delta\rho$. The calculated worth of the system is over $2.5\%\Delta\rho$. Therefore, the backup rod system is thought to have an enough margin for a reactor shut-down.

5. Conclusions

The conceptual designing of a RMWR has been performed for a heavy water cooled PWR-type

reactor with a heterogeneous core configuration, aiming at a high conversion ratio greater than 1 and a negative void reactivity coefficient. The core design has employed a checkerboard loading of blanket fuel assemblies, which have a shorter fuel length than the seed fuel. The core also has an axially heterogeneous configuration with upper, lower and internal blanket regions. The proposed core has simultaneously achieved the high conversion ratios of 1.06–1.11 together with negative void reactivity coefficients for the concerned range in Pu composition of the fuel.

Acknowledgements

The authors are grateful to Teruhiko Kugo, Toshihisa Shirakawa and Shuji Usui of JAERI, and Yasuo Komano, Takashi Kanagawa, Hiroshi Tochihiro and Tatsuo Kobayashi of MHI for their suggestions and assistance through this study.

References

- Fowler, T.B. et al., 1971. Nuclear Reactor Analysis Code: CITATION, ORNL-TM-2496, Rev.2, Oak Ridge National Laboratory.
- Hibi, K., et al., 2000. Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactors (2)-Design for PWR-Type Reactors, Proc. 8th Int. Conf. on Nucl. Eng. Apr.2-6, p. 8423.
- Iwamura, T., et al., 1999. Research on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR). JAERI-Research 99, 058.
- Nakagawa, T., et al., 1995. JENDL-3.2. J. Nucl. Sci. Technol. 32 (12), 1259–1271.
- Okubo, T., et al., 2000. Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactors (1) -Design for BWR-Type Reactors-, Proc. 8th Int. Conf. on Nucl. Eng. Apr.2-6, p. 8422.
- Tsuchihashi, K. et al., 1986. Revised SRAC Code System. JAERI-1302.
- Yamate, K., et al., 1996. Design of a gadolinia bearing mixed-oxide fuel assembly for pressurized water reactors. Nucl. Eng. Des. 170, 35–51.

DESIGN OF RECYCLE PRESSURIZED WATER REACTOR WITH HEAVY WATER MODERATION

FISSION REACTORS

KEYWORDS: *breeder reactor, heavy water moderation, innovative pressurized water reactor*

KOKI HIBI* *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., 3-1 Minatomirai 3-chome Nishi-ku, Yokohama 220-8401, Japan*

MASATO UCHITA *The Japan Atomic Power Company, Mitoshiro Building 1-1, Kanda-Mitoshiro-Cho Chiyoda-ku, Tokyo 101-0053, Japan*

Received September 12, 2002

Accepted for Publication March 12, 2003

This study presents the conceptual design of the recycle pressurized water reactor (RPWR), which is an innovative PWR fueled with mixed oxide, moderated by heavy water, and having breeding ratios around 1.1. Most of the systems of RPWR can employ those of PWRs. The RPWR has no boric acid systems and has a small tritium removal system. The construction and operation costs would be similar to those of current PWRs. Heavy water cost has decreased drastically with up-to-date producing methods. The reliability of the systems of the RPWR is high, and the research and development cost for RPWR is very low because the core design is fundamentally based on the current PWR technology.

I. INTRODUCTION

The concept of advanced water-cooled reactors, named reduced-moderation water reactors (RMWRs), has been investigated at the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) in cooperation with the Japan Atomic Power Company (JAPC) and Japanese nuclear power plant vendors.¹⁻³ The RMWRs are innovative water-moderated reactors and have either a pressurized water reactor (PWR) type or a boiling water reactor (BWR) type. Both of them can achieve high conversion ratios of more than 1.0 by using plutonium mixed-oxide (MOX) fuel. Another common design goal for them is to achieve negative void reactivity coefficients. One of the RMWRs

is the recycle pressurized water reactor (RPWR), which is an innovative pressurized water reactor using MOX seed fuel and depleted uranium as UO_2 blanket fuel. Two types of RPWRs are conceivable. One moderated by light water has breeding ratios around 1.0, and the other moderated by heavy water has breeding ratios around 1.1. The core design of the 1000-MW(electric) RPWR with heavy water cooling has already been published.⁴

On the other hand, the Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC) is performing feasibility studies for fast breeder reactors (FBRs) and the related fuel cycle. They are design studies about comparing coolant materials (sodium, heavy metal, gas, water, etc.), fuel materials (oxide, metal, nitride, etc.), and plant power scale. JAPC has also supported the studies. The goal is to identify a concept of commercial breeder reactor with competitive cost compared to light water reactors. As one of JAPC's research and developments (R&Ds) to support the above feasibility studies, a conceptual design study for core and plant has been done for a 1200-MW(electric) RPWR with heavy water cooling. In the study, the conceptual RPWR design is compared with the design of the current 1200-MW(electric) PWRs in Japan.

This paper presents results obtained in the study for the 1200-MW(electric) RPWR.

II. CORE DESIGN

The design conditions employed in the study are shown in Table I. The Pu composition is based on that obtained from spent UO_2 -BWR fuels with an average burnup of ~ 45 GWd/t. It is the common composition employed in JAPC's R&Ds in order to make comparisons easily between several reactors. The conditions for the

*E-mail: koki_hibi@mhi.co.jp

TABLE I
Design Conditions

Item	Specification
Reactor power	3480 MW(thermal) [1200 MW(electric)]
Operating cycle	15 EFPM/cycle ^a
Fuel loading cycle	3 cycle
Coolant	Heavy water
Primary coolant temperature	Inlet/outlet = 290°C/325°C
Seed fuel material	Pu-MOX with 0.3 wt% DU
Blanket fuel material	0.3 wt% DU
Fuel pin arrangement	Triangular lattice
Pu composition	²³⁸ Pu/ ²³⁹ Pu/ ²⁴⁰ Pu/ ²⁴¹ Pu/ ²⁴² Pu/ ²⁴¹ Am = 2.7/47.9/30.3/9.6/8.5/1.0 wt%
Nominal linear heat rate	Under 40 kW/m on normal operation
Void reactivity coefficient	Negative
Conversion ratio	Over 1.0 (as high as possible)

^aEFPM = effective full-power month.

plant design are the same as those for a current PWR. The upper limitation of the linear heat rate has been adopted as an index for the thermal-hydraulic design. The void reactivity coefficient, which is the reactivity change from 0%-void to 100%-void in the whole moderator region inside the reactor vessel, has been used as

an index of the core performance for inherent safety. In order to attain high conversion ratios, it is generally necessary to make use of neutron absorption by ²³⁸U and fertile Pu in the neutron energy region above 1 keV. This requires the core to have a low moderation, i.e., narrow gaps between fuel pins. For this reason, the tight triangular lattice arrangement for the fuel pins has been employed.

II.A. Reference Core

The core configuration is shown in Fig. 1. To attain a good breeding performance, RPWR employs tight triangular lattice with a gap width of 1.0 mm and an axial and radial heterogeneous core concept. The ratio of the deuteron to heavy metal atom numbers in the seed pin cell is 0.81. The RPWR uses three kinds of fuel assemblies: the first is a seed fuel assembly with internal blanket (SDI) assembly; the second is a seed fuel assembly without internal blanket (SDN) assembly; and the third is a blanket fuel (BL) assembly. Cladding material is SS-316 stainless steel, the cladding outer diameter is 9.5 mm, and the assembly pitch is 252 mm. To ensure negative void reactivity coefficients, most of the seed fuel assemblies are the SDI assembly. The fuel length of blanket fuel pins is made shorter than those of seed fuel pins. The SDN assembly reduces axial decoupling due to the internal blanket. Table II shows the nuclear characteristics including those for the reference core.

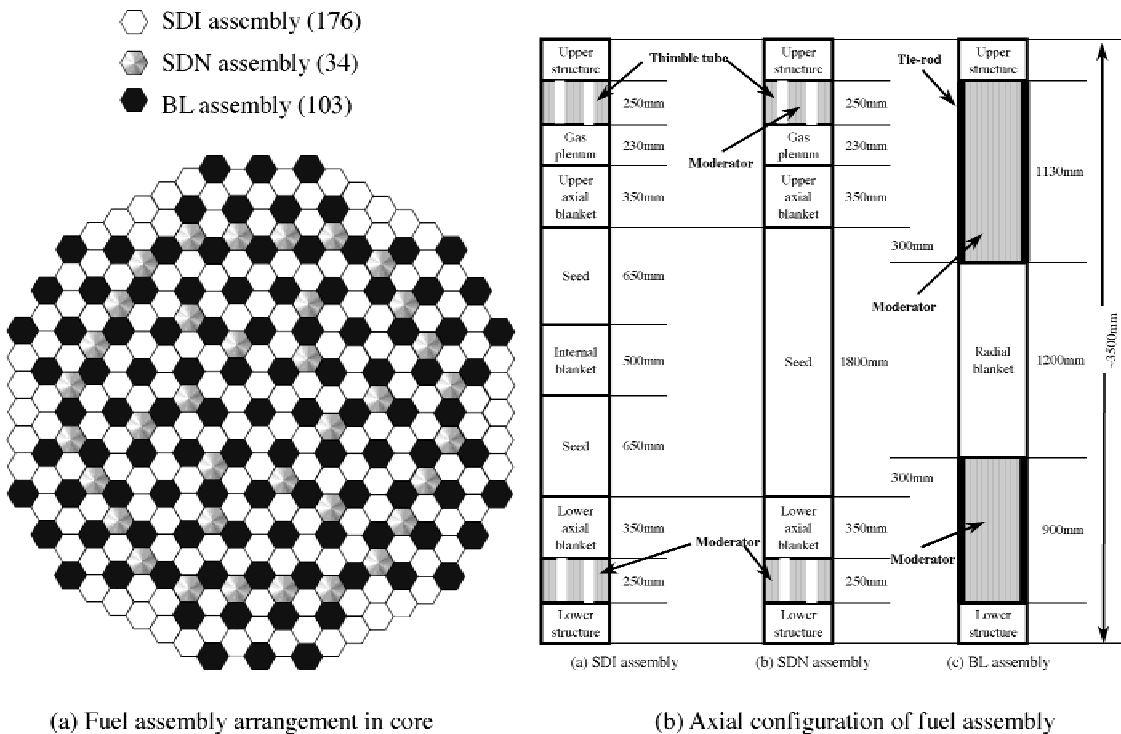


Fig. 1. RPWR core configuration.

TABLE II
Nuclear Characteristics of Equilibrium Core*

Item	Reference Core	Recycle-1 Core	Recycle-5 Core (Equilibrium Recycle)
Charged fissile Pu	2.63 t/yr	2.67 t/yr	2.68 t/yr
Discharge fissile Pu	2.82 t/yr	2.94 t/yr	2.97 t/yr
Equivalent core diameter	4.57 m	←	←
Pu _f enrichment (SDI/SDN)	15.0/12.5 wt%	←	←
Total fuel length of SDI/SDN assembly	2500 mm	←	←
Seed length of SDI assembly	650 mm × 2	←	←
Seed length of SDN assembly	1800 mm	←	←
Axial blanket length of SDI/SDN assembly	350 mm × 2	←	←
Internal blanket length (SDI assembly)	500 mm	←	←
Radial blanket length (BL assembly)	1200 mm	1100 mm	1100 mm
Fission product ratio in Pu fuel	Nothing	3.2 wt%	4.0 wt%
MA ratio in Pu fuel			
Charge	1.0 wt%	4.7 wt%	6.8 wt%
Discharge	2.8 wt%	4.8 wt%	6.2 wt%
Cycle average conversion ratio	1.07	1.10	1.11
Reactivity loss with burnup	2.7% Δρ	1.4% Δρ	0.9% Δρ
Maximum void reactivity coefficient	$-0.03 \times 10^{-4} \Delta\rho/\%\text{void}$	$-1.0 \times 10^{-4} \Delta\rho/\%\text{void}$	$-0.3 \times 10^{-4} \Delta\rho/\%\text{void}$
Maximum linear heat rate	39 kW/m	36 kW/m	36 kW/m
Discharged burnup			
Average of seed fuel	53 GWd/t	←	←
Average of seed and internal blanket fuel	40 GWd/t	←	←

*Plant availability: 90%.

II.B. Plutonium Self-Recycle Core

The core performance of RPWR under Pu multi-recycle has been evaluated. Under the multirecycle condition, Pu fuel used in RPWR is self-recycled: RPWR uses MOX fuels based on Pu extracted from spent MOX and blanket fuels as shown in Fig. 2. An RPWR that uses the Pu fuel of the reference RPWR, obtained through reprocessing, is named Recycle-1 RPWR and so on. The

self-recycling concept is thought to use innovative reprocessing methods like dry reprocessing methods. The reprocessing methods have already been studied in the feasibility studies⁵ of JNC. Through reprocessing, all minor actinides (MA) included in the spent fuels of RPWR accompany Pu. About 17 to 20 wt% of solid fission products (Rb, Ba, Y, La, Ce, Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Zr, Ru, Rh, Rd, Ag, Zn, Cd, Tm, Yb, Li) in the spent MOX and blanket fuels also accompany

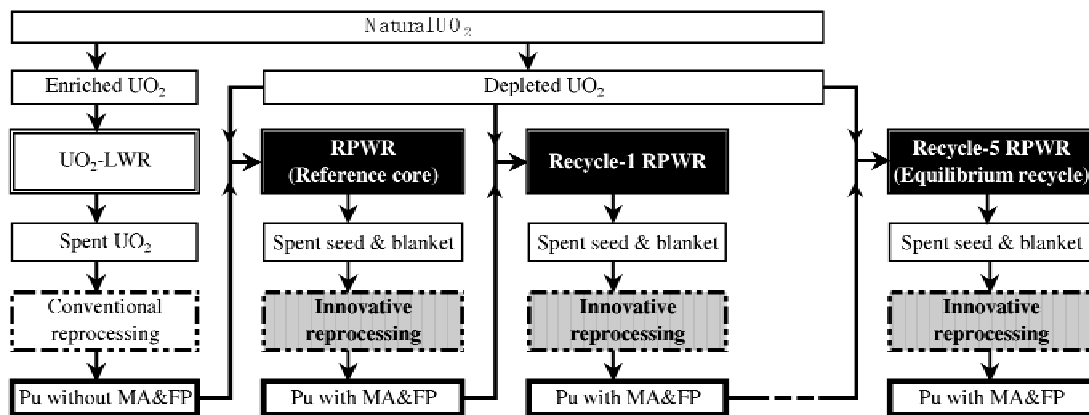


Fig. 2. Pu mass flow on Pu self-recycling by RPWR.

Pu. The weight ratios of ^{239}Pu and ^{240}Pu are constant through recycling. Figure 3 shows the composition change of the other MAs (^{241}Am , ^{242m}Am , ^{243}Am , ^{243}Cm , ^{244}Cm , ^{245}Cm , ^{237}Np) through recycling. The weight ratios of MAs and fission products including the reprocessed Pu fuel are 4.7 to 6.8% and 3.2 to 4.0%, respectively. After the fifth recycle, the MA composition becomes almost constant and the Recycle-5 RPWR has the same core performance to the RPWR under equilibrium recycle conditions. The nuclear characteristics for the Recycle-1 and Recycle-5 RPWRs have been evaluated and shown in Table II. The length of their radial blanket has been slightly shortened to keep void reactivity coefficients negative. The cores have higher conversion ratios and smaller reactivity loss with burnup than the reference core. The small reactivity loss means that the cores have a possibility to operate longer periods or to attain higher burnup than the reference core.

II.C. Reactivity Control

The small efficiency of boron in the primary cooling system, even employing 90 wt% ^{10}B , is due to the hard neutron spectrum of RPWR. A density of boric acid of more than 4000 ppm is required to control the reactivity loss due to burnup. Then RPWR controls reactivity changes by using control rods alone. Figure 4 shows a

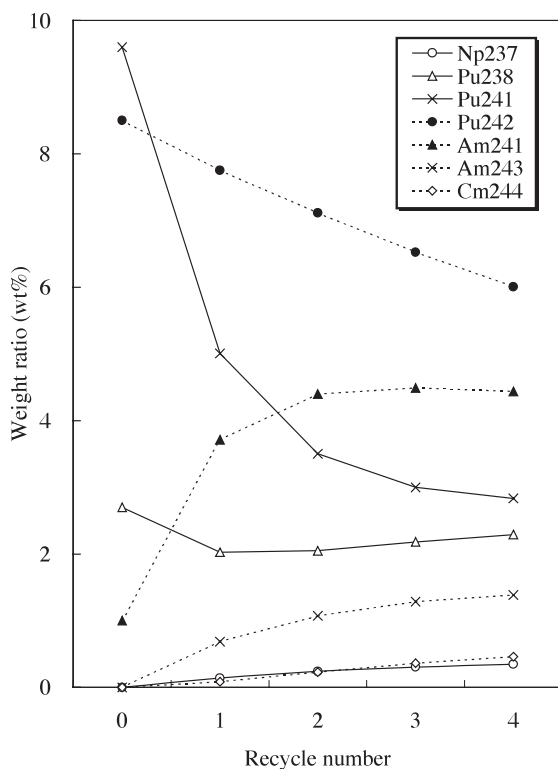


Fig. 3. Change of MA composition against recycle number.

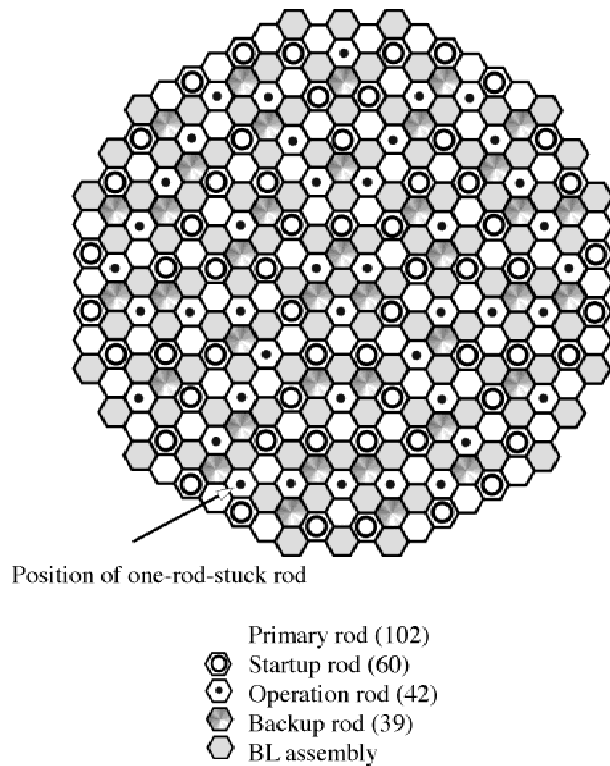


Fig. 4. Control rod position for the reference core.

sample of the control rod arrangement. There are two kinds of control rod systems: one is the primary rod system and the other is the backup rod system. In addition, the primary rod system can be classified in two groups: one being the startup rod group and the other the operation rod group. The startup rod controls the reactivity change from cold zero power condition to hot full power condition. The operation rod controls the reactivity loss with burnup. All of the control rods consist of a cluster of six absorber rods with a pin diameter of 19.0 mm. The control rod worth required for the primary rod system is 5.9% $\Delta\rho$ with considering the one-rod-stuck condition, and the worth required for the backup rod system is 1.5% $\Delta\rho$ without considering the one-rod-stuck condition. The control rod worth for the 102-rod of the primary rod system shown in Fig. 4 is 8.2% $\Delta\rho$ at the beginning of the equilibrium cycle by using B_4C absorber with 90 wt% ^{10}B . The worth assuming under the one-rod-stuck condition is 7.0% $\Delta\rho$. The primary rod system has the shutdown margin of 1.1% $\Delta\rho$. The worth for the 39-rod of the backup rod system is 2.6% $\Delta\rho$, resulting on a shutdown margin of 1.1% $\Delta\rho$. Both the primary and backup rod systems have enough shutdown margin over 1.0% $\Delta\rho$.

The control rod worth for the operation rod is 2.7% $\Delta\rho$. The worth for the 42-rod of the operation rod is 2.9% $\Delta\rho$, and it is sufficient.

III. PLANT DESIGN

The plant design has been studied with data of the current 1200-MW(electric) PWRs and also the advanced thermal reactor FUGEN. Figure 5 shows the plant overview around the containment vessel. As it was already indicated, most of the plant systems of RPWR can employ the systems of current PWRs.

RPWR has one less system than current PWRs. That is the boric acid system in the primary cooling system. As described previously, all reactivity controls are carried out by three control rod systems as in sodium cooled FBRs. The emergency core cooling system (ECCS) also employs heavy water without boric acid because the efficiency of boric acid is small, and it is economical to prevent insertion of boric acid water in the ECCS miss operation event. Therefore, the whole boric acid systems in the primary cooling system including ECCS have been removed.

On the other hand, RPWR has one added system compared to current PWRs. That is the small-capacity tritium removal system. The generation rate of tritium in the primary coolant is very small because RPWR has a hard spectrum (similar to sodium-cooled FBRs) as shown

in Fig. 6 and also because the heavy water inventory in regions of high neutron flux is small. Assuming that tritium release rate through SUS-316 stainless steel cladding is 10%, the generation rate of tritium would be $\sim 1.3 \times 10^{14}$ Bq/yr (heavy water: 0.4×10^{14} Bq/yr, fuel rod: 0.9×10^{14} Bq/yr), which is $\sim 75\%$ larger than in current PWRs. The capacity of the tritium removal system is $0.12 \text{ m}^3/\text{h}$ of heavy water in order to keep tritium density in the primary coolant similar to that of current PWRs. Heavy water with an enriched tritium density of 1.3×10^8 Bq/g is produced at a rate of only $0.9 \text{ m}^3/\text{yr}$.

Four modified systems also must be mentioned: the main primary pump, the driving mechanism of the control rod system, the assembly transport system, and the reactor vessel.

The pressure drop per unit length in the seed fuel bundle of RPWR is three times larger than in current PWRs because RPWR employs the tight lattice bundle with the narrow gap between fuel rods. Also as a result, the total pressure drop through the primary cooling system is 1.63 times larger than in PWRs. The main pump in the primary cooling system is required to have 1.37 MPa-head (current PWR: 0.8 to 0.9 MPa-head). The loss-of-flow accident (LOF) has been analyzed by using a

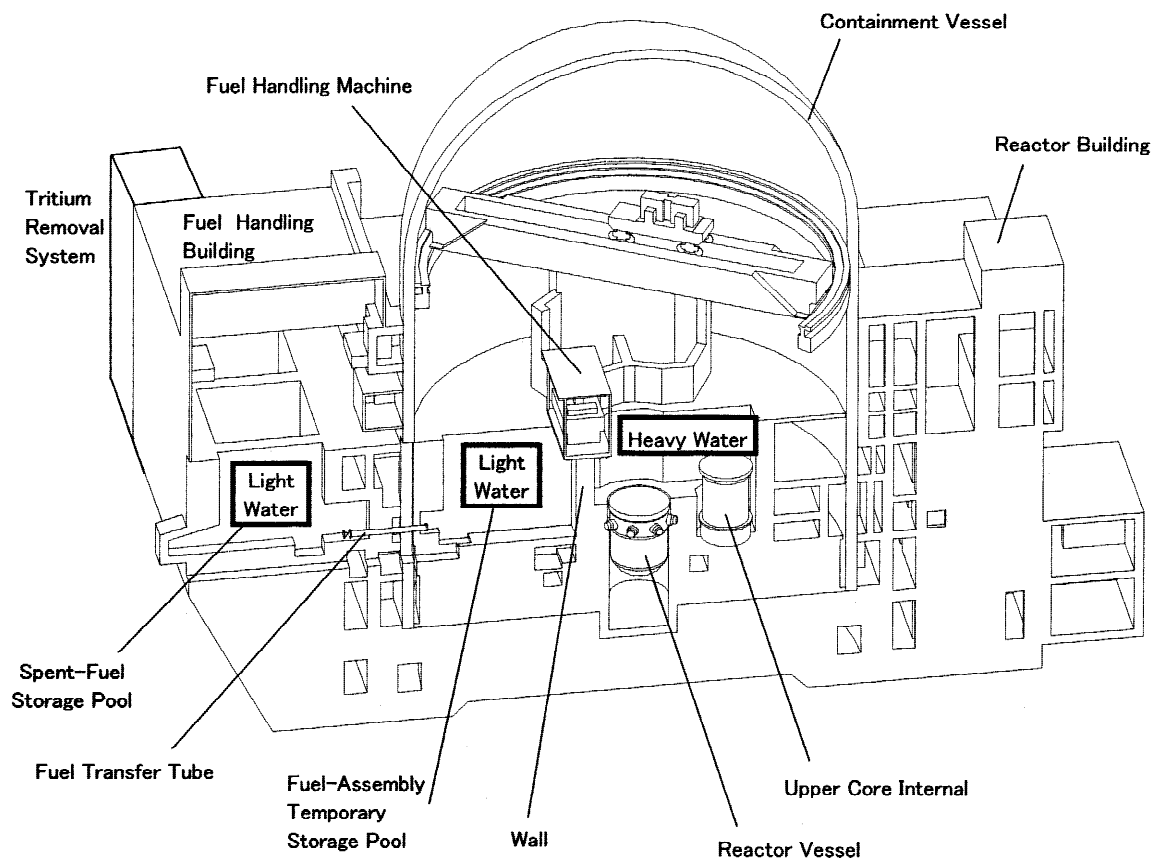


Fig. 5. Overview around containment vessel.

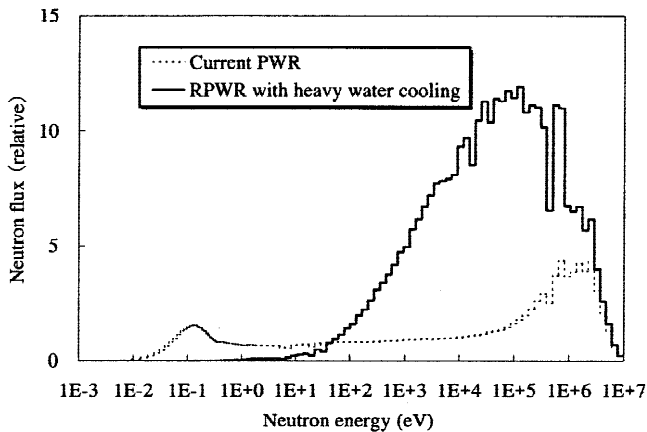


Fig. 6. Neutron spectrum normalized by unit linear heat rate.

pump with a similar coast-down curve of current pumps. LOF is the most severe accident for the departure from nucleate boiling ratio (DNBR) evaluation. Analysis has shown that minimum DNBR could maintain the allowable limitation for departure from nucleate boiling design. The main primary pump is an innovative pump with a higher head than the current pumps but a similar coast-down performance.

The required functions for the startup rod and the backup rod are only scram at the reactor trip and withdrawal to the top and bottom positions without retaining medium positions at normal startups and shutdowns. As a consequence, the driving mechanisms are very simple. The operation rod has the same functions and similar mechanism to the control rod of current PWRs.

There is a concrete wall between the pools as shown in Fig. 7. The wall protects a mixture of heavy water and light water at the assembly exchange. A fuel handling machine transports a fuel assembly between the heavy water area over the reactor vessel and the fuel-assembly temporary storage pool, which is a light water pool. During transporting a discharged fuel assembly, the machine holds the assembly lifted out of the heavy water pool in its cask. The cask has two air cooling devices, each of which has a cooling capacity to remove decay heat of one discharged fuel assembly in refueling. The cask also has a shielding function. The transport system between the fuel-assembly temporary storage pool and the spent-fuel storage pool is the same as in current PWRs because both of the pools are light water pools. The fuel assemblies not reaching their life limit are shuffled without being removed from the reactor vessel. Only fuel assemblies reaching their life limit are taken out from the reactor vessel to the storage pool by the handling machine.

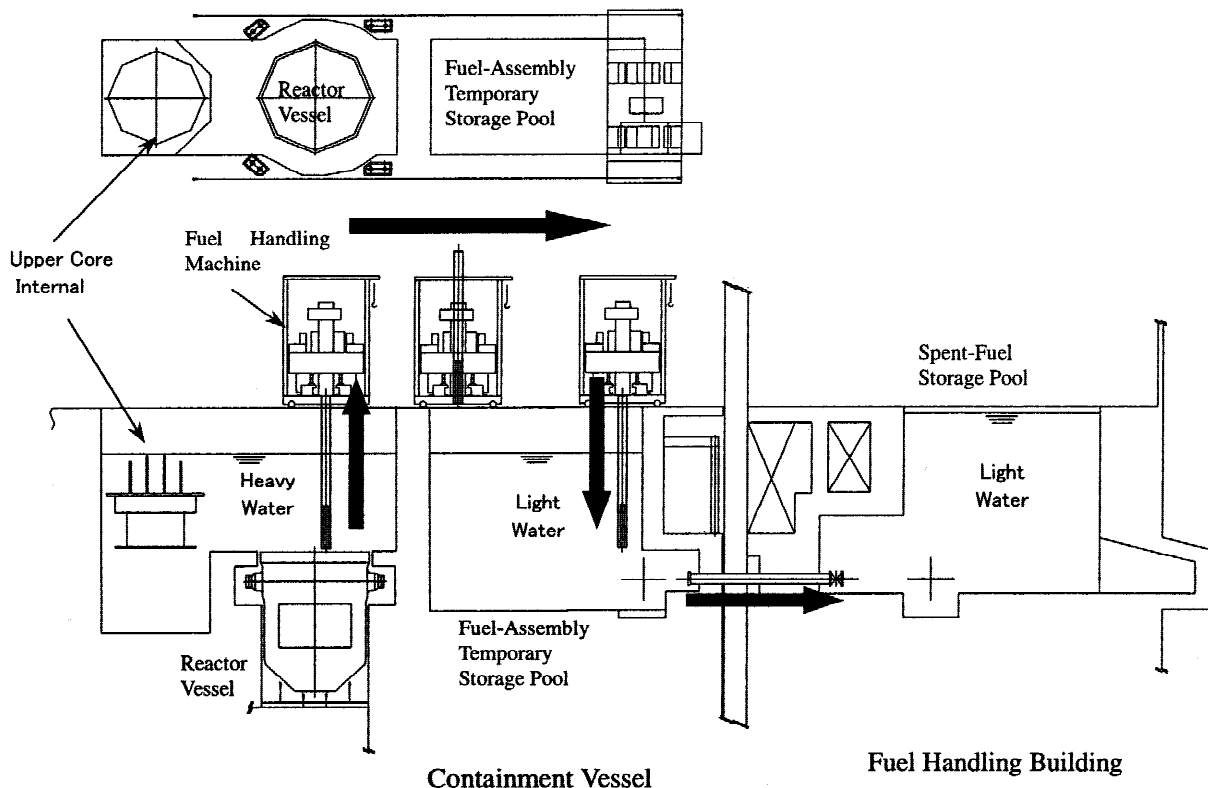


Fig. 7. Fuel transport system between reactor vessel and spent-fuel storage pool.

The diameter of the circumscribed circle for the RPWR core is 4.9 m, and the height of the assembly is 3.7 m. The inner and outer diameter of the reactor vessel is 6.0 and 6.6 m, respectively, if including the radial reflector around the core. Figure 8 shows the overview of the reactor vessel for RPWR. The arrows in Fig. 8 show the coolant flow path. The reactor vessel is larger than those of current PWRs but can be manufactured with the same method.

The other systems are similar to those of current PWRs. The RPWR can easily employ new technologies developed for advanced PWRs to attain lower cost and higher performance.

IV. ECONOMICS

Most of the plant systems of RPWR can employ systems of current PWRs. The construction and operation costs are similar to those of current PWRs. The reliability for the RPWR systems is high, and R&D cost for RPWR is very low because the core and plant designs are fundamentally based on the current PWR technology.

The fuel cycle cost is low because RPWR can adopt low-cost reprocessing methods, and regarding the fuel cycle, it is possible to hold MAs under surveillance for a very long time.

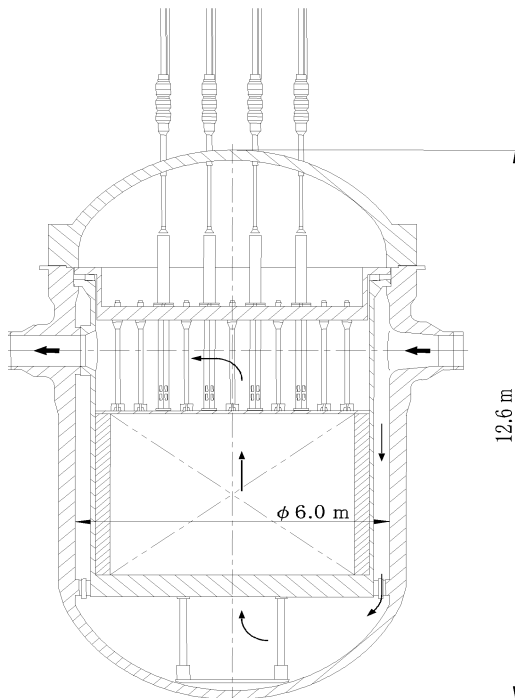


Fig. 8. Overview of reactor vessel.

Introducing the RPWR will reduce the cumulative consumption of natural uranium. Figure 9 shows a sample result evaluated under the condition shown in Fig. 10.

The RPWR needs a heavy water volume of 2000 m³ including ECCS. The economics for RPWR constructions will be determined by the heavy water cost. That

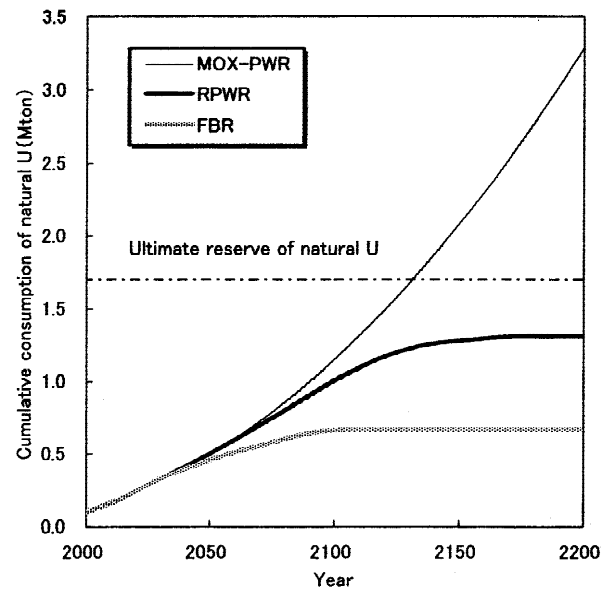


Fig. 9. Cumulative consumption of natural uranium in the world.

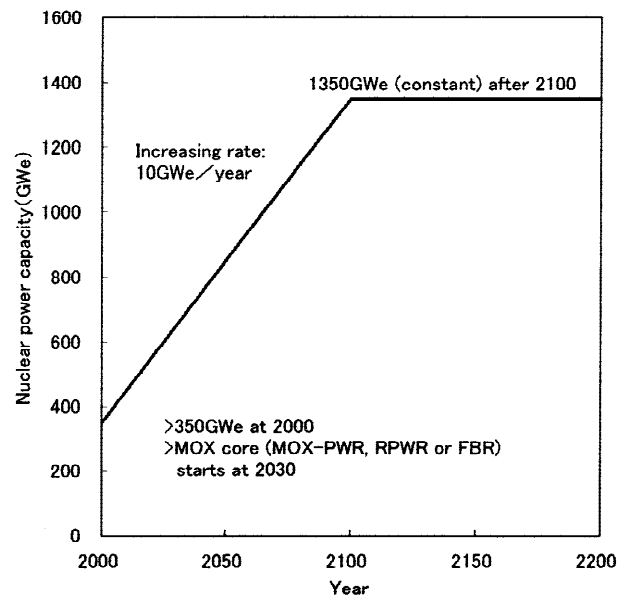


Fig. 10. Nuclear power capacity for each year used in evaluation.

will decrease drastically with up-to-date producing methods.

V. CONCLUSIONS

The core performance shows that RPWR is available for Pu multirecycle system with low-cost reprocessing methods and that is useful to reduce natural uranium cumulative consumption. The RPWR can hold MAs in the fuel cycle system.

The economics including R&D and the fuel cycle for RPWR is good because RPWR is based on current PWR technology. The RPWR has a high potential for utilizing the natural uranium resource.

ACKNOWLEDGMENTS

Activities in this study have been performed as a part of joint R&D projects for FBR under sponsorship of the nine Japanese electric power companies, the Electric Power Development Co., Ltd., and the Japan Atomic Power Company. The authors are grateful to the staffs of JNC and JAPC and the colleagues of Mitsubishi Heavy Industries for their suggestions and assistance through this study.

REFERENCES

1. T. IWAMURA et al., "Research on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR)," JAERI-Research 99-058, Japan Atomic Energy Research Institute (1999).
2. T. OKUBO, T. SHIRAKAWA, R. TAKEDA, T. YOKOYAMA, T. IWAMURA, and S. WADA, "Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactors—I: Design for BWR-Type Reactors," *Proc. 8th Int. Conf. Nuclear Engineering (ICONE-8)*, Baltimore, Maryland, April 2–6, 2000, American Society of Mechanical Engineers (2000).
3. K. HIBI, T. KUGO, H. TOCHIHARA, S. SHIMADA, T. OKUBO, T. IWAMURA, and S. WADA, "Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactors—II: Design for PWR-Type Reactors," *Proc. 8th Int. Conf. Nuclear Engineering (ICONE-8)*, Baltimore, Maryland, April 2–6, 2000, American Society of Mechanical Engineers (2000).
4. K. HIBI, S. SHIMADA, T. OKUBO, T. IWAMURA, and S. WADA, "Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactor with Heavy Water Coolant," *Nucl. Eng. Des.*, **210**, 9, 1 (2001).
5. H. TANAKA, F. KAWAMURA, T. NISHIMURA, and M. KAMIYA, "Design Study on Advanced Reprocessing Systems for FR Fuel Cycle," *Proc. Int. Mtg. Back End of the Fuel Cycle: From Research to Solutions* (GLOBAL 2001), Paris, France, September 9–13, 2001 (2001).

Koki Hibi (BS, 1981, and MS, 1983, nuclear engineering, Kyoto University, Japan) entered Mitsubishi Atomic Power Industries (MAPI) and has been employed with Mitsubishi Heavy Industries (MHI) since MAPI merged with MHI in 1995. He is an engineering manager in the Reactor Core Engineering Department. His background includes nuclear, thermal hydraulic, fuel, and shielding for advanced reactors with light/heavy water, liquid metal, and gas cooling.

Masato Uchita (BS, information engineering, Ibaraki University, Japan, 1994) entered Japan Atomic Power Company (JAPC) in 1994. He is an assistant chief in research and development. His background includes the test and maintenance program for the fast breeder reactor.

INVESTIGATION OF NEUTRON REACTION BEHAVIOR IN WATER-COOLED FBR WITH MOX FUEL

Koki Hibi ^{a*}, Hiroshi Sekimoto ^b

a. Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., 3-1 Minatomirai 3-chome, Nishi-ku, Yokohama, 220-8401, Japan

b. Tokyo Institute of Technology, Research Laboratory for Nuclear Reactors, O-okayama, Meguro-ku, Tokyo, 152-8550, Japan

Phone: ++81-45-224-9620, Fax: ++81-45-224-9971

E-mail:koki_hibi@mhi.co.jp

KEYWORDS: Innovative Water Reactor, Fast Breeder Reactor, Reaction Rate Spectrum, Light and Heavy Water Cooling, Void Reactivity, Breeding Performance

ABSTRACT

A water-cooled FBR with MOX fuel is under development with current LWR technologies and its design targets are to make a BR value, which is a ratio of a fissile plutonium content in a spent fuel to one in a fresh fuel, larger than 1.0 and to obtain a negative void reactivity. This study has been performed to clarify the reasons why the water-cooled FBR has high sensitivities for core specifications. The water-cooled FBR must reduce an X/HM, which is a ratio of hydrogen or deuterium to heavy metal atomic number densities in a unit core volume, to about 0.2 for a light water cooling case and 1.0 for a heavy water case to attain the required breeding performance. Although the water-cooled FBR is a fast reactor, typical neutron energy values are about 0.4keV for the former case and about 13keV for the latter case, and such relatively soft neutron spectra compared with the sodium-cooled FBR give significant differences on nuclear performance. The water-cooled FBR has a positive void reactivity due to the dynamic reaction rate spectrum changes from normal to voided conditions, named neutron spectrum shift effect. The spectrum shift gives a negative void reactivity in a depleted UO_2 fuel, so the optimization of the fuel arrangements among the MOX fuel reduces the void reactivity.

1. INTRODUCTION

Studies for water-cooled fast breeder reactors (FBRs), which utilize current light water reactors (LWRs) technologies, have been performed. The design targets of the water-cooled FBRs are to attain a fissile plutonium (Puf) remaining ratio, which is a ratio of the sum of Pu-239 and Pu-241 contents in a spent fuel to one in a fresh fuel, larger than 1.0 and a negative void reactivity, which is a

reactivity change from a normal condition to a fully voided condition. The studies show three typical core concepts as reported in the references 1) and 2). These two core concepts adopt plutonium mixed oxide (MOX) fuel considering the current nuclear fuel recycle system developed in Japan, and also have some common design configurations. The first core adopts a hexagonal lattice fuel subassembly with a narrow rod gap widths of 1.0-1.5mm, the second one does an axially 5-layer configuration with two MOX fuel layers, named seed fuel, and three depleted UO_2 fuel layers, named blanket fuel, as shown in Fig. 1. The first core concept¹⁾ adopts heavy water as a primary coolant material and a checkerboard arrangement of shortened blanket fuel assemblies, which is also shown in Fig. 1, and seed fuel subassemblies in the core. Then, the second concept²⁾ adopts light water with a very high void fraction of about 90vol% at the core top (current

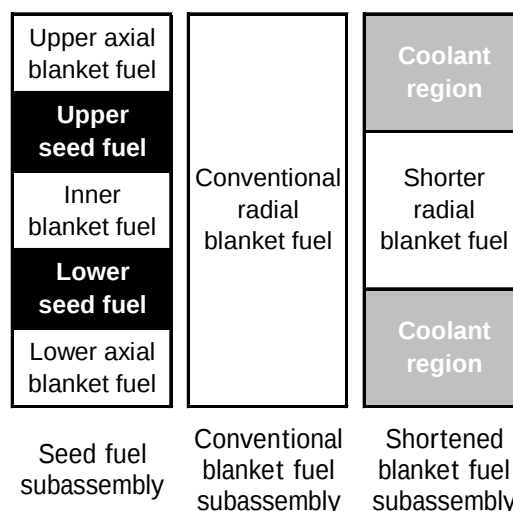


Fig.1 Typical axial fuel arrangements in the water-cooled FBR

boiling water reactor (BWR) is about 70vol%) and very short seed fuel with a height around 30cm. Finally, the third concept²⁾ also adopts light water, a very high void fraction of about 80vol% at the core top and a checkerboard arrangement of special subassemblies, named ‘void tube subassembly’ and seed fuel subassemblies.

These three cores commonly have higher sensitivities of fuel compositions and core arrangements to nuclear performances than a sodium-cooled FBR. That is, a small change in a fuel composition or arrangement gives a larger change of the void reactivity or BR value than one expected through sodium-cooled FBR design experiments. This paper shows neutron reaction performances in the water-cooled FBRs and sodium-cooled FBRs and discusses why the former ones have different nuclear performances from the latter ones.

II. Analyses of nuclear performance behaviors

1. Neutron characteristic of MOX unit cell

(1) Analytical conditions

The light and heavy water-cooled FBRs are fast reactor type, but neutron spectra is not so fast as that of the sodium-cooled FBR. So, it is important to evaluate neutron reaction behaviors in the resonance energy region with high accuracies. The analyses have been performed using a unit fuel rod cell model. The PEACO module of the SRAC system⁴⁾ have been used because the PEACO can analysis resonance reactions with about twenty thousands neutron energy group structure. The JENDL-3.2³⁾ is used as a nuclear library because this library has a high reliability for several core concepts. The rod geometry is a rod diameter of 9.5mm as a typical fuel rod and stainless steel as a cladding material, which are adopted in the first core concept design¹⁾. A reference Pu composition of MOX fuel is Pu-238 / Pu-239 / Pu-240 / Pu-241 / Pu-242 / Am-241 = 2.7 / 47.9 / 30.3 / 9.6 / 8.5 / 1.0wt%¹⁾, which is a composition obtained from a reprocessed BWR UO₂ fuel with a burnup of 45GWd/t. A uranium composition of depleted UO₂ fuel is adopted U-235 / U-238 = 0.2 / 99.8wt% in this study. The MOX fuel is used as a seed fuel material and the depleted UO₂ fuel is used as MOX matrix and blanket fuel materials.

Survey parameters are coolant materials: light water, heavy water and sodium. An X/HM is determined using the following equation:

X/HM

$$= \frac{\text{(cell average atomic number density of hydrogen, deuteron or sodium)}}{\text{(cell average atomic number density of all heavy metal nuclides)}}. \quad (1)$$

An X/HM more than 1.0 is specified by changing a fuel rod pitch and an X/HM less than 1.0 is attained by adjusting the void fraction in a coolant region with a fuel rod pitch determined at an X/HM of 1.0. Fuel compositions must be carefully determined because the analysis shows that the fuel compositions have effects for nuclear performances. For comparison purposes of nuclear performances, fuel compositions which keep critical during a typical burnup range are used in this analysis. Because the three concepts approximately have core average burnup range of the seed and inner blanket fuel assemblies between 15 and 30GWd/t in their equilibrium cores, a Puf enrichment will be determined to keep a k-eff larger than 1.0 during the 15-30GWd/t burnup range within a Puf enrichment accuracy of 0.1wt% for each coolant material and X/HM. The burnup of 30GWd/t is an average burnup of the seed and blanket fuels of the water cooled FBRs described in the References 1) and 5). A fuel composition is determined by using the Puf enrichment.

Therefore, the evaluated nuclear parameters are as follows;

a) a “critical” Puf enrichment

b) BR value

$$= \frac{\text{(total amount of Pu-239 \& Pu-241 in the all spent fuels)}}{\text{(total amount of Pu-239 \& Pu-241 in the all fresh fuels)}} \quad (2)$$

c) Void reactivity

$$= (k\text{-eff}'' - k\text{-eff}') \div (k\text{-eff}' \times k\text{-eff}'') \quad (3)$$

k-eff': k-eff at the normal condition,

k-eff'': k-eff at the fully void condition.

The BR value is similar to the breeding ratio and is directly used in the evaluation of plant doubling times of fissile fuel inventory.

(2) Analytical results

Figure 2 shows a relation between “critical” Puf enrichment and X/HM. Because a higher X/HM has a larger fuel rod pitch and a lower fuel density in the unit cell, the Puf enrichment increases with the X/HM except the light water cooling case. In the light water case, a higher X/HM brings a better neutron moderation condition, and the Puf enrichment becomes lower.

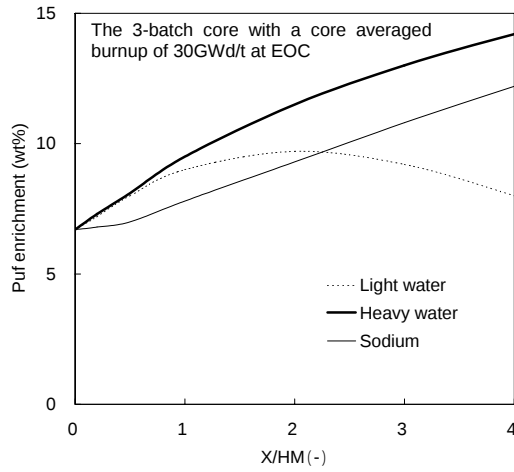


Fig.2 Puf enrichment changes with X/HMs for different cooling conditions in the evaluation with a unit seed pin cell model

For X/HM less than 1.0, Puf enrichment for the light water cooling case is almost the same as one for the heavy water cooling case.

The BR value and void reactivity evaluations have been performed for the "critical" Puf enrichments, and the results are shown in Figs. 3 and 4. The BR values have been evaluated by using the fuel compositions at 45GWd/t and void reactivities have been evaluated at the 30GWd/t condition, which simulate the end of cycle of equilibrium cycle conditions. To attain a BR value larger than 1.0 requires an X/HM less than 2.3 for sodium, 1.1 for heavy water and 0.4 for light water cooling cases. Because the minimum X/HM value at the single phase flow condition is 0.6 from the viewpoint of the fuel assembly manufacturing, the X/HM value of 0.4 for the light water cooling case implies that larger amount of blanket fuel inventory is required to attain a BR value higher than 1.0 under the single phase flow condition. The X/HM ranges for BR value larger than 1.0 never give negative void reactivity in the unit cell calculations, and that is a reason why the water-cooled FBR must employ several technical solutions to attain the design targets.

Regarding the void reactivity, in the light water cooling case, void reactivity becomes very negative for X/HM larger than 3.0 and this result has a good agreement with the current LWR phenomena. For X/HM around 1.0, the smallest void reactivity is obtained in the sodium cooling case and the largest one is in the heavy water cooling case. The typical neutron spectra at this X/HM condition are shown in Fig. 5, where a fuel

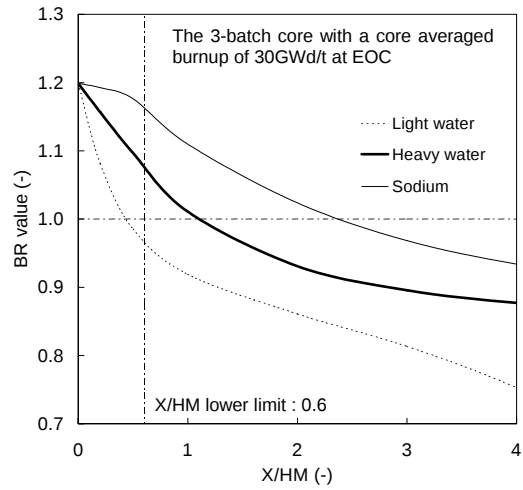


Fig.3 Relation between BR values and X/HMs in the evaluation with a unit seed pin cell model

is a fresh 17wt%-Puf enrichment MOX fuel and the spectra are normalized by total neutron flux. The spectra data show that the slight spectrum change from the normal condition to the voided condition in the sodium cooling case gives the smallest void reactivity. The positive void reactivity in the sodium cooling case is brought by an increase of a released neutron number per neutron absorption (η) due to slightly harder neutron spectrum in the voided conditions. Figure-5 also show that the largest spectrum change in the light water cooling case gives smaller void

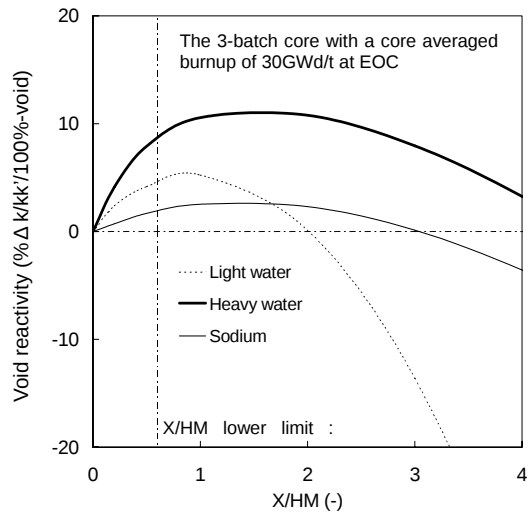


Fig.4 Relation between void reactivities and X/HMs in the evaluation with a unit seed pin cell model

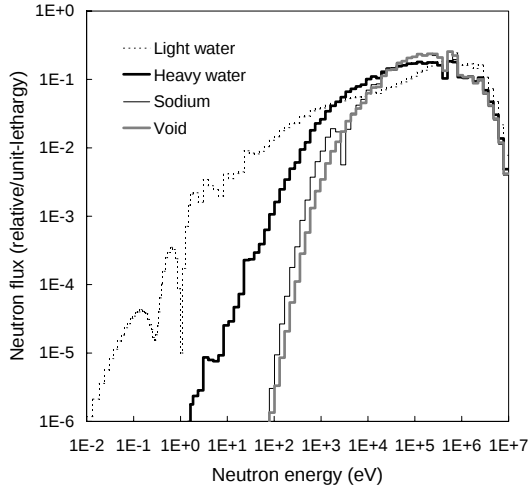


Fig.5 Comparison of neutron spectra obtained by a unit seed pin cell model

reactivity than the heavy water cooling case. In order to clarify the differences in the void reactivity performances, reaction rate spectra with neutron energy have been evaluated for water cooling cases by using a same Puf enrichment of 17wt%, which is adopted in the first core concept¹⁾ and also because the Puf enrichment for the light cooling case is similar to one for the heavy water case under X/HM conditions less than 1.0 as shown in Fig.2. The spectra of production and absorption rates at the fresh fuel are shown in Figs. 6 for the light and heavy water cooling cases with an X/HM of 1.0 and for the voided condition case, where all data are normalized by the fission reaction rate of each case. The spectra for the sodium case are very close to the voided ones. The reaction rate peak around 1.0MeV is formed by reactions with fission neutrons without scattering. The main neutron energy range for the reactions except the fission neutron contribution is from 2eV to 1keV for the light water case, from 1keV to 100keV for the heavy water one and from 10keV to 1MeV for the voided condition. The typical neutron energy, which is a median energy for a reaction rate spectrum, is about 0.4keV for the light water case, about 10keV for the heavy water one

Table 1 Neutron energy group structure in using reaction rate evaluations

Group No.	Upper energy (eV)	Lethargy width	Comments
1	1.0000E+7	2.500	Fast neutron energy region
2	8.2085E+5	2.250	
3	8.6517E+4	4.500	
4	9.6112E+2	6.250	Resonance energy region
5	1.8554E+0	12.132	Thermal neutron energy region

and about 100keV for the voided condition. The energy ranges for water cooling cases, especially for the light water cooling case, include the resonance energy range. The Reference 1) reports that, in the heavy water cooling case, conversion ratios are 1.11-1.12 when using the reference Pu composition, and those are 1.05-1.07 when using a Pu composition of Pu-238 / Pu-239 / Pu-240 / Pu-241 / Pu-242 / Am-241 = 1.9 / 57.5 / 23.3 / 10.0 / 5.4 / 1.9wt%, which is used in the MOX-PWR design in Japan. The Reference 5) reports that, in the light water cooling case, the effective core heights of seed inner blanket regions and of seed and inner/upper/lower blanket ones are respectively 68.0cm and 121.0cm when using the reference Pu composition, and those are changed to 83.5cm and 107.5cm in order to keep void reactivity negative when using the reference Pu composition including minor actinides of 11.3wt% in Pu. These results show that a change of the fuel composition implies larger effect on nuclear performances than the sodium cooling case. The water-cooled FBRs have dynamic changes in the reaction rate spectra and it is named “neutron spectrum shift effect”.

2. Neutron interaction between seed and blanket fuel assemblies

The seed and blanket fuel assemblies of the sodium-cooled FBR have hard neutron spectra, which are similar to ones under the voided condition, and the spectra have small differences because of the small effect of the sodium coolant. But for the water-cooled FBRs, a neutron spectrum in the blanket fuel is softer than one in the seed fuel because the effect of neutron moderation is larger than the neutron generation in the blanket region.

In this section, neutron interaction effects between seed and blanket fuel assemblies are evaluated and how blanket fuel arrangement can be applied when the neutron spectrum shift effect is shown.

(1) Analyses with single-seed and single-blanket layers model

One of parameters to be evaluated is a thickness of seed and blanket fuel assemblies. The analyses in this section have been performed using a one-dimensional infinite plane model with the PEACO module, where all materials are perfectly homogenized. A geometry is a single-seed and single-blanket layers configuration with a periodic

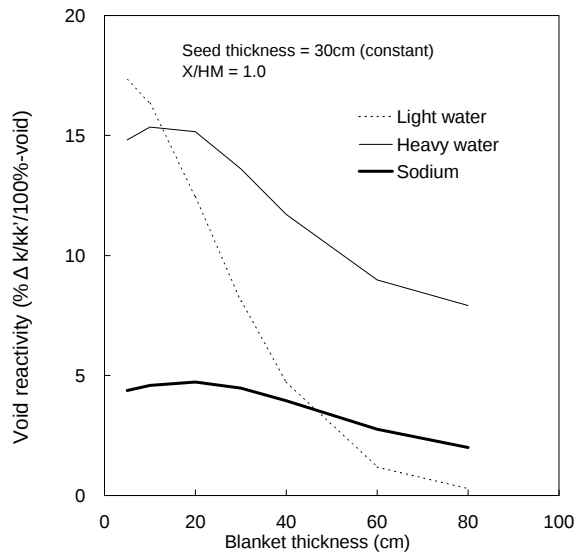


Fig.8 Relation of void reactivity with blanket thickness at seed width of 30cm obtained by single seed and inner blanket layer survey

boundary condition. The homogeneous model is applicable for the parameter analyses because the model well agrees with a heterogeneous model on evaluating reaction rates by neutrons having higher energy than thermal neutrons and thermal neutron contributions are negligibly small at a low X/HM around 1.0. The analyses also use the same fuel composition for all analyses for comparison purposes.

A fissile Pu enrichment of the seed fuel is 15.0wt%. Adopted parameters are seed and blanket lengths, whose range is from 10cm to 80cm, and X/HMs in the seed and blanket fuel regions, whose range is from 0.5 to 4.0. Figure 7 shows five group reaction rate distributions at seed and blanket thickness of 30cm and an average seed burnup of 40GWd/t in an X/HM of 1.0 for the light and heavy water cooling conditions and for the voided condition. The seed burnup of 40GWd/t is the same one at the end of cycle in the equilibrium core of the first core concept¹⁾ and means giving an average burnup of 30GWd/t for the seed and blanket fuels of the core concept. A five-group neutron energy structure is shown in Table 1 and the data are normalized by the fission rate integrated in the seed region. The reaction rate distributions of the light and heavy water cooling cases show peaks in the seed fuel next to the seed-blanket boundary. The peak is generated by the fourth group neutron flux for the heavy water cooling case and the fourth and fifth groups for the

light water one. Regarding the fission rate, the figure shows that the first, second and third group neutron fluxes have an important role for the voided condition, but the third group mainly has an important role under the heavy water cooling condition and the fourth group mainly does under the light water one. The capture rate distribution in the seed region under the voided condition is lower than those under the light and heavy water cooling cases. In comparison of the capture rate densities between seed and blanket materials, the density in the seed region is similar to one in the blanket region for the voided conditions but is higher for the water cooling cases. The reaction rate distribution configurations in the seed region are almost same when seed and blanket thicknesses are changed, because neutron fluxes in the seed region are determined by fissions in the seed region. On

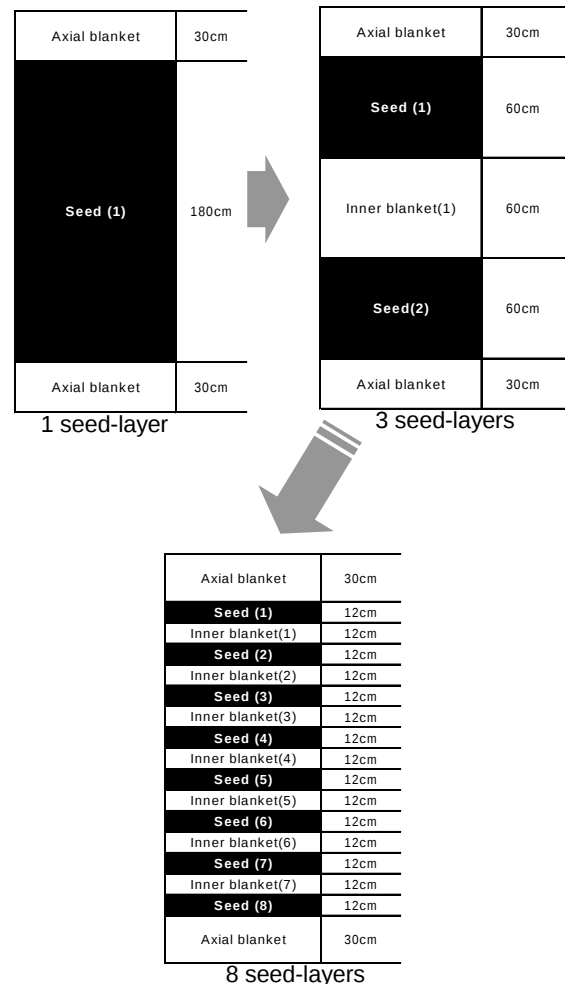


Fig.9 Axial geometry used in multi seed and inner blanket layers survey

the other hands, when blanket thickness is increased, the reaction rate distribution in the blanket region have deeper valley for water cooling cases and constant values for the voided condition because neutron fluxes in the blanket region are determined by neutrons injecting from the seed region into the blanket region and neutrons for water cooling cases are moderated but not for voided condition. This behavior gives a phenomenon that the average capture reaction rate density in the blanket region becomes smaller for water cooling cases but constant for the sodium cooling and voided conditions when the blanket becomes thicker. That is, the blanket thickness influences the void reactivity in the light and heavy water cooling cases and thicker blanket can reduce the void reactivity. This phenomenon can be confirmed by the analytical results shown in Fig. 8, where a blanket thickness is changed a seed one is kept 30cm. The void reactivity becomes smaller when blanket thickness becomes thicker and this tendency of the light water case is larger than the heavy water case.

(2) Analyses with multi seed and blanket layers model

Additional parameter analyses are performed using geometries shown in Fig. 9 in order to evaluate effects by an axial fuel layer structure under the same height of a core including inner blankets. The geometry uses a black boundary condition. The analyses adopt seed and blanket X/HMs of 1.0 and a total length of seed and inner blanket layers of 180cm, which length is adopted

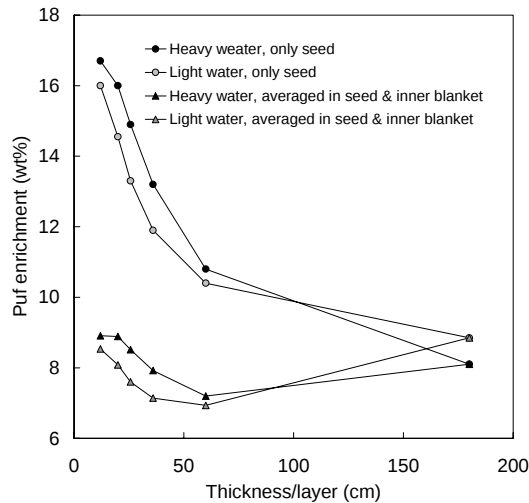


Fig.10 Relations of Puf enrichment for blanket thicknesses obtained by multi seed and inner blanket layers survey

in the Reference 1). The seed and inner blanket layers have a same thickness. A fissile Pu enrichment for each geometry is determined to keep $k_{\text{eff}} > 1.0$ until a seed burnup attains 40GWd/t. On the 5-seed-layer configuration, a sensitivity analysis for a thickness of the seed and inner blanket fuels is also performed to confirm whether a fuel thickness gives more effective than a layer number or not. Figure 10 shows fissile Pu enrichments for the seed region itself and ones averaged in the seed and inner blanket regions. The relations between blanket thicknesses and void reactivities are shown in Fig. 11. This result shows fuel region structure is not important for a void reactivity while the blanket thickness itself is important as mentioned above. Figure 11 also shows that a blanket thickness around 30-40cm gives a minimized void reactivity.

Figure 12 shows the void reactivity and BR value for light and heavy water, when the blanket region X/HM is changed while the seed region X/HM is constant and its value is 1.0. The evaluated case has seed and blanket thickness of 30cm, average seed burnup of 40GWd/t. A larger X/HM gives a smaller BR value for both water cooling cases. The light water case shows smaller void reactivity and the heavy water case have higher but almost constant values. This phenomenon is brought by the moderation difference between in the light and heavy water cooling.

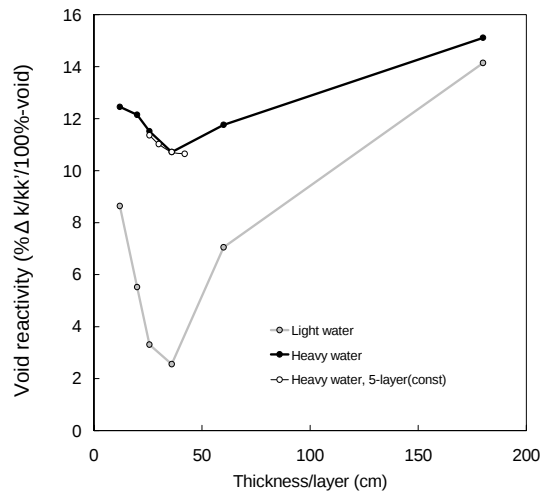


Fig.11 Relations of void reactivities for blanket thicknesses obtained by multi seed and inner blanket layers survey

CONCLUSIONS

The study shows that it is necessary to reduce an X/HM to about 0.4 for light water cooling and about 1.1 for heavy water one in order to attain a BR value larger than 1.0 in the unit cell calculations. It is demonstrated that a water-cooled FBR is a fast neutron core but the typical neutron energy values are about 0.4keV for the former case and about 13keV for the latter case, and such low energy neutrons give great effects on the nuclear performance when fuel compositions or fuel arrangements are changed. In addition, the study shows that the dynamic neutron flux change between a normal condition and a fully voided condition brings a positive void reactivity and the blanket region thickness has a big influence for the nuclear performances of the light and heavy water cooling cases.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors are grateful to Mutsumi V. Ishida and Silvia E. Gomez of Nuclear Engineering Consulting, and Tatsuo Kobayashi of Engineering Development Company for their suggestions and assistance through this study.

REFERENCES

- 1) K. Hibi, et al., "Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactor with Heavy Water Coolant," *Nucl. Eng. & Design*, **210**[1], 9-19 (2001).
- 2) T. Iwamura, et al., *Research on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR)*, JAERI-Research 99-058, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), (1999).
- 3) T. Nakagawa, et al., "JENDL-3.2," *J. Nucl. Sci. Technol.*, **32**(12), 1259-1271 (1995).
- 4) K. Tsuchihashi, et al., *Revised SRAC Code System*, JAERI-1302, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), (1986).
- 5) T. Okubo, et al., 2001. "Advanced Concept of Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) for Plutonium Multiple Recycling," *Proc. of Int. Conf. on "Back-End of the Fuel Cycle: From Research to Solutions" (GLOBAL2001)*, Paris, France, Sept. 9-13, 2001, p.022 (2001)

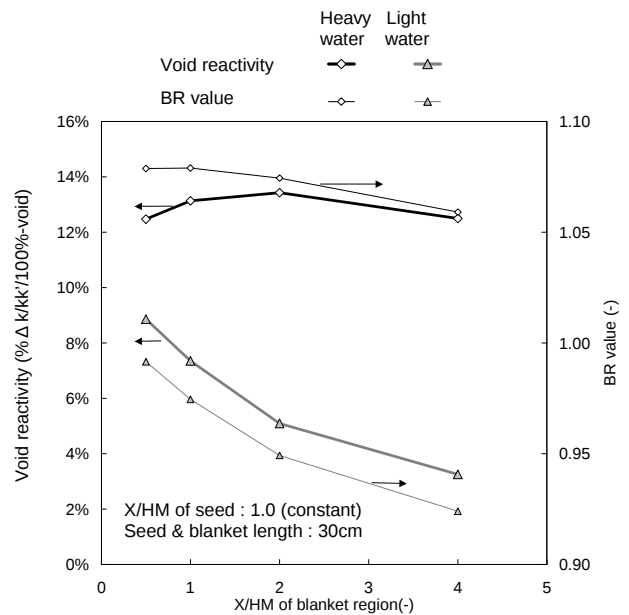


Fig.12 Sensitivity of void reactivity and BR value for different X/HM of blanket fuel under constant seed X/HM

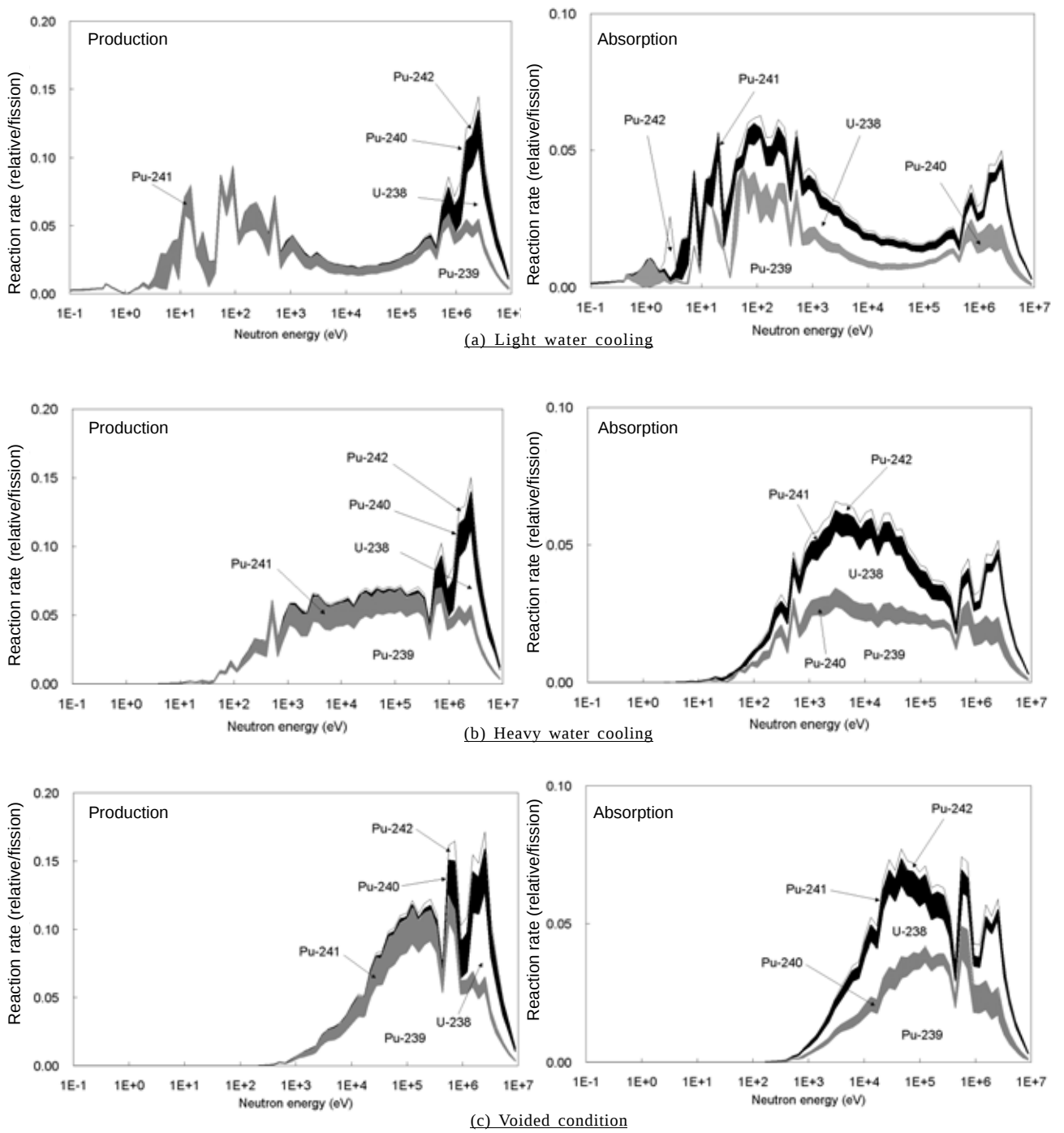
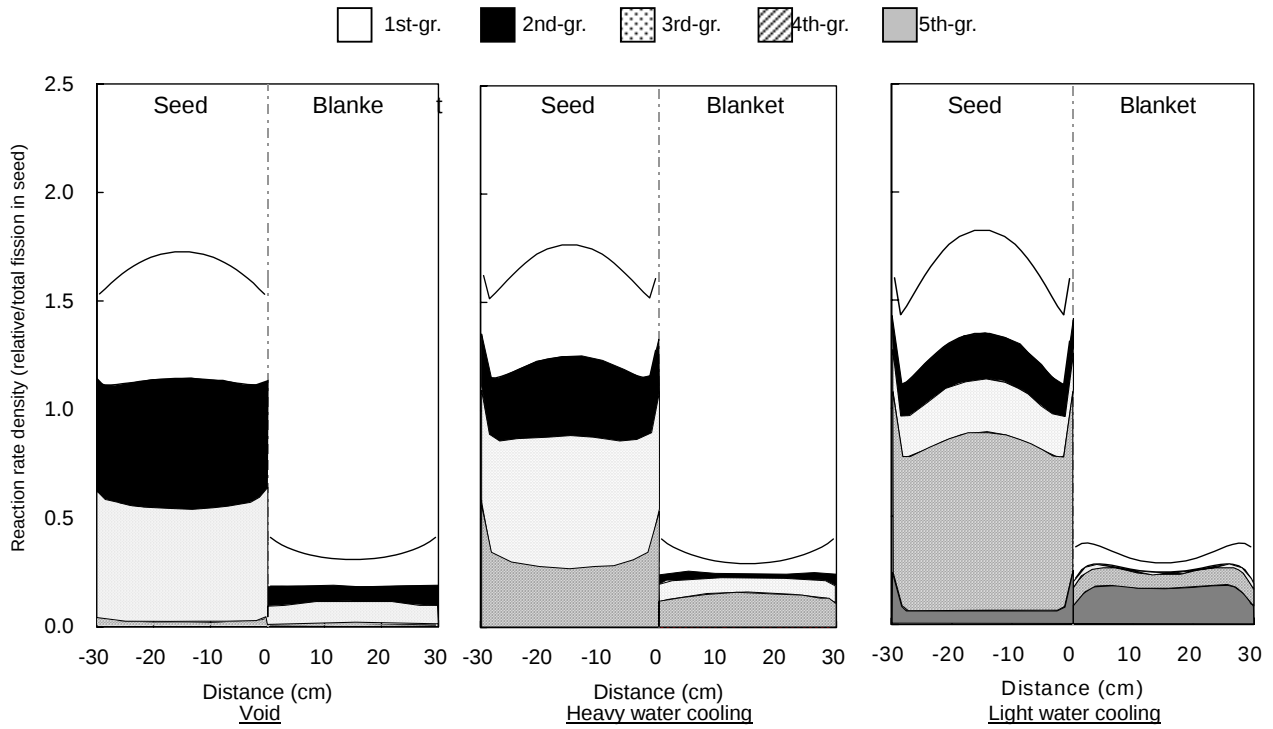
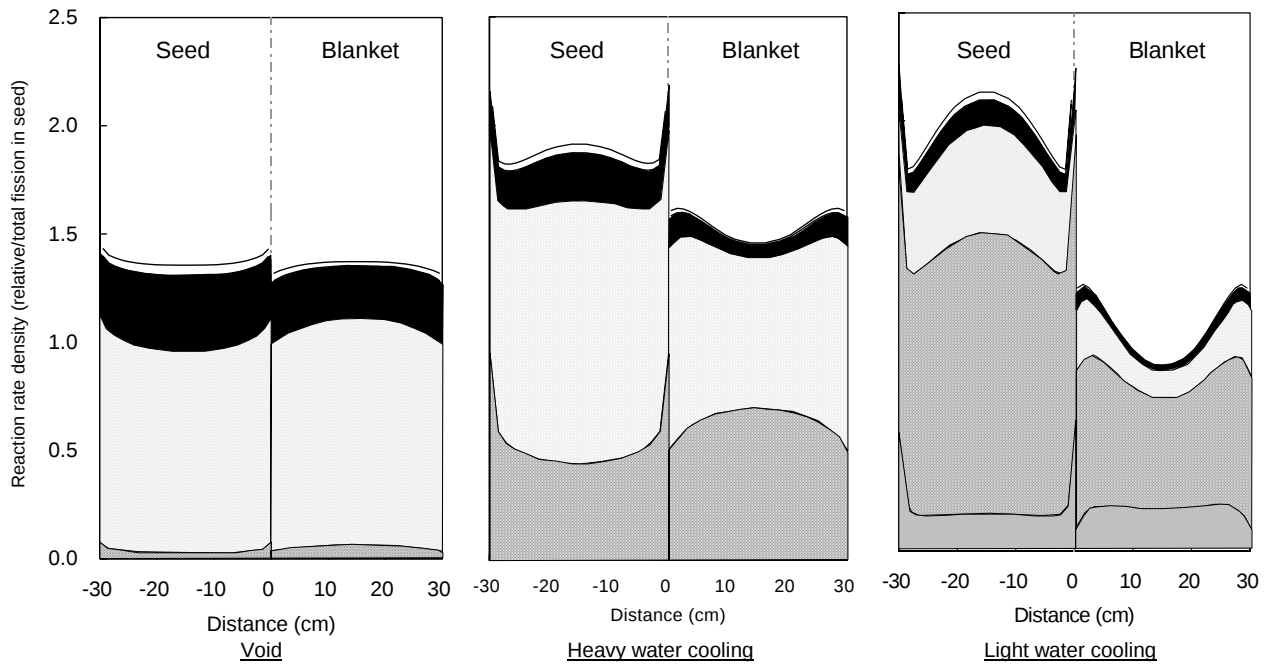


Fig.6 Production and absorption rate spectra evaluated by a unit seed pin cell model



(a) Fission rate distributions



(b) Capture rate distributions

Fig.7 Fission and capture rate density distributions in seed and blanket fuels at seed burnup of 40GWd/t evaluated by the infinite plane model

EVALUATION OF THE UTILIZATION OF LMFBR CRITICAL FACILITIES FOR WATER-COOLED FBR CRITICAL EXPERIMENTS

Koki Hibi ^{a*}, Hiroshi Sekimoto ^b

a. Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., 3-1 Minatomirai 3-chome, Nishi-ku, Yokohama, 220-8401, Japan

b. Tokyo Institute of Technology, Research Laboratory for Nuclear Reactors, O-okayama, Meguro-ku, Tokyo, 152-8550, Japan

Phone: ++81-45-224-9620, Fax: ++81-45-224-9971

E-mail:koki_hibi@mhi.co.jp

Keywords: Innovative water reactor, Fast breeder reactor, Critical experiment, Nuclear performance

ABSTRACT

Water cooled fast breeder reactor (Water-FBR) has been developed as one of the innovative water cooled reactors. Water-FBR has different neutron fluxes from light water reactors or liquid metal cooled fast breeder reactors (LMFBRs), and requires critical experiments to predict nuclear behaviors in its development with good accuracy. The construction of a critical facility simulating the geometry of Water-FBR would be the best way, but this development is impeded by tight budget. In this paper, applicability of the critical experiments with the current critical assembly for LMFBR has been researched for uranium, plutonium and thorium oxide fuel rods. Important parameters are affected by neutron reactions in resonance neutron energy range under 2keV and by heterogeneity from the fuel assembly geometry. This paper shows that the critical facility for LMBFR is adaptable if ratios of hydrogen to heavy metal atoms are smaller than 0.1 for light water moderation and smaller than 1.0 for heavy water moderation.

1. INTRODUCTION

An actual core of the nuclear power plant is built by fuel assemblies (FAs) over one hundred. FA generally has a heterogeneity configuration from a fuel cell including fuel pellet, cladding and moderator, as shown in Fig. 1. On nuclear design, nuclear performances due to this heterogeneity are analyzed.

Critical experiments have been carried out in several critical facilities to evaluate the prediction accuracy on nuclear analyses for the actual core. Typical critical facilities are TCA in Japan or

EOLE in France for light water cooled reactor (LWR), and FCA in JAPAN or ZEBRA in the United Kingdom for liquid metal cooled fast breeder reactor (LMFBR). These facilities are designed to simulate neutron behaviors in the core as close as possible to the actual core.

Nuclear performances of LWR are almost determined by reactions with fission neutron which is directly released by fission, and thermal neutron which has the energy around 0.4eV. The effects of

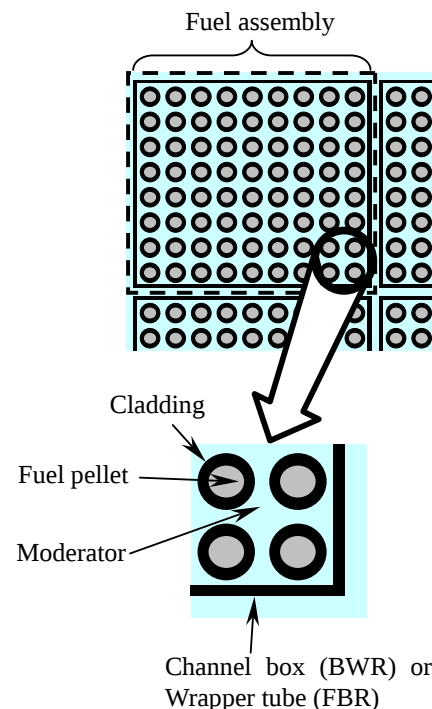


Fig.1 Configuration of standard fuel assembly for actual power reactor

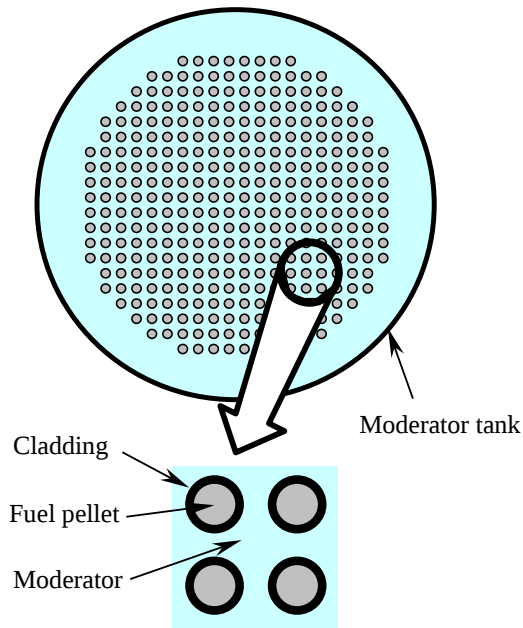


Fig.2 Configuration of critical assembly for LWR

perturbation to neutron behavior occurring in a position centimeters away can be ignored, and effects due to heterogeneity from FA configuration (heterogeneity effect) and compositions of fuel pellet, cladding and coolant (or moderator) materials (composition effect) are large, because the neutron mean free path length is short around 2cm. Therefore, as carried out with EOLE (Yamamoto et al., 2000), the critical experiment for LWR emphasizes the simulation of core region compositions and geometries. The LWR critical facility adopts rod-type fuel having similar compositions and specifications with the actual LWR core, as shown in Fig. 2. Because the facility uses the similar fissile fuel enrichment to the actual core and keeps critical in temperatures around 20oC, the facility is built with hundreds of fuel rods and the facility size is much smaller than the actual core.

Nuclear performances of LMFBR are almost determined by reactions with fast neutron. The effects of perturbation on neutron behavior appear even in a position dozens centimeter away, and the heterogeneity and composition effects are small, because the neutron mean free path length is long around 30cm. Therefore, as carried out with FCA (Hirota et al., 1973), the critical experiments emphasize the simulation of component sizes and arrangements in the core, and volume ratios of fuel,

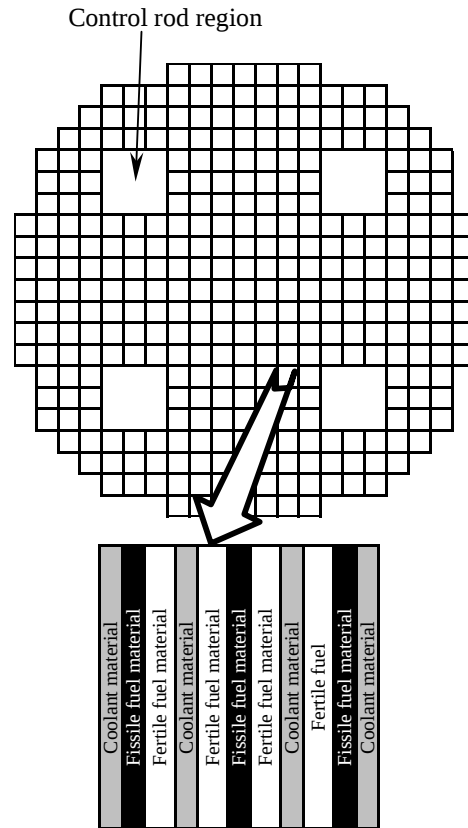


Fig.3 Configuration of critical assembly for LMFBR

structure and coolant materials in each component. The LMFBR critical facility adopts plate-type fuel, which respectively include only fuel, structure or coolant materials, as shown in Fig. 3. The facility with the mixed oxide plutonium (Pu) fuel (MOX) generally uses Pu fuel plates with almost pure Pu-239 and depleted uranium fuel plates to keep the similar fuel material volume ratios to those of the actual core. By employing the above method, the facility has a high flexibility to simulate material compositions, but cannot simulate details of nuclide compositions like Pu vector and cannot ignore heterogeneity effects for plate configuration. These issues must be noticed in the planning stage of the experiment.

Water-cooled fast breeder reactor (Water-FBR) has been developed as one of the innovative water cooled reactors, which is also called Reduced Moderation Water Reactor (RMWR) (Iwamura et al., 1999) or Recycle PWR (RPWR) (Hibi et al., 2001). Water-FBR cooled by light or heavy water has conversion ratios over 1.0. Water-FBR adopts FA with a tight lattice fuel bundle, where a gap width between fuel rods is around 1mm and fuel

rods are arranged in a hexagonal lattice. These configurations give a very small water volume ratio with a ratio of hydrogen (or deuteron) to heavy metal atomic numbers (H/HM) no more than 1.0, keep neutrons in low moderation conditions, and result on hard neutron spectra to attain high conversion ratios. The present Water-FBRs are designed by using MOX with high fissile Pu (Puf, Pu-239 and Pu-241) enrichment. Neutron spectra of the Water-FBR core are harder than ones of the LWR core but softer than ones of the LMFBR core, and give different neutron behaviors from those of LWR and LMFBR. The development of Water-FBR requires evaluating the prediction accuracy on nuclear analyses through the critical experiments. Especially, it is important for Water-FBR to clarify the behavior of neutrons in the energy where resonance reactions appear.

Critical experiments of Water-FBR with the LWR critical facility could be an excellent option since the facility highly simulates the configurations of the Water-FBR core. But, for these purpose, it is necessary to manufacture some thousands of MOX rods with the Puf enrichment of 17-20wt% and the outer diameter around 10-12mm, and build a facility with the equivalent diameter less than 80cm. Since the above requirements, the utilization of the LWR critical facility has a high hurdle due to the provision of MOX material and the budget to manufacture and manage the MOX rods. If it is feasible to use the LMFBR critical facility, Water-FBR design can be validated through critical experiments with low budget.

This paper describes the feasibility to use the present facility for LMFBR as one for Water-FBR.

2. ANALYSIS CONDITION

2.1 Analysis model

In this paper, unit cell geometry with hexagonal lattice is used. This geometry simulates a cylindrical fuel region in the cell center and a hexagonal water region surrounded the fuel region, but no cladding region is taken into account. The reasons are as follows.

(1) To make comparisons of nuclear performances between several fuel geometries, it is difficult to ignore the effects of low energy absorption reaction in the cladding region especially for cores with H/HMs around 4.

(2) Actually, a large fuel rod has a thicker cladding width than a small fuel rod and the neutron absorption rate in the cladding material of the former becomes larger than that of the latter.

Table 1 Analysis parameters

Items	Survey range
Fuel material	5%-EU, 17%-MOX, 5%-Th
Moderator	Light water, Heavy water
H/HM	0~4
Fuel diameter	8.0~14.0mm

Table 2 Cell pitches according to fuel diameters on hexagonal lattice cell

H/HM	Fuel diameter			
	8.0mm	10.0mm	12.0mm	14.0mm
0.05*	8.43mm (90%)	10.54mm (90%)	12.65mm (90%)	14.76mm (90%)
0.5	8.43mm	10.54mm	12.65mm	14.76mm
1	9.18mm	11.47mm	13.76mm	16.06mm
2	10.51mm	13.13mm	15.76mm	18.38mm
3	11.68mm	14.61mm	17.53mm	20.45mm
4	12.76mm	15.94mm	19.13mm	22.32mm

* Parenthesized number means a void fraction in moderation region

The heterogeneity effects in the large fuel rod geometry are underestimated when the large and small rods have the same H/HMs.

(3) Therefore, sensitivity analyses with no cladding geometry gives higher reliability of the heterogeneity effect than those with cladding.

Table 1 shows analysis parameters and Table 2 shows samples of cell pitches according to H/HM and fuel diameters. The coolant materials are light and heavy water. The analyses adopt three kinds of fuel materials, the uranium oxide fuel with the U-235 enrichment of 5wt% (5%-EU) as a typical fuel material of the current LWR, MOX with the Puf enrichment of 17wt% (17%-MOX) as a typical one of Water-FBR (Hibi et al., 2001), the thorium oxide fuel with the U-233 enrichment of 5wt% (5%-Th) as a typical one of the thorium fuel core having the same criticality to the 5%-EU core. The Pu composition is based on Pu from reprocessed spent UO₂-BWR fuel with an average burn-up of about 45 GWd/t (Hibi et al., 2001). The H/HM survey range is from 0 to 4. The former H/HM means a core under fully voiding condition and the latter does a core under the similar condition as the current PWR at hot full power condition (HFP). H/HM adjustments have been done by changing cell pitches in the H/HM range larger than 0.1, and by changing void fractions in the H/HM range smaller than 0.1 due to fuel regions contact.

The calculation code is the SRAC system (Tsuchihashi et al., 1986). In the survey, the unit hexagonal cell model with the collision probability method is used. The nuclear data file is JENDL-3.2. (Nakagawa et al., 1995), and neutron energy group structure is 107-group. The cell calculation gives micro cross-sections and neutron energy spectra in

each material region. The fuel and coolant temperature are respectively 890K and 580K, which are the same as the current PWR condition.

2.2 Values to be evaluated

The Water-FBR core with MOX and the

LMFBR critical facility have the following differences.

1) Pu vector

The facility uses Pu fuel plate with the Pu-239 fraction of almost 100wt%. On the other hand, the Pu-239 fraction in the actual fuel is about 60wt%. Comparing cross-sections of Pu nuclides, effects of the Pu vector difference are given through

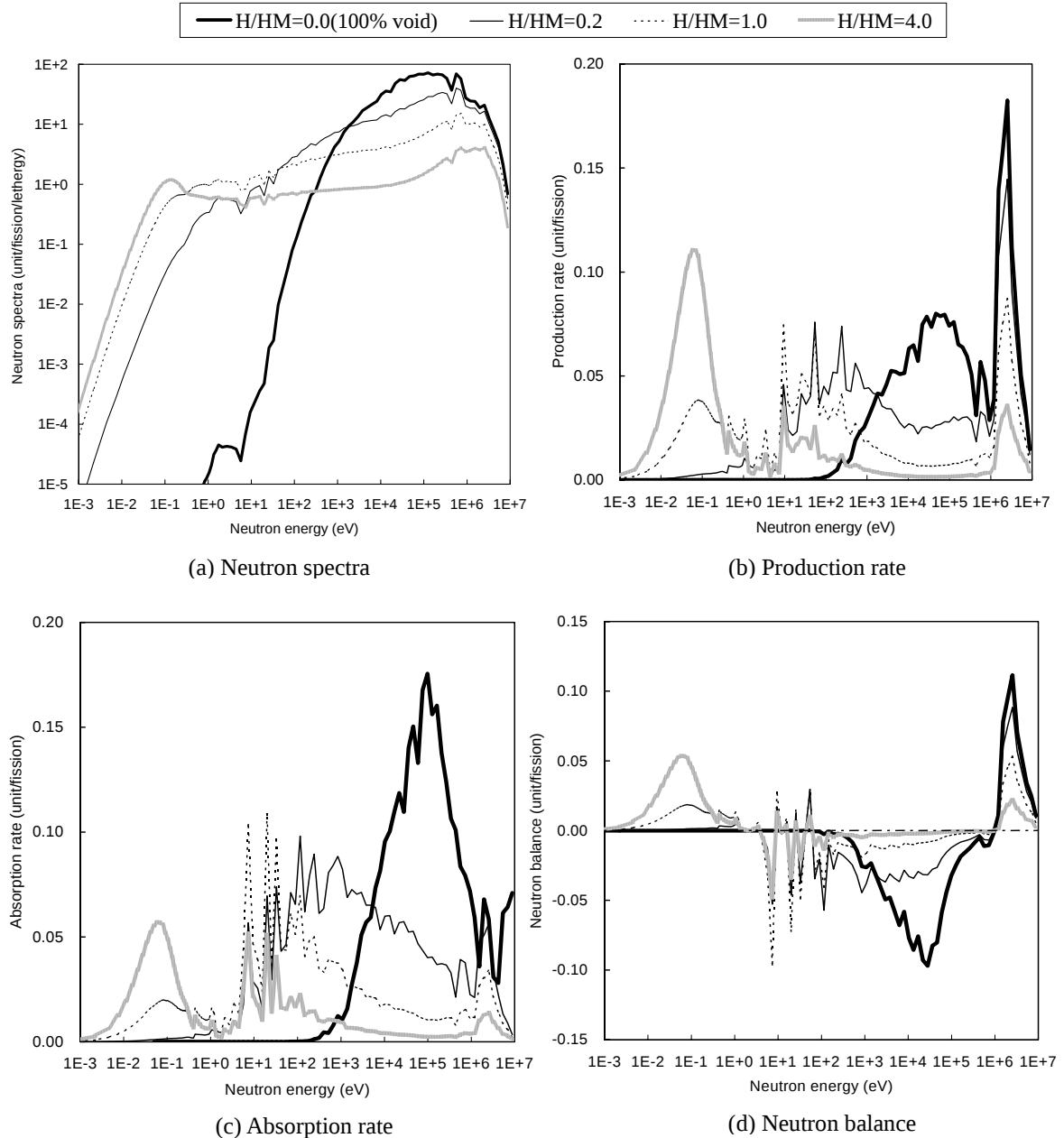


Fig. 4 Neutron behavior for 5%-EU fuel with light water coolant

resonance reactions with neutron energy under 2keV. When the resonance reaction rates can be ignored on the Water-FBR condition and the Pu vector effects are small, the LMFBR critical facility passes one of the hurdles to be overcome.

2) Fissile fuel enrichment

The average fissile fuel enrichment of the critical is smaller than the actual core, because the critical experiment is carried out under the room

temperature condition and the facility simulates component sizes and arrangements in the actual core. The fissile nuclide of the facility with MOX is mainly Pu-239. The results of critical experiments for LMFBR show that the ratios of calculated to experimental values (C/Es) are almost constant for Puf enrichments between 12wt% and 14wt% (Yokoyama et al., 2002). If Pu vector effects in Water-FBR are small enough, the fissile fuel enrichment effects are small like LMFBR

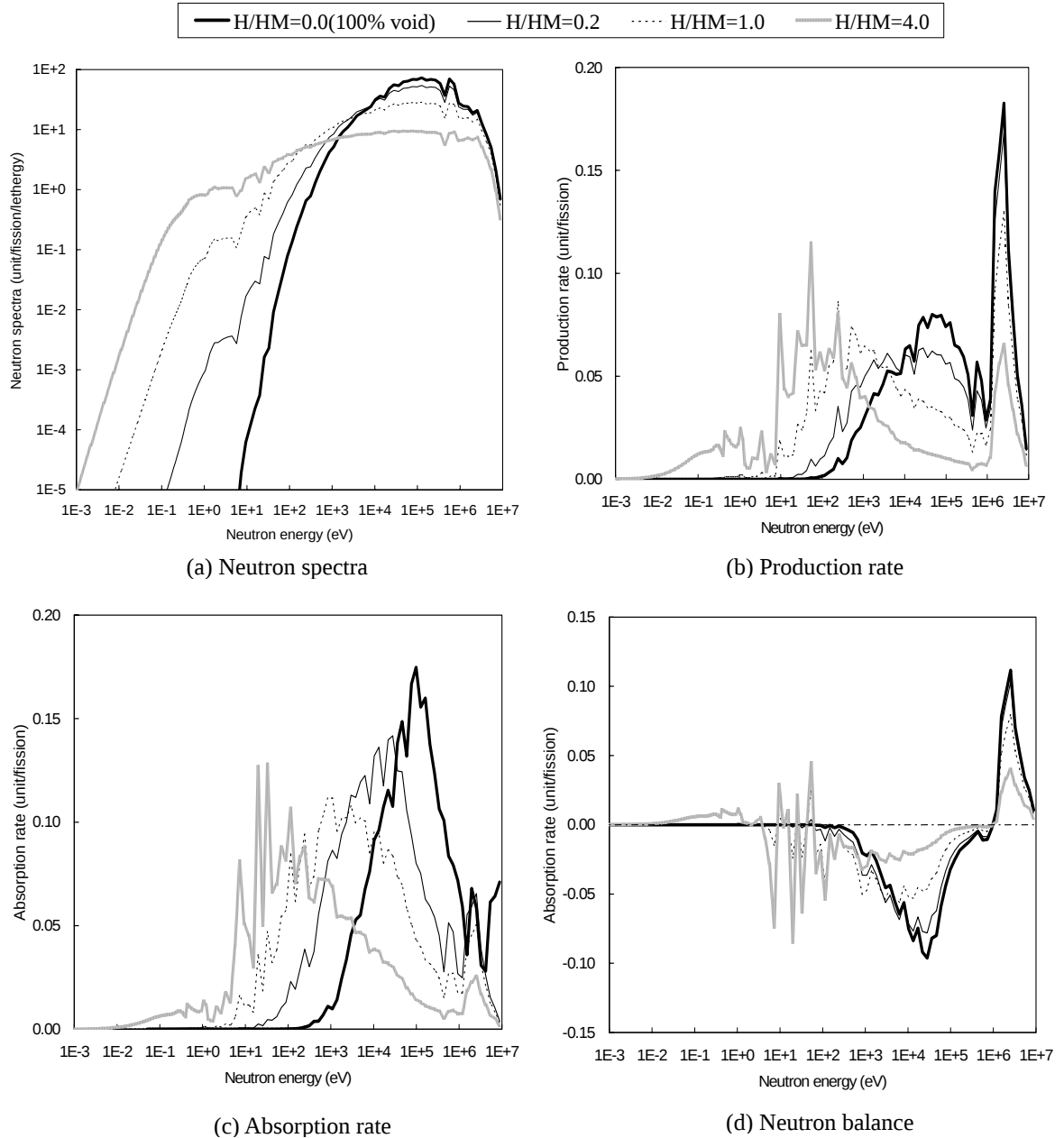


Fig.5 Neutron behavior for 5%-EU fuel with heavy water coolant

because the neutron spectra of Water-FBR become hard enough.

3) Fuel configuration

The critical facility has a configuration with very high heterogeneity because of using plate-type fuel, which envelops specific materials, and arranging the plates like a book box. That is, an actual FA consists of about one hundred fuel rods,

but a fuel component in the facility looks like FA consisting of about ten large fuel rods. When Water-FBR has small sensitivities of the effective multiplication factor (k_{eff}) for fuel rod diameters, the LMFBR facility passes another hurdle.

Through the above discussions, the feasibility of using the LMFBR critical facility on the critical experiments for Water-FBR is clarified by evaluating the contributions of resonance reactions

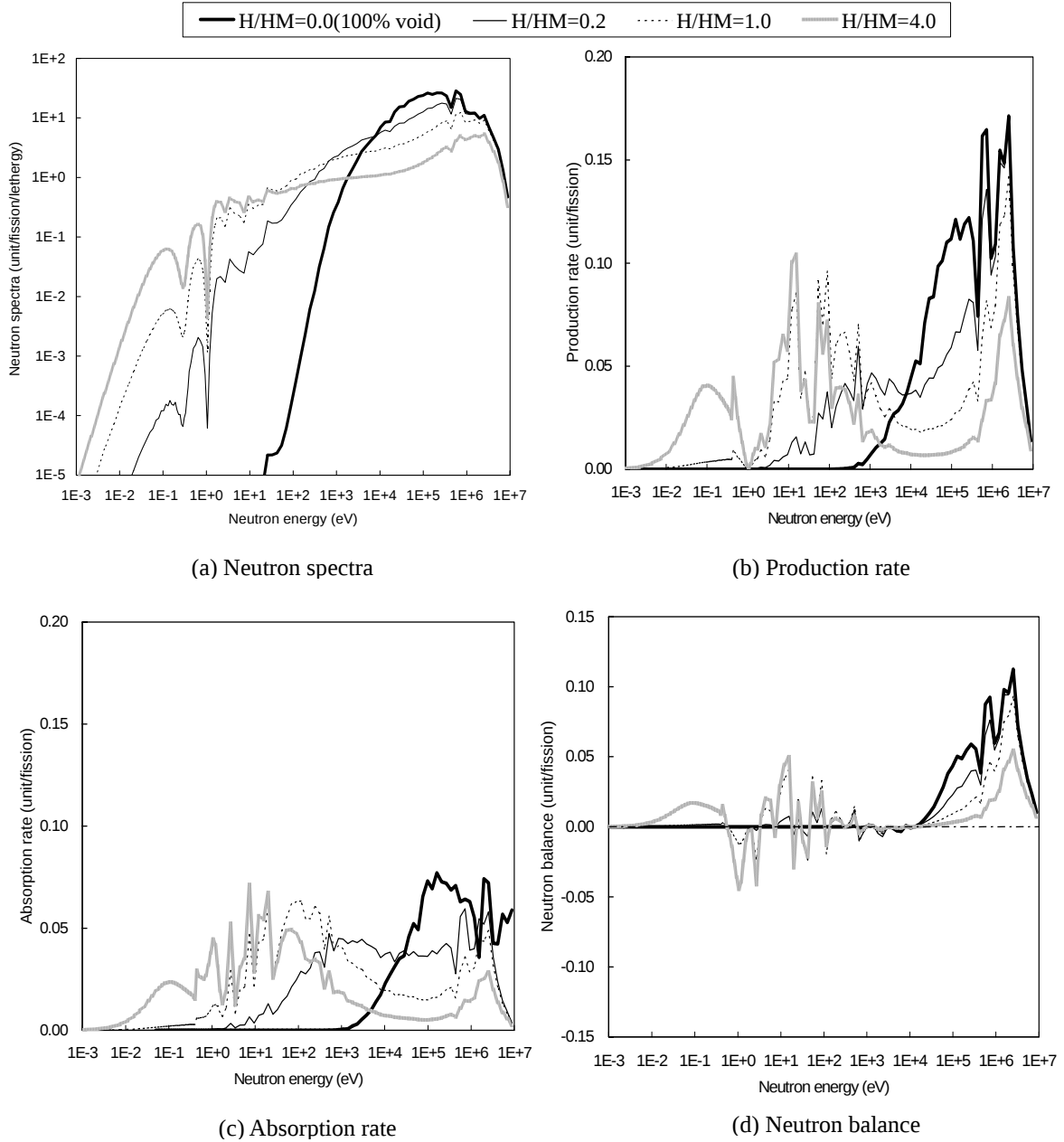


Fig. 6 Neutron behavior for 17%-MOX fuel with light water coolant

with neutron energy under 2keV and the heterogeneity effects through fuel rod diameters.

3. ANALYSIS RESULTS

3.1 Evaluation of resonance reaction rates

Neutron spectra in the fuel region, reaction rate spectra of production and absorption, and neutron balance spectra with neutron energy are

shown in Fig. 4 to 9 for each fuel and coolant material. Those spectra are normalized by unit fission rate. The neutron balance is evaluated with the below equation.

$$R_b(E) = R_p(E) - R_a(E) \\ = \{nS_f(E) - S_a(E)\} \times f(E)$$

$R_b(E)$: neutron balance per unit volume

$R_p(E)$: production rate per unit volume
 $= nS_f(E) \times f(E)$

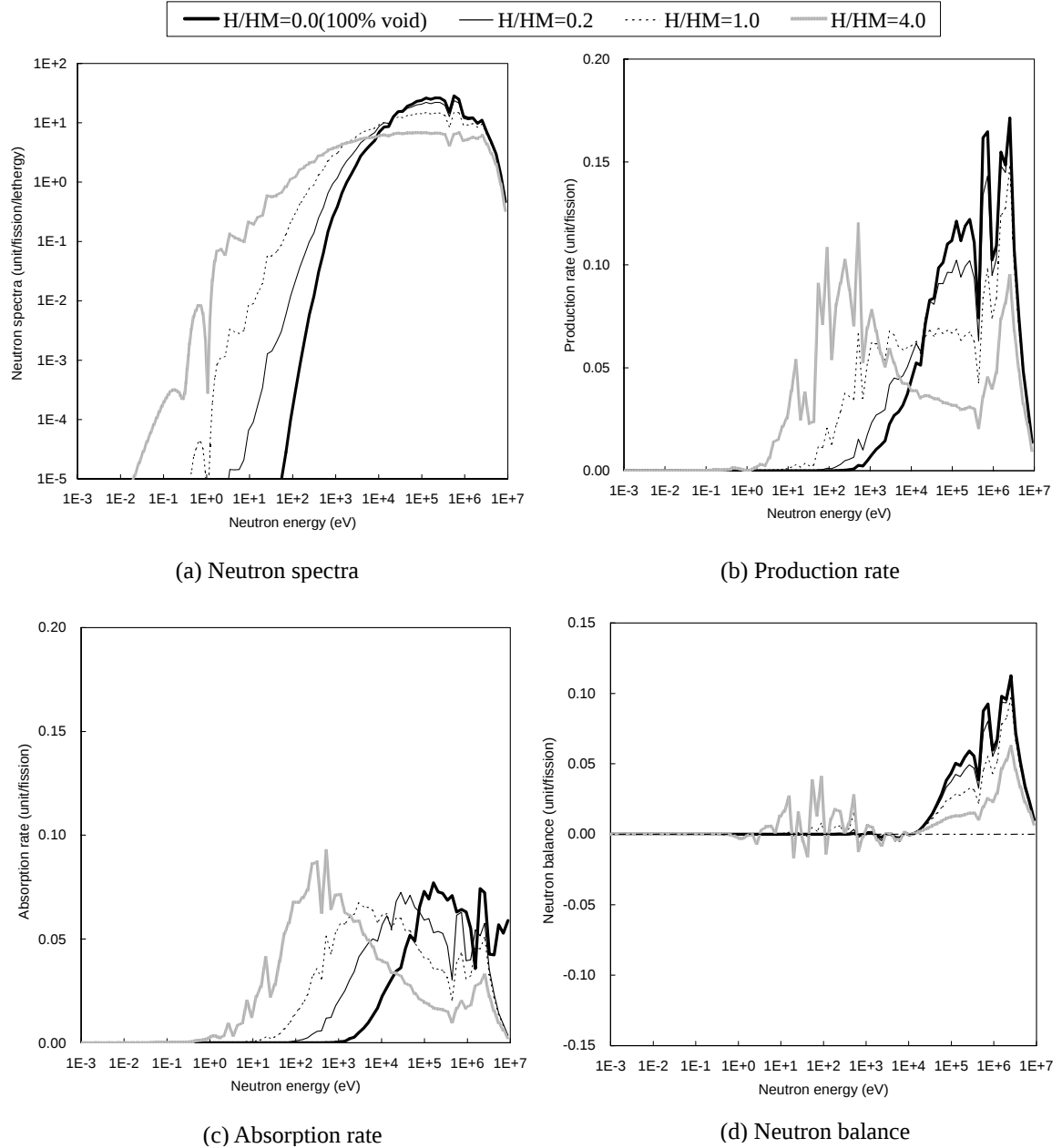


Fig. 7 Neutron behavior for 17%-MOX fuel with heavy water coolant

$R_a(E)$: absorption rate per unit volume
 $= S_a(E) \times f(E)$
 E : neutron energy
 η : released neutron number per fission
 $S_f(E)$: macroscopic fission cross-section
 $S_a(E)$: macroscopic absorption cross-section
 $f(E)$: neutron flux

existences of the resonance absorption and production reactions in the resonance energy range under 2keV. That is, a sharp negative valley shows resonance absorption reaction while a steep peak shows resonance fission reaction. When these valley and peak are small, the effects of resonance reactions can be ignored.

The neutron balance can easily show

(1) 5%-EU (see Fig.4 and 5)

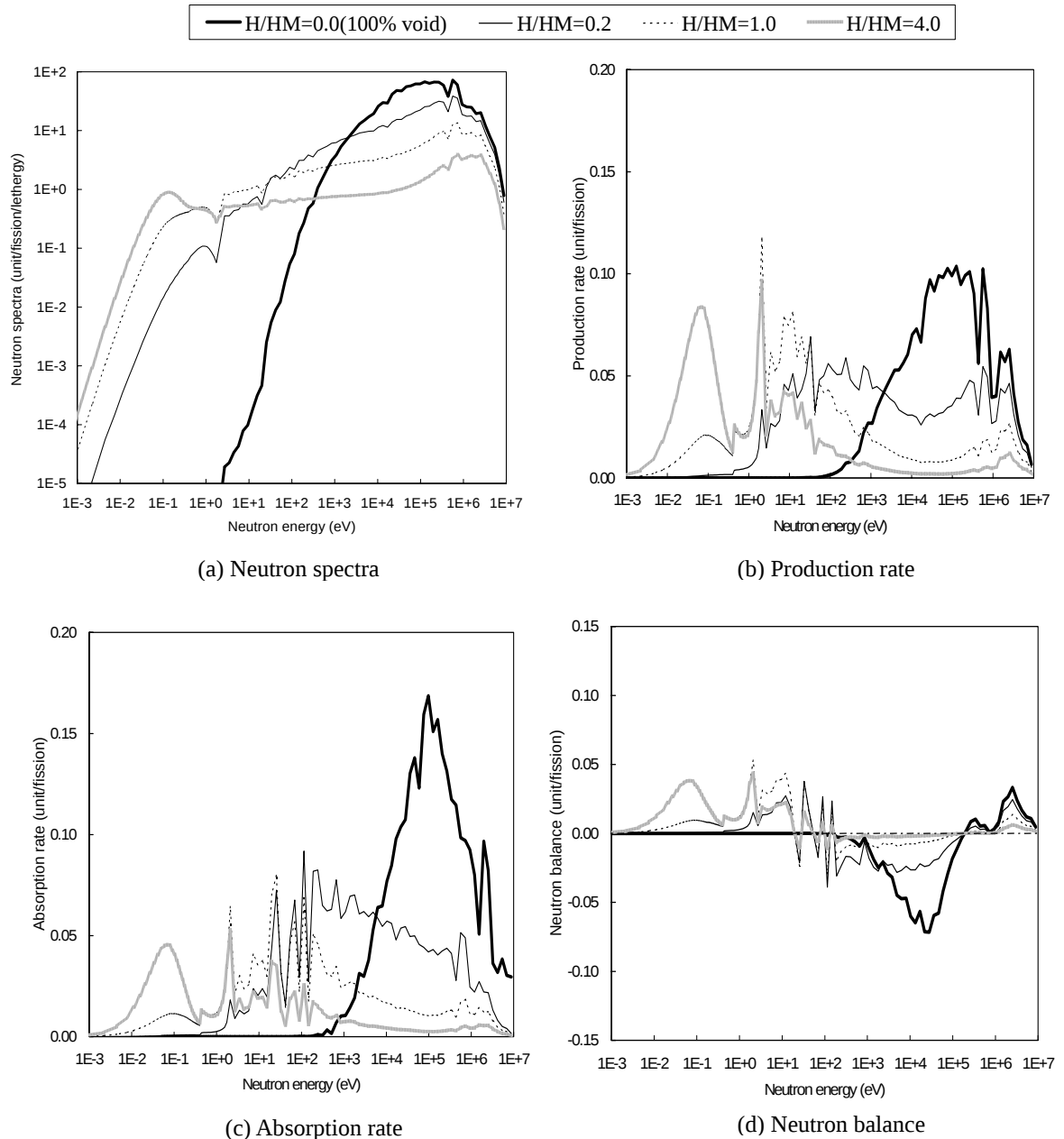


Fig. 8 Neutron behavior for 5%-Th fuel with light water coolant

The peaks in the neutron energy range around 1-10MeV and 0.4eV in the production rate figure are generated by the fission of U-238 and U-235, respectively.

In the case of light water cooled core, absorption reaction peaks by U-238 around 100eV cannot be ignored even under the low moderation condition with H/HM of 0.2. In the case of heavy water cooled, the peaks can be ignored for H/HM

of 0.2. The main material in 5%-EU is U-238, which has small absorption cross-sections for neutron with the energy from 1keV to 1MeV. The fission neutron is released into the coolant without absorption in the fuel region and moderated in the coolant region. The neutron spectra of the light water cooled core have a tendency to become softer than those of the heavy water cooled core because light water moderates neutrons more than

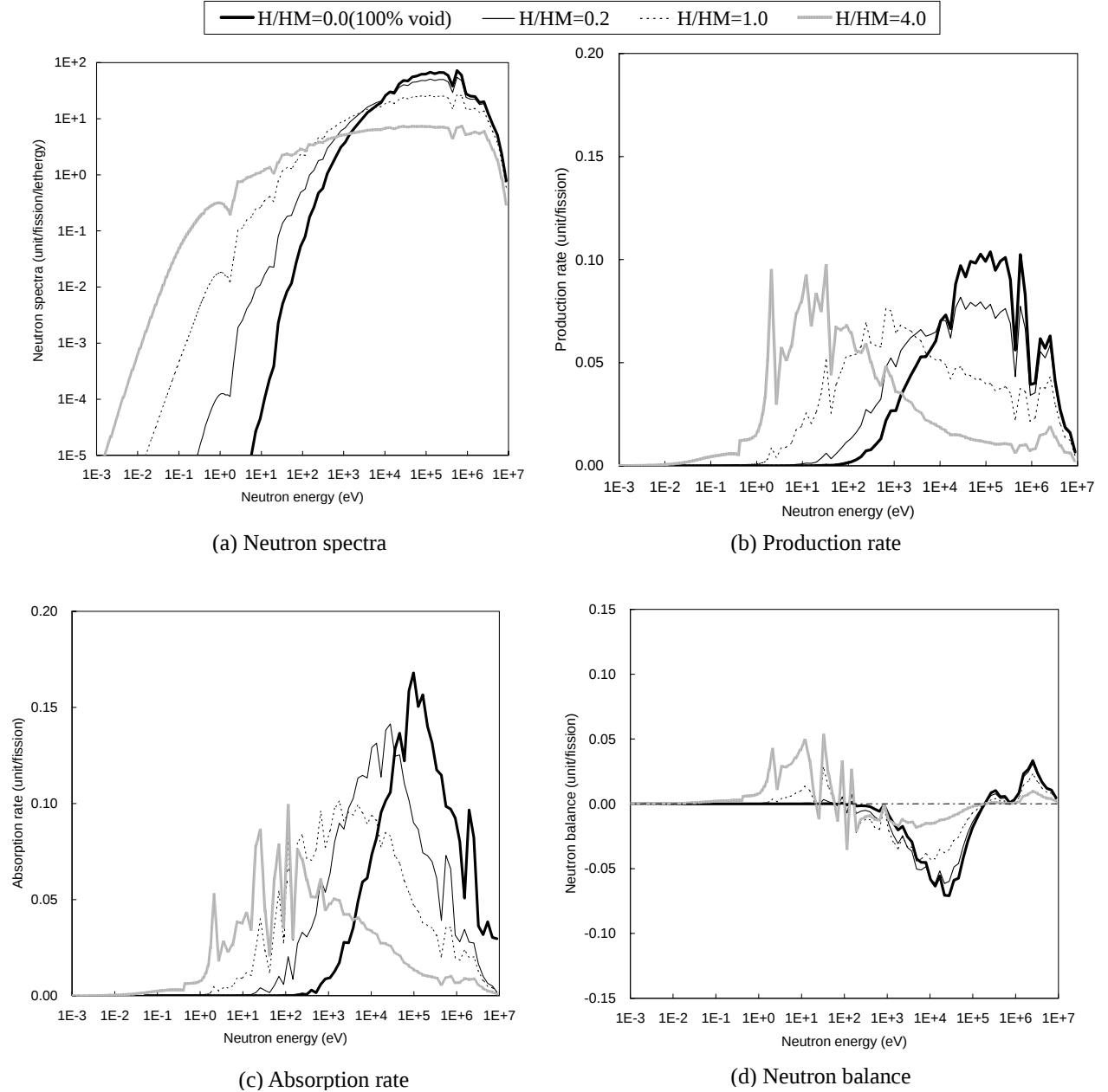


Fig. 9 Neutron behavior for 5%-Th fuel with heavy water coolant

heavy water. Therefore, in the heavy water cooled core, neutron has higher probability than light water cooled core to come back to the fuel region from the coolant region and so less effects of resonance reactions.

(2) 17%-MOX (see Fig.6 and 7)

The peaks in the neutron energy range around 0.6MeV and 0.4eV in the production rate figures are generated by the fission of Pu_f with the fission and thermal neutrons, respectively. The deep valleys of the neutron spectra around 1eV and 0.4eV in the case of H/HM of 4.0 are respectively generated by resonance capture reaction by Pu-240 and resonance absorption reaction by Pu_f.

The H/HM ranges where resonance reactions can be ignored are no larger than 0.2 for the light water cooled core and no larger than 1.0 for the heavy water cooled core. The difference between the light and heavy water cooled cores occurs for the same reason in the 5%-EU discussion. 17%-MOX can ignore the resonance effects in higher H/HM conditions than that of 5%-EU. The reasons are as follows,

- 1) the Pu nuclides have large absorption cross-sections for the neutron energy from 1keV to 1MeV,
- 2) the absorption reaction rate in the fuel region by neutrons directly moderated only in the fuel region becomes large,
- 3) the neutron spectra in the fuel region are kept hard.

(3) 5%-Th (see Fig.8 and 9)

The peaks in the neutron energy range around 1-10MeV and 0.6MeV in the production rate figure are generated by the fission of Th-232 and U-233 with fission neutron, respectively.

The reaction behavior of 5%-Th has a similar tendency to that of 5%-EU. The light water cooled core cannot ignore the resonance effects even under low moderation condition with H/HM of 0.2, but the heavy water cooled core can. The fission reaction rates are generated mainly by U-233, and the contribution of Th-232 is very small because the fission cross-sections of Th-232 are about one-tenth of those of U-238.

3.2 Heterogeneity effect for fuel diameter

Figure 10 shows the heterogeneity effects for three fuel materials. The figure shows the differences of k-eff differences for fuel rods with diameters of 14.0mm and 8.0mm, the former

diameter is same to the thickness of a typical Pu plate used in the LMFBR facility and the latter is the fuel pellet diameter of the current Water-FBR.

The effects in LMFBR with 5%-EU, 17%-MOX and 5%-Th are, respectively, 0.4%Dk, 0.2%Dk and 0.4%Dk under the conditions with H/HM of 4.0. The analyses for the LMFBR critical experiments shows that the maximum variation of the heterogeneity effects among several plate arrangements is 0.3%Dk (Hirota et al., 1973). This variation has been determined to adopt as an index whether the heterogeneity effect can be ignored or not.

In the case of light water cooled core, the heterogeneity effects for all fuel materials steeply become large with the H/HM increase. If the effects are no more than 0.3%Dk, H/HM should be no larger than 0.4 for 17%-MOX and no larger than 0.2 for the others. In the case of heavy water cooled, the heterogeneity effects become gradually large with the H/HM increase. If the effects are less than 0.3%Dk, H/HM should be no more than 1.4 for 17%-MOX and no more than 1.0 for the others.

4. CONCLUSIONS

The development of Water-FBR requires critical experiments in order to evaluate the prediction accuracy of nuclear analysis. The feasibility of the critical experiments with the LMFBR critical facility has been investigated for uranium, plutonium and thorium oxide fuel cores with no cladding fuel configuration. It is clarified that important parameters are effects by neutron resonance reactions in the neutron energy region under 2keV and by heterogeneity for fuel diameter. The LMFBR critical facility is available for the MOX core with high Pu_f enrichment if H/HM is smaller than 0.4 for light water cooled core and smaller than 1.4 for heavy water cooled core.

One kind of Water-FBR is being developed by Japan Atomic Energy Research Institute (Okubo et al., 2002). This Water-FBR is cooled by light water with the average void fraction in the core of 70% and has H/HM around 0.3 with the fuel rod diameter of 11.0mm and the rod pitch of 12.3mm. Therefore, this core satisfies the H/HM limit to carry out the critical experiments with the LMFBR critical facility.

REFERENCES

Hibi K., et al., 2001. Conceptual Designing of Reduced-Moderation Water Reactor with Heavy

Water Coolant, Nucl. Eng. & Design, 210,[1], 9-19 (2001)

Hirota J., et al., 1973. Recent Progress in Fast Integral Experiment and Analysis at FCA, Proc. Int. Symposium on Physics of Fast Reactors, Oct. 16-19, vol.1, p.506-519

Iwamura, T., et al., 1999. Research on Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR), JAERI-Research 99-058.

Nakagawa, T., et al., 1995. JENDL-3.2, J. Nucl. Sci. Technol., 32(12), 1259-1271.

Okubo T., et al., 2002. Design of small Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) with Natural Circulation Cooling, Proc. Int. Conf. on the New Frontiers of Nuclear Technology; Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing (PHYSOR 2002), Oct. 7-10, No.5B-04

Tsuchihashi, K., et al., 1986. Revised SRAC Code System, JAERI-1302.

Yokoyama K., et al., 2002. Analyses of experiments in the JOYO fast reactor using the ERANOS and JNC code systems, Proc. Int. Conf. on the New Frontiers of Nuclear Technology: Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing (PHYSOR2002), Oct. 7-10, No.6D-02

Yamamoto T., et al., 2000. BASALA: Advanced BWR MOX core physics experiments, Proc. ANS Int. Topical Meeting on Advanced in Reactor Physics and Mathematics and Computation into the Next Millennium (PHYSOR2000), May 7-12, No.10304

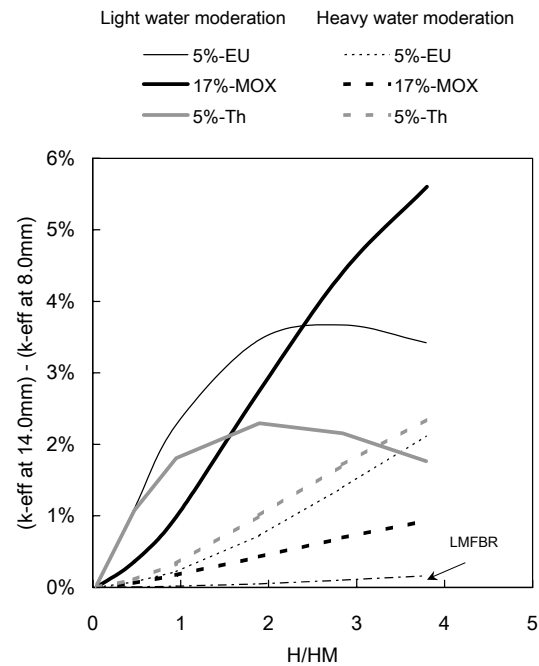


Fig.10 Heterogeneity effect