

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	ナトリウム冷却高速炉の炉心固有安全性向上に関する研究
Title(English)	Study on improvement of inherent safety features of sodium cooled fast reactor cores
著者(和文)	横山次男
Author(English)	TSUGIO YOKOYAMA
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8476号, 授与年月日:2011年6月30日, 学位の種別:課程博士, 審査員:二ノ方 壽
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第8476号, Conferred date:2011/6/30, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

平成22年度 学位論文

ナトリウム冷却高速炉の炉心固有安全性 向上に関する研究

Study on Improvement of Inherent Safety Features of Sodium
Cooled Fast Reactor Cores

東京工業大学大学院理工学研究科
原子核工学専攻
Tokyo Institute of Technology
Department of Nuclear Engineering

03D51331

横山 次男

Tsugio Yokoyama

指導教員 二ノ方 壽 教授

目 次

表リスト	i
図リスト	
略語表	
第1章 序論	1
1.1 高速炉実用化時代の課題	1
1.2 従来の研究	2
1.3 研究目的の絞り込み	4
1.4 本研究の目的	5
1.5 本論文の構成	6
第2章 酸化燃料炉心による解析手法検証	13
2.1 解析手法検証の目的	15
2.2 原型炉性能試験及び臨界実験による解析手法検証	15
2.2.1 高速増殖原型炉性能試験解析による検証	15
2.2.2 ZRRP-9 臨界実験解析による検証	36
2.2.3 GMVP 用群定数のボイド反応度計算適用性検証	44
2.3 反応度要因分析のための解析手法開発	47
2.4 ナトリウムボイド反応度の要因分析と凹型炉心概念構築	49
2.5 酸化燃料炉心における燃焼反応度の要因分析	61
2.6 第2章のまとめ	63
第3章 高熱伝導度燃料炉心における固有安全性炉心設計	64
3.1 高熱伝導度燃料を用いた炉心検討の目的	64
3.2 高熱伝導度燃料炉心の炉心特性評価	67
3.3 負ボイド反応度達成のための炉心配置の最適化	67
3.4 最適化炉心の長寿命化検討	68
3.5 高熱伝導度燃料固有安全性向上炉心の安全解析	80
3.6 第3章のまとめ	91
第4章 ジルコニウム合金燃料炉心における固有安全性炉心設計	92
4.1 ジルコニウム合金燃料を用いた固有安全性炉心検討の目的	92
4.2 ジルコニウム合金燃料を用いた固有安全性炉心設計	93
4.3 低燃焼反応度達成のための Pu 及び MA 組成の最適化	97
4.4 燃焼による金属燃料照射成長の影響検討	102
4.5 ジルコニウム合金燃料炉心の炉心特性評価	104

4.6 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の比較	106
4.7 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心の安全解析	114
4.8 第4章のまとめ	121
第5章 固有安全性向上炉心による実用化炉心設計	122
5.1 固有安全性向上炉心による実用化炉心検討の目的	122
5.2 富化度1領域化による出力変動抑制	123
5.3 実用炉のための固有安全性炉心仕様	129
5.4 第5章のまとめ	132
第6章 結論	133
謝辞	134
参考文献	135
付録1 水素化物吸収体の金属燃料炉心への適用	143
付録2 モンテカルロ摂動計算コード MCPERT 説明書	155
付録3 酸化物燃料炉心による解析手法検証データ	179

表リスト

表 1.3.1-1 主要炉心特性サーベイにおける炉心サイズ組み合わせ	8
表 1.3.1-2 主要炉心特性サーベイ計算条件	8
表 1.3.1-3 サーベイ用炉心条件	8
表 2-1 拡散計算による反射体領域でのナトリウムボイド反応度の比較	16
表 2.2.1.1-1 MVPによる解析条件(最小炉心構成炉心の解析)	17
表 2.2.1.1-2 MVPによる解析モデル(初期構成炉心の解析)	18
表 2.2.1.1-3 MVPによる解析結果(臨界性評価試験実効増倍率)	18
表 2.2.1.2-1 MVPによる解析条件(燃焼係数解析)	28
表 2.2.1.2-2 燃焼係数計算値(制御棒引き抜きモデル)	29
表 2.2.1.2-3 燃焼係数計算値(制御棒挿入モデル)	29
表 2.2.1.3-1 MVPによる解析条件(動特性パラメータ)	33
表 2.2.1.3-2 MVPによる解析結果(初期実効遅発中性子割合、全炉心)	34
表 2.2.1.3-3 MVPによる解析結果(末期実効遅発中性子割合、全炉心)	34
表 2.2.1.3-4 MVPによる解析結果(即発中性子寿命)	34
表 2.2.2-1 MVPによる ZPPR-9 実効増倍率計算結果及び実験値	38
表 2.2.2-2 反応率及び反応率比の C/E 値	38
表 2.2.2-3 MVPによる ZPPR-9 ボイド反応度計算結果及び実験値	39
表 2.2.3-1 70 群 Pu-239 断面積の縮約スペクトル比較	45
表 2.4.1-1 正のボイド反応度領域分析結果	52
表 2.4.2-1 酸化物燃料凹型炉心仕様	53
表 2.4.2-2 GMVP による計算手法、条件	53
表 2.4.2-3 非均質ガスプレナムモデルによる領域毎ナトリウムボイド反応度	54
表 2.4.2-4 非均質ガスプレナムモデルによる成分毎ナトリウムボイド反応度	54
表 2.4.2-5 ナトリウムボイド反応度成分の内側炉心高さ依存性	55
表 2.5-1 領域毎燃焼反応度(燃料体積比 45%)	62
表 2.5-2 領域毎燃焼反応度(燃料体積比 55%)	62
表 3-1 U-Pu-Al 合金燃料炉心の設計条件	70
表 3-2 U-Pu-Al 合金燃料用の燃料ピン仕様	70
表 3-3 炉心核特性評価の解析法	70
表 3-4 低燃焼度反応度炉心の炉心仕様および主要特性	71
表 3-5 低燃焼度反応度炉心の反応度係数	71
表 3-6 負ボイド反応度のための最適化炉心の設計条件および仕様	72
表 3-7 長寿命炉心の設計条件および仕様	73
表 3-8 固有安全性向上 4 年サイクル炉心の反応度係数	87
表 3-9 高熱伝導度固有安全性向上炉心の過渡解析条件	87

表 4.2-1 U-Pu-Zr 炉心の設計条件および仕様-----	94
表 4.3-1 LWR 取出後年数と Pu 同位体組成比の関係 -----	99
表 4.3-2 LWR 取出後年数と燃焼反応度の関係 -----	99
表 4.5-1 U-Pu-Zr 炉心の炉心特性 -----	105
表 4.6-1 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心のFP収率効果 -----	109
表 4.6-2 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の親物質核分裂効果 -----	109
表 4.7-1 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心の過渡解析条件 -----	117
表 5.2.2 - 1 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の設計条件および仕様-----	124
表 5.2.2 - 2 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質ろしんの炉心特性解析手法 -----	125
表 5.2.2 - 3 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の炉心特性評価結果 -----	125
表 5.2.2 - 4 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の集合体径方向出力分布 -----	126
表 5.2.2 - 5 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の領域毎ボイド反応度 -----	126
表 5.2-1 将来の固有安全性高速炉炉心仕様-----	130

図リスト

図1.3.1-1 主要炉心特性サーベイ用計算モデル(炉心直径3m、炉心高さ3mケース) -----	9
図1.3.1-2 ボイド反応度と炉心サイズの関係 -----	10
図1.3.1-3 燃焼反応度と炉心サイズの関係 -----	10
図1.3.2-1 炉心径、炉心高さで主要炉心特性の関係 -----	11
図1.2-1 既存高速炉のボイド反応度、燃焼反応度と目標特性 -----	11
図1.5-1 論文構成の概要 -----	12
図2.2.1.1-1 最小臨界炉心の構成 -----	19
図2.2.1.1-2 初期炉心の構成 -----	19
図2.2.1.1-3 高速増殖原型炉炉心における制御棒位置 -----	20
図2.2.1.1-1 MVPによる解析モデル(最小臨界炉心縦断面) -----	21
図2.2.1.1-2 MVPによる解析モデル(最小臨界炉心炉心部断面) -----	22
図2.2.1.1-3 MVPによる解析モデル(最小臨界炉心断面拡大) -----	23
図2.2.1.1-4 MVPによる解析モデル(燃料領域断面) -----	24
図2.2.1.1-5 MVPによる解析モデル(制御棒領域断面) -----	24
図2.2.1.1-6 MVPによる解析モデル(初期炉心構成炉心縦断面) -----	25
図2.2.1.1-7 MVPによる解析モデル(初期炉心構成炉心部断面) -----	26
図2.2.1.2-1 MVPによる計算モデル(燃焼係数解析、CCR 挿入) -----	30
図2.2.1.2-2 MVPによる計算モデル(燃焼係数解析、CCR 引き抜き) -----	30
図2.2.1.2-3 MVP による解析結果(燃焼効果と Pu-241 崩壊) -----	31
図2.2.1.2-4 MVP による解析結果(燃焼効果) -----	31
図2.2.2-1 Pu-239 核分裂反応率 -----	40
図2.2.2-2 U-235 核分裂反応率 -----	40
図2.2.2-3 U-238 核分裂反応率解析結果 -----	41
図2.2.2-4 U-238 捕獲反応率解析結果 -----	41
図2.2.2-5 U-235 核分裂/ Pu-239 核分裂比解析結果 -----	42
図2.2.2-6 U-238 核分裂/ Pu239 核分裂比解析結果 -----	42
図2.2.2-7 U-238 捕獲/ Pu239 核分裂比解析結果 -----	43
図2.2.3-1 70 群 Pu-239 断面積の縮約スペクトル比較 -----	46
図2.4.1-1 正のボイド反応度領域分析結果 -----	56
図2.4.1-2 凹型炉心概念 -----	56
図2.4.2-1 酸化物燃料凹型炉心配置図 -----	57
図2.4.2-2 酸化物燃料凹型炉心断面図(GMVP 計算モデル) -----	58
図2.4.2-3 上部ガスプレナムモデル横断面図 -----	59
図2.4.2-4 上部ガスプレナムモデル縦断面図 -----	59
図2.4.2-5 ナトリウムボイド反応度成分の内側炉心高さ依存性 -----	60
図3-4 U-Pu-Al 合金の熱伝導度 -----	74

図 3-1 低燃焼反応度炉心のための炉心仕様の選択のための設計フロー	75
図 3-2 U-Pu-70at%A ₁ 燃料仕様の最適化	76
図 3-3 U-Pu-30at%A ₁ 燃料仕様の最適化	76
図 3-4 Al 燃料 による低燃焼反応度炉心配置	77
図 3-5 両反応度と内側炉心高さの関係	78
図 3-6 低燃焼度反応度および負ボイド反応度の最適化炉心	78
図 3-7 MA 割合と反応度変化	79
図 3-9 固有安全性向上高熱伝導度炉心のセーフティマップ	88
図 3-10 高熱伝導度固有安全性向上炉心 ULOF 解析結果	89
図 3-11 高熱伝導度固有安全性向上炉心 UTOP 解析結果	90
図 4.2-1 U-Pu-Al 合金および U-Pu-Zr 合金の主要特性比較	95
図 4.2-2 U-Pu-Zr 合金炉心のパラメータ検討結果	95
図 4.2-3 U-Pu-Zr 合金燃料炉心の炉心配置	96
図 4.2-4 U-Pu-Zr 合金燃料炉心の縦断面	96
図 4.3-1 LWR 取出後年数と Pu 同位体組成比の関係	100
図 4.3-2 LWR 取出後年数と燃焼反応度の関係	100
図 4.3-4 Np 割合と実効増倍率変化の関係	101
図 4.4-1 軸方向伸びの燃焼度依存性	103
図 4.4-2 軸方向伸びの補正前後の実効増倍率変化	103
図 4.6-1 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心のFP蓄積効果	110
図 4.6-2 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の中性子スペクトル比較	110
図 4.6-3 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心のFP核種断面積比較	111
図 4.6-4 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の重金属核種断面積比較	111
図 4.6-5 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の増殖比比較	112
図 4.6-6 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の核種毎核分裂割合比較	112
図 4.6-7 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の親物質核種毎核分裂割合比較	113
図 4.7-1 ジルコニウム合金燃料炉心のセーフティマップ	118
図 4.7-2 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心 ULOF 解析結果	119
図 4.7-3 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心 UTOP 解析結果	120
図 5.2.2 - 1 凹型炉心、均質炉心の炉心配置及び径方向集合体出力分布	127
図 5.2.2 - 2 燃焼サイクル中の炉心部核分裂性核種の密度変化	128
図 5.2-1 将来の固有安全性高速炉炉心仕様	131

略語集

ARGO-T		プラント動特性解析コード (東京工業大学)
ATWS	ANTICIPATED TRANSIENT WITHOUT SCRAM	スクラム失敗事象
BOC	BEGINNING OF CYCLE	サイクル初期
CABRI		試験専用原子炉(仏)
CDA	CORE DISRUPTIVE ACCIDENT	炉心損傷事故
CMR	CONTROLLED MATERIAL RELOCATION	制御された炉心物質の移動・再配置概念
EAGLE		燃料を使用した、炉心からの融体排出挙動実証試験 計画 C カザフスタン)
EOEC	END OF EQUILIBRIUM CYCLE	サイクル平衡炉心末期
EOS	EQUATION OF STATE	状態方程式
FBR	FAST BREEDER REACTOR	高速増殖炉
FCI	FUEL-COOLANT LNTERACTION	燃料・冷却材相互作用
FP	FISSION PRODUCTS	核分裂生成物
GEM	GAS EXPANSION MODULE	ガス膨張機構
GMVP	GROUP WISE MVP	多群法MVP
HTC	HIGH-THERMAL CONDUCTIVITY	高熱伝導度(特性)
INSAG	INTERNATIONAL NUCLEAR SAFETY ADVISORY GROUP	国際原子力安全諮問グループ(IAEA)
JAEA	JAPAN ATOMIC ENERGY AGENCY	日本原子力研究開発機構
JENDL	JAPANESE EVALUATED NUCLEAR DATA LIBRARY	我国の評価済核データライブラリ(JAEA)
JFS-3-J3.3	JAPAN FAST SET-3 ON JENDL-3.3 LIBRARY	高速炉用 JENDL-3.3 による 70群断面積定数セット
LOCA	LOSS OF COOLANT ACCIDENT	冷却材喪失事故
LOF	LOSS OF FLOW	冷却材流量減少
LOF-DRIVEN-TOP		流量減少に起因した過出力
MA	MINER ACTINIDE	マイナーアクチニド
MN	MIXED NITRIDE	窒化物燃料
MOX	Mixed OXide	混合酸化物燃料
MVP	Monte Carlo Vector Processing Code	連続エネルギー法に基づく 汎用中性子輸送計算モン テカルロコード

P/F	Power to Flow ratio	出力 / 流量比
PCMI	Pellet-Cladding Mechanical Interaction	燃料ペレット被覆管機械的相互作用
SAS4A		炉心損傷事象起因過程解析コード(原子力機構)
SASS	Self Actuated Shutdown System	自己作動型炉停止機構
SC	Self Controllability	自己制御性
SCNES	Self Consistent Nuclear Energy System	自己整合性ある原子力エネルギーシステム
ST	Self-Terminability	自己終息性
Super-phenix		タンク型高速実証炉(仏)
TOP	Transient Over Power	出力上昇
TREAT	Transient Reactor Test Facility	出力過渡試験炉(米)
TRU	Trans-uranic Elements	超ウラン元素
TUCOP	Transient under Cooled overpower	冷却材流量減少条件下での過出力型(試験)
ULOF	Unprotected Loss of Flow	1 次冷却材流量減少時反応度抑制機能喪失事象
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失時反応度抑制機能喪失事象
UTOP	Unprotected Transient overPower	出力上昇型反応度抑制機能喪失事象

第1章 序論

1.1 高速炉実用化時代の課題

1951年に世界初の原子力発電を行なった米国の原子炉 EBR-1 は冷却材に液体金属(ナトリウム-カリウム混合溶融金属)を用いた高速炉であり、その後、世界各国で多くの種類の高速炉が開発されてきた。

特に、ナトリウム冷却高速炉は、燃料増殖により世界のエネルギー問題を根本的に解決できるものとして、先進各国で実用化のための開発が精力的に進められていた。しかし、液体ナトリウムを用いることによる種々の技術的な困難さと、それを解決するために必要となるプラント建設費の増大と経済成長の停滞による開発予算の調達の困難さにより、実用化には至っていないのが現状である。

しかし、石油や天然ガスの枯渇や風力、太陽光発電などの大容量化の困難性、地球温暖化ガスの抑制が叫ばれる中で、原子力発電容量の急速な増加が進んでおり、ウラン価格が急騰する事態も生じている。このため、一時停滞していた高速炉の実用化にむけた開発は中国やインドなどを中心に再び動き始めてきた[1-1]。国内においても、高速炉実用化のための開発には原子力委員会の長期計画に従い、JAEAを中心として多くの関連機関、大学、メーカーが参画している[1-2]。この高速炉の実用化のためには、プラント建設費の低減、運転サイクル期間の増大による経済性の向上と同時に、軽水炉事故経験を反映した安全性の向上、特に、受動的システム安全性の向上が必要となる[1-3]。高速炉の安全上の技術的課題を解決するために、将来のエネルギーシステムの要求条件を明確にした自己整合性のある炉心概念が、SCNES(Self Consistent Nuclear Energy System)として1999年に提案され、SASS(Self Actuated Shut-down System、自己励起型炉停止系)やETEM(Enhanced Thermal Expansion Mechanism、制御棒延長管熱膨張機構)に代表される受動的安全系と、炉心の固有安全性の向上による受動的システム安全性の達成がその要件として挙げられている[1-4]。ここで、受動的システム安全性は、原子炉が通常運転を逸脱し、スクラム失敗事故(Anticipated Transient Without Scram, ATWS)¹を起因事象とする炉心損傷事故が生じて、溶融燃料が炉心下部に蓄積することによる臨界、即ち、再臨界に至ることなく核的・熱的に終息する安全特性を指し、受動的な安全系及び固有の安全性から成り立つ。受動的な安全系は、事故を想定して、受動的に機能する安全設備で

¹)ATWS:

ULOF(Unprotected Loss of Flow、スクラム失敗流量喪失事象)、UTOP(Unprotected Transient Over-Power、スクラム失敗過出力事象)に代表されるスクラム失敗事象

あるのに対し、固有の安全性は、自然の法則に従い再臨界に至ることなく核的・熱的に終息する特性である。

1.2 従来の研究

従来の研究における炉心安全設計上の課題として、ナトリウム冷却大型高速炉では冷却材沸騰事故時に正のナトリウムボイド反応度(以下ボイド反応度)²が挿入されることが、従来多くの運転経験があり、実用化されている軽水冷却炉と大きく異なる特性であることが開発当初より注目されてきた。その結果、冷却材沸騰事故の防止、防護、緩和のための設備などが膨大となり、経済性を圧迫することで、実用化が遅れる要因ともなっていた。例えば、米国の初期の大型高速炉研究である1500MWe Plant Follow-on Study[1-5]では、炉心を扁平な円盤状にしたパンケーキ炉心、多数の小型炉心で大出力を得ようとするモジュラー炉心などの負ボイド反応度大型炉が検討され、CRBR では、NRCからの要求により、ボイド反応度を2\$以下とするためにブランケット燃料集合体を炉心内に層状に配置した半径方向非均質炉心が基準炉心として設計された[1-6]が、これらはいずれも炉心大型化と燃料燃焼度低下につながり、経済性の低下を招いていた。ロシアのBN-800は上部軸ブランケットを削除しボイド反応度を低減しているがそれでも約1\$の正のボイド反応度となっている[1-7]。

最近の設計では、単基のプラント建設費を小さくすることで初期投資額の絶対値を低減できる小型炉高速炉が検討されている。小型炉心では、中性子漏洩の増大によりボイド反応度が小さくできるため、安全性上の効果も大きい。ボイド反応度が負となるように炉心を細長い形状とした4S[1-8]などでは実用化の努力がなされている。しかし、小型高速炉は単基出力が小さいために発電コストが増加するという経済性上の課題があり、従来大型軽水炉の代替炉とはなり難いのが現状である。

従って、小型炉による実用化の試みは、主に、人口密度の低い遠隔地や新興国、砂漠地帯などを対象としており、わが国のような電力網の発達した地域では、従来軽水炉並みの出力を有する大型高速炉の開発は依然として必要である。

²) ナトリウムボイド反応度 ($\Delta \rho_{Na}$) の定義：

$$\Delta \rho_{Na} = \rho' - \rho = (k_{eff} - 1) / k_{eff} - (k_{eff} - 1) / k_{eff} = (k_{eff}' - k_{eff}) / k_{eff} \cdot k_{eff}'$$

ρ 、 k_{eff} ：炉心ボイド時の反応度、実効増倍率

ρ' 、 k_{eff}' ：炉心健全時(ナトリウム存在時)の反応度、実効増倍率

一般に、この値を実効遅発中性子割合(大型高速炉では0.004程度)で割った値を\$単位で表示する。

一方、運転サイクル期間の増大等に経済性向上の観点から、燃料交換を不要とし、あるいは燃焼反応度³を低減した炉心の設計が進められている。CANDLE 炉[1-9]や、4S[1-8]、高速炉用水素化物バーナブルポイズン[1-10]などが代表的なものであるが、1.3 節に示すようにボイド反応度の低減と燃焼反応度の低減は一般に相反する要求である。

一般に、高速増殖炉では炉心損傷事故によって炉心体系が変化すると、即発臨界超過にいたる可能性がある。この即発臨界超過の可能性を再臨界ポテンシャルと称している。この再臨界ポテンシャルは、自己制御性及び自己終息性からなる固有の安全性に基づいた炉心設計によって低減することが求められている[1-11～13]。自己終息性は燃料溶融後に溶融燃料の制御された移動、配置最適化により達成される[1-14]。しかし、本研究では、燃料溶融自体を生じないようにするために自己制御性を達成できる固有安全性を有する炉心を追究する。そのため、本研究では以下の事象を対象とする。即ち、スクラム失敗冷却材喪失(Unprotected Loss of Coolant Flow、ULOF)事象とスクラム失敗出力上昇事象(Unprotected Transient Over Power、UTOP)事象で代表されるスクラム失敗想定過渡事象(Anticipated Transient Without Scram、ATWS)を対象として、これらの過渡事象について燃料の健全性の確保が可能な炉心を検討する。

ULOF 事象では、主冷却ポンプの停止等により1次冷却材流量の低下とその際のスクラム失敗が典型的自称である。冷却材温度の上昇に伴う燃料温度の上昇が燃料健全性に影響を及ぼすこととなる。

一方、UTOP 事象(正の反応度の挿入)では、制御棒の誤引き抜き事故による正反応度挿入とその際のスクラム失敗が典型的な事象であり、炉出力および燃料の温度を増加させ、燃料健全性が問題となる。制御棒が通常の運転で補償する、最大の反応度は運転サイクル初期の過剰反応度であり、高速炉では非常に小さい運転余裕反応度を除けば、燃焼反応度と等しくなる。

安全解析における安全確保シナリオに依存せずに、非常に単純なシナリオで ULOF 時の燃料健全性を確保するには、軽水炉と同様冷却材沸騰による反応度即ちナトリウムボイド反応度を負とすることが必要である。一方、制御棒誤引き抜きによる UTOP 事象での出力増大を防ぐには、制御棒による定格運転時の補償反応

³) 燃焼反応度 ($\Delta \rho_{BU}$) の定義：

$$\Delta \rho_{BU} = \rho' - \rho = (\text{keff}' - 1) / \text{keff}' - (\text{keff} - 1) / \text{keff} = (\text{keff}' - \text{keff}) / \text{keff}' \cdot \text{keff}$$

ρ 、 keff ：運転サイクル初期の反応度、実効増倍率

ρ' 、 keff' ：運転サイクル末期の反応度、実効増倍率

この値を実効遅発中性子割合(大型高速炉では0.004程度)で割った値として\$単位で表示する場合もある。

度、即ち燃焼反応度を十分に小さくする必要がある。UTOPでは、通常は、制御棒1体の誤引き抜きを想定するが、燃焼反応度が1\$未満であれば、極端な場合として、制御棒の全数引抜を想定しても、出力暴走事故には至らないこととなる。

1.3 研究目的の絞り込み

固有安全性の要点である負のナトリウムボイド反応度(以下ボイド反応度と称する)を達成するためには炉心の小型化が従来から行われてきた。まず、従来行われてきた、炉心形状とボイド反応度、燃焼反応度などの炉心主要特性の関係について検討する。

1.3.1 炉心サイズと炉心主要特性の関係

ここでは、単純形状である RZ 形状炉心での炉心サイズとボイド反応度及び燃焼反応度の関係について、金属燃料高速炉炉心を対象に2次元 RZ 拡散燃焼計算によりサーベイした。

計算ケースを表 1.3.1-1 に、計算方法を表 1.3.1-2 に、炉心条件を表 1.3.1-3 に示す。

炉心燃料は Pu-U-10%Zr 三元合金とし、炉心出力は3000 MWt、運転期間は1.5年とした。炉心特性の計算体系モデルを図 1.3.1-1 に示す。

ボイド反応度等の炉心特性は、表 1.3.1-1 に示す炉心等価直径4点、炉心高さ4点のすべての組み合わせに対し、燃料体積比毎に求めた。各点でのボイド反応度計算値からの直線内挿により、炉心形状と反応度特性の炉心特性を求め、等高線を作成した。ボイド反応度に対する等高線マップを図 1.3.1-1 に示す。この図により、炉心直径、炉心高さが小さいほどボイド反応度が小さくできることが分かる。

一方、同様に燃焼反応度を評価した結果を、図 1.3.1-2 に示す。本図より、燃焼反応度は、炉心直径、炉心高さが大きいほど低減できることができる。燃料体積比が大きいほど燃焼反応度は小さくなるが、その傾向は同じである。

これらの図より、炉心直径 1.5m、炉心高さ 2m付近で、ボイド反応度零の等高線と燃焼反応度零の等高線は近づくが、ボイド反応度が負の領域と、燃焼反応度が1\$未満の領域はオーバーラップしない。すなわち、単純な円柱形状炉心では、この二つの反応度条件の両立範囲は存在しないことが分かる。

1.3.2 炉心形状に関する評価結果

以上のサーベイ結果をまとめた説明図を図 1.3.2-1 に示す。

即ち、本図に示すように、負のボイド反応度は炉心が小さく中性子漏えいが大きい小型炉心で成立し、一方、燃焼反応度は内部転換比が大きい大型炉心で成立しているため、高速炉の設計上成立条件は相反することになる。実際、これらの要求条件に対し、図 1.3.2-2 に示されるように既存高速中性子炉炉心の中に同時に満足される炉心は存在しない。特に燃焼反応度を 1\$未満にすることは長い運転期間と燃焼度を要求される実用大型酸化物燃料炉心概念では成立困難であった。

1.3.3 課題解決の方針

単純炉心形状で、特に内部転換比の小さい酸化物燃料においては上記のようにボイド反応度と燃焼反応度条件を両立することが困難と推定される。そこで、本研究では、炉心形状の工夫と燃料材質の検討により、負のボイド反応度と燃焼反応度 1\$未満の条件を両立できる方策を検討することとした。

1.4 本研究の目的

以上述べたように、本研究では、炉心形状の工夫と燃料材質の検討により、負のボイド反応度と燃焼反応度 1\$未満の条件を両立できる方策を検討し、実用化時代の大型高速炉を対象に固有安全性を向上させた炉心が存在することを明らかにする。即ち、

(1)大型高速炉における負のボイド反応度と燃焼反応度 1\$未満を両立できる方策の明確化

(2)本方策による実用化時代の固有安全性向上炉心の形状と組成の明確化

を目的とする。

ここで、自己制御性に関して、ナトリウム冷却大型高速炉における ULOF 事象で一般に正の反応度要因となる冷却材反応度係数を、本研究により常に負とするために、炉心ボイド反応度は負とすることを目的としている。ボイド想定領域は冷却材流量減少によりボイド化し、定格運転時の出力が大きい炉心燃料部とし、下部軸ブランケット及び径ブランケット部は通常負であるので含めないこととした。炉心より上部については炉心と同様にボイド化するものとした。また、UTOP 事象での即発臨界による出力の過剰な増大を原理的に抑制するため、反応度挿入要因である制御棒誤引き抜き反応度を 1\$未満とするために燃焼反応度を 1\$未満と

することを目的としている。以上の設計により、再臨界ポテンシャルは排除され、自己収束性を達成するための制御された炉心物質の移動再配置に必要とされる特殊な炉心燃料内部構造などを排除することが可能となる。また、炉心の最大ボイド反応度の設計制限は、負ボイド反応度であることから十分に達成されることになり、軽水炉と同様に一般にも分かり易い安全性を有するプラントとすることが可能となる。本研究ではこれらの安全性に関する要求を満足しつつプラント建設費に大きく影響しないように炉心サイズが増大せず、経済性を有する大型炉炉心を開発することを目的とする。

1.5 本論文の構成

本論文の構成を図 1.5-1 に示す。

本研究では、まず、第 1 章の序論で高速炉実用化のための課題の抽出とその中でも重要と指摘されている固有安全性に関する目標設定を行ない、分かりやすい目標として、ULOF 事象を抑制するナトリウムボイド反応度負と全制御棒誤引き抜き時でも UTOP 事象を抑制する燃焼反応度 1 ドル未満を同時に大型高速炉炉心で達成できる炉心仕様を確立することを目的とした。次に、第 2 章で酸化物燃料炉心による解析手法検証において、原型炉実機炉心及び臨界実験解析による本研究で採用したモンテカルロ計算による解析手法の解析精度を確認、検証した。更に、新たに開発したモンテカルロ計算による中性子束を用いた摂動計算コードによるボイド反応度要因の解析手法を用い、酸化物燃料炉心におけるナトリウムボイド反応度の要因分析を行ない、また、酸化物燃料炉心における燃焼反応度の要因分析を行なうことで、固有安全性向上のためには、金属燃料を用い、内側炉心高さが外側炉心よりも低い凹型炉心の検討が必要であることを明らかにした。このため、第 3 章の高熱伝導度燃料炉心における固有安全性設計では、アルミニウム合金燃料による固有安全性炉心を検討し、凹型炉心で目標達成が可能であることを確認した。更に、ULOF, UTOP 時の本炉心の過渡挙動解析を行ない、炉心損傷に至らないことを確認した。但し、アルミニウム合金燃料は主として研究炉に用いられ、照射実績が少ないことから、EBR- などで照射試験炉として実績が多いジルコニウム合金燃料での固有安全性向上検討を第 4 章で行なった。その結果、凹型炉心で Pu 同位体組成比の再処理時期による差異、MA の混入と照射挙動を考慮することで、上記の安全性目標を同時に達成できることが分かった。更に酸化物燃料炉心の燃焼特性と比較することで、ジルコニウム合金燃料の燃焼反応度抑制上の優位さを明らかにし、燃焼反応度の簡易予測式を提案した。更に、第 5 章では、実用炉としてのプラント熱効率

向上の観点で、ジルコニウム合金燃料凹型炉心の富化度 1 領域化による出力変動抑制について検討し、増殖比を抑制した実用化時期における固有安全性大型高速炉炉心の仕様を設定、提案した。第 6 章の結論では、凹型炉心形状 1 富化度ジルコニウム金属燃料炉心による、経済性を考慮した固有安全性炉心仕様についてまとめを行ない、本研究の結果、金属燃料、外側炉心より内側炉心の高さが低い凹型炉心概念、上部軸ブランケットの削除の組み合わせにより、負のボイド反応度と 1 \$ 未満の燃焼反応度という目標反応度特性を達成できること、MA の最適添加により、4-5 年サイクルの長寿命炉心が達成できることが分かり、安全性と経済性を同時に達成しうる将来炉として有望である見通しを得た。2 章以降に本研究の内容を示す。

表 1.3.1-1 主要炉心特性サーベイにおける炉心サイズ組み合わせ

炉心直径 (m)	炉心高さ (m)	燃料体積比 (%)
0.5	0.5	40
1.0	1.0	50
0	0	55
3.0	3.0	60

*) 燃料体積比: 集合体等価セル断面積に対する被覆管内断面積合計の比と定義。

表 1.3.1-2 主要炉心特性サーベイ計算条件

項目	条件
断面積セット	JFS-3-J3.3
計算コード	2次元拡散燃焼コード
エネルギー群数	70

表 1.3.1-3 サーベイ用炉心条件

項目	単位	仕様
燃料組成	-	U-Pu-10wt%Zr
冷却材	-	ナトリウム
熱出力	MWt	135
運転サイクル長さ	年	30

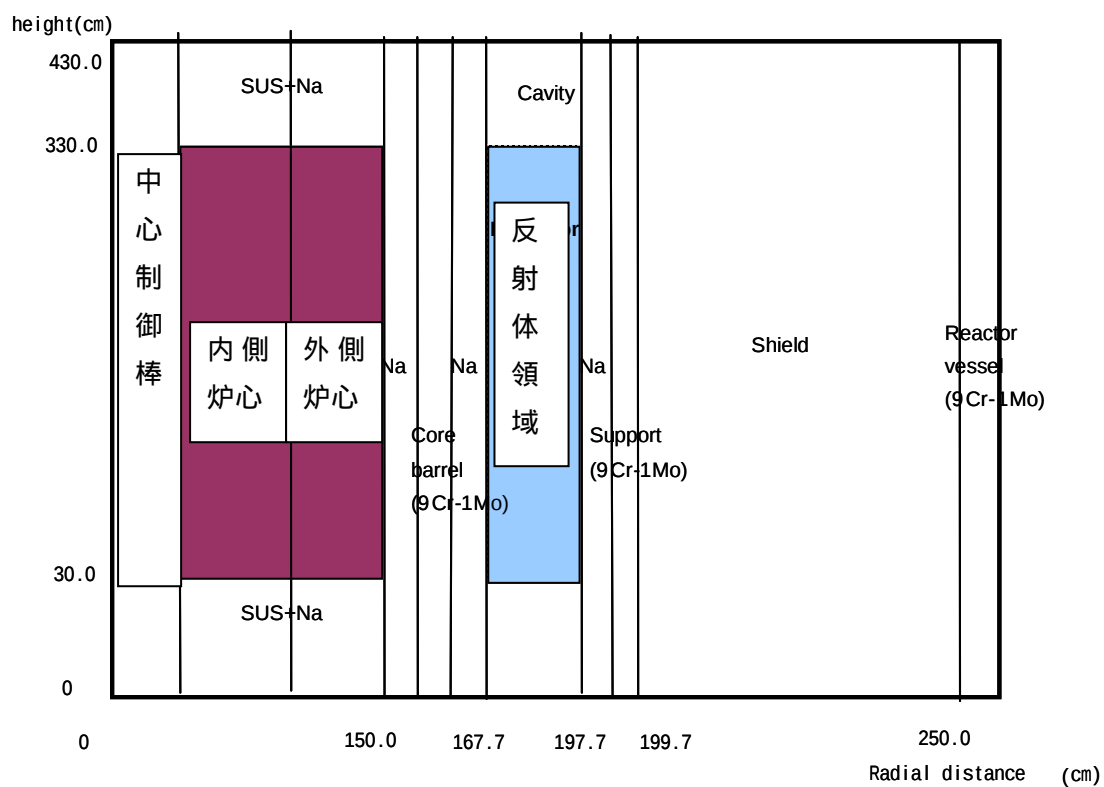


図 1.3.1-1 主要炉心特性サーベイ用計算モデル(炉心直径3m、炉心高さ3mケース)

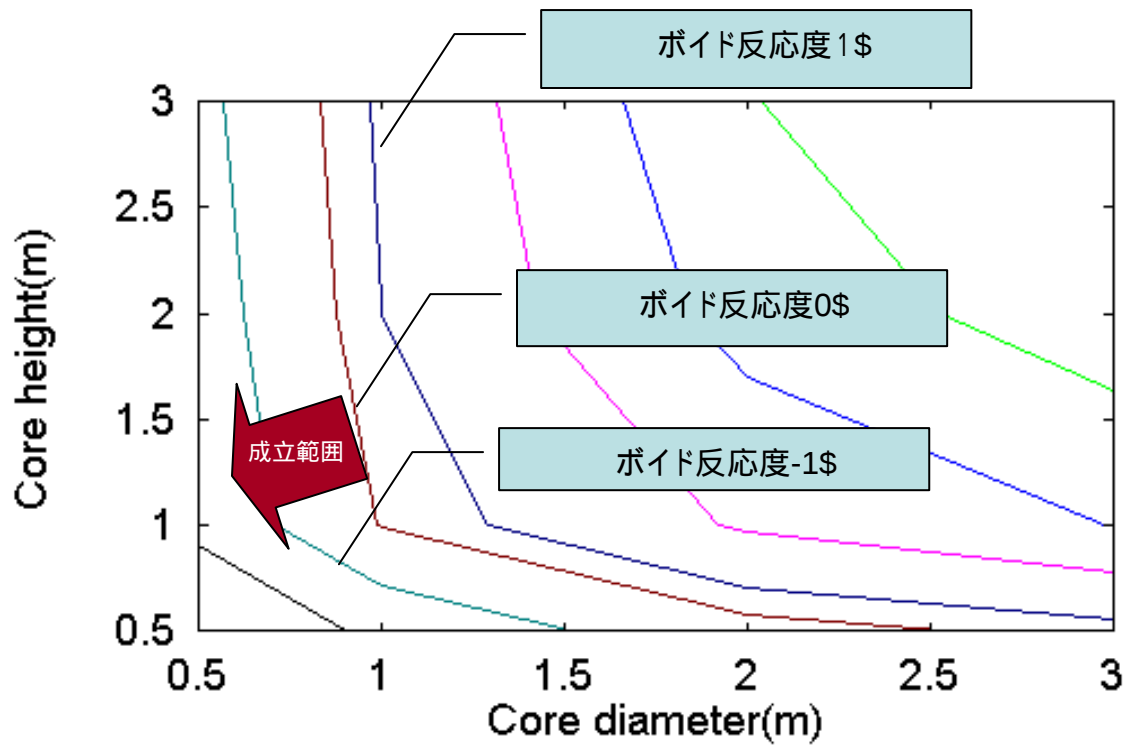


図 1.3.1-2 ボイド反応度と炉心サイズの関係

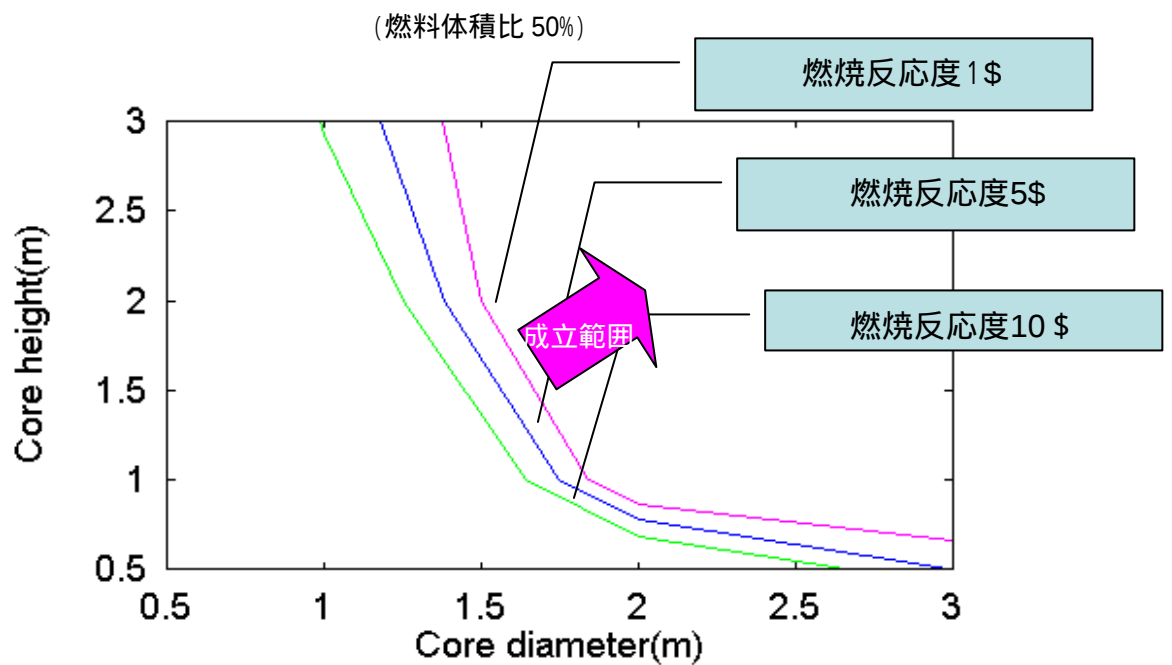


図 1.3.1-3 燃焼反応度と炉心サイズの関係

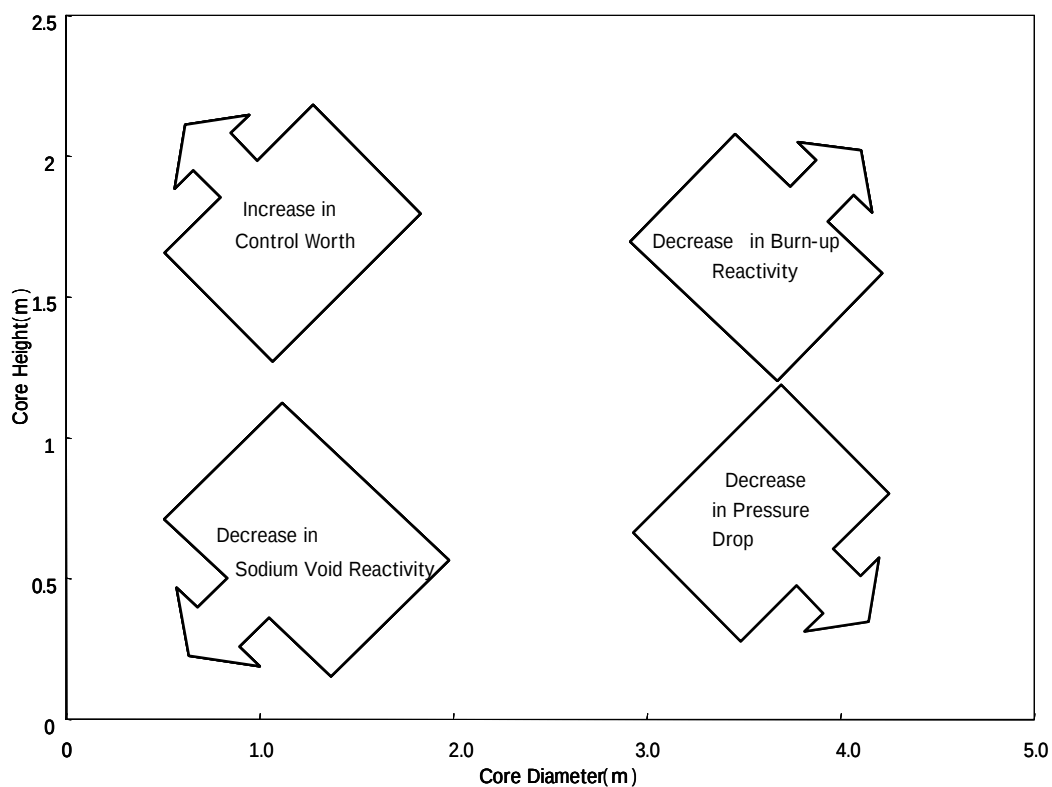


図1.3.2-1 炉心径、炉心高さと主要炉心特性の関係

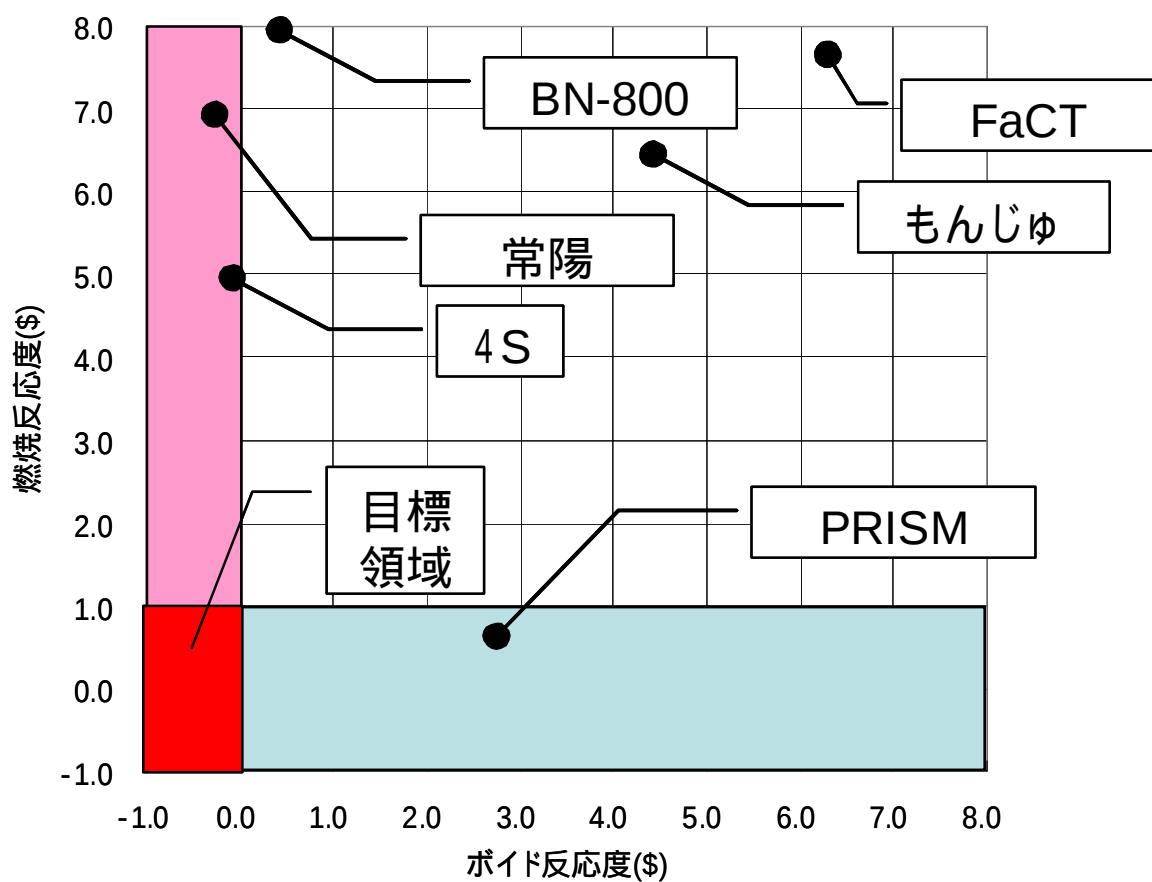


図 1.2-2 既存高速炉のボイド反応度、燃焼反応度と目標特性

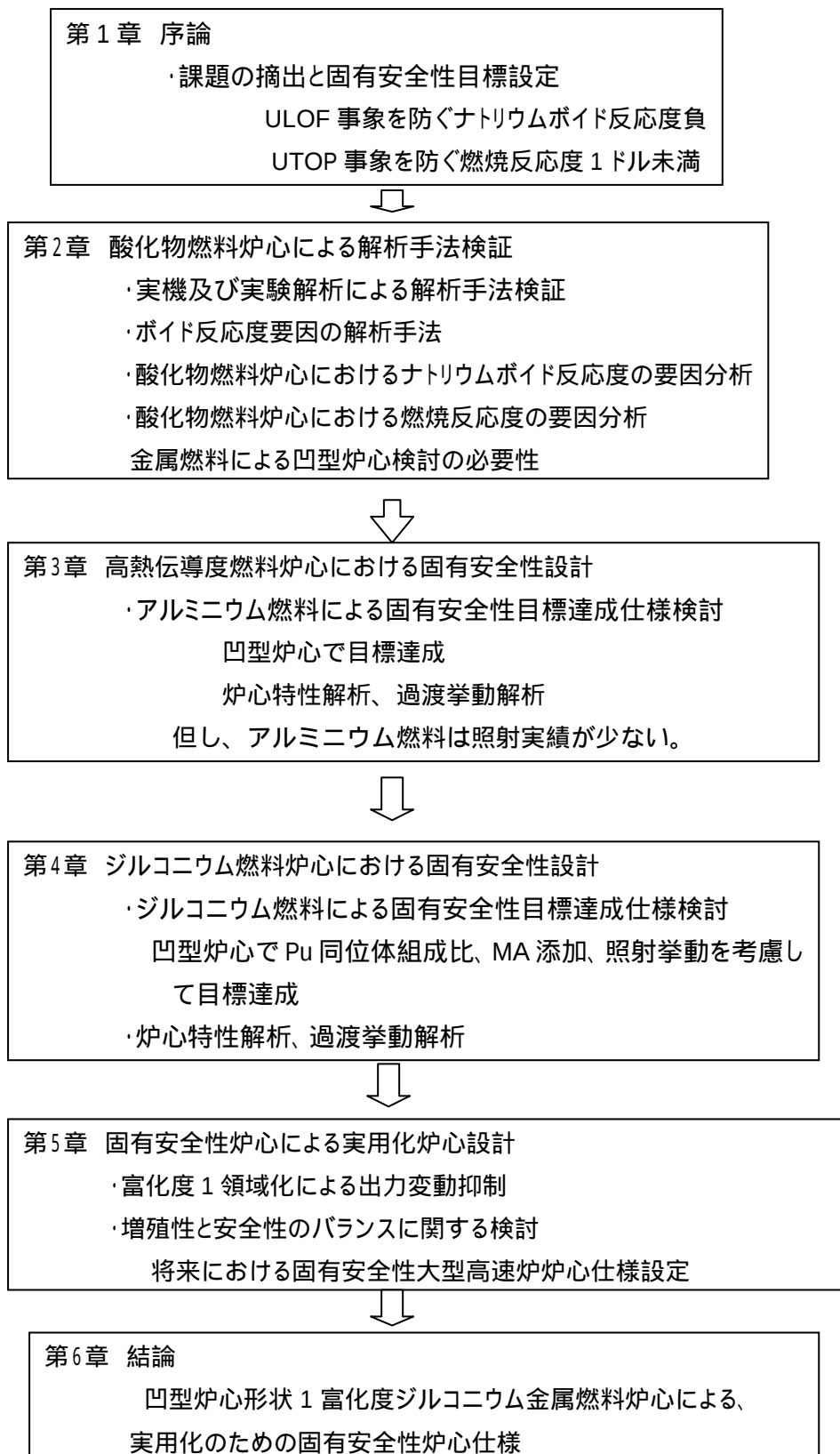


図 1.5-1 論文構成の概要

第2章 酸化物燃料炉心による解析手法検証

本研究では、炉心特性解析に連続エネルギーモンテカルロコード MVP[2-2]及び多群モンテカルロコード GMVP[2-2]を用いた。これは主に、大きなボイド領域を有する炉心形状を対象に検討を行なうため、通常の拡散計算コードでは対応できないこと、また、可能な限り炉心形状を厳密に模擬するために任意形状の扱えるモンテカルロコードが適していることによる。拡散計算コードのボイド反応度計算への適用性を評価するため、図 1.3.1-1 の反射体領域(材質は SS)をナトリウムに置換し、ボイド化した場合の反応度変化をボイド領域の模擬との関係で比較した。拡散計算における拡散係数 D は全断面積の逆数に比例するため、完全なボイドは模擬できない。そのため、ナトリウム密度の希釈の程度による実効増倍率の変化とボイド反応度を評価した。結果を表 2-1 に示す。この結果から、希釈程度によりボイド反応度が大きく変化し、拡散計算ではボイド反応度の精度良い評価が困難である。従って、本章では、モンテカルロコード MVP について、実機性能試験及び臨界実験解析による検証を行ない、本手法が十分な精度で上記の反応度等の炉心特性を解析できることを示す。本章では、従来高速炉で一般に用いられてきた酸化物燃料を用いた実機炉心(高速増殖原型炉)における炉心性能解析による実験データ及びを対象に解析で使用する固有安全性炉心の可能性を検討する。

2.1 解析手法検証の目的

本節では、連続エネルギーモンテカルロコード MVP 及び多群モンテカルロコード GMVP について、実機性能試験及び臨界実験解析による検証を行ない、本手法が十分な精度でボイド反応度及び燃焼反応度等の炉心特性を評価可能であることを示すことを目的とする。

実機である高速増殖原型炉性能試験では、臨界性が 2 体系に対し測定されているのみならず、40%出力試験において燃焼係数が測定されており、燃焼反応度評価手法の検証として用いることができる。また、大型臨界実験 ZPPR-9 では広領域ナトリウムボイド反応度実験が行なわれており、ボイド反応度評価手法の検証に用いることができる。ZPPR-9 では反応率分布測定実験も行なわれており、出力分布評価手法の検証となる。即ち、本章では以下の項目を目的とする。

- (1) 高速増殖原型炉性能試験解析によるモンテカルロコードの検証
- (2) 大型臨界実験 ZPPR-9 試験解析によるモンテカルロコードの検証

2.2 原型炉性能試験及び臨界実験による解析手法検証

2.2.1 高速増殖原型炉の性能試験解析による検証

連続エネルギーモンテカルロコード MVP により、高速増殖原型炉の性能試験解析を行なった。性能試験解析では、臨界・炉物理試験(零出力)及び起動試験(40%出力)を解析し、実機炉心の臨界性及び主要反応度特性について計算値を求め、実験値との比較により、C/E(計算値/実験値の比))を求めてその差を評価することでコードの検証を行なった。[2-14]

2.2.1.1 原型炉性能試験の解析

原型炉性能試験では、初臨界達成時の最小臨界炉心と出力上昇のために構成された初期炉心の2種類の炉心に対し、主要な炉心特性の測定のための試験が行なわれ、試験条件と炉心特性が測定された。本稿では、3章以下で使用する解析コードの検証と精度確認のために以下の各試験を解析した。

(1) 臨界特性評価試験の解析

図 2.2.1.1-1 に初臨界達成時の最小臨界炉心の構成を、図 2.2.1.1-2 に反応度関係の各種の性能試験を実施した初期炉心の構成を示す。図 2.2.1.1-3 は制御棒位置の説明図である。臨界性については、最小臨界炉心と初期炉心について臨界時の条件が測定されており、この2つの炉心を MVP により解析した。

解析条件を下記の図表に示す。断面積ライブラリは使用実績の多い JENDL-3.3 とし、モンテカルロ計算でのヒストリ数は 100 万ヒストリを標準とした。炉心モデルは 3 次元とし、ピン非均質モデル化により、MVP でモデル化可能な限り厳密に組成、形状をモデル化した。そのため、原子数密度は室温条件で与えられているが炉心構成各部材の熱膨張率を考慮して部材の組成毎に臨界達成時の原子数密度と寸法を求め、モデル化した。また、制御棒吸収体下部に配置されている下部ガスプレナムも厳密にモデル化した。

最小臨界炉心では外側炉心に 30 体のダミー集合体が配置されているが、初期炉心ではそれが外側炉心燃料に置換されている。また、臨界時の各制御棒の挿入深度も両炉心で異なるが、熱膨張率を考慮して臨界時温度での挿入深度を模擬した。各炉心の MVP 解析条件を表 2.2.1.1-1、表 2.2.1.1-2 に、解析モデルを図 2.2.1.1-4 ~ 10 に示す。

以上のモデルにより解析した両炉心の臨界性解析結果を表 2.2.1.1-3 に示す。

本表に示すように MVP による解析結果は最小臨界炉心及び初期炉心構成炉心の実効増倍率に対し、ともに 1.00 となり、統計誤差内で一致しており、本解析手法は非常に良い精度で実効増倍率を評価でき

る。

なお、制御棒価値、反応度係数測定試験解析に関しても本解析手法は良い精度で評価できることが分かった。詳細は付録3に示す。

表 2-1 拡散計算による反射体領域でのナトリウムボイド反応度の比較*

ケース	反射体領域組成	実効増倍率	ボイド反応度 (% $\Delta \rho$) *
1	SS	1.0015	-
2	ナトリウム	0.9701	-
3	ナトリウム密度を 1/10000	0.8809	-10.4
4	ナトリウム密度を 1/1000000	0.8822	-10.3
5	ナトリウム密度を 1/100000000	0.8885	-9.5

*JFS-3-J3.370群2次元RZ拡散計算結果

表 2.2.1.1-1 M V P による解析条件（最小炉心構成炉心の解析）

条件	仕様	備考
燃料組成	性能試験組成	
集合体	168 体装荷	
挿入制御棒位置	中心粗調整棒 1 体 731mm 引き抜き	計算モデル上は吸収体下端まで 795mm 引き抜き
燃料密度温度条件	200	
体系寸法	200	
燃料ドップラ温度	473K	
計算モデル	燃料、制御棒ピン非均質	しゃへい体、中性子源は均質モデル
計算方法	3次元連続エネルギーモンテカルロ解析 MVP	ヒストリ数 100 万基準
核データ	JENDL-3.3 ライブラリ	

表 2.2.1.1-2 M V P による解析モデル（初期構成炉心の解析）

条件	仕様	備考
燃料組成	性能試験組成	
集合体	198 体装荷	
挿入制御棒位置	粗調整棒、微調整棒 13 体 553mm 引き抜き	計算モデル上は吸収体下端まで 623mm 引き抜き
燃料密度温度条件	200	
体系寸法	200	
燃料ドップラ温度	473K	
計算モデル	燃料、制御棒ピン非均質	しゃへい体、中性子源は均質モデル
計算方法	3次元連続エネルギーモンテカルロ解析 MVP	ヒストリ数 100 万基準
核データ	JENDL-3.3 ライブラリ	

表 2.2.1.1-3 M V P による解析結果（臨界性評価試験実効増倍率）

炉心	MVP 計算値	実験値	C/E	備考
最小臨界炉心	1.0012	1.0	1.001	計算統計誤差 0.047%
初期構成炉心	1.0007	1.0	1.001	計算統計誤差 0.039%

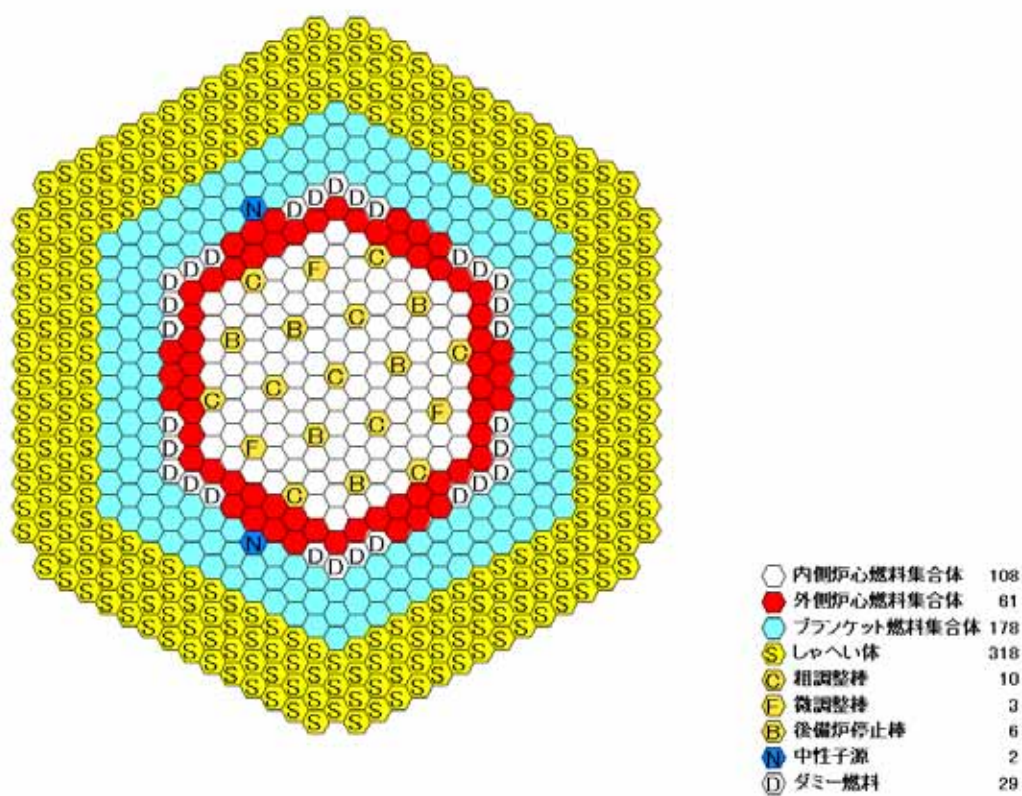


図 2.2.1.1-1 最小臨界炉心の構成

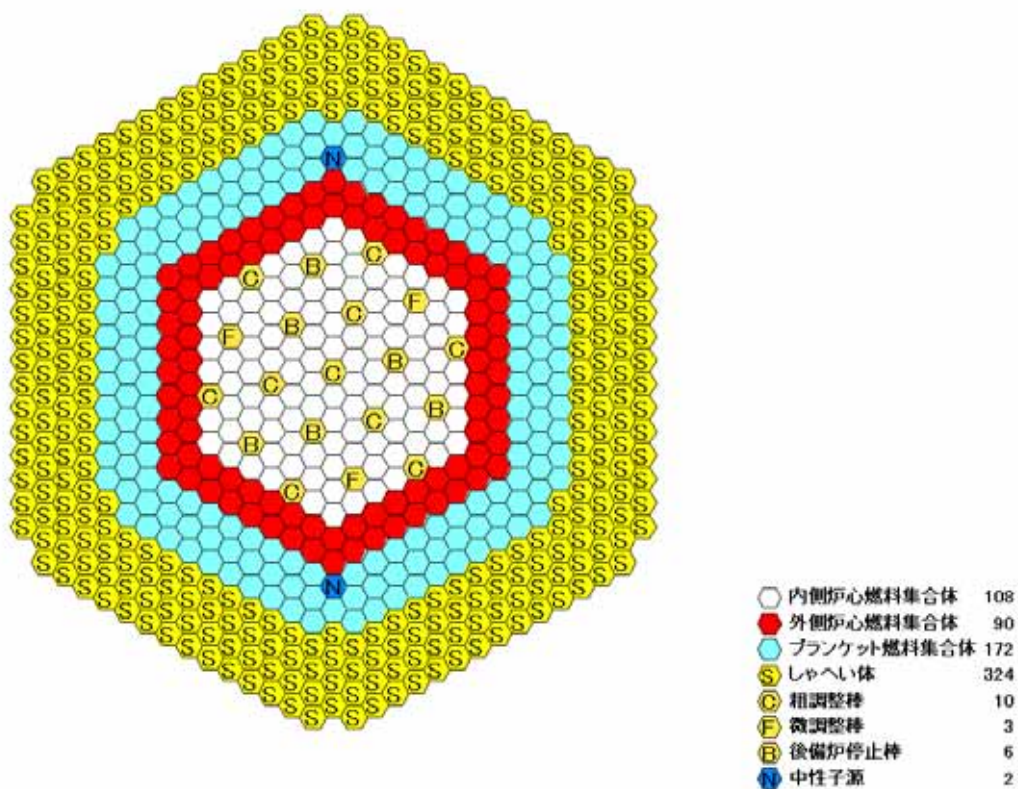


図 2.2.1.1-2 初期炉心の構成

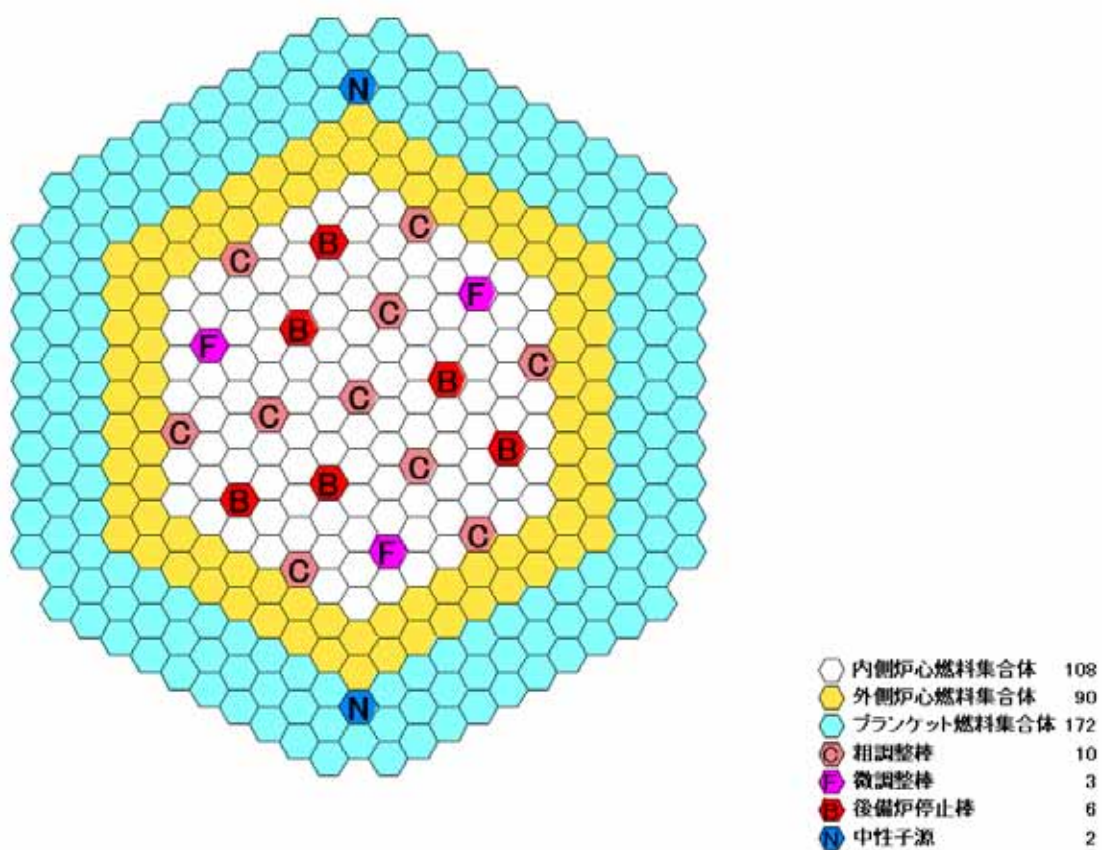


図 2.2.1.1-3 高速増殖原型炉炉心における制御棒位置説明図

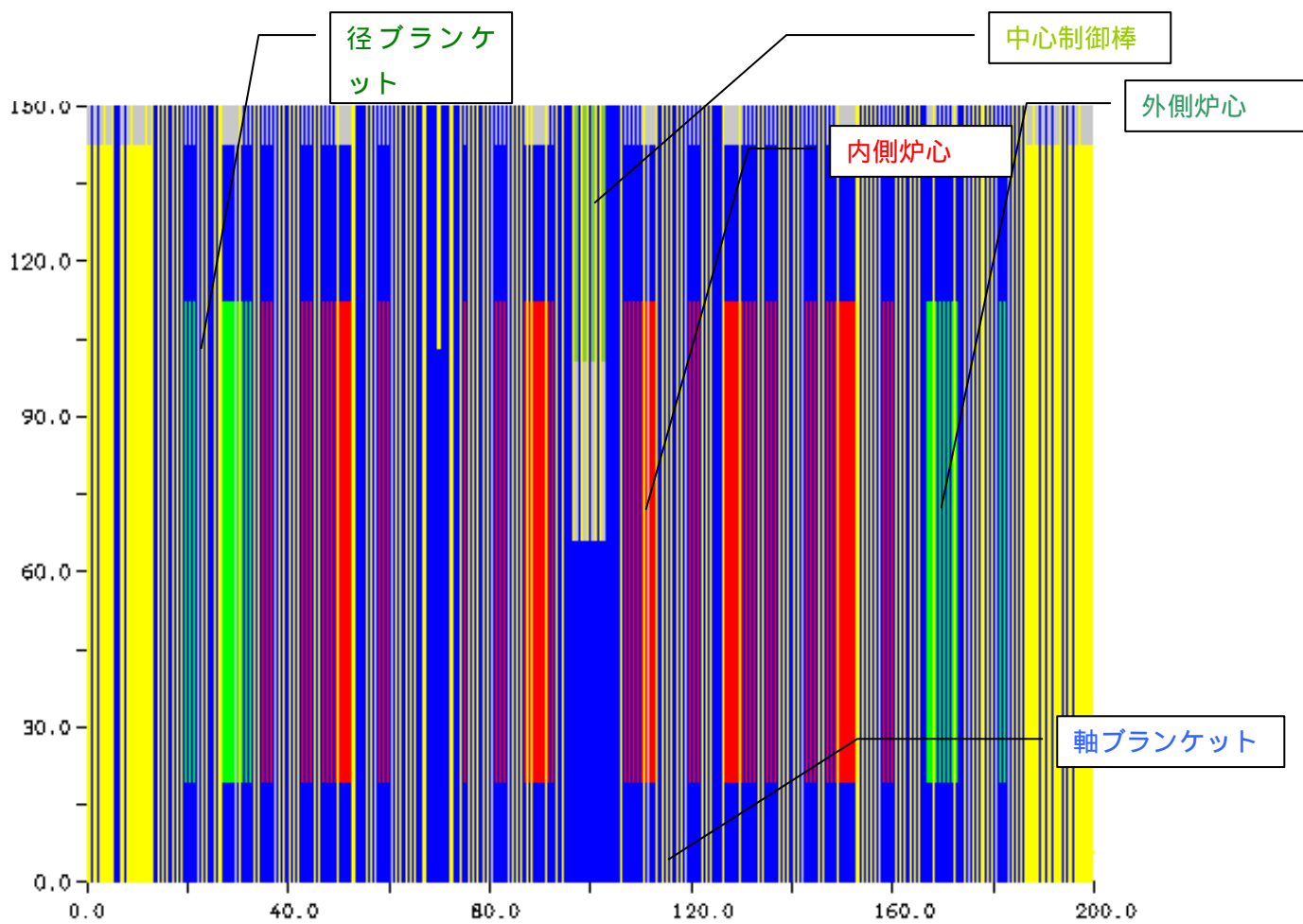


図 2.2.1.1-1 MVP による解析モデル (最小臨界炉心縦断面、単位 cm)

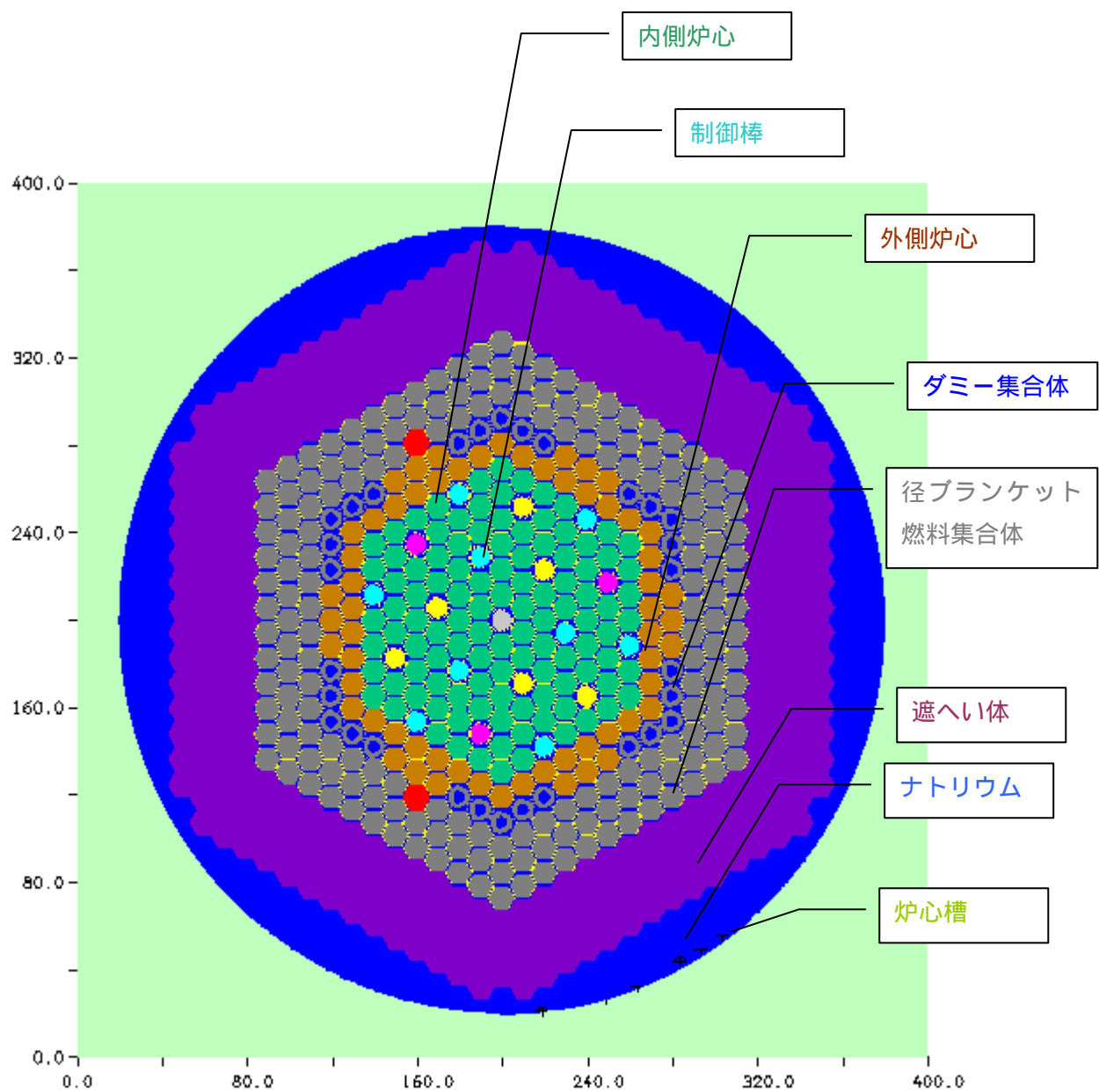


図 2.2.1.1-2 MVP による解析モデル (最小臨界炉心炉心部断面、単位 cm)

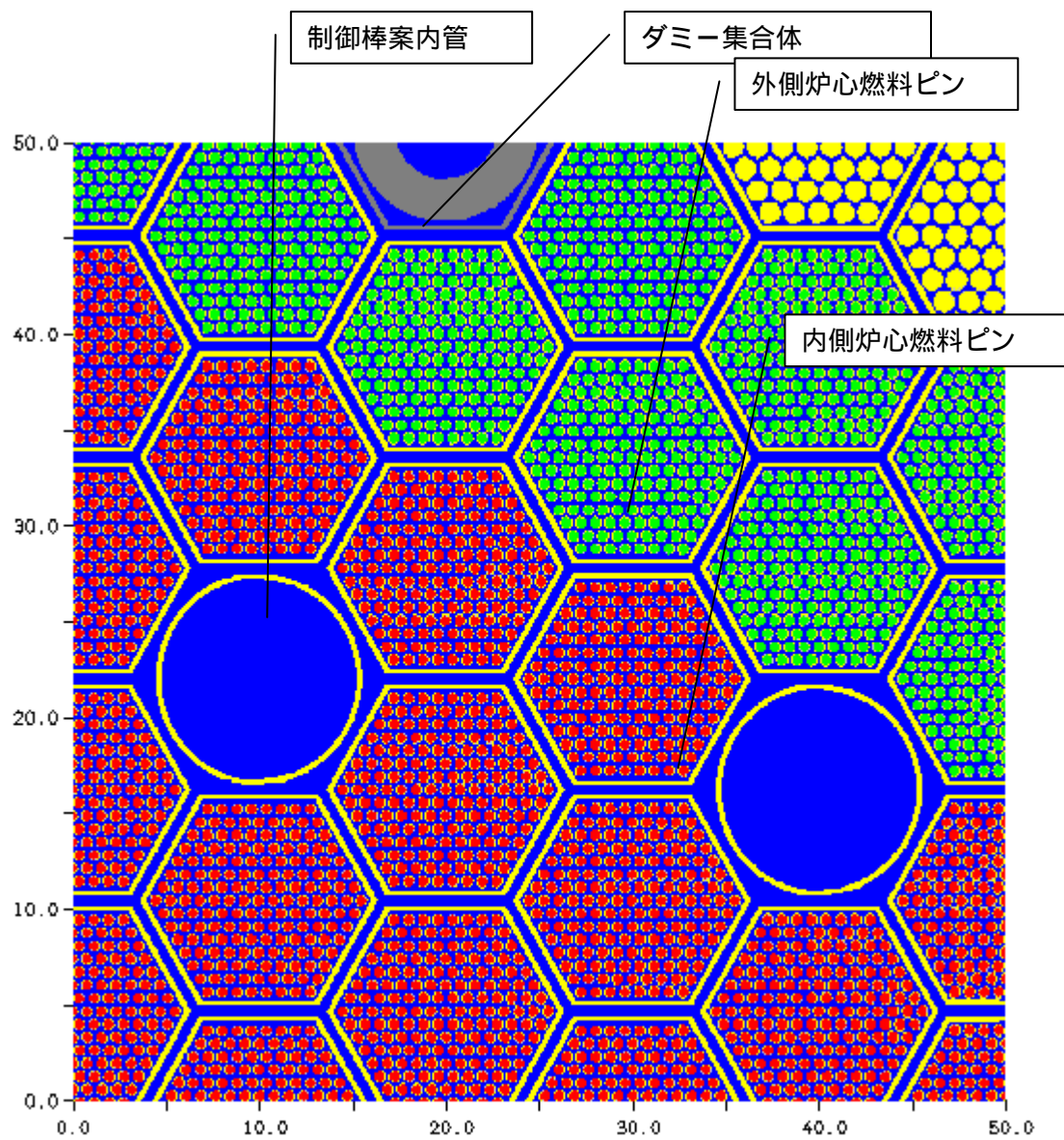


図 2.2.1.1-3 MVP による解析モデル (最小臨界炉心断面拡大、単位 cm)

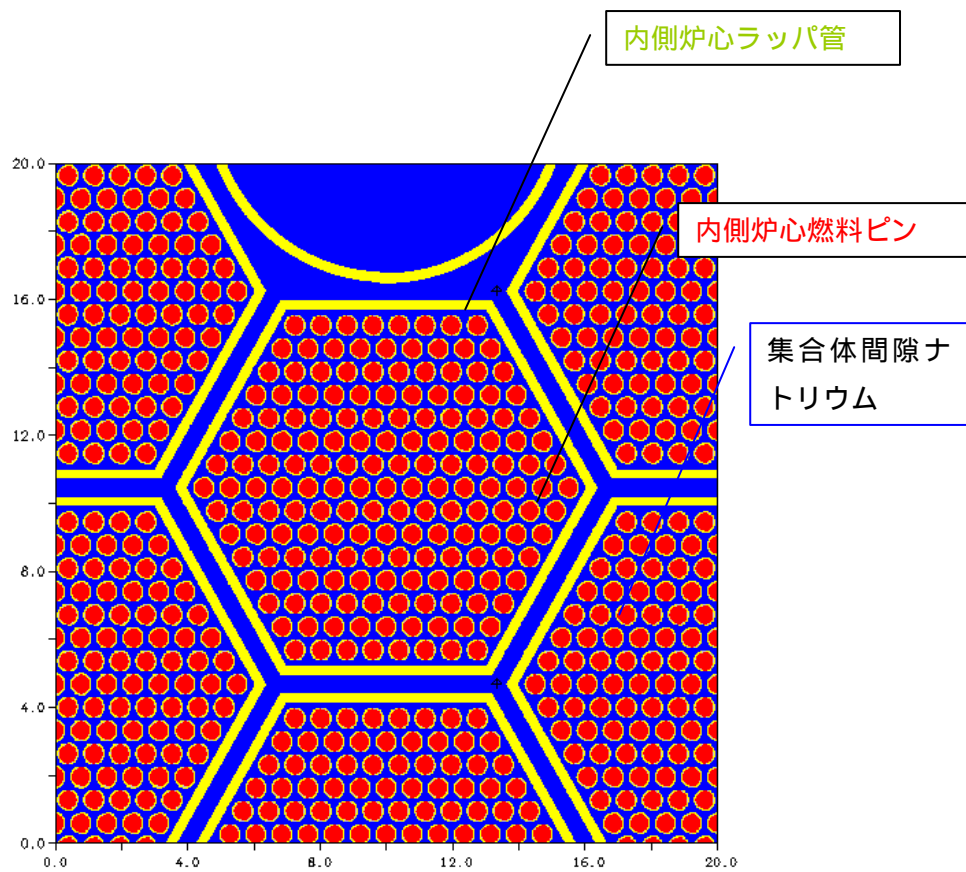


図 2.2.1.1-4 M V P による解析モデル（燃料領域断面、単位 cm）

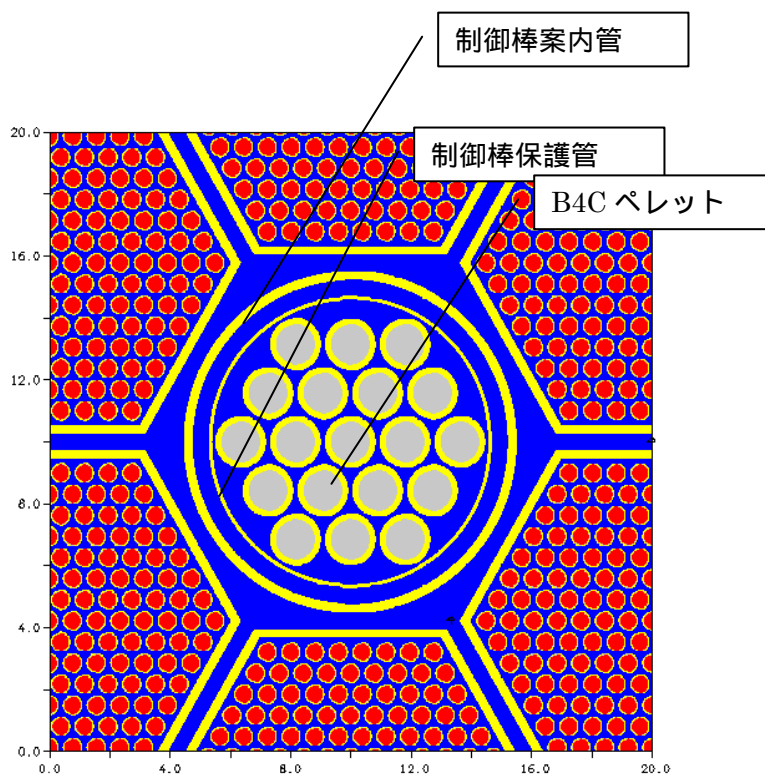


図 2.2.1.1-5 M V P による解析モデル（制御棒領域断面、単位 cm）

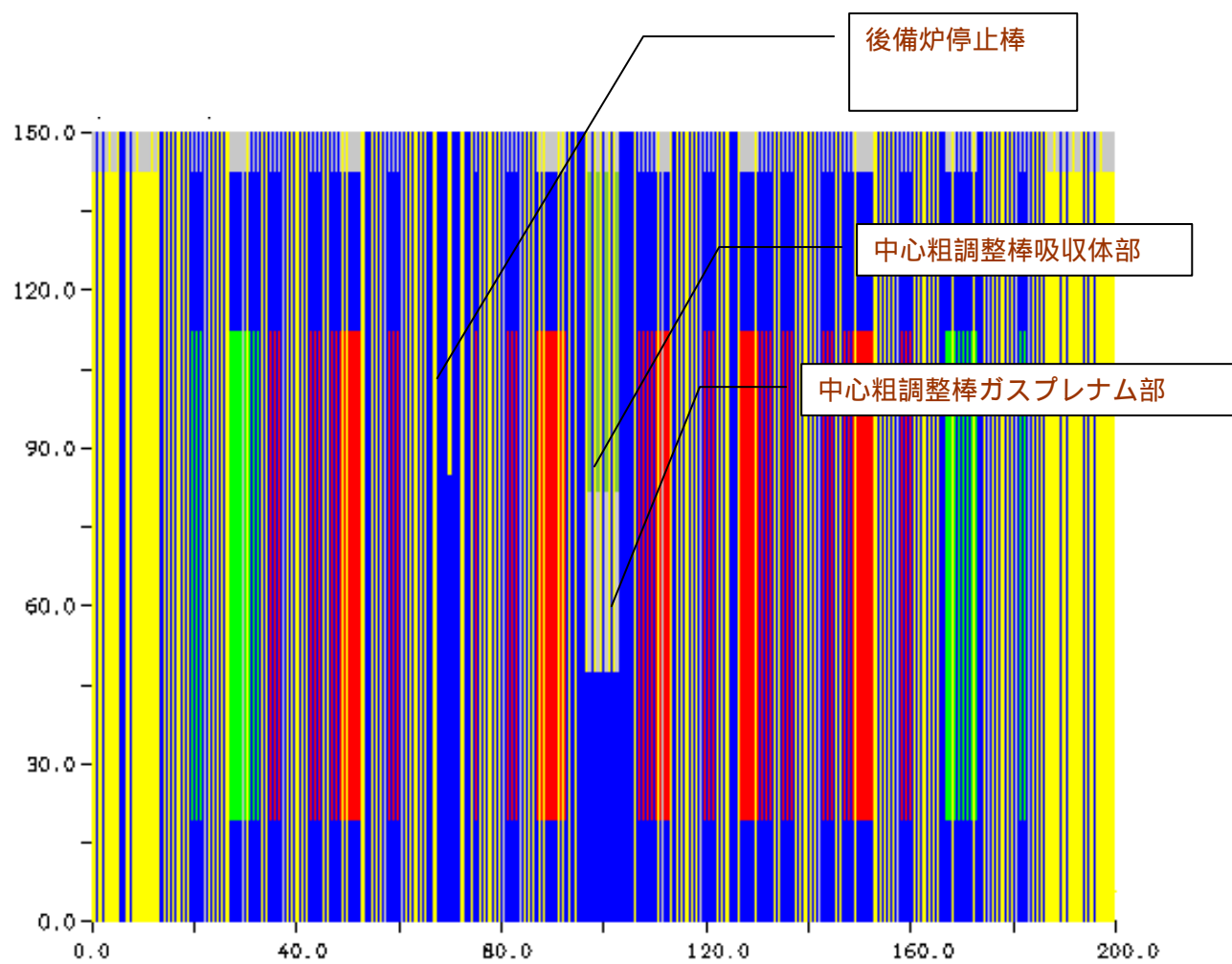


図 2.2.1.1-6 MVP による解析モデル（初期炉心構成炉心縦断面、単位 cm）

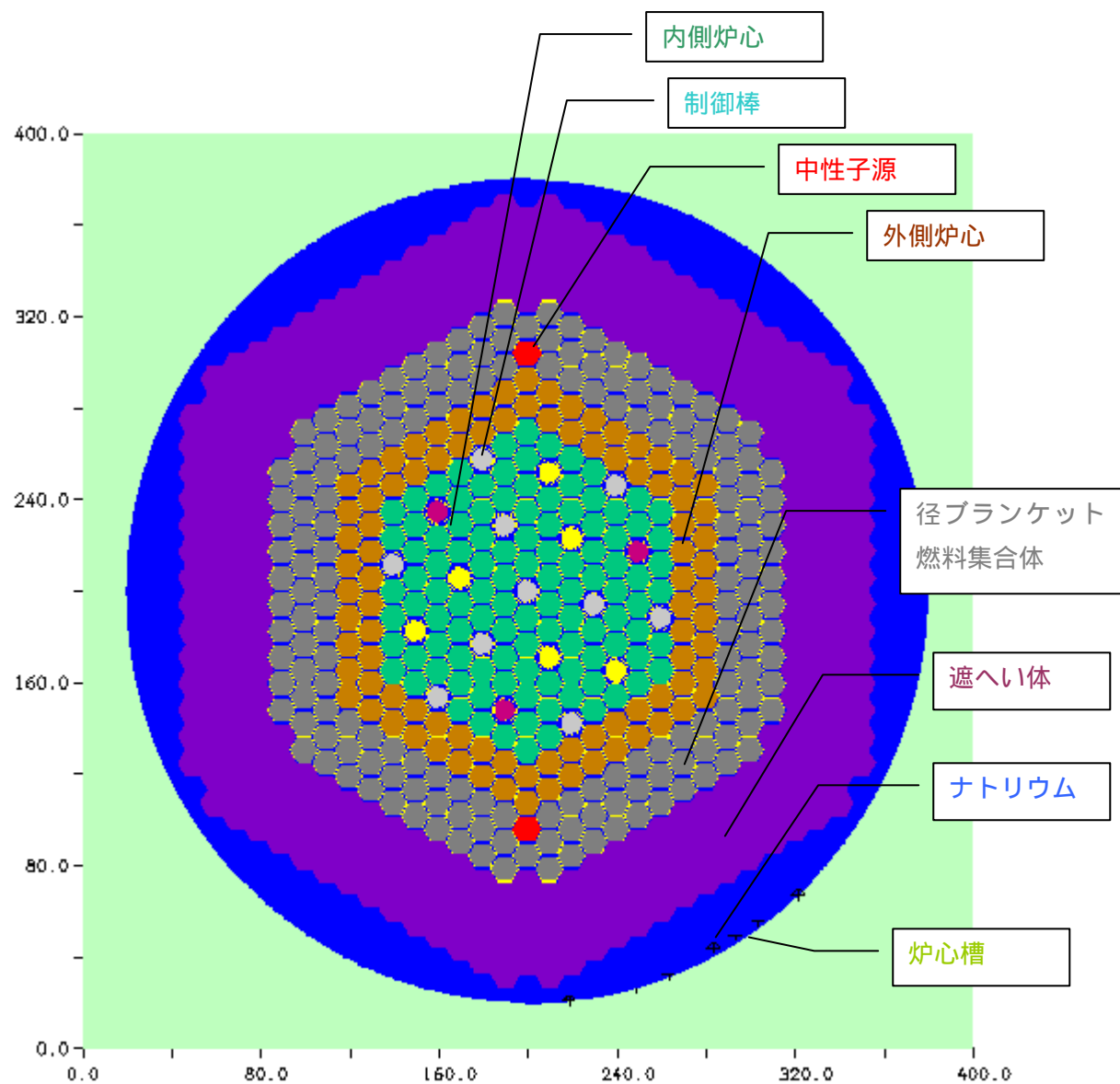


図 2.2.1.1-7 MVP による解析モデル (初期炉心構成炉心部断面、単位 cm)

2.2.1.2 出力運転時の燃焼係数の解析

本研究では、燃焼反応度評価のために MVP の連続エネルギーモンテカルロ燃焼計算コード MVP-BURN を用いている。本節では、原型炉の初期炉心を対象として、40%出力運転期間における燃料組成の経時変化と実効増倍率を計算し、燃焼反応度の減少を計算し。性能試験結果では、燃焼反応度については反応度の経時変化から燃焼係数(単位積分出力当たりの反応度変化)として整理されており、燃焼係数を計算して性能試験結果と比較した。

燃焼係数は起動試験期間の中で積分出力の大きい3期間を対象に評価した。

(1)解析条件

連続エネルギーモンテカルロ燃焼計算コード MVP-BURN を用い、核データには JENDL-3.3 を使用した。解析体系は3次元体系とし、臨界性解析と同様、非均質な形状を燃料棒単位で詳細にモデル化した。初期燃料組成には領域毎に均一な平均組成を用いるものとし、体系の形状寸法は常温時(20℃)の値とした。制御棒条件は引き抜きモデルと各燃焼時点の挿入位置から模擬した挿入モデルの両者を検討した。

表2.2.1.2-1に解析条件を、図2.2.1.2-1、2に制御棒挿入モデルによる各制御棒深度条件での解析モデルを示す。

(2)解析結果

各制御棒モデルに対する燃焼係数を表2.2.1.2-2、3に、実効増倍率変化を燃焼期間ごとに図2.2.1.2-3、4、5に示す。

燃焼係数は制御棒引き抜きモデル(燃焼期間中全引き抜き想定)では、 $2.19 \times 10^{-5} \% \Delta \rho / \text{MWd}$ 、制御棒2段階挿入モデルでは、 $2.07 \times 10^{-5} \% \Delta \rho / \text{MWd}$ となり、実測値 $1.94 \times 10^{-5} \% \Delta \rho / \text{MWd}$ と5%～10%程度で一致した。

この結果から、本解析で用いる MVP による燃焼反応度評価手法は10%程度の精度で実測値と一致しており、且つ、計算値の方が大きいことから安全側の評価を行なうことが出来ることがわかった。

表 2.2.1.2-1 MVPによる解析条件(燃焼係数解析)

条件	仕様	備考
燃料組成	提示組成	
集合体	198 体装荷	
制御棒条件	全制御棒引き抜きモデル 及び 2 段階挿入モデルで評価	計算モデル上全引き抜きモデルでは引き抜き位置は炉心上端から 100mm 2 段階挿入モデルでは、 起動試験 5 前半まで CCR15.5cm、 FCR39cm 挿入 それ以降 CCR0cm、FCR39cm 挿入
燃料密度温度条件	200	
体系寸法	200	
燃料ドップラ温度	1000 K	45%出力相当温度
計算モデル	燃料ピン非均質	組成は、IC,OC,AB,RB の各領域 平均化組成
計算方法	3 次元連続エネルギーモンテカルロ燃焼解析 MVP - BURN	ヒストリ数 100 万ヒストリ基準
核データ	JENDL-3.3 ライブラリ	

表2.2.1.2-2 燃焼係数計算値(制御棒引き抜きモデル)

試験	正規化 Keff	ステップ3 初期からの燃焼及び Pu-241 崩壊反応度(% $\Delta \rho$)	ステップ3 初期からの積分出力 (EFPD)	ステップ3 初期からの Pu-241 崩壊日数 (d)	ステップ3 初期からの燃焼反応度分(% $\Delta \rho$)	ステップ3 初期基準の燃焼係数(% $\Delta \rho$ /MWd)
起動試験 4	1.0224					
	1.0222	0.2939	14.86	67.61	0.2189	2.06E-05
起動試験 5	1.0222					
	1.0209	0.4108	19.36	112.57	0.2859	2.07E-05
起動試験 6	1.0209					
	1.0189	0.6040	27.35	144.41	0.4437	2.27E-05
平均値						2.13E-5
測定値						1.94E-5
C/E						1.10

表2.2.1.2-3 燃焼係数計算値(制御棒挿入モデル)

試験	正規化 Keff	ステップ3 初期からの燃焼及び Pu-241 崩壊反応度(% $\Delta \rho$)	ステップ3 初期からの積分出力 (EFPD)	ステップ3 初期からの Pu-241 崩壊日数 (d)	ステップ3 初期からの燃焼反応度分(% $\Delta \rho$)	ステップ3 初期基準の燃焼係数(% $\Delta \rho$ /MWd)
起動試験 4	1.0238					
	1.0233	0.2817	14.86	67.61	0.2066	1.95E-05
起動試験 5	1.0233					
	1.0220	0.4049	19.36	112.57	0.2799	2.02E-05
起動試験 6	1.0220					
	1.0202	0.5764	27.35	144.41	0.4161	2.13E-05
平均値						2.03E-5
測定値						1.94E-5
C/E						1.05

注) 制御棒挿入深度がEFPD20.0EFPDで変ることから、深度変更効果として、深度変更前の Keffに対し、+0.0068を計算値補正として加えた。定格出力は714MWtとした。

燃焼係数実測値は起動試験3-6期間で平均1.94E-5% $\Delta \rho$ /MWd。

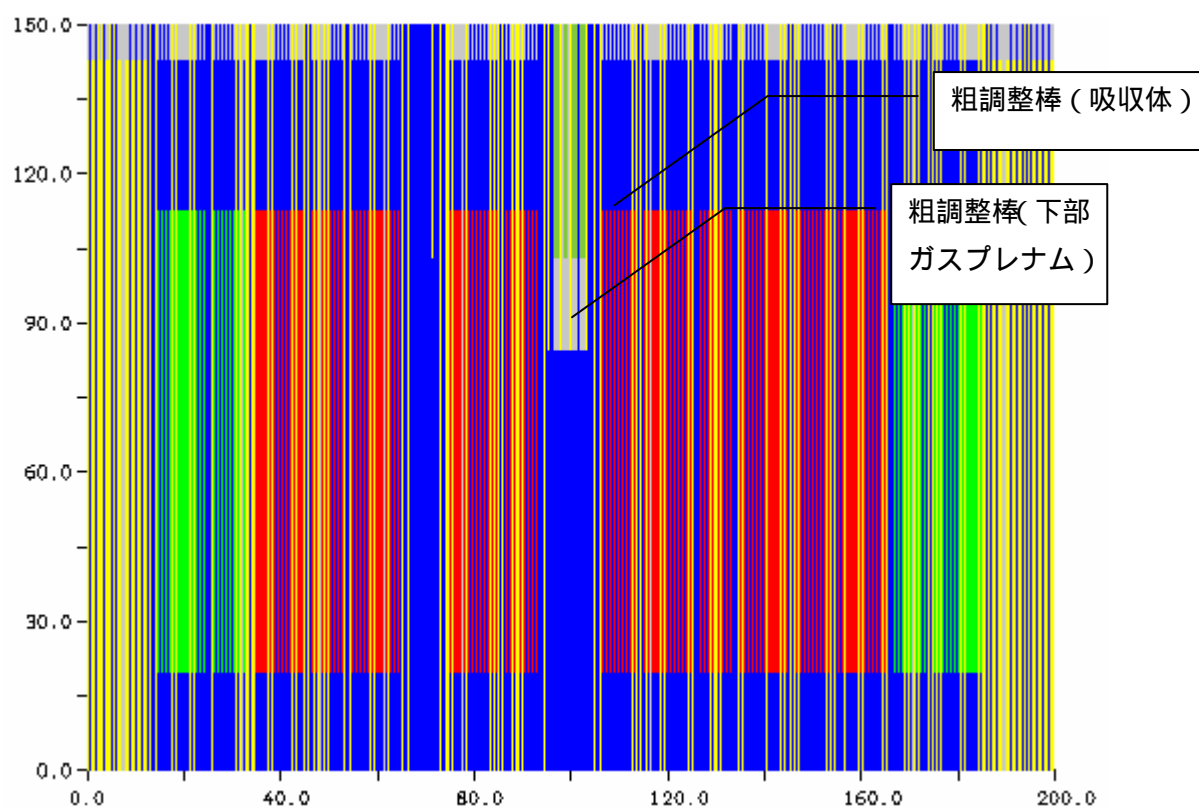


図 2.2.1.2-1 M V P による計算モデル(燃焼係数解析、単位 cm) (縦断面例 CCR15cm 挿入)

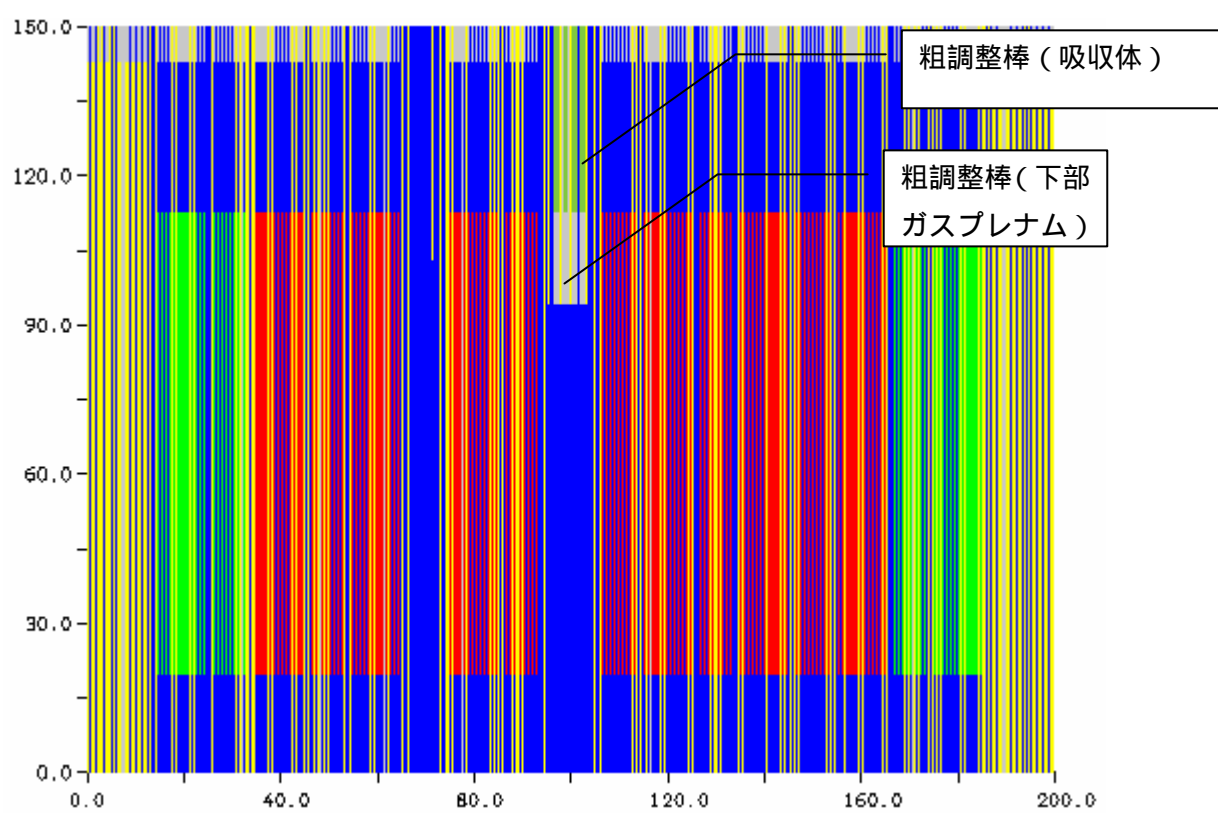


図 2.2.1.2-2 M V P による計算モデル(燃焼係数解析、単位 cm) (縦断面例 CCR0cm 挿入)

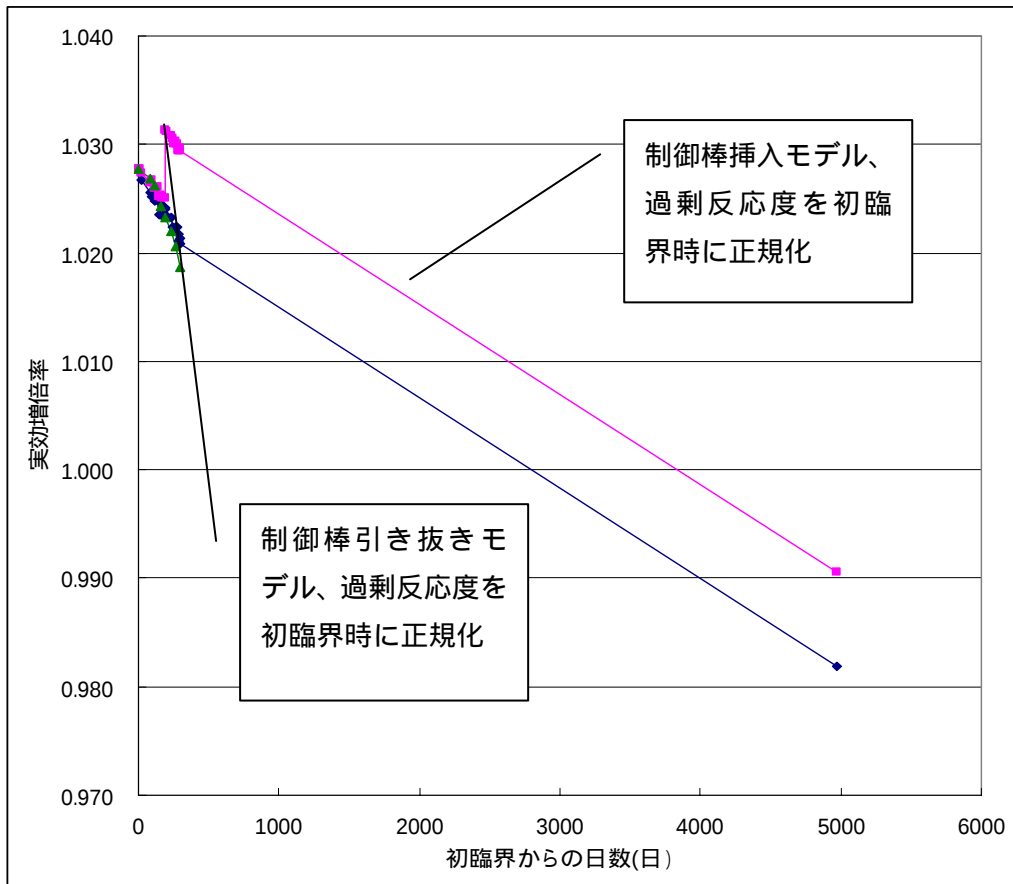


図 2.2.1.2-3 臨界性解析システムによる解析結果、
(燃焼効果及び崩壊効果)

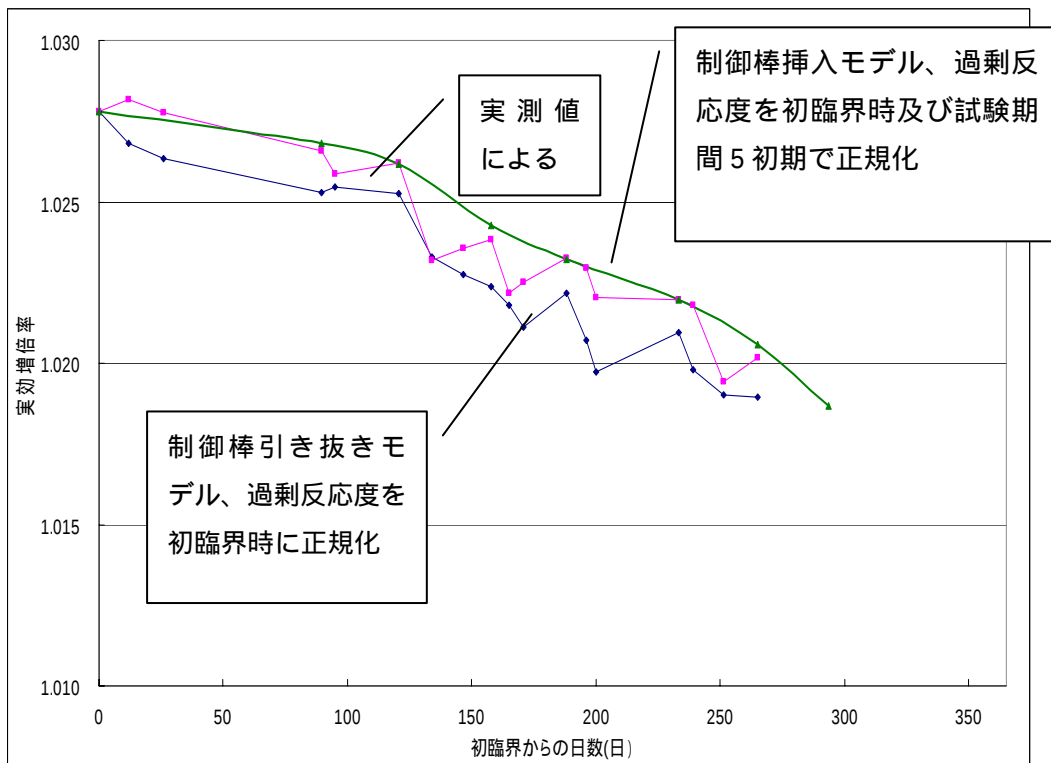


図 2.2.1.2-4 MVP による解析結果(燃焼効果)

2.2.1.3 動特性パラメータの解析

本研究では反応度を\$単位に換算する際に用いる実効遅発中性子割合の計算は付録2に示すMCPERTコードを用いている。

本節ではMVPの多群モンテカルロ計算コードGMVP及び付録2に示すMCPERTコードの動特性パラメータ計算オプションを用い、高速増殖原型炉の初期炉心を対象として、40%出力運転期間の初期と末期の起動時における動特性パラメータ(即発中性子寿命及び実効遅発中性子割合を計算し、設計値と比較することでその妥当性を検証した。これら動特性パラメータの計算ではMCPERTコードは、GMVPによる中性子束と随伴中性子束を用いる一般評価式を用いている。なお、核種毎の遅発中性子割合はTuttle 79[2-21]のデータを用いた。

(1) 解析条件

多群モンテカルロ計算コードGMVPを用い、核断面積ライブラリには70群JFS-3-J3.3を使用した。

燃料組成は領域毎に均一な平均組成を用いるものとし、燃料組成の経時変化には、上記作業においてMVP-BURNコードで計算された値を用いた。

体系の形状寸法は常温時(20℃)の値とした。

表2.2.1.3-1に解析条件を、図2.2.1.3-1に解析モデルを示す。

(2) 解析結果

表2.2.1.3-2、3に40%出力運転期間の初期と末期の全炉心実効遅発中性子割合、表2.2.1.3-4に即発中性子寿命の解析結果を示す。

また、図2.2.1.3-2に全炉心遅発中性子割合の核種毎の寄与を示す。

遅発中性子割合の燃焼初期と末期の差は小さいが、差の主要因はPu-241の遅発中性子の減少によるものであることが評価結果により示されている。

本解析による実効遅発中性子割合合計値0.341%は設計値0.37に比べ約8%小さく、\$換算反応度としては、本計算手法は安全側の値を与えられられる。

表2.2.1.3-1 GMVPによる解析条件(動特性パラメータ)

条件	仕様	備考
燃料組成	提示組成	
集合体	198 体装荷	
制御棒引き抜き条件	全制御棒引き抜き	計算モデル上は引き抜き位置は炉心上端から 100mm
燃料密度温度条件	200	
体系寸法	200	
燃料ドップラ温度	473K	
計算モデル	集合体均質3次元モデル	組成は、IC,OC,AB,RBの各領域平均化組成
計算方法	3次元多群モンテカルロ解析 GMVP 70 群	ヒストリ数 1000 万ヒストリ基準
核データ	JFS-3-J3.3	遅発中性子データは JENDL-3.3

表 2.2.1.3-2 G M V P による解析結果 (初期実効遅発中性子割合、全炉心)

核種	遅発中性 子群1	遅発中性 子群2	遅発中性 子群3	遅発中性 子群4	遅発中性 子群5	遅発中性 子群6	群合計
U-235	1.44E-06	9.76E-06	8.69E-06	1.79E-05	5.16E-06	1.89E-06	4.49E-05
U-236	2.77E-23	1.61E-22	1.50E-22	3.64E-22	1.67E-22	6.98E-23	9.40E-22
U-238	1.68E-05	1.80E-04	2.09E-04	5.11E-04	2.93E-04	9.84E-05	1.31E-03
Pu-238	4.18E-07	2.73E-06	1.76E-06	4.04E-06	1.79E-06	5.69E-07	1.13E-05
Pu-239	4.45E-05	3.90E-04	2.69E-04	4.23E-04	1.11E-04	5.69E-05	1.29E-03
Pu-240	4.76E-06	3.87E-05	2.24E-05	4.99E-05	2.70E-05	8.26E-06	1.51E-04
Pu-241	9.31E-06	1.18E-04	7.25E-05	1.81E-04	1.02E-04	3.53E-05	5.17E-04
Pu-242	6.80E-07	8.15E-06	4.29E-06	1.13E-05	7.80E-06	2.49E-06	3.47E-05
Am-241	2.00E-07	1.77E-06	1.09E-06	1.88E-06	6.17E-07	1.01E-07	5.65E-06
合計	7.80E-05	7.49E-04	5.88E-04	1.20E-03	5.48E-04	2.04E-04	3.37E-03

表 2.2.1.3-3 G M V P による解析結果 (末期実効遅発中性子割合、全炉心)

核種	遅発中性 子群1	遅発中性 子群2	遅発中性 子群3	遅発中性 子群4	遅発中性 子群5	遅発中性 子群6	群合計
U-235	1.44E-06	9.73E-06	8.64E-06	1.79E-05	5.15E-06	1.88E-06	4.47E-05
U-236	5.02E-10	2.92E-09	2.71E-09	6.59E-09	3.02E-09	1.27E-09	1.70E-08
U-238	1.67E-05	1.79E-04	2.08E-04	5.10E-04	2.93E-04	9.82E-05	1.30E-03
Pu-238	4.16E-07	2.71E-06	1.75E-06	4.01E-06	1.78E-06	5.66E-07	1.12E-05
Pu-239	4.43E-05	3.88E-04	2.67E-04	4.21E-04	1.10E-04	5.66E-05	1.29E-03
Pu-240	4.80E-06	3.89E-05	2.26E-05	5.03E-05	2.72E-05	8.33E-06	1.52E-04
Pu-241	8.95E-06	1.13E-04	6.95E-05	1.74E-04	9.77E-05	3.39E-05	4.97E-04
Pu-242	6.85E-07	8.20E-06	4.31E-06	1.14E-05	7.85E-06	2.51E-06	3.50E-05
Am-241	2.23E-07	1.96E-06	1.20E-06	2.08E-06	6.85E-07	1.13E-07	6.27E-06
合計	7.76E-05	7.41E-04	5.83E-04	1.19E-03	5.43E-04	2.02E-04	3.34E-03

表 2.2.1.2-4 M V P による解析結果 (即発中性子寿命)

炉心状態	即発中性子寿命(s)
初期	3.95E-7
末期	3.91E-7

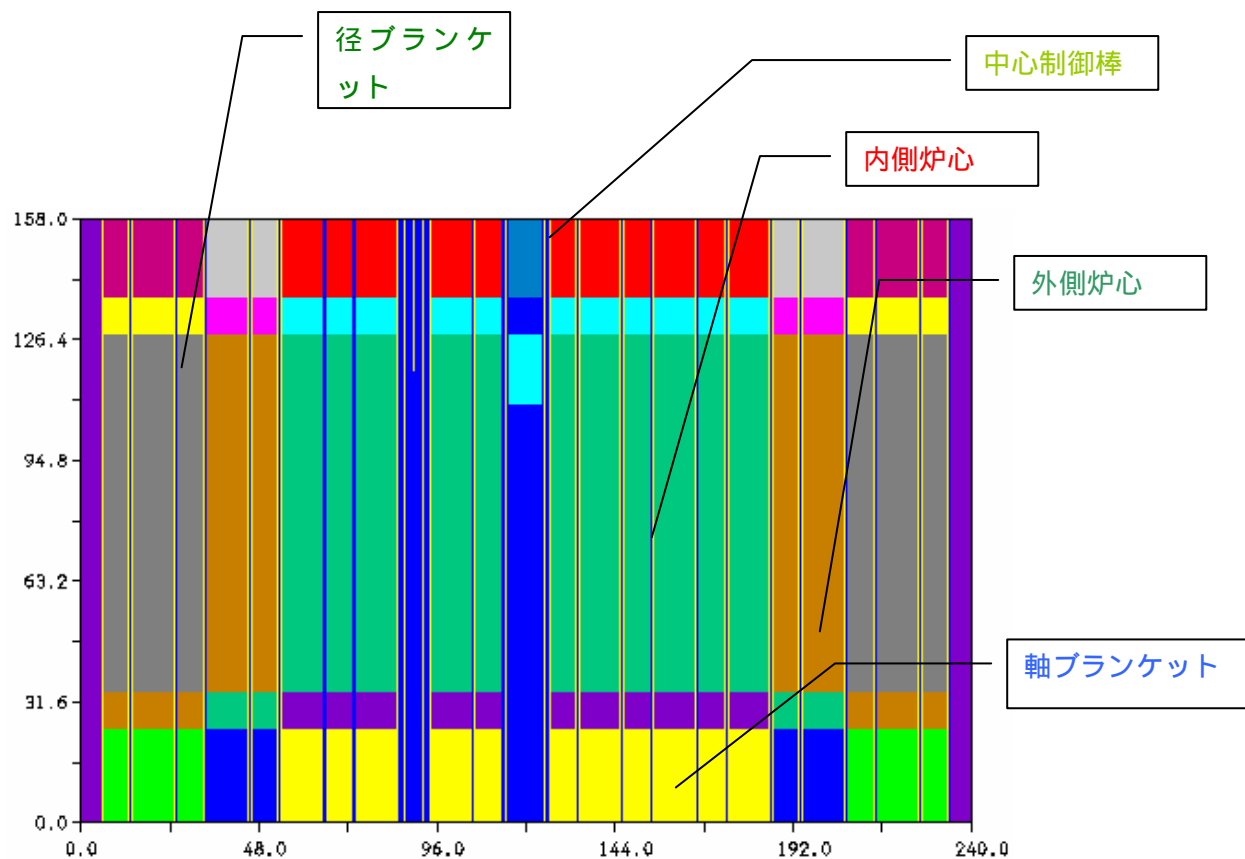


図 2.3.1.2-1 GMVP による計算モデル(動特性パラメータ) (縦断面例、単位 cm)

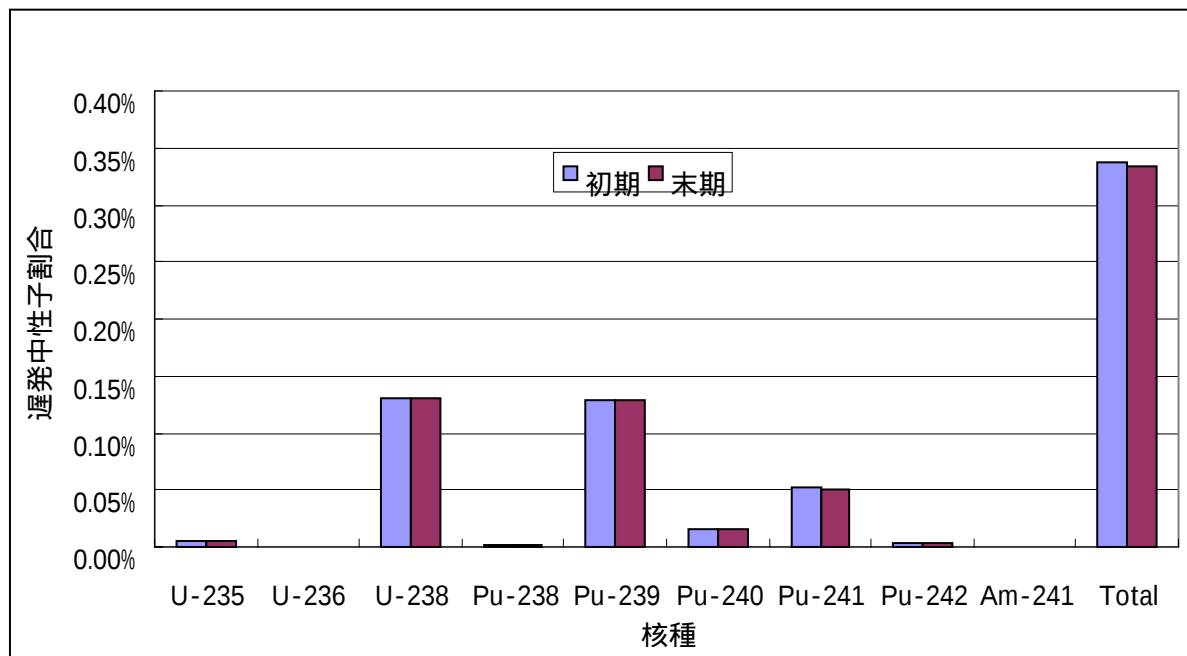


図 2.3.1.2-2 GMVP による解析結果(遅発中性子割合の核種毎寄与)

2.2.2 ZPPR-9 臨界実験解析による検証

日米共同大型炉炉心臨界実験 JUPITER 計画[2-14]において、大型炉心のために ANL の ZRRR 臨界実験装置 ZPPR-9 で実施された炉心特性を対象に解析を行なった。上記の原型炉性能試験解析と同様、JENDL-3.3 ライブラリを用いモンテカルロコード MVP により解析し、解析手法の大型炉心への適用性の検証を行なった。ZPPR-9 では臨界性以外に、反応率分布、ナトリウムボイド反応度、制御棒価値などの実験が行なわれており、本研究で用いた手法によるナトリウムボイド反応度、出力分布解析手法の検証となる。

(1) 臨界性

臨界性について JENDL - 3.3 による評価結果を表 2.2.2-1 に示す。

ZPPR-9 の今回の MVP による臨界性解析結果は拡散計算による従来の各種補正後評価結果と同等の C/E を与えている。即ち C/E 値最確値は MVP 計算値で 0.9950 となり、各種補正後の拡散計算値の 0.9937 と同程度となっている。即ち、JENDL-3.3 による MVP 計算の C/E は従来手法に対する補正計算後の計算値に近い値を示しており、MVP では拡散計算で必要だった補正計算は不要であり、生の計算値が精度良い評価値となることを示している。

(2) 反応率及び反応率比分布

Z 方向高さ 77mm 位置での箔測定に対する X 軸方向セル毎反応率分布及び反応率比分布を下図に示す。ここで計算値は各ドロワ中心位置とした。

図 2.2.2-1 : Pu-239 核分裂反応率

図 2.2.2-2 : U-235 核分裂反応率

図 2.2.2-3 : U-238 核分裂反応率

図 2.2.2-4 : U-238 捕獲反応率

図 2.2.2-5 : U-235 核分裂/ Pu-239 核分裂比

図 2.2.2-6 : U-238 核分裂/ Pu-239 核分裂比

図 2.2.2-7 : U-238 捕獲/ Pu-239 核分裂比

また、各分布の C/E 値を表 2.2.2-2 に示す。

この結果より、各反応率及び反応率比の C/E は内側炉心部において

Pu-239 核分裂反応率：0.98～1.02

U-235 核分裂反応率：0.96～1.01

U-238 核分裂反応率：1.00～1.14

U-238 捕獲反応率：0.98～1.05

U-235 核分裂/ Pu-239 核分裂比：0.97～1.01

U-238 核分裂/ Pu-239 核分裂比：0.99～1.13

U-238 捕獲/ Pu-239 核分裂比：1.00～1.04

となり、閾反応である U-238 核分裂以外は測定値と良い一致を示した。

なお、外側炉心以降はセル非対称性、箔位置の詳細化モデルの考慮により更に一致度を向上できると考えられる。

(3) Na ボイド反応度

炉心中央の Na プレートを実缶プレートに置換したボイド領域を模擬した炉心の解析を行い、Na ボイド反応度を求めた。ボイド前の炉心計算ではボイド実験時セル構成における Na を追加した体系として計算した。そのため、基準計算とは僅かに結果が異なっている。

2 種類のボイドパターンに対する解析結果を表 2.2.2-3 に示す。この結果、補正をしない場合でも、拡散ベース補正後値と同等の良い C/E 値（1.04～1.07）が得られた。

この結果から、今回採用した MVP による解析値はほぼ実験値を再現し、4～7%正側(すなわち安全側の結果を与えることが分かった。

表 2.2.2-1 MVP による ZPPR-9 実効増倍率計算結果及び実験値

項目	MVP 計算値	実験値	C/E	備考
実効増倍率	0.9958	1.00106 ± 0.00037	0.9948	400 万ヒストリ
	0.9960	1.00106 ± 0.00037	0.9950	6000 万ヒストリ

表 2.2.2-2 反応率及び反応率比の C/E 値

領域	ドロワNo.	Pu-239核 分裂	U-235核 分裂	U-238核 分裂	U-238捕 獲	U-235/Pu -239核分 裂比	U-238/Pu -239核分 裂比	U-238捕 獲 /Pu-239 核分裂比
内側炉心	149-49	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
内側炉心	149-48	0.995	1.009	1.081	0.996	0.976	1.086	1.001
内側炉心	149-47	1.000	1.010	1.052	0.985	0.980	1.052	0.985
内側炉心	149-46	0.978	1.027	1.024	0.980	0.980	1.047	1.002
内側炉心	149-45	1.015	1.011	1.094	1.032	0.978	1.078	1.016
内側炉心	149-44	1.013	1.026	1.069	0.999	0.984	1.056	0.986
内側炉心	149-43	0.976	0.965	1.027	0.999	0.992	1.052	1.024
内側炉心	149-42	0.994	0.963	1.041	1.034	0.969	1.048	1.041
内側炉心	149-41	1.026	0.954	1.014	1.012	0.983	0.989	0.987
内側炉心	149-40	1.022	0.968	1.092	1.010	0.984	1.069	0.988
内側炉心	149-39	1.010	0.989	1.104	1.017	0.990	1.093	1.007
内側炉心	149-38	0.995	0.978	1.080	0.969	0.994	1.086	0.974
内側炉心	149-37	0.996	0.999	1.063	1.002	0.993	1.067	1.006
内側炉心	149-36	1.013	0.968	1.145	1.007	0.988	1.130	0.994
内側炉心	149-35	0.992	0.950	1.029	1.035	1.013	1.037	1.044
内側炉心	149-34	1.003	1.001	1.060	1.048	0.980	1.057	1.046
内側炉心	149-33	0.974	0.968	1.034	1.005	0.996	1.062	1.032
外側炉心	149-32	0.970	0.957	1.070	0.993	0.980	1.076	0.998
外側炉心	149-31	1.027	1.043	1.267	1.098	0.987	1.165	1.009
外側炉心	149-30	0.955	0.971	1.092	1.007	0.989	1.099	1.013
外側炉心	149-29	0.996	1.021	1.350	1.074	1.007	1.267	1.008
外側炉心	149-28	0.949	0.980	1.075	0.989	1.017	1.127	1.037
ブランケット	149-27	N.A.	1.033	1.384	1.272	N.A.	N.A.	N.A.
ブランケット	149-26	N.A.	1.031	1.358	1.263	N.A.	N.A.	N.A.
ブランケット	149-25	N.A.	1.087	1.097	1.303	N.A.	N.A.	N.A.
ブランケット	149-24	N.A.	1.032	1.398	1.305	N.A.	N.A.	N.A.

表 2.2.2-3 MVP による ZPPR-9 ボイド反応度計算結果及び実験値

ボイド領域	ボイド反応度		C/E	備考
	解析値 ($10^{-3} \Delta k/kk'$)	実験値 ($10^{-3} \Delta k/kk'$)		
± 20 インチ高さボイド	1.189	1.144 ± 0.013	1.039	計算統計誤差 0.006%
± 8 インチ高さボイド	1.048	1.062	1.067	計算統計誤差 0.006%

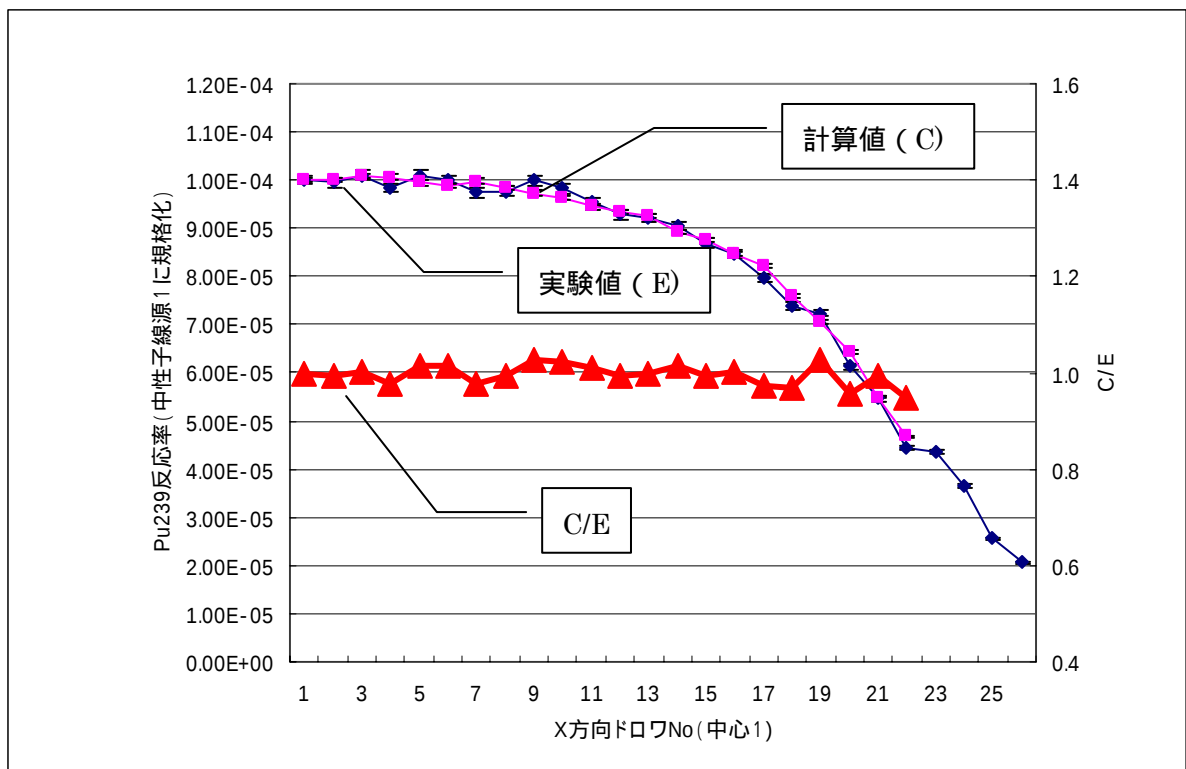


図 2.2.2-1 Pu-239 核分裂反応率

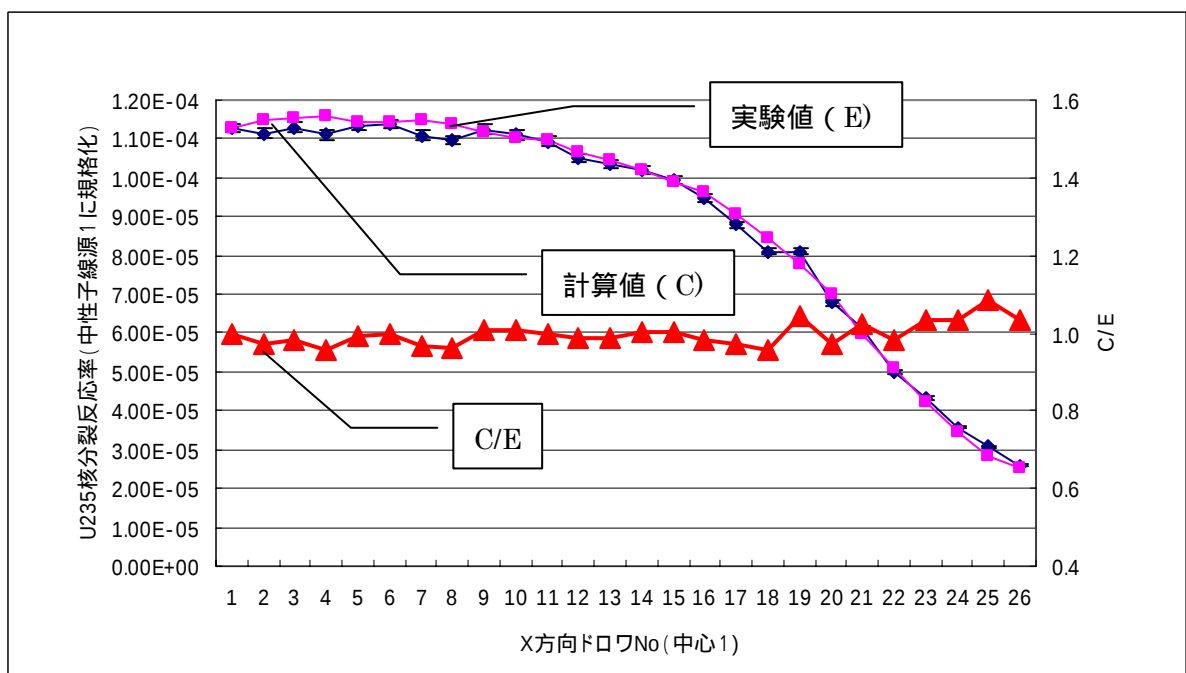


図 2.2.2-2 U-235 核分裂反応率

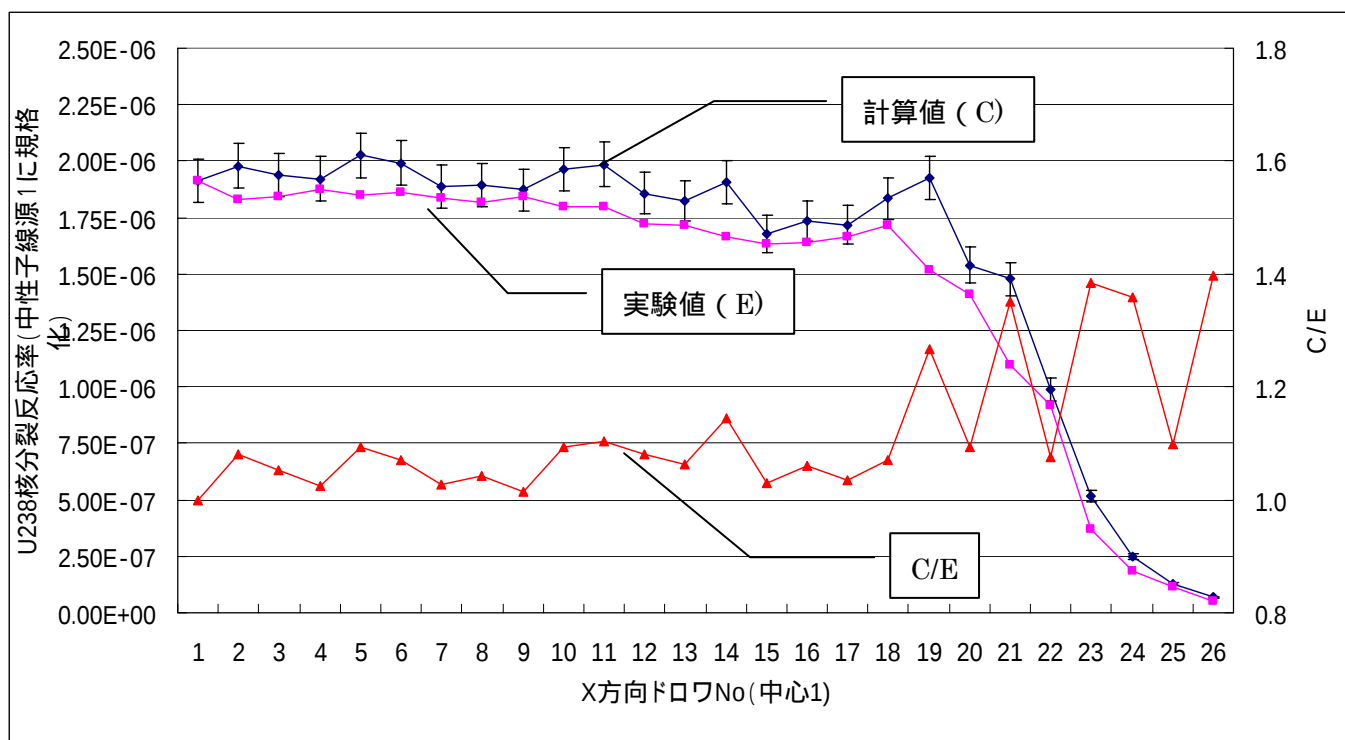


図 2.2.2-3 U-238 核分裂反応率解析結果

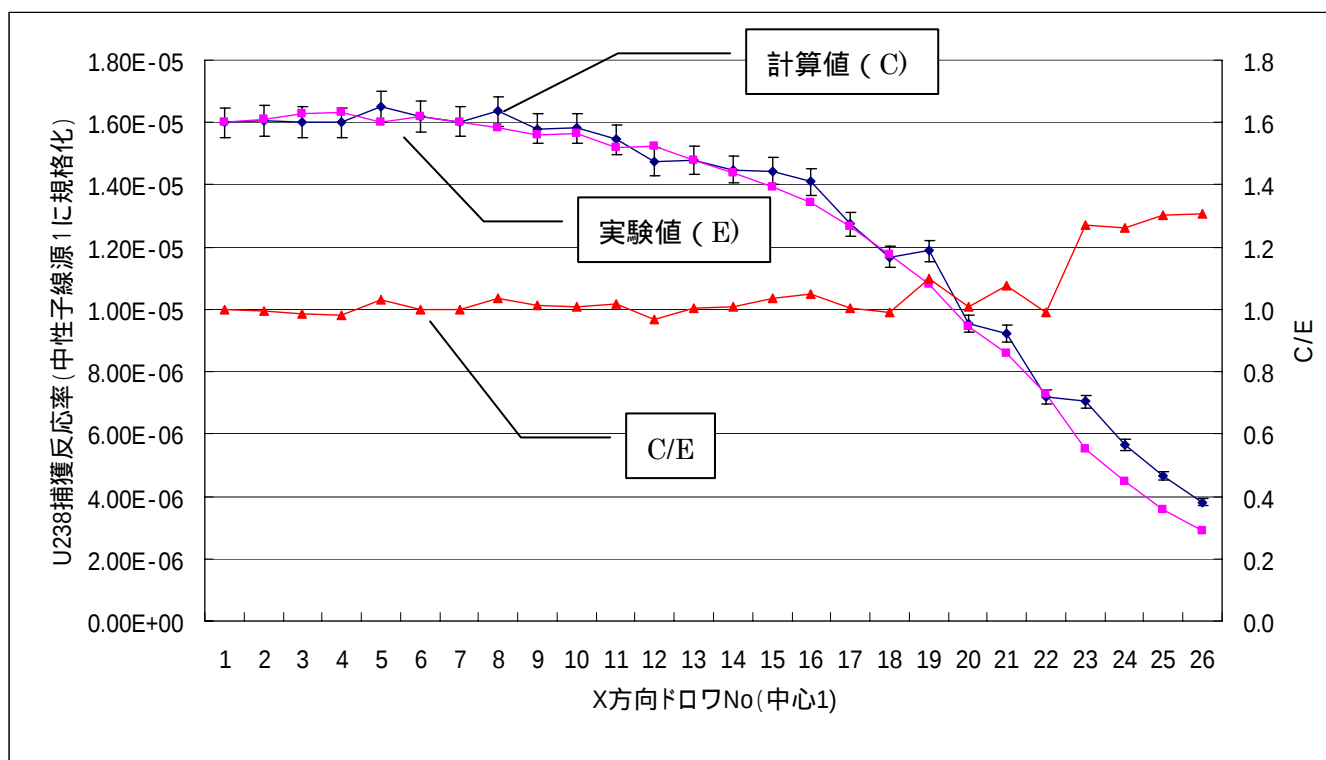


図 2.2.2-4 U-238 捕獲反応率解析結果

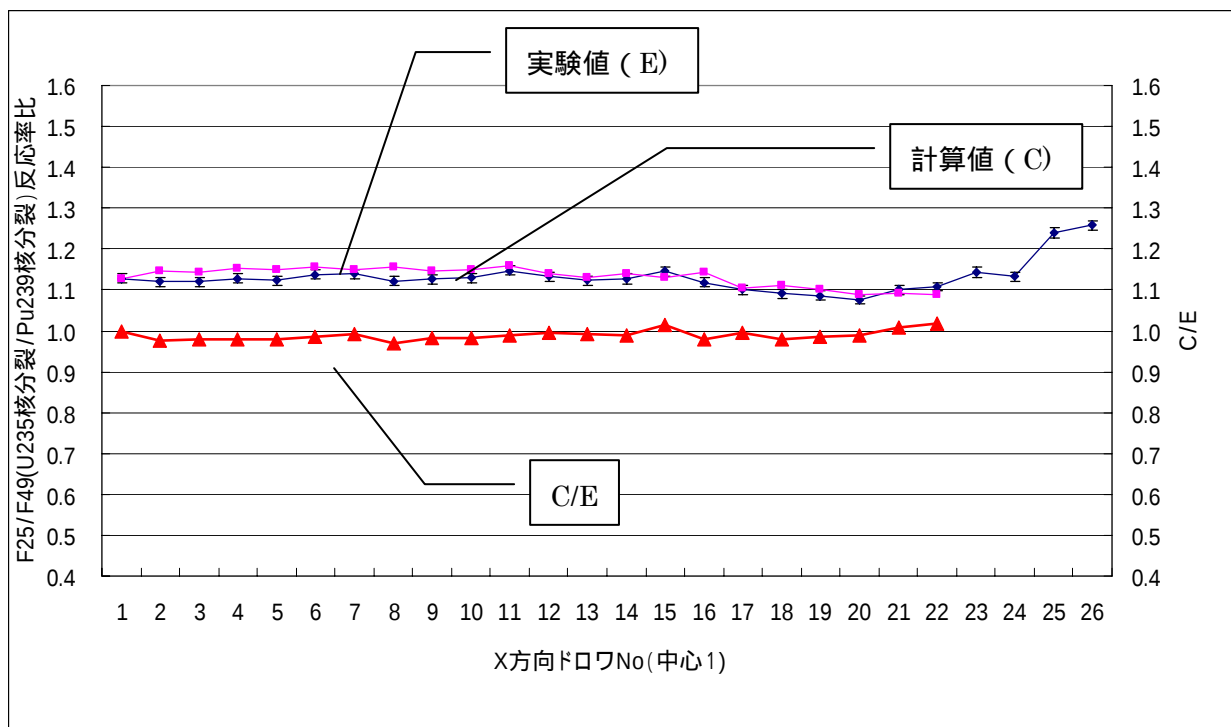


図 2.2.2-5 U-235 核分裂/ Pu-239 核分裂比解析結果

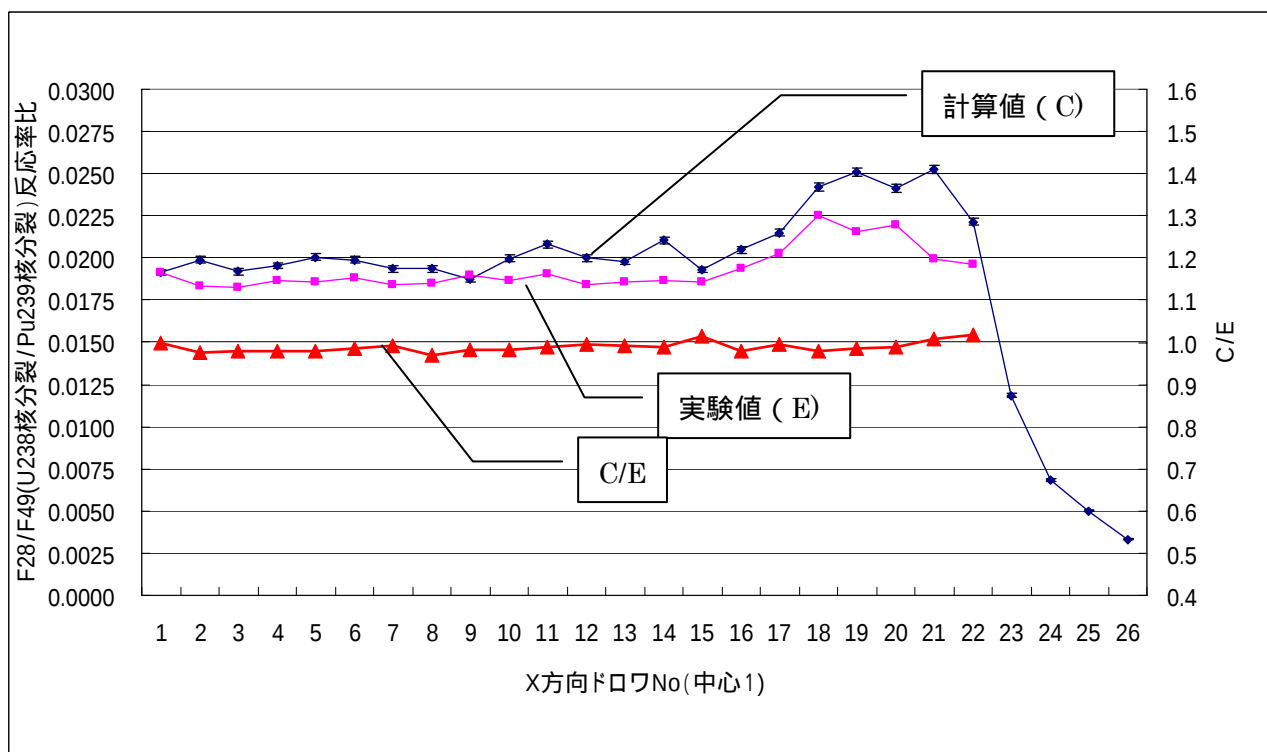


図 2.2.2-6 U-238 核分裂/ Pu239 核分裂比解析結果

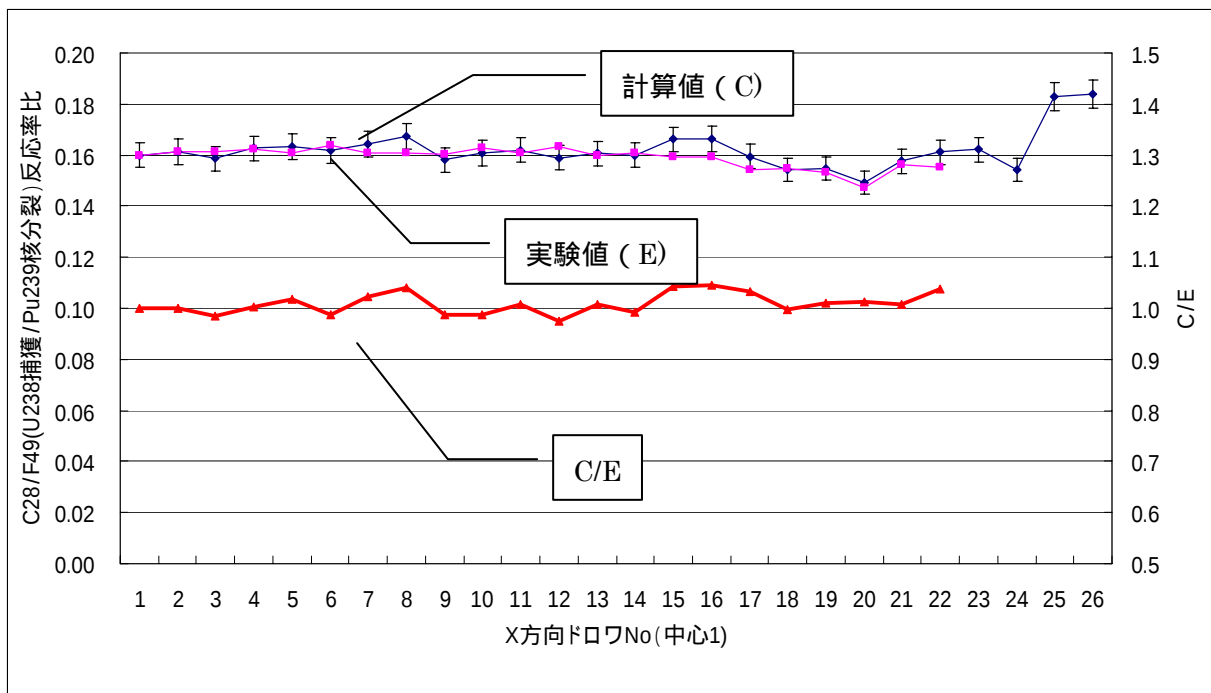


図 2.2.2-7 : U-238 捕獲/ Pu239 核分裂比解析結果

2.2.3 GMVP 用群定数のボイド反応度計算適用の検証

反応度摂動計算は、多群モンテカルロ計算（JFS-3-J3.3 70 群定数セット）を用いたが、JFS-3-J3.3 は Na Flooded spectrum で縮約した 70 群定数であり、Na ボイド時に適用できるかが課題として指摘されている。

本研究では、70 群定数の作成用縮約スペクトルを連続エネルギーモンテカルロコード MVP で再現を試み、Na ボイド時のスペクトルで縮約した場合と比較した。

連続エネルギーコード MVP で評価した Na Flooded 時と Na ボイド時の MOX 炉心部の 70 群平均断面積を比較した。

その結果、表 2.2.3-1、図 2.2.3-1 に示すように、核分裂の 80%を占める 1 keV 以上でのスペクトル差は 0.02% した。また、低エネルギー領域も統計誤差内で一致しており、JFS-3-J33 70 群定数セットの本計算への適用は妥当であると考えられる。

表 2.2.3-1 70 群 Pu-239 断面積の縮約スペクトル比較

Group no.	$v\sigma_f$ at flooded core spectrum (barn)	$v\sigma_f$ at voided core spectrum (barn)	Voided/flooded ratio	Group no.	$v\sigma_f$ at flooded core spectrum (barn)	$v\sigma_f$ at voided core spectrum (barn)	Voided/flooded ratio	Statistical error of the ratio
1	9.525	9.51	0.998	36	13.532	13.192	1.026	2.63
2	7.842	7.902	1.008	37	18.369	18.228	1.008	3.17
3	6.21	6.207	1	38	15.764	16.432	0.959	2.21
4	6.143	6.143	1	39	12.032	11.823	1.018	2.71
5	6.175	6.174	1	40	44.771	46.199	0.969	3.05
6	6.247	6.246	1	41	21.751	21.049	1.033	3.58
7	6.265	6.265	1	42	39.033	37.743	1.034	3.55
8	6.019	6.026	1.001	43	52.713	56.086	0.940	3.84
9	5.498	5.5	1	44	52.359	58.599	0.894	6.93
10	5.152	5.149	0.999	45	50.124	55.049	0.911	5.91
11	4.849	4.852	1.001	46	60.523	64.127	0.944	9.86
12	4.684	4.686	1	47	113.98	115.24	0.989	7.46
13	4.572	4.572	1	48	180.37	165.7	1.089	21.01
14	4.446	4.447	1	49	215.4	186.41	1.156	11.04
15	4.347	4.347	1	50	59.466	56.356	1.055	22.97
16	4.294	4.294	1	51	11.59	7.823	1.482	21.13
17	4.315	4.315	1	52	49.319	51.272	0.962	32.27
18	4.357	4.357	1	53	205.71	326.32	0.630	29.73
19	4.414	4.414	1	54	260.68	268.03	0.973	25
20	4.461	4.46	1	55	381.32	502.06	0.760	46.66
21	4.482	4.482	1	56	39.568	61.21	0.646	75.83
22	4.506	4.506	1	57	285.41	224.36	1.272	69.95
23	4.555	4.555	1	58	20.115	20.613	0.976	2.26
24	4.774	4.786	1.002	59	21.062	21.404	0.984	2.12
25	5.003	5.001	1	60	26.742	25.531	1.047	2.6
26	5.219	5.204	0.997	61	32.231	32.344	0.997	3.83
27	5.332	5.328	0.999	62	40.571	42.893	0.946	4.45
28	5.549	5.571	1.004	63	55.091	53.816	1.024	5.14
29	6.497	6.479	0.997	64	70.643	69.398	1.018	6.14
30	6.369	6.375	1.001	65	109.44	111.84	0.979	8.08
31	6.926	7.02	1.014	66	173.86	178.14	0.976	13.05
32	8.328	8.507	1.021	67	311.05	314.93	0.988	7.45
33	10.248	10.159	0.991	68	N.A.	N.A.	N.A.	N.A.
34	8.365	8.749	1.046	69	N.A.	N.A.	N.A.	N.A.
35	10.193	10.005	0.982	70	N.A.	N.A.	N.A.	N.A.

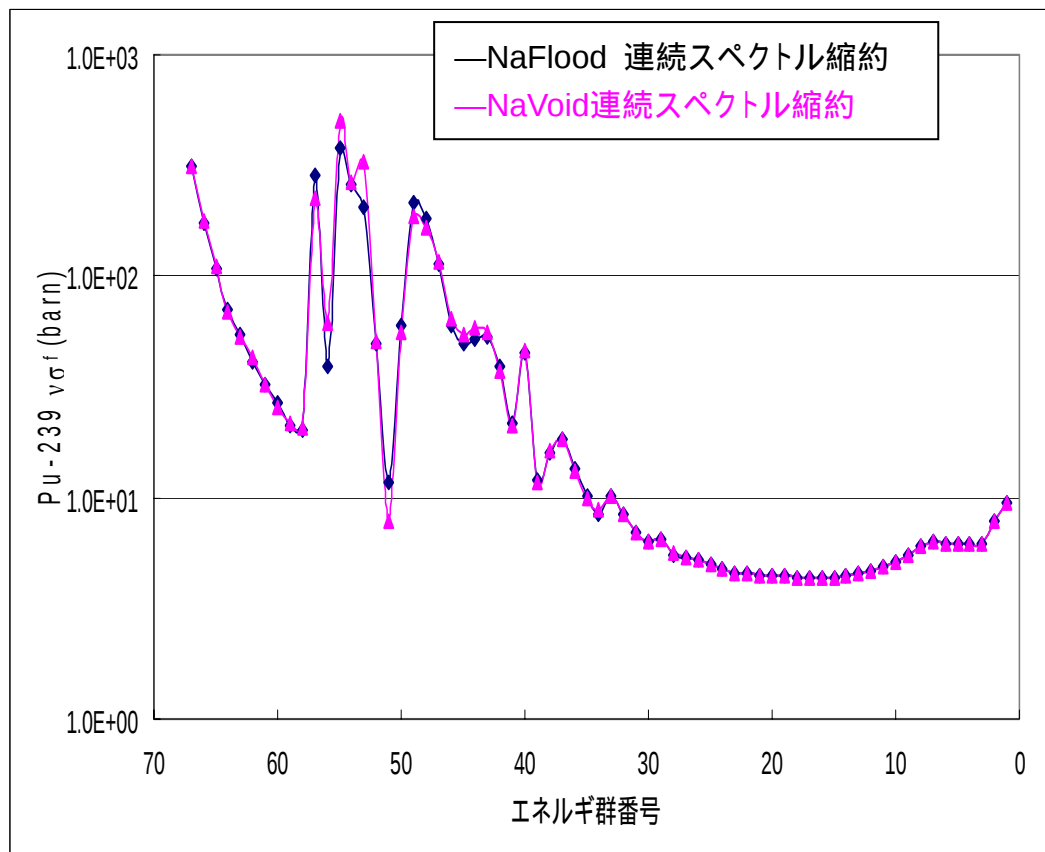


図 2.2.3-1 70 群 Pu-239 断面積の縮約スペクトル比較

2.3 反応度要因分析のための解析手法開発

ナトリウムボイド反応度は2つの成分から成る。1つは非漏えい成分である。非漏えい成分はナトリウムが喪失した時の中性子スペクトルの変化により、実効的に反応度断面積が変化することによる反応度成分であり、漏えい成分はナトリウム喪失時の中性子漏えいの増加による反応度成分である。前者は中性子スペクトルの硬化による反応度であるので、高速スペクトルでは核分裂性核種吸収当たりの発生中性子数が増大し、大きな正の反応度となる。漏えい成分は一般に負反応度であり、その合計は典型的な大型炉心で通常正になる。

従来、凹型炉心のボイド反応度の評価には、様々な中性子スペクトルで複雑な炉心構成を扱うことができるため、連続エネルギーモンテカルロ法コード MVP[2-1]を使用してきた。しかし、モンテカルロ法により統計的に精度のよい結果を得るには長い計算時間を必要とし、また、随伴中性子束を計算することができないため、ナトリウムボイド反応度の成分を分析することができなかった。本章では、非漏洩成分および漏洩成分の分離を行なうため、MVPのコードの多群バージョンである GMVP[2-1]を用いてナトリウムボイド反応度の成分分析を行なった。GMVPは計算時間が比較的短く、また、随伴中性子束を計算することができる。成分分析により設計上の見通しを得ることが容易になり、また、通常非漏えい成分と漏えい成分の2項目に成分分離して実験と解析の比較を行なっている臨界実験解析結果の適用も容易になる。GMVPコードではANISN型微分断面積を使用することができる。ここでは、JENDL-3-J3.3 70群セットをJAEAによって開発された SLTOCCCコード[2-5]及び SLAROM[2-6]により処理し GMVPでできるように整備した。なお、MVPコードでは専用の断面積ライブラリを LICEMコード[2-4]により作成するが、本研究ではJENDL-3.3を使用している。

一般に、厳密摂動論では反応度 ρ は(2.2-1)式で与えられる。

$$\rho = \frac{\left[\int \sum_g \phi_g^* \chi_g \sum_{g'} \delta(\nu \Sigma_f)_{g'} \phi_{g'} dV + \int \sum_g \nabla \phi_g^* \delta D_g \nabla \phi_g dV - \int \sum_g \phi_g^* \delta \Sigma_{r,g} \phi_g dV + \int \sum_g \phi_g^* \chi_g \sum_{g' < g} \delta \Sigma_{g' \rightarrow g} \phi_{g'} dV \right]}{\int \sum_g \phi_g^* \chi_g \sum_{g'} (\nu \Sigma_f)_{g'} \phi_{g'} dV} \quad (2.2-1)$$

ここで

χ_g : Fission spectrum
 ϕ_g : Neutron flux of group g
 ϕ_g^* : Adjoint flux of group g
 $\nu \Sigma_f$: Macroscopic fission cross section
 D_g : Diffusion coefficient
 Σ_r : Macroscopic removal cross section
 $\Sigma_{g' \rightarrow g}$: Macroscopic scattering matrix
 δ : difference of cross sections between
perturbed and unperturbed conditions
 dV : differential region volume

GMVP コードはモンテカルロ手法により、形状を厳密に模擬した上で、中性子束及び随伴中性子束を計算できる。しかし、漏えい項である(1)式の第 2 項を厳密に計算するのは困難である。これは中性子束勾配を厳密に計算するためには領域境界で差分を取る必要があるため、小さい領域での中性子束を評価する必要があるが、統計誤差の増加により正確に流出の勾配を評価することができないためである。一方、第 1 項、第 3 項、第 4 項は非漏えい項であるが計算は可能である。そこで、漏えい項 ρ_l を次式で求める。

$$\rho_l = \rho_{total} - \rho_{non} \quad (2.2-2)$$

ここで

ρ_l : Leakage term of sodium void reactivity
 ρ_{total} : Total sodium void reactivity evaluated
with direct calculation of GMVP
 ρ_{non} : Non-leakage term of sodium void reactivity
derived from eq.(1) without the second term
of the Numelater

となる。

本研究では、これらの摂動計算を効率的に処理するため、上記手法に従って、反応度成分を摂動前後の GMVP 計算による随伴中性子束と中性子束を用いた計算コードシステム MCPERT を作成、整備しこれらの計算を行なった。MCPERT コードの説明を付録 2 にまとめた。

2.4 ナトリウムボイド反応度の要因分析と凹型炉心概念構築

典型的な大型 FBR 炉心では、図 1.2-2 等に応示するように冷却材ナトリウムの喪失による挿入反応度、即ちナトリウムボイド反応度は大きな正の反応度効果を生じうる。この問題は軽水炉には存在しない FBR の重要な安全性上の課題となっている。

本節では、従来酸化物燃料によるナトリウムボイド反応度の要因分析により、負のボイド反応度を有する炉心形状について追究する。

2.4.1 ボイド反応度分布についての分析と凹型炉心概念構築

本節では、従来酸化物燃料によるナトリウムボイド反応度の要因分析により、負のボイド反応度を有する炉心形状について追究する。

ボイド反応度は正の非漏洩成分と負の漏洩成分からなるため、大型炉心では、漏洩の大きい炉心周辺では負、炉心中心では正となる。

表 2.4.1-1 は前記の原型炉炉心における炉心領域ごとのボイド反応度について、内側炉心領域(集合体6列)と外側炉心領域(2列)を列ごとに区分し、軸方向にもボイド領域を変更して、どの領域までが正の反応度を与えるかを分析した結果である。本結果は、各領域のボイド時の実効増倍率のモンテカルロ直接計算から得た反応度である。図 2.4.1-1 にボイド反応度が正の領域を模式的に示す。

この結果から、内側炉心燃料集合体は大部分が正、外側炉心は殆どが負となる。

従って、内側炉心の高さを低減し、軸方向に中性子漏洩を増大させることで、大型炉心においても炉心全体のボイド反応度を負にすることができると予想される。外側炉心は元来負となるので、炉心高さを低減する必要性は無い。更に、上部軸ブランケットの削除は上述のごとく BN - 800 等でも検討されているように、ボイド反応度を負側にシフトする効果がある。

本検討では、図 2.4.1-2 に示すように、これらの組み合わせによる凹型炉心概念を提案する。

従来、様々な検討がボイド反応度を減少させるために検討されてきた。本研究で提案する凹型炉心概念はそれらのうちの 1 つである。凹型炉心は、内側炉心領域は炉心高さを低くし、外側炉心領域はより高い炉心高さを持つ炉心概念である。大型炉心でナトリウムボイド反応度を減少させる典型的な方法は炉心高さを低減することである。しかし、炉心高さ低減はプルトニウム富化度を増大させることなどにより、炉心性能の

低下を生じることになる。そこで、正のボイド反応度の大きい内側炉心領域のみ炉心高さを低減し、中性子漏えいが大きくボイド反応度が小さい外側炉心領域は炉心高さを低減しない概念である。また、ナトリウムボイド反応度を減少させる他の方法で代表的なものは上部軸ブランケットを削除することである。ナトリウムボイド時に上部プレナム領域への中性子漏えいを増大させるこの方策は負側にボイド反応度をシフトさせることができる。本検討ではこの2つの方策を同時に取り入れたものとなっている。

2.4.2 凹型炉心形状酸化物燃料炉心のボイド反応度の成分分析

この凹型炉心形状による酸化物燃料大型炉心のボイド反応度成分を上述のモンテカルロ摂動解析により実施した。

表 2.4.2-1 に酸化物燃料を用いた場合の凹型炉心形状大型高速炉炉心の仕様と炉心特性を、図 2.4.2-1 に炉心配置を示す。

表 2.4.2-2 に GMVP による計算手法、条件を示す。また、図 2.4.2-1 に対象炉心の水平及び垂直断面を示す。

上部軸ブランケットのない凹型炉心では、ナトリウムボイド反応度を減少させる主な要因は上部ガスプレナム領域への中性子漏えい効果である。3次元モンテカルロ計算コードである GMVP 計算ではピン非計算により、炉心燃料ペレットの上部にある上部ガスプレナム領域の形状を正確に模擬できる。表 2.4.2-1 に示したように、燃料ペレットを上部で固定するためのスプリングにより上部ガスプレナム長さは 0.3m と想定した。このプレナム領域は図 2.4.2-2 及び図 2.4.2-3 に示されるような非均質ピン集合体構造モデルで模擬した。

この炉心の領域毎ナトリウムボイド反応度合計値を表 2.4.2-2 に示す。炉心と上部プレナムのナトリウムボイド反応度の合計は -0.22% で、炉心ドライバ領域のボイド反応度は 1.03% である。

表 2.4-2 は、2.2 節で示したボイド反応度の成分分離方法を用いて評価したナトリウムボイド反応度成分の内訳である。

この表の項目(D)炉心領域の非漏えい成分は第 2 項を除外した式(1)によって計算した。項目(E)は、式(B)-(D)により求めた漏えい成分である。また、項目(F)は式(A) -(B)-(C)-(D)により求めた漏えい成分である。

これらの2つの結果は統計誤差(1 σ 0.07%)内で一致していると考えられる。

従来法による構成要素の検討に関するボイド反応度データでは、大型炉における非漏えい成分と漏えい成分の比率は、拡散摂動計算では、約-1 対+2 程度であるが、この表から本分析手法による漏えい成分と非漏えい成分の比率は-1.0 対+1.7 であり、本方法はナトリウムボイド反応度の成分分析として妥当な結果を与えていると考えられる。[2-45]

また、本炉心における上部プレナム領域による負ボイド反応度効果は炉心部の非漏えい成分による正反応度効果を絶対値で多少上回る効果を与えており、全体として負のボイド反応度となっている。

表 2.4.2-5、図 2.4.2-5 に同様の分析手法によるナトリウムボイド反応度成分の内側炉心高さ依存性を示す。本図より、漏洩成分は炉心高さ増大に伴ない飽和する傾向があり、内側炉心高さ 70cm 程度で飽和する。即ち、内側炉心高さ 70cm 程度まで低減すれば、凹型炉心の特徴が得られることになる。本表の最下欄に示すように、漏洩成分の比率は炉心高さ増大により減少していることが確認された。なお、統計誤差は100万ヒストリで十分小さくできることが分かる。

表 2.4.1-1 正のボイド反応度領域分析結果

内側炉心ボイド高さ(cm)	外側炉心1列目ボイド高さ(cm)	外側炉心2列目ボイド高さ(cm)	Keff	ボイド反応度(% $\Delta k/k'$)	ボイド反応度(\$\beta = 0.312\%\$)
0	0	0	1.0063	-	-
93	93	93	1.0168	1.026	3.29
93	0	0	1.0179	1.133	3.63
83.7	0	0	1.0183	1.17	3.75
74.4	0	0	1.0188	1.22	3.91
65.1	0	0	1.0188	1.219	3.91
55.8	0	0	1.0177	1.111	3.56
55.8	55.8	0	1.0189	1.229	3.94
83.7	83.7	0	1.0198	1.319	4.23
74.4	74.4	0	1.0201	1.344	4.31
74.4	65.1	0	1.0207	1.4	4.49
74.4	55.8	0	1.0202	1.35	4.33

表 2.4.2-1 酸化物燃料凹型炉心仕様

様	単位	凹型炉心
燃料組成	-	混合酸化物燃料(MOX)
冷却材	-	ナトリウム
熱出力	MWt	3000
運転サイクル長さ	年	1
入口温度		355
出口温度		510
最高被覆管温度		650
最大線出力*	W/cm	400
炉心圧損	MPa	0.5
炉心直径	m	4.4
炉心高さ(内側/外側)	m	0.7/1.0
軸ブランケット厚さ(上部/下部)	m	0.0/0.4
ガスプレナム長さ (上部/下部)	m	0.3/1.0
燃料ピン直径	mm	7.8
P/d	-	1.16
ピン本数	/集合体	271
集合体配列ピッチ	mm	162.8
燃料体積比	%	45
燃料スミア密度	%	85
富化度(上部/下部)	%	18.7/25.5

表 2.4.2-2 GMVP による計算手法、条件

項目	仕様
断面積	JFS-3-J3.3
コード	GMVP
エネルギー群数	70 群
炉心モデル	3次元ピン非均質
中性子ヒストリ数	1,200,000
1バッチ当たりヒストリ数	10,000
中性子源収束計算のための捨てバッチ数	20

表 2.4.2-3 非均質ガスプレナムモデルによる領域毎ナトリウムボイド反応度

ボイド領域	keff	ボイド反応度 (% Δ ρ)	コメント
なし(健全炉心)	1.0372	-	GMVP による直接の計算
炉心+上部プレナム	1.0348	-0.22	GMVP による直接の計算
炉心	1.0484	1.03	GMVP による直接の計算
上部プレナム	1.0242	-1.21	GMVP による直接の計算

表 2.4.2-4 非均質ガスプレナム構造モデルによるナトリウムボイド反応度成分

ボイド領域	成分	ボイド反応度 (% Δ ρ)	コメント
(A) 炉心+上部プレナム	非漏洩+漏洩	-0.22	GMVP による直接の計算
(B) 炉心	非漏洩+漏洩	1.03	GMVP による直接の計算
(C) プレナム	非漏洩+漏洩	-1.21	GMVP による直接の計算
(D) 炉心	非漏洩	2.81	GMVP による非漏えい項摂 動計算
(E) 炉心	漏洩	-1.78	(B) -(D)
(F) 炉心	漏洩	-1.82	(A) - (C)-(D)

表 2.4.2-5 ナトリウムボイド反応度成分の内側炉心高さ依存性

ボイド領域	成分	内側炉心高さ(cm)					統計誤差
		50	60	70	80	90	(% $\Delta \rho$ 、 1σ)
(A) 炉心+上部プレナム	非漏洩 +漏洩	-1.55	-0.75	-0.22	0.25	0.55	0.02
(B) 炉心	非漏洩 +漏洩	-0.15	0.55	1.03	1.35	1.6	0.02
(C) プレナム	非漏洩 +漏洩	-1.4	-1.3	-1.21	-1.1	-1.05	0.02
(D) 炉心	非漏洩	2.23	2.56	2.81	3.04	3.09	0.12
(E) 炉心	漏洩	-2.38	-2.01	-1.78	-1.69	-1.56	0.2
(E)/(C)		-1.07	-0.79	-0.63	-0.56	-0.5	-

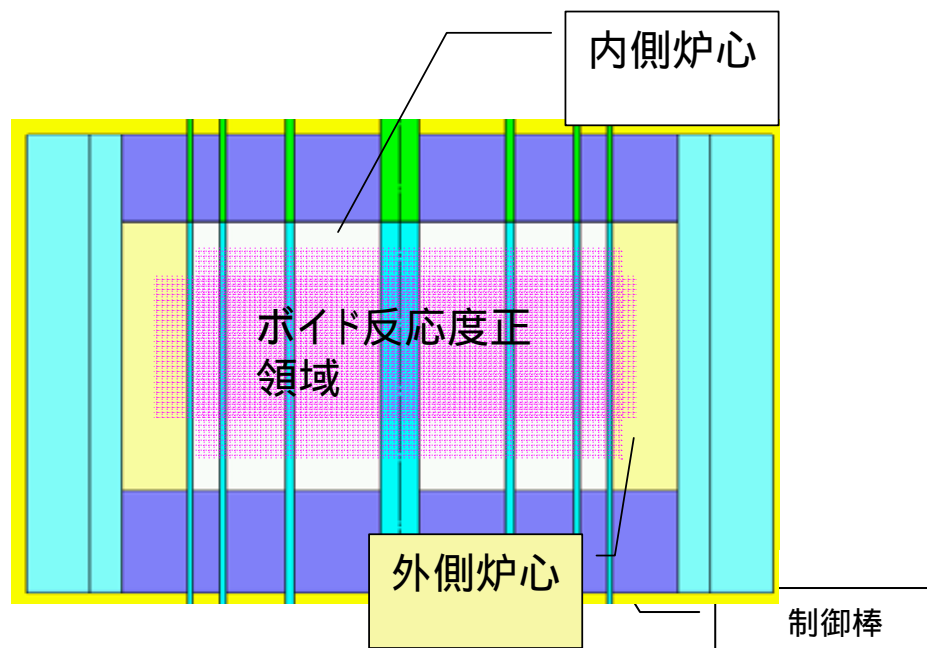


図 2.4.1-1 正のボイド反応度領域分析結果

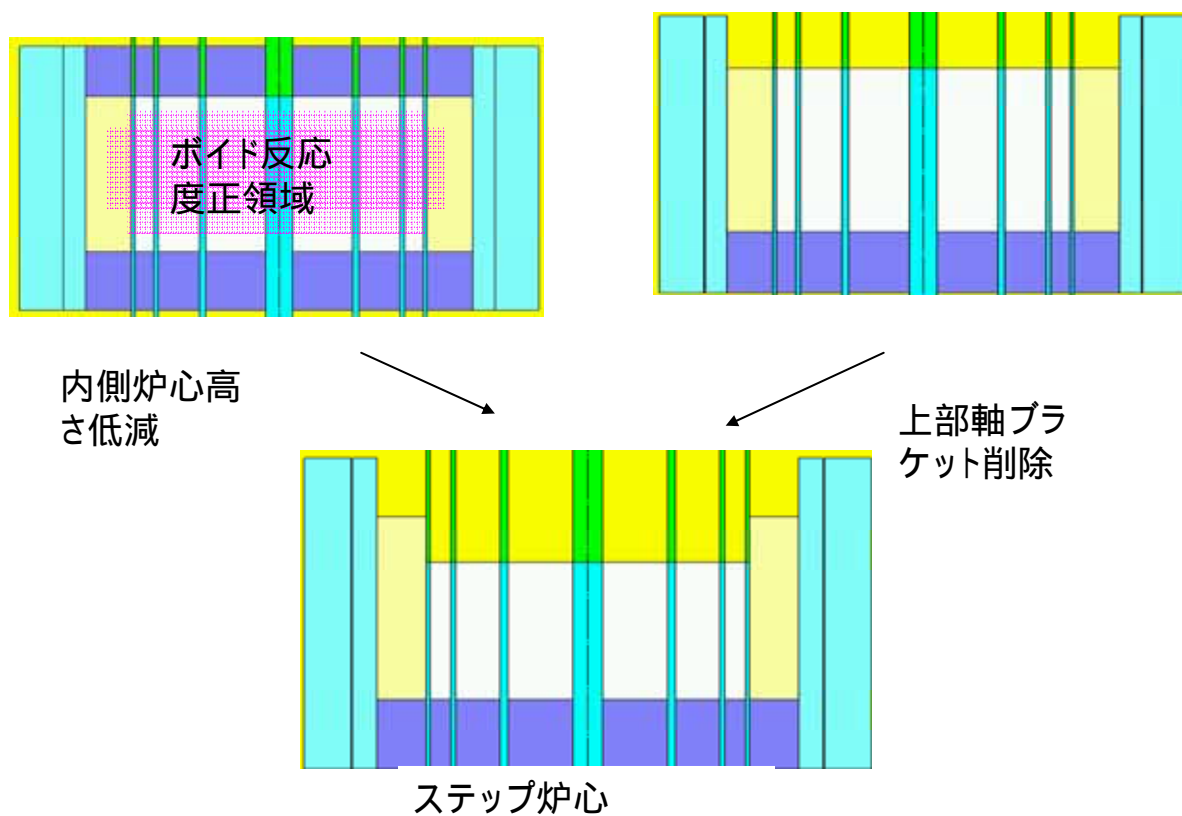


図 2.4.1-2 凹型炉心概念

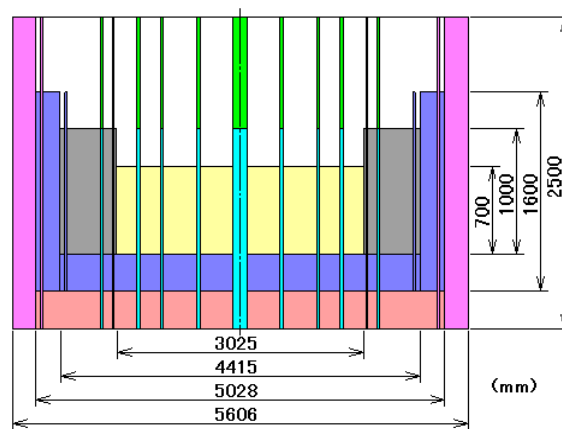
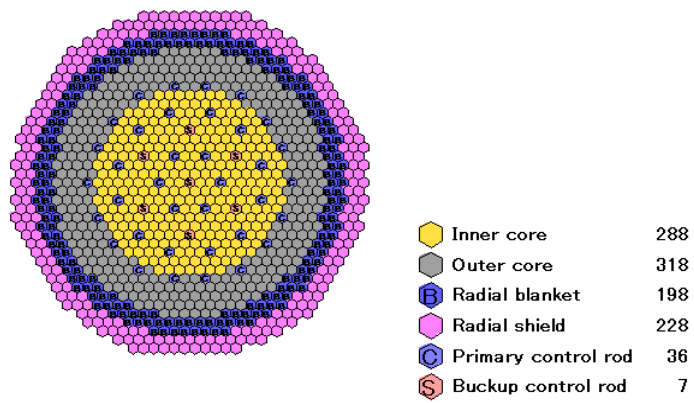


图 2.4.2-1 氧化物燃料凹型炉心配置图

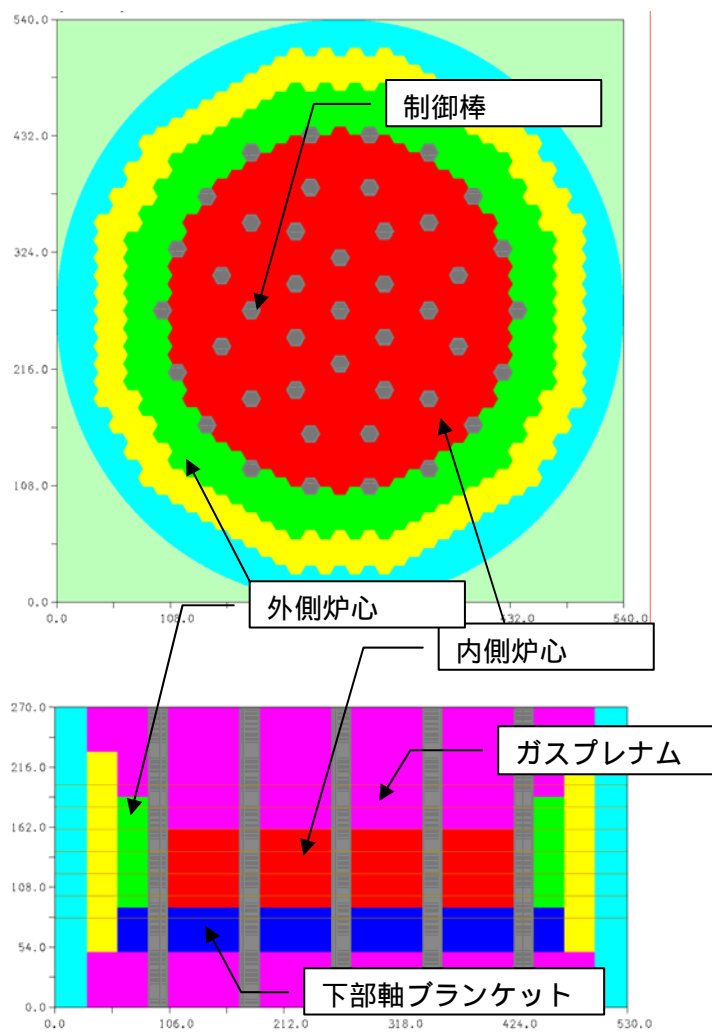


図 2.4.2-2 酸化物燃料凹型炉心断面図 (GMVP 計算モデル、単位 cm)

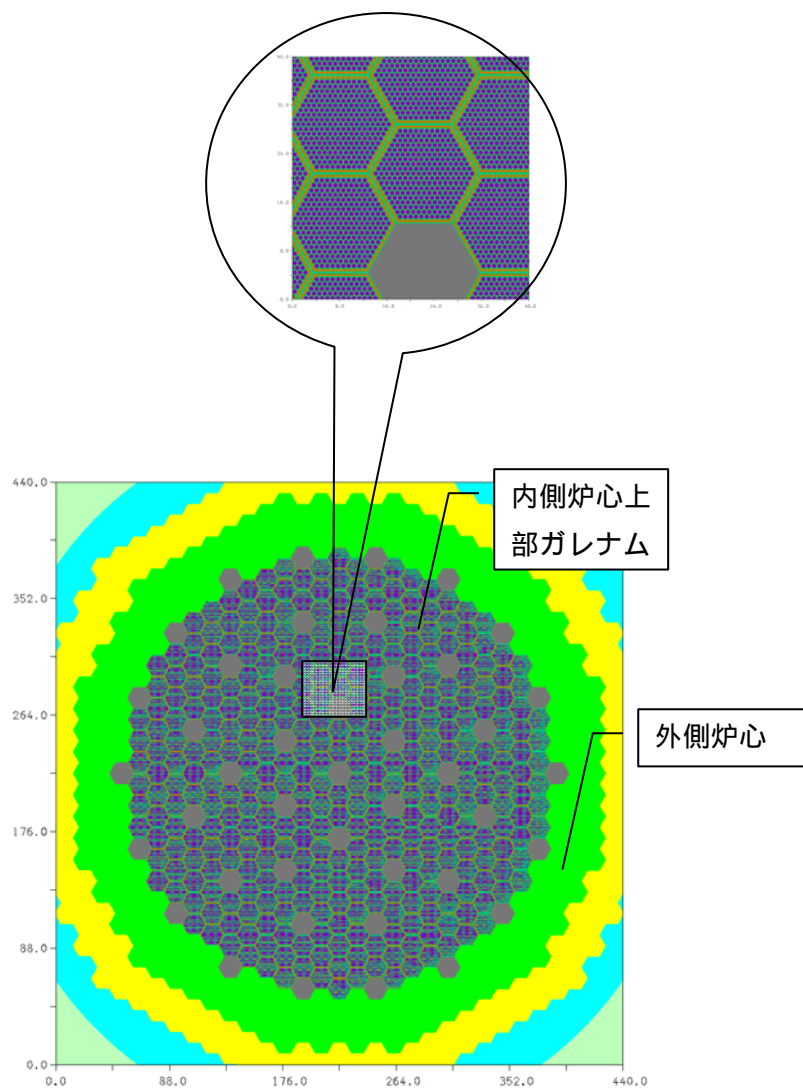


図 2.4.2-3 上部ガスプレナムモデル横断面図(単位:cm)

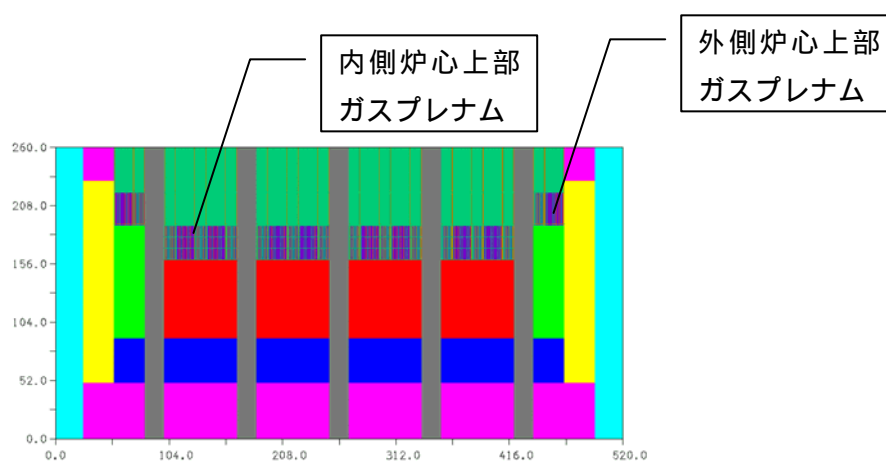


図 2.4.2-4 上部ガスプレナムモデル縦断面図(単位:cm)

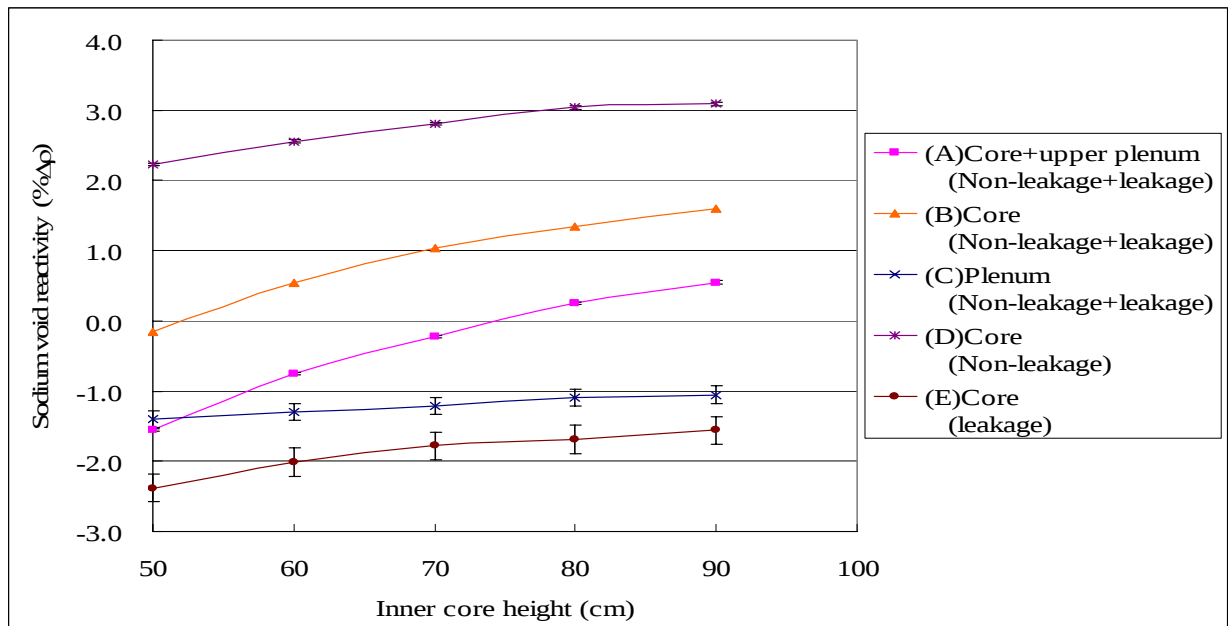


図 2.4.2-5 ナトリウムボイド反応度成分の内側炉心高さ依存性

2.5 酸化物燃料炉心における燃焼反応度の要因分析

燃焼反応度低減のためには、燃料体積比増大による親物質(U-238)の増大による内部転換比の増加が一般的に検討されている。

ここでは、燃料体積比を仮に 45%から 55%まで増大できたとして燃焼反応度がどの程度低下するかを MVP による直接計算により分析した。更に、各炉心、ブランケット領域ごとに燃焼計算を MVP-BURN ルーチンの設定により停止し、初期組成のままとすることで、各領域の燃焼反応度への寄与を評価した。

結果を表 2.5-1 及び表 2.5-2 に示す。

一般に、燃料体積比は炉心部では 35%～45%、太径燃料を用いる径ブランケット燃料でも 50%程度が上限と考えられる。原型炉径ブランケット燃料の燃料体積比は約 48%である。

従って、燃料体積比を仮に 55%まで増大できたとしても、燃焼度反応度は 1 年サイクル炉心でも $2\% \Delta \rho$ 以上(約 5\$以上)となる。運転サイクル期間の低減でこれに対処するには運転サイクル期間は2ヶ月程度とせざるを得ず、実用炉として受け入れられない長さとなる。これらの結果から、燃焼反応度を酸化物燃料で1\$未満とすることは非常に困難であると予想される。一方、金属燃料では、一般に酸化物燃料に比べ比重が大きく、親物質量を増大できると考えられるので、燃焼反応度低減による固有安全性向上炉心は金属燃料を用いることが適切と考えられる。

表 2.5-1 領域毎燃焼反応度 (燃料体積比 45%)

領域	燃焼反応度 (% Δ ρ)	コメント
炉心	3.57	MVP による直接計算
下部軸ブランケット	-0.36	MVP による直接計算
径ブランケット	-0.54	MVP による直接計算
上部プレナム	0.0	MVP による直接計算

*) 1 年サイクル炉心

表 2.5-2 領域毎燃焼反応度 (燃料体積比 55%)

領域	燃焼反応度 (% Δ ρ)	コメント
炉心	2.21	MVP による直接計算
下部軸ブランケット	-0.32	MVP による直接計算
径ブランケット	-0.48	MVP による直接計算
上部プレナム	0.0	MVP による直接計算

*) 燃焼度が 1 年サイクル炉心と同一となるよう 1 サイクル 446 日燃焼とした場合

2.6 第2章のまとめ

本研究で使用したモンテカルロ計算コードMVPを実機性能試験、大型臨界実験解析により検証し、実験値と良い一致を得た。MVPによる解析結果は最小臨界炉心及び初期炉心構成炉心の実効増倍率に対し、ともに1.00となり、統計誤差内で一致しており、本解析手法は非常に良い精度で実効増倍率を評価できることが分かった。また、燃焼係数測定試験解析により、MVPによる燃焼反応度評価手法は10%程度の精度で実測値と一致しており、且つ、計算値の方が大きいことから燃焼反応度を若干大きめに見積もることがわかった。ZPPR-9 臨界実験で実施されたナトリウムボイド反応度実験の解析値はほぼ実験値を再現しており、4～7%正側(即ち安全側)の結果を与えることが分かった。なお、本解析手法による原型炉炉心の実効遅発中性子割合は設計値に比べ約8%小さく、\$換算反応度としては、本計算手法は安全側の値を与えられ。

更に、ナトリウムボイド反応度の領域ごと反応度成分の漏洩項と非漏洩工の分離をモンテカルロ計算で行なえるよう、多群モンテカルロ計算GMVPによるボイド反応度成分分析手法を開発した。

本手法によるボイド反応度の成分分析との原型炉炉心の領域ごと寄与分析により負ボイド反応度をえられる形状として、内側炉心高さが外側炉心高さより低く上部軸ブランケットを削除した凹型炉心形状が適切であることが分かった。

また、燃焼反応度と燃料体積比の関係から、運転サイクル長が1年以上必要と考えられる実用化高速炉では、酸化物燃料では燃焼反応度を1\$未満とすることは困難であり、燃料密度が増大できる金属燃料による固有安全性向上検討が適切と判断した。

第3章 高熱伝導度燃料炉心における固有安全性設計

3.1 高熱伝導度燃料を用いた炉心検討の目的

金属燃料炉心として、従来検討されている燃料には、主に小型の炉物理試験炉や照射試験炉に用いられてきた高熱伝導度燃料炉心と EBR- で主に開発されてきたジルコニウム合金燃料炉心がある。高熱伝導度燃料炉心は、高安全性高速炉として、詳細な安全性検討がなされているものである。[1-3、2-7] 高熱伝導度燃料の候補としては、アルミニウム(Al)合金燃料、カドミウム合金燃料がある。高熱伝導度燃料は、Zr 合金燃料に比べて燃料ペレット中心最高温度が低く抑えられるため、高熱伝導度燃料を装荷した炉心(高熱伝導度燃料炉心)の定格運転時の燃料平均温度は、Zr 合金燃料炉心の場合よりも低い。したがって、定格運転時の燃料温度からナトリウム沸点あるいは燃料融点までの温度余裕が、Zr 合金燃料炉心の場合よりも大きく確保できるため、高熱伝導度燃料炉心はスクラム失敗事象(ATWS)時の受動的安全性に優れていると考えられる。カドミウムは中性子吸収断面積が大きいので、本研究ではアルミニウム合金、即ちアルミニウムとプルトニウム、ウランなどの重金属との合金金属燃料を高熱伝導度燃料炉心の代表として、本研究の主目的であるナトリウムボイド反応度負と燃焼反応度 1β 未満が両立する炉心について検討した。

ジルコニウム合金燃料炉心の場合、炉心ナトリウムボイド反応度が、8ドル以下の場合においてULOFにおける燃料健全性が達成されることが従来の解析により示されている。[2-7]

図 3-1 の中で示されるように、ジルコニウム合金燃料(U-Pu-Zr 燃料)よりアルミニウム合金燃料(U-Pu-Al 燃料)の熱伝導率は大きいので、この条件は U-Pu-Al 炉心に適用可能であることを示唆している。従って、本研究では、U-Pu-Al 合金燃料による大型商用高速中性子炉の炉心設計における燃焼反応度の減少を検討し、本研究の主目的であるナトリウムボイド反応度負と燃焼反応度 1β 未満が両立する炉心を明らかにした。

炉心運転条件に加え、炉心寸法および炉心構成が炉心特性に強く影響する。

炉心運転条件としては、実用化高速炉を想定し、本検討では熱出力 3000MWt 運転サイクル長 1 年とした。炉心設計のための重要なプラント設計条件の 1 つは炉心圧力損失であり、主に 1 次冷却系ポンプ能力によって決定されるが、本検討では高速増殖原型炉と同じく、0.5MPa と設定した。一般に炉心各部仕様は、炉心性能及び炉心設計条件と密接な関係を有する。

本検討では、最適炉心仕様を、表 3-1 に示した基本条件および基準により、図 3-2 に示される設計プロセ

スに従って設定した。

図 3-2 の各ステップで、以下の手順で作業を実施した。

ステップ 1: 主要な炉心設計条件は、表 1 に示したように商用金属燃料炉心の従来の高速中性子炉設計に基づいて設定した。

ステップ 2: 最大ボイド反応度の設計基準は上に記述されるように、8 ドル以下とした。

ステップ 3: 炉心高さのサーベイ範囲は、ボイド反応度と炉心高さの関係に関する設計経験から、0.8 m から 1m までとした。

ステップ 4: ピン・ピッチ/直径比率のサーベイ範囲は、1.08 ~ 1.2 と設定した。(最小値は燃料製造性から設定した。)

ステップ 5: ピン直径のサーベイ範囲は、5 mm から 15 mm までとした。(一般に用いられているピン直径範囲。)

ステップ 6: 炉心直径は、各ピン直径に対応して式(1)を使用して評価した。

$$Dc = \sqrt{Sa \times (Nf \times (1 + Fcr / Nf)) \times 4 / \pi / 1000000} \dots\dots\dots(1) ..$$

ここで

$$Nf = Pt * Pcf / Pmax / ftot / Npin / Hc$$

$$Sa = (Wd + 2 * Td + Tg)^2 \times \sqrt{3} / 2$$

Dc: 炉心等価直径(m)

Sa: 集合体ピッチ相当のセル面積(mm²)

Nf: 燃料集合体数

Fcr: 炉心燃料に対する制御棒の比率

Pt: 全炉出力(W)

Pcf: 炉心部出力分担率

Pmax: 最大線出力(W/cm)。

ftot: 炉心部全出力ピーキング係数。

Npin: 燃料集合体中のピン数

Hc: 炉心高さ(cm)

Wd:ラッパ間内対面間距離(mm)

Td:ダクト厚さ(mm)。

Tg:集合体間ギャップ(mm)

ステップ 7: 表 3-1 に示した最大出力ピン最高被覆管温度条件を満足するよう調整した流量に対する炉心圧力損失は MIT[2]で開発された六角形のピンバンドル型集合体のための圧力損失評価式で計算した。

ステップ 8:表 3-1 に示したように被覆管厚さを設定し、各ピン直径に対する炉心平均燃焼度は、運転条件および炉心燃料重量から計算した。

ステップ 9:燃料集合体の燃料体積比は上式から計算した。

ステップ 10:ピン直径および P/d に対する設定可能範囲は炉心圧損条件から設定した。

ステップ 11:燃料体積比はの燃焼反応度を決定する最も重要なパラメータであり、燃焼反応度を最小限にするために、燃料体積比は設定可能範囲の中で最大となるように選定した。

ステップ 12:各条件に対し最適化されたピン直径および燃料仕様を選定した。

ステップ 13:最適炉心仕様を設定し炉心特性を評価した。

炉心設計検討では、Al 合金燃料に対し Al 比率が最小又は最大と考えられる 2 つのケースを選定した。

1 つは U - Pu--30at%Al 燃料、他ケースは U - Pu--70at%Al 燃料である。本研究では最初に、従来型の 2 領域均質炉心形状による燃焼反応度低減の可能性について検討した。

燃料中の重金属燃料比率から、前者では、従来の 40%程度の燃料体積比で設計ができる予想され、後者では特に重金属重量比率が少ないために燃料体積比は 60%程度必要と予想された。炉心圧力損失制限があることから、後者では P/d を減少することにて燃料体積比を増大するためには、炉心を扁平化し、炉心高さは 0.8mとすることを選定した。前者では燃料体積比の増大は不要と考え、炉心径の抑制のために炉心高さは 1mとした。2 ケースの燃料仕様の上記設定シナリオによる仕様選定結果を、図 3-3 と図 3-4 に示す。即ち、炉心圧損条件を満足するためにピン径は従来原型炉ピン径等に比較し太径化された仕様を選定された。

これらの図から、設定した燃料仕様を表 3-2 に示す。

また、上記のステップに従い、各燃料仕様に対して、燃料集合体数を設定した。但し、図 3-5 に示すように

炉心配置上、六角対称性を維持するために集合体数の微調整を行なった。径ブランケット厚さ、軸ブランケット厚さは、従来の高速中性子炉炉心と同等になるよう設定した。調整後の炉心寸法および集合体数を表 3-4 に示す。

3.2 高熱伝導度燃料炉心の炉心特性評価

3.2.1 計算方法

主要炉心特性及び反応度係数は、JENDL-3.3 ライブラリを用い三次のモンテカルロ計算コード MVP [2-1] により評価した。表 3-3 に燃焼反応度及びナトリウムボイド反応度等の特性評価手法を示す。

3.2.2 低燃焼反応度炉心の主要炉心特性及び反応度係数

炉心仕様とともに、主要炉心特性を表 3-4 に示す。

U-Pu-70at%Al 炉心の燃料体積比は、偏平化により 58%に増大化している。このため、両炉心の Pu 富化度は、重金属組成に大きな差があるにもかかわらずほぼ等しい。低富化度化により、U-238 割合が増大し、増殖比が高くなり、燃焼反応度は零または負にまで低減することができた。しかし、ナトリウムボイド反応度は、8 ドル程度と大きくなった。これは通常の均質炉心形状となっているためである。これらの炉心の反応度係数を表 3-5 に示す。炉心支持板膨張係数は炉心直径の増大により大きくなるが、炉心ドップラ係数はジルコニウム燃料炉心と同程度である。

3.3 負ボイド反応度達成のための炉心配置の最適化

3.3.1 凹型炉心概念の適用

上述の炉心は炉心のためのナトリウムボイド反応度が 8\$程度と大きく、ULOF に対する固有安全性要求を満足していない。このため、2 章に示した凹型炉心形状への変更によるナトリウムボイド反応度の低減を検討した。

3.3.2 最適化炉心の特性評価

表 3-4 に示す U-Pu-30%Al 炉心と U-Pu-70%Al 炉心の特長を組み合わせ、炉心径及び燃料仕様は U-Pu-70%Al 炉心の高燃料体積比、大型炉心仕様とし、炉心高さを U-Pu-30%Al 炉心の 1m 高さとする事で炉心最適化を図った。さらに凹型炉心形状とするために、上部軸ブランケットを削除し、内側炉心高さを低減

してボイド反応度を抑制した。図 3-6 に、内側炉心の炉心高さと燃焼反応度及びボイド反応度の関係を示す。燃焼反応度が1\$未満で且つナトリウムボイド反応度が負となる最大炉心高さは約 0.7m となった。

本最適化炉心の炉心配置及び断面図を図 3-7 に示す。内側炉心高さを 0.7m、外側炉心を 1mとし、炉心径は約 4.7m とした。また、最適化炉心仕様及び燃料仕様を表 3-6 に示す。この最適化炉心の炉心径は U-Pu-70%Al 炉心と同じで、且つ、目標反応度要求(燃焼反応度 1\$未満、ボイド反応度負)を満足している。本表で、燃料融点との燃料温度の余裕が 300 と十分大きく、高速中性子炉炉心への U-Pu - Al金属燃料の適用可能性が高いことを示している。

3.4 最適化炉心の長寿命化検討

最近、経済性の向上のために長寿命を有する炉心研究が高速炉プラントにおいても要求されている。

長寿命化炉心の運転サイクル長としては、中性子照射量から定まる燃料集合体構造の寿命に相当するサイクル長さとして 4 年を想定した。即ち、1年サイクル炉心では4バッチ交換とした場合、表 3-4より取り出し燃焼度が 80GWD/tで、原型炉高燃焼度炉心並みの燃焼度となり、構造健全性の上限に近い。このため、燃焼度を維持しつつ4年サイクル1バッチ炉心とすることで運転サイクル期間の長寿命化を図った。

4 年サイクル炉心の熱水力条件は、前述の 1 年サイクル炉心と同一とした。また、ボイド反応度抑制のため、内側炉心高さの低減、上部軸ブランケットの削除を同様に適用した。ピン直径、燃料密度等の燃料設計パラメータは一定とした。

表 3-7 の中央列に 4 年サイクル長炉心の仕様及び主要特性を示す。燃焼反応度以外はオリジナルの 1 年サイクル炉心と同様である。しかし、本炉心の燃焼反応度は 2.9%と大きく、全制御棒が引き抜かれた場合には、UTOP で大きな正の反応度が挿入される。

このため、燃焼反応度低減のために、マイナアクチニド(MA)の混入効果を検討した。金属燃料における MA の混入はジルコニウム合金燃料に対しては研究がすすんでいる。[2-43]

ここでは、重金属と混合する MA の同位体組成重量比は $\text{Np-237}/\text{Am-241}/\text{Am-243}/\text{Cm-244}=1/4/2/2$ と仮定した。MA は燃料に混入することで燃焼反応度の増加を抑えることができるが、一方、ボイド反応度の増大の要因ともなりうる。

このため、MA と両反応度特性の関係を本炉心を対象に評価した。図 3-8 に結果を示す。重金属中の MA

重量割合が約 3%の場合、燃焼反応度がほぼ 0 となり、ボイド反応度は-0.5 ドルとなった。

MA 重量割合 3%は、LWR 使用済み燃料の燃料組成と比較して、やや大きいが、再処理時に LWR 燃料から MA を分離し、燃料製造時に Al 合金に混合することで達成することができる。FBR 使用済み燃料中の MA 割合は 2-3%の範囲である。なお、Al 合金燃料の再処理に通常用いられる乾式再処理では MA は重金属と共に回収されるものとした。

表 3-1 U-Pu-Al 合金燃料炉心の設計条件

仕様	単位	状態	コメント
原子炉熱出力	MWt	3000	
炉心入口温度		350	
炉心出口温度		510	
炉心圧力損失	MPa	0.5 以下	
炉心ボイド反応度	\$	8 以下	
最大線出力	W/cm	550	Zr 燃料経験に基く
被覆管のピーク温度		650	同上
燃料被覆管温度ホットスポット係数		1.25	
被覆管厚さに対するピン径の比率		20	

表 3-2 U-Pu-Al 合金燃料用の燃料ピン仕様

仕様	部隊	U-Pu-30at%Al 炉心	U-Pu-70at%Al 炉心
燃料物質	-	U-Pu-30%Al	U-Pu-70%Al
ピン数	/assembly	271	331
ピン径	mm	8.5	11.0
被覆管厚さ	mm	0.43	0.55
ピンーピン・ギャップ	mm	1.7	0.88
ピン・ピッチ	mm	10.2	11.88
P/d		1.2	1.08
ラッパ管内対面距離	mm	170	219
集合体配列ピッチ	mm	176	225

表 3-3 炉心核特性評価の解析法

項目	条件
断面積ライブラリ	JENDL-3.3
コード	MVP、MVP - BURN
方法	連続的エネルギー 3次元モンテカルロ
反応度係数評価時点炉心条件	サイクル末期
中性子ヒストリ数	1,000,000

表 3-4 低燃焼度反応度炉心の炉心仕様および主要特性

仕様と特性	単位	UPu-30at%Al 炉心	UPu-70at%Al 炉心	備考 (U-Pu-10wt%Zr 炉心)
サイクル長さ	年	1	1	1
設備利用率	%	100	100	100
熱出力	MWt	3000	3000	3000
炉心等価直径	m	3.6	4.5	3.0
炉心高さ	m	1.0	0.8	1.0
燃料被覆管中の燃料密度	-	7.9	6.5	11.92
燃料体積比率	%	46	58	40
増殖比		1.4	1.4	1.5
富化度(内側/外部)	%	13.4/16.0	14.4/16.7	11.7/13.9
サイクル初期核分裂性物質インベントリ	t	3.5	4.5	2.8
年間燃焼度	GWd/t	30	24	34
最大線出力	W/cm	550	550	400
燃焼反応度	% $\Delta \rho$	-0.1	0.4	-3
炉心ボイド反応度	\$	8	7	10
入口温度		355	355	355
出口温度		510	510	510
被覆管最高温度		650	650	650
炉心圧力損失	MPa	0.5	0.5	0.5

表 3-5 低燃焼度反応度炉心の反応度係数

係数	単位	U-Pu-30at%Al 炉心	U-Pu-70at%Al 炉心
ドップラ	TdK/dT	-3.78E-03	-2.798E-03
燃料密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	3.529E-01	3.640E-01
冷却材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	-2.797E-02	-2.388E-02
構造材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	-6.522E-02	-4.527E-02
炉心支持板膨張	$\Delta k/k /$	-1.201E-05	-1.330E-05

表 3-6 負ボイド反応度のための最適化炉心の設計条件および仕様

仕様	単位	炉心 1	炉心 2	最適化された炉心
燃料組成	-	U-Pu-30at%Al	U-Pu-70at%Al	U-Pu-30at%Al
冷却材	-	ナトリウム	ナトリウム	ナトリウム
熱出力	MWt	3000	3000	3000
運転サイクル長さ	年	1	1	1
入口温度		355	355	355
出口温度		510	510	510
最高被覆管温度		650	650	650
最大線出力	W/cm	550	550	550
炉心圧力損失	MPa	0.5	0.5	0.5
炉心等価直径	m	3.6	4.7	4.7
炉心高さ (内側/外側)	m	1.0/1.0	0.8/0.8	0.7/1.0
軸方向ブランケット厚さ (上部/下部)	m	0.3/0.3	0.3/0.3	0.0/0.3
ピン径	mm	8.5	11.0	11.0
P/d	-	1.2	1.08	1.08
ピン数	/集合体	271	331	331
集合体配列ピッチ	mm	176	225	225
燃料体積比	%	46	57	57
増殖比		1.41	1.41	1.36
Pu 富化度(内側/外側)	%	13.4/16.0	14.4/16.7	12.8/14.6
核分裂性物質インベントリ	t	3.5	4.5	4.9
1年当たりの燃焼度	GWd/t/ 年	30	24	20
燃焼反応度	% $\Delta k/k$	-0.1	0.4	0.1
ボイド反応度	\$	8	6	-2

表 3-7 長寿命炉心の設計条件および仕様

仕様	単位	1 年サイクル長さ 炉心(初期設計)	4 年サイクル長さ炉心	固有安全性 4 年サイクル長
燃料組成	-	U-Pu-30at%Al	U-Pu-30at%Al	U-Pu-3%MA-30at%Al
冷却材	-	ナトリウム	ナトリウム	ナトリウム
熱出力	MWt	3000	3000	3000
運転サイクル長さ	年	1	4	4
入口温度		355	355	355
出口温度		510	510	510
最高被覆管温度		650	650	650
最大線出力	W/cm	550	550	550
炉心圧力損失	MPa	0.5	0.5	0.5
炉心等価直径	m	4.7	4.7	4.7
炉心高さ (内側/外側)	m	0.7/1.0	0.7/1.0	0.7/1.0
軸方向ブランケット厚さ (上部/下部)	m	0.0/0.3	0.0/0.3	0.0/0.3
ピン径	mm	11.0	11.0	11.0
P/d	-	1.08	1.08	1.08
ピン数	/集合体	331	331	331
集合体配列ピッチ	mm	225	225	225
燃料体積比	%	57	57	57
増殖比		1.36	1.22	1.23
Pu 富化度(内側/外側)	%	12.8/14.6	13.6/15.4	12.5/14.3
核分裂性物質インベントリ	t	4.9	5.2	4.8
1 年当たりの燃焼度	GWd/t /年	20	79	82
燃焼反応度	% $\Delta k/k$	0.1	2.9	0.1
ボイド反応度	\$	-2	-1.3	-0.5

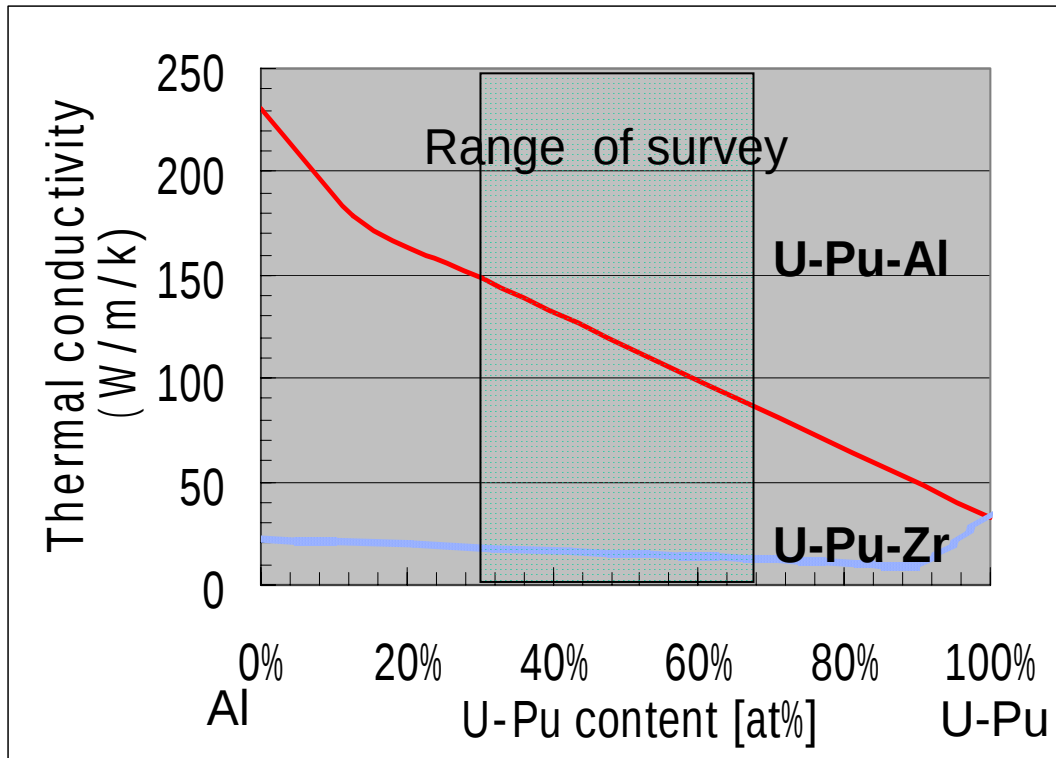


図 3-1 U-Pu-Al 合金の熱伝導度

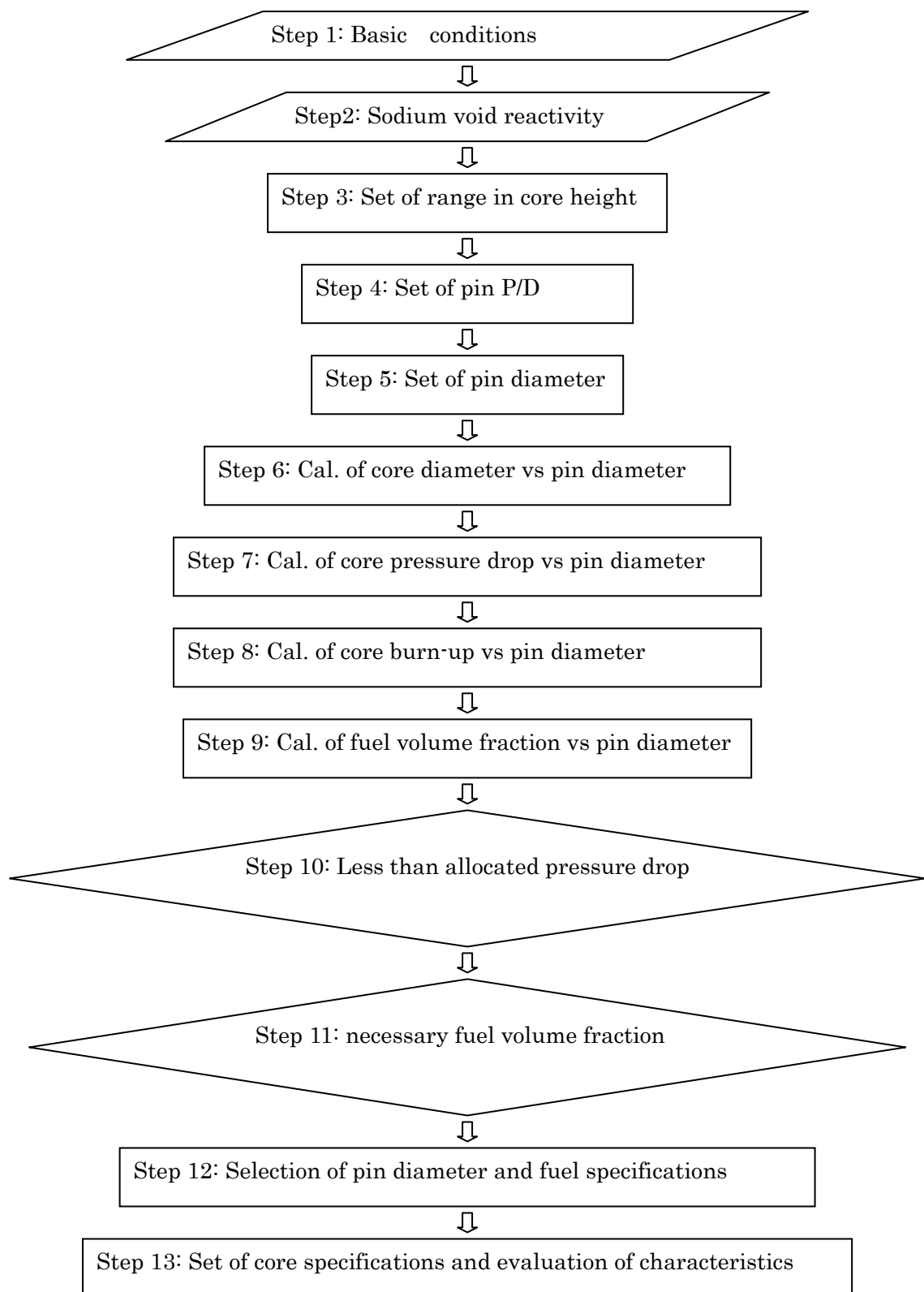


図 3-2 低燃焼反応度炉心のための炉心仕様の選択のための設計フロー

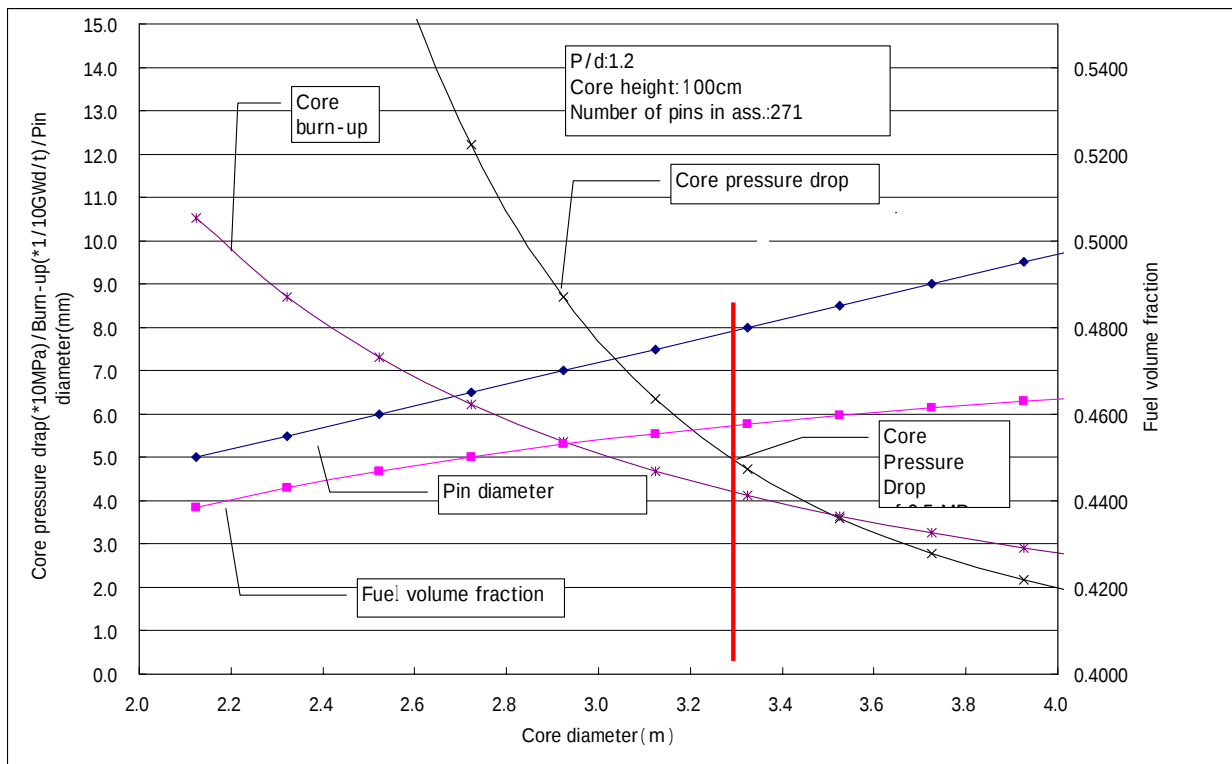


図 3-3 U-Pu-30at%A燃料仕様の最適化

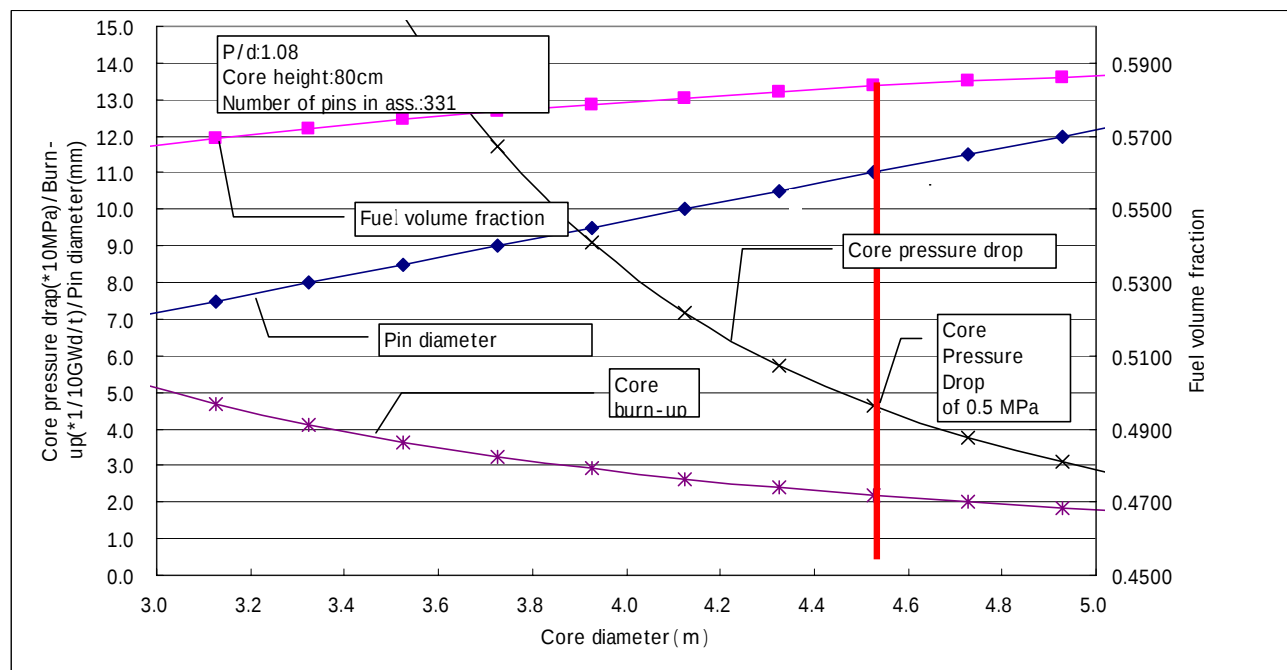
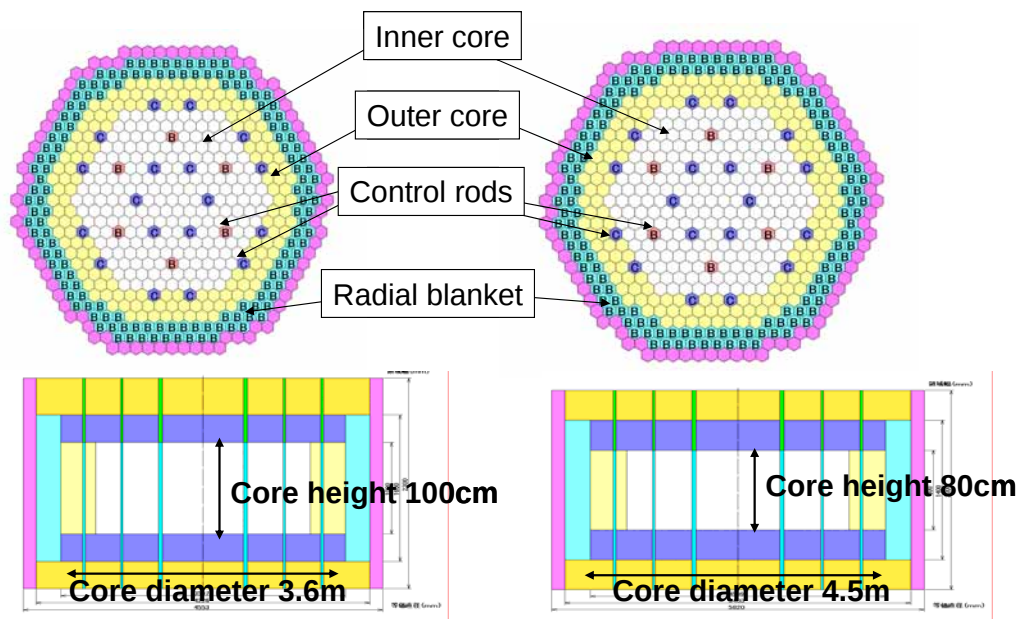


図 3-4 U-Pu-70at%A燃料仕様の最適化



(1) U-Pu-30at%Al 燃料炉心

(2) U-Pu-70at%Al 燃料炉心

図 3-5 Al 燃料による低燃焼反応度炉心配置

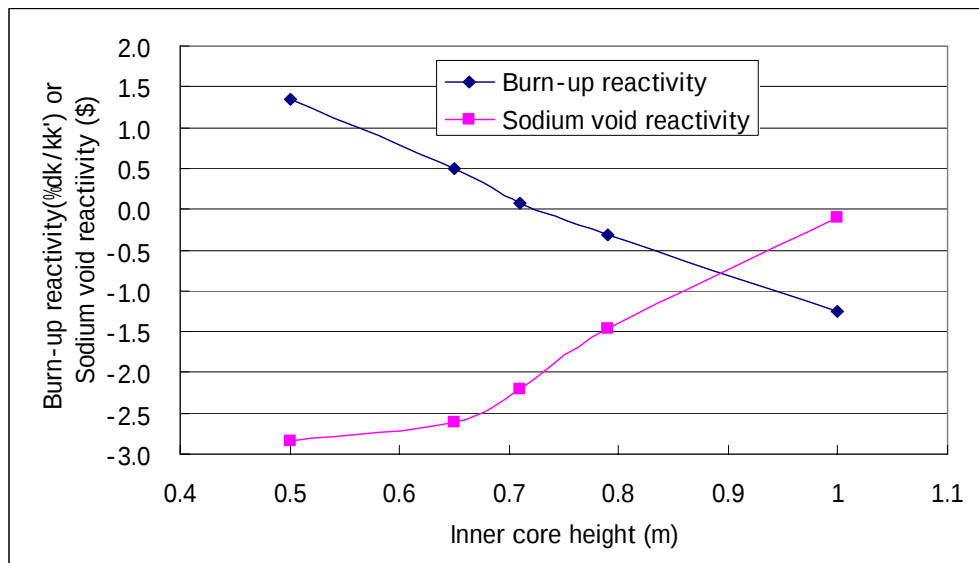


図 3-6 両反応度と内側炉心高さの関係

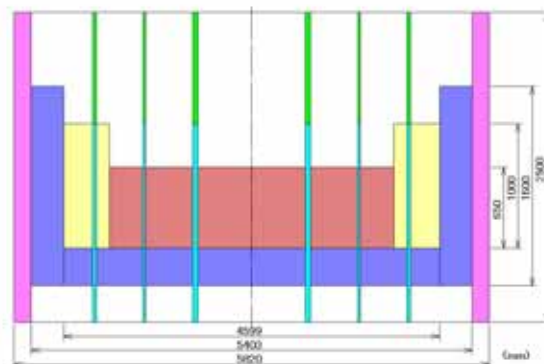
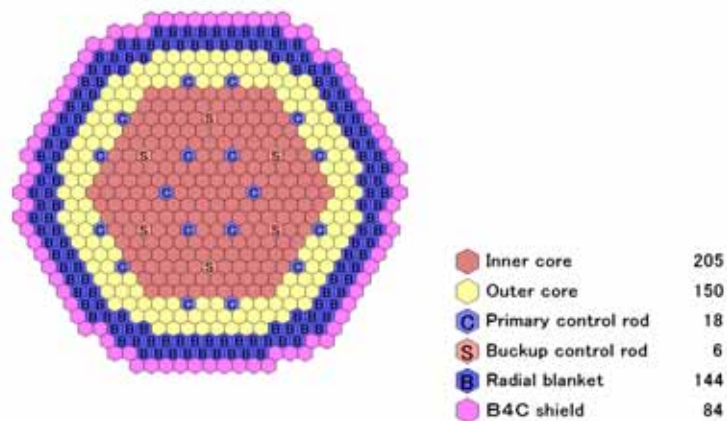


図 3-7 低燃焼度反応度および負ボイド反応度の最適化炉心

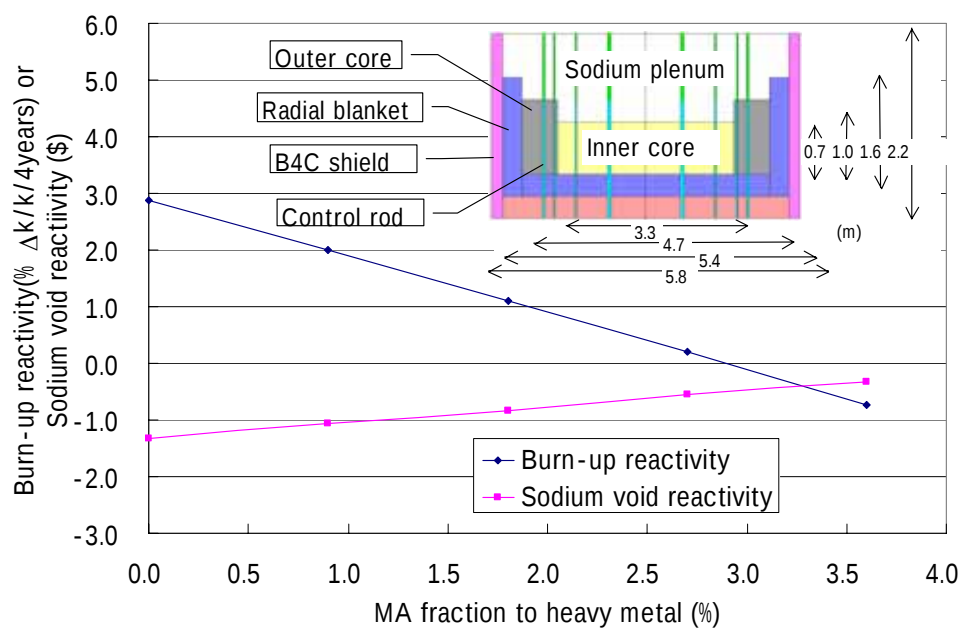


図 3-8 MA 割合と反応度変化

3.5 高熱伝導度燃料固有安全性向上炉心の安全解析

本節では、上記のアルミニウム合金燃料炉心の固有安全性効果を確認するために、以下の 2 つの評価を行なう。

ひとつは二ノ方らにより提案されている自己制御性マップ[2-14]を用いた確認であり、もうひとつは、過渡時挙動解析コード ARGO-T[2-5]による炉心健全性確認である。

これらは詳しくは石津[2-1]により報告されているが、本節では簡単に概要を説明し、上記炉心の位置づけを明らかにする。

3.5.1 自己制御性セーフティマップ

自己制御性を定量的に評価するための手法として、二ノ方らによって自己制御性セーフティマップの概念が提案されている[2-14,15,16]。これは、事故時の挿入反応度は、事故時の炉心各部分の温度変化に比例して変化するという炉心特性に則っており、それらの反応度の合計が、燃料溶融防止や、冷却材沸騰防止という自己制御性に関わる温度制限値と定格運転時の温度差に対応する反応度をもとめ、これらの限界反応度を評価することで、対象とする特定の炉心の反応度特性をこの限界反応度特性との比較することで、その炉心の自己制御性を判断するものである。即ち、セーフティマップでは、事故判断基準事故時の冷却材の温度上昇に支配される実効的な反応度(実効冷却材反応度)と、燃料の温度上昇によって決定される実効的な反応度(実効燃料反応度)によって、ULOF 及び UTOP 時の自己制御性成立の判断基準(冷却材沸騰及び燃料溶融)を下記の相関式から求められた限界線によって表わす。UTOP 限界線は、定格出力に対する最高温度時の原子炉出力比に依存し、ULOF 限界線は、定格時における出力/冷却材流量比の最高温度時に対する比に依存して変化する。これらの限界線以内の自己制御性成立領域内に位置づけられる、実効冷却材反応度及び実効燃料反応度の組み合わせを有する炉心は、事故事象発生時においても、実効反応度の合計が負になり冷却材沸騰及び燃料溶融に至ることなく、事象は終息する。ボイド反応度が負の炉心は冷却材温度係数が負となり、これらの反応度が負になることから、自己制御性が確保されることとなる。

実効燃料反応度及び実効冷却材反応度は、炉心設計によって決まる反応度係数と、燃料及び冷却

材温度上昇量の積によって定義される。

実効燃料反応度

$$\rho_{f,eff} \equiv \int dz [k_{dop}(z) + k_{f,exp}(z)] \cdot \Delta T_f(z,0) \quad \dots\dots(3.5-1)$$

実効冷却材反応度

$$\rho_{c,eff} \equiv \int dz [k_{dop}(z) + k_{f,exp}(z) + k_{cld}(z) + k_{Na}(z) + k_{SA,exp}(z)] \cdot \Delta T_c(z,0) \quad \dots\dots(3.5-2)$$

ここで、記号はそれぞれ以下を示している。

kdop：ドップラ係数

kf,exp: 燃料軸方向膨張反応度係数

kcld: 被覆管反応度係数

kNa: 冷却材反応度係数

kSA,exp: 集合体反応度係数

$\Delta T_f(z,0)$: 時刻 0 秒における、軸方向位置 z での被覆管温度から径方向平均燃料温度までの温度上昇

$\Delta T_c(z,0)$: 時刻 0 秒における集合体入口から軸方向位置 z までの冷却材温度上昇

一方、事故時のネット反応度は、以下の式で表すことができる。

$$\begin{aligned} \rho_{tot}(t_{max}) = & \int dz [k_{dop}(z) + k_{f,exp}(z)] \cdot [T_f(z, t_{max}) - T_f(z, 0)] \\ & + \int dz k_{cld}(z) \cdot [T_{cld}(z, t_{max}) - T_{cld}(z, 0)] \\ & + \int dz [k_{Na}(z) + k_{SA,exp}(z)] \cdot [T_c(z, t_{max}) - T_c(z, 0)] + \rho_{ext} \quad \dots\dots (3.5-3) \end{aligned}$$

ここで、 t_{max} は、燃料温度あるいは冷却材温度が最高となる時刻を示している。

(3.5-1), 3.5-2)式を、ネット反応度を記述する(3.5-3)式に代入すると、実効燃料反応度及び実効冷却材反応度の関係式(2.1-4)が得られる。これが、自己制御性の成立限界線となる。

$$\rho_{c,eff} = -\frac{g_f(t_{max})-1}{g_c(t_{max})-1} \rho_{f,eff} - \frac{\rho_{ext} - \rho_{tot}(t_{max})}{g_c(t_{max})-1} \quad \dots\dots(3.5-4)$$

ここで、関数 $g_f(t_{\max}), g_c(t_{\max})$ の定義は、それぞれ以下のとおりである。

$$g_f(t_{\max}) \equiv \frac{\int k_f(z) \Delta T_f(z, t_{\max}) dz}{\int k_f(z) \Delta T_f(z, 0) dz} \quad \dots\dots (3.5-5)$$

$$g_c(t_{\max}) \equiv \frac{\int k_c(z) \Delta T_c(z, t_{\max}) dz}{\int k_c(z) \Delta T_c(z, 0) dz} \quad \dots\dots (3.5-6)$$

更に、事故時の炉心温度分布を定格運転状態での温度分布からの外挿で表すことができると仮定すると、上記の関数 $g_f(t_{\max}), g_c(t_{\max})$ は、以下のように近似できる。

$$g_f(t_{\max}) \equiv \frac{P(t_{\max})}{P(0)} \quad \dots\dots (3.5-7)$$

$$g_c(t_{\max}) \equiv \frac{P(t_{\max})/F(t_{\max})}{P(0)/F(0)} \quad \dots\dots (3.5-8)$$

(3.5-4)式に(3.5-7)、(3.5-8)式を代入し、ULOF 事象では外部挿入反応度はゼロであること、あるいは、UTOP 事象では冷却材流量は定格運転条件のまま一定であるといった条件を考慮すると、ULOF 事象及び UTOP 事象に対する限界線はそれぞれ、(3.5-9),(3.5-10)式のように得られる。

ULOF 限界線

$$\rho_{c,eff} = -\frac{g_f(t_{\max})-1}{g_c(t_{\max})-1} \rho_{f,eff} + \frac{\rho_{tot}(t_{\max})}{g_c(t_{\max})-1} \quad \dots\dots (3.5-9)$$

UTOP 限界線

$$\rho_{c,eff} = -\rho_{f,eff} - \frac{\rho_{ext}}{g_f(t_{\max})-1} \quad \dots\dots (3.5-10)$$

この手法は、多様な炉心についても同一マップ上でその自己制御性を比較・分析することができ、炉心の自己制御能力を評価する上で非常に有効である。

3.5.2 自己制御性セーフティマップにおける固有安全性炉心の位置づけ

石津によりセーフティマップにおける ULOF 及び UTOP 限界線は、ARGO-T の計算結果に基づいて作成されている[1-4]。ARGO-T 解析では、反応度係数をパラメータとして解析を行い、冷却材が沸騰する反応度係数の条件、及び燃料溶融が発生する反応度係数の条件を調べた。ただし、UTOP 限界線については、制御棒引き抜き反応度を1\$としている。

得られた解析結果から、冷却材沸騰及び燃料溶融が起こる反応度係数条件を求めて、ULOF 及び UTOP 限界線を作成している。

アルミニウム合金燃料炉心におけるセーフティマップ及び、表 3-8 に示した本炉心の反応度係数から得られる本炉心の実効反応度の位置を図 3-9 に示す。

本図より、この炉心の自己制御性は十分余裕を持って成立することが分かる。

3.5.3 過渡解析による安全性確認

本節では、上記のアルミニウム合金燃料炉心の固有安全性効果を直接的に確認するために、ULOF 及び UTOP 時の炉心過渡挙動を過渡時挙動解析コード ARGO-T[2-5]により確認した。

これらは詳しくは石津[2-1]により報告されているが、本節では簡単に解析の概要を説明し、上記炉心がこれらの過渡時に健全であることを確認した結果を示した。

1) ULOF シーケンス

ULOF 事象は、冷却材ポンプへの電力喪失と原子炉のスクラム失敗により開始する。通常の炉心の場合には炉出力は初期出力に維持されるが、炉心流量は減少するため、炉心流量の減少に伴って、冷却材出口温度は増大する。これに伴ない温度上昇により負の反応度が挿入されるような高い自己制御性を持つ炉心の場合には、炉出力は、炉心流量減少に伴ない減少する。炉心膨張やドブブラ効果による大きな負の反応度フィードバックが投入されるためである。金属燃料の熱伝導度は高いため、燃料温度

は冷却材温度に追従して上昇し、ドップラ反応度は負となる。この負のドップラ反応度フィードバックは、金属燃料炉心の ULOF 事象に対する受動的安全性の重要な特徴の1つである。ULOF シーケンスの自己制御性の要求条件である「たとえ ULOF 時においても冷却材は沸騰しないこと」を満足する炉心の設計要求は、冷却材沸騰を防止するような大きなドップラ係数(絶対値)と小さな冷却材密度反応度係数を採用することであるが、本炉心では冷却材密度係数は酸化物燃料と異なり、負であるため、正の反応度要因が基本的にないため、出力は低下する。

2)UTOP シーケンス

UTOP 事象は、原子炉のスクラム失敗を伴う制御棒誤引き抜きによって開始する。炉出力は、定格炉心流量の条件下で、正の制御棒引抜反応度の挿入に従って上昇する。従来の高速炉の UTOP 評価では、複数の運転用制御棒のうちの同時に駆動される制御棒1体だけの引き抜きを想定していた。しかし、本炉心では、燃焼反応度を1\$未満とできるため、定格時の定格時に挿入される運転用制御棒全数が同時に引き抜かれても燃料溶融を防止できるよう炉心特性を検討してきた。燃料温度は、正の反応度挿入が最大制御棒引き抜き反応度に到達するまで上昇する。UTOP シーケンスの自己制御性の要求条件である「たとえ UTOP 時においても燃料溶融は生じないこと」を満足する炉心の設計要求条件は、全制御棒引き抜き時においても燃料溶融を防止できるような大きなドップラ係数(絶対値)と小さな燃焼反応度とすることであるが、後者は制御棒全数誤引き抜きを想定した条件で評価できる点が、本炉心の固有安全性向上のポイントとなっている。。

3)ARGO-T コードの解析モデル

ATWS 挙動を、ARGO-T コード[1-14]を用いた計算によって模擬した。ARGO-T は、単ピンモデルを用いた多チャンネルの FBR プラント動特性解析コードであり、炉心反応度特性以外は上記論文[1-4]と同じモデルを採用した。

4)解析条件

上記の高熱伝導燃料固有安全性向上炉心について、ULOF 及び UTOP 解析をそれぞれ実施した。

主要な解析条件を、表 3-9 に示す。一般に、燃料の熱伝導度は、温度や燃焼度に応じて変化するが、

本解析では、簡易的に全ての温度範囲及び燃焼状態においてアルミニウム合金燃料の熱伝導度は 100W/m/K 一定と仮定している。また、アルミニウム合金燃料の線膨張率は $3.6 \times 10^{-5} /$ 一定と想定した。

ULOF 事象の過渡条件としては、1 次主冷却系主ポンプフローコストダウンの半減時間を 15 秒、主ポンプ停止時にも駆動されるポニーモータの定格流量比を 15%と想定した。また、UTOP 事象の過渡条件については、制御棒引き抜き速度を $3\phi / \text{s}$ 一定とし、最大制御棒引抜反応度、即ち、本炉心での燃焼反応度まで引き抜かれるものとした。

本研究では、冷却材が沸騰しないこと及び燃料の溶融がないことを炉心損傷を排除する判断条件(自己制御性の成立条件)として定義している。冷却材の沸点は、本来、飽和温度の圧力依存性があるが、ここでは簡易的に 1213K 一定と仮定した。また、燃料の融点については、ジルコニウム合金燃料と同じ 1373K であると仮定した。

5) 解析結果

ULOF 事象は、原子炉のスクラム失敗を伴って、冷却材ポンプへの電力喪失により開始することを想定した。ULOF シーケンスの計算結果を図 3-10 に示す。本図には、出力と炉心流量挙動、反応度挙動、炉心燃料集合体の冷却材出口温度の時間変化を示した。

1 次系流量コストダウンの流量半減時間が 15 秒で 1 次系ポンプのポニーモータ再起動流量比が 15%の条件においては、冷却材は沸騰せず、燃料も溶融しないことが分かる。

即ち、アルミニウム合金燃料固有安全性向上燃料炉心では、非常に小さい被覆管膨張反応度が正の反応度を与えるだけで、燃料膨張とドブブラによる負の反応度により、ULOF 時の核的炉停止が達成できる。。

UTOP 事象は、反応度挿入率 $3\phi / \text{s}$ に相当する全制御棒誤引き抜きと原子炉スクラム失敗によって開始されることを想定した。制御棒誤引き抜き反応度は余裕を見て最大 $1.\$$ と想定した解析結果を図 3-11 に示す。

本図に示すように TOP 開始後約 33 秒で最大出力 1.7Po (Po は定格出力)、最大ネット反応度は約 $0.15\ \$$ となった。このときの燃料最高温度は 990K であり、燃料融点 (1373K) に対し十分余裕がある。即

ち、アルミニウム合金燃料固有安全性向上炉心は UTOP 事象に対しても自己制御性が非常に優れた炉心である。

表 3-8 固有安全性向上 4 年サイクル炉心の反応度係数

係数	単位	固有安全性 4 年サイクル長炉心
ドップラ	TdK/dT	-3.90E-03
燃料密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	3.55E-01
冷却材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	0.17E-02
構造材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	-6.21E-02
炉心支持板膨張	$\Delta k/k /$	-1.101E-05

表 3-9 高熱伝導度固有安全性向上炉心の過渡解析条件

仕様	単位	固有安全性 4 年サイクル長
燃料組成	-	U-Pu-3%MA-30at%Al
冷却材	-	ナトリウム
熱出力	MWt	3000
運転サイクル長さ	年	4
入口温度		355
出口温度		510
最高被覆管温度		650
最大線出力	W/cm	550
炉心圧力損失	MPa	0.5
炉心等価直径	m	4.7
炉心高さ (内側/外側)	m	0.7/1.0
軸方向ブランケット厚さ(上部/下部)	m	0.0/0.3
ピン径	mm	11.0
P/d	-	1.08
ピン数	/集合体	331
Pu 富化度(内側/外側)	%	12.5/14.3
燃焼反応度	% $\Delta k/k$	0.0
ボイド反応度	\$	-0.5
ドップラ	TdK/dT	-3.90E-03
燃料密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	3.55E-01
冷却材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	0.17E-02
構造材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	-6.21E-02
炉心支持板膨張	$\Delta k/k /$	-1.101E-05

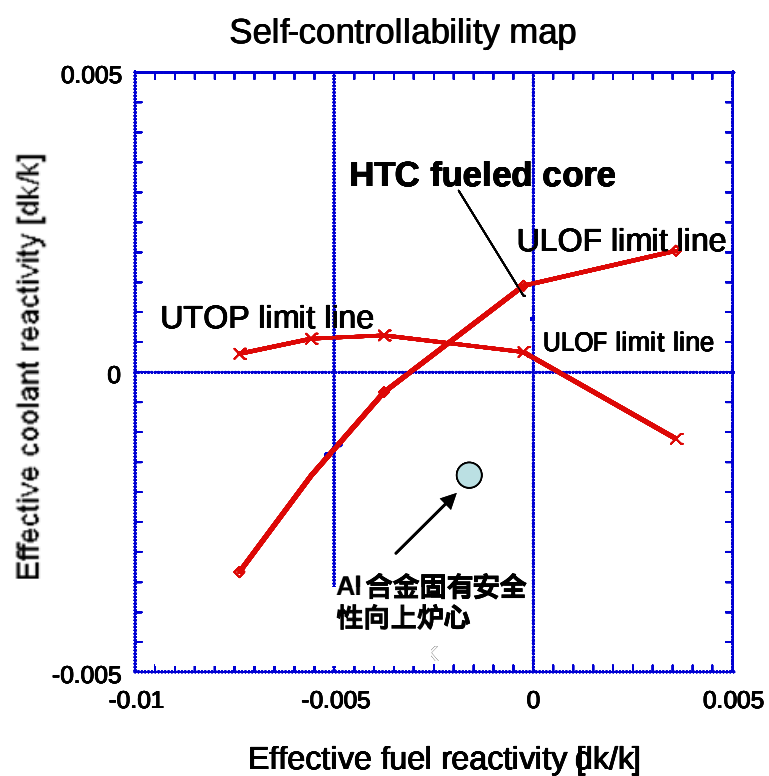
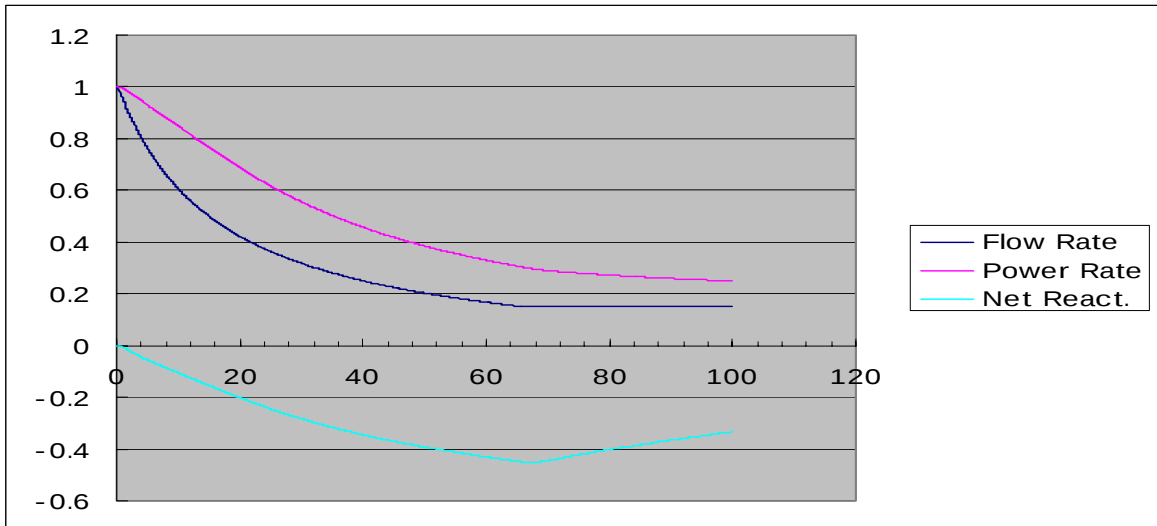
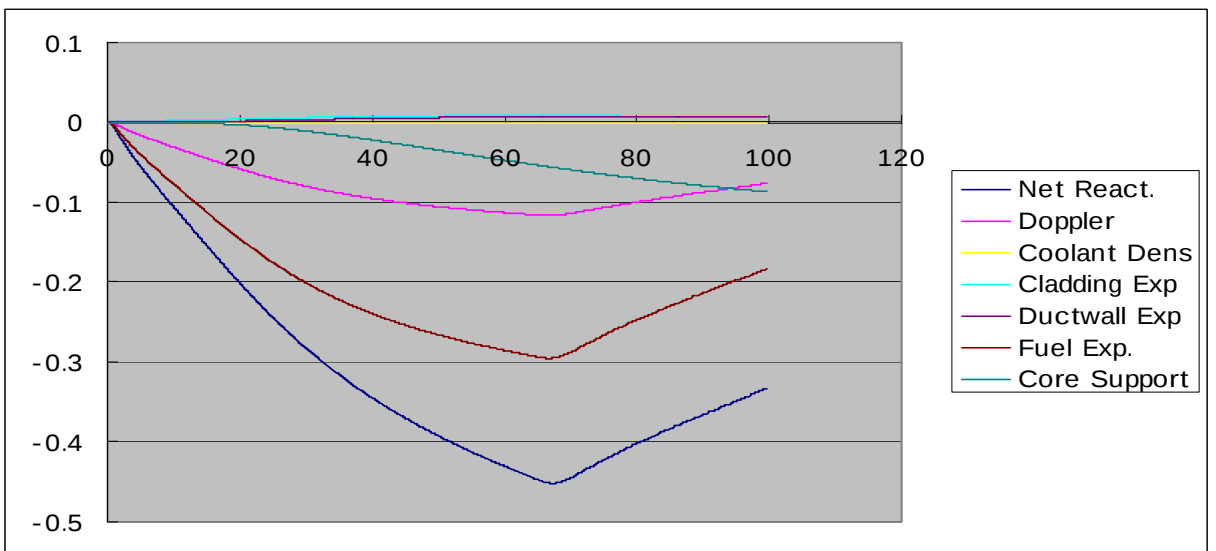


図 3-9 固有安全性向上高熱伝導度炉心のセーフティマップ

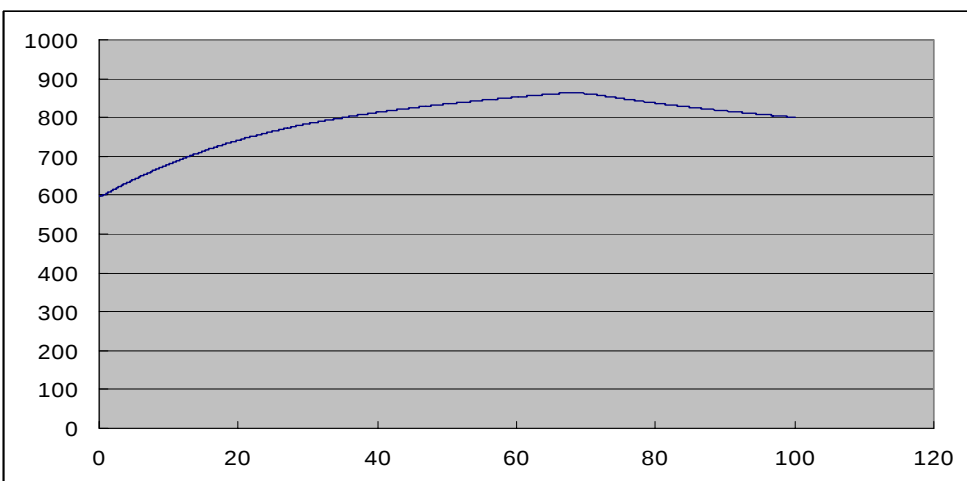
定格出力比、流量比、及び反応度合計(%)



反応度内訳(%)



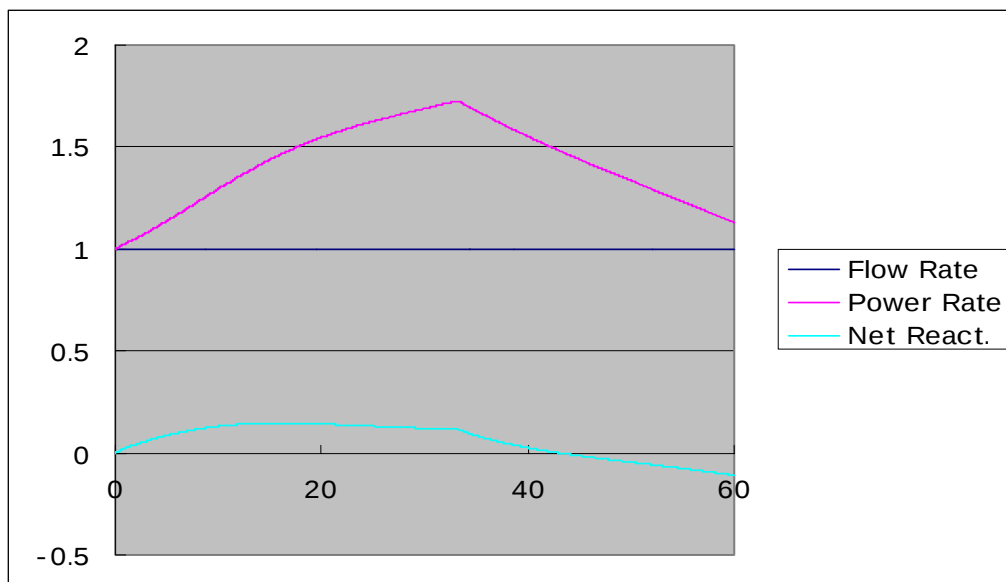
冷却材最高温度(K)



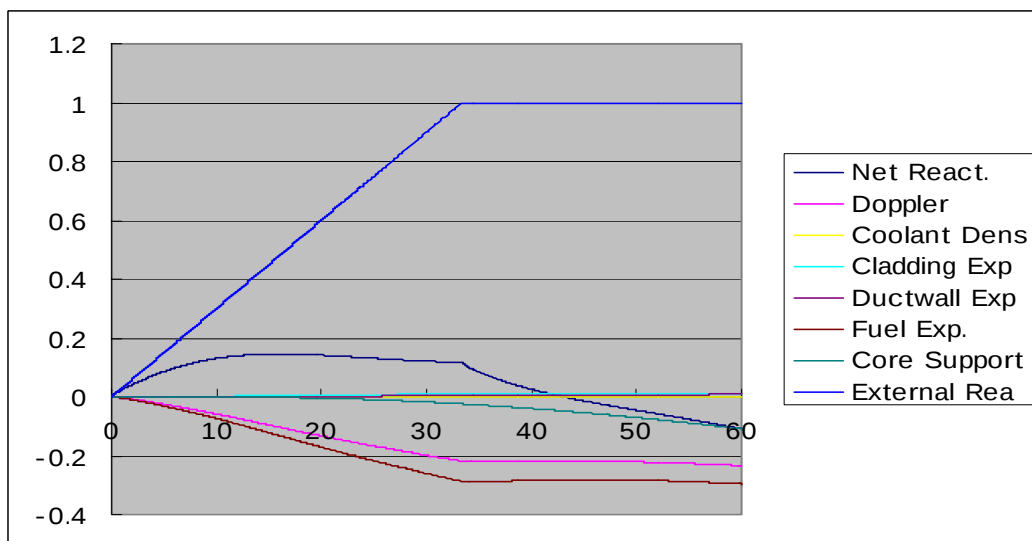
時間(s)

図 3-10 高熱伝導度固有安全性向上炉心 ULOF 解析結果

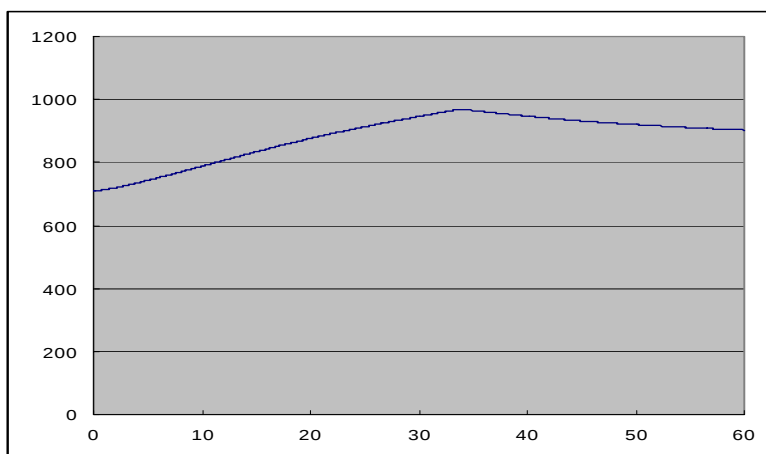
定格出力比、流量比、及び反応度合計(%)



反応度内訳(%)



燃料最高温度(℃)



時間(s)

図 3-11 高熱伝導度固有安全性向上炉心 UTOP 解析結果

3.6 第3章のまとめ

高熱伝導度燃料であるアルミニウム合金燃料による大型炉心設計を行なった結果、凹型炉心の採用により、運転サイクル長1年の炉心では、

ボイド反応度: -2\$

燃焼反応度: 0.1\$ (約 0.25\$)

の条件が同時に満足できることが分かった。

また、MA 添加量の最適化により

運転サイクル長 4 年の炉心では、

ボイド反応度: -0.5\$

燃焼反応度: 0.1\$ (約 0.25\$)

となり、固有安全性に関する条件を満足しつつ、炉心長寿命化が可能であることが分かった。更に、セーフティマップ上も、過渡解析コードによる UTOP, ULOF 時挙動評価でも十分な固有安全性の確保が見通せた。

しかし、アルミニウム合金燃料は研究炉等で採用されているが照射実績が少なく、実用炉のための照射データが得られていない、また、MA 混入についてはジルコニウム合金燃料と異なり殆ど研究実績が無く、実用化には多くの研究開発が必要となる。

第4章 ジルコニウム合金燃料炉心における固有安全性設計

4.1 ジルコニウム合金燃料を用いた固有安全性炉心検討の目的

アルミニウム合金燃料は、軽水研究用原子炉に使用されているが、高出力密度炉心での実績は少ない。一方、ジルコニウム合金燃料(U-Pu-Zr 3相合金)は米国 EBR- などで高速中性子炉用原子炉燃料として使用されている。また、MA 混入に関する乾式再処理研究も進んでいる。[2-43]

以上の理由から、アルミニウム合金燃料に比べ、ジルコニウム合金燃料による高速炉がより実用化が容易と考えられる。

従って、本章では上記固有安全性向上炉心の目標条件(負ボイド反応度と1\$未満の燃焼反応度)を満足できる大型ジルコニウム合金燃料炉心仕様を明らかにすることを目的とする。

4.2 ジルコニウム合金燃料を用いた固有安全性炉心設計

図 4.2-1 に、U-Pu-Al 3 相合金(アルミニウム合金)と U-Pu-Zr 3 相合金(Zr 合金)の比較を示す。Zr 合金の熱伝導率はアルミニウム合金の 5 分の1程度まで小さくなっている。一方で Zr 合金の燃料密度はアルミニウム合金より約 2 倍大きい。従って、燃焼反応度低減には Zr 合金燃料のほうが有利と考えられる。

U-Pu-Zr 炉心に対し、炉心仕様と炉心特性に関するパラメータ検討を安全特性の検討の前に実施した。炉心概念および炉心高さは、アルミニウム合金燃料炉心と同等とした。即ち、ナトリウムボイド反応度を減少させるために内側炉心高さは 70cm、外側炉心は 100cm とした。最大線出力は燃料溶融防止の点で一般に大型高速炉炉心設計で使用されている 400W/cm を条件とした。図 4.2-2 に、炉心圧損が比較的小さくなるようにピン配列ピッチ/ピン直径比(p/d)を 1.2 とした場合の炉心圧損、燃料体積比、燃焼度、ピン直径と炉心等価直径の関係を示す。本図で炉心圧損は被覆管ホットスポット温度が 650 になるような流量に対して評価している。[1-10] p/d 比が大きくなると燃料体積比が減少し、Pu 富化度が増加して燃焼度反応度は増大する結果となる。一方、U-Pu-Zr 合金は図 4.2-1 に示されるようにアルミニウム合金より燃料密度は大きいため、同一燃料体積比で燃焼反応度は低減できる傾向にある。。

図 4.2-2 の縦線は、採用した設計点を示す。これは主に燃料燃焼度が非常に高くないよう、即ち、運転サイクル長延長で燃焼度が過大にならないよう設定した。ジルコニウム合金燃料では、照射実績が多く、最大 180GWd/t 程度の照射実績があるため、平均燃焼度は 100GWd/t が可能と想定した[2-44]。即ち、運転サイクル長 5 年で 100GWd/t 程度となるように平均 20GWd/t/年の点を選定した。この場合、ピン直径は、

8.5cm、燃料体積比は約 45%、炉心直径は 4.25m となった。

表 4.2-1 にアルミニウム合金炉心と比較して設計条件と仕様を示す。また、炉心配置及び垂直断面図を図 4.2-3 および図 4.2-4 に示す。

ジルコニウム燃料では、アルミニウム燃料に比べ、燃料密度が 1.8 倍大きいため、比較的細い燃料要素を採用でき、そのために炉心径は 4.7m から 4.2m に小さくできることが特徴である。

表 4.2-1 U-Pu-Zr 炉心の設計条件および仕様

仕様	単位	5 年サイクル U-Pu-Zr 炉心	(参考)4 年サイクル U-Pu-Al 炉心
燃料組成*	-	U-Pu-2.3%MA-10wt%Zr	U-Pu-3%MA-30at%Al
冷却材	-	ナトリウム	ナトリウム
熱出力	MWt	3000	3000
運転サイクル長さ	年	5	4
入口温度		355	355
出口温度		510	510
最高被覆管温度		650	650
最大線出力*	W/cm	400	550
炉心圧損	MPa	0.2	0.5
炉心直径	m	4.25	4.7
炉心高さ (内側/外側)	m	0.7/1.0	0.7/1.0
軸ブランケット厚さ (上部/下部)	m	0.0/0.3	0.0/0.3
ピン直径	mm	8.5	11.0
ピン P/d	-	1.2	1.08
ピン本数	/集合体	271	331
集合体ピッチ	mm	177	225
燃料密度	-	14.4	7.9
燃料体積比	%	45	57
燃料スミア密度	%	75	100

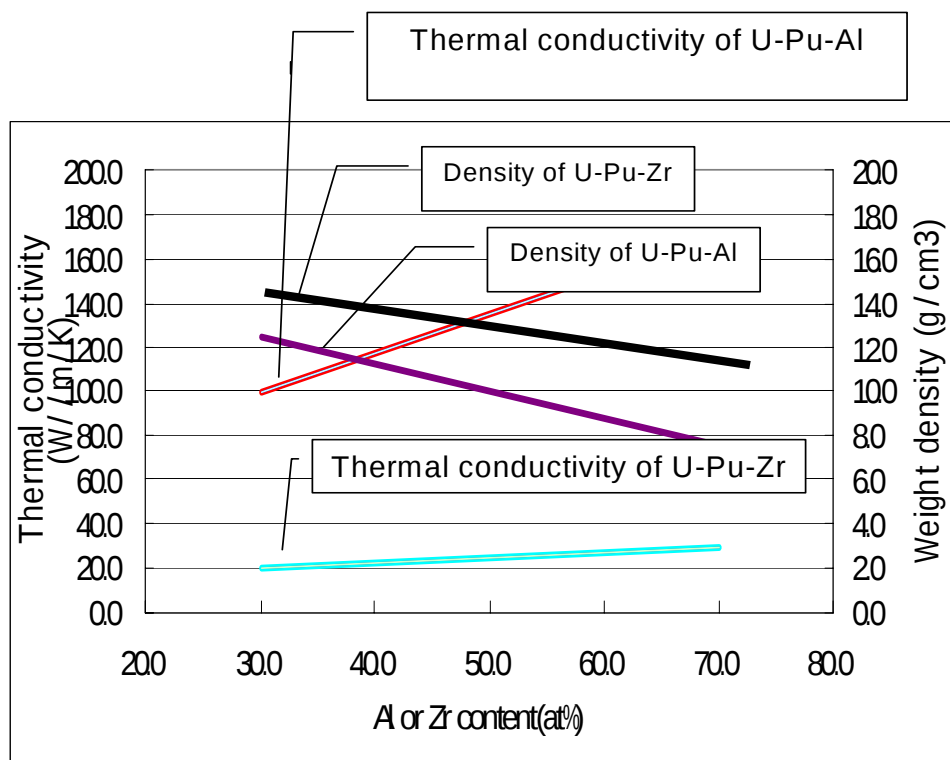


図 4.2-1 U-Pu-Al 合金および U-Pu-Zr 合金の主要特性比較

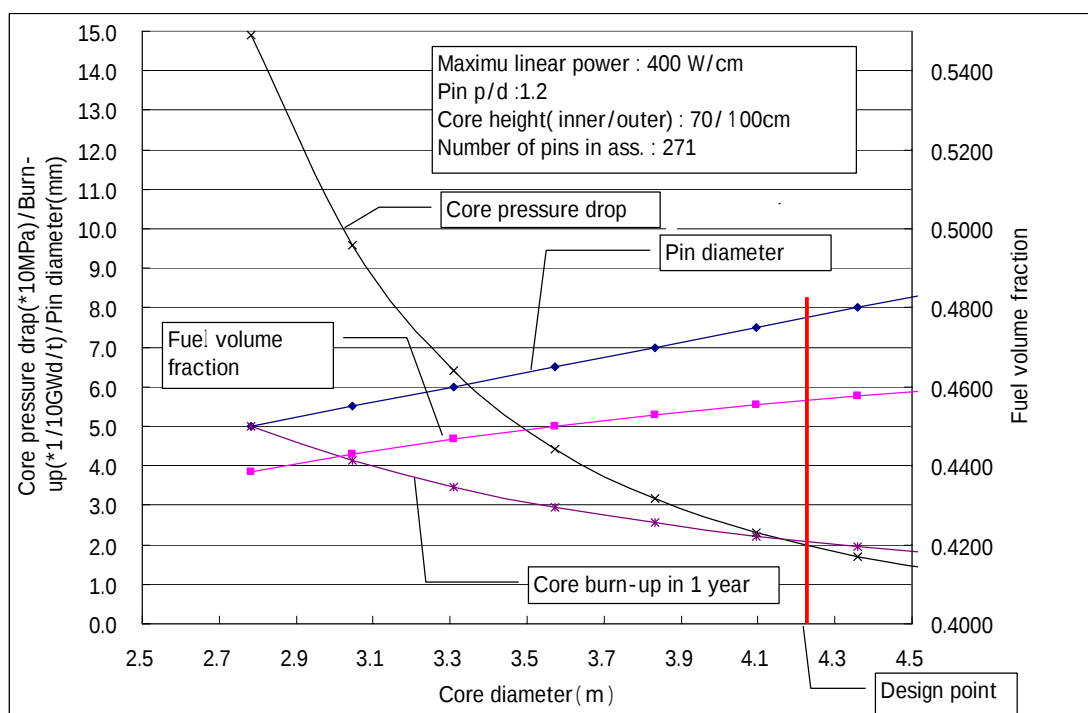


図 4.2-2 U-Pu-Zr 合金炉心のパラメータ検討結果

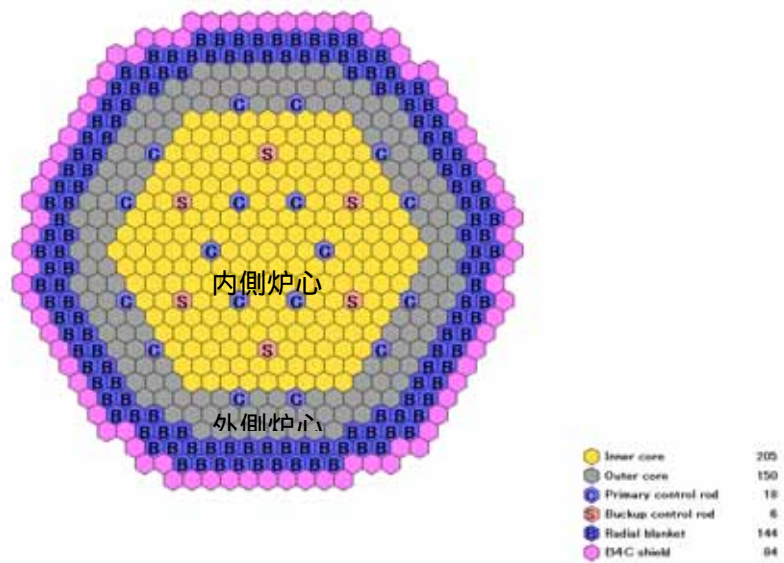


図 4.2-3 U-Pu-Zr 合金燃料炉心の炉心配置

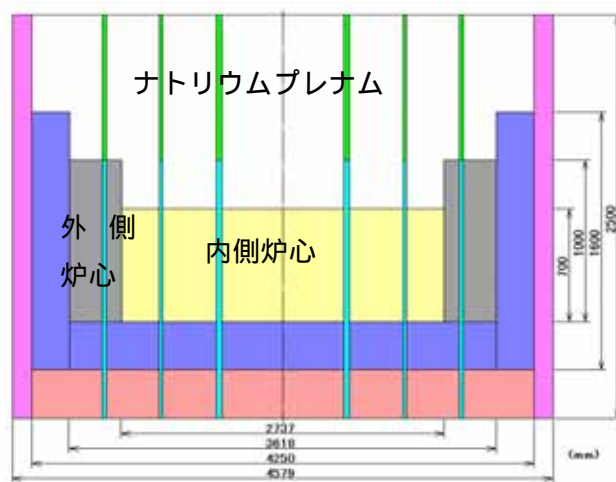


図 4.2-4 U-Pu-Zr 合金燃料炉心の縦断面

4.3 低燃焼反応度達成のための Pu 及び MA 組成の最適化

4.3.1 Pu 組成の最適化

想定したジルコニウム合金(U-Pu-Zr 3 相合金)の中の Pu-241 の半減期は約 14 年であり、崩壊による組成や炉心特性に影響するが、この Pu-241 崩壊効果の利用により、燃焼反応度を低減できると考えられる。

即ち、Pu-240 の半減期は約 6600 年であり、長期保管後再処理した Pu では Pu-241 崩壊により、Pu-241/Pu-240 比率が低下している。そのため、長期保管後再処理した Pu を用いれば、U-238 から生成される Pu-239 よりも、Pu-240 から生成される Pu-241 の生成率が增大することになる。なお、再処理時には Pu-241 崩壊により生成される Am-241 は除去されるので Am-241 による中性子捕獲の影響は小さくできる。

表 4.3-1、図 4.3-1 に LWR 取り出し後の Pu 同位体組成の変化を示す。図 4.3-2 に示すように Pu-241 は核分裂断面積が Pu-239 に比べ、高速エネルギー領域で約 1.5 倍となっている。即ち、U-238 から生成される Pu-239 よりも Pu-240 から生成される Pu-241 の生成比率が大きいほど、燃焼による反応度低下が小さくなる。表 4.3-2 及び図 4.3-3 に本炉心における Pu 富化度及び燃焼反応度評価結果を示す。

本図より、約 30 年軽水炉燃料を保管した後、再処理した Pu を用いることで、Pu 富化度はほぼ同一のまま、燃焼反応度が 0 になることが分かる。

従って、高速炉導入初期にはこの方法で、燃焼反応度を低減できることが期待される。しかし、長期的に見て、高速炉実用化後にはには軽水炉使用済み燃料を 30 年保管することは許容されないと考えられる。

従って、実用化時代には 5 年保管後再処理 Pu 組成を用い、MA 添加により燃焼反応度を低減する方策が考えられる。

4.3.2 MA 組成の最適化

ジルコニウム合金燃料の再処理では一般に乾式再処理が用いられるために MA のリサイクルが比較的容易である。ここでは、MA の添加割合を燃焼反応度低減の観点で最適化した。

MA は軽水炉使用済み燃料中に約 0.6%含まれており、軽水炉の使用済み燃料重量は 2006 年末で 1 万 1000 トン以上が貯蔵されている。即ち、すでに MA 総重量は 66 トン以上が蓄積されている。仮に高速炉で毎年 5 トン炉心に新燃料が装荷され、そのうち 5%が MA であるとする、440 炉年に相当する MA が蓄積してことになる。高速増殖炉サイクルの詳細評価結果によれば、2040 年より実用高速炉を最大限導入しても軽水炉の MA は高速炉燃料に 3.7%混入した場合でも 2120 年まで無くならないとされている。[4-1]また、MA

の高速炉へのリサイクルについては、金属燃料乾式再処理により、ANLではEBRにおける試験が行なわれており、国内でも再処理模擬試験が行なわれている。[2-43]

図 4.3-3 に、重金属(HM)燃料中の Np-237 割合に対する炉心寿命期間中の実効増倍率変化を示す。なお、本サーベイでは、寿命末期で実効増倍率が 1.002 となるように Pu 富化度を調整している。これは次節に示すように、正確な燃焼反応度を得るには金属燃料の燃焼に伴う軸方向膨張を考慮して再度 Pu 富化度を調整する必要があるため、ここでは次善の策として、軸方向膨張を考慮しない範囲で Np 割合の最適化を行なったためである。この条件で、燃焼反応度が最小になる重金属中の Np 割合は 2.3%であり、その場合の燃焼反応度は約 $1\% \Delta \rho$ となる。

表 4.3-1 LWR 取出後年数と Pu 同位体組成比の関係

LWR 取出後年数 (年)	Pu-239/Pu	Pu-240/Pu	Pu-241/Pu	Pu-242/Pu	Pu-241/Pu-240
0	0.580	0.240	0.140	0.041	0.583
3	0.591	0.245	0.124	0.041	0.505
5	0.598	0.247	0.114	0.041	0.459
15	0.625	0.259	0.073	0.043	0.283
35	0.660	0.270	0.020	0.050	0.074

表 4.3-2 LWR 取出後年数と燃焼反応度の関係

LWR 取出後年数 (年)	内側 Pu 富化度(%)	外側 Pu 富化度(%)	燃焼反応度(% $\Delta \rho$ / 5 年)
0	10.75	14.14	4.59
3	10.72	14.12	4.07
5	10.69	14.11	3.67
15	10.63	14.07	2.34
35	10.56	14.05	-1.20

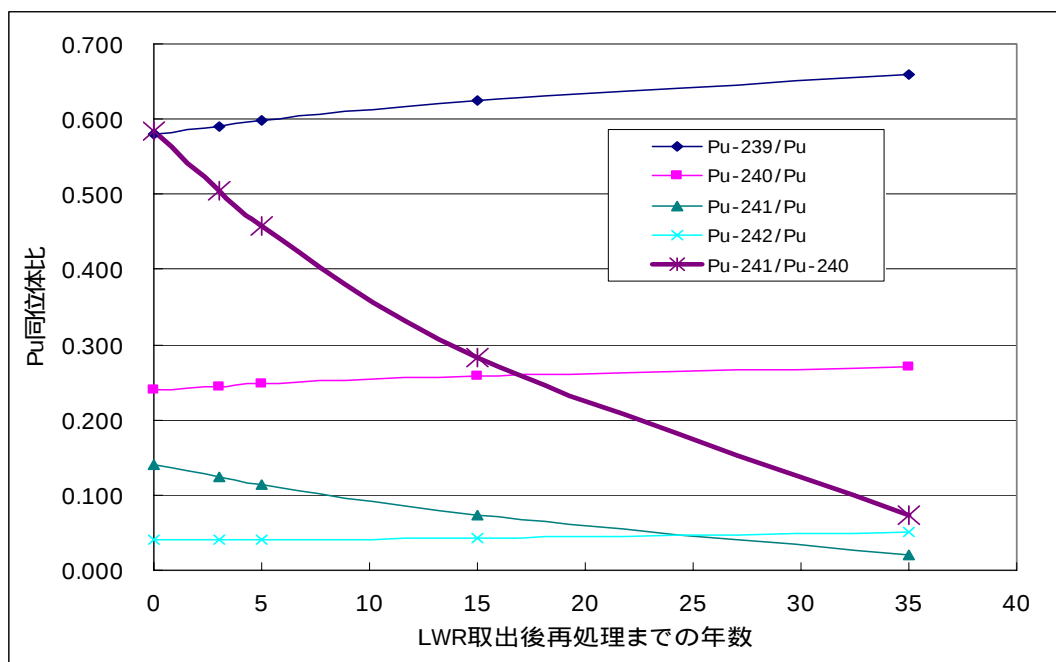


図 4.3-1 LWR 取出後年数と Pu 同位体組成比の関係

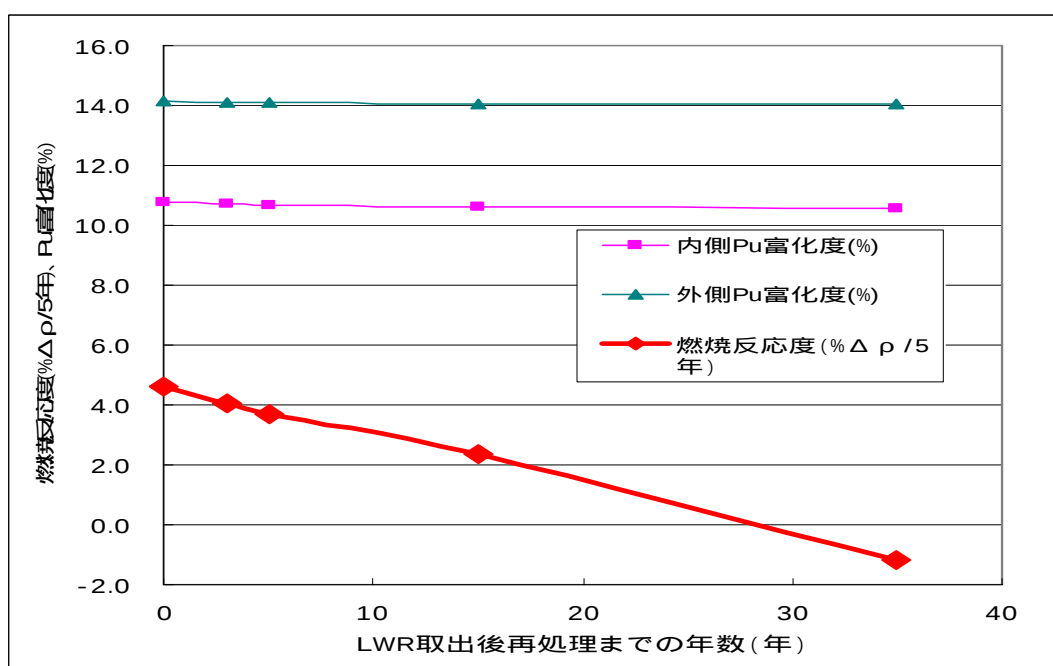


図 4.3-2 LWR 取出後年数と燃焼反応度の関係

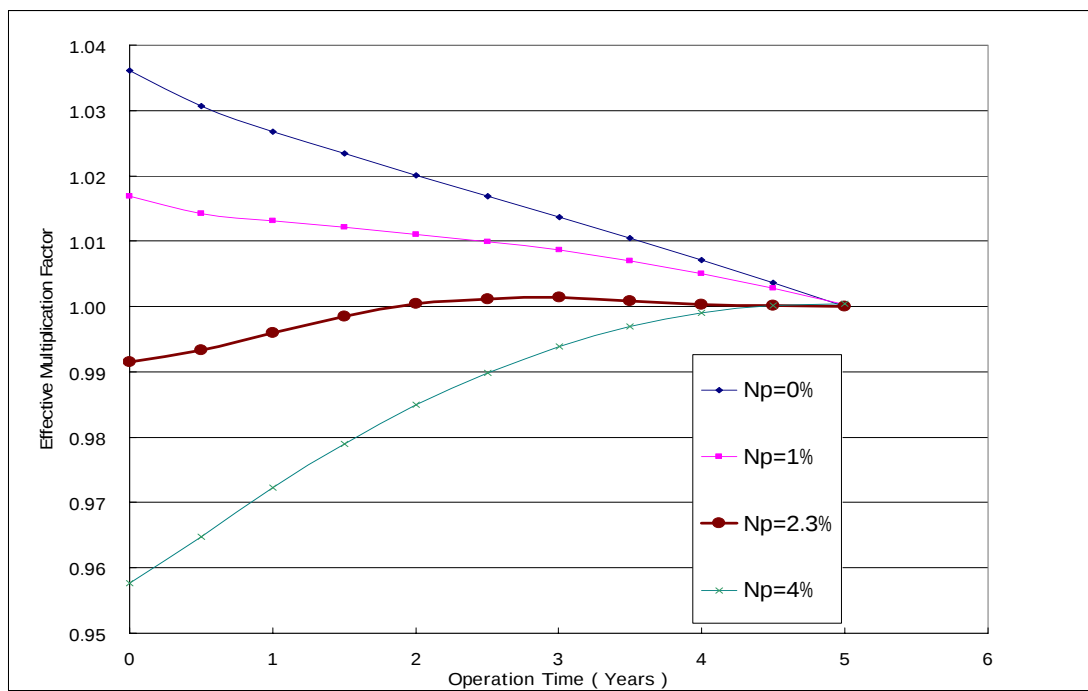


図 4.3-3 Np 割合と実効増倍率変化の関係

4.4 燃焼による金属燃料照射成長の影響検討

U-Pu-Zr 燃料が照射中に軸方向に膨らむことはよく知られている。図 4.4-1 に軸方向伸びの燃焼度依存性を示す。図において、内外炉心の平均 Pu 富化度に相当する Pu 富化度 11%時の軸方向伸び (U-11%Pu-10Zr) のデータは、米アルゴンヌ国立研究所によって報告された他の Pu 富化度 2 ケース[2-44] のデータからの内そうにより求めた。

本炉心の平均燃焼度は表 4.4-1 に示すように約 100GWd/t である。従って、軸方向ピーク燃焼度は約 120GWd/t と推測される。図 4.4-1 によれば、軸方向伸びはこの場合、最大 6.5%となると考えられる。炉心高さの増加は、核分裂性核種の原子核密度の低下となるため、炉心反応度を減少する方向に作用する。この軸方向膨張の燃焼度依存性と実効増倍率の寿命期間中の変化を最大伸び 6.5%として評価した。結果を図 4.4-2 に示す。燃焼初期の炉心高さの膨張において、実効増倍率の変化は減少し、その結果、燃焼反応度も抑制される。軸伸び補正前の燃焼反応度は本図より約 $0.9\% \Delta \rho$ であり、補正後は約 $0.3\% \Delta \rho$ (約 0.75\$となり、目標反応度 1ドル未満($0.4\% \Delta \rho$) の達成見通しが 5 年サイクル炉心に対して得られた。

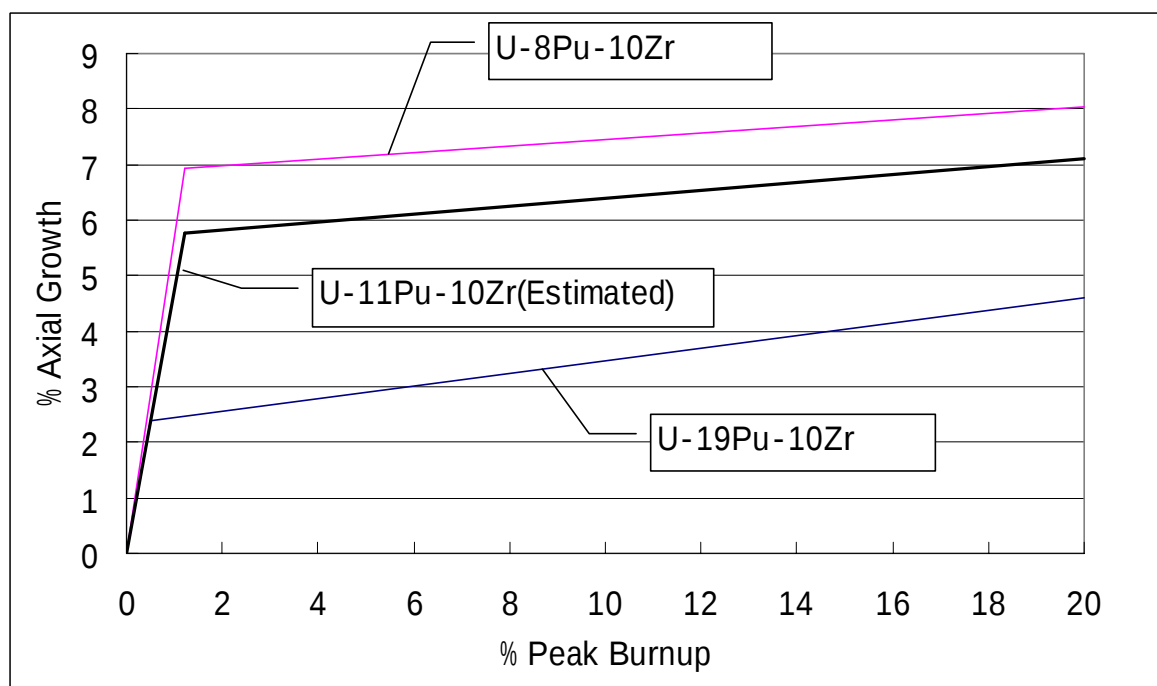


図 4.4-1 軸方向伸びの燃焼度依存性

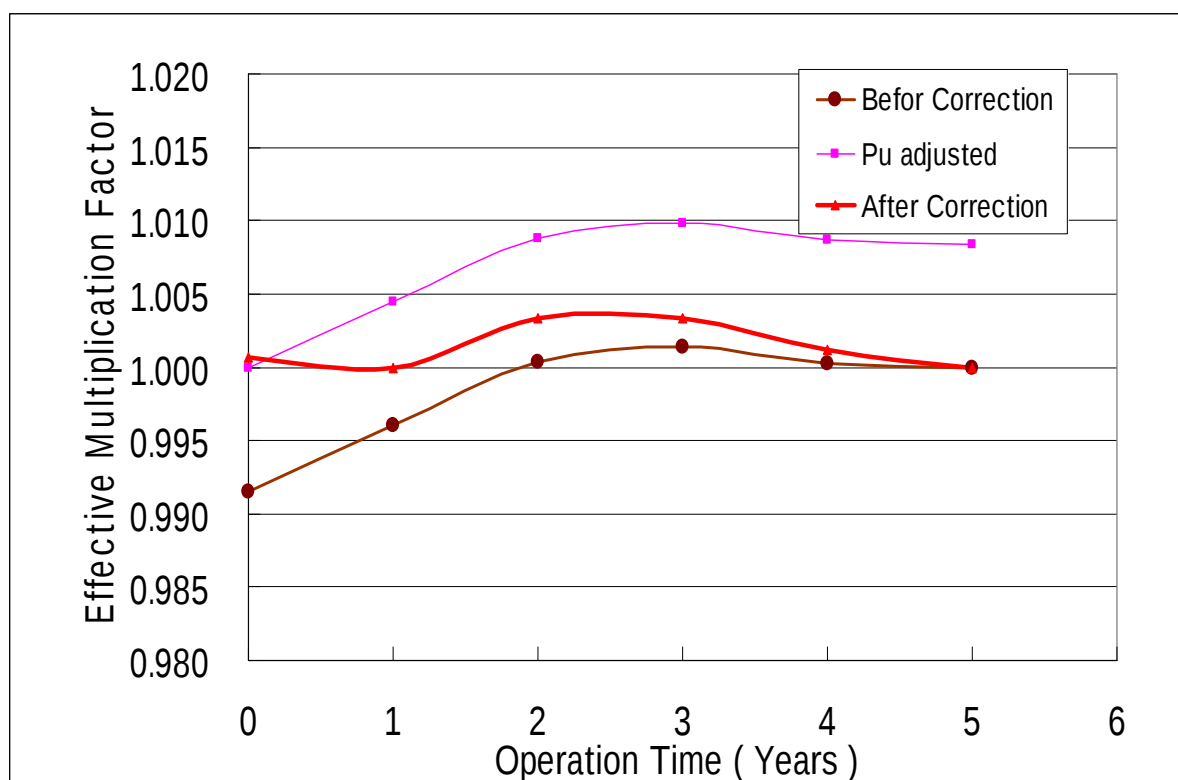


図 4.4-2 軸方向伸びの補正前後の実効増倍率変化

4.5 ジルコニウム金属燃料炉心の炉心特性評価

本節で用いた核計算方法は、上述のアルミニウム合金炉心での方法と同じである。

炉心のナトリウムボイド反応度は、モンテカルロコード MVP および JENDL-3.3 ライブラリによって評価された。上部プレナム領域を含む全炉心のナトリウムがボイド化すると仮定した。その結果、ボイド反応度は $-0.2\% \Delta \rho$ (-0.5%) となった。増殖比を含むその他の炉心性能も、同じ方法によって評価された。結果を表 4.4 - 1 に示す。

燃焼反応度およびナトリウムボイド反応度の両方が U-Pu-Zr 燃料の使用および上部軸ブランケット削除凹型炉心の最適化により、目標条件を満足することができ、固有安全性を備えた大型高速炉炉心が達成できる見通しが得られた。

表 4.5-1 U-Pu-Zr 炉心の炉心特性

仕様	単位体	5 年サイクル U-Pu-Zr 炉心	参考(4 年サイクル U-Pu-Al 炉心)
増殖比		1.23	1.23
富化度(内側/外側)	%	10.2/ 13.1	12.5/ 14.3
MA 比率	wt%HM	2.3(Np)	3
核分裂性物質インベントリ	t	4.4	4.8
1 サイクル当たり燃焼度	GWd/t	100	82
燃焼度反応度	% $\Delta k/kk'$	0.3(0.7\$)	0.1
ナトリウムボイド反応度	\$	-0.5	-0.5

4.6 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の炉心特性比較

本節ではジルコニウム合金燃料の燃焼反応度低減について、酸化物燃料炉心の炉心特性と比較することとその理由を明らかにし、金属燃料炉心が燃焼度低減に有利な炉心特性を有することを示す。

(1) 燃焼反応度の要因

燃焼反応度は運転サイクル初期と末期の反応度差であるが、それは、主に炉心燃焼に伴う U、Pu 等の重金属核種の変化と、核分裂生成物 (FP) の蓄積による組成差に起因している。本節では軽水炉取り出し 5 年後の Pu 同位体組成燃料 (Pu-239/240/241/242=0.598/0.247/0.114/0.041) を装荷したジルコニウム合金燃料と酸化物燃料を表 4.1-1 に示した 5 年サイクルの同一炉心に装荷して比較した。

最初に、FP 蓄積効果を検討するため、FP 収率を全て零として、MVP - BURN による燃焼計算を実施した。結果を表 4.6-1、図 4.6-1 に示す。FP 収率を零とすることで、実効増倍率の変化は重金属の組成変化のみとすることができるので、逆に、FP 蓄積による燃焼反応度への影響を評価することができる。ジルコニウム合金燃料では、FP の蓄積を考慮した基準燃焼チェーン計算では、 $3.67\% \Delta \rho$ 、FP 収率を零とした燃焼チェーンを使用した場合には、 $-0.46\% \Delta \rho$ となるが、酸化物燃料ではそれぞれ、 $7.88\% \Delta \rho$ 、 $1.86\% \Delta \rho$ となる。その差は FP 蓄積による燃焼反応度への寄与分となるが、その比は表 4.6-1 に示すように、約 1.5 倍酸化物燃料の方が大きい。これは、中性子スペクトルの差によるものと考えられる。即ち、図 4.6-2 に示すように、酸化物燃料炉心のスペクトルは、高速領域 (100 KeV 以上) の割合が約 65%、一方、ジルコニウム合金燃料では、約 75% と硬くなっている。このため、FP 断面積が大きくなる。MVP - BURN 燃焼計算で扱う主要 50 核種の 1 群平均断面積を MVP 連続エネルギー計算で得られる燃焼炉心での反応率と中性子束から求めた結果を図 4.6-3 に示す。酸化物燃料炉心の 1 群化断面積の平均値とジルコニウム燃料の平均値の比は 1.52 となり、燃焼反応度効果の比とほぼ一致する。一方、重金属核種の断面積へのスペクトル効果は比較的小さい。即ち、重金属核種の組成変化による燃焼反応度への影響は単に原子数密度の変化のみにより支配される。また、酸化物燃料炉心では、FP 蓄積効果による燃焼反応度増大効果が大きくなることが示唆される。

(2) 重金属組成変化との関係

一般に重金属組成変化は増殖比として、単純化した表現が可能である。図 4.6-4 に示すように、酸化物

燃料とジルコニウム燃料で内部転換比の差は全増殖比に比べ小さい。本炉心は扁平であり、特に金属燃料炉心では、高速スペクトルによるブランケット領域への中性子漏洩の結果、ブランケット領域の転換比が大きくなる傾向となっている。このため、内部転換比には大きな差はない。そこで、図 4.6-5 に示すように、重金属核種の核分裂反応への寄与割合を評価した。その結果、ジルコニウム合金燃料炉心では、中性子スペクトルが硬いために、親物質による核分裂割合は平均 11% (約 75% が U-238) で、酸化物よりも約 3 倍大きい。親物質量の相対変化は小さいので、Zr 合金燃料では燃焼反応度がより小さくなることとなる。この効果を確認するために、表 4.6-6 に親物質の核分裂効果を示す。本表よりこの効果は酸化物燃料より、ジルコニウム燃料炉心の方が大きくなることが示されている。親物質、特に U-238 の核分裂は親物質核種全体の核分裂反応の約 75% を占めるが、U-238 の燃焼による相対変化は小さいため、燃焼反応度はジルコニウム合金燃料炉心のほうが小さくなる。図 4.6-7 に U-238, Pu-240 等の親物質核種核分裂割合を核種毎に示す。

(3) 燃焼反応度簡易予測

以上の検討から、燃焼反応度の設計予測のため燃焼反応度簡易予測式を以下のように設定した。

$$\Delta \rho_{BU} = \Delta \rho_{BU0} + A \times (BU - BU0) \times (1 - F_{fert}) - B \times (ICR - ICR0) - C \times (Purep - 5) - D \times F_{ma} - E$$

ここで、

$\Delta \rho_{BU}$: 燃焼反応度予測値 (% $\Delta \rho$)

$\Delta \rho_{BU0}$: 基準炉心 (5 年冷却 Pu 同位体装荷炉心) の燃焼反応度 (3.67% $\Delta \rho$)

BU: サイクル中の炉心平均燃焼度増大 (GWd/t)

BU0: 基準炉心のサイクル中の炉心平均燃焼度増大 (GWd/t)

ICR: 内部転換比

ICR0: 基準炉心の内部転換比

F_{fert} : 親物質核分裂割合 (炉心部): 0.11

$Purep$: 装荷燃料 Pu の LWR 取り出し後再処理までの年数 (年)

F_{ma} : 装荷燃料中の MA (Np) 割合 (%)

A、B、C、D、E: 係数

上記のジルコニウム合金燃料炉心の検討の範囲でこれらの係数を設定すると

A:0.041

B:42.3

C:0.324

D:2.03

E:0.90 (BU が約 20GWd/t 以上の場合)

となる。

なお、本式は凹型炉心でジルコニウム合金燃料を対象としており、酸化物燃料等への一般化のためには、各係数の設定に関わるサーベイ評価が必要と考えられる。

表 4.6-1 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心のFP収率効果

炉心燃料	燃焼反応度 (% $\Delta \rho$ /5 年)		差 (% $\Delta \rho$ /5 年)
	基準燃焼チェーン	FP収率零	
Zr 合金燃料	3.67	-0.46	4.13
酸化物燃料	7.88	1.86	6.02
炉心比			1.46

表 4.6-2 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の親物質核分裂効果

炉心燃料	燃焼反応度 (% $\Delta \rho$ /5 年)		比
	親物質核分裂考慮	親物質核分裂無視	
Zr 合金燃料	3.67	4.34	1.183
酸化物燃料	7.87	9.11	1.157

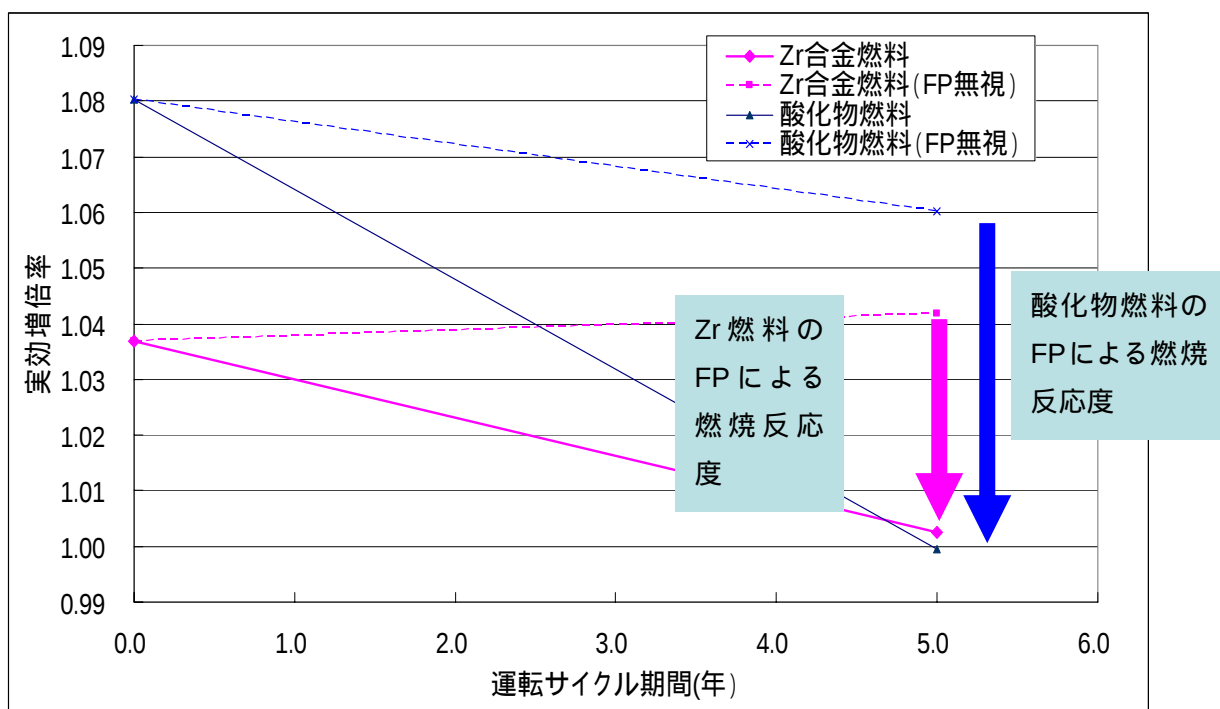


図 4.6-1 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化燃料炉心のFP蓄積効果

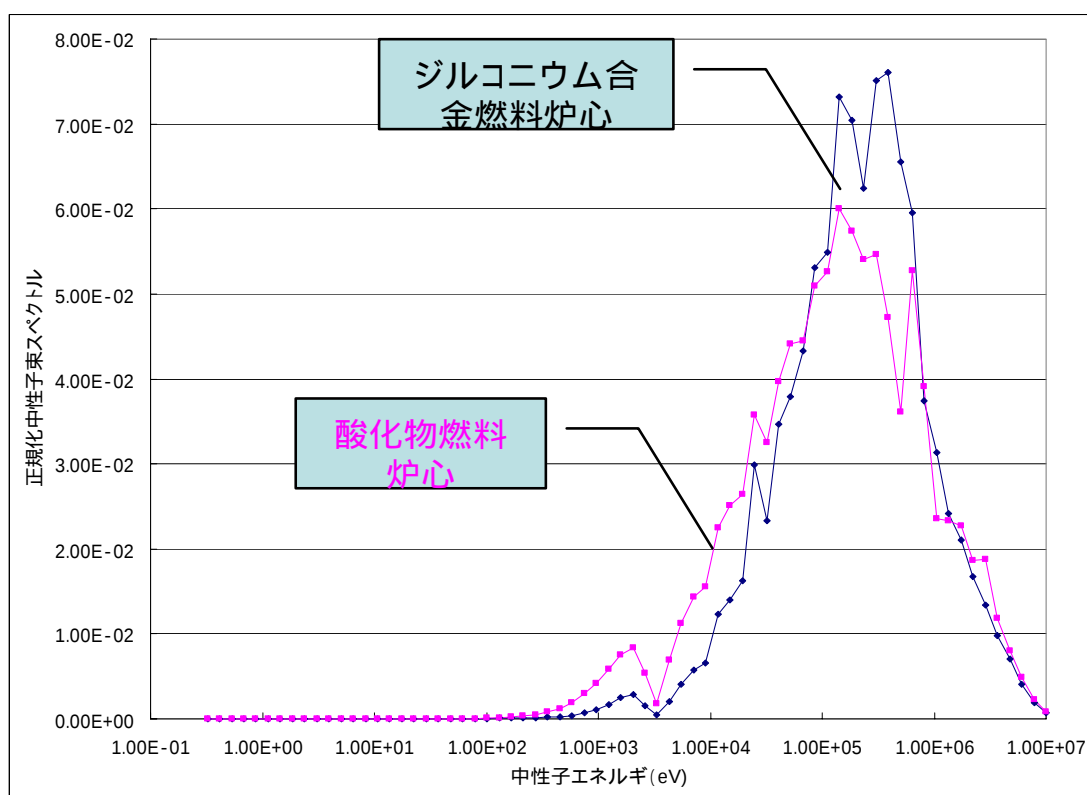


図 4.6-2 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化燃料炉心の中性子スペクトル比較

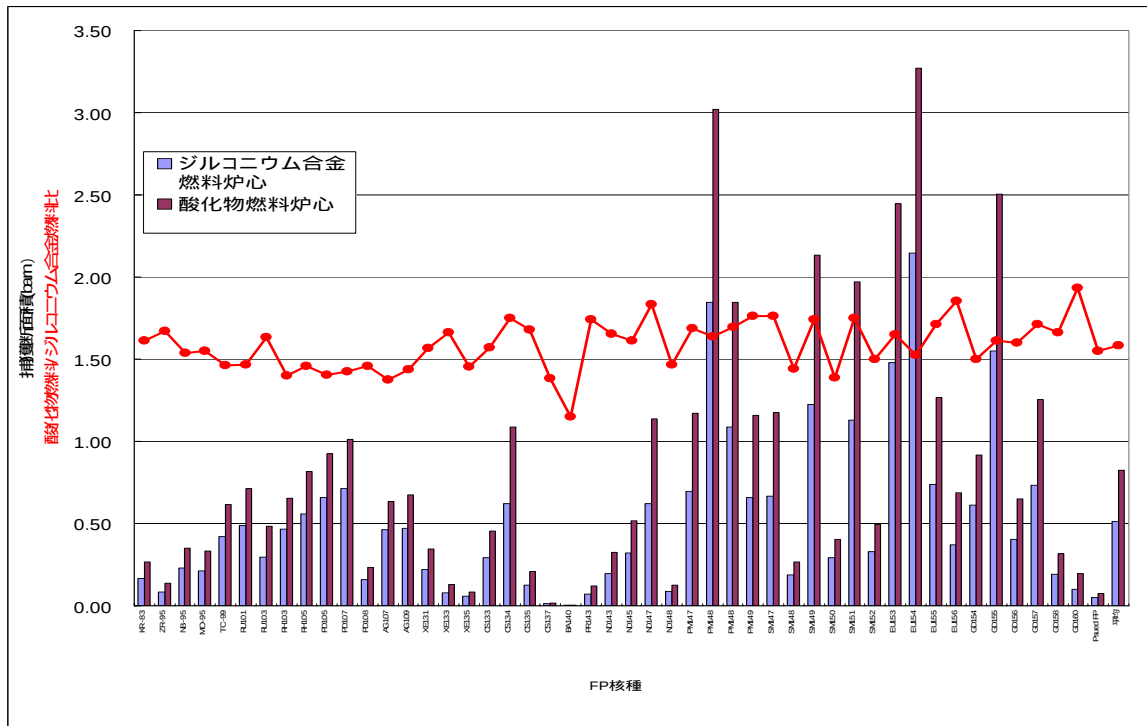


図 4.6-3 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心のFP核種断面積比較

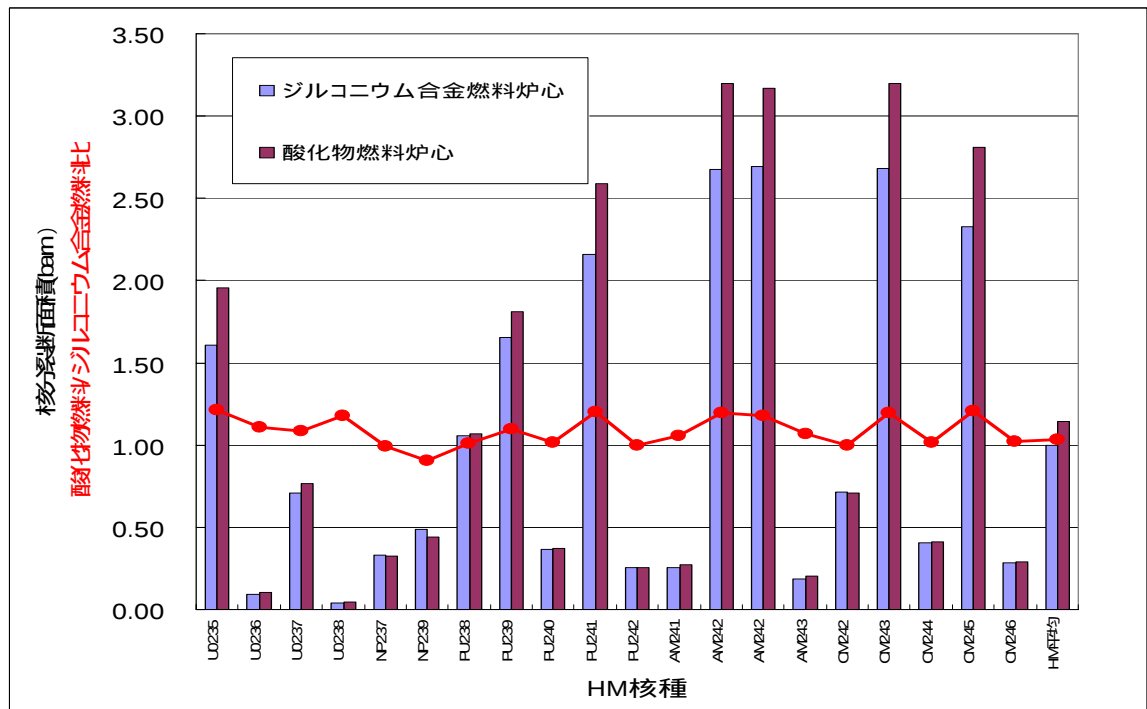


図 4.6-4 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の重金属核種断面積比較

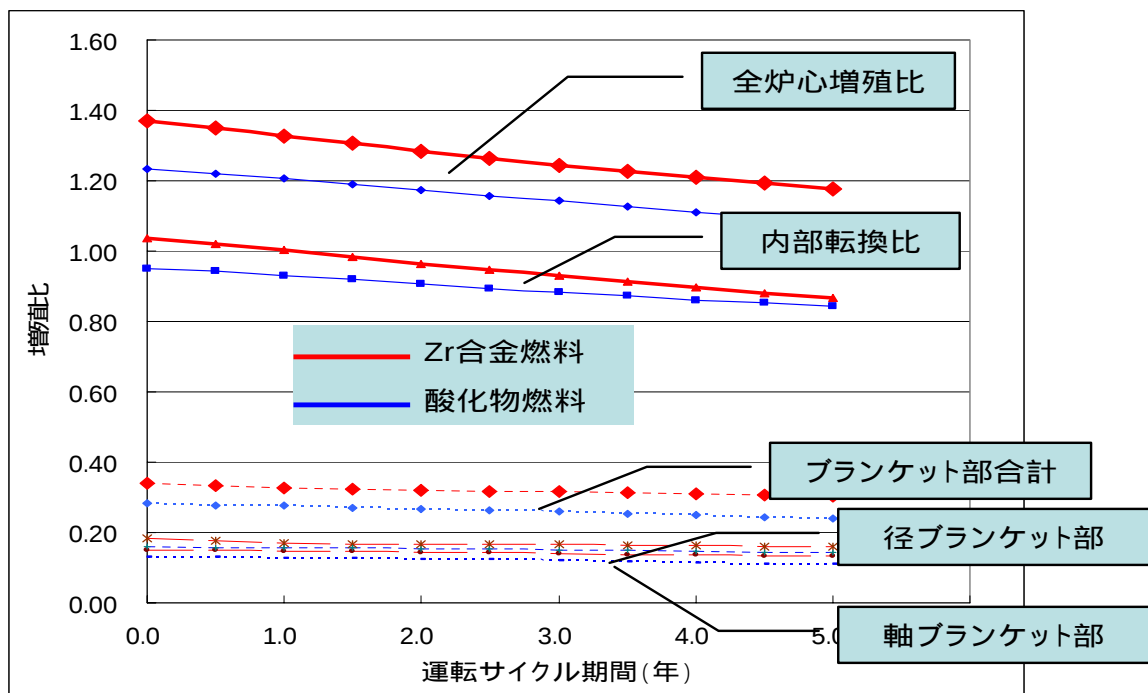


図 4.6-5 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の増殖比比較

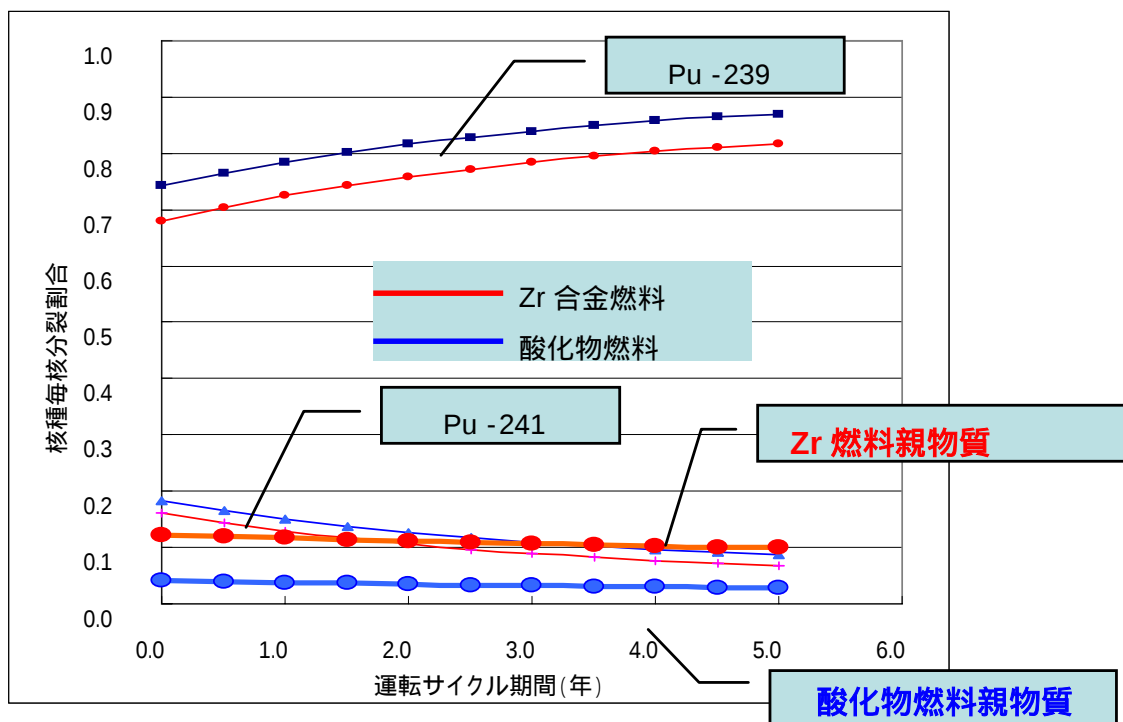


図 4.6-6 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の核種毎核分裂割合比較

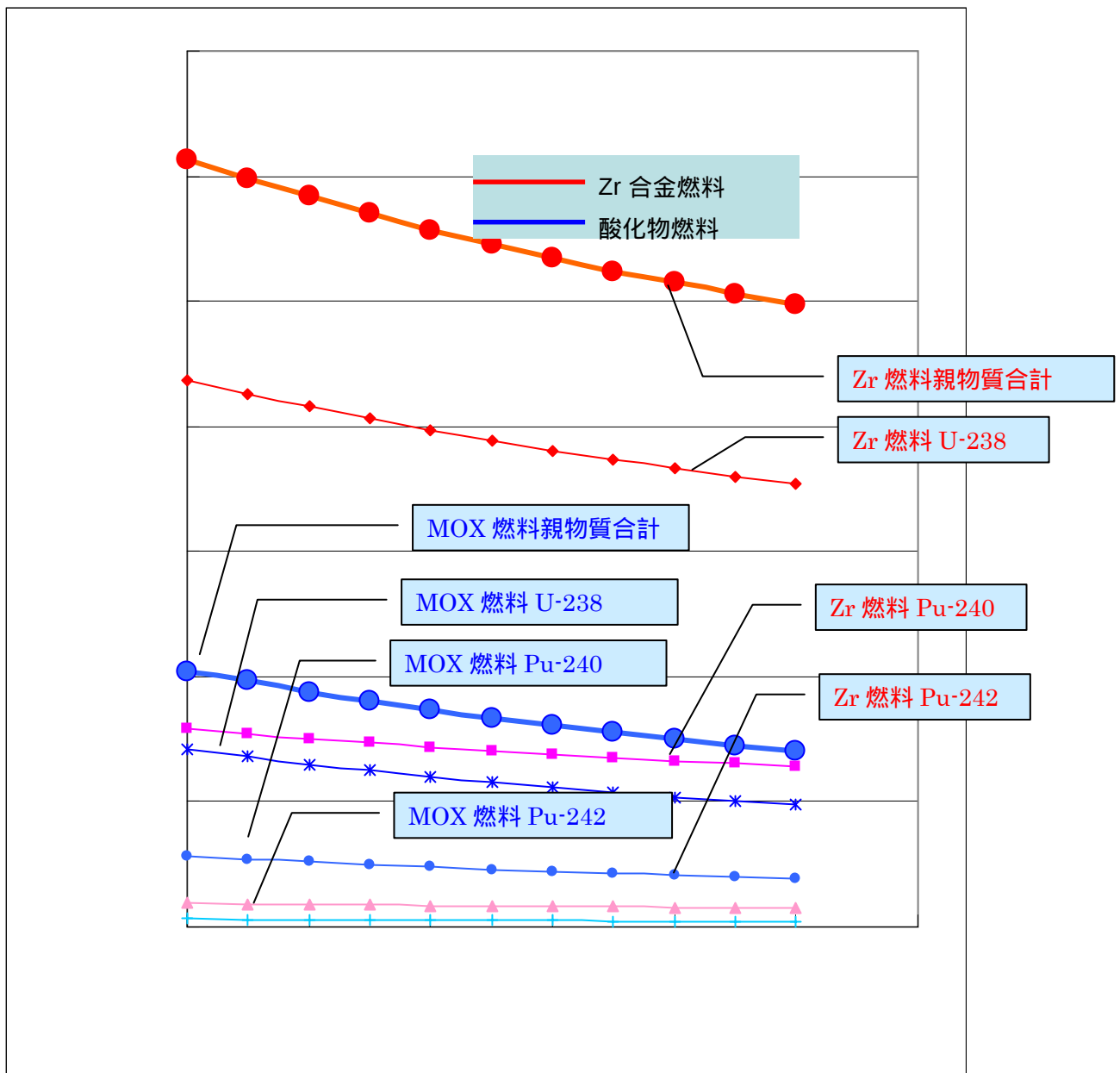


図 4.6-7 ジルコニウム合金燃料炉心と酸化物燃料炉心の親物質核種毎核分裂割合比較

4.7 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心の安全解析

本節では、上記のジルコニウム合金燃料炉心の固有安全性効果を確認するために、アルミニウム合金燃料炉心と同様、以下の 2 つの評価を行なう。

ひとつはニノ方らにより提案されている自己制御性マップ[2-14]を用いた確認であり、もうひとつは、過渡時挙動解析コード ARGOT[2-5]による炉心健全性確認である。

これらは詳しくは石津[2-1]により報告されているが、本節では簡単に概要を説明し、上記炉心の位置づけを明らかにする。

4.7.1 自己制御性セーフティマップ

3.5.1 の高熱伝導度燃料炉心のセーフティマップの作成条件と同様、石津により、冷却材沸点を 1213K、燃料熔融温度を 1373K としてセーフティマップが整備されている[1-4]。

4.7.2 自己制御性セーフティマップにおける固有安全性炉心の位置づけ

アルミニウム合金燃料と同様、セーフティマップにおける ULOF 及び UTOP 限界線は、ARGOT の計算結果に基づいて作成されている[1-4]。ARGOT 解析で、反応度係数をパラメータとして解析を行い、冷却材が沸騰する反応度係数の条件、及び燃料熔融が発生する反応度係数の条件を調べている。また、UTOP 限界線については、制御棒引き抜き反応度を 1 \$ として、得られた解析結果から、冷却材沸騰及び燃料熔融が起こる反応度係数条件を求めて、ULOF 及び UTOP 限界線を作成している。

ジルコニウム合金燃料炉心におけるセーフティマップと共に、表 4.7-1 に示した本炉心の反応度係数から得られる本炉心の実効反応度の位置を図 4.7-1 に示す。

本図より、この炉心の自己制御性は十分余裕を持って成立することが分かる。

4.7.3 過渡解析による安全性確認

本節では、上記のジルコニウム合金燃料炉心の固有安全性効果を直接的に確認するために、ULOF 及び UTOP 時の炉心過渡挙動を過渡時挙動解析コード ARGOT[2-5]により確認した。

これらは詳しくは石津[2-1]により報告されており、コード概要は 3.5.3 に述べたとおりであるので、上記炉心

がこれらの過渡時に健全であることを確認した結果を示した。

1) 解析条件

上記の高熱伝導燃料固有安全性向上炉心について、ULOF 及び UTOP 解析をそれぞれ実施した。

主要な解析条件を、表 4.7-1 に示す。一般に、燃料の熱伝導度は、温度や燃焼度に応じて変化するが、本解析では、簡易的に全ての温度範囲及び燃焼状態においてジルコニウム合金燃料の熱伝導度は 20W/m/K 一定と仮定している。また、ジルコニウム合金燃料の線膨張率は $1.8 \times 10^{-5} /$ 一定と想定した。

ULOF 事象の過渡条件としては、1 次主冷却系主ポンプフローコーストダウンの半減時間を 15 秒、主ポンプ停止時にも駆動されるポニーモータの定格流量比を 15% と想定した。また、UTOP 事象の過渡条件については、制御棒引き抜き速度を 3¢/s 一定とし、最大制御棒引抜反応度、即ち、本炉心での燃焼反応度まで引き抜かれるものとした。

本研究では、冷却材が沸騰しないこと及び燃料の溶融がないことを炉心損傷を排除する判断条件(自己制御性の成立条件)として定義している。冷却材の沸点は、本来、飽和温度の圧力依存性があるが、ここでは 1213K 一定と仮定した。また、燃料の融点については、1373K であるとした。

5) 解析結果

ULOF 事象は、原子炉のスクラム失敗を伴って、冷却材ポンプへの電力喪失により開始することを想定した。過渡解析結果を図 4.7-2 に示す。

1 次系流量コーストダウンの流量半減時間が 15 秒で 1 次系ポンプのポニーモータ再起動流量比が 15% の条件においては、冷却材は沸騰せず、燃料も溶融しなことが分かる。

即ち、ジルコニウム合金燃料固有安全性向上燃料炉心では、非常に小さい被覆管膨張反応度が正の反応度を与えるだけで、燃料膨張とドブプラによる負の反応度により、ULOF 時の核的炉停止が達成できる。

UTOP 事象は、反応度挿入率 1.5¢/s に相当する全制御棒誤引き抜きと原子炉スクラム失敗によって開始されることを想定した。制御棒誤引き抜き反応度は最大 0.5¢ とした解析結果を図 4.7-3 に示す。

本図に示すように TOP 開始後約 33 秒で最大出力 1.6Po (Po は定格出力)、最大ネット反応度は約 0.15¢ となった。このときの燃料最高温度は 990K であり、燃料融点 (1373K) に対し十分余裕がある。即

ち、ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心はUTOP事象に対しても自己制御性が非常に優れた炉心である。

表 4.7-1 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心の過渡解析条件

仕様	単位	5 年サイクル U-Pu-Zr 炉心
燃料組成	-	U-Pu-2.4%MA-10wt%Zr
冷却材	-	ナトリウム
熱出力	MWt	3000
運転サイクル長さ	年	5
入口温度		355
出口温度		510
最高被覆管温度		650
最大線出力	W/cm	400
炉心圧力損失	MPa	0.2
炉心等価直径	m	4.25
炉心高さ	m	0.7/1.0
(内側/外側)		
軸方向ブランケット厚さ(上部/下部)	m	0.0/0.3
ピン径	mm	8.5
P/d	-	1.2
ピン数	/集合体	271
Pu 富化度(内側/外側)	%	177
燃焼反応度	% $\Delta k/k$	0.0
ボイド反応度	\$	-0.5
ドップラ係数	TdK/dT	-4.30E-03
燃料密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	5.40E-01
冷却材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	0.18E-02
構造材密度	$\Delta k/k / \Delta \rho / \rho$	-1.78E-02
炉心支持板膨張	$\Delta k/k /$	-1.25E-05

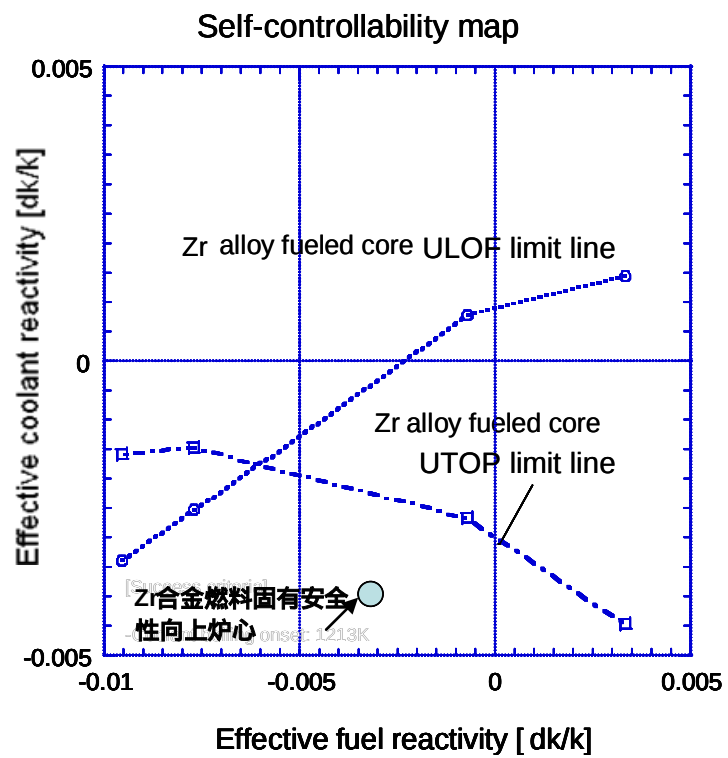
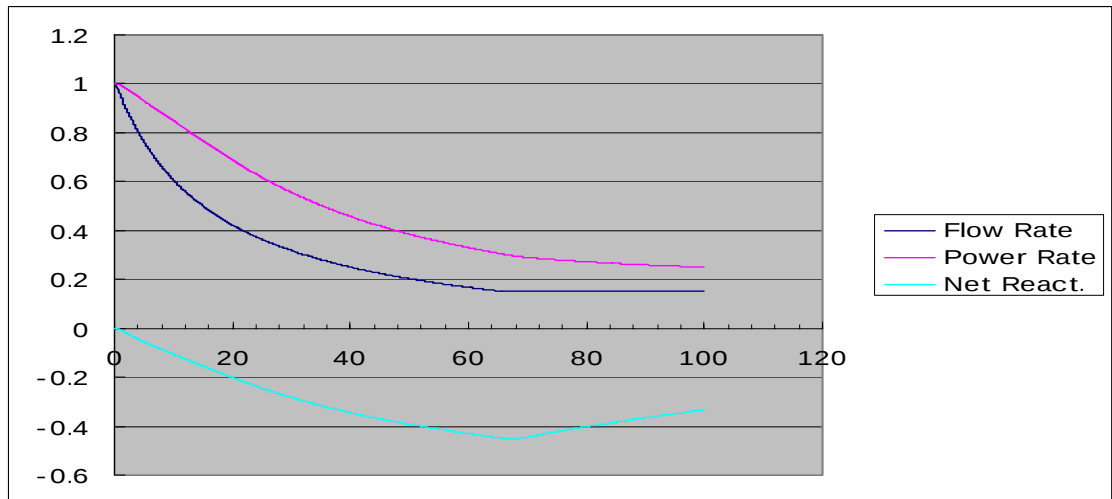
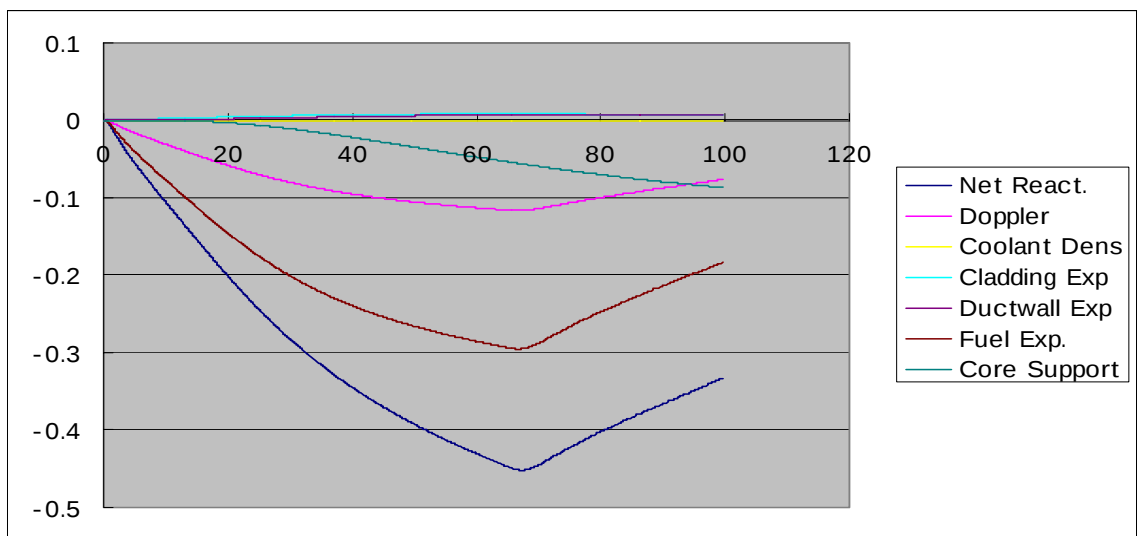


図 4.7-1 ジルコニウム合金燃料炉心のセーフティマップ

定格出力比、流量比、及び反応度合計（\$）



反応度内訳（\$）



冷却材最高温度（K）

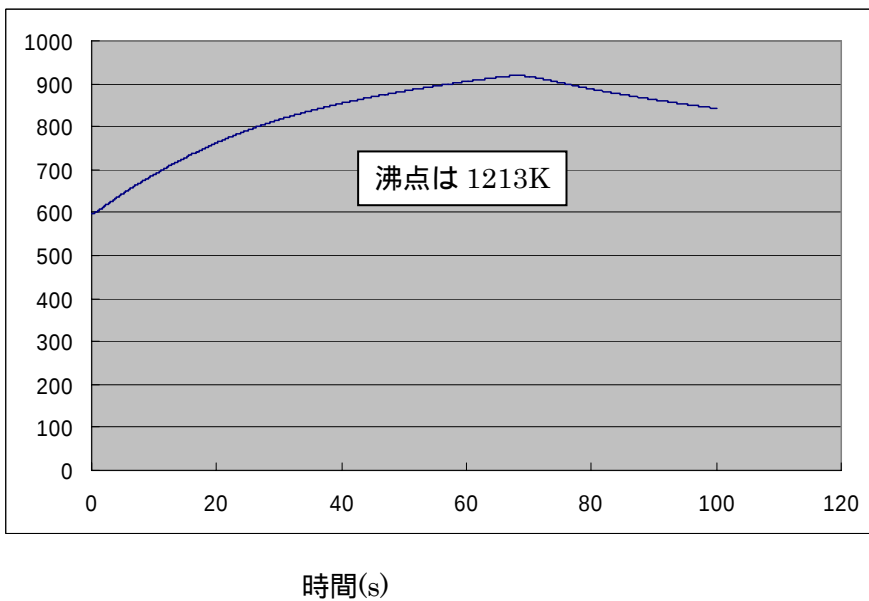
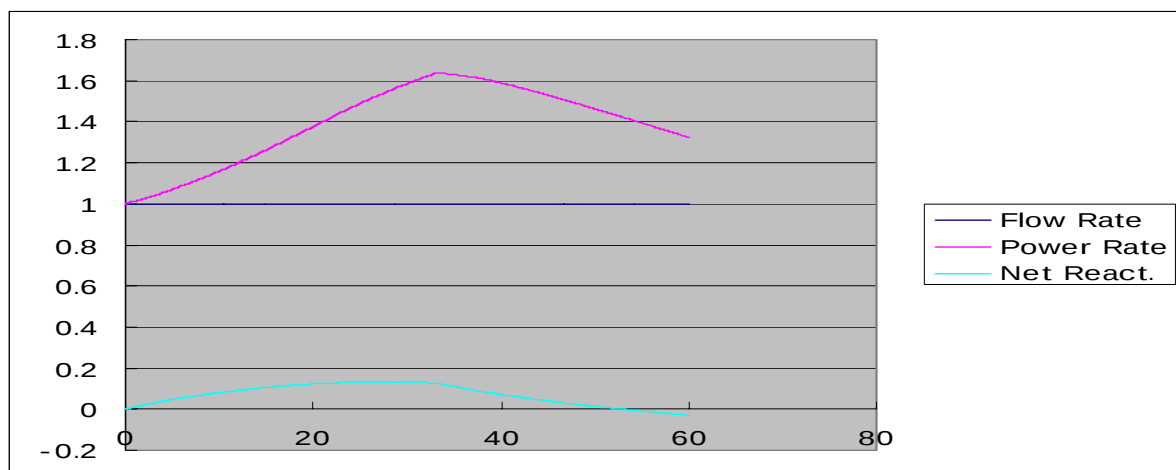
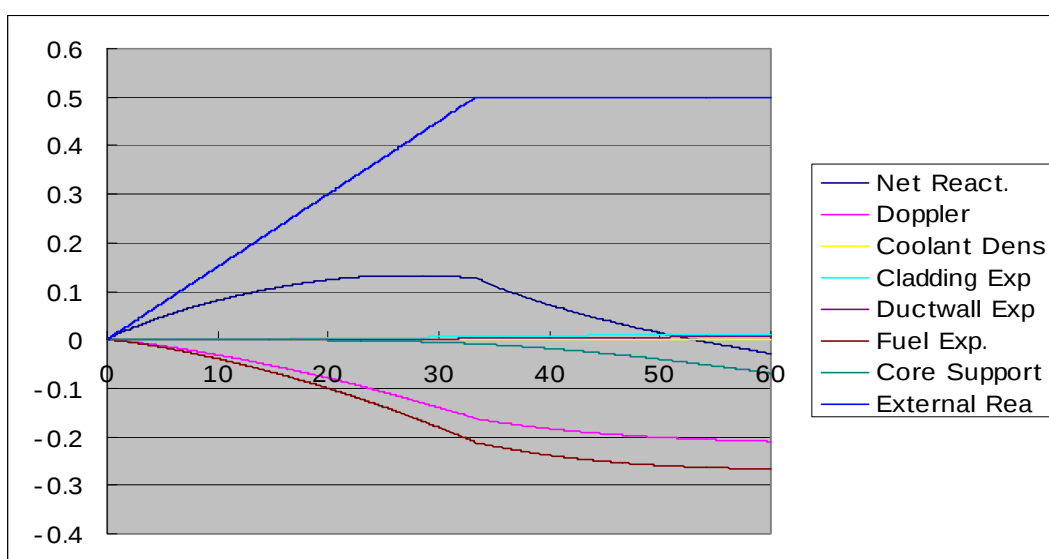


図 4.7-2 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心 ULOF 解析結果

定格出力比、流量比、及び反応度合計(%)



反応度内訳(%)



燃料最高温度(K)

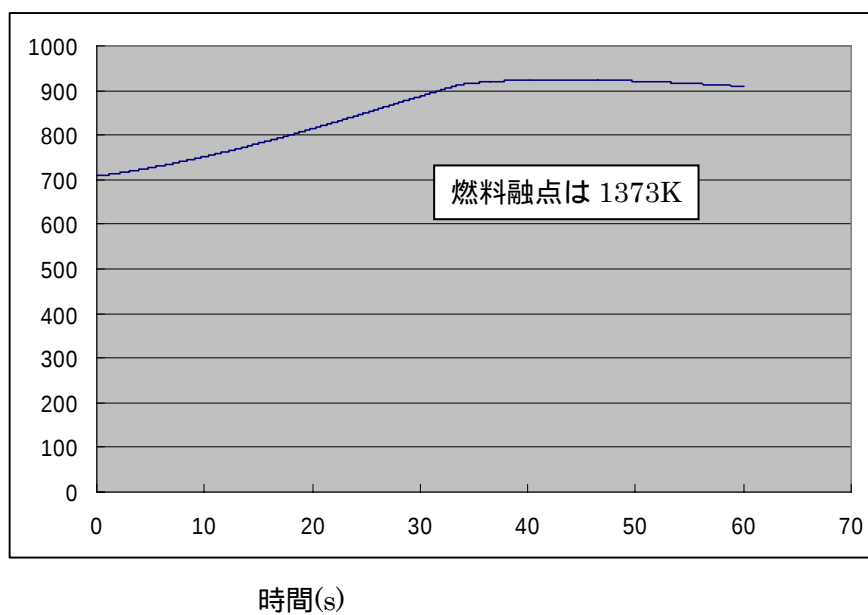


図 4.7-3 ジルコニウム合金燃料固有安全性向上炉心 UTOP 解析結果

4.7 第4章のまとめ

実用化のための照射実績が豊富なジルコニウム合金燃料を用いた大型炉心において、凹型炉心形状と Pu 及び MA 組成の適切な組み合わせにより、運転サイクル長 5 年の炉心において

負のボイド反応度

1 \$ (約 0.4% $\Delta \rho$) 未満の燃焼反応度

同時に満足する炉心燃料仕様を設定した。また、本炉心がセーフティマップ上の固有安全特性範囲にあるとともに、過渡解析結果からも UTOP, ULOF における固有安全特性を有することを確認した。

更に、酸化物燃料との燃焼反応度要因分析比較を行なった結果、スペクトルが硬い合金燃料炉心は FP 捕獲断面積が小さく、親物質核分裂割合が大きいために、燃焼反応度低減に適しており、固有安全性向上炉心としてジルコニウム合金燃料炉心が適切であることが分かった。また、燃焼反応度要因分析による燃焼反応度の簡易予測式を作成した。

第5章 固有安全性向上炉心による実用化炉心設計

5.1 固有安全性向上炉心による実用化炉心検討の目的

高速炉実用化時代には安全性のみならず、経済性も十分に考慮した炉心設計となっていることが要求される。ここで検討した凹型炉心では、主に ATWS を想定して事故時挿入反応度を低減できる設計を追及し、さらにその長寿命化を図ってきた。一方、凹型炉心は外側炉心高さが内側炉心高さよりも大きいという炉心形状の特徴として、出力分布平坦化が通常の 2 富化度炉心を用いなくとも得られる可能性がある。これは経済性の向上に大きく寄与する。本章では凹型炉心における出力分布平坦化と出力変動抑制について検討し、実用化時代の固有安全性炉心を高度化することを目的とする。

5.2 富化度 1 領域化による出力変動抑制

5.2.1 出力変動抑制の方策

高速炉の経済性向上の観点で従来から出口温度高温化が言われてきた。出口温度上昇によりプラント熱効率が向上できれば、建設費割合の大きい高速炉プラントでは発電コストは熱効率にほぼ逆比例して低下できよう。炉心出口温度を増加する一般的な方法は、各燃料集合体に対する必要流量を決定している燃料被覆管の最高温度が一樣になるよう各集合体出力にほぼ比例して冷却材を配分することである。従って、大型高速炉では、流量配分ができるよう、集合体入り口にオリフィスを設けて、集合体出力に合わせて、流量を絞るのが一般的である。しかし、各集合体出力は燃焼に伴ない変動するため、燃料滞在期間中の最大出力を与える時点で被覆管温度制限が満足されるように流量を配分するため、それ以外の時点では無駄な流量、即ち、出口温度を低下させる流量を与えていることになる。これを避けるには燃焼による出力変動を小さくすることになるが、通常大型炉心では炉心のコンパクト化のために Pu 富化度を 2 領域化して径方向の出力平坦化を図っている。この場合、Pu 富化度が相対的に小さい内側炉心は、外側炉心よりも内部転換比が大きいため、炉出力一定運転では、必然的に燃焼に伴ない出力が増大する。

一方、幸運なことに、凹型炉心では外側炉心の高さが高いため、内外炉心の Pu 富化度を同一としても径方向の集合体出力の平坦化が図れる。Pu 富化度が同一であれば、内部転換比の領域依存性は小さいので、燃焼による集合体出力変動が抑制できることになる。

5.2.2 U-Pu-Zr 燃料 1 領域炉心設計

炉心高さは、図 5.2.2-1 に示すように従来の検討の最適化検討結果である内側炉心 70cm、外側炉心 100cm に設定した。燃料仕様パラメータ検討は以下の制限条件で最適化した。最大線出力は燃料溶融防止の観点で一般的に用いられる 400W/cm とし、最大炉心等価直径は 4.5m とした。燃料体積比は燃焼反応度抑制の観点で 45%とした。炉心圧損制限は従来の高速炉設計例に倣い 0.5MPa とした。

表 5.2.2-1 に設計条件と仕様をまとめた。本表には比較のために凹型炉心と同一条件で設定した従来型 2 領域平坦炉心の仕様を示す。

5.2.3 核特性計算方法

炉心特性は表 5.2.2-2 に示す JENDL-3.3 ライブラリを用い、連続エネルギーモンテカルロコード MVP とその燃焼ルーチン MVP-BURN を用いて計算した。炉心性能は平衡サイクル初期(BOEC)及び平衡サイクル末期(EOEC)で評価した。従来型の 2 領域均質平坦炉心との比較のために、燃焼サイクルは燃焼度 1 年とし、Pu 富化度は EOEC で臨界となるよう調整した

5.2.4 炉心性能評価

凹型炉心の炉心性能を平坦炉心と共に表 5.2.2-3 に示す。凹型炉心の燃焼度反応度は $0.1\% \Delta \rho$ (約 0.25\$)であり、金属燃料で燃料体積比が高いため内部転換比が約 1.0 となり、過剰反応度は、内部転換比が約 1.であるがサイクル中にわずかに減少する。

定格運転中に炉心臨界を維持するために、正の過剰反応度は制御棒の負反応度によって補償される。従って、本凹型炉心における UTOP 事象での最大挿入反応度は約 0.25 \$ となる。一方、ULOF 時のナトリウムボイド反応度は約 -1.3 \$ の負であり、両事象とも厳しいシークエンスとはならない。

表 5.2.2-4 および図 5.2.2-1 に示すように、単一 Pu 富化度炉心では 1 サイクル当たり集合体出力変動は平均 1.66%となる。一方、2 富化度均質炉心では 1 サイクル 9.26%の変動となる。従って、平均出力と最大出力との差は凹型炉心で約 3.3%、2 富化度領域均質炉心では約 18.5%となる、その差は 15%となる。即ち、冷却材流量が 15%減少できるため、2 富化度均質炉心で出入り口温度差が 150 の場合、凹型炉心では約 176 に上昇でき、26 の向上となる。この結果、プラント熱効率率は約 3%向上し、発電コストは 5%以上低減できることとなる。

表 5.2.2-1 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の設計条件および仕様

仕様	単位	1Pu 富化度領域 凹型炉心	2Pu 富化度領域 平坦炉心
燃料組成*	-	U-Pu-10wt%Zr	U-Pu-10wt%Zr
冷却材	-	ナトリウム	ナトリウム
熱出力	MWt	3000	3000
運転サイクル長さ	年	1	1
入口温度		355	355
出口温度		520	510
最高被覆管温度		650	650
最大線出力*	W/cm	400	400
炉心圧損	MPa	0.5	0.5
炉心直径	m	4.4	4.4
炉心高さ (内側/外側)	m	0.7/1.0	0.85/0.85
軸ブランケット厚 さ (上部/下部)	m	0.0/0.2	0.3/0.3
ピン直径	mm	8.5	8.5
ピン P/d	-	1.2	1.2
ピン本数	/集合 体	271	271
集合体ピッチ	mm	177	177
燃料密度	-	14.4	14.4
燃料体積比	%	45	45
燃料スミア密度	%	75	75

表 5.2.2 - 2 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の炉心特性解析手法

品目	状況
断面積ライブラリ	JENDL-3.3
コード	MVP/MVP-BURN
方法	3次元連続エネルギーモンテカルロ
炉心モデル	3次元
中性子ヒストリ数	1,200,000
1バッチ当たりヒストリ数	10,000
中性子源収束用バッチ数	20

表 5.2.2 - 3 1 領域凹型炉心及び 2 領域均質炉心の炉心特性評価結果

仕様	単位	1Pu 富化度領域 凹型炉心	2Pu 富化度領域 平坦炉心
増殖比		1.33	1.38
炉心高さ(内側/外側)	cm	70/100	85/85
Pu富化度(内側/外側)*	%	15/15	13/15.0
核分裂性インベントリ	t	4.5	4.9
燃料燃焼度	GWd/t	56	56
燃焼反応度	% Δ ρ /サイクル	0.10 (0.25ドル)	0.58 (1.5ドル)
ナトリウムボイド反応度**	\$	-0.5	5.4

*) Puアイソトープ比(Pu-239/240/241/242)=66/20/4/5

**) ボイド領域は炉心および上部ガスプレナム領域

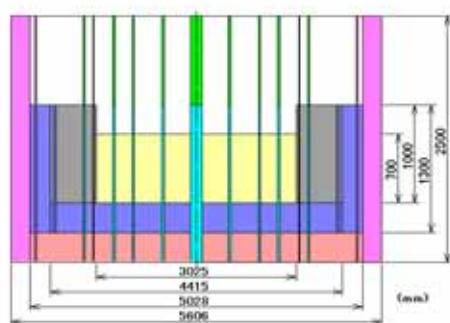
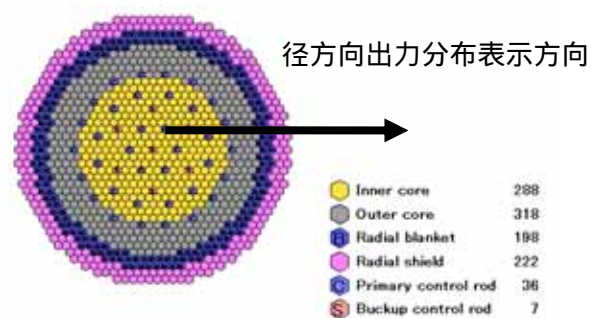
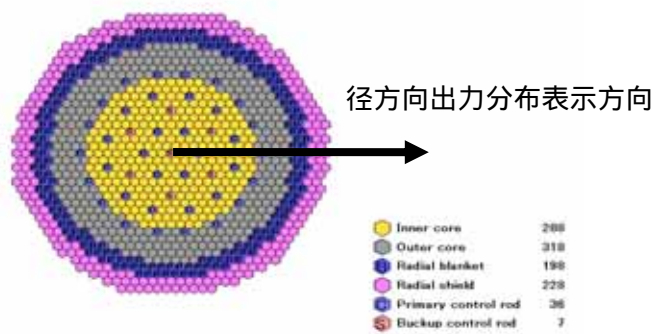
表 5.2.2 - 4 集合体径方向出力分布

集合体位置 (行、列番号)	集合体数	凹型炉心			平坦炉心		
		BOEC(MW)	EOEC(MW)	出力変化	BOEC(MW)	EOEC(MW)	出力変化
IC1*	6	5.75	5.87	02%	5.76	6.69	16.16%
IC2	12	5.87	5.83	0.77%	5.79	6.66	15.04%
IC3	12	5.88	5.79	1.60%	5.87	6.64	13.00%
IC4	24	5.87	5.77	1.77%	5.88	6.61	134%
IC5	30	5.83	5.71	11%	5.85	6.51	11.23%
IC6	30	5.67	5.57	1.74%	5.79	6.36	9.85%
IC7	42	5.50	5.40	1.81%	5.73	6.13	7.01%
IC8	36	5.32	5.21	06%	5.68	5.86	3.27%
IC9	54	5.08	5.00	1.59%	5.59	5.61	0.32%
IC10	42	4.88	4.82	1.16%	5.53	5.41	10%
IC11	66	5.81	5.73	1.33%	5.73	5.31	7.36%
OC1	72	5.07	5.05	0.48%	5.13	4.64	9.46%
OC2	78	4.09	4.12	0.89%	4.17	3.74	10.21%
OC3	66	3.29	3.35	1.98%	3.35	3.00	10.46%
OC4	36	56	65	3.57%	61	32	11.02%
炉心平均出力変化		-	-	1.66%	-	-	9.26%

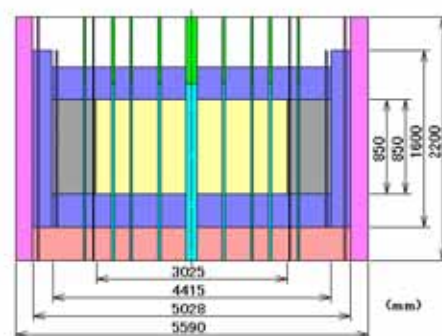
*) IC1=内側炉心の第 1 列を示す。

表 5.2.2 - 5 凹型炉心及び平坦炉心の領域毎ボイド反応度

ボイド領域	凹型炉心		平坦炉心	
	ボイド反応度		ボイド反応度	
	% $\Delta \rho$	\$	% $\Delta \rho$	\$
内側炉心	1.71	4.3	1.76	4.4
外側炉心	0.75	1.9	0.96	4
上部軸ブランケット	-	-	-0.06	-0.2
上部ガスプレナム	-72	-6.8	-0.49	-1.2
合計	-0.20	-0.5	17	5.4



凹型炉心(内側70cm 外側100cm)



平坦炉心(炉心高さ: 85cm)

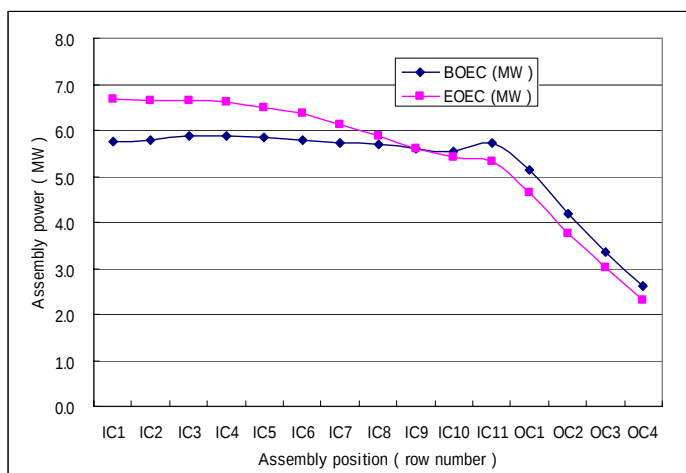
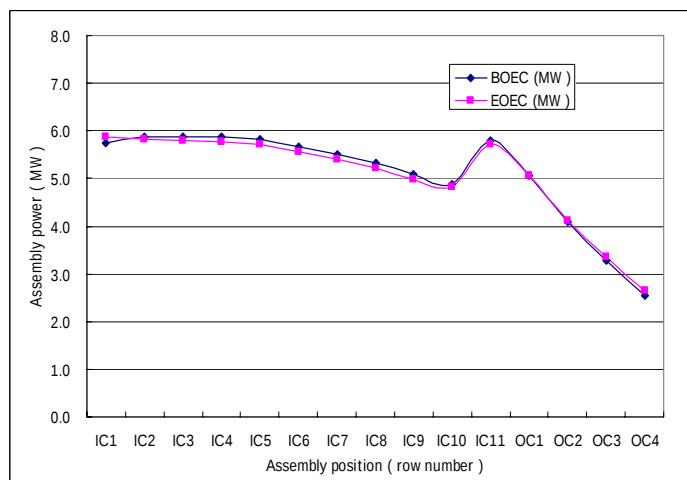


図 5.2.2 - 1 凹型炉心、平坦炉心の炉心配置及び径方向集合体出力分布

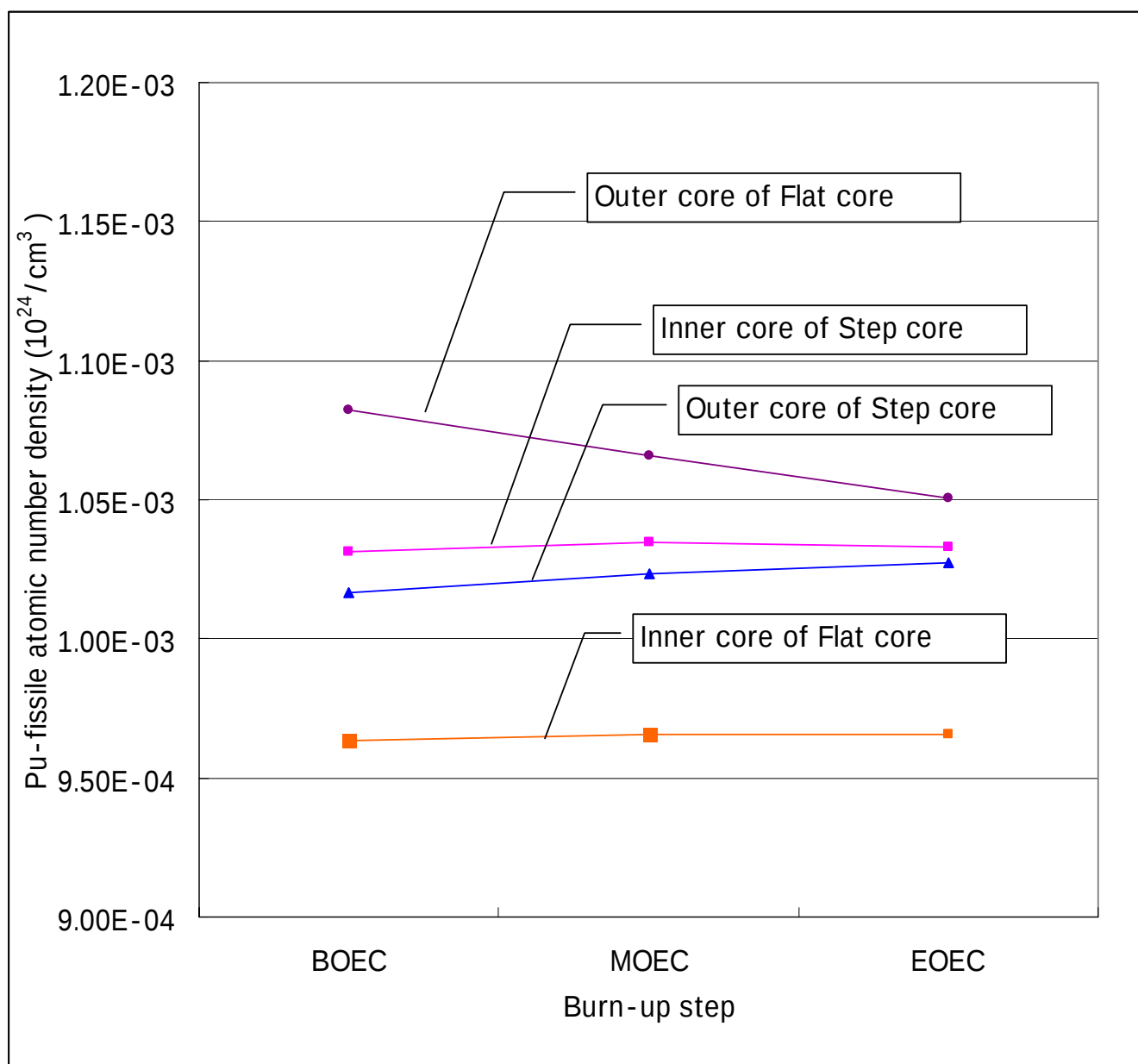


図 5.2.2 - 2 燃焼サイクル中の炉心部核分裂性核種の密度変化

5.3 実用化のための固有安全性炉心仕様

以上の U-Pu-Zr 合金燃料炉心の検討では、1 年サイクル炉心で増殖比が 1.33、5 年サイクル炉心でも 1.23 程度の比較的大きい増殖比が得られた。

高速炉プラントの導入期には Pu が大量に必要なため、高増殖性が要求されるが、平衡期で且つ電力需要伸びが小さい場合には、本来、Pu の再処理ロス分だけ 1.0 から大きければ Pu 収支は成立する。

高速増殖炉サイクル実用化調査研究においても経済性を重視したサイクルでは増殖比は 1.04 を設定している。[5-1]

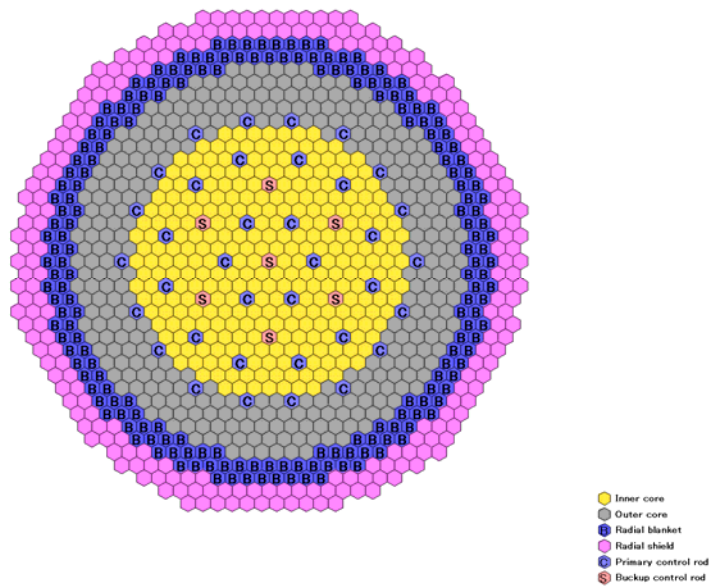
従って、下部軸ブランケットも将来的には削除することが可能であり、この場合にはさらにナトリウムボイド反応度を負側に低減できると考えられる。

そのため、高速炉実用化時代の炉心として、増殖比を抑制し、固有安全性が向上すると考えられる炉心仕様例を表 5.2-1、図 5.2-1 にまとめた。本炉心では運転サイクル長を 2 年とした。これは、5 年サイクル炉心での燃焼反応度が 0.7%であり、更に燃焼反応度制限に対し、余裕を持ち、且つ実用炉として十分な設備利用率を持つこととしたためである。

本炉心の燃焼反応度及びボイド反応度は 4.5 節のジルコニウム合金燃料炉心と同等であり、十分な固有安全特性を有している。なお、増殖比は下部軸ブランケットを薄くしたために、1.10 と小さくなるが、高速炉が大幅に導入された後には電力需要伸びと同等の増殖比であれば十分であるので、軸ブランケットは薄くしても問題はないと考えられる。

表 5.2-1 将来の固有安全性高速炉炉心仕様

仕様	単位	1Pu 富化度領域 凹型炉心	備考
燃料組成*	-	U-Pu-10wt%Zr	
冷却材	-	ナトリウム	
熱出力	MWt	3000	
運転サイクル長さ	年	2	
入口温度		355	
出口温度		530	
最高被覆管温度		650	
最大線出力*	W/cm	400	
炉心圧損	MPa	0.5	
炉心直径	m	4.4	
炉心高さ	m	0.7/1.0	
(内側/外側)			
軸ブランクセット厚さ	m	0.0/0.10	
(上部/下部)			
ピン直径	mm	8.5	
ピン P/d	-	1.2	
ピン本数	/集合体	271	
集合体ピッチ	mm	177	
燃料密度	-	14.4	
燃料体積比	%	45	
燃料スミア密度	%	75	
Pu富化度(内側/外側)*	%	18/18	
増殖比		1.10	
核分裂性インベントリ	t	4.5	
燃料燃焼度	GWd/t	112	
燃焼反応度	%Δρ / サイクル	0.20 (0.5\$)	実効遅発中性子割合: 0.0040
ナトリウムボイド反応度	\$	-0.5	



288
 318
 198
 228
 36
 7

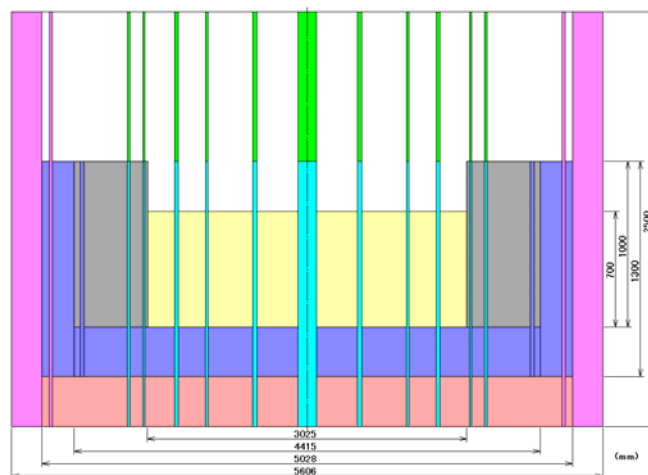


図 5.2-1 将来の固有安全性高速炉炉心仕様例

5.3 第5章のまとめ

高速炉実用化時代には安全性のみならず、経済性も十分に考慮した炉心設計となっていることが要求される。凹型炉心は外側炉心高さが内側炉心高さよりも大きいという炉心形状の特徴として、出力分布平坦化が達成されるため、凹型炉心における出力分布平坦化と出力変動抑制について検討し、実用化時代の固有安全性炉心の経済性についてプラント熱効率の観点で検討した。その結果、ジルコニウム合金燃料による凹型炉心形状の炉心において、Pu 富化度領域を1領域とすることで燃焼による出力変動が抑制でき、2領域均質炉心に比べ熱効率が絶対値で3%以上向上できることが分かった。

また、この凹型炉心形状を用いた1富化度領域炉心によっても、金属燃料を用いることで負のボイド反応度と1\$未満の燃焼反応度が同時に成立する炉心が存在することが分かった。

ジルコニウム金属燃料を採用した凹型炉心概念により、高速炉実用化時代の炉心としての炉心仕様を設定し、燃焼反応度及びボイド反応度について固有安全特性の目標を満足することを確認した。

第6章 結論

本研究では、ナトリウム冷却高速炉における固有安全性炉心向上のために、実用大型炉心の研究を行った。

第1章で設定した具体的な目標として、ULOF 時に挿入される可能性のある正の反応度要因をなくすために、炉心冷却材のボイド時反応度を負とすること、また、UTOP 時に全制御棒が誤引き抜きされても即発臨界に至らないよう燃焼反応度を1\$未満とすることとし、これらの反応度特性が同時に満足できる実用化時代の大型高速炉の炉心仕様を明らかにすることとした。

第2章では、拡散計算による大領域ボイド反応度計算が困難であることから、本研究では3次元モンテカルロ計算コード MVP を採用することとし、このコードによる諸炉心特性の解析精度を実機性能試験及び大型臨界実験解析により検証した。その結果、原型炉性能試験における燃焼係数解析から燃焼反応度は、実験値と5%以内で一致し、且つ、大きめの値を与えることが分かった。また、ZPPR-9 臨界実験解析からボイド反応度は実験値と10%以内で一致し、大きめの値となることが分かった。次に、酸化物燃料大型炉心の反応度成分を新たに開発した多群モンテカルロ摂動解析コードシステムにより分析し、外側炉心より内側炉心の高さが低いことを特長とする凹型炉心形状と上部軸ブランケットの削除の組み合わせにより負のボイド反応度は達成可能であることが分かった。また、実用炉に要求される1年以上の運転サイクル期間においては、酸化物燃料で燃焼反応度を1\$未満にすることは困難であることが分かった。

このため、金属燃料炉心での上記固有安全性炉心の可能性を追求することとした。その候補としては高熱伝度合金燃料とジルコニウム合金燃料が考えられ、第3章では、高熱伝導度を有するアルミニウム合金燃料(U-Pu-Al 合金)の検討を行なった。その結果、内側炉心高さ0.7m、外側炉心高さ1.0mの凹型炉心により、MAを3%添加することで、4年サイクル大型炉心において負のボイド反応度と1\$未満の燃焼反応度を同時に満足できることが分かり、過渡解析によりULOF、UTOP 時における炉心健全性を確認した。

しかし、アルミニウム合金燃料は、実機での照射実績及びMA混入再処理試験等の実用化に向けた開発が進んでいないことから、第4章で照射実績の多いジルコニウム合金燃料(U-Pu-Zr 合金)での固有安全性向上炉心を検討した。その結果、本燃料でも凹型炉心とMAの添加により負のボイド反応度と燃焼反応度1\$未満を同時に満足する炉心を構築できる見通しを得た。また、酸化物燃料との各種反応率、スペクトル分析により、金属燃料では核分裂生成物の捕獲反応が小さいこと、親核種による核分裂割合が大きいことなど

により燃焼反応度が抑制されることが分かった。

第5章では、1 富化度領域ジルコニウム金属燃料炉心を凹型炉心形状により設定し、燃焼による出力変動が低減されることから熱効率が向上することが分かった。

これらの検討に基づき、将来の実用炉における、固有安全性を有する炉心概念として、金属燃料を用い、凹型炉心形状とすることで、負のボイド反応度と1 \$ 未満の燃焼反応度が同時に成立し、実用炉としての長期運転サイクルが可能な炉心が存在することを明らかにした。

謝辞

著者は、本研究の推進の上で貴重な議論と多くの示唆と情報を頂いた、東京工業大学の二ノ方壽先生、飯田万理秘書、二ノ方研究室の皆様、電中研常磐井守泰博士、JNES 遠藤寛博士、石津朋子博士、帯刀勲氏に心より感謝いたします。論文審査委員として貴重なコメントと示唆を頂いた原子炉工学研究所の井頭政之先生、高橋実先生、小原徹先生、学術国際情報センターの青木尊之先生に心より感謝いたします。また、在学中に大変お世話になった原子炉工学研究所の教官の皆様、鎌田しげこ様、東京工業大学教務課の皆様、株式会社東芝、東芝原子力エンジニアリングサービス株式会社及び関連会社の原子力部門の皆様、これまで著者が高速炉炉心の仕事でお世話になった各大学の皆様、JAEA、JNES、NISA、電中研、各電力会社の皆様及び支えてくれた妻美木子に心から謝意を表します。

参考文献(1章)

- 1-1) 「電力中央研究所(編):次世代エネルギー構想 - このままでは資源が枯渇する - 」, 電力新報社、1998 年 10 月(1998)
- 1-2) 「原子力政策大綱」、原子力委員会、平成 17 年 10 月 11 日(2005)
- 1-3) 石津、「高速増殖炉炉心の自己制御性及び自己終息性に関する研究」、平成 22 年 6 月、東京工業大学博士論文(2010)
- 1-4) Y. Fujii-e, "An Approach to Self-Consistent Nuclear Energy System-Potential of Fast Reactors," Proc. Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant, Tokyo, Japan, Oct. (1992)
- 1-5) H.-H. Hennies, et al., "The Fast-Neutron Breeder Fission Reactor: Safety Issues in Reactor Design and Operation", Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, Vol. 331, No. 1619, pp. 409-418(1990)
- 1-6) E.Paxon, "Radial Parfait Core Design Study," WARD-353, Westinghouse Advanced Reactor Division (1997)
- 1-7) H. Sekimoto, et al, "CANDLE: The New Burnup Strategy", Nuclear Science and Engineering, 139, 1-12 (2001)
- 1-8) T. Yokoyama and N. Ueda,"An Optimization Study on the Reflector-controlled Long Life LMR Cores", ICONE11-36284, April 20-23, Tokyo JAPAN, (2003)
- 1-9) T. Yokoyama T. Iwasaki and K. Konashi,"Development of Burnable Poison of Gd-Zr hydride for Fast Reactors", November 9, 2010 ANS Winter Meeting, Las Vegas, NV(2010)
- 1-10) V.M. Poplavy et al., Core design and fuel cycle of advanced fast reactor with sodium coolant, FR09, Kyoto(2009)
- 1-11) H. Ninokata, Y.Hizume, H.Endo and T.Sawada,"Evaluation of Self-Controllability of FBRs against ATWS," Progress in Nuclear Energy, 40, No.3-4, pp.569-575, (2002)
- 1-12) Y. Hizume, H. Ninokata, T. Sawada and H. Endo,"A Simple Analytical Method to Evaluate Transient Behaviors of Fast Reactors," 7th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-7
- 1-13) T. Ishizu, H. Endo and H. Ninokata, "On the Design Limit of the Void Reactivity for MOX-fueled LMFR Core," To be published

- 1-14) H. Endo, S. Kubo, S. Kotake, I. Sato, Sa. Kondo, H. Niwa and K. Komiya, "Elimination of Re-criticality Potential for the Self-Consistent Nuclear Energy System," Progress in Nuclear Energy, 40, pp.577-586, (2002)
- 1-15) 「平成 19 年度 強い核拡散抵抗性を有する Pu を生成する革新的原子炉技術開発」 成果報告書 (概要版)(2007)
- 1-16) International Atomic Energy Agency (IAEA International Nuclear Safety Advisory Group (INSAG publication Series 75-INSAG 3, "Basic Safety Principles for Nuclear Power Plants" (1988)
- 1-17) 「高速増殖炉のレベル 2PSA 評価 - 炉心損傷事象のレベル 2PSA 評価レベルの判定 - 」、原子力安全基盤機構、JNES/SAE05-123、平成 19 年 9 月(2007)
- 1-18) H. Kuraishi, T. Sawada, H. Endo and H. Ninokata, "Inherent and Passive Safety Sodium- Cooled Fast Reactor Core Design with Minor Actinide and Fission Product Incineration," Nuclear Science and Engineering, 138, pp205-232, (2001)
- 1-19) H. Hayashi, M. Ichimiya, M Nakaoji and K.Maeda, "A Conceptual Design Study of a Large FBR Plant Enhancing Passive Safety," Sodium cooled fast reactor safety, proceedings of an International topical mtg, Obninsk, Russia,(1994)
- 1-20) K. Konishi, S. Kubo, I. Sato, K. Koyama, J. Toyooka, K. Kamiyama, S. Kotake, A. D. Vurim, V. A. Gaidaichuk, A. V. Pakhnits and Y. S. Vassiliev," The EAGLE Project to Eliminate the Recriticality Issue of Fast Reactors -Progress and Results of In-pile Tests-, " NTHAS5 (NTHAS5-F001
- 1-21) K. Konishi, J. Toyooka, K. Kamiyama. I. Sato, S. Kubo, S. Kotake, K. Koyama, A. D. Vurim, V. A. Gaidaichuk, A. V. Pakhnits and Y. S. Vassiliev," The result of a wall failure in-pile experiment under the EAGLE project," Nuclear Engineering and Design, 237, pp.2165-2174, (2007)
- 1-22) N. Ueda, "Development of Analytical Code for Core Disruptive Accident of Metallic Fuel Core and Evaluation of Upper Limitation of Coolant Void Reactivity," CRIEPI Komae Research Laboratory Report, T01002, (2001) (in Japanese
- 1-23) H. Endo, S. Takahashi, M. Ishida and T. Hoshi, "A Study of the Initiating Phase Scenario of Unprotected Loss-of-Flow in a 600MWe MOX Homogeneous Core," Proc. IAEA IWGFR Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in LMFR,

PNC-OEC Japan, pp.297-307.(199)4

1-24) 丹羽等、「多様な炉心における炉心安全性の検討(1) (研究報告)、2001 年3月(2001)

1-25) T. Ishizu, H. Endo and H. Ninokata, "On the Design Limit of the Void Reactivity for MOX-fueled LMFR Core," Proceedings of NUTHOS-6, Nara, Japan, October 5-8, 2004, N6P371 (2004)

1-26) 「SAS4A コードを用いた高速増殖炉の1次冷却材流量減少時反応度抑制機能喪失事象(ULOF の発生エネルギーに関する検討」、JNES/SAE08-030、原子力安全基盤機構(平成 20 年 3 月)(2008)

1-27) 「CDA 影響に対する炉内終息シナリオの評価」、(社)日本原子力産業会議、平成 9 年 3 月(1997)

参考文献(2章)

2-1) T. Yokoyama, M. Tokiwai, H. Endo and H. Ninokata, "Aluminum-Metal Fueled Long Life Fast Reactor Cores with Inherent Safety Features," Trans. Am. Nucl. Soc. 95, 163723 (2006)

2-2) T. Mori et al., "MVP/GMVP : General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Code based on Continuous Energy and Multi-group Methods", JAERI-DATA/CODE 94-007 (1994)

2-3) T. Nakagawa et al., "Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-2:JENDL-3.2", J.Nucl. Sci. Technol., 32, p.1259 (1995)

2-4) T. Mori et al., "LICEM ", JAERI-Data/Code 96-018(in Japanese)

2-5) NEA-0796," Cross-Sections Library 25-Groups ABBN and 70-Group JFS for Fast Reactor Calculation,"(2001)

2-6) M. Nakagawa and K. Tsuchihashi " SLAROM : A Code for Cell Homogenization Calculation of Fast Reactor", JAERI 1294 (1984)

2-7) T. Ishizu. T, Yokoyama. T, Endo. Tokiwai M. and H, Ninokata, " Study of Self-Controllability and Self-Terminability of The Core Loaded With High Thermal Conductivity Fuels " COE-INES-1(2004)

2-8) T. Yokoyama, M. Tokiwai, H. Endo, And H. Ninokata, "Optimization of Aluminum-Metal Fueled Fast Reactor Cores for Inherent Safety," Trans. Am. Nucl. Soc. 93, p.671 (2005)

2-9) T. Yokoyama, M. Tokiwai, H. Endo, And H. Ninokata, " Aluminum-Metal Fueled Long Life Fast Reactor Cores with Inherent Safety Features," Trans. Am. Nucl. Soc. 95, 163723 (2006)

- 2-10) T. Yokoyama, H.Endo, And H. Ninokata, "Development of Analysis Method for Sodium Void Reactivity of Step Type FBR Cores by Using Group-wise Monte Carlo Code," Annals of Nuclear Energy," March, (2011)
- 2-11) S. Chan and N.E. Todoreas., "Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-wrapped Hexagonal Rod Bundles-Bundle Friction Factors, Sub-channel Friction Factors and Mixing Parameters",N.E.D.92227-251 (1986)
- 2-12) G. Paul, R. S. Wisner, M. C. Billone, and G. L. Hofman, "Steady-state Irradiation Testing of U-Pu-Zr Fuel up to >18 at.% Burnup, International Fast Reactor Safety Meeting, Snowbird, Utah, Aug. 2-16,p.129(1990)
- 2-13) H. Sekimoto, et al, "CANDLE: The New Burnup Strategy", Nuclear Science and Engineering, 139, 1-12 (2001)
- 2-14) H. Ninokata, Y. Hizume, H. Endo and T. Sawada," Evaluation of Self-controllability of LMFBR against ATWS," Progress in Nuclear Energy, Vol40 No.3-4,pp.569-575, (2002)
- 2-15) T. Nakajima, T. Yokoyama, H.Endo, " A Computer Code System ARCADIA for Fast Reactor Core Analysis and Applications", PHYSOR-2008 , (2008)
- 2-16) K. Shibata. T. Kawano. T. Nakagawa, at al., "Japanese evaluated nuclear data library version 3 revision-3: JENDL-3.3," J. Nucl. Sci. Technol, 39[11], 1125 (2002).
- 2-17) J. F. Briesmeister (ed.), MCNP-A General Monte Carlo N-particle Transport Code, version 4C, LA-I 3709-M, Los Alamos National Laboratory, (2000).
- 2-18) T. Mori, M. Nakagawa, MVP/GMVP: General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations based on Continuous Energy and Multigroup Methods, JAERI-Data/Code 94-007, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), (1994). [in Japanese]
- 2-19) R. N. Blomquist, R. M. Lell, E. M. Gelbard, A Review of the Theory and Application of Monte Carlo Method, ORNL/ RSIC-44, p. 31 (1980)
- 2-20) K. Tonoike, T. Yamamoto, S. Watanabe, at at, "Real time a value measurement with Feynman-a method utilizing time series data acquisition on low enriched uranium system,"J. Nucl. Sci. Technol, 41[2]. 177 (2004).

- 2-21) Y. Shimizu, Y. Nakano, K. Gakuhari, "Real time measurement of large negative reactivities by a modified digital reactivity meter," J. Nucl. Sci. Technol., 31[5], 479 (1994).
- 2-22) G. R. Keepin, Physics of Nuclear Kinetics, Addison-Wesley. USA, 165 (1965).
- 2-23) K. Nishihara, T. Iwasaki, Y. Udagawa, "A new static and dynamic one-point equation and analytic and numerical calculations for subcritical system," J. Nucl. Sci. Technol., 40[7], 48 t, (2003).
- 2-24) K. Kobayashi, K. Nishihara, "Definition of subcriticality using the importance function for the production of fission neutrons," Nucl. Sci. Eng., 136, 272, (2000).
- 2-25) Y. Nauchi, T. Kameyama, "Approximation of effective delayed neutron fraction by the direct calculation based on the continuous energy Monte Carlo method," Preprints 2003 AIChE Meeting of At. Energy Soc. of Jpn., Sasebo, Japan, March 27-29, 2003, H18 (2003), [in Japanese].
- 2-26) K. Kosako, N. Yamano, T. Fukahori, et al. The Libraries FSXLIB and MATXSLIB Based on JENDL-3.3, JAERI-Data/ Code 2003-011, JAERI. (2003).
- 2-27) K. Tonoike, Y. Miyoshi, T. Kikuchi, et al., "Kinetic parameter β_{eff}/λ measurement on low enriched uranyl nitrate solution with single unit cores (600, 280T, 8000) of STACY," J. Nucl. Sci. Technol., 39[11], 1227 (2002).
- 2-28) R. C. Little, R. E. MacFarlane, SAB2002-An S(a,b) Library for MCNP, LA-UR-03-808, Los Alamos National Laboratory, (2003).
- 2-29) K. Nakajima, "Re-evaluation of the effective delayed neutron fraction measured by the substitution technique for a light water moderated low-enriched uranium core," J. Nucl. Sci. Technol., 38[12], 1120 (2001).
- 2-30) T. Suzaki, K. Sakurai, K. Nakajima, et al., "Precise determination of β_{eff} for water-moderated U and U-Pu cores by a method using buckling coefficient of reactivity," Proc. Sixth Int. Conf. on Nuclear Criticality Safety (ICNC'99). Versailles, France, Sept. 20-24, 1999, p. 386 (1999).
- 2-31) M. Mori, M. Kawamura, K. Yamate, "CASMO-4/SIMULATE-3 benchmarking against high plutonium content pressurized water reactor mixed-oxide fuel critical experiment," Nucl. Sci. Eng., 121, 41, (1995).
- 2-32) S. Okajima, T. Sakurai, J. F. Lebrat, et al. "Summary on international benchmark experiments for effective delayed neutron fraction (β_{eff})," Prog. Nucl. Energy, 41, 285, (2002).

- 2-33) A. R. Kaufmann (General Ed., NUCLEAR REACTOR FUEL ELEMENTS = Metallurgy and Fabrication =, p.61-64, INTERSCIENCE PUBLISHERS a division of John Wiley & Sons, New York-London, (1962)
- 2-34) A. E. Kay and M. B. Waldron, "Plutonium 1965;"Proceedings of the Third International Conference on Plutonium," (1965)
- 2-35) J. D. Gabor, et al., "Characterization of Metal Fuel Fragmentation," ANL-IFR-52, pp.B-1(1986)
- 2-36) T. B. Massalski (Ed., Binary Alloy Phase Diagram, (Volume 1, American Society for Metals, 156 (1986).
- 2-37) 堀雅夫、「基礎高速炉工学」、日刊工業新聞社(1993)
- 2-38) 太田宏一、横尾健、「金属燃料高速増殖炉における 1500MWe 級炉心の設計検討」、電力中央研究所、研究報告 T96040、平成 9 年 6 月(1997)
- 2-39) S. Tachibana, H. Endo and M. Suzuki, "Sensitivity Analysis on Safety Limits of Large FBR Cores for Seismic Vertical Vibration of Control Rods," Journal of Nuclear Science and Technology, 29, 24-29 (1992)
- 2-40) T. Yokoyama, M. Tokiwai, H.Endo, and H. Ninokata, "Optimization of Aluminum-Metal Fueled Fast Reactor Cores for Inherent Safety," Trans. Am. Nucl. Soc.93, 671 (2005)
- 2-41) S. Chan and N.E. Todoreas, "Hydrodynamic Models and Correlations for Bare and Wire-wrapped Hexagonal Rod Bundles-Bundle Friction Factors, Sub-channel Friction Factors and Mixing Parameters," Nuclear Engineering and Design, 92, 227-251(1986)
- 2-42) 倉石英明、「燃焼反応度を抑制した高速炉炉心における自己制御性検討」、修士論文、平成 8 年度 (1996)
- 2-43) 井上編、電中研レビュー第 37 号 「乾式リサイクル技術・金属材料 FBR の実現に向けて」 (1996)
- 2-44)G. L. Hofman and L. C. Walters, Chapter 1 "Metallic Fast Reactor Fuels," in "Material Science and Technology, A Comprehensive Treatment", Edited by R. W. Cahn, P. Haasen and E. J. Kramer, 1994.
- 2-45) Chiba G., "Overestimation in Parallel Component of Neutron Leakage Observed in Sodium Void Reactivity Worth Calculation for Fast Critical Assemblies", J. Nucl. Sci. Technol., 43, P.946 (2006)

参考文献(4章)

4-1) 篠田彦、大滝明、小藤博英、小野清、平尾和則、「高速増殖炉サイクルの特性評価」、サイクル機構技報 No.12別冊 2001.9 (2001)

参考文献(5章)

5-1) 大野勝巳、小竹庄司、難波隆司、中井良大、「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究の概要」サイクル機構技報 No.24別冊 2004.11(2004)

付録

付録 1 水素化物吸収体の金属燃料炉心への適用について

付録 2 MCPERT コードシステム説明書

付録 3 酸化物燃料炉心による解析手法検証データ

付録 1 水素化物吸収体の金属燃料炉心への適用について

U-Pu-Zr 合金燃料炉心の検討では、5 年サイクル炉心でも 1.23 程度の比較的大きい増殖比が得られた。従って、局所的に炉心の中性子スペクトルを軟化しても十分に増殖性は確保できると考えられる。高速炉の集合体の一部に水素化物を導入し、スペクトルを局所的に軟化することで、種々のメリットを得ることができる。

本節では水素化物吸収体を大型高速炉に適用した場合の評価結果について説明する。

なお、水素化物吸収体としては、高速炉用水素化物バーナブルポイズン及び水素化物ハフニウム制御棒が検討されている。

1. 水素化物ハフニウム制御棒

水素化物ハフニウム制御棒については以下の検討を行った。

対象とした下記の大型高速炉炉心に関し、付表 1-1-1 に基本仕様案、付図 1-1-1 に炉心配置を示す。

炉出力: 2400MWt

運転サイクル期間: 1 年

制御棒寿命: 10 サイクル(目標)

制御棒条件としては水素化ハフニウムを吸収材として採用する。

ハフニウム(Hf)は、各核種の中性子捕獲反応により生成される娘核種も大きな捕獲断面積を有するため、長寿命制御棒に適している。ただし、高速スペクトル領域の断面積は小さいため、制御棒本数を濃縮 B4C 制御棒並みとするには、水素化により中性子スペクトルを軟化する必要がある。付図 1-1-2 に Hf 核種の断面積及び炉心及び水素化 Hf 領域の中性子スペクトルを示す

付表 1-1-2 に制御棒仕様、付図 1-1-3 に集合体構造を示す。吸収体ピン以外の寸法関係は従来制御棒仕様を基準に設定した。付図 1-1-3 は断面概念図であり、水素化ハフニウムを含む 55 体の吸収体ピンが保護管に内蔵されており、一体となって制御棒可動部を構成する。制御棒可動部は上部の制御棒駆動機構と切り離しが可能なように可動部グリップ部で連結される。

付図 1-1-4 に MVP により評価した H/Hf 比と制御棒価値の関係を示す。化学量論比 1.5 近傍で濃縮 B4C 制御棒と同等の価値を有する。

次に、本制御棒を炉心に挿入したまま MVP-BURN による燃焼計算を行ない、反応度価値の変化を調べ

た。

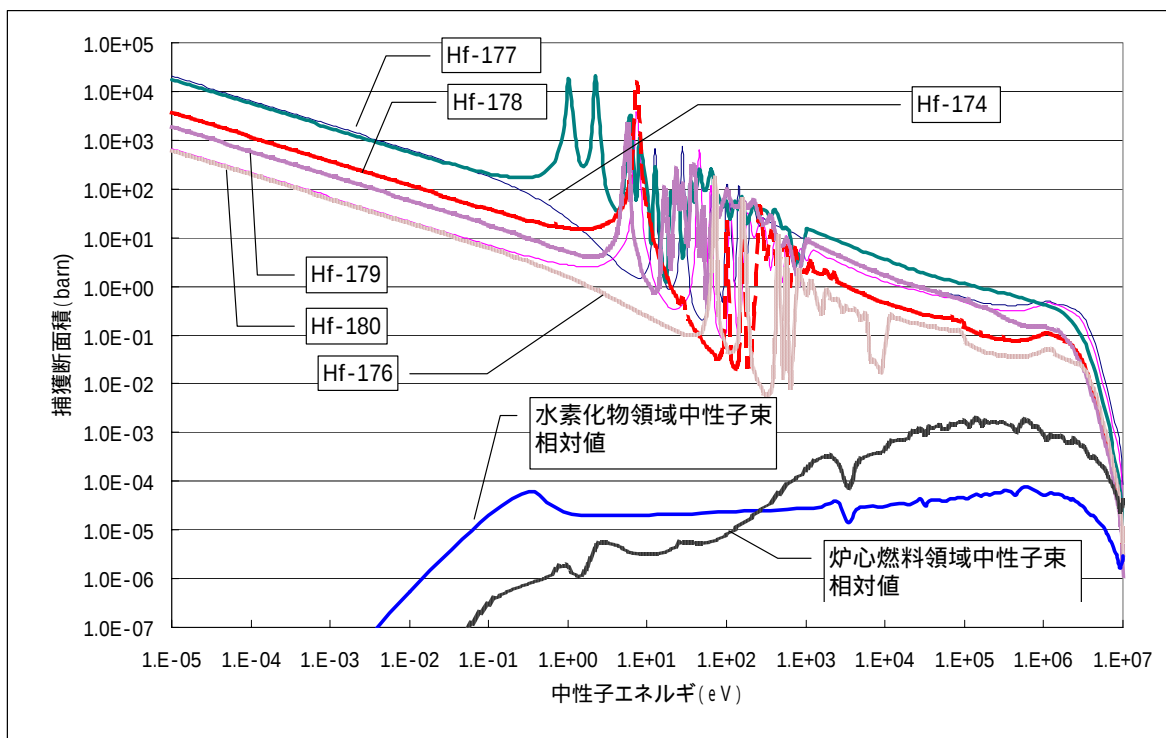
付図1-1-5に制御棒価値の変化、付図1-1-6にHf同位体の組成変化を示す。B4Cと異なり、運転期間が長くても制御棒価値の低下は小さい。その理由は付図1-1-6に示すように娘核種が中性子捕獲に寄与するためである。

付表1-1-1 水素化物 Hf 制御棒検討用炉心基本仕様

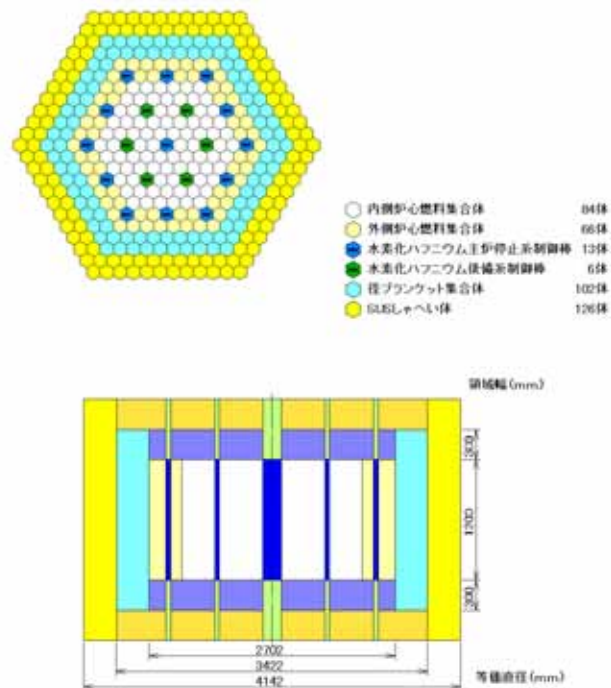
仕様	従来型FBR	備考
電気出力/熱出力	約1000MWe/2400MWt	熱効率42%
運転サイクル期間	1年3バッチ	
炉心高さ	120cm	
炉心等価直径	2.7m	
炉心燃料	MOX	
制御材材質	水素化ハフニウム(HfH)	
冷却材	ナトリウム	
炉心平均燃焼度	86GWd/t	
Pu富化度（内側/外側）	23%/30%	
燃焼反応度	約5% $\Delta k/kk'$	
主炉停止系制御棒反応度 価値	約8% $\Delta k/kk'$	13体挿入時
後備系制御棒反応度価値	約3% $\Delta k/kk'$	6体挿入時
増殖比	1.14	

付表1-1-2 制御棒断面仕様案

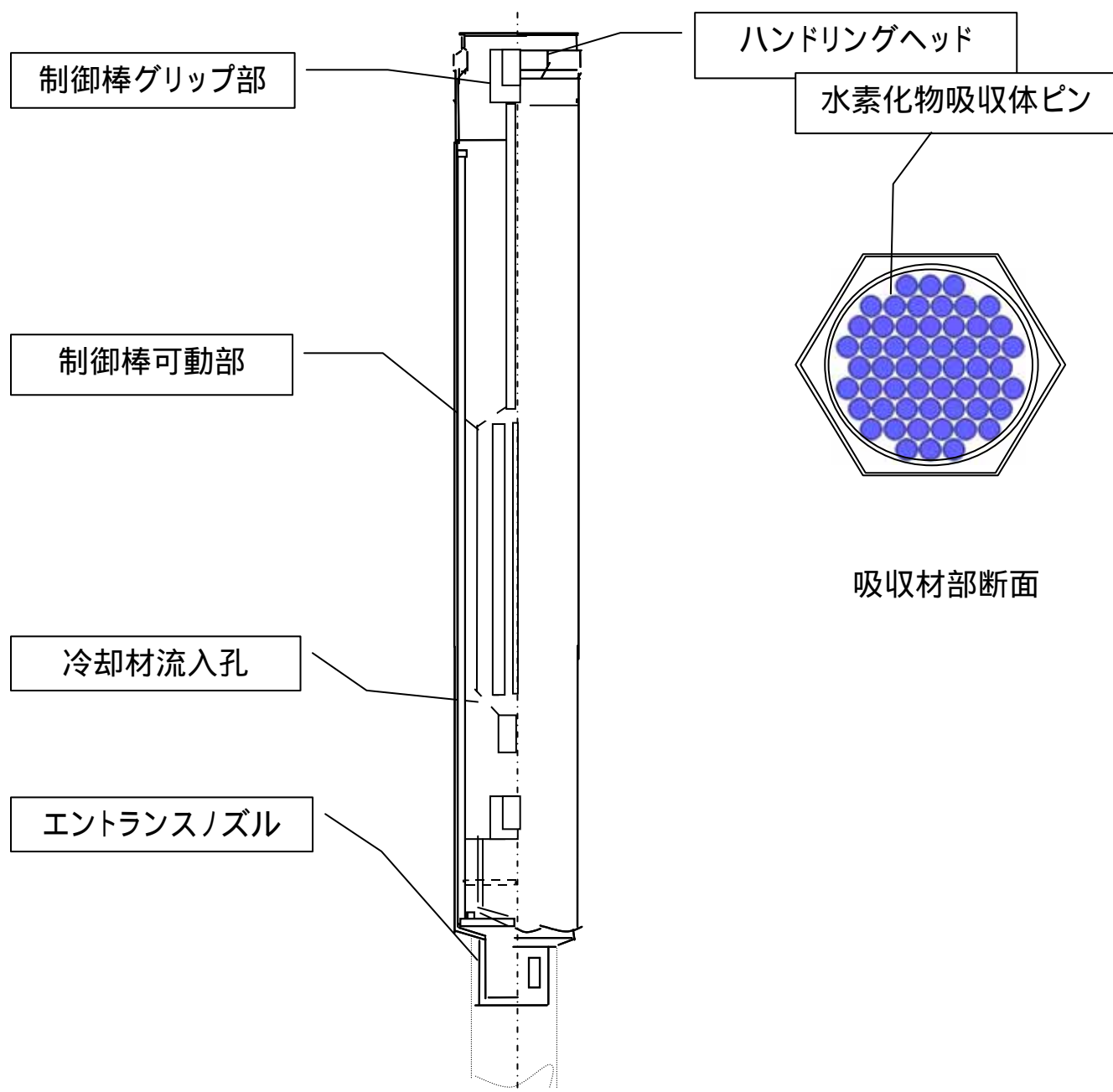
項目	単位	55ピン案
ピン本数		55
ピン外径	mm	17.9
ピン内径	mm	15.5
吸収体外径	mm	15.2
ピン配列ピッチ	mm	20.7
保護管内径	mm	172
保護管外径	mm	180
ラッパ管内対面	mm	190
集合体配列ピッチ	mm	198
吸収体体積比		0.29



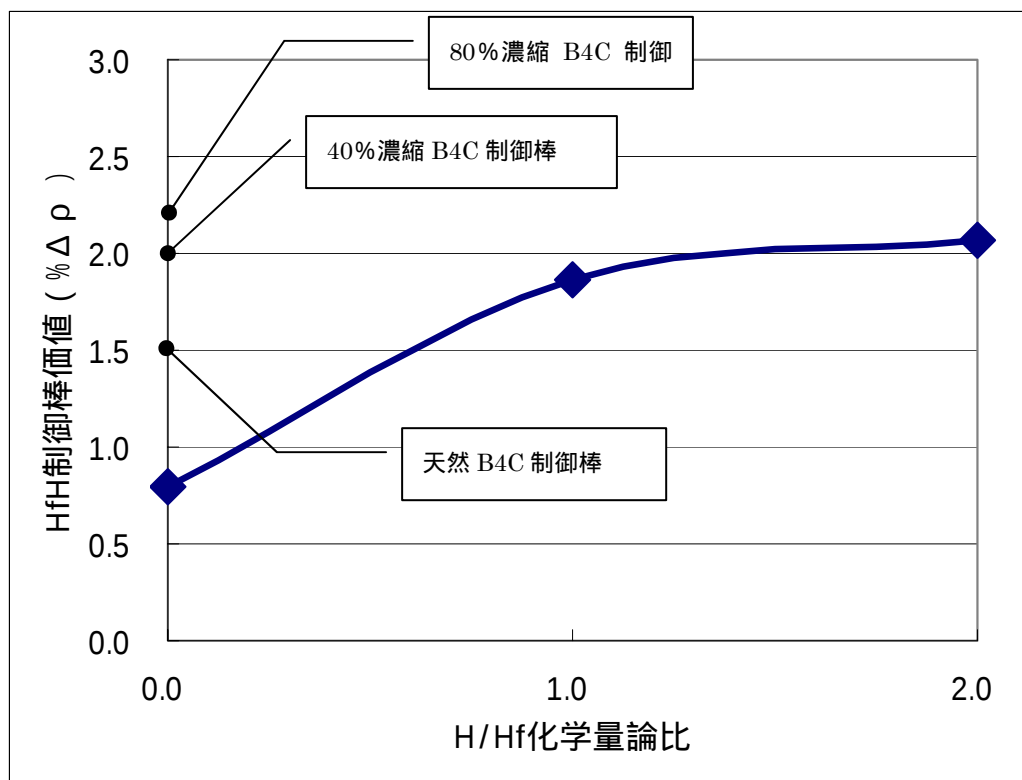
付図 1-1.1-1 ハフニウム同位体断面積及び中性子スペクトル



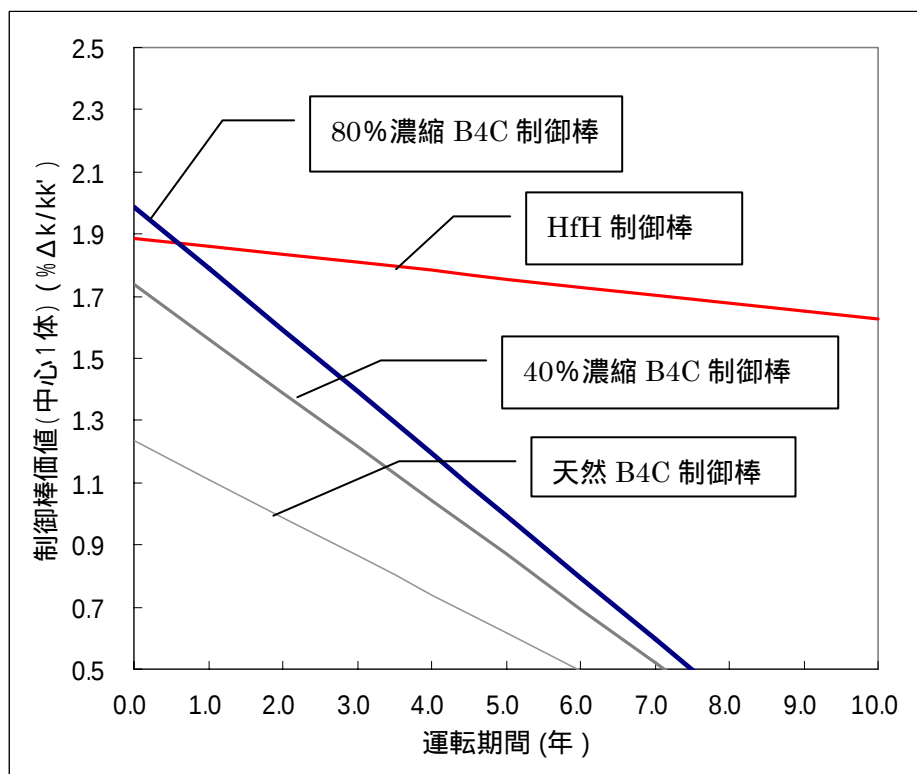
付図 1-1-2 水素化物 Hf 制御棒検討用炉心配置



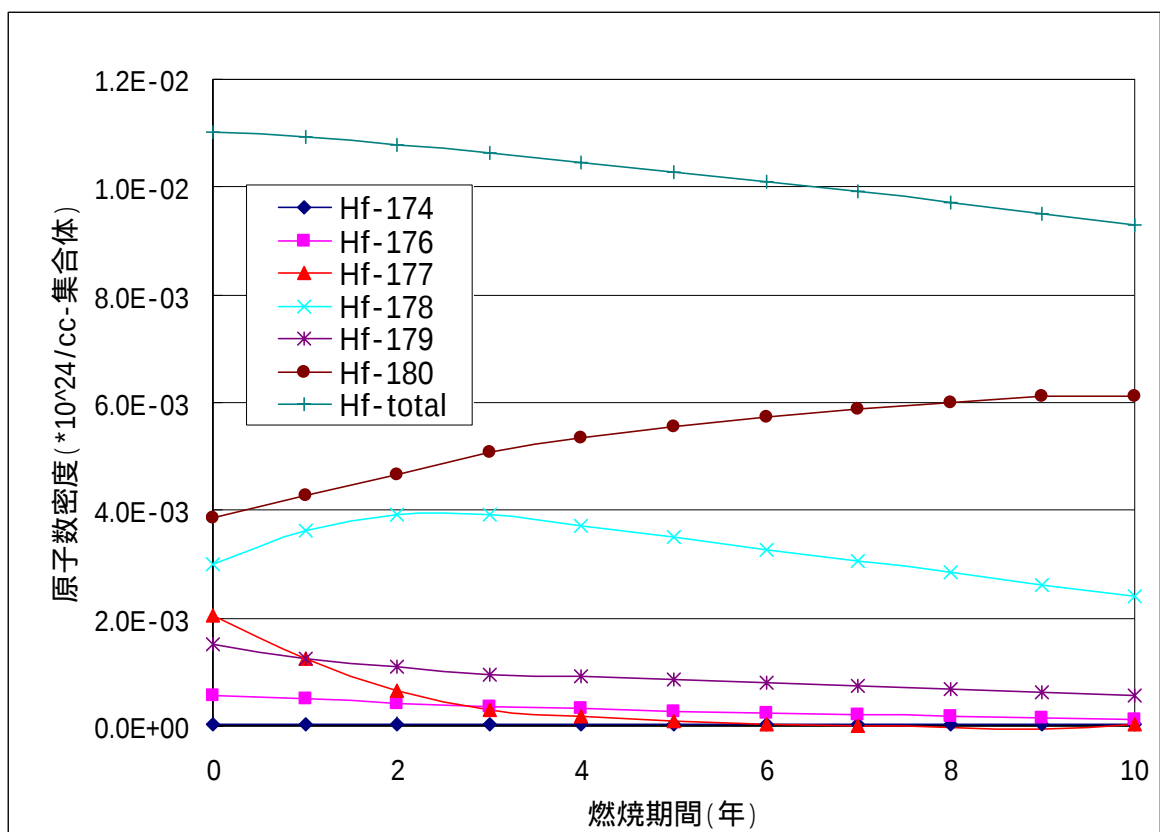
付図 1 -1-3 制御棒構造



付図 1-1-4 H / H f 化学量論比と HfH 制御棒値



付図 1-1-5 中心制御棒値変化



付図 1-1-6 ハフニウム同位体組成変化

2 高速炉用ガドリニウム水素化物バーナブルポイズン

次に、水素化物を高速炉炉心に局所的に配置することで、燃料部の高速スペクトルを維持しつつ、バーナブルポイズン効果の得られる高速炉用ガドリニウム水素化物バーナブルポイズン (BP) について説明する。

大型高速炉炉心を対象に Gd 水素化物 BP について検討した。BP は付図1-2-1 に示すように

(1)サイクル初期 (BOC)の余剰反応度低減のための高断面積と負反応度

(2)サイクル末期(EOC)における残留反応度抑制のための吸収体完全燃焼

が必要であるが、

高速炉における BP 要求として、炉心燃料のスペクトルに影響を及ぼさないような吸収体領域での高密度且つ集中的水素化物配置とした。検討対象とした炉心仕様及び配置を付表1-2-1、付図1-2-2 に示す。

BP 集合体の仕様及び集合体概念を付表1-2-2 及び付図1-2-3 に示す。

本集合体を炉心に一様に配置し、長期運転時の燃焼反応度変化を MVP - BURN により評価した。

計算モデルを付図1-2-4 に示す。

付図1-2-5 に示すように水素化物 Gd によるバーナブルポイズンで燃焼反応度を $1/2$ 以下にすることができる。これは、付図1-2-6 に示すようにスペクトル軟化により BP ピン内の Gd 核種が、3桁程度燃焼して減少するためである。

以上の検討により

・水素化 Hf により濃縮 B4C 並みの制御棒価値と数倍の制御棒核的寿命延長が可能で制御棒交換本数の大幅削減が可能である。

・水素化物 Gd によるバーナブルポイズンで燃焼反応度を $1/2$ 以下にすることが可能で制御棒本数の削減又は運転サイクル長増加が可能である。

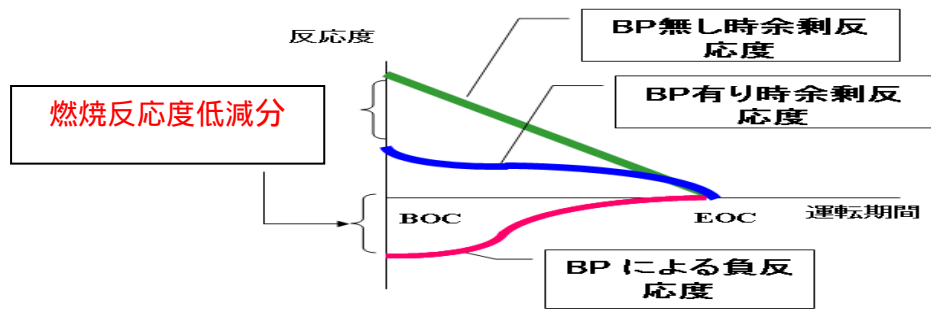
従って、水素化物の活用により高速炉の経済性、運転サイクル長増大による設備利用率向上が可能となる。

付表 1-2- 1 BP 検討用炉心基本仕様

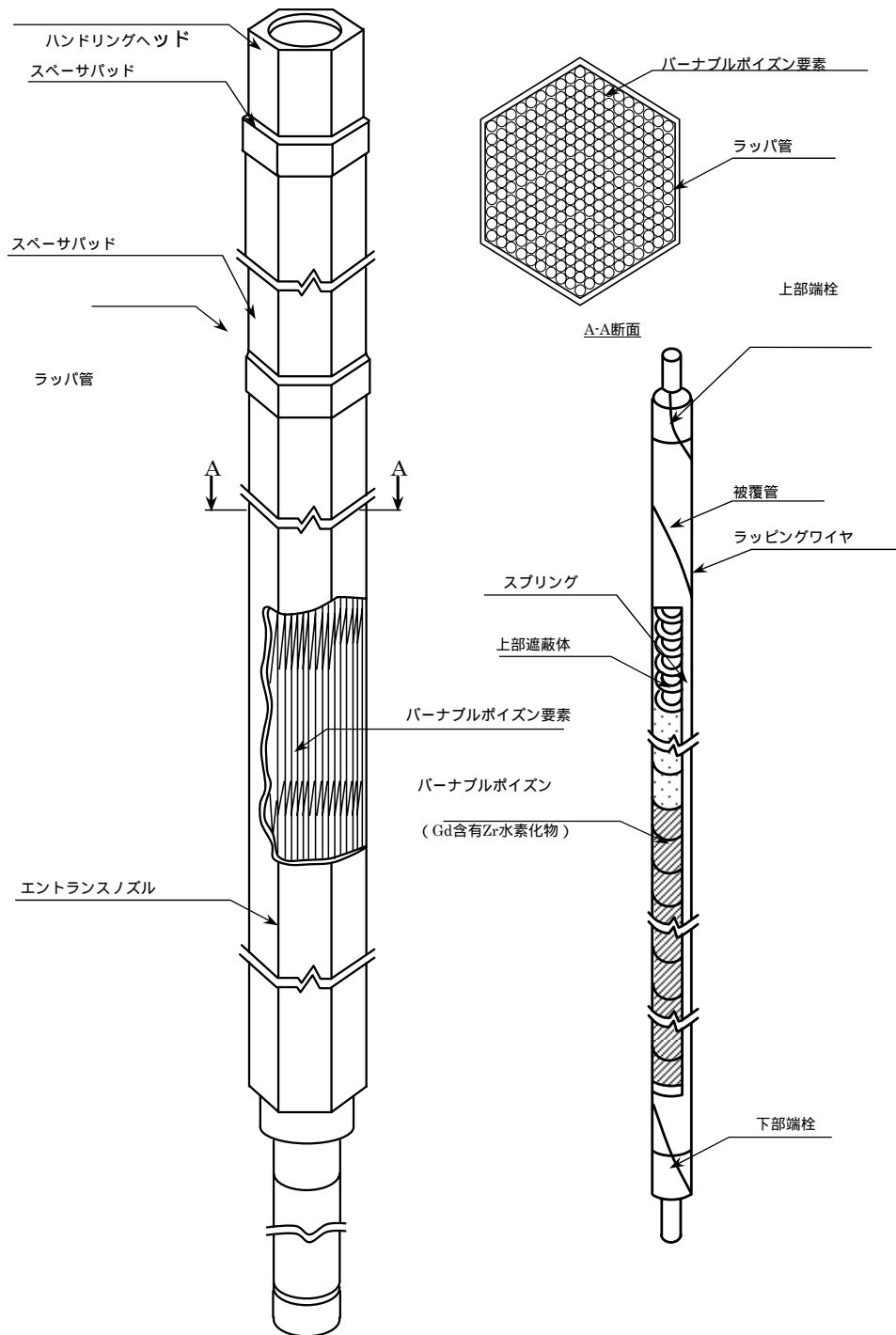
項目	単位	仕様
原子炉熱出力	MWt	3570
炉心型式		均質 2 領域炉心
運転サイクル長さ		18 ヶ月 (548 日)
炉心高さ	mm	800
炉心燃料集合体数	体	316/278/594
(内側/外側/合計)		
バーナブルポイズン集合体	体	40
燃焼反応度目標条件	% $\Delta \rho$	1.6 以下
集合体全長	mm	4370
集合体配列ピッチ	mm	183.2

付表 1-2-2 BP 基本仕様

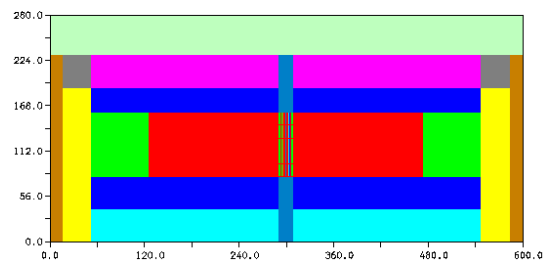
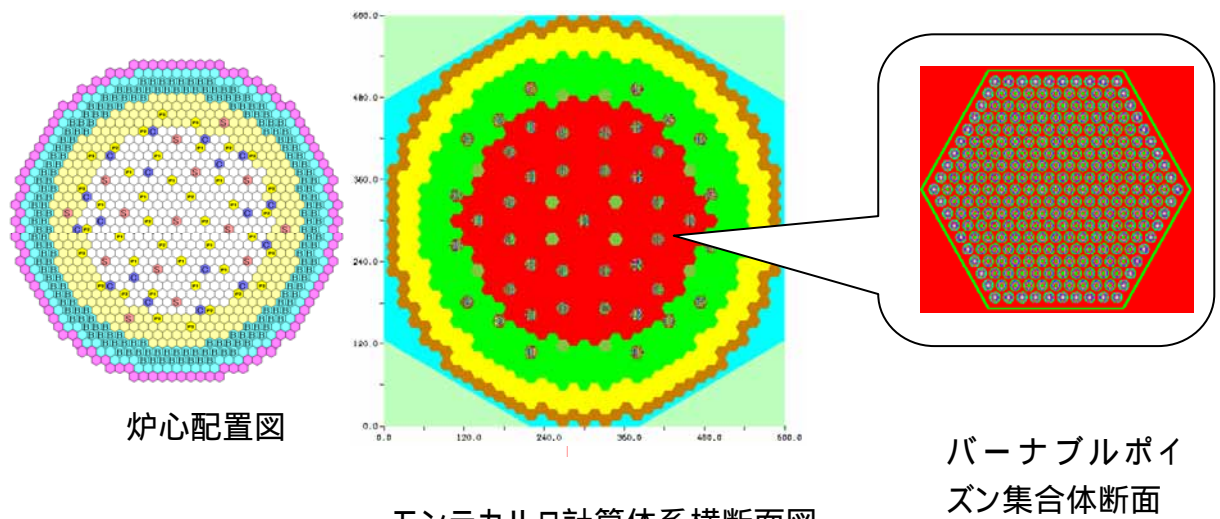
	単位	仕様	備考
パッド部対面間距離	mm	182	
ラッパ管外径	mm	179.2	
ラッパ管内径	mm	169.2	
ラッパ管材質		PNC-FMS	
要素数		271	
要素配列		三角配列	
要素 P/D		1.15	
吸収体ピン (バーナブルポイズン要素)			
被覆管外径	mm	8.8	
被覆管内径	mm	7.76	
被覆管材質		PNC-FMS	
バーナブルポイズン径	mm	7.56	
バーナブルポイズン高さ	mm	800	
バーナブルポイズン材質		Gd 含有 Zr 水素化物	
ラッピングワイヤ径	mm	1.3	
ラッピングワイヤ材質		PNC-FMS	
水素化物断面割合	%	41.9	集合体等価セル断面面積比



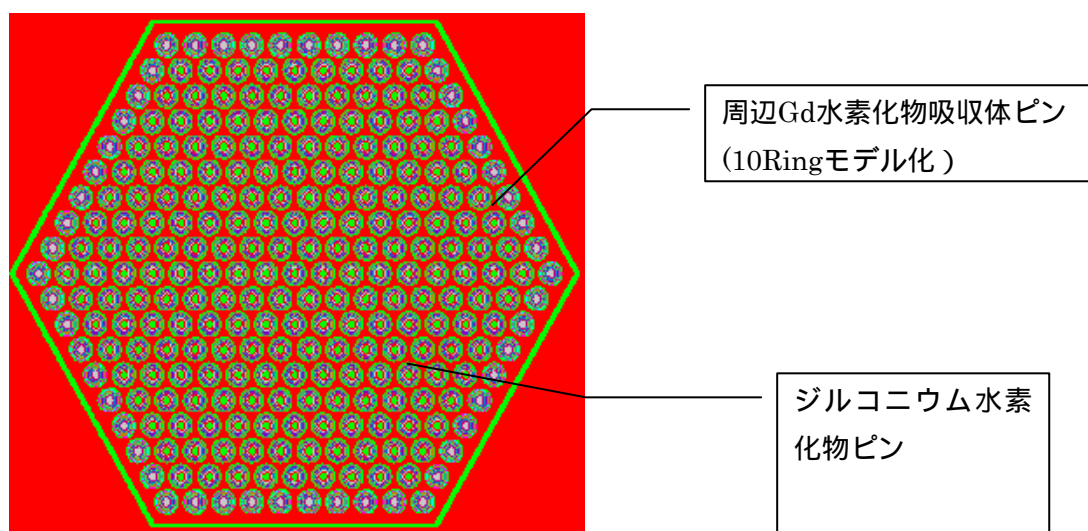
付図 1-2-1 バーナブルポイズン (BP) 反応度概念



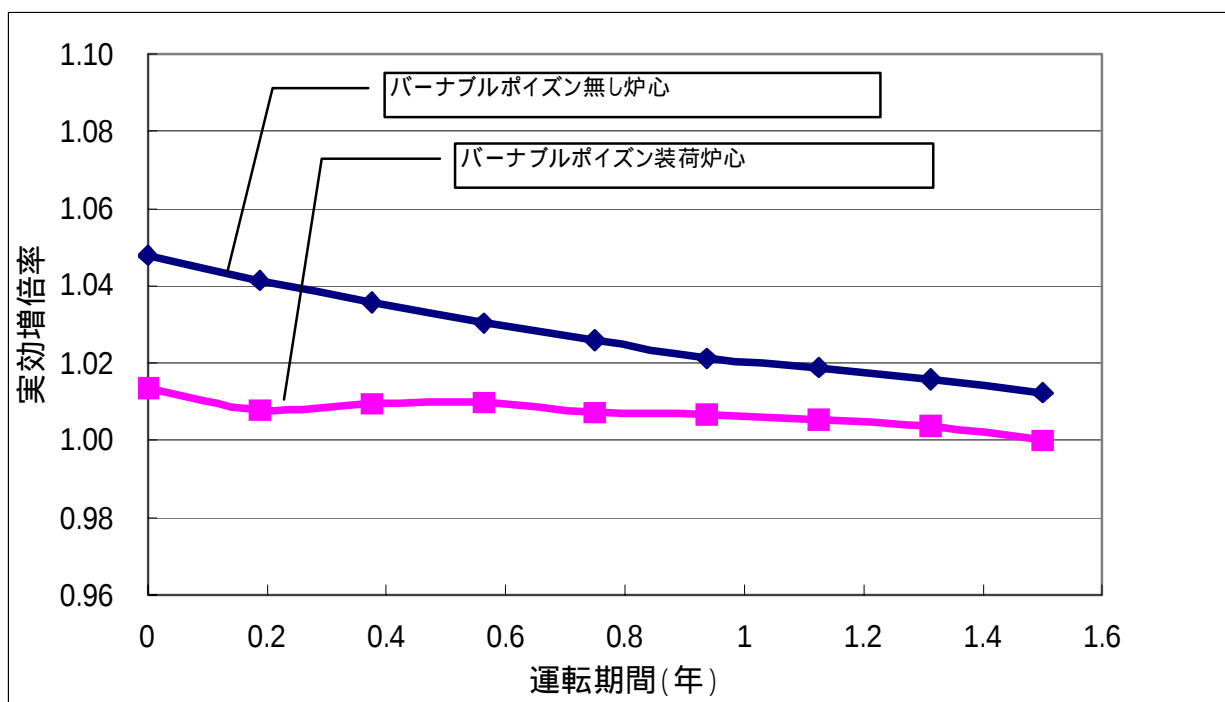
付図 1-2-2 バーナブルポイズン (BP) 集合体



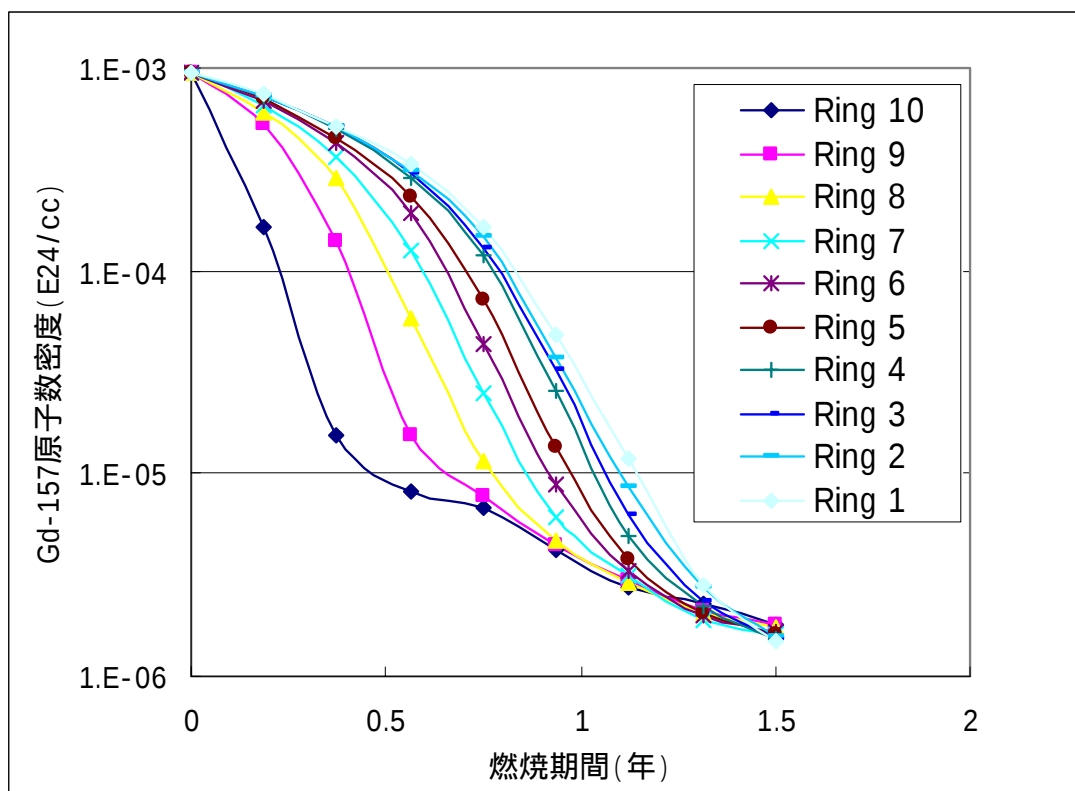
付図 1-2-3 BP 効果評価炉心 MVP 計算モデル



付図 1-2-4 BP 集合体断面 MVP 計算モデル



付図 1-2-5 バーナブルポイズンによる燃焼反応度低減



付図 1-2-6 BP ピン内 Gd-157 燃焼

付録 2 MCPERT コードシステム説明書

1. 概 要

多群モンテカルロ計算コード GMVP の中性子束、随伴中性子束を用いて摂動計算を行えるシステムコード MCPERT を開発、整備した。本作業の実施項目は以下の通りである。

- (1) 多群モンテカルロ計算出力処理システムの開発
- (2) 多群モンテカルロ法摂動計算システムの開発

2. MCPERT コード計算システム概要

GMVP と連結して出力処理計算及び摂動計算を実現する MCPERT コードシステムを開発した。ここでは、システムの概要及び MCPERT コードの PRE プログラムとして定数进行处理する SLtoCCC ルーチンや MCPERT の入力データを自動作成する K_PRE プログラムの整備点について説明する。

2.1 MCPERT コードシステムの概要

MCPERT コードシステムの整備点は以下の通りである。

(1) K_PRE プログラムの整備

K_PRE プログラムは、SLtoCCC や MCPERT の入力データを自動作成する Pre プログラムである。ここでは摂動計算を実現できるよう、摂動体系の MVP 入力データ、MVP 出力データ(OUTLIST)及び MCPERT 入力データを読み、摂動体系の GMVP 入力データの作成及び MCPERT 入力データの開発を行なうための機能を追加した。

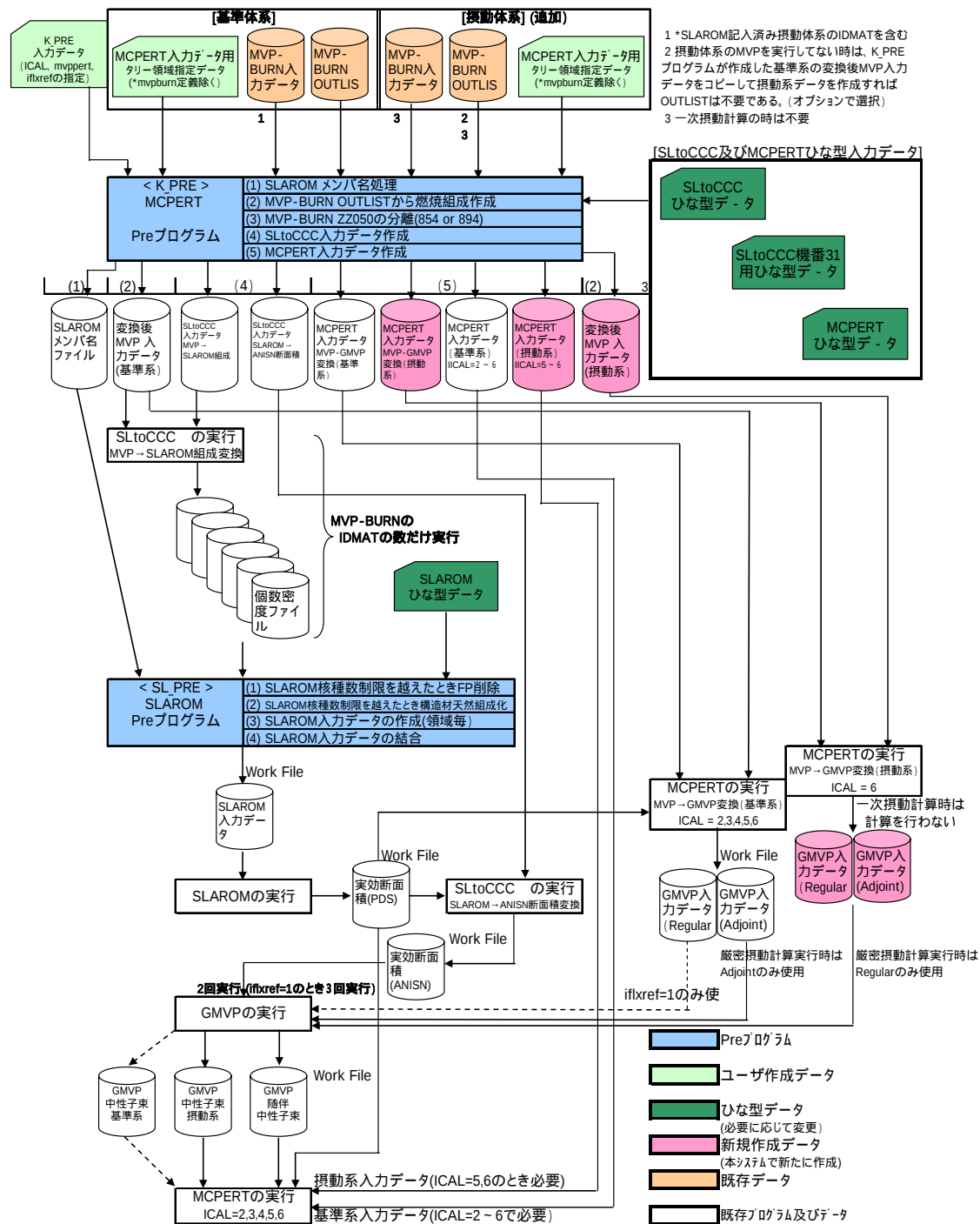
(2) 摂動体系の GMVP 計算の追加

既存の MCPERT コード自動化システムでは、GMVP の計算として基準体系の中性子束計算及び随伴中性子束計算を行っていたが、今回摂動計算の機能を加えるにあたり、中性子束計算として摂動体系のデータを実行できるように整備した。この際、これまで行なっていた基準体系の中性子束計算については、計算の有無をオプションで選択できるようにした。

(3) MCPERT プログラムの実行制御

これまで MCPERT プログラムで行なっていた、MVP→GMVP 変換機能、動特性パラメータ計算機能に加え、巨視的反応率計算機能、微視的反応率計算機能、一次摂動計算機能及び厳密摂動計算機能を計算できるように実行シェルを修正した。また、既存の MCPERT コード自動化システムにおいて、自動開発していた MCPERT プログラムの ICAL オプションについては、ユーザが選択を行なえるように K_PRE プログラムの入力データとして与え、MCPERT プログラムの入力データに反映できるようシステムを整備した。ICAL のオプションについては、次項で詳しく説明する。

整備後の MCPERT コード自動化システムのフローを付図 2-2.1 に示す。



付図2-2.1 改良後のMCPERTコードシステム自動化の流れ

2.2 K_PRE プログラムの整備

本作業では、SLtoCCC や MCPERT の入力データ自動開発機能を基準系だけでなく、摂動系についても開発できるように整備した。また、K_PRE プログラムの入力データとして、ICAL、MVPERT、IFLXREF の3オプションを与えることにより、摂動系の入力データ開発の有無を制御できるようにした。K_PRE オプションの一覧を付表 2-2.1 に示す。また、K_PRE の実行時入出力ファイル一覧を付表 2-2.2 に示す。K_PRE の実行によって出力されるファイルは全て WORK ディレクトリ内に開発される。

ICAL は 2 から 6 の整数であり、MCPERT の計算を制御するオプションである。MCPERT には ICAL=1(MVP→GMVP 変換機能) があるが、本オプションでは 1 を選択することはできない。

MVPERT は K_PRE プログラムの変換後 MVP 入力データ(摂動系)開発機能に関わるオプションであり、0 か 1 を選択する。本オプションで 0 を選択した場合 K_PRE プログラムは摂動系 MVP アウトリストの原子数密度で摂動系 MVP 入力データの原子数密度を置き換えた変換後 MVP 入力データ(摂動系)を開発する。1 を選択した場合、摂動系 MVP 入力データをそのままコピーして変換後 MVP 入力データ(摂動系)とする。

IFLXREF は MCPERT の厳密摂動計算(ICAL=6)に関わるオプションであり、0 か 1 を選択する。本オプションで 0 を選択した場合、厳密摂動計算時の k_{eff} に基準系随伴中性子束計算と摂動系中性子束計算の値が使用される。1 を選択した場合、基準系中性子束計算と摂動系中性子束計算の値が使用される。なお、ICAL が 6 以外の場合、本オプションは無効となる。

付表 2-2.1 K_PRE オプション一覧

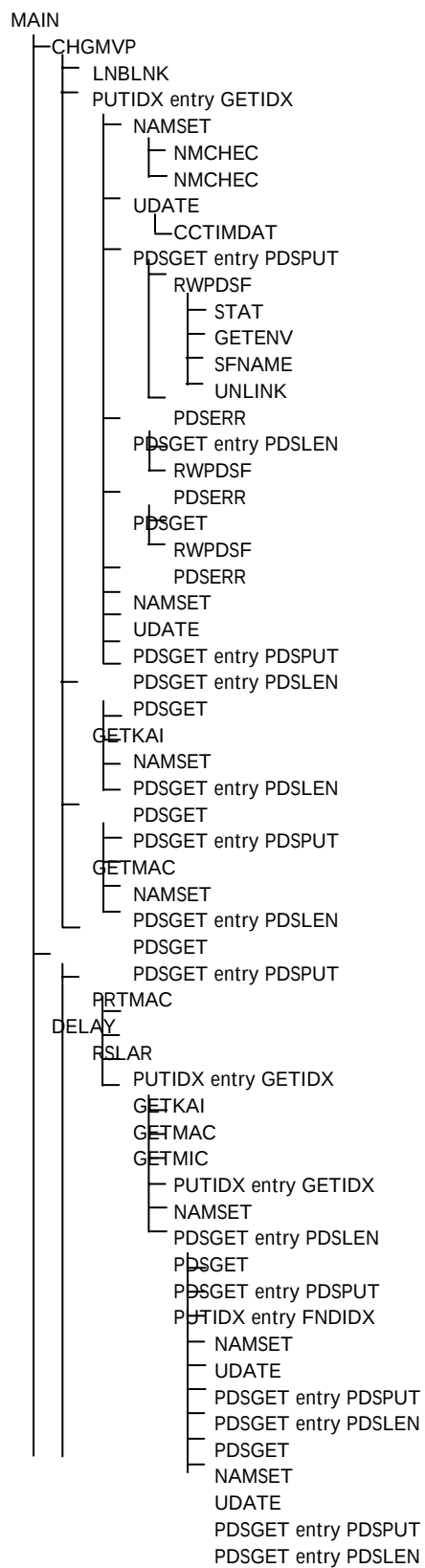
オプション名	設定
ICAL	= 2: 動特性パラメータ計算
	= 3: 巨視的反応率計算
	= 4: 微視的反応率計算
	= 5: 一次摂動計算 (漏洩項計算は行わない)
	= 6: 厳密摂動計算 (漏洩項計算は直接計算との差分で計算)
MVPERT	= 0: 入力データに摂動体系のMVPアウトリストがある
	= 1: 入力データに摂動体系のMVPアウトリストがない
IFLXREF	= 0: ICAL=6のとき、基準系随伴中性子束計算と摂動系中性子束計算の k_{eff} を使用し計算する
	= 1: ICAL=6のとき、基準系中性子束計算と摂動系中性子束計算の k_{eff} を使用し計算する

付表 2-2.2 K_PRE 実行時入出力ファイル一覧

KPREオプション	ICAL																							
	MVPERT																							
	IFLXREF																							
入力ファイル	1 K PRE入力データ	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	2 MVP入力(基準系)	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	3 MVPアウトリスト(基準系)	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	4 TALLYデータ(基準系)	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	5 MVP入力(摂動系)																					○	○	○
	6 MVPアウトリスト(摂動系)																						○	○
	7 TALLYデータ(摂動系)																					○	○	○
出力ファイル	1 slaromメンバ名	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	2 変換MVP入力(基準系)	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	3 SLtoCCC入力(MVP→SLAROM)	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	4 SLtoCCC入力(SLAROM→ANISN)	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	5 MCPERT入力(MVP→GMVP)基準系	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	6 MCPERT入力(動特性パラメータ)基準系	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	7 MCPERT入力(MVP→GMVP)摂動系																					○	○	○
	8 MCPERT入力(動特性パラメータ)摂動系																					○	○	○
	9 変換MVP入力(摂動系)																					○	○	○

2.3 MCPERT プログラムのツリー構造

整備後の MCPERT コードのプログラムツリー構造を以下に示す。



```

├── RFLUX
├── RDELY
├── CALC
├── RMAC
├── RMIC
├── WHOMO
├── WMACRO
├── WMICRO
├── WFLUX
├── WDELY
├── W1VXS
├── WRSLT
├── PDSGET
├── PERT
├── RSLAR
├── PUTIDX entry GETIDX
├── GETKAI
├── GETMAC
├── GETMIC
├── PUTIDX entry GETIDX
├── NAMSET
├── PDSGET entry PDSLEN
├── PDSGET
├── PDSGET entry PDSPUT
├── PUTIDX entry FNDIDX
├── NAMSET
├── UDATE
├── PDSGET entry PDSPUT
├── PDSGET entry PDSLEN
├── PDSGET
├── NAMSET
├── UDATE
├── PDSGET entry PDSPUT
├── PDSGET entry PDSLEN
├── PDSGET
├── RFLUX
├── RDELY
├── MACRCG
├── WHOMO
├── WMACRO
├── WMICRO
├── WFLUX

```

2.4 MCPERT サブルーチン説明

整備後の MCPERT コードの各サブルーチンの機能説明を付表 2-2.3 に示す。

付表 2-2.3 整備後の MCPERT コードのサブルーチンの機能説明

プログラムファイル名	機 能
delay.f	: 動特性パラメータ計算プログラムを制御する。
rslar.f	: slarom の求めたマクロ断面積、ミクロ断面積、核分裂スペクトルおよび物質の個数密度などを取得する。
rflux.f	: GMVP のタリーファイルから各タリー領域の中性子束、随伴中性子束および実効増倍率を読み込む。
rdely.f	: 遅発中性子データファイルから各種毎の遅発中性子発生個数および遅発中性子スペクトルを読み込む。
calc.f	: 実効遅発中性子割合、即発中性子寿命を計算する。
whomo.f	: 計算に使用した個数密度をファイルに出力する。
wmacro.f	: 各マクロ断面積のデータをファイルに出力する。
wmicro.f	: 各ミクロ断面積のデータをファイルに出力する。
wflux.f	: 中性子束および随伴中性子束のデータをファイルに出力する。
wdely.f	: 遅発中性子データファイルを出力する。
w1vxs.f	: $1/v$ cross section データをファイルに出力する。
wrslt.f	: 実効遅発中性子割合、即発中性子寿命の計算結果をファイルに出力する。
rmac.f	: 巨視的反応率計算
rmic.f	: 微視的反応率計算
pert.f	: 摂動計算制御ルーチン
macrcg.f	: 摂動計算と計算結果のファイル出力

3. 多群モンテカルロ計算出力処理システム

GMVP ではアウトリストへの出力が中性子束のみで、各種反応率を計算することができない。このため、タリー領域毎の中性子束を用い、各領域の巨視的反應率及び核種毎の微視的反應率を群毎、群合計に出力するシステムを整備した。

3.1 システムの概要

GMVP が計算した中性子束を用いて、各領域の巨視的反應率及び核種毎の微視的反應率を計算するサブルーチンを MCPERT コードに追加した。仕様は以下の通りである。

- ・反應率分布はタリー領域毎、群毎に出力する。
- ・対象となる反應は、 σ_f 、 ν 、 σ_f 、 σ_a 、 σ_s 、 σ_t とする。
- ・反應率分布の規格化は行なわない。
- ・動特性パラメータ計算時には無条件で巨視的反應率分布を出力する。

本プログラムで用いる計算式は以下の通りである。

マクロ断面積使用時

$$R_i = V_i \sum_g \Sigma_{x,i,g} \phi_{i,g}$$

ミクロ断面積使用時

$$R_{i,n} = V_i \sum_g N_{i,n} \sigma_{x,i,n,g} \phi_{i,g}$$

$$R_i = \sum_n R_{i,n}$$

$$R = \sum_i R_i$$

ここで、

R_i : 領域 i の反應率 (規格化なし)

$R_{i,n}$: 領域 i 核種 n の反應率 (規格化なし)

V_i : 領域 i の体積

$\Sigma_{x,i,g}$: 反應 x 、領域 i 、エネルギー群 g の断面積

$\phi_{i,g}$: 領域 i 、エネルギー群 g の中性子束

$N_{i,n}$: 領域 i 核種 n の原子数密度

R : 全反應率

また、出力イメージは以下の通りとした。

(マクロ断面積使用時の出力イメージ)

REACTION RATE(MACRO)

REGION No. 1 TALLY REGION NAME : @ICFUEL VOLUME : 1.16239E+06

GROUP	TOTAL	NU*FISSION	FISSION	SCATTERING	ABSORPTION	FLUX
1						
2						
3						
.						
.						
70						

TOTAL						

(ミクロ断面積使用時の出力イメージ)

REACTION RATE(MICRO)

REGION No. 1 TALLY REGION NAME : @ICFUEL VOLUME : 1.16239E+06 NUCLIDE : 949

GROUP	TOTAL	NU*FISSION	FISSION	SCATTERING	ABSORPTION
1					
2					
3					
.					
.					
70					

TOTAL					

3.2 関連する MCPERT プログラムの整備

ここでは MCPERT コードの整備箇所について説明する。各領域の巨視的反応率及び核種毎の微視的反応率を計算するため、新たにサブルーチン RMAC 及び RMIC を追加した。これに伴ない DELAY ルーチンの作成も行った。作製したサブルーチンと作成内容を付表 2-3.1 に示す。

付表 2-3.1 作製したサブルーチン名とその内容

DELAY	RMACとRMICを呼び出す処理を追加した。
RMAC	新規サブルーチン。巨視的反応率を計算し、出力する。
RMIC	新規サブルーチン。微視的反応率を計算し、出力する。

3.3 入力データ説明

反応率計算・出力は付表 2-3.2 に示すように、K_PRE オプションの指定によって計算される反応率が異なる。ICAL=2で巨視的反応率と微視的反応率の計算。ICAL=3 で巨視的反応率計算のみ。ICAL=4 で微視的反応率計算のみとなる。必要な入力データは 4 種類ある。K_PRE プログラム実行時に読込まれる K_PRE プログラム入力データ、動特性パラメータ計算時に必要となる基準体系の MVP 入力データ、MVP OUTLIST 及び MCPERT のタリー領域指定入力データが必要となる。

付表 2-3.2 反応率計算に必要なファイルと計算オプション

	入力ファイル				KPREオプション		
	1 K PRE 入力データ	2 MVP入力 (基準系)	3 MVPアウトリスト (基準系)	4 TALLYデータ (基準系)	ICAL	MVPERT	IFLXREF
巨視的反応率計算 微視的反応率計算	○	○	○	○	2	0	0
巨視的反応率計算	○	○	○	○	3	0	0
微視的反応率計算	○	○	○	○	4	0	0

実行方法

実行は実行シェル go_mcpert.sh によって行う。

./go_mcpert.sh

実行シェル内では、入力・出力ファイルやディレクトリを設定しているため、これを事前に設定しておく必要がある。実行シェルの一部を以下に示す。

```
#!/bin/bash
#
# BASE DIRECTORY
BASEDIR=$HOME/MCPERT          システムのベースディレクトリ
USERDIR=$BASEDIR/Sample       サンプルディレクトリ
#
# input file name set
INP_KPRE=input_kpre.txt        K_PRE 入力データ名
INP_MVPBINP=TEST_XXX.inp      基準系 MVPBURN 入力データ名
INP_MVPBOUT=XXXNov19.10.43.57 基準系 MVPBURNOUTLIST 名
INP_MCPERT_TAL=input-mcpert_tally.txt 基準系 MCPERT タリー設定ファイル名
INP_MVPPINP=                  摂動系 MVPBURN 入力データ名(使用しない)
INP_MVPPOUT=                  摂動系 MVPBURNOUTLIST 名(使用しない)
INP_MCPERT_PER=               摂動系 MCPERT タリー設定ファイル名(使用しない)
#
# case name set
CASE=$INP_MVPBINP             ケース名(デフォルトでは基準系 MVP 入力名がセットされる)
#
# data file name set
DATAFILE=input-slarom-mvpburn.txt  SLtoCCC ひな型データ名
DATAFILE_BURN=slarom-mvpburn.txt   SLtoCCC 機番 31 用ひな型データ名
DATAFILE_MCPERT=input-mcpert_main.txt MCPERT ひな型データ名
DATAFILE_SL_PRE=slamk_input.txt     SLtoCCC ひな型データ名
DATAFILE_CHAIN=$MVP_DIR/burnrun/chain/th2cm6fp50bp16F MVP 燃焼チェーンファイル
#
# work file name set
WORKFILE=$CASE"_wk.out"         中間ファイル名
#
# each shell directory set
SHELLDIR=$BASEDIR/shell        PRE プログラム実行シェル格納ディレクトリ SLTOCCCSHELL=$BASEDIR/shell
SLtoCCC 実行シェル格納ディレクトリ
SLAROMSHELL=$BASEDIR/SLAROM/slarom50 SLAROM 実行シェル格納ディレクトリ
MCPERTSHELL=$BASEDIR/shell      MCPERT 実行シェル格納ディレクトリ
#
# file directory set
INPDIR=$USERDIR/inp            ユーザ開発入力データ格納ディレクトリ
DATADIR=$BASEDIR/data          ひな型入力データ格納ディレクトリ
WORK=$USERDIR/work             プログラム開発一時ファイル格納ディレクトリ
OUTDIR=$USERDIR/out            OUTLIST 格納ディレクトリ
PDSDIR=$WORK/pdsdir           PDS ファイル格納ディレクトリ
#
#
```

上記のシェルを実行し、全て終了すると Sample 直下に out ディレクトリが開発され、付表 2-3.3 に示すアウトプットファイルが格納される。

付表 2-3.3 MCPERT 実行後の出力ファイル一覧

ファイル名	説明
(ケース名).GMVP.(マシン名).(日付)	基準系GMVP中性子束計算結果出力ファイル
(ケース名).GMVP ADJ.(マシン名).(日付)	基準系GMVP随伴中性子束計算結果出力ファイル
(ケース名).(マシン名).(日付).RMAC	巨視的反応率出力ファイル(ICAL=2 or 3 のとき)
(ケース名).(マシン名).(日付).RMIC	微視的反応率出力ファイル(ICAL=2 or 4 のとき)
(ケース名) B.out.(マシン名).(日付).lst	MCPERTの動特性パラメータ計算結果出力ファイル
(ケース名) ch.out.(マシン名).(日付).lst	MCPERTのMVP→GMVP変換機能出力ファイル
SLtoANISN.lst	SLtoCCC断面積変換リストファイル
slarom.inp.log	SLAROM実行時ログファイル

3.4 サンプル計算結果

整備後の MCPERT コードシステムを用いて巨視的反応率及び微視的反応率の計算を行い MVP 計算結果と比較した。TREG1 及び TREG3 の巨視的反応率の比較を付図 2-3.1.1～付図 2-3.2.5 に示す。ここで、TREG1～6 が示す TALLY 領域名は以下の通りである。

TREG1:ICFUEL

TREG2:OCFUEL

TREG3:LABFUEL

TREG4:UABFUEL

TREG5:RBFUEL

TREG6:SLFU

この結果、TREG1～6 のうち TREG3・4・6 の巨視的反応率は MVP と異なった。但し、TREG6は GMVP の中性子スペクトルの誤差が 100%の箇所や値がゼロの箇所があるため検証から除外した。

巨視的反応率が異なる原因を探るため TREG1 と TREG3 の MVP と GMVP のマクロ断面積と中性子スペクトルを比較した。TREG1 及び TREG3 のマクロ断面積の比較を付図 2-3.3.1～付図 2-3.4.5 に示す。TREG1 及び TREG3 の中性子スペクトルの比較を付図 2-3.5.1～付図 2-3.5.2 に示す。TREG3 は TREG1 に比べ核分裂マクロ断面積、中性子スペクトル共にエネルギー全般にわたって違いが見られる。中性子スペクトルの違いは断面積によるものと思われるため、原因は断面積の違いに起因するものと考えられる。

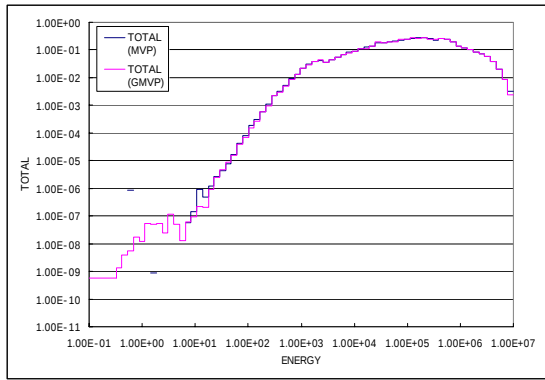
微視的反応率は MVP 計算結果との比較の他に、核種ごとに出力された微視的反応率を合計した値と巨視的反応率の値とを比較した。MCPERT コードシステムの微視的反応率と巨視的反応率の比較を付表 2-3.4.1 に示す。MVP 計算結果の微視的反応率と巨視的反応率の比較を付表 2-3.4.2 に示す。この結果、MVP との微視的反応率比較は先の巨視的反応率比較と同様となったが、本システムの巨視的反応率との比較については一致した。従って微視的反応率は正しいと考えられる。

付表 2-3.4.1 MCPERT 計算結果の微視的反応率と巨視的反応率の比較

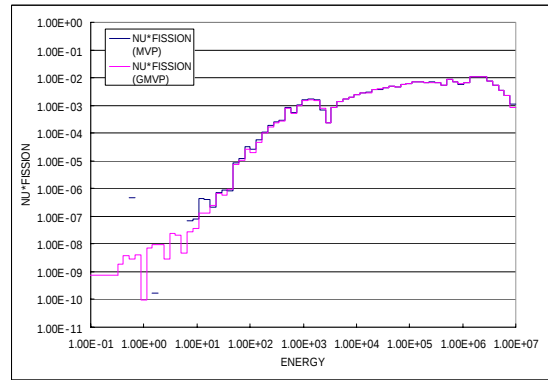
	TOTAL			NU*FISSION			FISSION			SCATTERING			ABSORPTION		
	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC
T-REG1	4.800E+00	4.800E+00	1.000	1.757E-01	1.757E-01	1.000	5.958E-02	5.958E-02	1.000	4.691E+00	4.691E+00	1.000	1.089E-01	1.089E-01	1.000
T-REG2	5.343E+00	5.343E+00	1.000	2.490E-01	2.490E-01	1.000	8.438E-02	8.438E-02	1.000	5.189E+00	5.189E+00	1.000	1.536E-01	1.536E-01	1.000
T-REG3	5.600E+00	5.600E+00	1.000	2.577E-01	2.577E-01	1.000	8.814E-02	8.814E-02	1.000	5.391E+00	5.391E+00	1.000	2.092E-01	2.092E-01	1.000
T-REG4	5.390E+00	5.390E+00	1.000	2.660E-01	2.660E-01	1.000	9.097E-02	9.097E-02	1.000	5.180E+00	5.180E+00	1.000	2.099E-01	2.099E-01	1.000
T-REG5	1.216E+01	1.216E+01	1.000	9.196E-02	9.196E-02	1.000	3.292E-02	3.292E-02	1.000	1.192E+01	1.192E+01	1.000	2.478E-01	2.478E-01	1.000
T-REG6	9.693E-03	9.693E-03	1.000	5.954E-04	5.954E-04	1.000	2.118E-04	2.118E-04	1.000	8.249E-03	8.249E-03	1.000	1.444E-03	1.444E-03	1.000

付表 2-3.4.2 MVP 計算結果の微視的反応率と巨視的反応率の比較

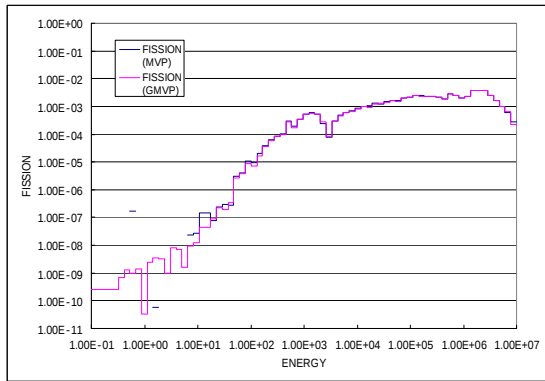
	TOTAL			NU*FISSION			FISSION			SCATTERING			ABSORPTION		
	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC	MAC	MIC	MIC/MAC
T-REG1	4.811E+00	4.811E+00	1.000	1.770E-01	1.770E-01	1.000	5.999E-02	5.999E-02	1.000	4.703E+00	4.703E+00	1.000	1.075E-01	1.075E-01	1.000
T-REG2	3.702E+00	3.702E+00	1.000	1.734E-01	1.734E-01	1.000	5.854E-02	5.854E-02	1.000	3.605E+00	3.605E+00	1.000	9.733E-02	9.733E-02	1.000
T-REG3	9.755E+00	9.755E+00	1.000	6.723E-02	6.723E-02	1.000	2.402E-02	2.402E-02	1.000	9.572E+00	9.572E+00	1.000	1.831E-01	1.831E-01	1.000
T-REG4	8.625E+00	8.625E+00	1.000	3.827E-02	3.827E-02	1.000	1.363E-02	1.363E-02	1.000	8.457E+00	8.457E+00	1.000	1.681E-01	1.681E-01	1.000
T-REG5	1.234E+01	1.234E+01	1.000	8.767E-02	8.767E-02	1.000	3.143E-02	3.143E-02	1.000	1.210E+01	1.210E+01	1.000	2.489E-01	2.489E-01	1.000
T-REG6	4.757E-08	4.757E-08	1.000	1.441E-08	1.441E-08	1.000	5.147E-09	5.147E-09	1.000	7.545E-09	7.545E-09	1.000	4.002E-08	4.002E-08	1.000



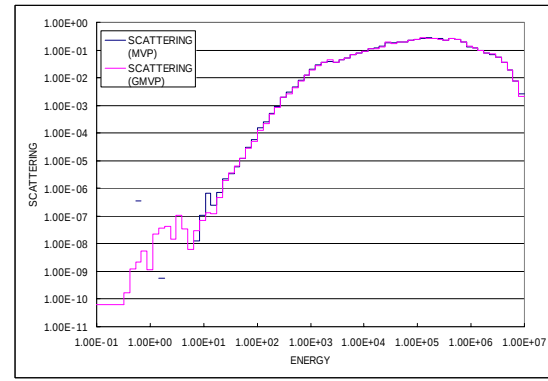
付図 2-3.1.1 TREG1 巨視的反応率
(TOTAL)



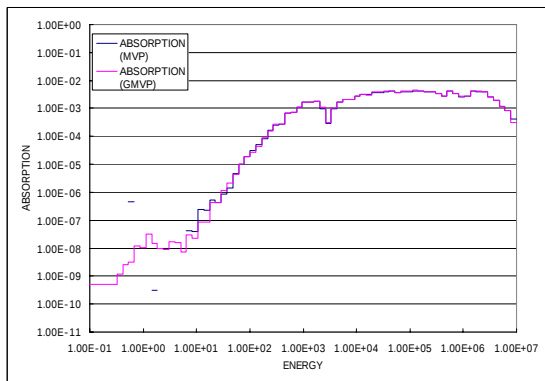
付図 2-3.1.2 TREG1 巨視的反応率
(NU*FISSION)



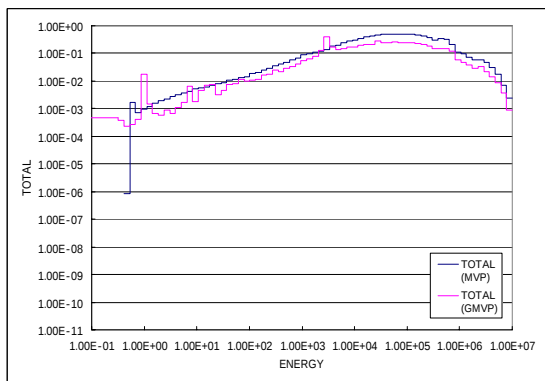
付図 2-3.1.3 TREG1 巨視的反応率
(FISSION)



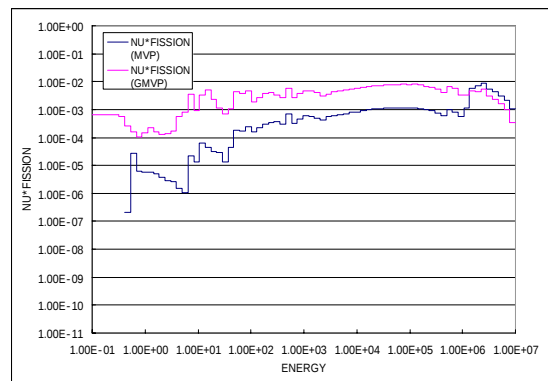
付図 2-3.1.4 TREG1 巨視的反応率
(SCATTERING)



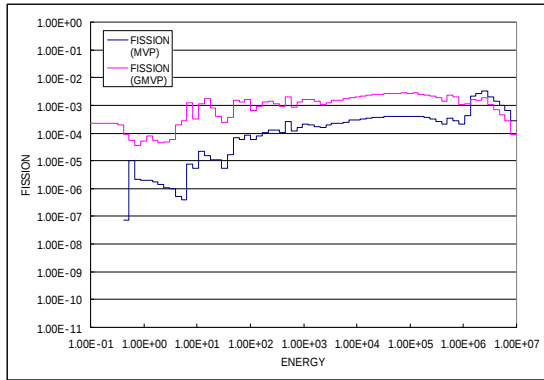
付図 2-3.1.5 TREG1 巨視的反応率
(ABSORPTION)



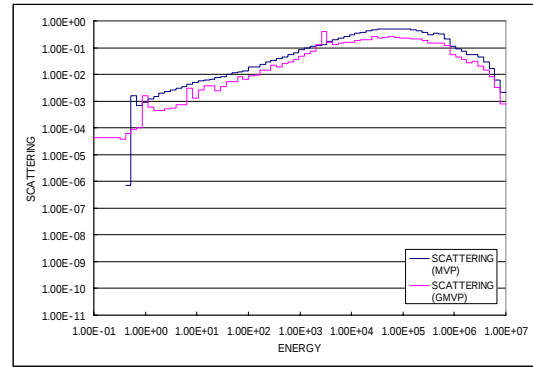
付図 2-3.2.1 TREG3 巨視的反応率
(TOTAL)



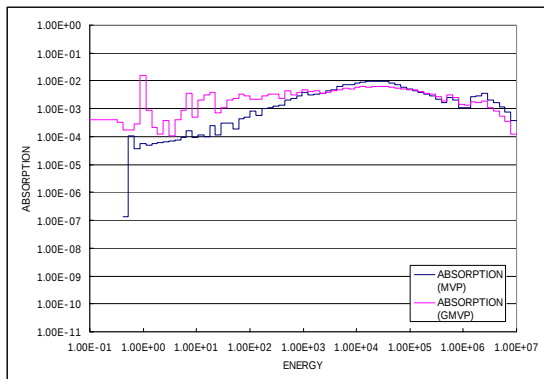
付図 2-3.2.2 TREG3 巨視的反応率
(NU*FISSION)



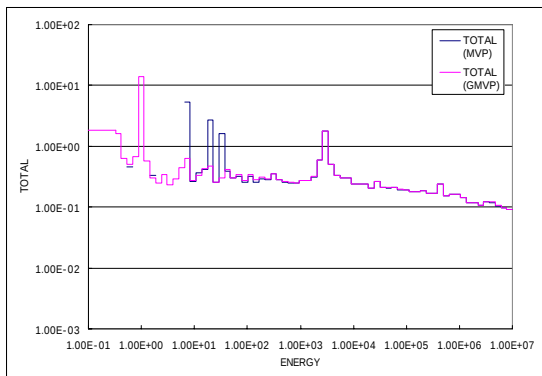
付図 2-3.2.3 TREG3 巨視的反応率
(FISSIION)



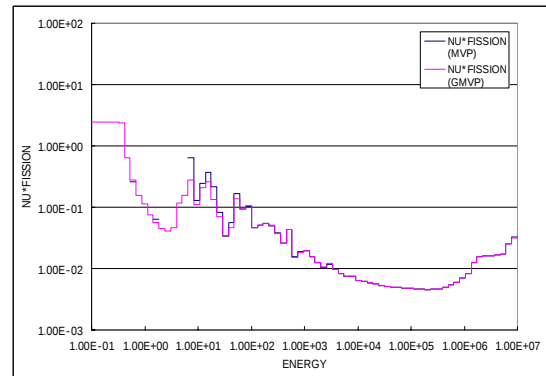
付図 2-3.2.4 TREG3 巨視的反応率
(SCATTERING)



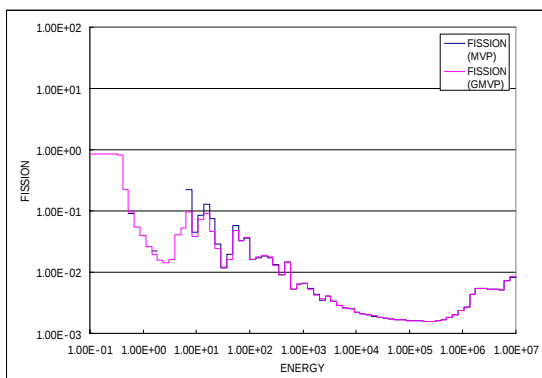
付図 2-3.2.5 TREG3 巨視的反応率
(ABSORPTION)



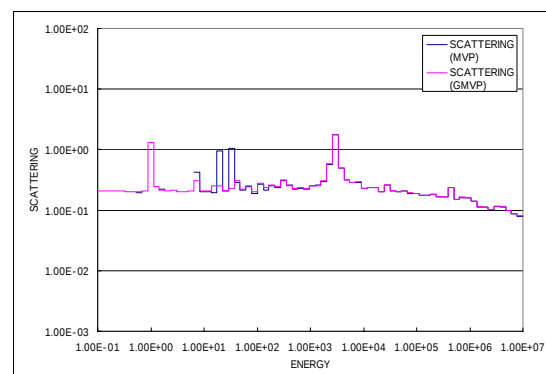
付図 2-3.3.1 TREG1 マクロ断面積
(TOTAL)



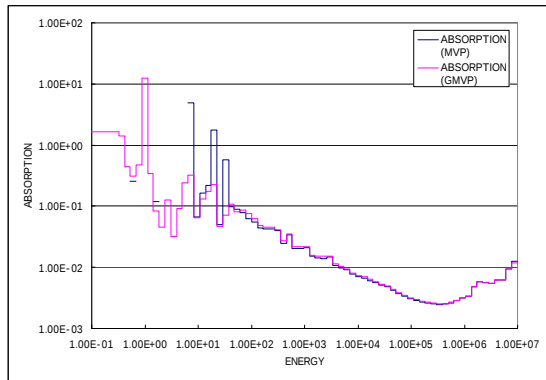
付図 2-3.3.2 TREG1 マクロ断面積
(NU*FISSION)



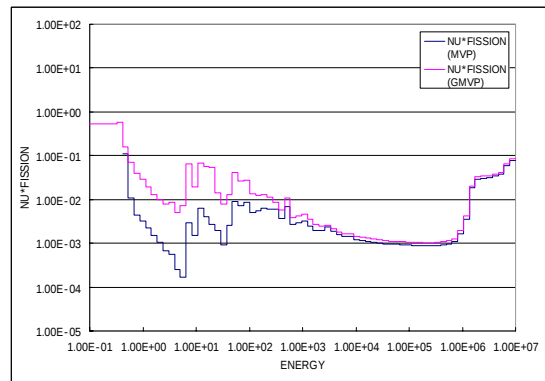
付図 2-3.3.3 TREG1 マクロ断面積
(FISSIION)



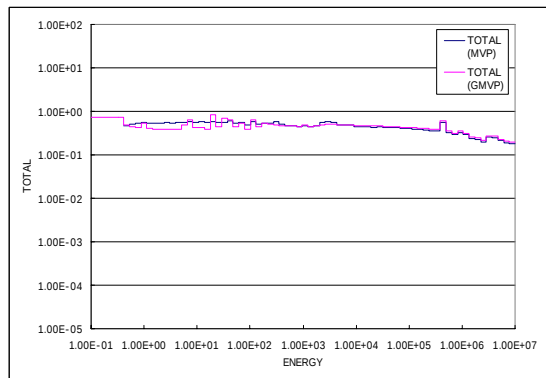
付図 2-3.3.4 TREG1 マクロ断面積
(SCATTERING)



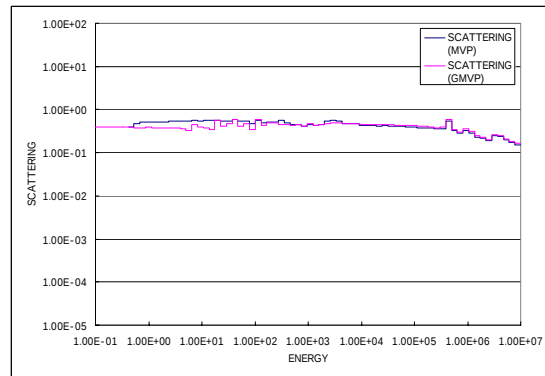
付図 2-3.3.5 TREG1 マクロ断面積
(ABSORPTION)



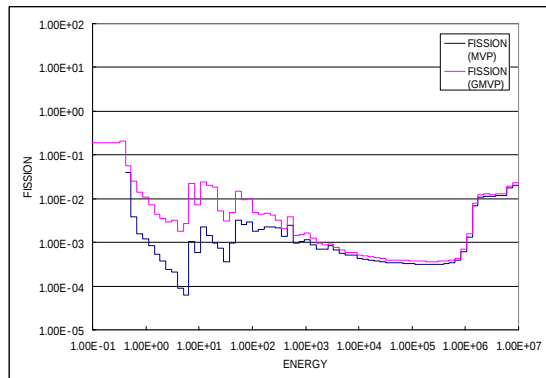
付図 2-3.4.2 TREG3 マクロ断面積
(NU*FISSION)



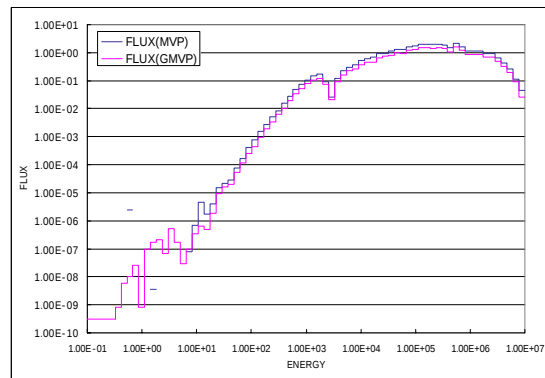
付図 2-3.4.1 TREG3 マクロ断面積
(TOTAL)



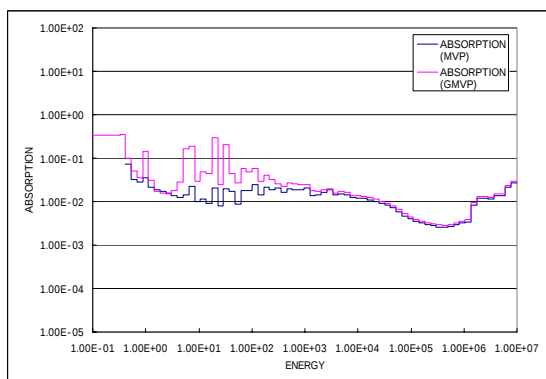
付図 2-3.4.4 TREG3 マクロ断面積
(SCATTERING)



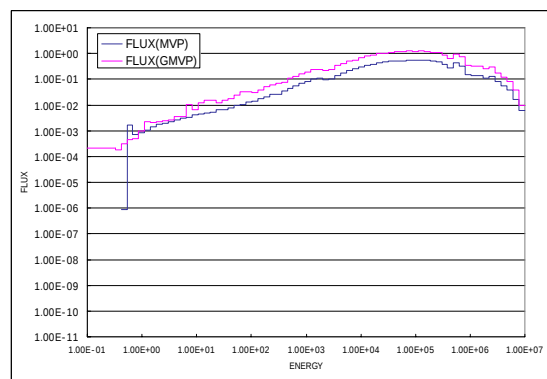
付図 2-3.4.3 TREG3 マクロ断面積
(FISSION)



付図 2-3.5.1 TREG1 中性子スペクトル



付図 2-3.4.5 TREG3 マクロ断面積
(ABSORPTION)



付図 2-3.5.2 TREG3 中性子スペクトル

4. 多群モンテカルロ法摂動計算による反応度計算システム

前述のMCPERTコードシステムに整備を加え、組成、温度変動による領域毎、エネルギー毎反応度変化を一次摂動計算及び厳密摂動計算で求めるシステムを作成した。但し、本システムでは、漏洩項を k_{eff} から直接計算で求めた反応度値と非漏洩項との差分で求めているため、一次摂動計算時は漏洩項の出力を行なうことはできない。

4.1 システムの概要

GMVP コードが求めた摂動体系の中性子束(一次摂動時は基準体系の中性子束)及び基準体系の随伴中性子束を用いて、MCPERT コードで摂動計算を行えるようにシステムを整備した。整備にあたり、GMVP コードで摂動体系の計算が行えるように MCPERT コード自動化システムについても整備を行なった。摂動計算の仕様は以下の通りである。

- ・摂動体系の MVP データはユーザが開発する。この際、形状データは同一とし、摂動領域のセル定義のマテリアル番号のみ変更したものとする。また、TALLY 領域名やその並びは基準体系と同一とする。
- ・摂動領域の組成定義(IDMAT の定義)は、基準体系にもなければならぬ。基準体系と摂動体系のIDMAT の数と並びは同一とする。
- ・一次摂動計算時は、摂動体系の MVP データは不要である。但し、一次摂動計算では k_{eff} の差が生じないため、直接計算と非漏洩項の差で漏洩項を求めることはできない。
- ・摂動計算はマクロ断面積を使用して行なう。
- ・摂動計算時の摂動領域の指定は「MCPERT 入力データ用タリー領域指定データ」と同一フォーマットで新たに摂動体系用を開発し対応する。
- ・GMVP では、随伴中性子束計算の k_{eff} が、同一体系の中性子束計算の k_{eff} とかけ離れた値が出力されることがある。随伴中性子束計算時の k_{eff} を使用すると直接計算による反応度値の計算が正しく行えない可能性があるため、基準体系の中性子束計算も行えるようにオプションを追加した。(この場合 GMVP は3回実行される)

マクロ断面積を用いて、摂動式を記述すると以下ようになる。

$$\frac{\partial k}{k k'} = \sum_i \sum_g [F]^{g,i} + [A]^{g,i} + [S]^{g,i} + ([L]^{g,i})^*$$

*) 漏洩項[L]については、今回簡易的な手法で計算する。

$$I_p = \sum_i V_i \left\{ \sum_g \phi_{i,g}^+ \chi_{i,g} \sum_{g'} v \Sigma_{f,i,g} \phi'_{i,g'} \right\}$$
$$[F] = \frac{\frac{1}{k'} \sum_i V_i \left\{ \sum_g \phi_{i,g}^+ \chi_{i,g} \sum_{g'} \delta v \Sigma_{f,i,g} \phi'_{i,g'} \right\}}{I_p}$$

$$[A] = - \frac{\sum_i V_i \sum_g \phi_{i,g}^+ \delta \Sigma_{a,i,g} \phi_{i,g}'}{I_p}$$

$$[S] = \frac{\sum_i V_i \left\{ \sum_g \sum_{g'} \phi_{i,g}^+ \delta \Sigma_{s,i,g \rightarrow g'} \phi_{i,g}' \right\} - \sum_i V_i \left\{ \sum_g \phi_{i,g}^+ \delta \Sigma_{sr,i,g} \phi_{i,g}' \right\}}{I_p}$$

$$[L] = \frac{k_{eff,pert} - k_{eff,ref}}{k_{eff,ref} \cdot k_{eff,pert}} - [F] + [A] + [S]$$

ここで、

[F]:核分裂項

[A]:吸収項

[S]:散乱項

[L]:漏洩項

I_p :摂動分母

V_i :領域 i の体積

$\phi_{i,g}^+$:領域 i、エネルギー群 g の基準体系の随伴中性子束

$\chi_{i,g}$:領域 i、エネルギー群 g の核分裂スペクトル

$\phi_{i,g}'$:領域 i、エネルギー群 g の摂動体系の中性子束

$\nu \Sigma_{f,i,g}$:領域 i、エネルギー群 g の生成断面積

$\Sigma_{a,i,g}$:領域 i、エネルギー群 g の吸収断面積

$\Sigma_{s,i,g \rightarrow g'}$:領域 i、エネルギー群 g → g' への散乱断面積

$\Sigma_{sr,i,g}$:領域 i、エネルギー群 g の散乱除去断面積

$k_{eff,ref}$:基準体系の実効中性子増倍率

$k_{eff,pert}$:摂動体系の実効中性子増倍率

また、出力イメージは以下の通りである。

PERTURBATION CALCULATION

IP =

REGION No. 1 TALLY REGION NAME : @ICFUEL VOLUME : 1.16239E+06

GROUP	FISSION	ABSORPTION	SCATTERING	NON-LEAKAGE
1				
2				
3				
.				
.				
.				
70				
TOTAL				

```

.
.
.
SUMMATION OF REGION
GROUP      FISSION      ABSORPTION      SCATTERING      NON-LEAKAGE
-----
  1
  2
  3
  .
  .
  .
 70
-----
TOTAL

KEFF(NORMAL)      =
KEFF(PERTURBED)   =
-----
Δk/k(DIRECT)      =

Δk/k(FISSION)     =
Δk/k(ABSORPTION)  =
Δk/k(SCATTERING)  =
-----
Δk/k(NON-LEAKAGE) =

Δk/k(LEAKAGE)     =
(DIRECT - (NON-LEAKAGE))

```

4.2 関連する MCPERT プログラムの整備

摂動計算機能を MCPERT コードに追加するにあたり、新たにサブルーチン PERT 及びサブルーチン MACRCG を追加した。ここで、サブルーチン PERT は、摂動計算の制御ルーチンであり、サブルーチン MACRCG は、摂動計算を行うサブルーチンである。またこれに伴ない、MAIN ルーチン、サブルーチン RSLAR 及びサブルーチン RFLUX の修正も行なった。追加及び修正したサブルーチンと修正内容を付表 2-4.1 に示す。

付表 2-4.1 追加及び修正ルーチン一覧

MAIN	摂動体系のタリー領域指定データのREAD処理を追加 但し、摂動計算以外の計算時はこれまで通りの流れとなる。	修正
RSLAR	散乱除去断面積、散乱マトリックスを引数渡しに変更。 従来のルーチンを修正しているため、既存ルーチンの引数変更に注意。	修正
RFLUX	随伴中性子束計算時(基準系)のkeffを取得できるように変更。 空き配列であるXKMLE(1,L)を使用した。	修正
PERT	摂動計算メインルーチン。既存のMCPERTのDECAYルーチンをコピーして作成した。 摂動計算ルーチンMACRCGをCALLしている。	追加
MACRCG	新規サブルーチン。マクロ断面積を使用した摂動計算とその出力を行なう。	追加

4.3 入力データ説明

摂動計算を行うためには、GMVP を基準体系と摂動体系(一次摂動計算では不要)で実行する必要がある。この際、基準体系と摂動体系の入力データは、摂動領域のセル定義のマテリアル番号が異なるだけで、あとは全て同一でなければならない。このため基準体系の IDMAT の定義にも摂動領域のマテリアルを定義しておく必要がある。また、タリー定義についても同一のタリー名が同じ数だけ並んでいる必要がある。摂動領域の指定は、MCPERT 入力データである「タリー領域指定入力データ」の SLAROM メンバ名を変更することにより行なう。

摂動計算に必要なファイルは、計算ケース(K_PRE 入力データのオプション)により異なっている。計算ケース毎に必要なとなるファイルを付表 2-4.2 に示す。

付表 2-4.2 摂動計算に必要なファイルと計算オプション

	ファイル								K_PREオプション		
	K_PREプログラム入力データ	基準体系のMVP入力データ	摂動体系のMVP入力データ	基準体系のMVP OUTLIST	摂動体系のMVP OUTLIST	摂動体系の組成データ変更後のMVP入力データ	基準体系のMCPERTタリー領域指定入力データ	摂動体系のMCPERTタリー領域指定入力データ	ICAL	MVPERT	IFLXREF
(厳密摂動計算)											
通常の計算	○	○	○	○	○		○	○	6	0	0
摂動体系のMVPのOUTLISTがない	○	○		○		○	○	○	6	1	0
摂動体系のGMVPの中性子束計算を行なう	○	○	○	○	○		○	○	6	0	1
	○	○		○		○	○	○	6	1	1
(一次摂動計算)											
通常の計算	○	○		○			○	○	5	0	0

各計算ケースについての説明を以下に示す。

(1) 通常の厳密摂動計算

動特性パラメータ計算時に必要となる K_PRE 入力データ、基準体系の MVP 入力データ、MVP アウトリスト及び MCPERT のタリー領域指定入力データに加え、摂動体系の MVP 入力データ、MVP アウトリスト及び MCPERT のタリー領域指定入力データが必要となる。このため摂動体系での MVP の計算が必要となるが、必要となるのは数値に置き換わった組成部分(IDMAT 部分)だけなので、少ないヒストリで実行しても支障はない。摂動体系の MVP のアウトリストが用意できないときには(2)の方法で行なう必要がある。

[K_PRE 入力データ]

```
# input k_pre file
#
#####
# ical mvpert iflxref
#      6      0      0
#####
```

[MCPERT のタリー領域指定入力データ]

(基準体系)

```
@TCORE      C10293  3.0958E+02
@ICORE      CR0293  2.2553E+05
@OCORE      EUD293  2.2290E+05
@RBLKT      NB0293  9.8199E+05
```

@ABLKT DB0293 1.9937E+05

(摂動体系)

```
@TCORE CV0293 3.0958E+02
@ICORE CR0293 2.2553E+05
@OCORE EUD293 2.2290E+05
@RBLKT NB0293 9.8199E+05
@ABLKT DB0293 1.9937E+05
```

摂動領域の SLAROM メンバ名のみ変更する

[MVP 入力データ]

(基準体系)

```
ETV:      :-1000 : -5000
RB :      RB:   3 : 5000 -400
AB :      AB:   4 : 400 -300
OC :      OC:   2 : 300 -200
IC :      IC:   1 : 200 -100
TS :      TS:   5 : 100
```

(摂動体系)

```
ETV:      :-1000 : -5000
RB :      RB:   3 : 5000 -400
AB :      AB:   4 : 400 -300
OC :      OC:   2 : 300 -200
IC :      IC:   1 : 200 -100
TS :      TS:   6 : 100
```

摂動領域のマテリアル番号(IDMAT)のみ変更する。
これ以外のデータは基準体系と摂動体系で同一でなければならない。
また、摂動領域のマテリアルは基準体系の IDMAT 定義にもなければならない。

(2) 摂動体系の MVP のアウトリストがないとき

MCPERT コードでは、MVP の入力データの組成部分にある計算式を数値に置き換える手段として、アウトリストの IDMAT 部分を読み、MVP の入力データの IDMAT 部分と置き換える方法をとっている。このため厳密摂動計算を行う際には、摂動体系の MVP 入力データとその入力データをもとに計算したときのアウトリストが必要となる。何らかの事情によりこのファイルを用意できないときには、以下の処理を行うことにより、摂動体系の MVP を実行しなくても厳密摂動計算が行えるようになる。

実行シェルで work ディレクトリを消去する部分をコメントにする。

動特性パラメータの計算を実行する。

work ディレクトリの下にある 'INPMVP' ファイルをコピーする。

摂動領域のマテリアル番号を摂動後のマテリアル番号に書き換える。

任意のファイル名で実行ディレクトリの inp の下に格納する。

K_PRE コードの入力データにおいて MVPERT を 1 とする。

の動特性パラメータの計算で開発された work ディレクトリを消去する。

でコメントにした work ディレクトリを消去する部分のコメントをはずす。

[K_PRE 入力データ]

```
# input k_pre file
#
#####
# ical mvpert iflxref
#      6      1      0
#####
```

[MCPERT のタリー領域指定入力データ]

(1)に同じ

[MVP 入力データ]

(1)に同じ。但し、摂動体系の入力データは IDMAT 定義のマテリアル組成が全て数値に置き換えられている必要がある。

(3) 摂動体系の GMVP の中性子束計算が必要なとき

通常厳密摂動計算には、基準体系の随伴中性子束と摂動体系の中性子束が必要となる。このため、基準体系の中性子束の計算を行う必要はない。しかし、GMVP の随伴中性子束計算の場合、中性子束計算と同じヒストリでは、 k_{eff} を評価するのに十分な精度を得ることができない。しかしながら、本コードでは、基準体系と摂動体系の k_{eff} から計算した反応度価値と摂動計算により計算した非漏洩項の差を漏洩項としているため、基準体系の k_{eff} も摂動体系の k_{eff} と同等の精度が必要となる。このため、K_PRE コードの入力オプション IFLXREF を用意し、IFLXREF=1 のときに GMVP で基準体系の中性子束計算を行えるようにした。この場合、GMVP の計算は、基準体系の中性子束計算、随伴中性子束計算及び摂動体系の中性子束計算の計3回実行することになる。

[K_PRE 入力データ]

```
# input k_pre file
#
#####
# ical mvpert iflxref
#      6      0      1
#####
```

[MCPERT のタリー領域指定入力データ]

(1)に同じ。

[MVP 入力データ]

(1)に同じ。但し、基準体系の MVP 入力データから中性子束計算用と随伴中性子束計算用の2つの GMVP 入力データが開発され、実行される。

IFLXREF オプションにより、摂動計算時の k_{eff} は以下のように変化する。

(IFLXREF=0)

```
KEFF(NORMAL)    = 9.70008E-01  ← 基準体系の随伴中性子束計算の  $k_{\text{eff}}$  を使用
KEFF(PERTURBED) = 9.83281E-01
```

(IFLXREF=1)

```
KEFF(NORMAL)    = 9.82952E-01  ← 基準体系の中性子束計算の  $k_{\text{eff}}$  を使用
KEFF(PERTURBED) = 9.83281E-01
```

(4) 一次摂動計算

一次摂動計算では、GMVP による摂動体系の計算が不要となるため、基準体系の MVP 入力データ、MVP アウトリスト、MCPERT の基準体系用タリー領域指定入力データ及び摂動体系用タリー領域指定入力データのみで実行することが可能である。但し、この場合には、基準体系と摂動体系の間で k_{eff} の変化が生じないため、 k_{eff} からの直接計算により反応度価値を得ることはできない。このため、一次摂動計算時に評価できるのは、非漏洩項のみとなる。

[K_PRE 入力データ]

```
# input k_pre file
#
#####
# ical mvpert iflxref
#      5      0      0
#####
```

[MCPERT のタリー領域指定入力データ]

(1)に同じ。

[MVP 入力データ]

基準体系のみ必要。摂動領域は、MCPERT のタリー領域指定入力データから判断する。

4.4 実行方法

実行は実行シェル go_mcpert.sh によって行う。

./go_mcpert.sh

実行シェル内では、入力・出力ファイルやディレクトリを設定しているため、これを事前に設定しておく必要がある。実行シェルの一部を以下に示す。

```
#!/bin/bash
#
# BASE DIRECTORY
BASEDIR=$HOME/MCPERT          システムのベースディレクトリ
USERDIR=$BASEDIR/Sample2      サンプル 2 ディレクトリ
#
# input file name set
INP_KPRE=input_kpre.txt       K_PRE 入力データ名
INP_MVPBINP=MVPFCA6-1_REF.inp 基準系 MVPBURN 入力データ名
INP_MVPBOUT=MVPFCA6-1_REF.inp.alpha.Feb24.16.05.20.ft06 基準系 MVPBURNOUTLIST 名
INP_MCPERT_TAL=mcpert_tally_ref.inp 基準系 MCPERT タリー設定ファイル名
INP_MVPPINP=MVPFCA6-1_PER.inp 摂動系 MVPBURN 入力データ名
INP_MVPPOUT=MVPFCA6-1_PER.inp.alpha.Feb25.09.37.07.ft06 摂動系 MVPBURNOUTLIST 名
INP_MCPERT_PER=mcpert_tally_per.inp 摂動系 MCPERT タリー設定ファイル名
#
# case name set
CASE=$INP_MVPBINP             ケース名(デフォルトでは基準系 MVP 入力名がセットされる)
#
# data file name set
DATAFILE=input-slarom-mvpburn.txt      SLtoCCC ひな型データ名
DATAFILE_BURN=slarom-mvpburn.txt       SLtoCCC 機番 31 用ひな型データ名
DATAFILE_MCPERT=input-mcpert_main.txt  MCPERT ひな型データ名
DATAFILE_SL_PRE=slamk_input.txt        SLtoCCC ひな型データ名
DATAFILE_CHAIN=$MVP_DIR/burnrun/chain/th2cm6fp50bp16F MVP 燃焼チェーンファイル
#
# work file name set
WORKFILE=$CASE"_wk.out"             中間ファイル名
#
# each shell directory set
SHELLDIR=$BASEDIR/shell             PRE プログラム実行シェル格納ディレクトリ SLTOCCCSHELL=$BASEDIR/shell
SLtoCCC 実行シェル格納ディレクトリ
SLAROMSHELL=$BASEDIR/SLAROM/slarom50 SLAROM 実行シェル格納ディレクトリ
MCPERTSHELL=$BASEDIR/shell          MCPERT 実行シェル格納ディレクトリ
#
# file directory set
INPDIR=$USERDIR/inp                 ユーザ開発入力データ格納ディレクトリ
DATADIR=$BASEDIR/data              ひな型入力データ格納ディレクトリ
WORK=$USERDIR/work                 プログラム開発一時ファイル格納ディレクトリ
OUTDIR=$USERDIR/out                OUTLIST 格納ディレクトリ
PDSDIR=$WORK/pdsdir                PDS ファイル格納ディレクトリ
```

上記のシェルを実行し、全て終了すると Sample2 直下に out ディレクトリが開発され、付表 2-4.3 に示すアウトプットファイルが格納される。

付表 2-4.3 MCPERT 実行後の出力ファイル一覧

ファイル名	説明
(ケース名).GMVP.(マシン名).(日付)	基準系GMVP中性子束計算結果出力ファイル((ICAL=6 and IFLXREF=0)以外するとき)
(ケース名).GMVP_ADJ.(マシン名).(日付)	基準系GMVP随伴中性子束計算結果出力ファイル
(ケース名)_PER.GMVP.(マシン名).(日付)	摂動系GMVP中性子束計算結果出力ファイル(ICAL=6のとき)
(ケース名)_B.out.(マシン名).(日付).lst	MCPERTの動特性パラメータ計算結果出力ファイル
(ケース名)_ch.out.(マシン名).(日付).lst	MCPERTのMVP→GMVP変換機能出力ファイル
SLtoANISN.lst	SLtoCCC断面積変換リストファイル
slarom.inp.log	SLAROM実行時ログファイル

4.5 サンプル計算結果

既存の MCPERT コード開発時に検証計算に用いた臨界実験炉心のデータ(2次元 RZ 体系を模擬した円筒モデル)を用いて、仮想的に炉心中心 3×3 領域、1Z(F 側、M 側)のナトリウムボイド反応度価値を求める計算を行なった。計算は厳密摂動計算で行い、基準体系の中性子束計算を行うオプション IFLXREF=1 とした。また、計算結果の妥当性を検証するために、GMVP の中性子束及び随伴中性子束を用いて、CITATION-FBR 型の中性子束ファイルを開発し、摂動計算コード PERKY を同じ実効断面積、同じ中性子束及び随伴中性子束を用いて実行し、結果を比較した。計算結果を付表 2-4.4 に示す。摂動計算結果の FISSION、ABSORPTION、SCATTERING の各項とも若干の違いがみられるが、これは使用する変数の精度(短精度 or 倍精度)や計算順序の違いに起因するものと思われる。

付表 2-4.4 GMVP の中性子束を用いた MCPERT と PERKY の厳密摂動計算結果

	FISSION	ABSORPTION	SCATTERING	NON-LEAKAGE	LEAKAGE	TOTAL	備 考
MCPERT	-1.114E-06	7.523E-06	-7.973E-05	-7.332E-05		3.410E-04	1,200,000ヒストリで実行
PERKY	-1.091E-06	7.374E-06	-7.850E-05	-7.222E-05	-6.623E-06	-7.884E-05	拡散係数に $D=1/3 \Sigma_{tr}$ を使用

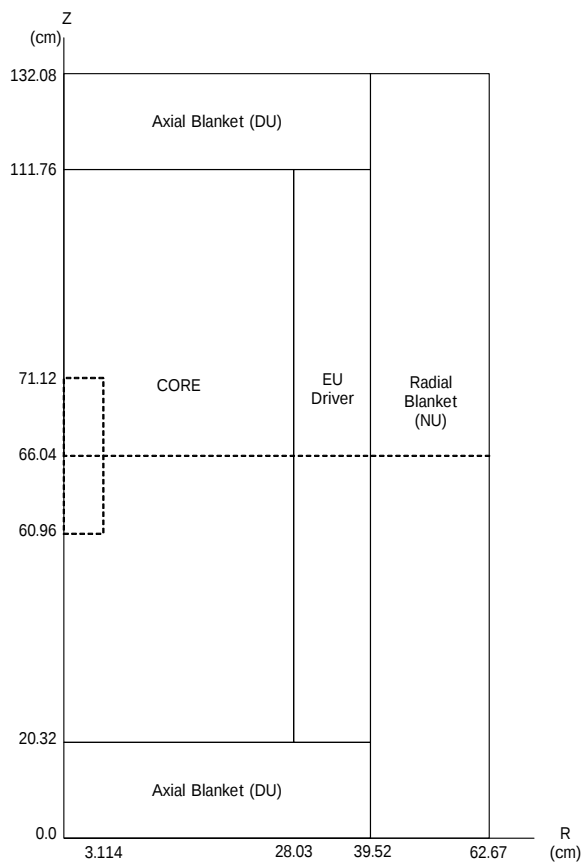
MCPERTのTOTALはkeffからの直接計算により求めた

一方、参考データとして CITATION-FBR と PERKY を用いて同様のナトリウムボイド反応度価値を求めると付表 2-4.5 のようになる。さきほどの計算結果と比べ、SCATTERING の値が大きく異なっているのがわかる。これは、SCATTERING 項の計算式には基準体系と摂動体系の随伴中性子束の差を求める箇所があるため、ここで両者の計算精度が十分でないと符号が入れ替わるなど異なる計算結果を得る。このため、本プログラムを用いて摂動計算を行うには、GMVP の計算において中性子束のみならず、随伴中性子束に対しても十分な計算精度(ヒストリ)が必要になると考えられる。

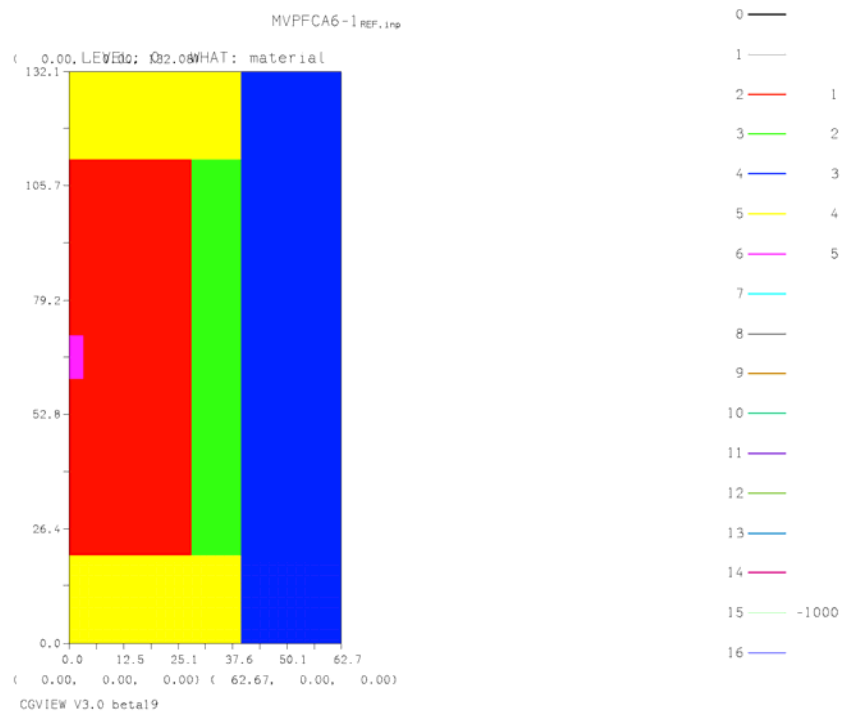
付表 2-4.5 CITATION-FBR を用いた時の PERKY の厳密摂動計算結果(参考値)

	FISSION	ABSORPTION	SCATTERING	NON-LEAKAGE	LEAKAGE	TOTAL	備 考
PERKY	-1.229E-06	7.375E-06	1.409E-05	2.024E-05	-4.352E-07	1.980E-05	拡散係数に $D=1/3 \Sigma_{tr}$ を使用

計算に用いた RZ 体系図を付図 2-4.1 に示す。また、CGVIEW で出力した GMVP の計算体系を付図 2-4.2 に示す。



付図 2-4.1 臨界実験炉心 RZ 体系図



付図 2-4.2 GMVP の計算に用いた臨界実験炉心 XZ 断面図

5. 制限事項

MCPERT コードの実行時の注意点及び制限事項は以下の通りである。

- (1) MVP 入力データのソース定義で利用できる形式は新形式のみである。旧形式で記述されている入力データについては、あらかじめユーザーにより新形式で書き換えておく必要がある。
- (2) 一次摂動計算時は、理論的に k_{eff} の差が生じないため、漏洩項の計算は行わない。この際、OUTLIST の LEAKAGE の箇所に "CANNOT CALCULATE!!" と表示する。
- (3) 摂動計算の SCATTERING 項を精度よく求めるためには、GMVP の随伴中性子束計算において十分な計算精度(統計誤差)が要求される。十分な精度がない場合には、決定論的手法で求めた SCATTERING 項に対して、絶対値に差が生じたり、符号が逆転したりすることがある。
- (4) 摂動計算の TOTAL の値は、 k_{eff} による直接計算で求めているため、求められる反応度価値に対して十分な計算精度(統計誤差)をもった GMVP の計算が必要である。

付録 3 酸化物燃料炉心による解析手法検証

本研究では、炉心特性解析に連続エネルギーモンテカルロコード MVP[2-2]及び多群モンテカルロコード GMVP[2-2]を用いた。ここでは第2章で示した解析結果以外の制御棒反応度価値及び各種反応度特性試験関係結果を整理して示す。

3.1 反応度価値特性評価試験の解析

初期構成炉心で実施されたを対象として、制御棒価値及び反応度停止余裕をMVPによりそれぞれ解析し、解析結果を実測値と比較した。付図 3.1-1 に初期炉心における制御棒位置を示す。

臨界性解析と同様全炉心ピン非均質モデルによる解析条件及び解析結果を下記図表に示す。

付表 3.1-1 MVPによる解析条件(初期炉心構成の中心制御棒反応度価値)

付表 3.1-2 MVPによる解析結果(中心制御棒価値)

付図 3.1-1 MVPによる解析モデル(中心制御棒価値計算断面図)

付図 3.1-2 MVPによる解析モデル(中心制御棒価値計算炉心部断面)

付表 3.1-2 に示すようにMVPの解析結果による C/E は、中心制御棒価値に対し、0.991 となり、誤差内で一致している。また、反応度停止余裕の評価結果を付表 3.1-1 に示す。主炉停止系反応度余裕測定値は $0.052 \Delta k/k$ となっており、6%以内で一致し、制御棒価値及び余剰反応度評価においても十分な精度で評価できると考えられる。。

付表 3.1-1 M V P による解析条件（中心制御棒価値解析）

条件	仕様	備考
燃料組成	性能試験組成	
集合体	198 体装荷	
制御棒条件	粗調整棒、微調整棒 12 体 553mm 引き 抜き	計算モデル上は吸収体下端まで 623mm 引き抜き
中心制御棒条件	粗調整棒挿入及び引き抜き	計算モデル上は引き抜き位置は炉心 上端から 100mm
燃料密度温度条件	20	
体系寸法	20	
燃料ドップラ温度	473K	
計算モデル	燃料、制御棒ピン非均質	しゃへい体、中性子源は均質モデル
計算方法	3次元連続エネルギーモンテカルロ解析 MVP	ヒストリ数 1000 万基準
核データ	JENDL-3.3 ライブラリ	

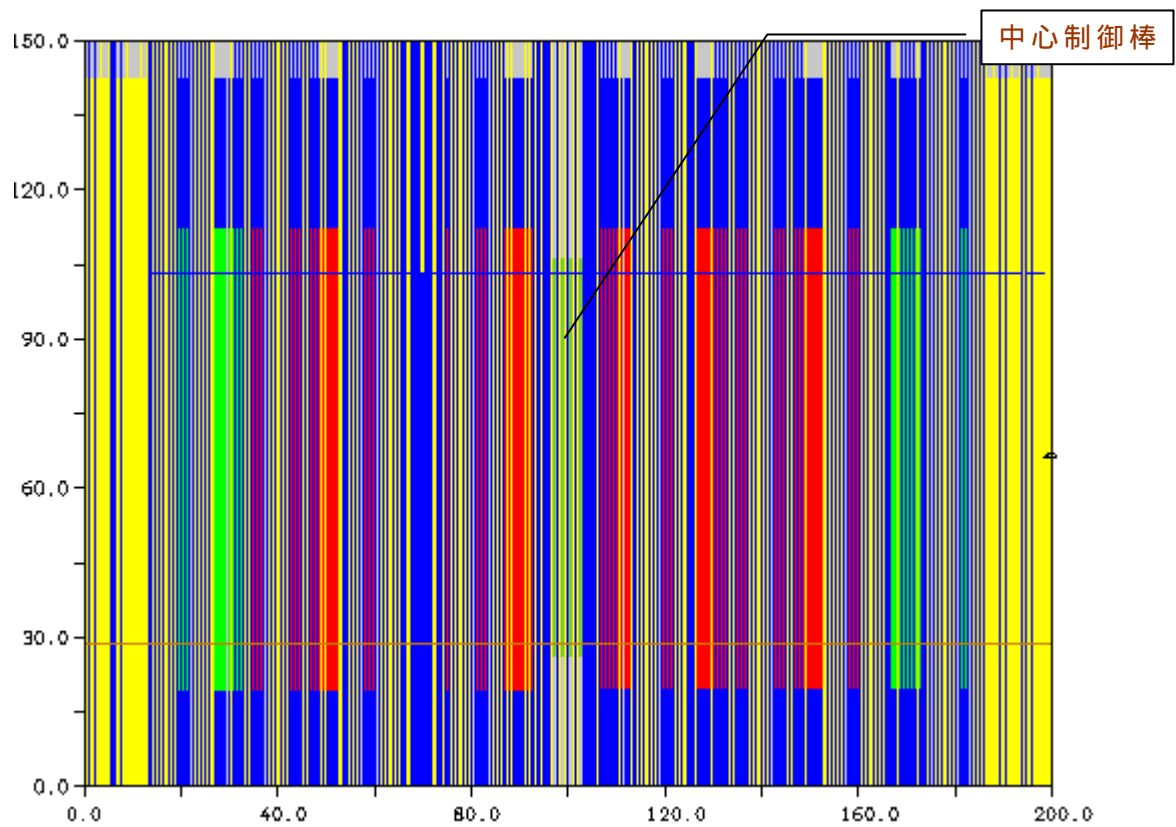
付表 3.1-2 MVP による解析結果（中心制御棒価値）

炉心	実効増倍率 MVP 計算値		制御棒価値		C/E	備考
	中心引き抜き	中心挿入	解析値 (% $\Delta k/k'$)	実験値 (% $\Delta k/k$)		
初期炉心	1.00329	0.99350	0.982	0.991	0.991	計算統計 誤差 0.013%

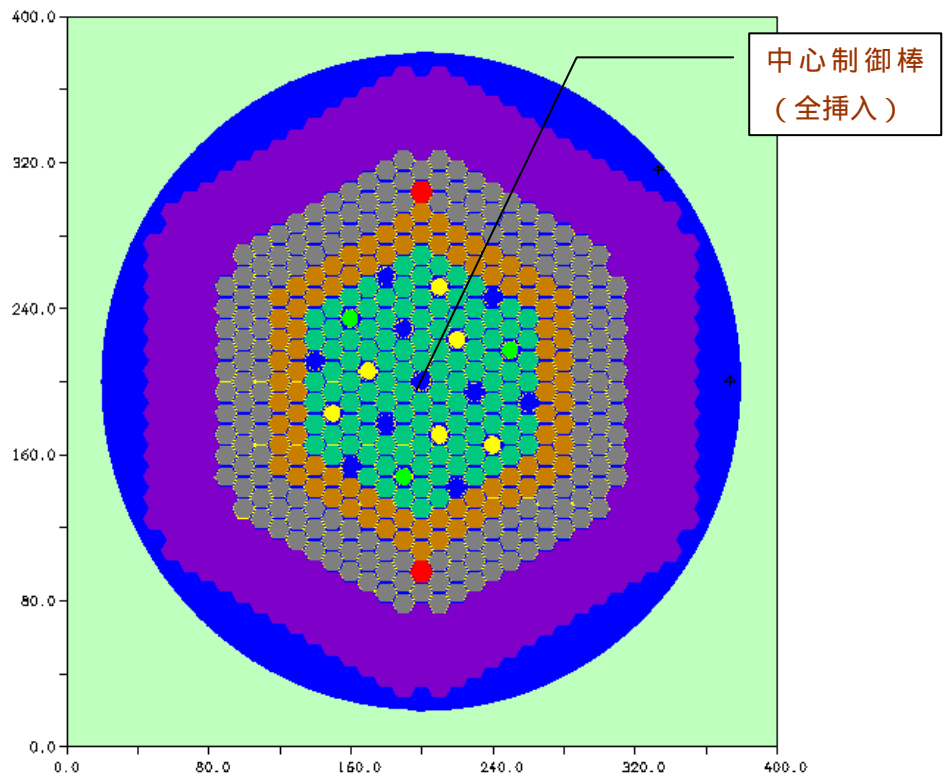
付表 3.1-3 MVP による解析結果（炉停止余裕）

炉心	実効増倍率 MVP 計算値		主炉停止系 12 体制御棒価値 / 炉停止余裕*		主炉停止系 12 体制御棒価値 / 炉 停止余裕の C/E	備考
	全制御棒 引き抜き	主炉停止 系 12 体 挿入	解析値 (% $\Delta k/k'$)	実験値 (% $\Delta k/k$)		
初期炉心	1.02789	0.94540	8.49 / 5.49	8.2 / 5.2	1.035 1.056	計算統計 誤差 0.04%

*) 炉停止余裕は過剰反応度 3.0% を主炉停止系価値より差し引いている算出している。



付図 3.1-1 MVP による解析モデル (中心制御棒価値縦断面)



付図 3.1-2 MVP による解析モデル (中心制御棒価値炉心部断面)

3.2 反応度価値特性評価試験の解析

起動試験における制御棒価値を、MVPより解析し、解析結果を実測値と比較した。

解析条件及び解析結果を下記図表に示す。

付表 3.2-1 MVPによる解析条件（主炉停止系制御棒 12 体反応度価値）

付表 3.2-2 MVPによる解析結果（主炉停止系制御棒 12 体反応度価値及び後備炉停止系 6 体反応度価値）

付図 3.2-1 MVPによる解析モデル（制御棒 12 体制御棒価値計算断面図）

付図 3.2-2 MVPによる解析モデル（制御棒 12 体制御棒価値計算炉心部断面）

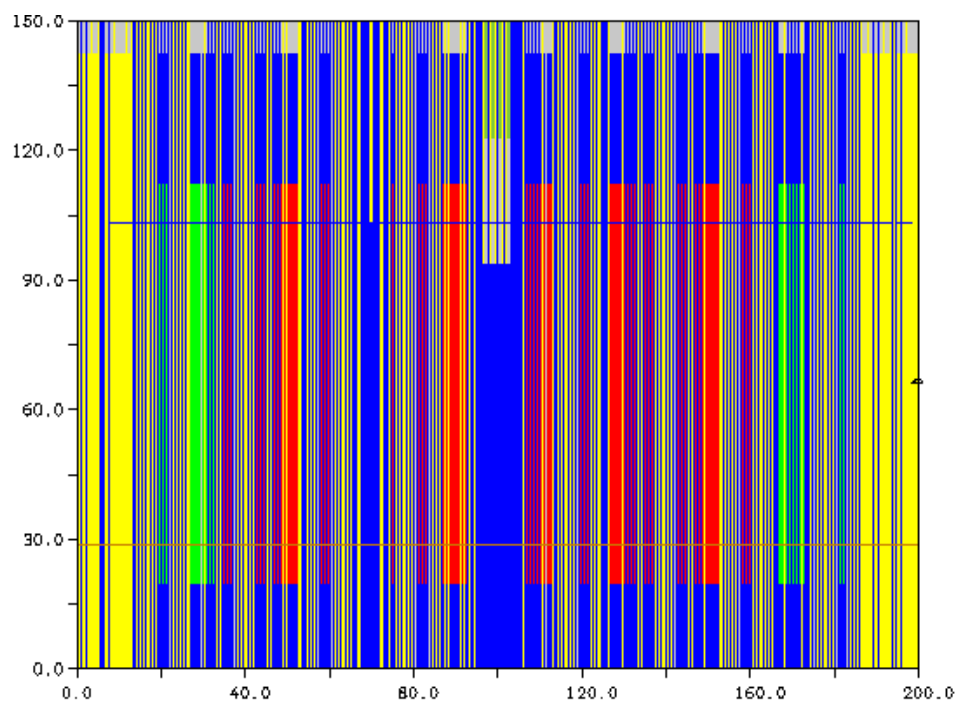
付表 3.2-2 に示すようにMVPの解析結果による C/E は、主炉停止系で 1.00、後備系で 0.98 程度となり、2%以内で反応度価値を計算できることが分かった。

付表 3.1-1 M V P による解析条件（主炉停止系制御棒 12 体反応度価値）

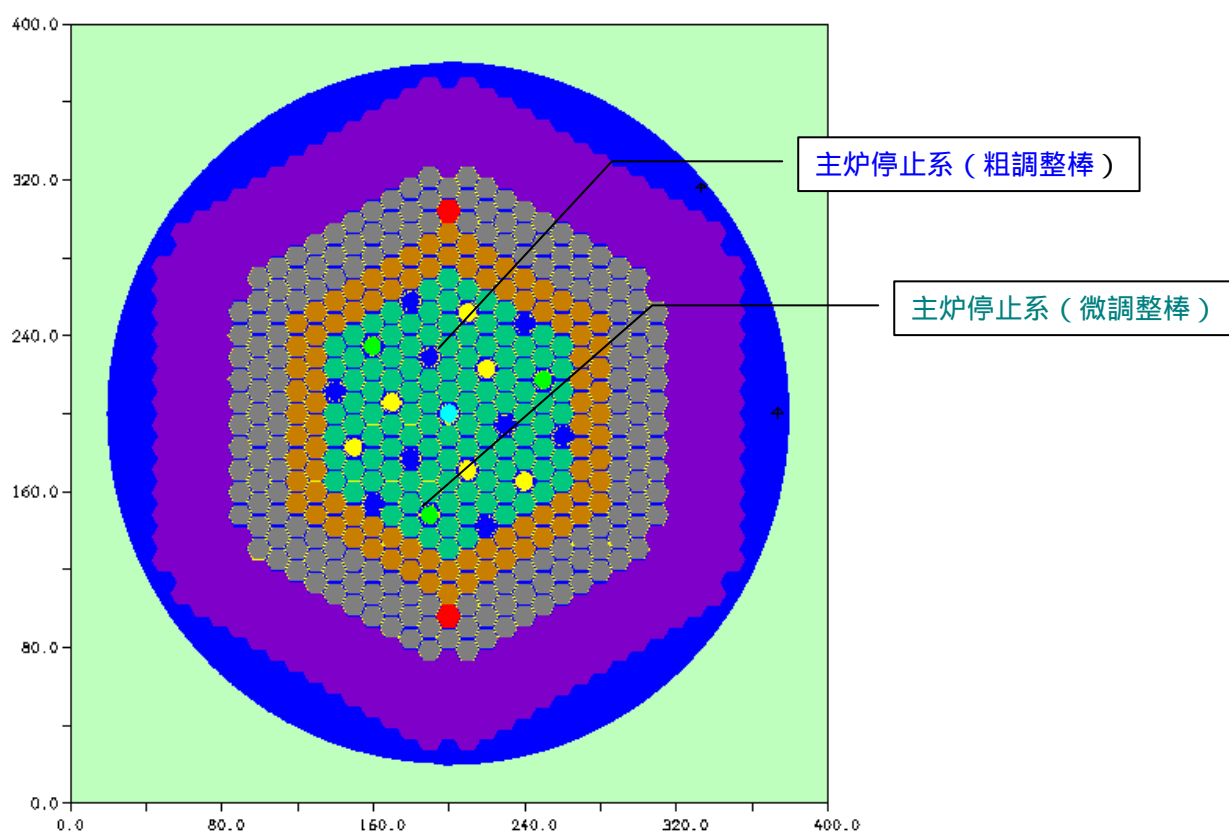
条件	仕様	備考
燃料組成	性能試験組成	
集合体	198 体装荷	
制御棒引き抜き条件	全制御棒引き抜き	計算モデル上は引き抜き位置は炉心上端から 100mm
制御棒挿入条件	中心以外の全粗調整棒、微調整棒挿入	
燃料密度温度条件	20	
体系寸法	20	
燃料ドップラ温度	473K	
計算モデル	燃料、制御棒ピン非均質	しゃへい体、中性子源は均質モデル
計算方法	3次元連続エネルギーモンテカルロ解析 MVP	ヒストリ数 100 万基準
核データ	JENDL-3.3 ライブラリ	

付表 3.2-2 MVP による解析結果(主炉停止系制御棒 12 体反応度価値)及び後備炉停止系(6 体)

炉心	実効増倍率 MVP 計算値		制御棒価値		C/E	備考
	引き抜き	挿入	解析値 (% $\Delta k/k'$)	実験値 (% $\Delta k/k$)		
主炉停止系(12 体)	1.02789	0.94540	8.49	8.47	1.002	計算統計 誤差 0.04%
後備炉停止系 (6 体、ケース 1)	1.02800 (制御棒 引き抜き 位置 170 mm)	0.95793 (主系全 引き抜き)	7.12 (主系全引き抜き)	7.418	0.959 (主系全引き抜き解析時)	計算統計 誤差 0.04%
後備炉停止系 (6 体、ケース 2)	1.01164 (後備制御棒炉心上端より 170mm、主系炉心下端より 720mm 引抜)	0.94212 (主系炉心下端より 720mm 引抜)	7.29 (主系全引き抜き)	7.418	0.983 (主系全引き抜き解析時)	計算統計 誤差 0.04%



付図 3.2-1 M V P による解析モデル（主炉停止系制御棒 12 体反応度値縦断面）



付図 3.2-2 M V P による解析モデル（主炉停止系制御棒 12 体反応度値炉心部断面）

3.3 Pu-241の崩壊効果の解析

本研究での燃焼反応度はMVP付属の燃焼ルーチンであるMVP-BURNを用いて燃焼による組成変化を求め、燃焼炉心の実効増倍率をMVPにより計算することで評価している。燃焼反応度は臨界実験では直接測定が出来ないため、短期間の燃焼試験ではあるが、最大40%出力で3ヶ月程度運転を断続した原型炉の燃焼特性試験は混合酸化物燃料炉心の燃焼特性を評価する上で、非常に貴重なデータである。

最初に、高速炉の初期炉心を対象として、炉物理試験期間のPu-241の崩壊に伴う反応度の減少を計算した。

(1)解析条件

連続エネルギーモンテカルロ計算コードにおける燃焼ルーチン MVP-BURN を用い、核データには JENDL-3.3を使用した。燃焼チェーンは本研究では一貫して高速炉用FP52核種モデルを採用した。

解析体系は3次元体系とし、他の性能試験と同様、非均質な形状を燃料棒単位で詳細にモデル化した。

初期燃料組成には領域毎に均一な平均組成を用いるものとした。

体系の形状寸法は常温時(20℃)の値とした。

表 1.1.5-1 に解析条件を示す。

(2)解析結果

付表 3.3-2 及び図 1.1.5-1 に Pu-241 の崩壊効果の解析結果を示す。

この結果から、炉物理試験期間のPu-241の崩壊による反応度減少は0.33%Δρとなった。この値は燃焼による反応度変化に比べ小さく、燃焼係数の評価が可能であることを示している。

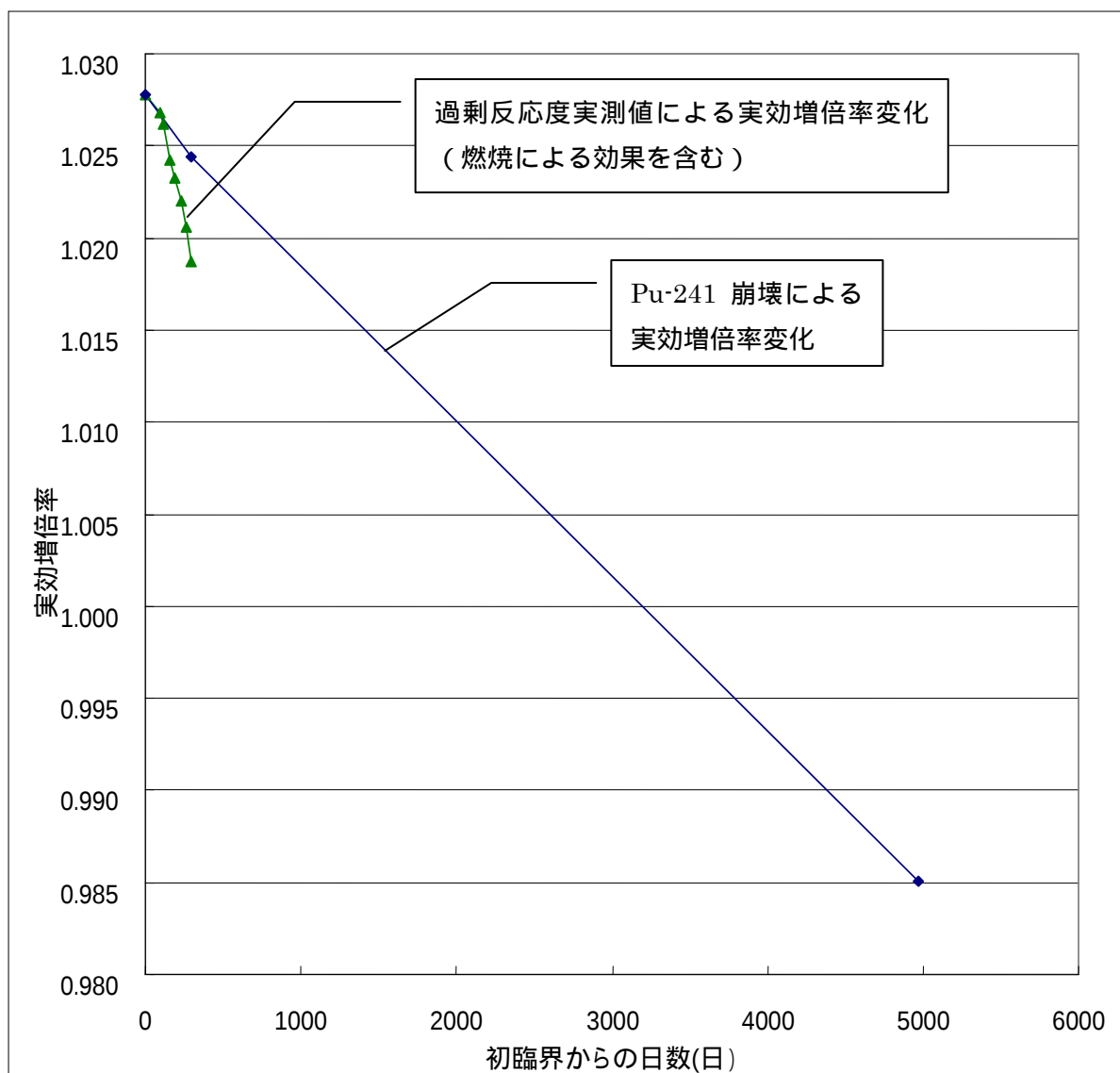
付表 3.3-1 MVPによる解析条件 (Pu-241 の崩壊効果)

条件	仕様	備考
燃料組成	提示組成	
集合体	198 体装荷	
制御棒引き抜き条件	全制御棒引き抜き	計算モデル上は引き抜き位置は炉心上端から 100mm
燃料密度温度条件	200	
体系寸法	200	
燃料ドップラ温度	473K	
計算モデル	燃料ピン非均質	組成は、IC,OC,AB,RB の各領域平均化組成
計算方法	3次元連続エネルギーモンテカルロ燃焼解析 MVP - BURN	ヒストリ数 1000 万ヒストリ基準
核データ	JENDL-3.3 ライブラリ	

付表 3.3-2 Pu-241 崩壊による反応度減少

時点	経過日数(日)	正規化 K_{eff}^*	Pu-241 崩壊による過剰反応度変化 (% $\Delta \rho$)	Pu-241 崩壊による過剰反応度変化 (% $\Delta \rho$)	Pu-241 崩壊による 1 日当たり過剰反応度変化 (% $\Delta \rho / d$)
1995/2/17	0	1.0278	703	-	-
1995/12/8	295	1.0243	373	-0.33	-0.11E-3
2008/10/1	4975	0.9848	-1.548	-4.25	-0.085 E-3

*) 計算値の K_{eff} を1995/2/17現在の過剰反応度(200 相当)の K_{eff} に正規化



付図 3.3-1 M V P による解析結果 (Pu-241 の崩壊効果)