

炉心崩壊事故時の再臨界を回避する  
高速スペクトル炉心概念に関する研究

Study on fast spectrum reactor core  
concept to prevent recriticality during CDA

指導教官 高木 直行 教授

東京都市大学総合理工学研究科  
共同原子力専攻  
原子力システム工学

1691001 千歳 敬子

## 目次

1.	はじめに .....	1
1.1	高速スペクトル炉の歴史とシビアアクシデント評価 .....	1
1.1.1	Bethe-Tait の解析 .....	1
1.1.2	炉心崩壊現象の解明と計算機による解析技術の進歩 .....	2
1.2	本研究の目的 .....	4
1.3	本論文の構成 .....	4
2.	凸型炉心の概念検討とフィージビリティスタディ .....	7
2.1	緒言 .....	7
2.2	凸型炉心における幾何学的バックリング .....	7
2.3	熱流動の成立性評価 .....	10
2.3.1	評価対象とした燃料集合体形状 .....	11
2.4	熱的成立性評価用モデル .....	12
2.5	解析結果 .....	14
2.5.1	定常解析 .....	14
2.5.2	凸型炉心の熱流動特性 .....	14
2.5.3	流量喪失型事象の解析 .....	19
2.6	まとめと考察 .....	21
3.	上下凸型炉心の検討 .....	23
3.1	検討の前提条件 .....	23
3.2	ターゲットとする炉心性能と設計パラメータ .....	25
3.3	Pu 富化度と溶融炉心プールの臨界性 .....	26
3.4	上部凸型炉心と上下凸型炉心 .....	27
3.5	炉心部の径方向出力分布の平坦化 .....	30
3.6	ピン径調整型上下凸型炉心の導入 .....	33
3.6.1	燃料ピン径分布の検討方針 .....	33
3.6.2	コンパクション反応度評価 .....	35
3.7	凸型炉心解析結果のまとめ .....	36
3.7.1	各種凸型炉心と炉心性能 .....	36
3.7.2	Fissile インベントリと健全炉心状態の炉心における臨界性 .....	37
3.7.3	溶融炉心プールのモデル化と臨界性の関係 .....	41
4.	径方向ブランケット下部削除型炉心の検討 .....	47
4.1	コンパクション後の溶融炉心プールの堆積領域の拡大 .....	47
4.2	径方向ブランケット下部削除型炉心の解析体系 .....	52
4.3	径方向ブランケット下部削除型炉心のコンパクション反応度 .....	56
4.3.1	標準円柱炉心体系での反応度 .....	56
4.3.2	溶融炉心プールの拡大に伴うプール温度の低下 .....	57
4.4	内側炉心のみ溶融時のプールの再臨界性の検討 .....	59

4.4.1	中性子吸収物質の配置による効果 .....	59
4.4.2	内側炉心 LAB 領域の工夫による効果 .....	64
4.4.3	内側炉心下部吸収体導入炉心における LAB 領域の中性子吸収体材料データ .....	68
4.4.4	内側炉心による溶融炉心プール形成過程における課題 .....	71
4.5	評価結果のまとめ .....	71
5.	再臨界回避を可能とする炉心概念の特性の比較 .....	73
5.1	炉心特性の比較 .....	73
5.2	総合評価 .....	76
6.	結論 .....	79

## 図リスト

図 2.2-1	コンパクト化時の幾何学的バックリングの変化.....	8
図 2.2-2	炉心長と炉心高さをパラメータとした健全時とコンパクト化時の幾何学的バックリングの差異.....	9
図 2.2-3	最小コンパクト化反応度サーベイ時の体系.....	10
図 2.4-1	JSFR を参考とした熱輸送モデルの解析体系.....	12
図 2.4-2	燃料集合体断面図並びに内側炉心と外側炉心の軸方向モデル化.....	13
図 2.5-1	燃料集合体における圧力損失.....	15
図 2.5-2	凸型炉心とレファランス炉心との径方向出力分布比較.....	16
図 2.5-3	炉内軸方向線出力密度分布（レファランス炉心）.....	17
図 2.5-4	炉内軸方向線出力密度分布（凸型炉心）.....	17
図 2.5-5	炉内軸方向温度分布（レファランス炉心）.....	18
図 2.5-6	炉内軸方向温度分布（凸型炉心）.....	18
図 2.5-7	内側炉心の各部温度の過渡変化挙動.....	20
図 2.5-8	外側炉心の各部温度の過渡変化挙動.....	20
図 3.1-1	健全炉心と溶融炉心プールの解析上の想定.....	24
図 3.3-1	Pu 富化度毎のプール高さの実効増倍率の相関.....	26
図 3.4-1	上部凸型炉心と上下凸型炉心の基本形状.....	29
図 3.4-2	各領域の平均線出力密度の分布.....	29
図 3.5-1	各領域の平均線出力の分布.....	30
図 3.5-2	凸型炉心の出力分布平坦化のための各領域の Pu 富化度分布.....	32
図 3.6-1	ピン径調整型上下凸型炉心の体系.....	33
図 3.6-2	各領域のピン径と平均線出力密度の関係.....	34
図 3.7-1	各種炉心におけるコンパクト化反応度と出力分布平坦化度合いの相関.....	37
図 3.7-2	各ケースの Fissile インベントリと健全炉心の実効増倍率.....	39
図 3.7-3	ピン径調整型上下凸型炉心の健全時の実効増倍率とプール高さとの相関（Pu 富化度による整理）.....	40
図 3.7-4	溶融炉心プールの上部条件によるコンパクト化反応度への影響.....	42
図 3.7-5	溶融炉心プールへの UAB 混入割合とコンパクト化反応度.....	43
図 3.7-6	プール温度の臨界性への影響.....	44
図 3.7-7	溶融炉心プールの臨界性とナトリウム層の高さ.....	45
図 4.1-1	径方向ブランケット下部への溶融炉心プール拡大時の幾何学的バックリング... ..	48
図 4.1-2	径方向ブランケット下部削除型炉心概念.....	49
図 4.1-3	下部削除型径方向ブランケット集合体.....	49
図 4.1-4	下部を削除する径方向ブランケットの層数と溶融炉心プールの臨界性.....	51
図 4.1-5	軸方向ブランケット一部削除型炉心の概念.....	52
図 4.2-1	JSFR レファランス炉心の解析体系.....	53
図 4.2-2	JSFR の炉心構成.....	54

図 4.2-3	径方向ブランケット下部削除型炉心の解析モデル.....	55
図 4.2-4	解析体系による線出力密度分布の変化（径方向ブランケット下部削除型炉心）	56
図 4.4-1	内側炉心下部を削除して中性子吸収体を配置する体系.....	60
図 4.4-2	RB-less-Case1 中性子吸収体配置.....	61
図 4.4-3	RB-less-Case2 中性子吸収体配置.....	61
図 4.4-4	RB-less-Case3 中性子吸収体配置.....	62
図 4.4-5	RB-less-Case4 中性子吸収体配置.....	62
図 4.4-6	RB-less-Case3 内側炉心プール形成.....	63
図 4.4-7	内側炉心 LAB 領域の構造の工夫.....	64
図 4.4-8	内側炉心下部の構造工夫の実効増倍率への影響.....	65
図 4.4-9	LAB 部を加工した燃料ピン.....	66

## 表リスト

表 2.3-1	燃料集合体形状データ .....	11
表 2.5-1	JSFR のプラントパラメータと RELAP5-3D コード解析結果.....	14
表 2.5-2	凸型炉心とレファランス炉心との圧損と最大線出力密度の比較 .....	16
表 2.5-3	流量喪失型事象の解析条件 .....	19
表 3.1-1	実効増倍率の比較 .....	25
表 3.4-1	解析に用いる主要パラメータ .....	27
表 3.4-2	レファランス JSFR と上部凸型炉心の解析条件及び解析結果 .....	28
表 3.5-1	Pu 富化度調整による出力分布平坦化.....	31
表 3.6-1	各ケースのピン径分布と主要な解析結果.....	35
表 3.7-1	Fissile インベントリと健全炉心の実効増倍率 .....	38
表 4.1-1	径方向ブランケットを削除する層数と削除長さ .....	50
表 4.3-1	径方向ブランケット下部削除型炉心のコンパクション反応度.....	56
表 4.3-2	熔融炉心プールの熱容量計算.....	58
表 4.3-3	径方向ブランケット下部構造の熱容量 .....	58
表 4.4-1	内側炉心プールの実効増倍率計算 .....	67
表 4.4-2	中性子吸収体材料元素の基本特性 .....	69
表 4.4-3	LAB 領域の SUS と B <sub>4</sub> C の熱容量計算用物性値.....	70
表 4.4-4	内側炉心プールの熱容量計算.....	70
表 5.1-1	各種炉心の主要パラメータ比較 .....	74
表 5.1-2	Pu 組成の比較 (JSFR と本研究での炉心) .....	75

## 1. はじめに

この章では、研究の背景から解決すべき課題を特定し、本研究の目的を明らかにする。最後に論文の構成についても述べる。

### 1.1 高速スペクトル炉の歴史とシビアアクシデント評価

#### 1.1.1 Bethe-Tait の解析

高速スペクトル炉の炉心は最大反応度配置でないために、事故時の物質移動によって即発臨界以上の反応度が挿入され、制御不可能な出力暴走から大きなエネルギーが放出されることが懸念されてきた。そして 1956 年に Bethe-Tait が行った解析<sup>1)</sup>は、当初の目的とは異なった形で研究者達の間で大きな関心を集め、現在も検討が継続している高速スペクトル炉心（これまでは高速増殖炉『FBR』と呼ばれることが一般的であった。以下、この章では引用文献の記載を参照する場合には、当時用いられていた表現である高速増殖炉と記載する）の炉心崩壊事故評価のきっかけとなっている。即ち、Bethe-Tait が行った解析は、「高速増殖炉では出力上昇に伴って温度が上昇しても、高温となった炉心物質の圧力で炉心が急激に膨張することによって負の反応度が挿入されるため出力暴走は終了する」、ということを示すものであり、自己制御性が備わっているため、放出されるエネルギーには限度があり、高速増殖炉は安全な炉であると示すことが目的であった。しかし結果的には、定格出力を超える出力暴走の可能性と、最大反応度配置ではないことが、高速増殖炉の安全上の大きな問題であるとの指摘を受け、高速増殖炉の安全研究の主流として、炉心崩壊事故関連の種々の研究が開始されることとなった。開発の初期は計算機技術も十分に発達していなかったため、単純で仮想的な想定のもとに、発生する機械的エネルギーを保守的に評価していた。そして原子炉容器のスケールモデルを作成して、想定される最大エネルギーが発生した時の炉容器の歪みを実験で求めて、歪み量が定められた制限値以下であることを示して、その健全性を確認していた。

1970 年代になると、解析コードおよび計算機性能が進歩し、炉心崩壊に至る事象の発生段階から、起こりうる物理現象を現実的に解析する機構論的な解析手法が用いられるようになる。アメ

リカでは FFTF (Fast Flux Test Facility) や CRBR (Clinch River Breeder Reactor) の許認可の過程でも議論され、炉心崩壊事故の大部分のシーケンスでは、大きなエネルギー放出に至ることなく、事象は起因過程から遷移過程を経て事故後損傷炉心冷却過程に至ることが示され、規制側もこの検討結果に合意した<sup>2</sup>。その結果、損傷炉心の冷却過程評価の重要性が認識され始め、原子炉容器に与えられる影響は、エネルギー放出による機械的なインパクトではなく、事故後の熔融炉心の崩壊熱による熱的影響であり、それらを原子炉容器内で安定に除熱し続けることを示すことが重視されるようになった。

1973年に発行された WASH-1270<sup>3</sup>で「プラントの敷地境界外に、許容線量を超える放射性物質の放出をもたらす事故の発生頻度は  $10^{-6}$ /炉年を下回らなければならない」が示されて以降、アメリカの高速増殖炉においては、炉心崩壊事故は設計基準事故ではないが、重大な結果をもたらす可能性があるため、安全余裕評価用の事故として位置づけられ、規制側がその評価結果を審査することとなった。東京電力福島第一原子力発電所の事故が発生するまでは、日本の軽水炉の場合には、炉心崩壊事故は許認可解析事象ではなく、シビアアクシデント評価として、あくまで原子炉設置者が自主的に行うものとの位置付けであった。しかし、常陽やもんじゅのような高速増殖炉の場合は「高速増殖炉の安全性の評価の考え方」の第5項に定められるように、「運転経験が僅少であることに鑑み」、評価が必要な事象と定められている。炉心崩壊は、設計基準外事象として設置許可申請の際に、その評価結果を記載してきた（この第5項から、高速増殖炉においては炉心崩壊事故を「5項事象」とも呼んでいた）。もんじゅに続く、FBR 実証炉、実用炉の概念設計の過程で、炉心崩壊事故の発生防止手段の検討とともに、事故時の挙動評価手法の開発が進められてきた。

### 1.1.2 炉心崩壊現象の解明と計算機による解析技術の進歩

炉心崩壊事故の事象推移において上流に位置する起因過程について、前述のように 1970 年代からアルゴンヌ国立研究所が中心となり、炉心燃料が崩壊していく挙動を詳細に解析するためのコード開発が進められた。日本では動燃（現在の日本原子力研究開発機構）が参加し、欧州の研



究機関も含めて、個々の事象について様々な実験検討が実施され、その評価精度を高める研究がなされた (SAS コードが開発され、SAS2A→SAS3D→SAS4A と改良が進められた)。また、起因過程に続く遷移過程についても、ロスアラモス国立研究所、ドイツ、日本などで研究開発が進められ、コードの機能向上が図られた (SIMMER コードが SIMMER-II→SIMMER-III→SIMMER-IV と改良が進められた)。さらに、日本原子力研究開発機構では、カザフスタン国立原子力センターの試験施設を使って、炉心崩壊事故時に熔融燃料が集合体内をどのように移動・流出するかを計測し、それらの結果も SIMMER コードの精度向上に役立てている<sup>4</sup>。

しかし、これらの研究によって個々の現象が解明されたものの、炉心崩壊事故の事象推移全体が明らかになったとは言い難い。また、炉の種類は異なる軽水炉であるが、東京電力福島第一原子力発電所の事故を経た今、炉心崩壊事故や事故後の再臨界に対する懸念が増加し、これまでの「仮想的に想定したシビアアクシデントに対する安全研究」から、「容易に発生しうるシビアアクシデントへの、効果的な対策を検討するための安全研究」が求められている。福島で発生した事象や、その後の炉内から採取されるデータも踏まえ、シビアアクシデントを含む事故時の挙動把握や評価ツールの改良が必要とされており、軽水炉安全技術・人材ロードマップの中でも重要課題の一つと位置付けられている。

高速炉のシビアアクシデント研究は、日本原子力研究開発機構、原子力規制委員会においても継続的に検討されている状況である。また、今後のナトリウム冷却高速炉は、第4世代炉概念として既設炉以上の安全性が求められ、炉心が崩壊するような事故の発生を実質的に排除できる原子炉の概念、即ち、事故影響は発電所の敷地内にとどまり、退避不要となる原子炉の概念が検討されている。第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計クライテリアとしては、炉心設計時にナトリウム高速炉の炉心特性を考慮し、運転状態において炉心が固有の反応度フィードバック特性を持つことが求められている<sup>5</sup>。

## 1.2 本研究の目的

前述の状況を踏まえると、炉心崩壊時の詳細な挙動解析を追求し、熔融した炉心燃料の分散、再配置挙動の解析も含めた、安全研究の継続検討が必要であることは論を俟たない。一方で、より単純なロジックで、軽水炉とは異なる高速中性子の特性を踏まえて、安全性を示し、社会一般の人々の高速炉への不安を払拭するための工夫ならびにその研究を並行して進める必要があると考える。冒頭で述べた、「高速スペクトル炉の炉心は最大反応度配置でない」という事実は、従来型の高速炉に対して適用されてきたものであるが、炉心設計上の工夫によってこれを覆すことは不可能なのだろうか？炉心設計において、炉心崩壊事故の初期段階で、高速中性子の挙動を最大限に活用できる形状を検討し、軽水炉と同程度、もしくはそれ以上に固有の安全性が説明できるならば、社会からの理解を得るためのハードルが一段階低くなることも期待できる。現在の高速スペクトル炉は、その中性子特性を最大限に活かしているのか、高速中性子の保有する特質を踏まえた、固有の安全性を追求する炉心概念は、本当に研究され尽くしたのであるだろうか。本研究では、この点に立ち戻り、炉心形状や組成の変化によって負の反応度が挿入され、炉心崩壊事故時の再臨界を回避する高速スペクトル炉の炉心概念を検討し、その可能性を示すことを目的としている。そのために、いくつかの炉心形状を選定し、Pu 富化度や炉心部の各要素の構成比等を変化させて、健全炉心の状態と炉心崩壊後の熔融炉心プール状態での実効増倍率を解析する。また、幅広いパラメータサーベイを行うために、解析手法としてはより簡単な拡散計算を用いる。今回の研究は概念検討までをスコープとするが、次世代の研究者が、新しい感性で、より安全で効率的な高速スペクトル炉心の研究開発を始めるきっかけの一つとなることを願っている。

## 1.3 本論文の構成

本論文は、5つの章から構成する。まず第1章で、本研究の背景として高速スペクトル炉の歴史とシビアアクシデント評価について概括し、本研究の目的と研究のアプローチを含めて、論文構成について記す。

本研究は、日本原子力研究開発機構が開発を進めている混合酸化物燃料大型高速炉（JSFR）：

Japan Sodium-cooled Fast Reactor) を標準的なレファランス炉心とし、炉心形状の工夫で、炉心本来の特性によって再臨界を回避できる、固有の安全性を備えた炉心概念を開発するものである。シビアアクシデント時に炉心内部の冷却材が喪失し、炉心が溶融して炉心下部にコンパクションし溶融炉心プールを形成した際の反応度変化 ( $\Delta \rho_{\text{comp}} : \rho_{\text{pool}} - \rho_{\text{intact}}$ ) を指標とし、この値 ( $\Delta \rho_{\text{comp}}$  : コンパクション反応度) が最小 (負の大きな値) となる炉心仕様を、(1)健全時の炉心形状の工夫、(2)炉心崩壊後の溶融炉心プールの形状・組成の工夫という2つのアプローチで検討し、それらを総合して炉心概念を提案するものである。

第2章では、1番目のアプローチである健全状態の炉心形状の検討として、幾何学的バックリングに着目し、中性子漏洩が少なく楕円球に近い形状である凸型炉心を対象とし、中性子拡散コード CITATION を用いて、健全状態での炉心の反応度、燃料溶融後に炉心がコンパクションして形成した溶融炉心プールの反応度を評価する。即ち、JSFR と同体積で形状を凸型とした炉心、内側炉心高さ約 1.5m、外側炉心高さ約 0.5m の炉心を選定し、この炉心に対して予備的な概念検討を行い、コンパクション反応度と、炉心形状の関係を整理する。内側炉心高さが標準的な炉心よりも長くなるため、基本的な熱流動特性を、熱流動解析コード RELAP5-3D を用いて確認し、代表的な流量減少型事象を対象に、各部の温度挙動の概要を把握し、凸型炉心概念における熱的成立性を見通しを得る。

第3章では、前述の予備検討を踏まえて、凸型炉心の最適仕様を確定するために、内側炉心と外側炉心の配分、Pu 富化度分布、燃料ピン径やピン形状を評価パラメータとした解析を実施する。上に凸の凸型炉心や上下凸型炉心では、炉内の線出力密度分布が内側炉心側に大きく偏る結果となるため、出力分布平坦化の検討を実施し、BREST 炉のような、領域毎にピン径を変更した炉心体系を採用し、Pu 富化度を均一としたピン径調整型上下凸型炉心において、炉心仕様を検討し、その主要特性をまとめる。

第4章では、2番目のアプローチとして、JSFR と同型の円柱型炉心で、コンパクション後の溶融炉心プールの形状を工夫し、負のコンパクション反応度を達成する方法を検討する。径方向ブ

ランケット炉心の下部を削除し、溶融燃料が下部で広がる表面積を大きくする方策を選定し、その効果を確認する。さらに、溶融炉心プールが想定通りに炉心外周まで拡大しなかった場合を想定し、内側炉心領域の集合体下部の軸方向ブランケット部に反射体と吸収体を配置し、健全時には反射効果で炉心の臨界性を保ちつつ、溶融時には中性子吸収が期待できるように工夫し、内側炉心領域のみが溶融するような、部分溶融体系となった際の反応度効果を解析する。

第5章では、2つのアプローチを経て選定された、ピン径調整型上下凸型炉心、径方向ブランケットの下部を削除した炉心、それぞれの炉心特性と、製作性、運転性等を比較する。さらに、レファランスタシた JSFR との比較も踏まえて最適な炉心概念としてまとめる。

第6章では、本論文を要約し、研究の成果をまとめる。

## 2. 凸型炉心の概念検討とフェージビリティスタディ

### 2.1 緒言

高速スペクトル炉の炉心構成は、最大反応度体系ではないため、事故時の反応度添加による再臨界を防止するために、様々な検討がなされてきた。日本原子力研究開発機構と日本原子力発電は 2006 年度から高速増殖炉サイクル実用化研究開発（FaCT プロジェクト）を開始し、JSFR(Japan Sodium-cooled Fast Reactor)の実用炉プラント概念を検討してきた<sup>6</sup>。炉心の概念研究では、再臨界を回避するための対策の検討を行い、炉心崩壊事故時に熔融炉心プールが拡大する前に、炉心外へ熔融燃料を流出させることを目的として、内部ダクト付き燃料集合体 FAIDUS (Fuel Assembly with Inner-Duct Structure) を導入している<sup>7,8</sup>。この FAIDUS の有効性については、炉内試験及び炉外試験のデータによっても確認されている<sup>9</sup>。評価手法の精緻化が図られ、FAIDUS を用いた JSFR で冷却材流量喪失時に炉停止に失敗するような事象（ULOF : Unprotected Loss of Flow）が発生した際に、再臨界に至る可能性は極めて低いことが示されている<sup>10</sup>。しかし、FAIDUS の導入、即ち集合体内部にダクトを挿入するために、集合体内から 17 本の燃料ピンを取り除く設計となっている。

一方で、他国では炉心固有の特性を活用することで、ULOF 時にも再臨界に至ることなく事象を収束させる検討も行われている。そこで本研究では、JSFR のように特殊な装置（メカニズム）を挿入して（結果的には、燃料ピン本数を減少させることによって炉心性能が低下するが）再臨界を回避するのではなく、中性子特性を考えた炉心設計上の工夫で、再臨界回避を検討することとした。即ち、幾何学的バックリングに着目し、健全状態の炉心の中性子漏洩を最小とすることで、疑似的に最大反応度体系を作り、事故時の体系変化により中性子漏洩を増加させることで負の反応度を達成するものである。

### 2.2 凸型炉心における幾何学的バックリング

炉心の中性子挙動に関して、幾何学的バックリングを考える。図 2.2-1 に球状の炉心がコンパ

クッションした際の幾何学的バックリングの変化と、レファランス JSFR 炉心が炉心崩壊によってコンパクションした際の幾何学的バックリングの変化を示す。

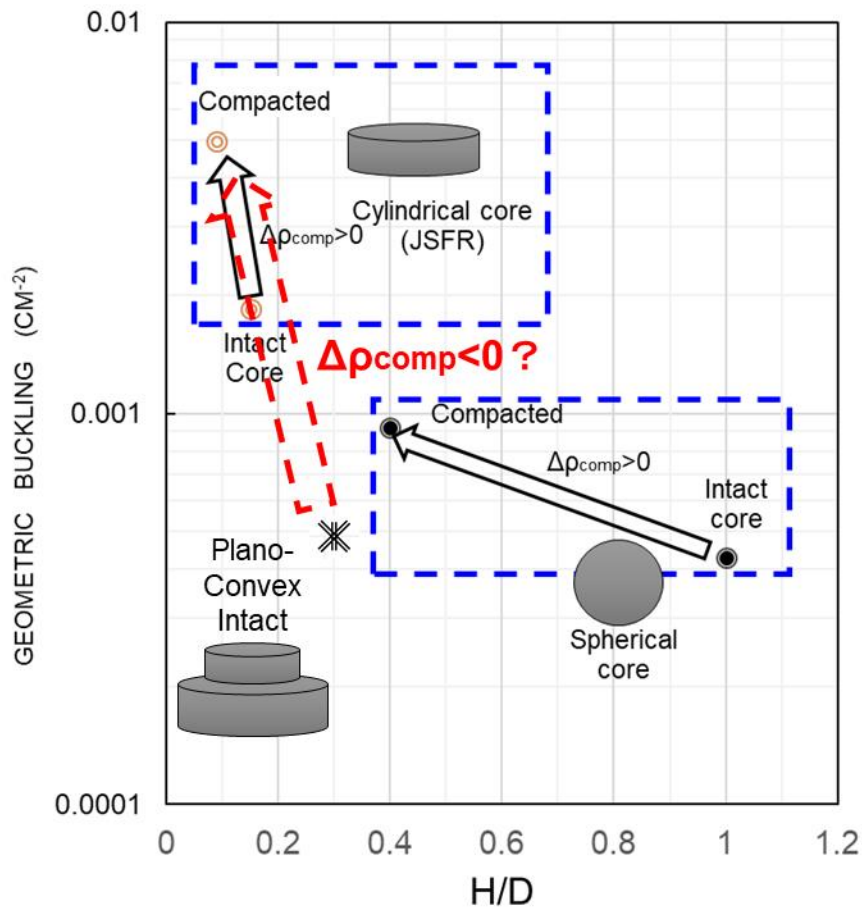


図 2.2-1 コンパクション時の幾何学的バックリングの変化

横軸の  $H/D$  は炉心高さとの比、縦軸は幾何学的バックリングである。JSFR がコンパクションして溶融炉心プール形状となった際には、幾何学的バックリングが約 2.7 倍となる。JSFR と同じ体積の球形の炉心を想定し、その炉心がコンパクションして溶融炉心プールを形成した場合（溶融炉心プールの直径は球の直径と等しいと仮定する）、幾何学的バックリングは約 2.1 倍となる。JSFR のような単純な円柱体系の場合、コンパクション反応度が正となるが、これは幾何学的バックリングの効果よりも、燃料が凝集することによる効果が大きいためである。一方、凸型炉心においては、健全時の幾何学的バックリングは、球形の炉心の健全時とコンパクション後の値の間のいずれかにあると考えられる。健全時の幾何学的バックリングは球形炉心の健全炉心状態

の値とコンパクション後の値の間にあると想定し、コンパクション後の幾何学的バックリングの値は JSFR のコンパクション後と同じとなる場合、幾何学的バックリングは図 2.2-1 の赤破線矢印のように変化する。これは、健全時に対して、幾何学的バックリングが 5 倍～10 倍に変化することを示している。このように変化が大きい場合には、負のコンパクション反応度が期待できる。

末富らは、凸型炉心において、炉心直径（外側炉心の外径）は JSFR と同一、炉心体積も JSFR と同一とし、内側炉心の H/D をパラメータとして、幾何学的バックリングが最小となる値を検討した<sup>11</sup>。図 2.2-2 に示すように、健全状態の炉心とコンパクション後の幾何学的バックリングの差が最大となるのは、内側炉心の高さとの直径の比（ $H_{in}/D_{in}$ ）が約 0.77 の場合であった。

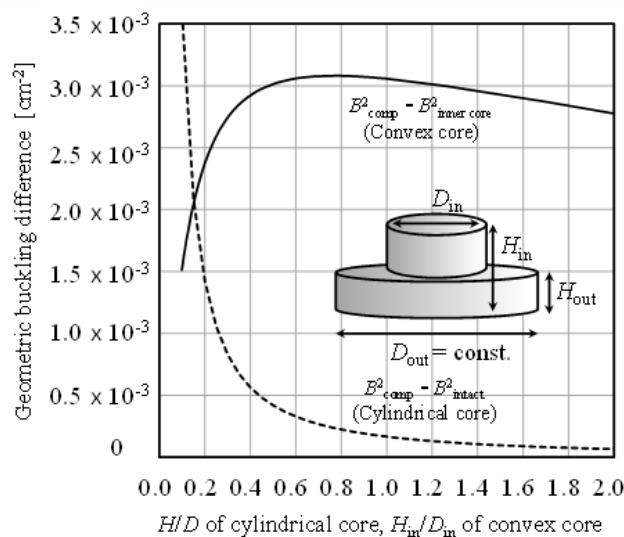
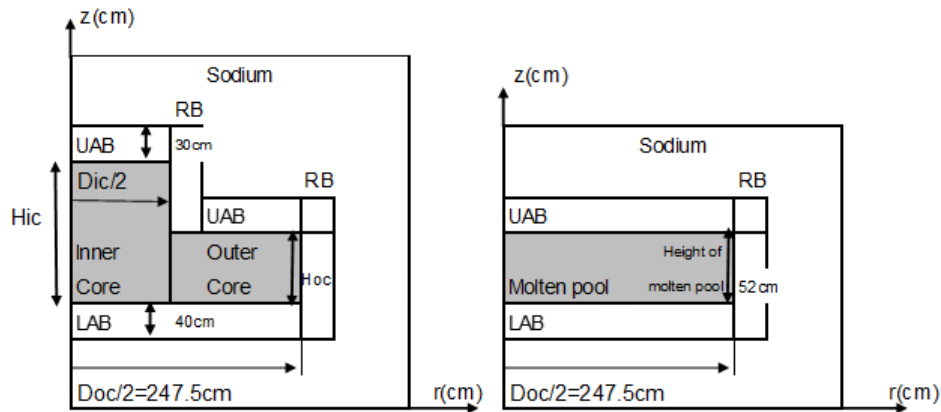


図 2.2-2 炉心長と炉心高さをパラメータとした健全時とコンパクション時の幾何学的バックリングの差異

JSFR と同規模の炉心径及び同一の炉出力を想定し、中心部分に炉心長の長い燃料を配置し、炉心形状を楕円球に近づけることで、中性子漏洩が最小となる炉心体系を構成する検討を実施する。そこで、JSFR と同様、内側炉心と外側炉心のそれぞれに 30cm の上部軸方向ブランケット (UAB: Upper Axial Blanket)、40cm の下部軸方向ブランケット (LAB: Lower Axial Blanket) がある場合を想定し、外側炉心の外側に一層の径方向ブランケット (RB: Radial Blanket) 領域を配置し、内側炉心部の高さ  $H_{ic}$ 、内側炉心部の直径  $D_{ic}$  に対して、 $H_{ic}/D_{ic}$  を 0.5~1.0 の範囲で

変化させて、コンパクション反応度が最も小さくなる（負の値で大きくなる） $H_{ic}$  を検討した。この時、外側炉心高さはコンパクション後の熔融炉心プール高さと同しくなるように 52cm と設定した。解析体系を図 2.2-3 に示す。



(a) 健全炉心

(b) コンパクション後の熔融炉心プール

図 2.2-3 最小コンパクション反応度サーベイ時の体系

$H_{ic}/Dic$  が 0.7 の時にコンパクション反応度が最小となり、この結果を踏まえ、以降の凸型炉心について、内側炉心の高さ ( $H_{ic}$ ) は 158.5cm、直径 ( $Dic$ ) は 230cm と設定することとした。

### 2.3 熱流動の成立性評価

このように、凸型形状の炉心を設計し、軽水炉と同様、通常運転時に最大の反応度体系となる炉心を目指すこととする。炉内に長さの異なる燃料を抱えるに際しては、燃料及び燃料集合体の製作性、炉心への装荷性、運転時の安定性、その後の保守・補修性等の課題があるが、まずは炉心概念を求めた後に、炉内圧損を中心に、熱流動面での成立性について概略検討を行うこととした。この検討の為の解析コードは、RELAP5-3D Ver4.3.4 を用いる。福井大学において、ナトリウム冷却炉に関する熱流動解析が数多く実施され、RELAP5-3D コードを用いたナトリウム冷却炉の試験検証解析<sup>12</sup>も行われている。RELAP5-3D コードのナトリウム物性に関してはもんじゅ解析に用いたモデルも踏まえて若干修正が行われている。JSFR の炉心をレファランスタシ、凸型炉心に変更した場合の炉内流動挙動への影響を評価し、代表的な過渡事象の解析を通じて、そ



の成立性に見通しを得る。

### 2.3.1 評価対象とした燃料集合体形状

FaCT プロジェクトにおいては、種々条件の下で多くの検討がなされたが、燃料集合体の詳細な設計データが公開されているわけではない。RELAP5-3D コードによる概略評価に当たり、公開情報<sup>13</sup>をベースに、もんじゅ等の先行プラントの情報をベースに仮定をおいた上で入力データを作成した。燃料ピン径、ラップ管肉厚、ピン本数については9.3mm、5mm、315本との記載があったため、評価対象とした燃料集合体の形状はこれらの情報ともんじゅの設計データを用いて表 2.3-1 のように設定した。なお、今回の解析では、FAIDUS を装荷しないため、集合体内のピン本数は16本分増やして331本とした。

表 2.3-1 燃料集合体形状データ

Item	Monju	JSFR	Calculation model
Total number of fuel SA	198	562	122/440
Total number of radial blanket	172	96	96
Total number of fuel pin in one SA	169	315	331
Outside diameter of cladding (mm)	6.5	9.3	9.3
Thickness of cladding (mm)	0.47	no description	0.5
Gap between pellet and cladding (mm)	0.08	no description	0.08
Outside diameter of pellet (mm)	5.4	no description	8.14
Wire spacer diameter (mm)	1.3	no description	1.3
Gap between spacer and wall or cladding (mm)	0.08	no description	0.08
Thickness of wrapper tube (mm)	3.0	5.0	5.0
Gap between wrapper tubes (mm)	5.0	no description	5.0
Driver fuel length (m)	0.935	0.75	1.585/0.52
Blanket length (m) (upper/lower)	0.3/0.35	0.4/0.5	0.3/0.4
Maximum linear heat rate (W/cm)	360	419	less than 419

ペレット直径は、もんじゅ燃料のペレットと被覆管ギャップ長も参考に8.14mmと想定した。この時のラップ管の内対面距離は197.713mmとなる。また、燃料体積割合はもんじゅの場合には約33%であったが、今回の解析では、ピン形状とラップ管形状を確認したうえで、より高い充

填率を達成させることとし、燃料ペレット外径を 8.26mm に拡張した結果、燃料体積割合は約 50% と算出された。

## 2.4 熱的成立性評価用モデル

基本解析モデルについて以下に示す。図 2.4-1 に示すように、JSFR 体系を参考としてモデルを構築し、凸型炉心用に炉心部分を変更して RELAP5-3D 用の解析モデルを設定した。

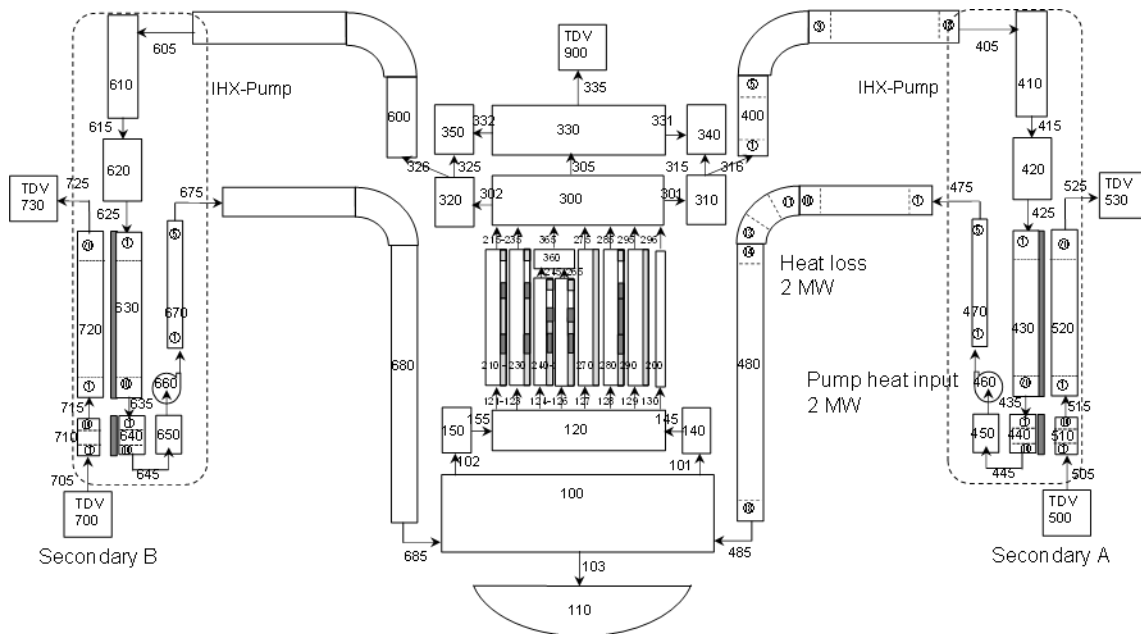


図 2.4-1 JSFR を参考とした熱輸送モデルの解析体系

炉心部分は 10 チャンネルでモデル化し、上部と下部にはそれぞれプレナムを配置し、ポンプ 2 基、IHX 2 台、熱交換部の 2 次系までをモデルに含め、それぞれの機器をつなぐ配管をモデル化した。このモデルにおいては、炉心領域には”Heat Structures”を適用し、ポンプ部分の入熱はポンプ出口配管で相殺されるとした。炉心部分は入り口ノズル、燃料ピン、プレナム、遮蔽体、ラップ管の 5 種類の”Heat Structures”を用いる。この概略検討においては、内側炉心 122 体、外側炉心 440 体を想定している。炉心長の短い外側炉心に対しては、プレナムを模擬した 360 番の領域を設定し、上部プレナム（300 番の領域）に接続させるモデル化を行っている。燃料集合体内

の燃料ピンの配置、及び内側炉心と外側炉心の寸法を図 2.4-2 に示す。この解析では、内側炉心燃料を 1.585m、外側炉心燃料を 0.52m としている。

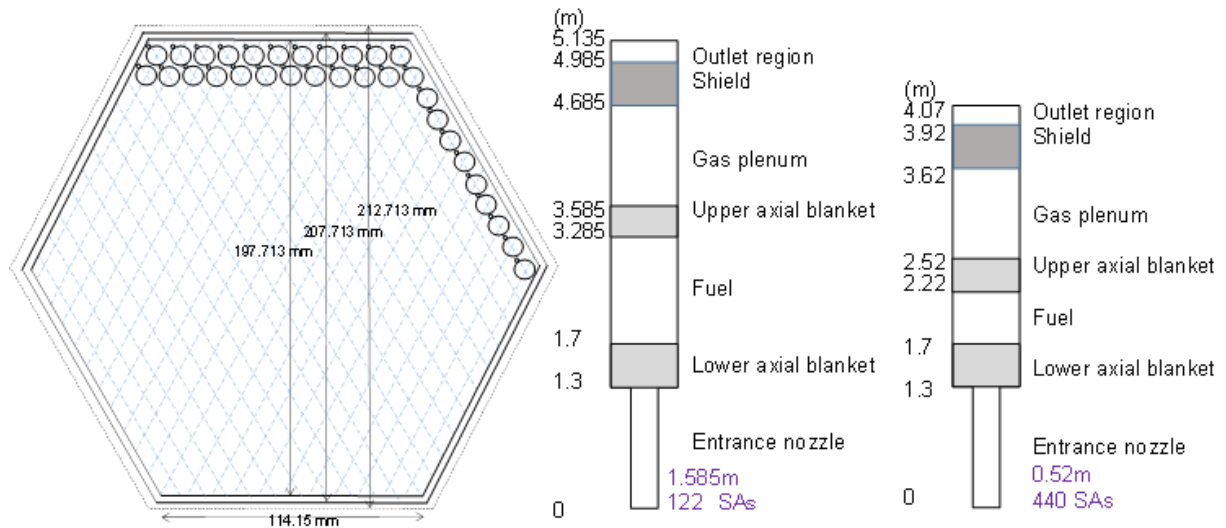


図 2.4-2 燃料集合体断面図並びに内側炉心と外側炉心の軸方向モデル化

径方向ブランケット燃料集合体は 96 体を仮定した。JSFR では 210 体の遮蔽体 (SUS 及び ZrH) が検討されている。解析では、内側炉心、外側炉心、それぞれ 3 つのチャンネルでモデル化し、その他に径方向ブランケット燃料、遮蔽体、制御棒、バイパス部で、計 10 種類のチャンネルでモデル化した。なお、レファランスとした JSFR の解析時には、内側炉心と外側炉心の炉心長は同一とし、前述の 360 番のプレナムを省き、その他の部分は同一のモデル化を行っている。

JSFR においては、ポンプ組み込み型の IHX が採用されており、モデル化時にも考慮した。一方、JSFR で採用されている PRACS を図 2.4-1 の領域 410、610 内にモデル化したが、今回の解析では用いていない。A ループ側の熱交換器を領域 430、520 でモデル化し、B ループについても同様にモデル化した。先行知見も踏まえ、IHX の下部プレナムには領域 440 番と 510 番の 2 つを使って詳細にモデル化し、Seban-Shimazaki モデルを適用できるようにした<sup>14</sup>。A ループの流量は 9000kg/s、IHX 2 次側は 7500kg/s とし、入り口温度は 597K と仮定して評価を行った。

## 2.5 解析結果

### 2.5.1 定常解析

定常計算は 10,000 秒までの時間進行法による解析を行った。タイムステップは  $10^{-6}$  秒から 0.2 秒の範囲とした。ほぼ全てのパラメータが 2000 秒以内に収束しており、この計算時間は十分であることが確認された。各パラメータの解析結果を表 2.5-1 に示す。

表 2.5-1 JSFR のプラントパラメータと RELAP5-3D コード解析結果

Item	JSFR design	Calculated result with convex core
Thermal power (MW)	3570	3566 without pump heat input
Temperature of primary inlet (K)	668.15	666.7
Temperature of primary outlet (K)	823.15	822.5
Outlet temperature of long SA 210	-	896.8
Outlet temperature of short SA 240	-	862.3
Flow rate of primary loop-A (kg/s)	9000	9000.
Temperature of secondary inlet (K)	no description	597
Flow rate of secondary A (kg/s)	7500	7500

この表にも示すように、今回の RELAP5-3D による解析で、凸型炉心においても JSFR の設計データがほぼ再現できている。凸型炉心では、燃料長の長い内側炉心燃料の出口部分と外側炉心燃料の出口部分で、約  $30^{\circ}\text{C}$  の差が生じる結果となった。出口温度を平坦化するためには、長さの短い外側炉心領域の入り口プレナムでさらに大きな圧損を与えることが考えられるが、一方で、内側炉心、外側炉心の各部の最高温度や、最大線出力密度が熔融制限値以内となることも重要であるため、上記の温度差のまま、炉上部プレナムにおいて混合させることとした。

### 2.5.2 凸型炉心の熱流動特性

燃料集合体における圧損の解析結果は内側炉心燃料で 155kPa、レファランスとした JSFR (以下レファランス炉心) では 139.4kPa となった。外側炉心燃料と内側炉心燃料とで、燃料集合体全体の圧損を等しくするため、図 2.5-1 に示すように、外側炉心燃料の集合体入口部分には局所的に大きな圧損をもたせることになる。この集合体での圧損をもんじゅの場合と比較する。

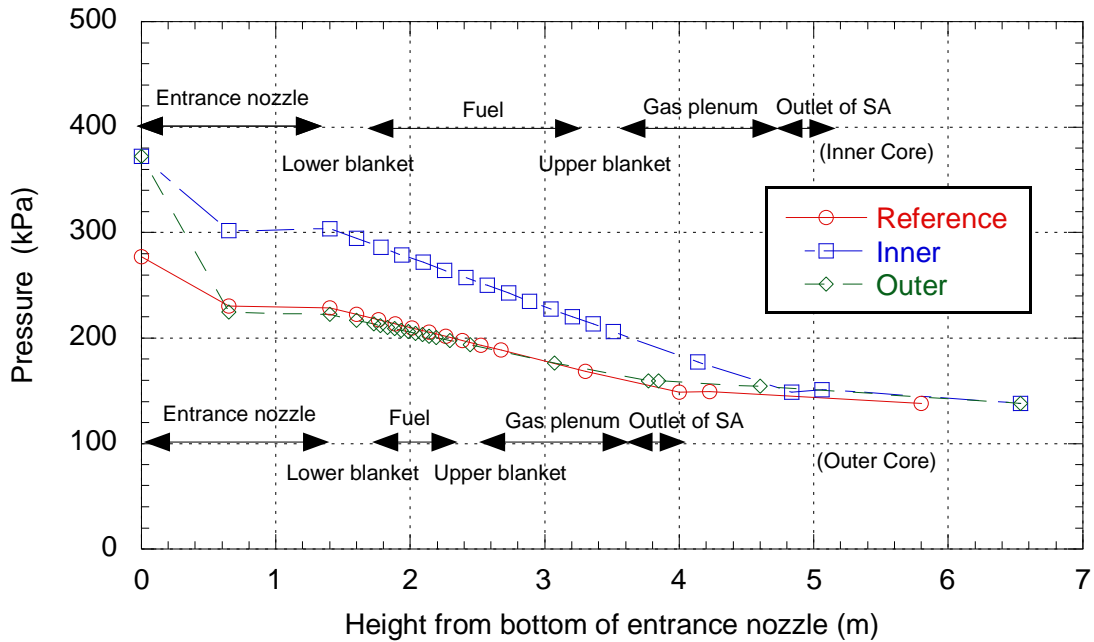


図 2.5-1 燃料集合体における圧力損失

もんじゅでは、燃料集合体の圧損は 6.1m/s に対して 320kPa と設計されていた。今回の JSFR では、もんじゅと比べて水力等価直径を大きくしており、その分流量が大きくなるために、集合体内の冷却材流速が約半分となっている。この結果、単純に計算しても JSFR の炉心圧損は 1/4 程度に低減されている。もんじゅの場合には、炉心下部は高圧プレナムと低圧プレナムの 2 つのプレナムの圧力差によって集合体の浮き上がりを防いでいたが、JSFR の場合には圧損が低いため、このように下部プレナムを 2 層にする必要がない。これらのメリットはあるが、今回の外側炉心は、長さ 0.52m の炉心部で十分な出力を持たせるために、もんじゅと比較して線出力密度が高くなる傾向があり、被覆管や配管部の材料選定においては、より高温への配慮が必要である。

表 2.5-2 には、凸型炉心とレファランズ炉心の、圧損及び最大線出力密度の比較結果を示す。圧損計算に関しては、妥当性検証のために、Cheng Todreas の圧損相関式<sup>15</sup>での確認計算も行った (ワイヤ長を 0.31m と仮定)。凸型炉心では、内側炉心の炉心長が長くなったために圧損も増加するが、成立性が問題となる程の大きさではない。また、いずれの炉心に対しても、RELAP5-3D コードの圧損結果の方が Cheng Todreas の式による値よりも大きい値を示す傾向が確認された。

表 2.5-2 凸型炉心とレファランス炉心との圧損と最大線出力密度の比較

Item	Convex core	Reference core
Pressure loss over the core $\Delta P_C$ (kPa)	154.7	139.4
Pressure loss of fuel pin region $\Delta P_F$ (kPa)	126.2	80.6
$\Delta P_F$ by Chen-Todreas correlation (kPa)	56.65	48.35
Average velocity in SA (m/s)	3.99	2.74
Maximum linear heat rate (W/cm)	337.4	279.6

なお、凸型炉心も JSFR も 2 次側の境界条件は同一のものを想定し、1 次系側の温度条件も等しくなること確認した。内側炉心 3 チャンネル、外側炉心 3 チャンネルの集合体出力を用いて、径方向の出力分布（各チャンネルの集合体出力）を解析した。図 2.5-2 に凸型炉心とレファランス炉心の径方向出力分布を示す。

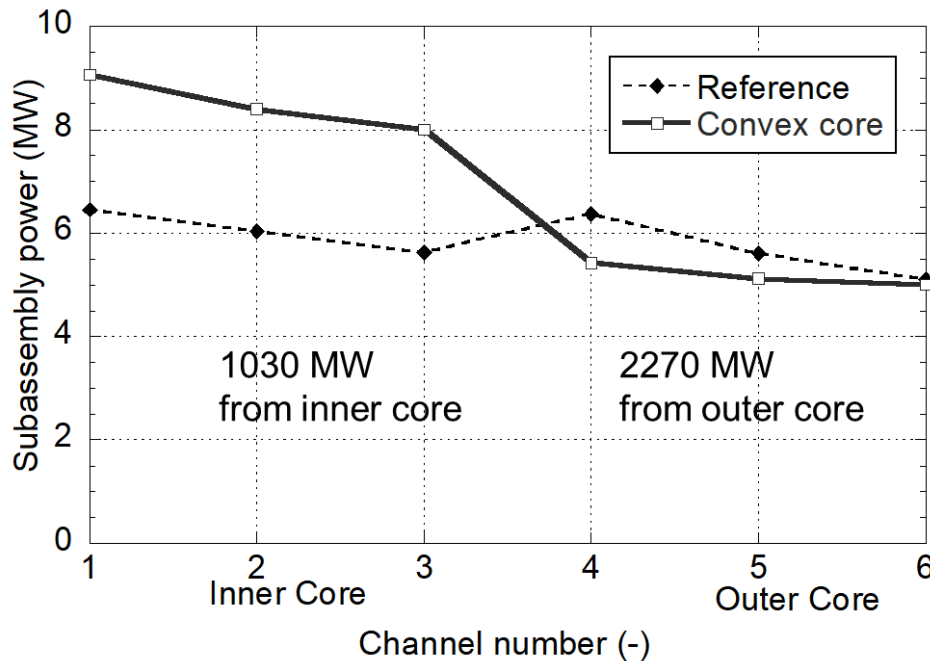


図 2.5-2 凸型炉心とレファランス炉心との径方向出力分布比較

凸型炉心では、内側炉心で 1030MW、外側炉心で 2270MW という出力分担となっている。内側炉心の集合体内でもさらに内側部分（チャンネル 1）で出力がやや高い分布を示しており、集合体出口温度が平坦化するように分布を考える必要がある。一方で、炉心長が短い外側炉心に多くの出力を分担させた場合には、線出力密度が増加してペレット中心温度が融点を上回る懸念が

ある。今回の概略検討においては、各部の出力分担や Pu 富化度分布は考慮していないが、実際に炉心を設計して熱流動解析を実施する際にはこれらの考慮が必要である。

図 2.5-3 にはレファランス炉心、図 2.5-4 には凸型炉心について、炉心各チャンネルの、軸方向の線出力密度分布を示す。In が内側炉心、Out が外側炉心を表している。

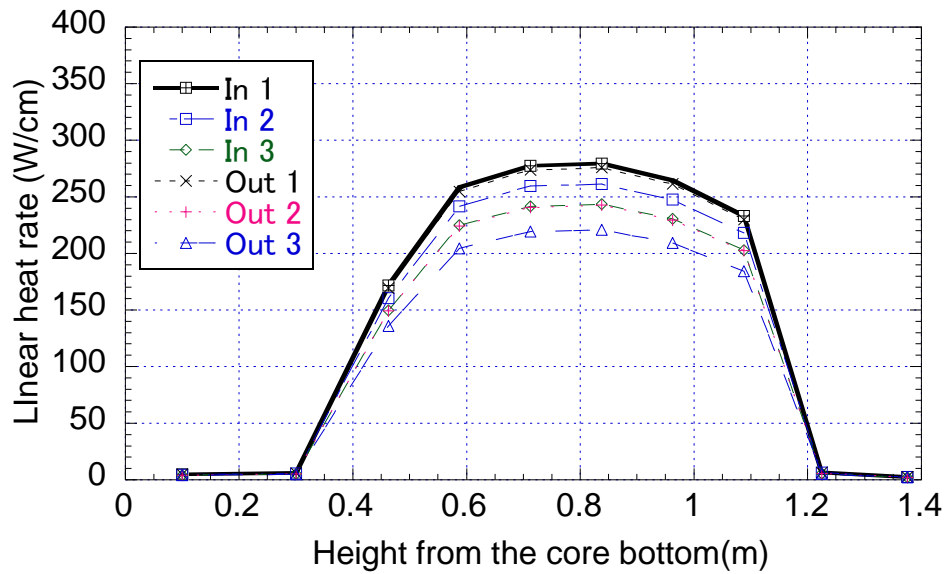


図 2.5-3 炉内軸方向線出力密度分布 (レファランス炉心)

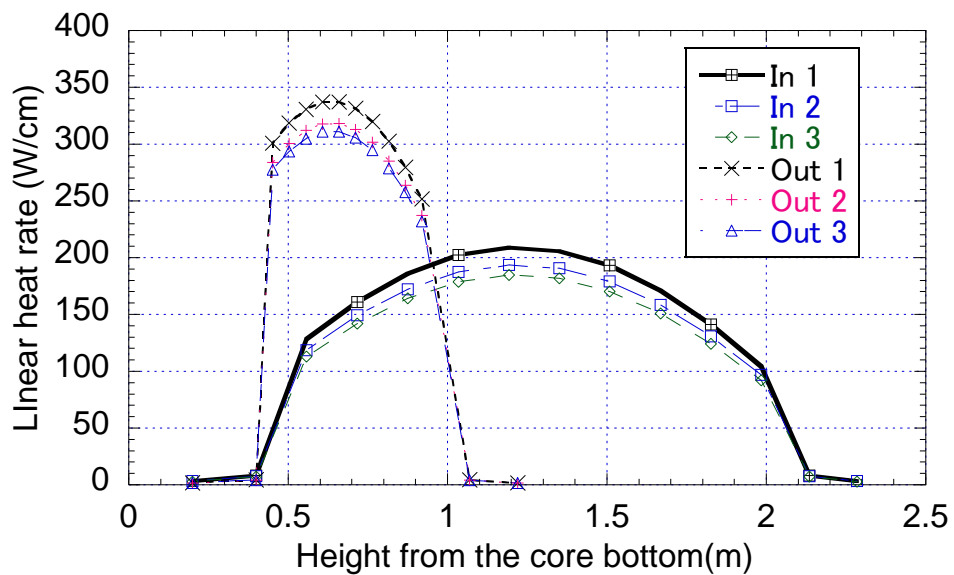


図 2.5-4 炉内軸方向線出力密度分布 (凸型炉心)

凸型炉心では、外側炉心で最大線出力密度、約 340W/cm を示した。この図からも明らかなように、炉心長の短い外側炉心は最大線出力密度が 300W/cm を超過し、内側炉心は 200W/cm 程度となり、内側炉心については、レファランス炉心と同様の分布となった。

この時の燃料、被覆管、冷却材の軸方向温度分布をそれぞれ図 2.5-5、図 2.5-6 に示す。

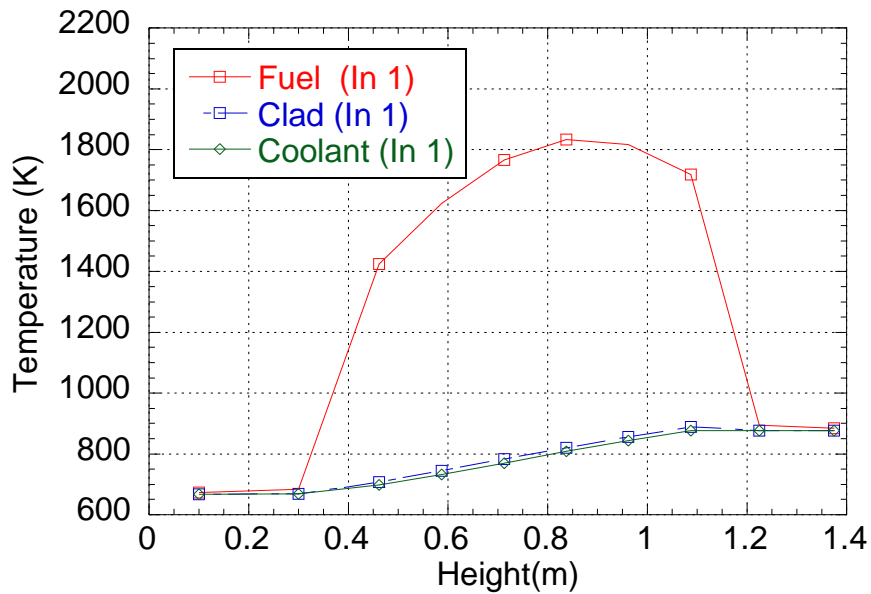


図 2.5-5 炉内軸方向温度分布（レファランス炉心）

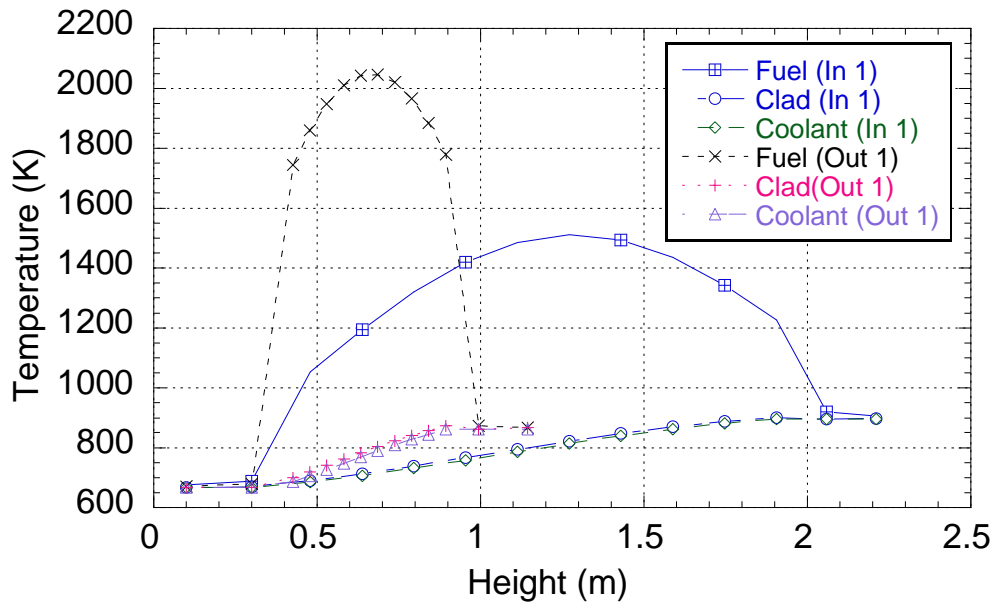


図 2.5-6 炉内軸方向温度分布（凸型炉心）



この解析においては、通常の安全解析で用いられているギャップ熱伝達率 1000BTU/ft<sup>2</sup>hF を使っている。ギャップは 0.08mm を想定している。今回の解析の範囲では、レファランス炉心でも、凸型炉心でも、集合体内の被覆管や冷却材ナトリウムの温度はほぼ同程度であった。一方、燃料中心部分の温度には差異があり、凸型炉心の外側炉心燃料で、定格時に中心温度が 2000K を超過し高温となる傾向が確認された。

### 2.5.3 流量喪失型事象の解析

凸型炉心を採用したことによる炉内流動への影響と、各部温度の過渡変化挙動を確認するために、典型的な過渡解析として流量喪失型事象を選定してその概略評価を行った。一般に、炉心損傷事故評価を実施する際には、通常の過渡変化事象においてスクラム失敗を重畳した事故を想定する。反応度挿入型、流量喪失型、除熱源喪失型等、様々な過渡事象の中で、事象進展が速く、炉心損傷に至るまでの時間余裕が小さい事故想定が、流量喪失型事象であり、炉心溶融を検討する際の代表事象として選定される。

今回は通常の過渡変化挙動（スクラムには成功するケース）を対象範囲とし、表 2.5-3 に示す 3 ケースの評価を実施することとした。各ケースの解析条件は以下の通りである。

表 2.5-3 流量喪失型事象の解析条件

Case	Scram timing	Secondary pump trip	Remarks
Case 1	2.0 sec	2.4 sec	The pump flow coast down is assumed similar to Monju
Case 2	2.5 sec	2.9 sec	ditto
Case 3	5.0 sec	5.0 sec	ditto

解析は一点近似動特性と熱流動をカップリングして解くものであり、炉心の主要な動特性パラメータやポンプコーストダウンデータ等は、暫定的にもんじゅ相当の値を用いた。また、事象発生時刻を 0 秒とし、1 次ポンプがトリップする想定で評価した。3 ケースについて、内側炉心の

燃料最高温度、被覆管最高温度の過渡変化挙動を図 2.5-7 に、同じく外側炉心の当該部分の温度を図 2.5-8 に示す。

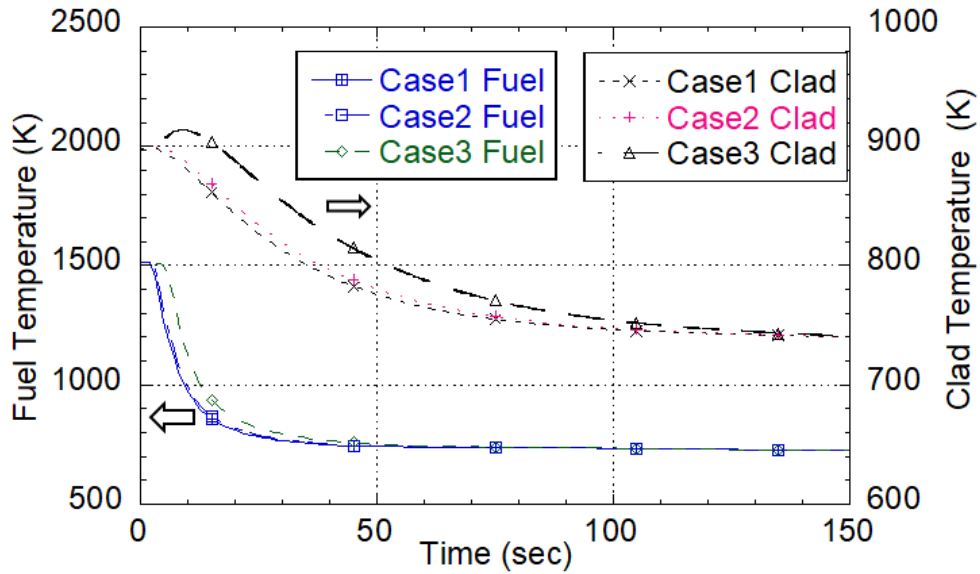


図 2.5-7 内側炉心の各部温度の過渡変化挙動

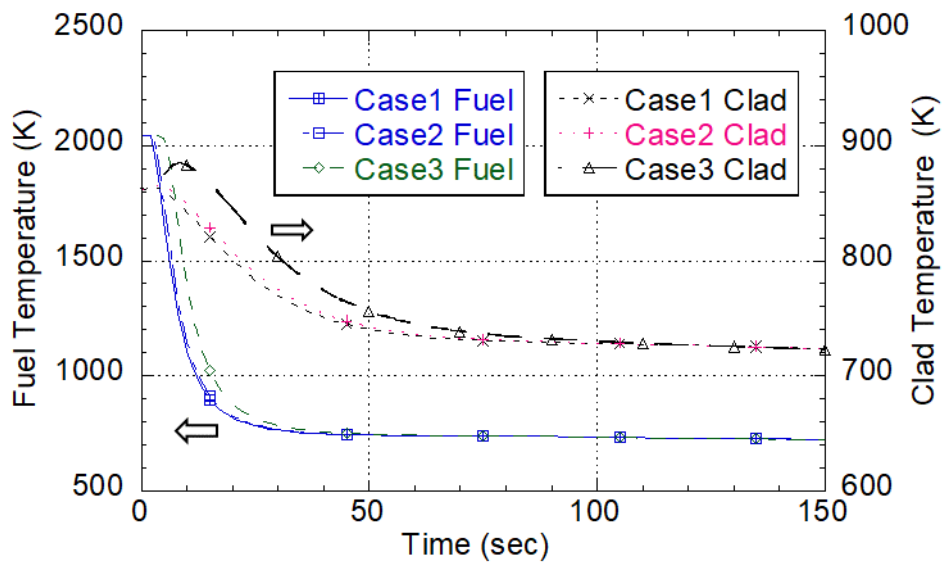


図 2.5-8 外側炉心の各部温度の過渡変化挙動

Case1、Case2 の被覆管温度は事象発生直後に若干温度が上昇し、わずかなピークがみられるがその後なだらかに減少する。Case3 のみは、図中でもはっきりとピーク温度が確認されるが、内側炉心の場合で約 915K である。JSFR の場合には、被覆管最高温度のクライテリアを 930K と

しており、余裕はある。外側炉心の被覆管温度は、より大きなピークを示しているが、最高温度は 900K を下回っており、こちらの場合もクライテリアに対しては十分に裕度がある。

このように、凸型炉心のフィージビリティスタディとして、既存のもんじゅ及び JSFR 相当の過渡事象解析を行い、炉心各部の温度変化挙動が同様の傾向を示すことが確認できた。即ち、ポンプトリップ直後に被覆管温度の小さなピークが出現するがクライテリアに対しては裕度があり、燃料温度はピークを経ることなく緩やかに減少していく。

## 2.6 まとめと考察

RELAP5-3D Ver4.3.4 を使って、凸型炉心の熱流動面での成立性の概略検討を実施した。まず、プラント各部のパラメータが JSFR を再現することを確認し、これを凸型炉心用に改修する方法を進めた。解析の結果、炉内の圧損及び流量喪失事象における炉心各部の温度挙動が求められ、以下の結論が得られた。

- ・今回想定した凸型炉心の炉内圧損は、原型炉もんじゅと比較すると十分に小さな値である。その理由としては、集合体内の等価直径の増加とナトリウム流速の低下が挙げられる。
- ・燃料長を短くした外側炉心で、最大線出力密度が高い値を示すが、今後詳細な設計を行う際の炉内流量配分の調整の中で解消できる程度の幅である。
- ・同様に、外側炉心の燃料の最高温度は内側炉心と比較してやや高めになる。設計時のクライテリア温度に対しては裕度があるが、軸方向平均温度分布で、ピーク温度が 2000K を超過する結果となっている。混合酸化物燃料は、燃料ピン内での再組織化／組成変化が生じるため、各領域の組成によって熱伝導度、密度、発熱状況も変化する。今回は概略検討であるが、チャンネル平均温度で、2000K を超過する場合には、燃料内の再組織化等の影響が想定されるため、詳細に解析するフェーズにおいては、温度影響を考慮する必要がある。
- ・典型的な流量喪失型事象の解析の結果、被覆管温度は 1 次ピークを示すが、この温度上昇挙

動は既存のもんじゅ、JSFR 解析結果と同様の傾向である。

これらの結果から、凸型炉心についての熱流動的な成立性を否定する要因がないことが確認できた。

### 3. 上下凸型炉心の検討

#### 3.1 検討の前提条件

理論的には、楕円球状に設計した炉心が、最も中性子漏洩が少ない炉心形状となる（球形の場合が最小となるが、実機適用を考えた場合には楕円球状）。そこで、楕円球状に近い、凸型炉心形状の炉心の検討を行う。形状変化に伴う幾何学的バックリングの変化を確認するために、熔融炉心プールのバックリング( $B^2_{comp}$ )と健全炉心のバックリング ( $B^2_{intact}$ ) を計算し、凸型炉心形状は標準的な円柱型炉心と比較して、バックリングの差 ( $B^2_{comp} - B^2_{intact}$ ) が大きくなることを確認した。実際の炉心設計においては、炉心を構成する材料によって定まる材料バックリングも考慮する必要がある。さらに、中性子のインポートランスは炉心構成要素とその配置によって異なる。よって、凸型炉心においてもこれらの要素を考慮するため、実際に凸型炉心として設計した際には、コンパクション反応度が必ず負になるわけではない。幾何学的バックリングの観点では、健全状態での炉心体積が等しいと仮定するならば、円柱型炉心と凸型炉心と比較した場合、実効増倍率は従来の円柱型炉心よりも凸型炉心の方が大きい。炉心崩壊によって、コンパクションして熔融炉心プール状態になった場合を想定する際、両炉型の体積を同一と仮定しているため、熔融炉心プールは全く同一の形状となる。よって、健全時の炉心形状において中性子漏洩が少ない凸型炉心形状の方が、コンパクションによって、より大きな負の反応度の挿入が期待できる。そこで、ここからは、中性子拡散挙動に基づいて、凸型炉心の炉心崩壊時の反応度挙動のサーベイを実施する。特に、コンパクション反応度を一つの指標として検討する。コンパクション反応度は以下のように定義する。

$$\Delta \rho_{comp} = \rho_{pool} - \rho_{intact} = (k_{pool} - k_{intact}) / (k_{intact} \times k_{pool}) \quad (\text{式 3-1})$$

$k_{pool}$ は炉心がコンパクションした後の熔融炉心プール体系の実効増倍率で、 $k_{intact}$ は炉心が健全な状態における実効増倍率である。図 3.1-1 に単純化した炉心体系図を示す。(a)は健全状態の炉心、(b)が炉心崩壊後に熔融炉心プールが形成された状態である。

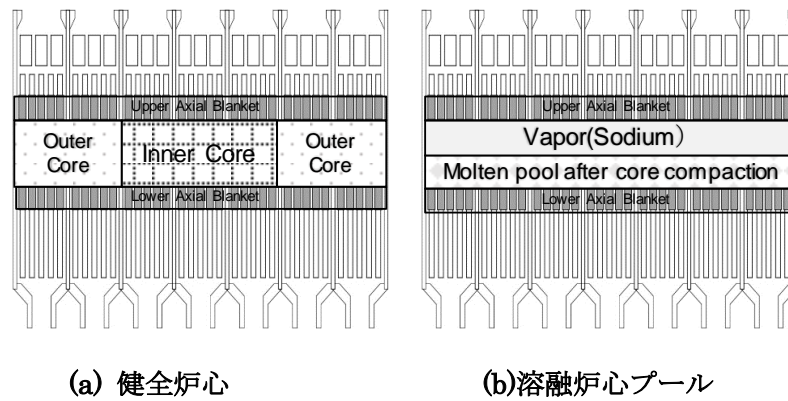


図 3.1-1 健全炉心と熔融炉心プールの解析上の想定

過去にもんじゅや JSFR 用に行われた実験や解析の結果によると、熔融燃料は上部軸方向ブランケット (UAB : Upper Axial Blanket) 領域にまず流出し、長時間経過後には UAB も熔融して熔融炉心プールに混合している。即ち、熔融炉心プールには UAB が混合すると考えられるが、これは熔融炉心プールの体積を増加させるが、臨界性という観点では相当の希釈効果となる。そこで、今回の検討においては、反応度の観点で保守的となるように、熔融炉心プールの UAB 領域側への移動は考慮せず、UAB と下部軸方向ブランケット (LAB : Lower Axial Blanket) は健全状態と同じ位置に留まると仮定した。また、熔融炉心プールの温度は 3000K を超えると想定されるので、プールの上に残るナトリウムは、その沸点(約 1156K)を考慮してガス状であると仮定している。

炉心形状に関わるパラメータを変化させて、それぞれの形状における実効増倍率を、70 群の中性子拡散計算を実施することで求めた。即ち、断面積ライブラリは JFS-3 (JENDL3.3) を用い、実効断面積作成には SLAROM コード<sup>16</sup>を、拡散計算には CITATION-FBR コード<sup>17</sup>を使用し、エネルギー70群、2次元円筒体系 (R-Z 体系) での計算を実施した。この方法は、もんじゅの高度化炉心の概念設計<sup>18</sup>に用いられた手法である。

一般的に、高速スペクトル炉は中性子の平均自由行程が燃料ピンや冷却材流路の寸法に比べて長い場合、比較的簡易的な拡散計算で求めることができる。しかし、拡散計算では3次元の輸送効果を正しく反映できず、今回のように炉心形状を変化させて複雑な中性子漏洩挙動を解析する際には、最適な手法とはいえない。IAEA が実施したベンチマークの結果<sup>19</sup>から実効増倍率計算結

果の比較表を表 3.1-1 に引用する。この表に示されている JNC の計算では、CITATION コードと輸送計算コードの比較が行われている。各国で実施した拡散計算と輸送計算との比較では、いずれの場合にも拡散計算結果の方が実効増倍率を小さく評価し、平均では拡散計算が 0.86%程度低い値となった。

表 3.1-1 実効増倍率の比較

Participant	Diffusion		Transport		Rel. Diff. <sup>2)</sup> (%)
	Value	Rel. Dev. <sup>1)</sup> (%)	Value	Rel. Dev. (%)	
ANL	0.99684	-0.58	1.00788	-0.66	-1.10
CEA/SA	1.01676	1.40	1.02298	0.83	-0.61
CIAE	0.99808	-0.46	1.01497	0.04	-1.66
IGCAR	1.00360	0.09			
IPPE	1.00140	-0.13	1.00576	-0.87	-0.43
JNC	1.00423	0.15	1.00948	-0.50	-0.52
KAERI			1.02654	1.18	
OKBM	0.99796	-0.47			
Mean	1.00270		1.01460		-0.86
SD +/-	0.00633		0.00777		0.46

\* 1) Relative Deviation from the mean = (Value - Mean) / Mean × 100

\* 2) Relative Difference = (Diffusion - Transport) / Transport × 100

このことは、拡散計算の結果は、溶融炉心プールの未臨界性を評価する際には保守的な結果となるが、コンパクション反応度については実際の値よりも大きく評価する可能性があることを示している。よって、最終的に本研究における最適炉心仕様が固まった段階で、輸送効果を考慮した解析結果との比較し、その性能の確認を行うこととする。

### 3.2 ターゲットとする炉心性能と設計パラメータ

レファランスとする JSFR は、熱出力が約 3600MW で、炉心直径が 495cm、炉心部のアクティブコアの長さは 75cm である。JSFR は過渡事象での燃料溶融を防ぐため、最大線出力密度が 430W/cm を超過しないように設計されている。軸方向の炉心出力ピーキングを 1.5 程度と考えると、平均線出力密度は 300W/cm 程度に抑えられていると考えられる。

本研究では、炉心崩壊事故時の炉心のコンパクションとは、炉心領域からナトリウムが喪失し、炉心領域に残った燃料と被覆管、構造材が均質に混合して溶融炉心プールを形成する、と想定し

た。凸型炉心を検討する際の重要なパラメータは内側炉心と外側炉心のそれぞれの炉心長、また径方向の分布を考慮した内側炉心と外側炉心の体積比、全体のインベントリ (kg) である。他の主要パラメータである、集合体内の燃料ピンの配置、燃料ピン径、集合体内での燃料／被覆管／冷却材各要素の体積割合は、JSFR と同一であると仮定する。検討において、以下の炉心性能を目標として設定した。

・コンパクション反応度： $\Delta \rho_{\text{comp}} < 0$  (負の値)

・平均線出力密度： $< 300(\text{W/cm})$

### 3.3 Pu 富化度と熔融炉心プールの臨界性

燃料の Pu 富化度の定義は、総金属重量 (プルトニウムとウラン) に対するプルトニウムの重量パーセントである。図 3.3-1 には、15%~19%の Pu 富化度の熔融炉心プールに対して、熔融炉心プール高さ と プールの実効増倍率  $k_{\text{pool}}$  の関係をまとめた結果を示す。

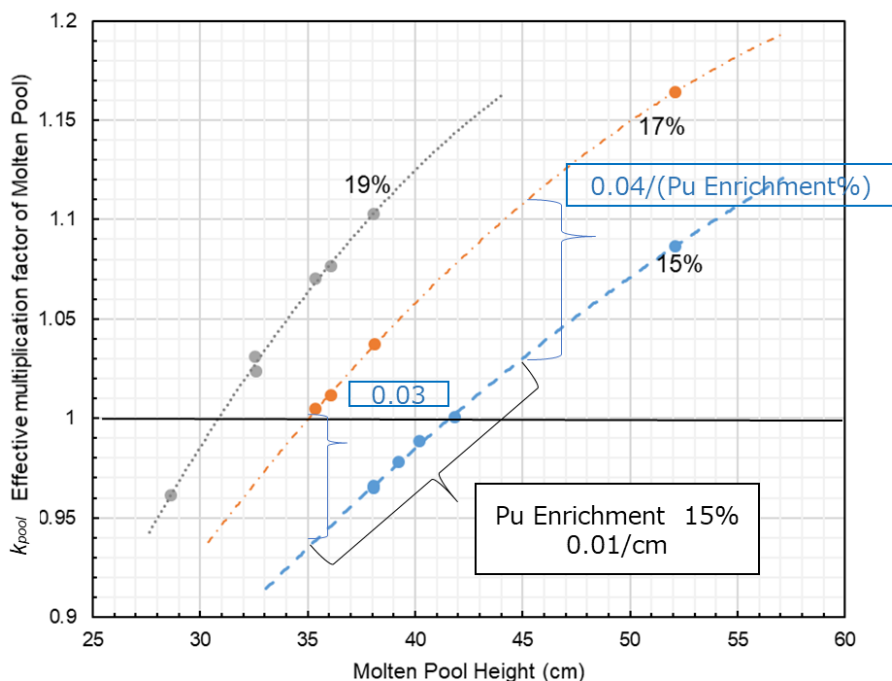


図 3.3-1 Pu 富化度毎のプール高さ と 実効増倍率の相関



図中の破線は解析結果を2次多項式で内外挿したもので、ほぼ類似の傾向を示している。Pu 富化度が小さく、溶融炉心プール高さが低い場合には、 $k_{pool}$  も低く、再臨界防止に対して有利である。溶融炉心プールの高さの増加と  $k_{pool}$  の関係は、Pu 富化度が低い場合には、約 0.01/cm である。また、Pu 富化度が 1%上昇したことに対する、 $k_{pool}$  の増加は、0.03~0.04 となった。これらの結果から、Pu 富化度、溶融炉心プール高さ と  $k_{pool}$  の定量的な相関の概略を把握した。即ち、溶融炉心プール高さ 5cm 増加は、Pu 富化度 2%の増加に相当する。この結果を踏まえ、パラメータ変化時の実効増倍率への感度の大きさから、まずは凸型炉心の健全時の Pu 富化度に関するサーベイを実施し、次のステップとして溶融炉心プール高さの影響を検討する方針で進めることとする。

### 3.4 上部凸型炉心と上下凸型炉心

表 3.4-1 に示すデータを用いて、レファランス JSFR と上に凸をもつ上部凸型炉心の解析を実施した。JSFR のデータとして設定されていないパラメータは、もんじゅの値を参考に用いている。

表 3.4-1 解析に用いる主要パラメータ

	Reference JSFR	Plano-convex core
Inner-core height [cm]	75.0	158.5
Outer-core height [cm]	75.0	52.0
Inner-core diameter[cm]	230.0	ditto
Outer-core outer diameter[cm]	495.0	ditto
Total number of fuel SAs in Inner-core	117	ditto
Total number of fuel SAs in Outer-core	422	ditto
Total number of fuel pins in one SA	331	ditto
Outer diameter of cladding [mm]	9.30	ditto
Thickness of cladding [mm]	0.45	ditto
Outer diameter of fuel pellet [mm]	8.26	ditto
Volume fraction of fuel in SA [%]	50.0	ditto
Volume fraction of coolant in SA [%]	30.5	ditto
Height of upper axial blanket (UAB) [cm]	30.0	ditto
Height of lower axial blanket (LAB) [cm]	40.0	ditto
Height of molten pool [cm]	52.1	ditto
Molten pool diameter[cm]	495.0	ditto

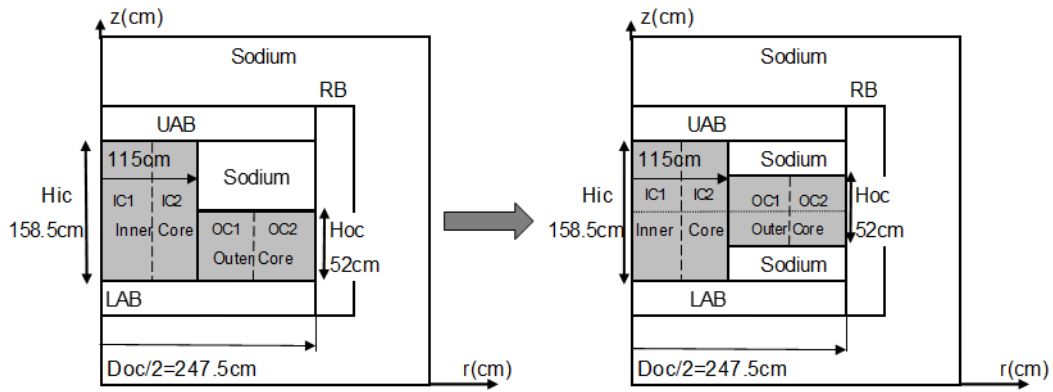
炉心体積は JSFR と上部凸型炉心とで等しく設定し、熔融炉心プール形成時は同一プールとなる。解析において、レファランス JSFR の Pu 富化度は内側炉心が 13.7%、外側炉心が 15.7%とした。炉心全体の平均 Pu 富化度は約 15%であり、上部凸型炉心に対しては、15.0%という一様な Pu 富化度を設定した。内側炉心、外側炉心、それぞれ 2 領域にほぼ等分割し、IC1、IC2、OC1、OC2 という 4 領域で解析を行った。また、形状の影響を確認するために、JSFR 体系については、Pu 富化度を一様に 15%としたケースについても評価した。

健全炉心における実効増倍率  $k_{intact}$  と  $\Delta \rho_{comp}$  とを解析し、比較結果を表 3.4-2 に示す。

表 3.4-2 レファランス JSFR と上部凸型炉心の解析条件及び解析結果

Case ID	Pu Enrichment (%) IC1/IC2/OC1/OC2	$k_{intact}$	$\Delta \rho_{comp}$ (%dk/kk')
Reference JSFR	13.7/13.7/15.7/15.7 (Average Pu Enrich. 15.0%)	1.029	+2.98
Uniform Pu JSFR	15.0% (for all regions)	1.062	+0.08
Plano-convex core	15.0% (for all regions)	1.132	-5.79
Convex core	15.0% (for all regions)	1.136	-6.10

上部凸型炉心は、レファランス JSFR と比較して中性子漏洩が少なく、 $k_{intact}$  は大きな値となる。そのため、 $\Delta \rho_{comp}$  は負の大きな値となる。さらに中性子漏洩を減少させるため、外側炉心の軸方向位置を炉心中心位置に持ち上げ、楕円球に近い形状を目指した上下凸型炉心を検討した。図 3.4-1 に上部凸型炉心と上下凸型炉心の比較を示す。この変更によって、コンパクション反応度はさらに低減し、-6.10%dk/kk'となる。



(a) 上部凸型炉心

(b) 上下凸型炉心

図 3.4-1 上部凸型炉心と上下凸型炉心の基本形状

一方で、IC1 領域の平均線出力密度を確認すると、凸型炉心の場合には約 600W/cm に達しており、制限値を大きく超過している。図 3.4-2 に各 IC1、IC2、OC1、OC2 領域の平均線出力密度の分布を示す。

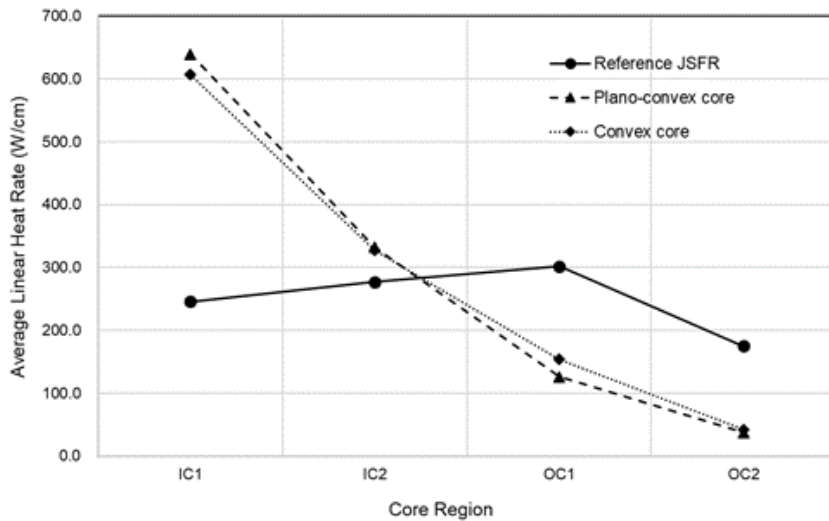


図 3.4-2 各領域の平均線出力密度の分布

現在の凸型炉心（上部凸型炉心、上下凸型炉心とも）は、IC1 の線出力密度が極端に高く、逆に外側炉心領域（OC2）は約 50W/cm という低い値となっている。よって、均一 Pu 富化度をもたせた凸型炉心は、主に中心部の内側炉心領域のみが発熱し、外側炉心領域の寄与が極めて小さいというバランスの悪い設計となっている。また、このような炉心出力分担は現実的ではなく、実

用炉心とはなりえない。このため、凸型炉心において、出力分布を平坦化するという新たな課題が生じた。

### 3.5 炉心部の径方向出力分布の平坦化

4領域の炉心各部の出力分布の平坦化度合いを比較するために、適切な指標が必要である。今回のパラメータサーベイの中では、様々な出力分布形状が出現した。通常は炉心中心部分が高く、外側に向かってなだらかに低下する分布となるが、出力分布がジグザグ形状の場合には、隣接するチャンネル間で温度差が生じる、炉内流動を阻害し温度成層化を誘引する、燃料集合体に不規則な熱応力を生じさせる等の懸念もある。図 3.5-1 に、Case A から Case F について、4領域の平均線出力分布を図示する。出力分布を表現する方法として、ピーキング係数が使われることが多いが、Case A と Case B は出力ピーキング係数がほぼ同じ値(1.26)となるが、分布形状は大きく異なっている。

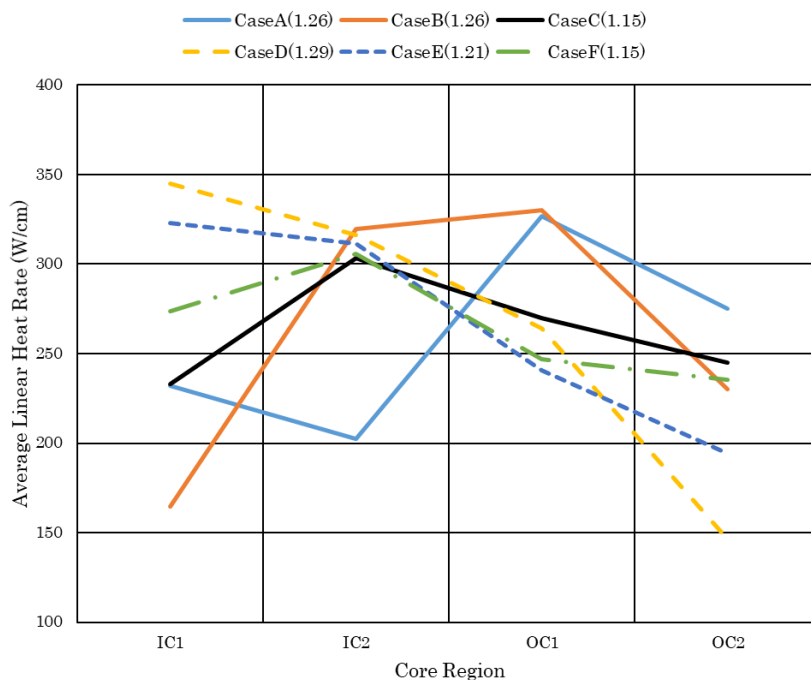


図 3.5-1 各領域の平均線出力の分布

そこで、IC1、IC2、OC1、OC2 の4領域の平均線出力密度の標準偏差値 (SD of ALHR) を指標

とすることとした。先に示した図 3.4-2 に記載した 3 つのケースは、レファレンス JSFR が各領域の平均線出力密度 246W/cm、277W/cm、302W/cm、175W/cm となり、4 つの数字の標準偏差を計算すると 48、同様に上部凸型炉心が 231、上下凸型炉心が 213 である。そこで、出力分布平坦化の目標として、各領域の平均線出力密度の標準偏差を 50 以下とした。

現在の凸型炉心において、出力分布を平坦化するためには、インポートランスの高い内側 IC1、IC2 の領域に、Pu 富化度の低い燃料を配置する必要がある。そこで、各領域の Pu 富化度の組み合わせをパラメータとし、健全炉心における  $k_{intact}$  と標準偏差への影響を解析した。Pu 富化度のパラメータの範囲は 8.0% から 20% として約 30 ケースの解析を実施した。代表的な 3 ケースについて、結果を表 3.5-1 に示す。

表 3.5-1 Pu 富化度調整による出力分布平坦化

Case ID	Pu Enrichment IC1/IC2/OC1/OC2	$k_{intact}$	SD of ALHR	$\Delta\rho_{comp}^{*1}$ (%dk/kk')
Uniform Pu Convex core	15.0%(homo)	1.14	213	+2.98
Pu adjusted Convex 1	9.3/10.6/12.6/17.0	0.95	144	-
Pu adjusted Convex 2	10.6/12.6/12.6/17.0	0.98	33	-
Pu adjusted Convex 3	11.9/14.2/14.2/19.1	1.05	34	+1.26

\*1: Shown only for  $k_{intact} > 1.0$

この表からも明らかなように、出力分布の平坦化を目指した場合、健全炉心において臨界を維持できないケースも出てきた。 $\Delta\rho_{comp}$  は  $k_{intact}$  が 1.0 以上となった場合のみ記載している。Pu 富化度分布の効果を比較するために、前節までに議論した凸型炉心は均一 Pu 富化度の凸型炉心と記載している。Pu 富化度調整上下凸型炉心ケース 1 は、IC1 に 9.3% という低 Pu 富化度を持たせ、IC2 は 10.6% とした。このケースでは、外側炉心の寄与が増加し、OC2 の平均線出力密度が 400W/cm を超える結果となった。図 3.5-2 に、平均線出力密度の分布と各領域の Pu 富化度の関係を図示する。

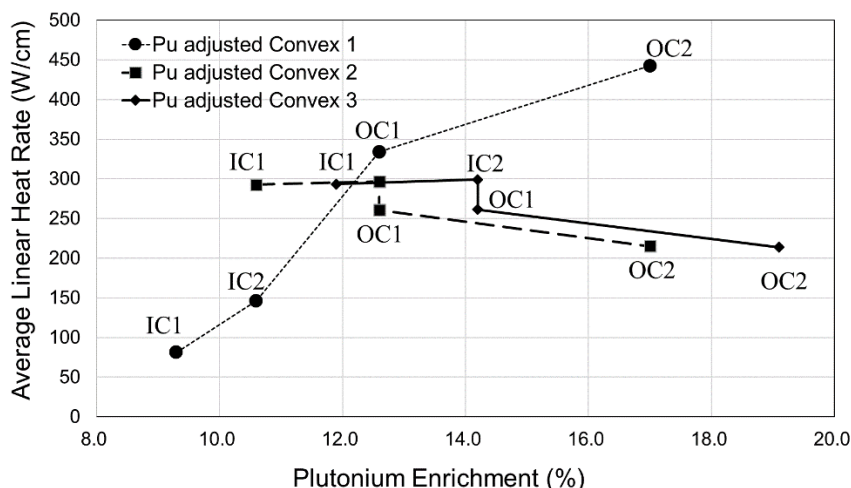


図 3.5-2 凸型炉心の出力分布平坦化のための各領域の Pu 富化度分布

パラメータサーベイの過程で、出力分布の平坦化が達成されるケースも出てきた。Pu 富化度調整上下凸型炉心ケース 3 は  $k_{intact}$  が 1.0 を超過し、線出力密度分布の標準偏差も目標である 50 を下回る結果となった。しかし、このケースのコンパクション反応度は負にはならなかった。広範囲のパラメータサーベイの結果、出力分布の平坦化（標準偏差が 50 を下回る）、健全時には臨界となり、かつコンパクション反応度は負の値、という今回掲げた炉心性能における目標を満足するケースは得られなかった。

また、内側炉心の Pu 富化度の、出力分布や  $k_{intact}$  への感度が高いことが明らかとなった。Pu 富化度調整上下凸型炉心ケース 1 は、Pu 富化度が 9.3%から 17%と大きな幅を持たせた為、平均線出力密度の分布は均一 Pu 富化度凸型炉心のケースとは逆の傾向となり、外側炉心側が極めて大きくなっている。出力分布を平坦化させるために、Pu 富化度調整は有効であるが、均一 Pu 富化度凸型炉心と比較して、いずれのケースでも中性子漏洩が大きくなり、健全時に臨界を維持できない結果を示すケースが多くなった。即ち、凸型炉心形状は、中性子漏洩が少ないというメリットをもつが、実際の原子炉の運転にとって重要な炉心全体の出力分布の平坦化、という観点では感度が高く、結果として炉心設計を困難なものとするのが、改めて確認された。

### 3.6 ピン径調整型上下凸型炉心の導入

以上のように、上下凸型炉心において Pu 富化度の調整による検討を重ねたが、出力分布平坦化が達成された場合にも、健全状態で臨界を維持し、コンパクション反応度を負とする組み合わせが見いだせなかった。そこで、Pu 富化度調整と同等の効果を、集合体内のインベントリ調整によって行い、インポートランスの高い内側炉心領域を適切に反応（燃焼）させつつ、コンパクション時の熔融炉心プールの体積を低減させる方法として、内側炉心領域に細径ピンを採用する方法を検討する。ナトリウム冷却炉ではないが、ロシアで検討されている鉛冷却炉 BREST-300、BREST-1200 において、Pu 富化度で調整するのではなく、均一 Pu 富化度で、ピン径を 3 種類（9.1mm、9.6mm、10.4mm）として出力分布を平坦化する設計が採用されている<sup>20</sup>。

#### 3.6.1 燃料ピン径分布の検討方針

炉心が健全な状態で臨界を維持するために、炉心全体の Pu 富化度は増加させ、インポートランスの高い内側炉心領域のインベントリを、ピン径を細くすることで調整する方法を検討する。図 3.6-1 にその概念図を示す。

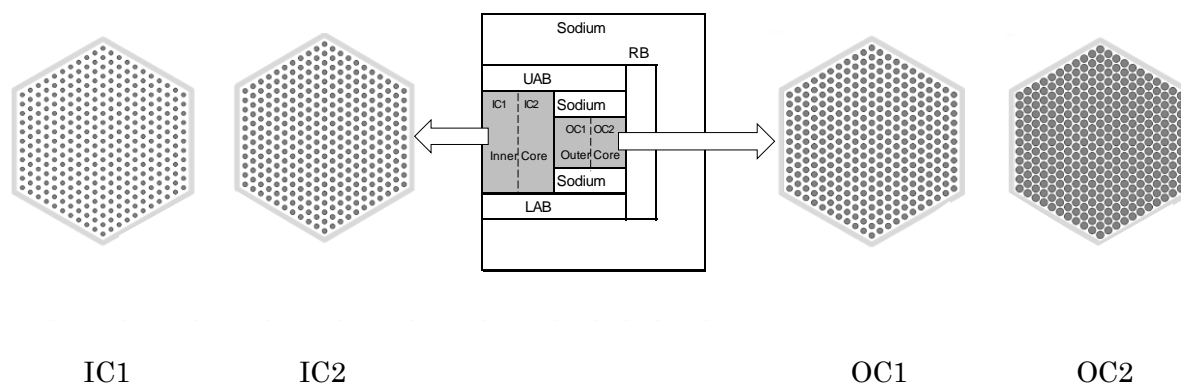


図 3.6-1 ピン径調整型上下凸型炉心の体系

IC1 のピン径を最も細くし、徐々に太径化し、OC2 のピン径を最大とする。また、各領域内では均一ピン径とし、ピンピッチはピン径に寄らず一定（レファランス JSFR、これまでの上下凸型炉心の検討と同一）とする。即ち、集合体内のピンはいずれも 331 本とし、被覆管肉厚は、ピン径によらず一律 0.45mm と仮定した。ピン径の最小値は実験炉 EBR-II、FERMI を参考に 4.5mm とし、最大値はレファランス JSFR の 9.3mm と設定し、この範囲でパラメータサーベイを行う。

まず、初期検討として、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 4 として、IC1/IC2/OC1/OC2 の各領域のピン径を 6.9mm、7.5mm、8.1mm、8.85mm としたケースと、これを全体的に小さく設定したピン径調整型上下凸型炉心ケース 5 (5.8mm、6.5mm、7.0mm、8.0mm) の解析を実施した。各領域のピン直径とその領域の線出力密度を図 3.6-2 に示す。

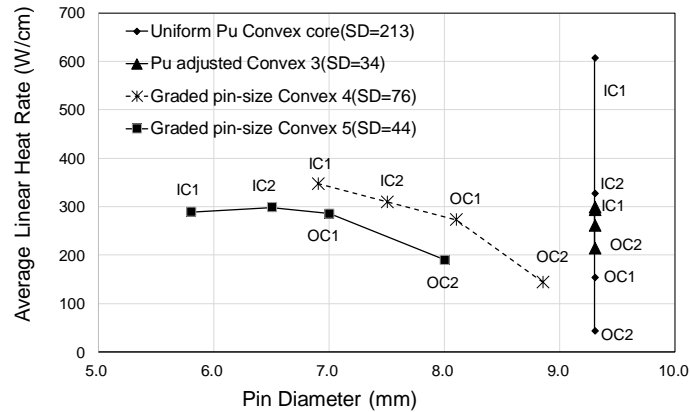


図 3.6-2 各領域のピン径と平均線出力密度の関係

比較用に、均一 Pu 富化度凸型炉心と Pu 富化度調整上下凸型炉心の平均線出力密度を、全領域のピン径が 9.3mm の炉心として重ねてプロットした。均一 Pu 富化度凸型炉心のケースは、標準偏差が 213 で、出力分布平坦化がなされず、目標とした炉心性能を満足していない。日本原子力研究開発機構の検討の中では、JSFR の各部線出力密度についての詳細なデータは報告されていないが、炉心領域の出口温度が平坦化されるように、Pu 富化度、および各領域の流量を調整することで達成されると考えられる。熔融炉心プールが炉心下部に広がるという観点では、外側炉心の流量を調整することで、早期に熔融が開始するように制御する対策が有効である。

この結果から、ピン径調整型上下凸型炉心ケースは、Pu 富化度調整上下凸型炉心と同レベルの平坦化が達成され、ピン径調整の効果が Pu 富化度調整と同程度期待できるとの見通しが得られた。熔融炉心プールが全炉心規模に確実に拡大するように、外側炉心の出力流量比が内側炉心と比べて若干高くなるように調整する必要がある。



### 3.6.2 コンパクション反応度評価

前述の通り、ピン径調整型上下凸型炉心において、ピン配置は一定としているため、集合体内の燃料／被覆管／冷却材の体積比はピン径に依存して大きく変化する。ピン径が 9.3mm のケースでは、冷却材領域の体積比は約 0.3 であるが、ピン径 5.8mm の場合には 0.70 となる。

炉心崩壊後のコンパクション時には、集合体内のナトリウムが全て喪失し、コンパクションすることを想定している。JSFR 相当の炉心でピン径が 9.3mm の場合には、コンパクション後の熔融炉心プール高さは約 52cm であったが、今回のピン径調整型上下凸型炉心においては、ほぼ全ケースで熔融炉心プールの高さはこの数値よりも小さくなる。表 3.6-1 にコンパクション反応度の最小値（負の大きな値）を求めるためのパラメータサーベイの結果の中から、代表的なケースを示す。

表 3.6-1 各ケースのピン径分布と主要な解析結果

Case ID	Pin Diameter(mm) IC1/IC2/OC1/OC2	Pu Enrichment	$k_{intact}$	SD of ALHR	Pool Height (cm)	$k_{pool}$	$\Delta\rho_{comp}$ (%dk/kk')
Pu adjusted Convex 3	9.3/9.3/9.3/9.3	15.0% (Ave.)	1.05	34	52	1.06	1.26
Graded pin-size Convex 6	6.2/7.2/7.2/9.1	19.0%	1.05	26	36	1.03	-1.1
Graded pin-size Convex 7	5.3/5.8/6.3/8.0	23.0%	1.02	21	28	0.99	-2.8
Graded pin-size Convex 8	5.8/6.5/7.0/8.0	20.5%	1.03	44	31	0.99	-3.6

Pu 富化度調整上下凸型炉心ケース 3 も比較用に再掲している。熔融炉心プールの高さが低下することは、中性子漏洩の増加をもたらし、熔融炉心プールの  $k_{pool}$  が小さくなる。ピン径調整型上下凸型炉心ケース 6 は、健全時に臨界を維持するように Pu 富化度を増加させつつ、出力分布の平坦化を目指して調整したものである。各部の線出力密度の標準偏差が 26 となり、相当に平坦化が図られ、コンパクション反応度も負の値となった。一方で、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 7 は、全体の Pu 富化度を増加させたうえでインベントリを小さく設定したもので、さらに線出力密度の標準偏差も小さくなった。このケースにおいては、熔融炉心プールの  $k_{pool}$  が 1.0 を下回り、未臨界を達成した。そこで、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 として、ケース 5 と同様のピン径分布で Pu 富化度を変化させた解析を実施した。ケース 7 と比較すると、出力分布の平坦化度合いは若干悪化するが、炉心性能目標として設定した標準偏差 50 を下回る結果であり、健全時に

臨界を維持し、コンパクション反応度がより小さい結果となった。ピン径調整型上下凸型炉心ケース 7 と同様に、熔融炉心プールの  $k_{pool}$  は 1.0 を下回り、このサーベイにおいては、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 の炉心仕様が最も良い性能を示した。

また、本研究と並行して、日本原子力研究開発機構にて作成された MVP (Monte Carlo code for Vector Processors) コードを用いて、ピン径調整型上下凸型炉心のコンパクション反応度を評価した。CITATION-FBR コードによるピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 の炉心仕様と、全く同じ仕様の炉心ではないが、類似の体系で解析した結果、コンパクション反応度が負の値となることが確認された。よって、コンパクション反応度が保守的な評価となる輸送効果を考慮した結果においても負のコンパクション反応度が得られた為、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 を最適な仕様として選定する。

### 3.7 凸型炉心解析結果のまとめ

#### 3.7.1 各種凸型炉心と炉心性能

これまで述べたように、レファランス JSFR から上部凸型炉心、上下凸型炉心、均一 Pu 富化度上下凸型炉心、Pu 富化度調整上下凸型炉心からピン径調整型上下凸型炉心に至るまで、目標とした炉心性能を達成するための検討を実施して、成立する解を見いだすことができた。主要な炉心性能として挙げた出力分布の平坦化とコンパクション反応度の関係を図 3.7-1 に示す。

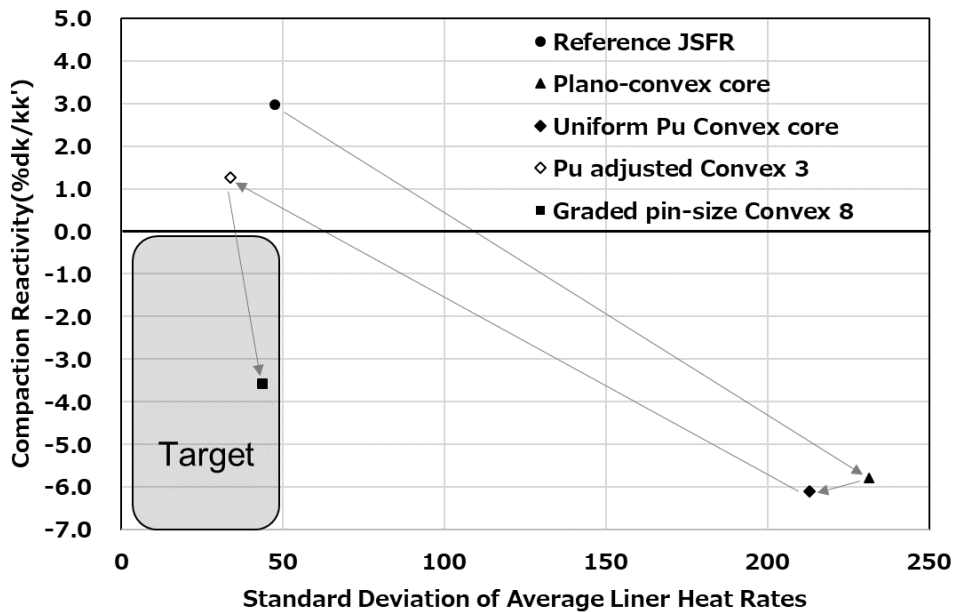


図 3.7-1 各種炉心におけるコンパクション反応度と出力分布平坦化度合いの相関

上下凸型炉心はそれぞれ、代表的なケースについてのみプロットしている。即ち、Pu 富化度調整上下凸型炉心では、多くのケースを実施したがコンパクション反応度が正になるケースが殆どであった。ピン径調整型上下凸型炉心のみが、炉心性能のターゲットとして設定した要件を満足した。図 3.7-1 では代表例として前述のケース 8 のみをプロットする。

ピン径調整型上下凸型炉心は、インポートランスの高い炉心中心部の燃料のインベントリを低減させる効果のみではなく、細径ピンを採用することで、中心領域の流路断面積を増加させる効果もある。上下凸型炉心では、内側炉心の炉心長を 158.5cm とし、外側炉心長 52cm よりも約 100cm 長い設計とした。上部凸型炉心の熱的成立性は、フィージビリティスタディの中で検討しており、その結論は上下凸型炉心にも適用できると考えられるが、実機として上下凸型炉心を設計する際には、今回の炉心長に合わせて、炉心全体の出口温度のバランスを考えて、内側炉心領域と外側炉心の圧損や流量を調整する必要がある。ピン径調整型上下凸型炉心の場合には、炉心長の長い内側炉心の流路断面積を広げ、内側炉心と外側炉心の圧損差の低減にも寄与することができる。

### 3.7.2 Fissile インベントリと健全炉心状態の炉心における臨界性

ここで、炉心領域の Fissile インベントリと健全状態の炉心の実効増倍率  $k_{intact}$  との関係を整理

する。表 3.7-1 に各ケースの条件とインベントリを示す。

表 3.7-1 Fissile インベントリと健全炉心の実効増倍率

Case	Type	Pu Enrichment(%)	Pin Dia(mm)	Fissile in Core region (kg)	keff
Ref JSFR	Cylindrical	13.7/13.7/15.7/15.7	9.3 all	6.346E+03	1.029
JSFR	Cylindrical	15.0 all	9.3 all	6.485E+03	1.062
Convex	Convex	15.0 all	9.3 all	6.485E+03	1.136
Case1	Convex	9.3/10.6/12.6/17.0	9.3 all	5.456E+03	0.950
Case2	Convex	10.6/12.6/12.6/17.0	9.3 all	5.762E+03	0.982
Case3	Convex	11.9/14.2/14.2/19.1	9.3 all	6.473E+03	1.049
Case5	Graded pin-size Convex	21.0 all	5.8/6.5/7.0/8.0	4.618E+03	1.041
Case6		19.0 all	6.2/7.2/7.2/9.1	5.132E+03	1.046
Case7		23.0 all	5.3/5.8/6.3/8.0	4.360E+03	1.019
Case8		20.5 all	5.8/6.5/7.0/8.0	4.509E+03	1.027

また、これらのケースと、今回の検討の過程で実施したピン径調整型上下凸型炉心の全解析ケースについて、炉心領域（UAB、LAB、RB を含めない）の Fissile と健全体系での実効増倍率を図 3.7-2 に示す。

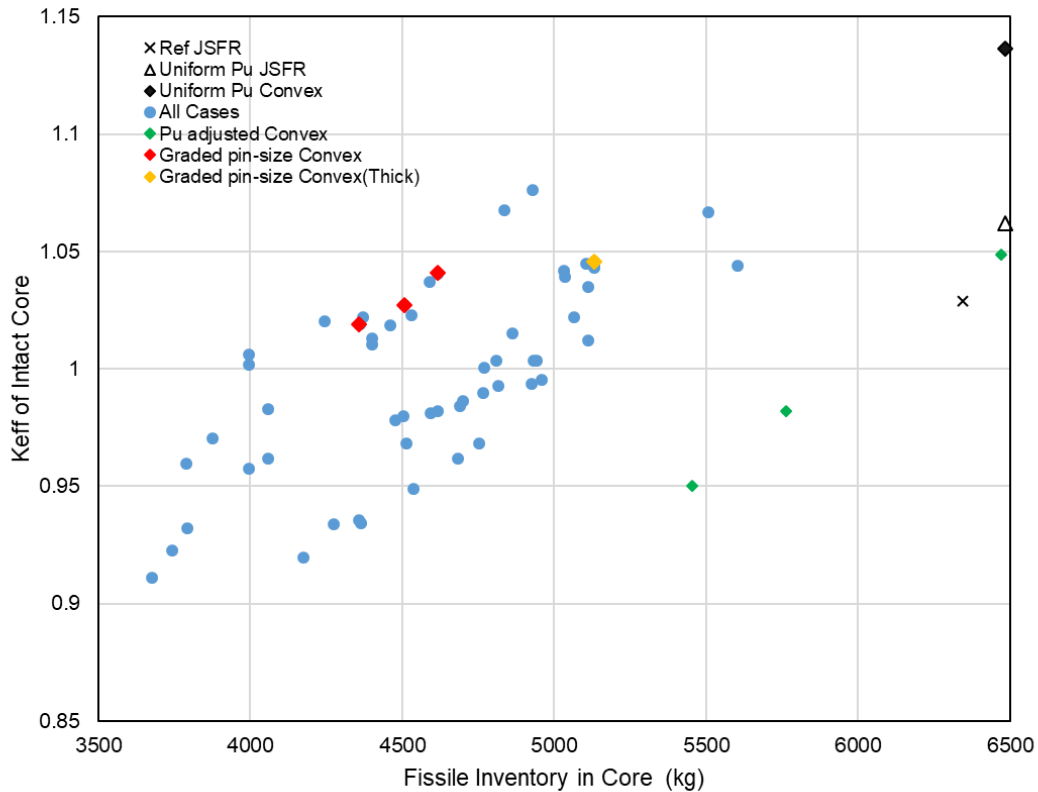


図 3.7-2 各ケースの Fissile インベントリと健全炉心の実効増倍率

レファランスとした JSFR (図中の×) に対して、Pu 富化度を一様に 15%としたケース (Δ)、全炉心体積がこの JSFR と等しい Pu 富化度 15%一様の上下凸型炉心 (◆) を比較する。炉心領域の Fissile インベントリはどちらも約 6500kg であるが、上下凸型炉心は中性子漏洩が少ないため、 $k_{intact}$  は大きくなる。一方、上下凸型炉心でも、出力分布を平坦化するために Pu 富化度を調整したケース (Pu Adjusted Convex : Case1~Case3) では、インポートランスの高い内側炉心部分の Pu 富化度を削ったため、Fissile インベントリも減少し、 $k_{intact}$  も小さくなる。Case1~Case3 の  $k_{intact}$  と Fissile インベントリはほぼ比例関係にあることが確認された。

一方、Pu 富化度を一定とし、ピン径を調整した上下凸型炉心の場合、中心部を細径ピンにしたため、Fissile インベントリの減少と共に、U238 のインベントリも同様に減少し、少量の Fissile でも臨界となる傾向を示した。

次に、これらの各ケースについて、コンパクション後の熔融炉心プールの高さを横軸とし、平

均 Pu 富化度毎にプロットした結果を図 3.7-3 示す。

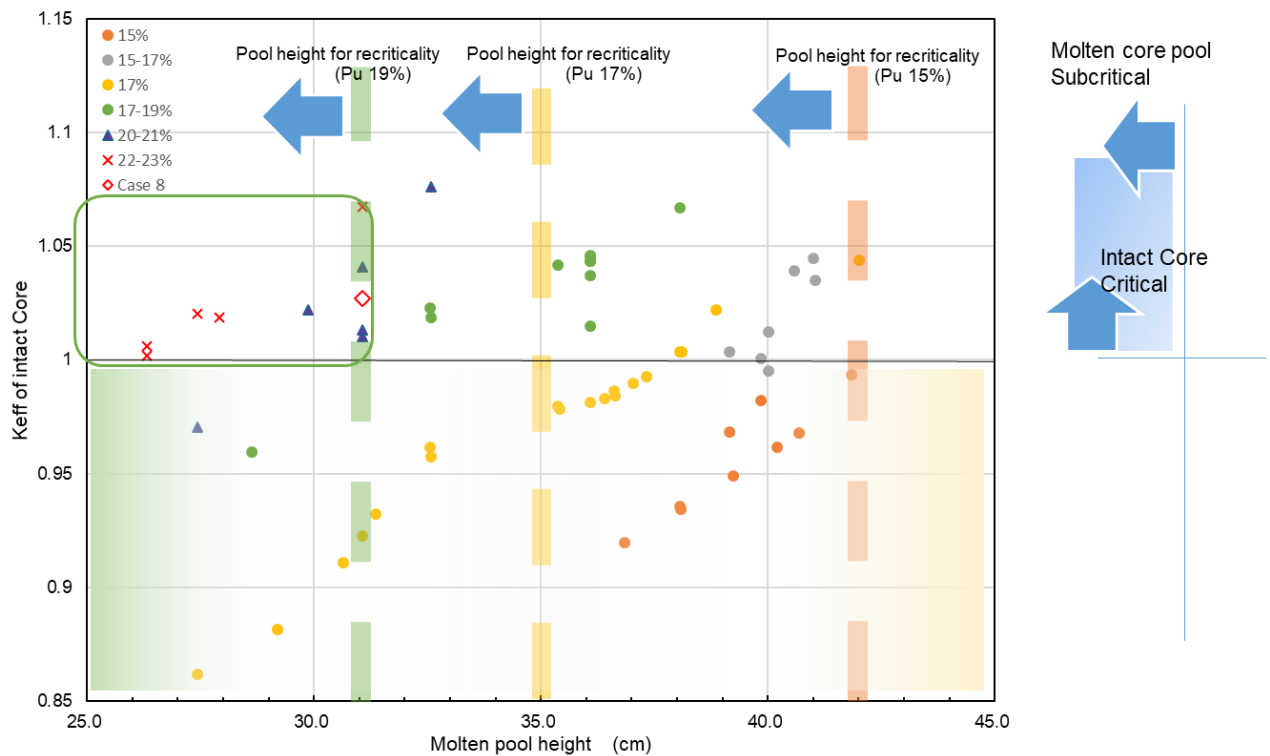


図 3.7-3 ピン径調整型上下凸型炉心の健全時の実効増倍率とプール高さとの相関 (Pu 富化度による整理)

ここでは、図 3.3-1 で示した熔融炉心プール高さの実効増倍率との関係の図から推定される、各 Pu 富化度に対する、熔融炉心プールの臨界高さを目安として破線で記載してある。なお、これは熔融炉心プールの上部を UAB で覆っている条件での評価結果であり、プール上部がナトリウムガスの場合には、熔融炉心プールが臨界となる高さが若干高くなる。また、ピン径調整型上下凸型炉心の場合には、ピン径の分布状況が各ケースで異なるため、熔融炉心プール内の燃料/構造材の組成が若干異なり、同一 Pu 富化度の炉心の場合でも、臨界高さは必ずしも等しくならない。よって、この臨界高さは目安値として考えるものである。

Pu 富化度が 15% の場合、約 42cm で熔融炉心プールが臨界となる可能性があり、17% の場合には約 35cm、19% の場合には約 31cm である。炉心が健全時に臨界状態を維持しつつ、コンパクション後のプールが未臨界となる条件は、図 3.7-3 の右図に示すように、健全時の実効増倍率が 1

を超え、それぞれの Pu 富化度の破線よりプール高さが低くなることである。この結果からも、低 Pu 富化度でインベントリを増やした場合には、健全時に臨界となる炉心は、熔融炉心状態でのプール高さが臨界高さを超える可能性が高いことが分かる。よって、Pu 富化度を高く設定し、健全炉心として臨界となる条件を満足しつつ、熔融炉心プールを未臨界とするために Fissile インベントリを小さくする方向のみが、成立性の見通しがある方法となる。インベントリの観点からも、コンパクション反応度が負となる炉心、即ちピン径調整型上下凸型炉心において、成立するパラメータの範囲が極めて狭いことが分かる。

### 3.7.3 熔融炉心プールのモデル化と臨界性の関係

先に述べたように、今回の検討の前提条件として熔融炉心プールを覆うナトリウムはガス状であると仮定し、シナリオを限定しての評価に注力した。ここでは、熔融炉心プールのモデル化方法が、プールの臨界性評価に与える影響を解析した結果をまとめる。確認項目は、(1)熔融炉心プールの上部の物質とその状態、(2)UAB が熔融炉心プールに混入した場合の影響、(3)熔融炉心プールの温度想定による影響、(4)熔融炉心プールの上にあるナトリウム層の高さによる影響である。

(1) 溶融炉心プールの上部の物質やその状態による影響

まず、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 に対して、溶融炉心プール上面の条件を、①UAB が落下してプール上に配置される場合、②UAB は健全炉心と同様の位置に留まり、溶融炉心プール上は液体ナトリウムで覆われる場合の 2 ケースに対して、サーベイを実施した。UAB が落下するケースにおいて、落下する UAB は、健全な状態でそのままプール上に位置すると想定する。UAB に含まれるウランによる中性子吸収効果もあるが、ガス状のナトリウムがプール上部を覆う場合と比較すると、UAB 内の燃料ピンによる反射効果が大きくなるため、溶融炉心プールの  $k_{pool}$  はやや増加する。また、ガス状のナトリウムを液体ナトリウムに置換した場合には、反射効果が大きくなるため溶融炉心プールの  $k_{pool}$  は大きく増加する。図 3.7-4 に示すように、上部の条件によって  $k_{pool}$  が変化するため、コンパクション反応度も変化することが確認された。

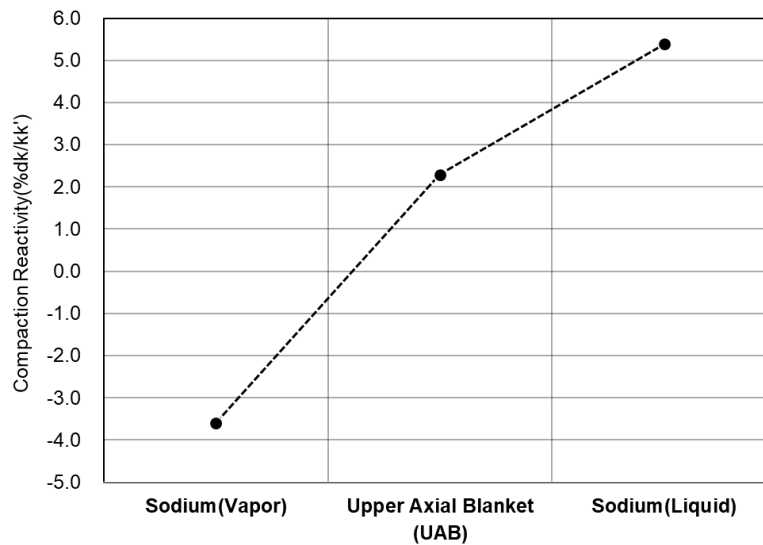


図 3.7-4 溶融炉心プールの上部条件によるコンパクション反応度への影響



## (2) UAB の溶融炉心プール混入時の影響

次に UAB が溶融炉心プールに混入した場合の影響について述べる。今回の研究においては、形状変化に伴う中性子特性の変化に着眼点を置き、事故後短期間の現象を対象にしているが、長期のシナリオを検討する際には、UAB と LAB の溶融炉心プールへの混合有無も検討しておく必要がある。先に述べたように、UAB が溶融炉心プール上に落下し、プール中に均質に混合した場合には、プールの体積及び堆積高さは増加するが、UAB による希釈効果によって  $k_{pool}$  は減少する。ピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 について、UAB の混入割合を 0%、50%、100% とパラメータとしてコンパクション反応度の変化を調査した結果を図 3.7-5 に示す。ここでは、長期間経過後を想定するため、溶融炉心プール上のナトリウムは液体であると仮定しており、UAB が含まれないケースは、図 3.7-4 に示したケースと同一である。

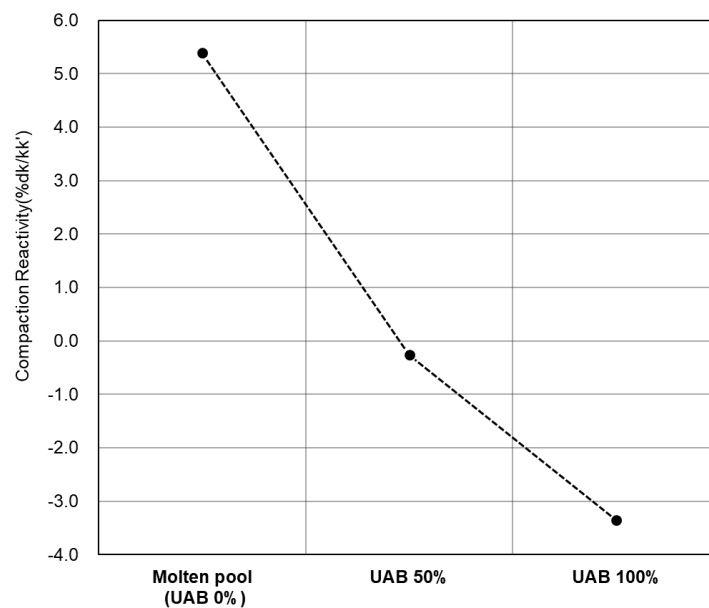


図 3.7-5 溶融炉心プールへの UAB 混入割合とコンパクション反応度

UAB が全量混入して均質に混合した場合には、希釈効果によってプールの  $k_{pool}$  が減少し、コンパクション反応度は約-3.4%dk/kk'となる。

また、過去に日本原子力研究開発機構で実施されたもんじゅの炉心損傷シナリオの研究の中で

も、UAB の落下挙動と混入による溶融炉心プールの希釈効果について示されている<sup>21</sup>。

### (3) 溶融炉心プールの温度による影響

さらに、溶融炉心プールの温度条件を変更して、ピン径調整型上下凸型炉心ケース 8 に対して温度による  $k_{pool}$  への影響、及びコンパクション反応度への影響を評価した。ここまでの計算ではプール温度を 1423K (1150°C) として解析していたが、融点近傍の 3073K(2800°C)としたケースとの比較を行った。また、プール上面の条件はナトリウムガスの場合と液体ナトリウムの場合との 2 ケースについて解析を行った。図 3.7-6 に示すように、ガスの場合も液体の場合も、いずれのケースでも、プール温度を増加させることで  $k_{pool}$  は低下した。その差は 1%以下であるが、これまでの計算結果は、プールの臨界性に対しては保守側の結果となっていることが確認された。また、コンパクション反応度は、溶融炉心プールの  $k_{pool}$  が低下するため、-3.6%から-4.0%に変化する。

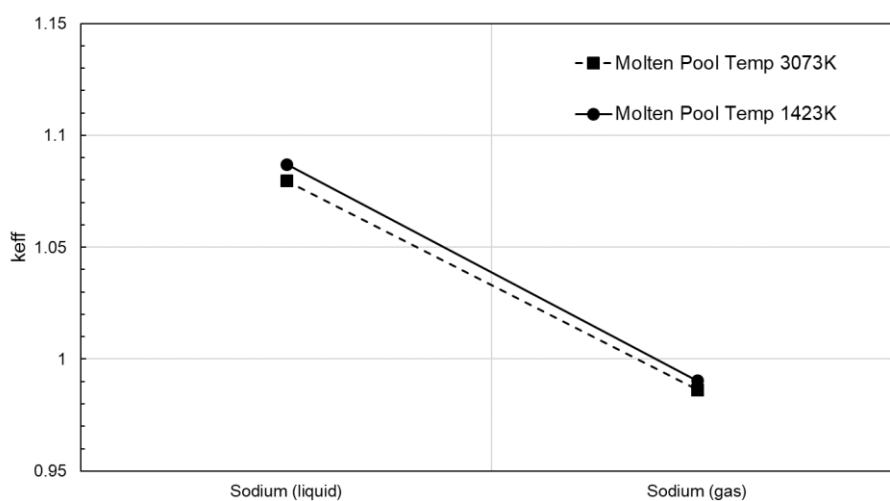


図 3.7-6 プール温度の臨界性への影響

#### (4) 溶融炉心プールの上部のナトリウム層の高さによる影響

最後に、溶融炉心プールの上にあるナトリウム層の高さによる影響の確認結果を示す。この解析においては、レファランスとした JSFR で想定される高さ 52cm の溶融炉心プールを対象とし、ナトリウム層の高さは約 22cm を基準とした。UAB がそのままプール上部に落下した場合は、ナトリウム層の高さを 0cm とし、凸型炉心における形状における標準的なナトリウム層の高さ 106cm も加えて、同一の溶融炉心プールに対して、ナトリウム層の高さを変化させて  $k_{pool}$  を解析した。図 3.7-7 にその結果を示す。

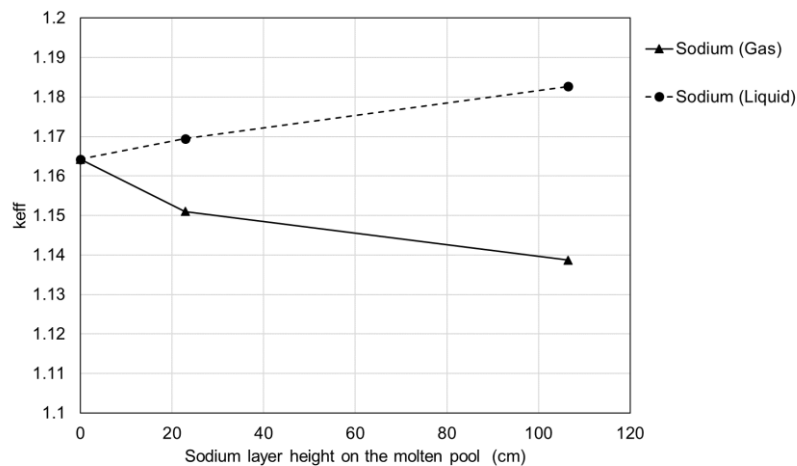


図 3.7-7 溶融炉心プールの臨界性とナトリウム層の高さ

このケースでは、炉心の Pu 富化度は 17% 均一としたため、 $k_{pool}$  は 1.1 を超える値である。ナトリウム層はガスを仮定しており、106cm に延長した場合、溶融炉心プールの臨界性は若干低下する。このナトリウム層が液体の場合には、反射効果が増加するため、溶融炉心プールの臨界性は若干増加する結果となった。

#### (5) モデル化の影響についてのまとめ

UAB が溶融炉心プール上にそのまま落下する想定も、高温の溶融炉心プール上部に液体ナトリウムが存在するという想定も、炉心崩壊事故のシーケンスの中では現実的には起こりがたい。ま

た、今回の研究においては、形状変化に伴う中性子特性の変化に着眼点を置き、事故後短期間の現象を対象にしているため、熔融炉心プール上の条件としては、ボイド状のナトリウムとの想定が最も現実的だと考える。しかし、事故後長期間経過後の再臨界回避を考える際には、検討対象となるシナリオも広範囲となり、臨界という観点では厳しい想定となる液体ナトリウムの存在についても考慮が必要と考える。

## 4. 径方向ブランケット下部削除型炉心の検討

### 4.1 コンパクション後の熔融炉心プールの堆積領域の拡大

コンパクション反応度を最小化する方策検討の2番目のアプローチは、熔融後の熔融炉心プール形状・組成の工夫である。ここではまず、健全時炉心形状をレファランス JSFR（円柱型炉心）と同等とし、コンパクション後の熔融炉心プールの形状を工夫し、負のコンパクション反応度を達成する方法を検討する。JSFR 相当の、直径約 500cm、高さ 75cm の炉心がコンパクションし、熔融炉心プール高さが 52cm となった際には、H/D の減少によって幾何学的バックリングが増加する。しかし、この時の幾何学的バックリングの増加は2倍程度で、燃料凝集による効果の方が大きいためコンパクション反応度は正の値となった。一方、前節で示したピン径調整型上下凸型炉心の場合には、健全状態の炉心の幾何学的バックリングを小さくし、さらにピン径を細くして Fissile インベントリを減少させたことにより、熔融炉心プールの H/D も低減したため、コンパクション反応度として大きな負の値を得た。

ここで述べる2番目のアプローチでは、健全時の炉心の幾何学的バックリングは JSFR 相当とし、炉心崩壊によるコンパクション時の熔融炉心プールの幾何学的バックリングを大きくする方法を検討する。即ち、プールの直径を増加させることにより、プール高さが減少し、H/D が減少した場合の幾何学的バックリング変化は、図 4.1-1 の赤破線の矢印のようになると想定される。この変化によっても、負のコンパクション反応度が期待される。

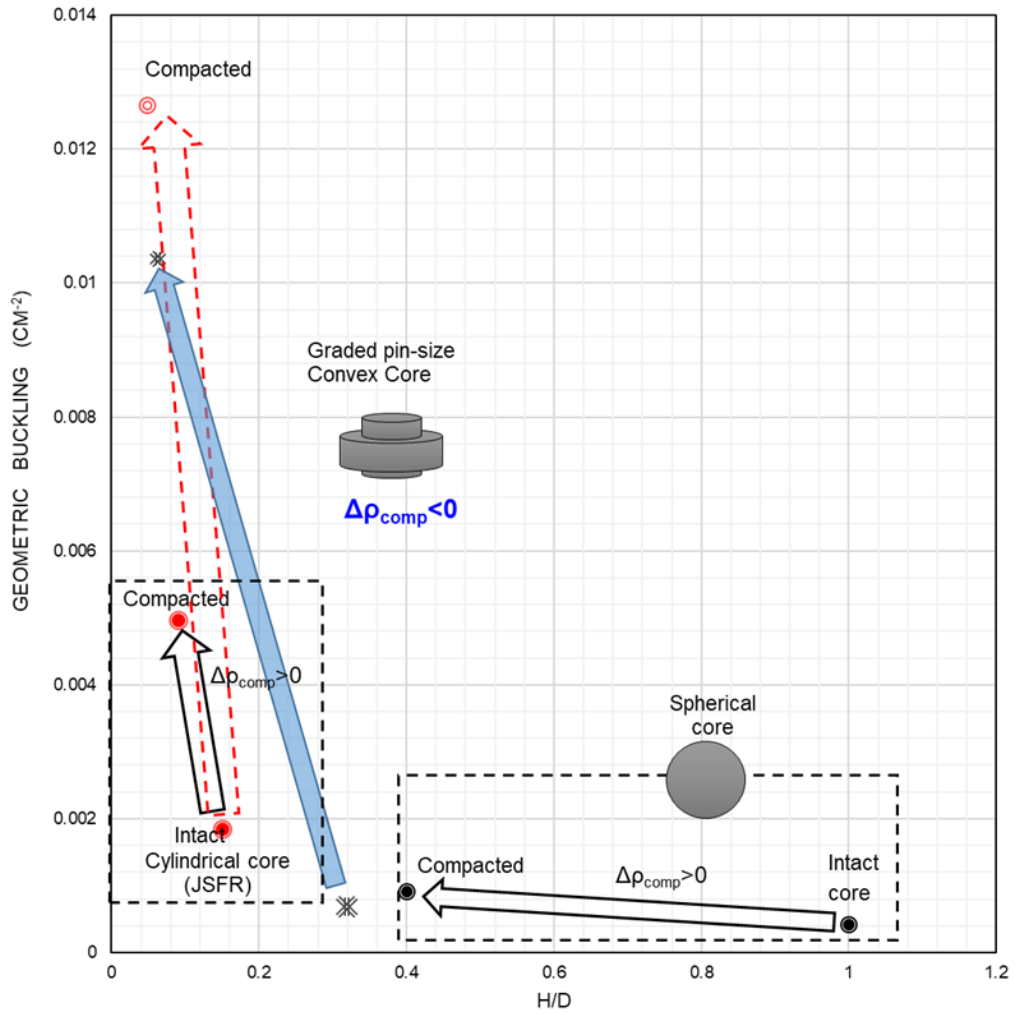


図 4.1-1 径方向ブランケット下部への熔融炉心プール拡大時の幾何学的バックリング

熔融炉心プールの拡大を促進するために、径方向ブランケットの下部を削除した炉心と、当該炉心がコンパクションした後の熔融炉心プール形状を図 4.1-2 に示す。

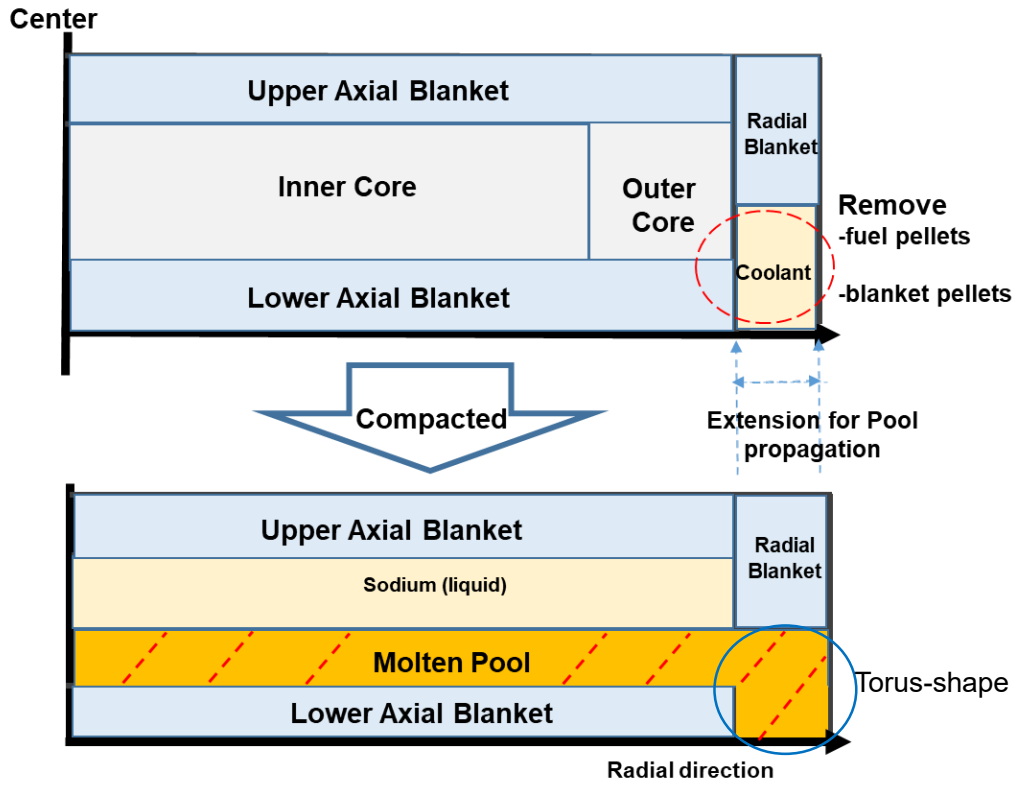


図 4.1-2 径方向ブランケット下部削除型炉心概念

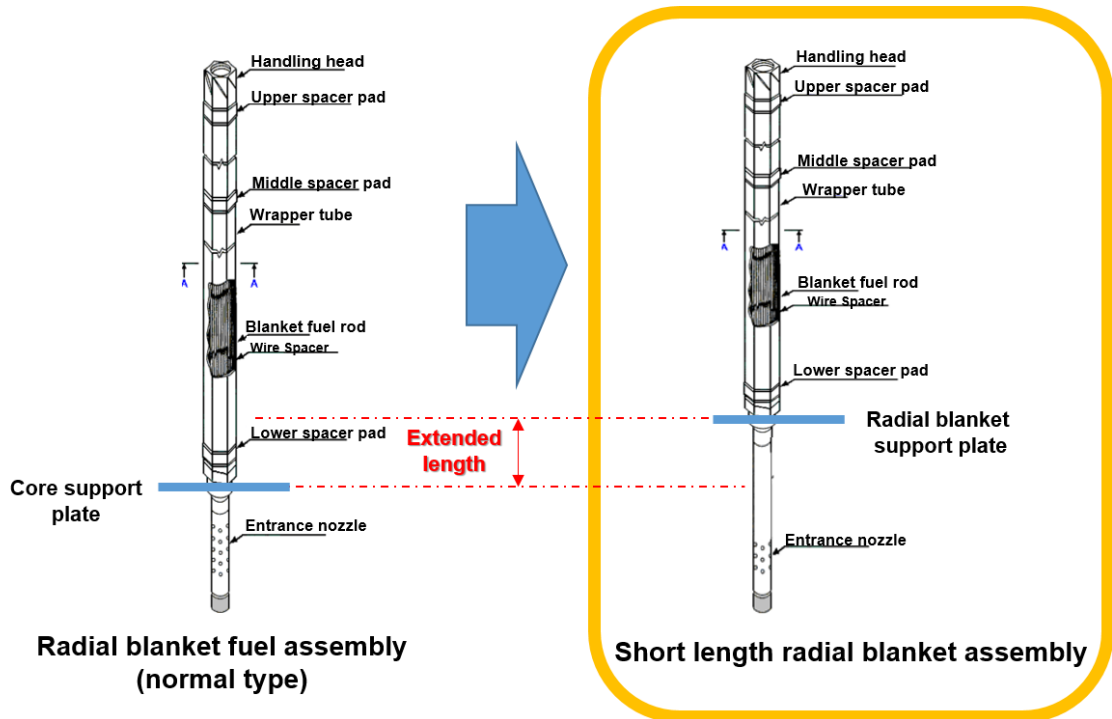


図 4.1-3 下部削除型径方向ブランケット集合体

溶融炉心の拡大を阻害しないように、径方向ブランケット下部はブランケットペレットを削除し、図 4.1-3 に示す工夫を施した集合体とする。径方向ブランケットの下部構造の工夫によって、溶融炉心は外側炉心下部の軸方向ブランケット (LAB)の外側領域にも入り込み、LAB 上に堆積する溶融炉心プール高さを大きく低下させることができる。下部を削除した径方向ブランケットの領域を広くすることで、溶融炉心プールが堆積する表面積が拡大し、溶融炉心プール高さも減少できるが、図 4.1-2 に示すように、全体の体積における径方向ブランケット領域 (ドーナツ状の領域) の割合が一定以上に大きくなると、ドーナツ状の領域の溶融炉心プールで臨界に達する可能性がある。

そこで、最適な径方向ブランケット層数を求めるために、径方向ブランケット層数を変化させて、溶融炉心プールの  $k_{pool}$  を評価する。径方向ブランケット下部の LAB 領域のペレットは削除し、溶融炉心プールが広がって LAB 領域を満たした上で、さらに図 4.1-2 に示すように、炉心部の LAB 上にも堆積すると想定し、LAB 上に堆積する高さに相当する長さを、径方向ブランケット下部から削除する。表 4.1-1 に削除する層数とそれぞれの場合のペレット部分の削除長を示す。

表 4.1-1 径方向ブランケットを削除する層数と削除長さ

Radial Blanket Elimination(rings)	Length of eliination(cm)
1	38
2	28
3	20

図 4.1-4 に示すように径方向ブランケット 2 層を削除した場合に、 $k_{pool}$  が最も小さな値となった。そこで、以降の径方向ブランケット下部削除型炉心の検討時は、 $k_{pool}$  を最小とする径方向ブランケット 2 層の下部削除を基本形状として選定し、考察を行う。



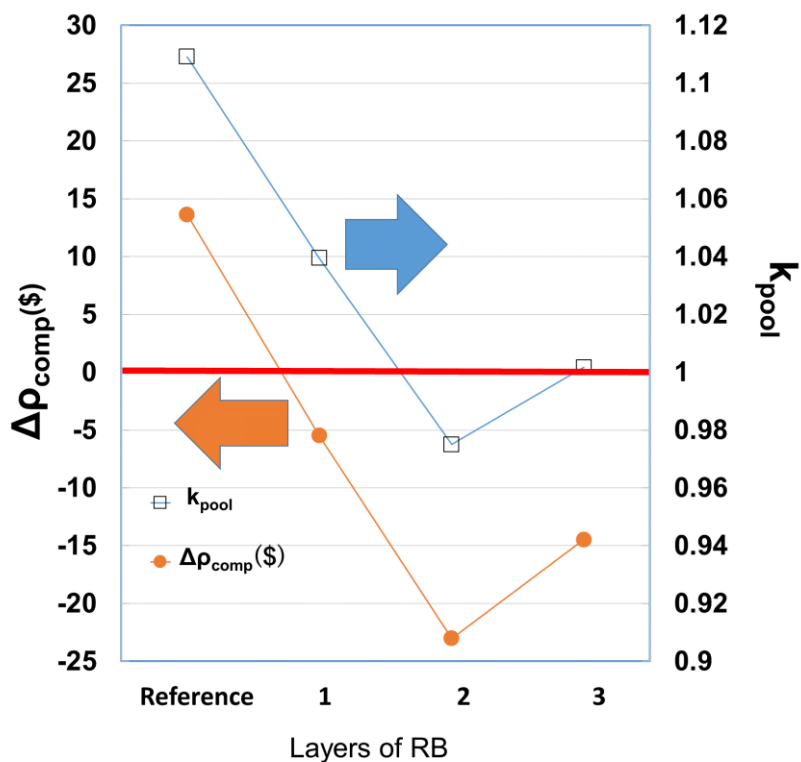


図 4.1-4 下部を削除する径方向ブランケットの層数と熔融炉心プールの臨界性

日本原子力研究開発機構では、FBR 実用化サイクル実用化戦略調査研究において、再臨界回避型酸化物燃料炉心の検討の一環として、軸方向ブランケット一部削除型炉心を検討していた<sup>22</sup>。これは、2章で述べた FAIDUS と同様、炉心崩壊時の熔融燃料排出を促進するための形状工夫であり、図 4.1-5 に示すように従来型の燃料集合体における上下軸方向ブランケットの一部、たとえば中央部の 37 ピン相当のペレットを削除した概念であり、本検討における径方向ブランケット燃料集合体の下部を削除する形状工夫とは、位置付けが異なるものである。

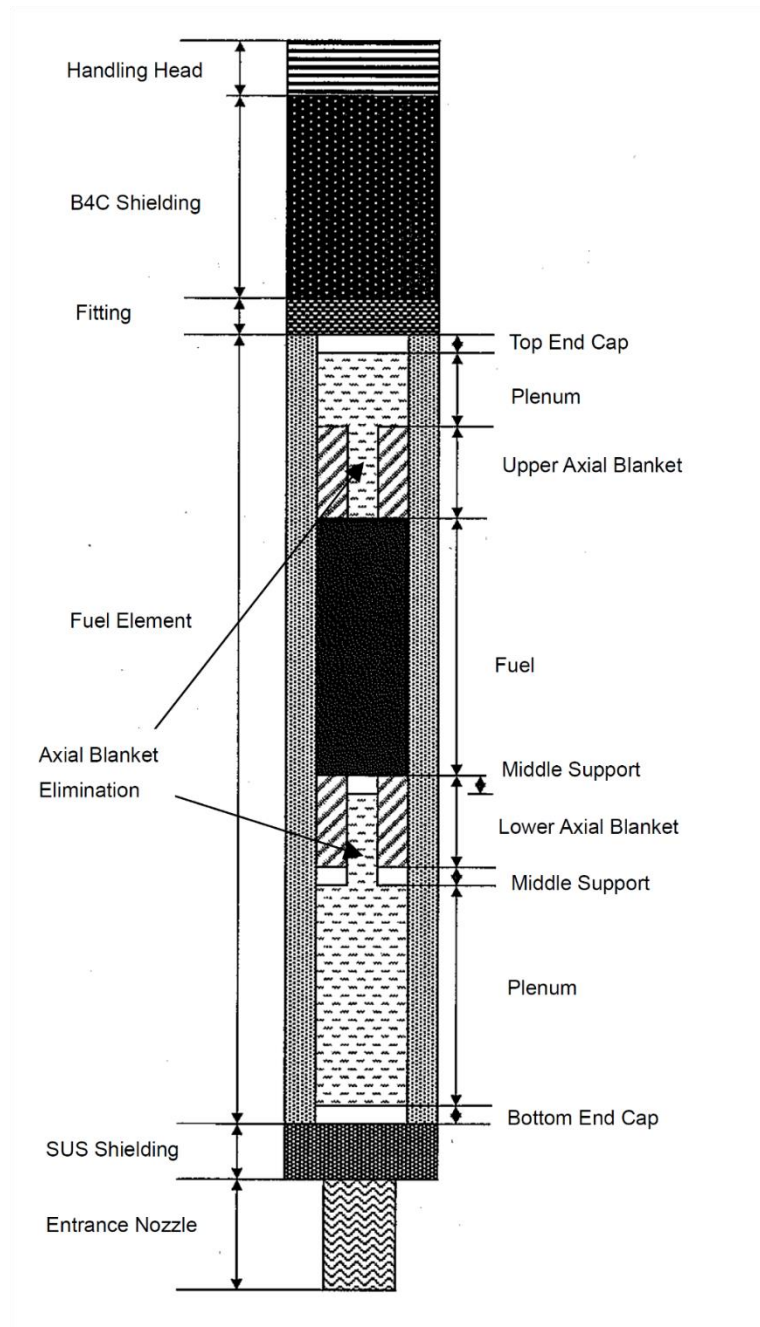


図 4.1-5 軸方向ブランケット一部削除型炉心の概念

#### 4.2 径方向ブランケット下部削除型炉心の解析体系

JSFR 体系の炉心で、径方向ブランケットを 2 層として、径方向ブランケット下部を削除した炉心の  $k_{intact}$ 、 $k_{pool}$  を評価する。解析に用いるコードはこれまでと同様の SLAROM コード、CITATION-FBR とするが、今回の径方向ブランケット下部削除型炉心を JSFR 相当の円柱型炉心体系で評価するにあたって、制御棒チャンネルを解析モデルに組み入れる。

凸型炉心検討時の JSFR レファランス炉心は、図 4.2-1 に示すように、制御棒チャンネルを考慮しない単純な体系で評価を行っている。この理由は、凸型炉心の検討時には、内側炉心部の炉心長、炉心径、内側炉心と外側炉心との体積割合等、形状を変化させ、これに伴う燃料インベントリ配置、その際の中性子挙動の変化を解析することを主眼としていた。制御棒領域をモデル化した際には、炉心領域を変更する都度、制御棒チャンネル位置を変える必要があり、インベントリ配置変更による効果と制御棒チャンネルの影響が混在している場合に、燃料インベントリの影響分析が複雑になる懸念がある。そのため、凸型炉心の検討時には、制御棒チャンネルを含めない体系での検討とした。

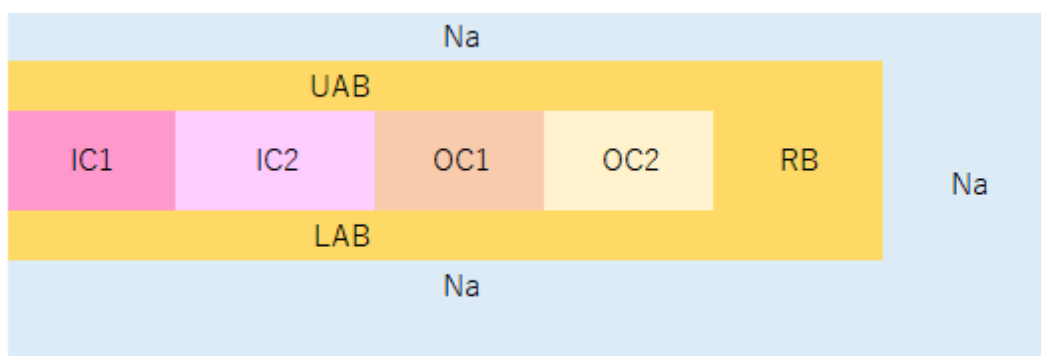
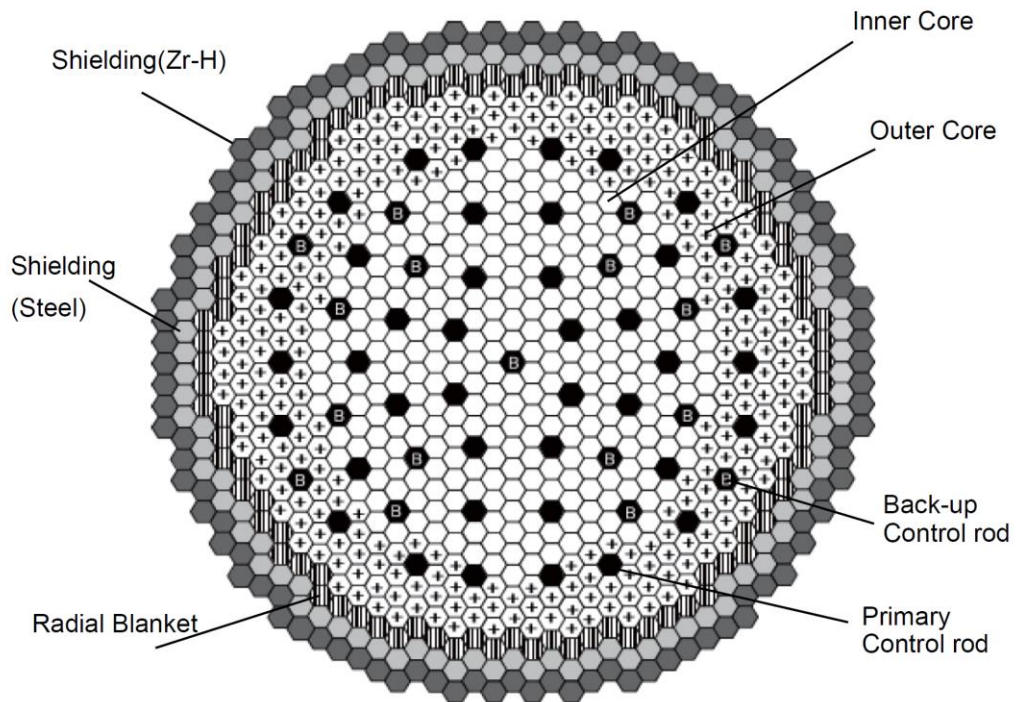


図 4.2-1 JSFR レファランス炉心の解析体系

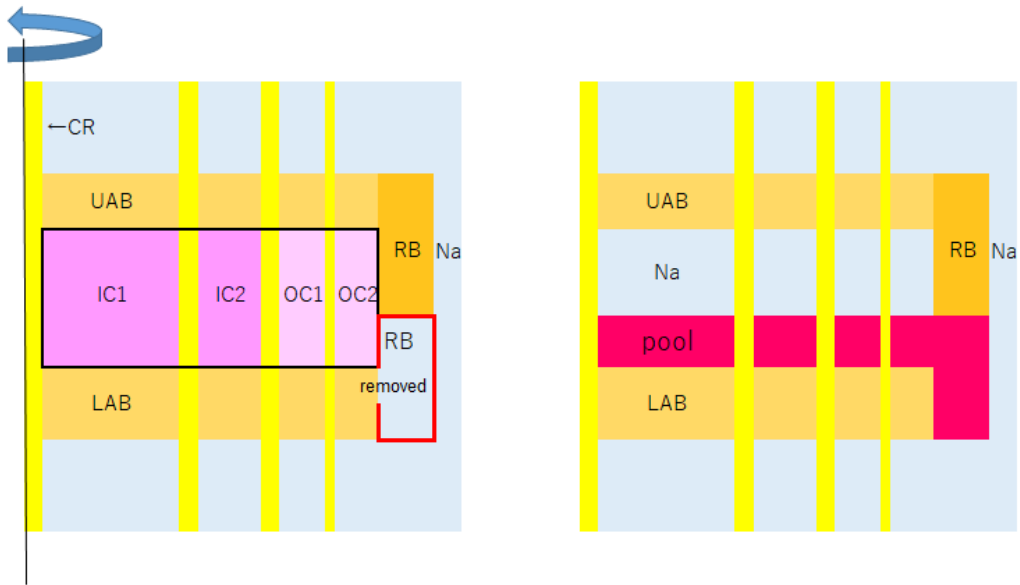
しかし今回、径方向ブランケット下部削除型炉心の検討に当たり、基本とする健全時の炉心は JSFR の設計の状態により近いものとして、炉心性能を比較できるようにする。レファランスとした JSFR の炉心構成図を図 4.2-2 に示す<sup>13</sup>。



Inner Core Fuel Subassemblies	288
Outer Core Fuel Subassemblies	274
Radial Blanket Fuel Subassemblies	96
Primary Control rods	40
Back-up Control rods	17
Shielding Subassemblies (Steel)	102
Shielding Subassemblies (Zr-H)	108

図 4.2-2 JSFR の炉心構成

57 体分の制御棒集合体をモデル内に含め、制御棒集合体領域を Na フォロワーとしてモデル化する。また、本検討においては、径方向ブランケット集合体を 2 層とし、その外側はナトリウム領域と仮定して解析を行う。CITATION-FBR コードでモデルした体型を図 4.2-3 に示す。



(a) 健全炉心

(b) 熔融炉心プール

図 4.2-3 径方向ブランケット下部削除型炉心の解析モデル

評価に先立って、この制御棒チャンネルのモデル化による影響を確認するために、制御棒領域を含めない場合と含めた場合の2つの体系を用いて、健全炉心で径方向ブランケットの下部を2層分削除した状態での解析を実施した。Pu 富化度分布は、どちらの体系でも内側炉心を 14.7%、外側炉心を 16.2%に統一した。体系変更によって Na フォロワー領域からの中性子漏洩が増加するため、IC1/IC2/OC1/OC2 の出力バランスが変化し、各領域の線出力密度分布は図 4.2-4 のように変化する。

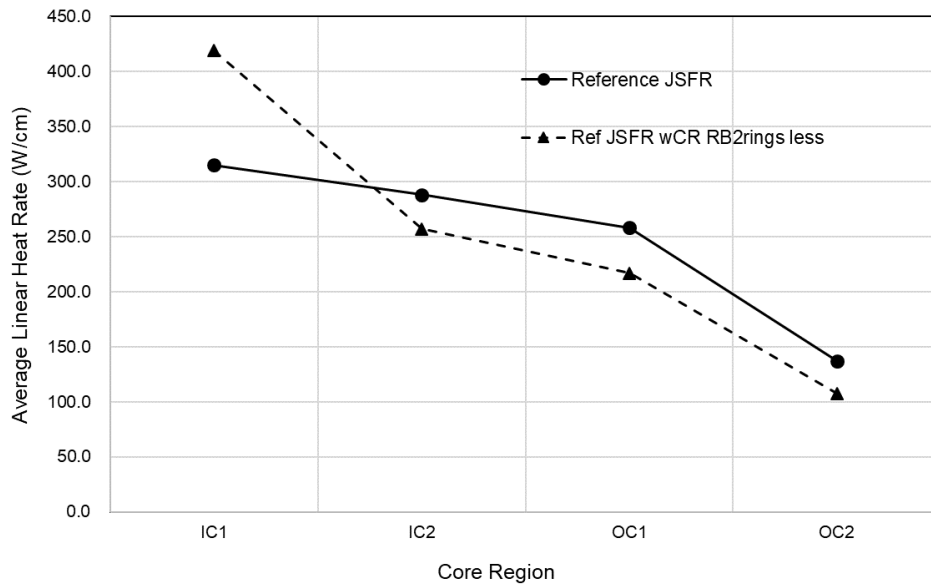


図 4.2-4 解析体系による線出力密度分布の変化（径方向ブランケット下部削除型炉心）

また、健全時の  $k_{intact}$  は制御棒チャンネルをモデル化した解析体系の場合に、制御棒チャンネルをモデル化していない体系での値 1.0607 から 1.0324 に変化し、約 2.6%dk/kk'減少する結果となった。この制御棒チャンネルを含めた解析体系を使って、内側炉心／外側炉心の Pu 富化度を調整し、コンパクション時の熔融炉心プールの反応度と、コンパクション反応度を算出する。

### 4.3 径方向ブランケット下部削除型炉心のコンパクション反応度

#### 4.3.1 標準円柱炉心体系での反応度

表 4.3-1 に示す Pu 富化度の条件で、健全時の  $k_{intact}$  とコンパクション反応度を評価した。

表 4.3-1 径方向ブランケット下部削除型炉心のコンパクション反応度

Pu Enrichment IC/OC(%)	$k_{intact}$	SD of ALHR	$\Delta\rho_{comp}$ %dk/kk'	Molten Pool Covered by
15.6/18.3	1.077	51.1	-8.55	Sodium(Gas)
			-7.2	Sodium(Liquid)

径方向ブランケット下部を削除することで、熔融炉心プールの堆積高さが約 28cm となり（外

周部での堆積高さは 68cm) 十分な負のコンパクション反応度が達成された。また、凸型炉心の検討時と同様に、熔融炉心プールの上部の物性が液体からガスに変化することで、コンパクション反応度が若干大きくなる（負の数字で絶対値が小さくなる）傾向があるが、どちらの想定でも十分な負のコンパクション反応度が達成できている。

そこで、以降の解析については、長期間のシナリオを想定し、プール温度が低下した場合や熔融炉心プールの冷却手段の復旧等を考慮し、コンパクション後の体系の実効増倍率  $k_{pool}$  をより大きく評価し、コンパクション反応度がより保守的な評価となる、熔融炉心プール上のナトリウムが液体である場合をベースとして実施する。

#### 4.3.2 熔融炉心プールの拡大に伴うプール温度の低下

本研究においては、熔融炉心プールが径方向に炉心外周部分まで広がると想定しているが、ペレット部分を削除した径方向ブランケット下部にもエントランスノズル部分から炉心領域に至る構造材領域が存在する。この領域の熱容量が大きい場合、熔融炉心プールが閉塞・固化し、十分に平坦化したプール（ $H/D$  が小さなプール）が形成されない可能性がある。

そこで、炉心全体が崩壊した際の熔融炉心プールの熱容量と、径方向ブランケット下部領域に残る構造材の熱容量のバランスを確認する。構造材の体積比は、燃料バンドル部での値を参考に約 18% と仮定する。実際は、燃料ピンの被覆管部分は存在しないので、構造材の体積比はこの値よりは小さくなると考えられる。また、臨界計算においては SUS を想定しているが、ここでの熱容量バランス計算における物性値は鉄で代替して算出する。熔融炉心プールの熱容量は表 4.3-2 に示すように、64,352kJ/K である。

表 4.3-2 溶融炉心プールの熱容量計算

Condition of Molten Pool	Value	Notes
SA number	562	
Core Height (cm)	75	
Mass of Fuel (kg)	80,742	
Specific Heat (kJ/(kg/K))	0.64*	*CRIEPI report T98079 (In Japanese)
Mass of Structure (kg)	21,129	$\rho = 7.8\text{g/cm}^3$
Specific Heat (kJ/(kg/K))	0.6**	Substituted by Fe **JSME Data Book : Heat Transfer 5th Edition (In Japanese)
Heat Capacity of Molten Pool(kJ/K)	64,352	

径方向ブランケット下部構造の構造材の熱容量については、表 4.3-3 に示すデータを使って計算したところ、約 5,657,000 kJ となる。

表 4.3-3 径方向ブランケット下部構造の熱容量

Parameter	Value	Notes
RB SA number	198	
Height of lower part penetrated by molten core pool (cm)	68	
Mass of Structure (kg)	6,749	$\rho = 7.8\text{g/cm}^3$
Specific Heat (kJ/(kg/K))	0.6	Substituted by Fe
Latent heat of Structure (kJ/kg)	267	
Melting point of Structure (K)	1,700	
Initial Temperature of Structure (K)	748.15	

よって、これらの熱容量計算結果から、径方向ブランケットの下部構造を溶融させることにより、溶融炉心プールの温度は約 90K 低下することが分かる。高速増殖原型炉の ULOF 事象解析結果<sup>23</sup>によると、遷移過程における溶融炉心プール温度は 4000K 前後であり、本検討における溶融炉心プール温度も同程度と考えられるため、溶融炉心プールの温度が約 90K 程度低下した場合でも、一気に固化するほどの温度低下影響を与えるものではないことが確認できた。



## 4.4 内側炉心のみ溶融時のプールの再臨界性の検討

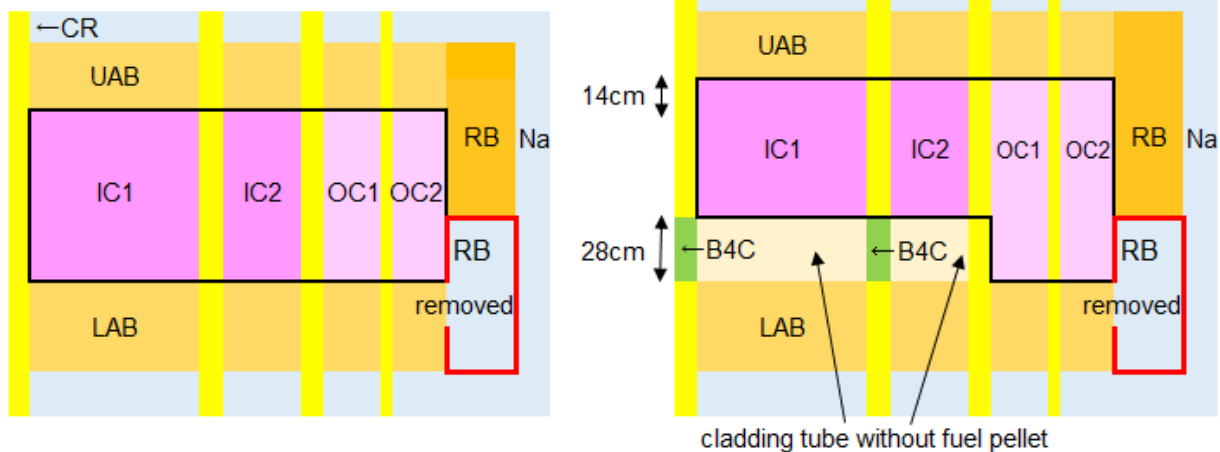
### 4.4.1 中性子吸収物質の配置による効果

径方向ブランケット下部削除型炉心においては、定格運転時の流量調整により、外側炉心から溶融が開始し、適切なタイミングで内側炉心が溶融するように、最外周への溶融燃料の分散を促進させることを想定している。また、前述の通り、溶融炉心プールの熱容量についての検討も実施し、その成立性を確認している。しかし、流量調整エラー、その他の条件下でプールが十分に最外周まで拡大せずに、プールの平坦化という幾何形状の変化のみでは未臨界を達成できない状態も想定される。

そこで、径方向ブランケット下部削除型炉心において、外側炉心が健全な状態のまま、内側炉心領域だけがコンパクションして溶融炉心プールを形成する場合についても検討を加える。

これまでの検討結果から、円柱型炉心の場合には、コンパクション時の燃料凝集効果が大きい。ため、幾何学的バックリングが多少大きくなった場合でも、コンパクション反応度は正である。そこで、内側炉心領域近傍に中性子吸収体を配置し、炉心崩壊時に溶融炉心プールを形成した際に、負の反応度効果をもたらす配置及び吸収体の組成を検討した。通常運転時の炉心性能への悪影響、即ち健全炉心状態での中性子吸収効果を小さくするために、内側炉心下部に吸収体を配置し、隣接する内側炉心の下部の炉心燃料を削除し、炉心位置全体を上方向に若干移動させた体系を想定する。

図 4.4-1 に示すように、内側炉心領域の制御棒チャンネルの下部に中性子吸収体を配置し、その部分と接する内側炉心下部を削除し、全炉心体積を保存するために全体として約 14cm 炉心長を上方向に伸ばすこととした。



(a) これまでの炉心

(b) 内側炉心下部への中性子吸収体配置

図 4.4-1 内側炉心下部を削除して中性子吸収体を配置する体系

また、内側炉心下部は、ペレット部分を削除した燃料ピン（被覆管のみが存在する）を配置する。

このケースを含めて、以下の4種類の中性子吸収体配置に対して、健全炉心体系における実効増倍率を解析する。

RB-less-Case1：内側炉心領域の制御棒チャンネル下部に吸収体を配置（図 4.4-2）

RB-less-Case2：内側炉心領域かつ LAB 領域にある制御棒チャンネル部分に吸収体を配置（図 4.4-3）

RB-less-Case3：Case1 に加えて内側炉心領域の LAB を削除して吸収体を配置（図 4.4-4）

RB-less-Case4：Case3 に加えて内側炉心／外側炉心境界の制御棒チャンネル部分へ吸収体を配置（図 4.4-5）

解析においては、もんじゅの後備炉停止系に用いられた B<sub>4</sub>C（B10 の濃縮度 90%）データを参考に設定した。

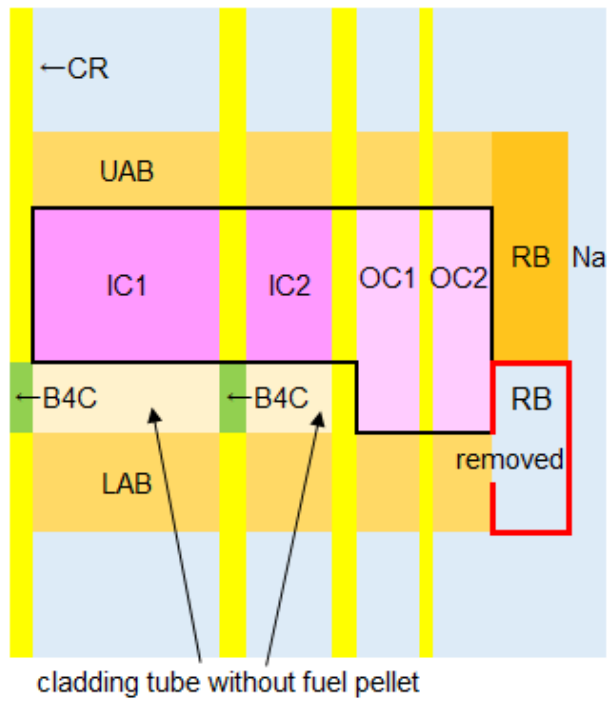


图 4.4-2 RB-less-Case1 中性子吸收体配置

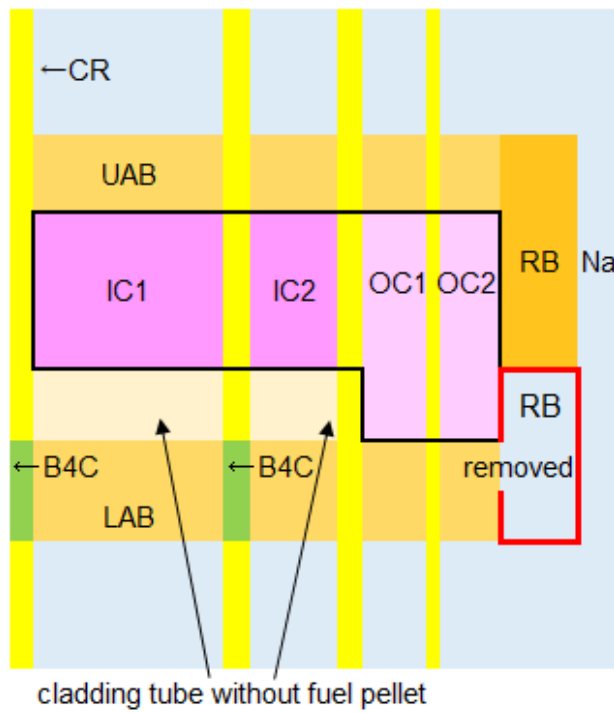


图 4.4-3 RB-less-Case2 中性子吸收体配置

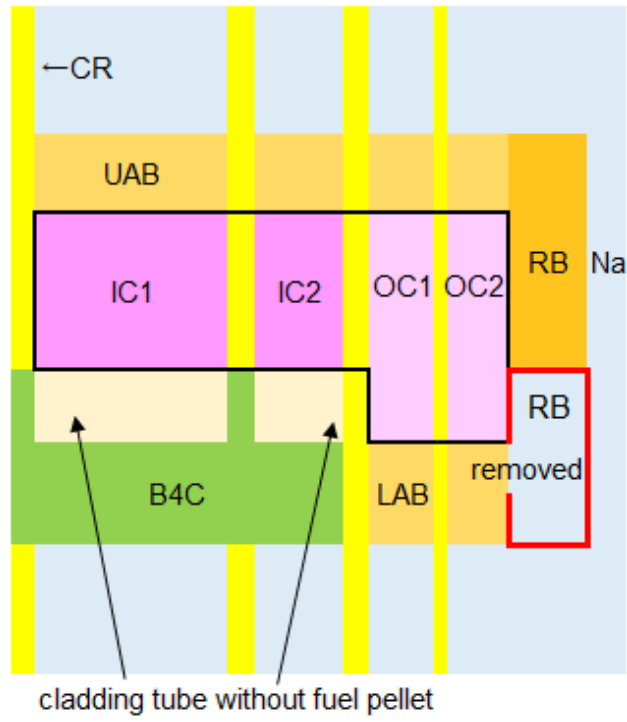


图 4.4-4 RB-less-Case3 中性子吸收体配置

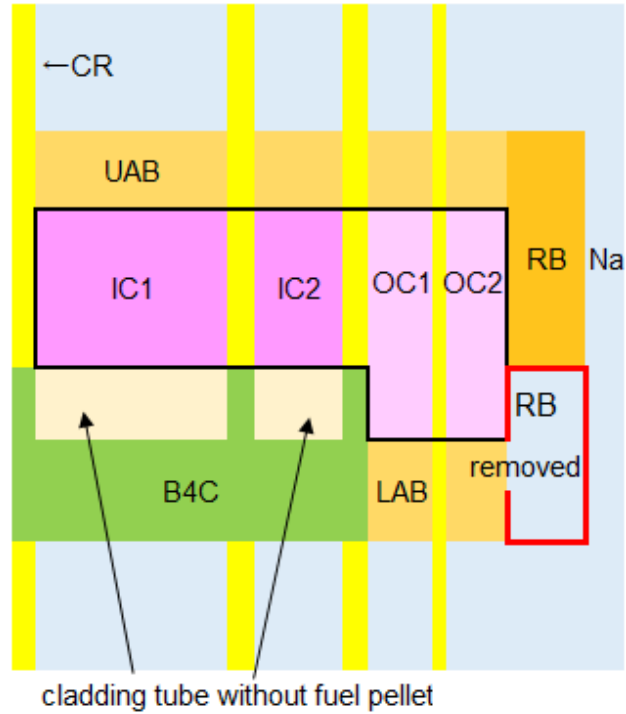


图 4.4-5 RB-less-Case4 中性子吸收体配置

これらの4ケースでは、中性子吸収体が健全炉心体系の実効増倍率を若干低下させるため、体系全体のPu富化度を増加させて炉心の性能を維持する必要があることが分かった。また、RB-less-Case1とRB-less-Case2を比較した場合、中性子吸収体の配置場所を炉心位置より下に移動させることで、健全状態での中性子吸収効果が低減することが確認できた。中性子吸収効果が減少することにより、RB-less-Case2の $k_{intact}$ はRB-less-Case1と比較すると約0.65%dk/kk'増加する。

一方で、これらの体系で内側炉心のみが溶融し、溶融炉心プール下部を中性子吸収体で囲む構造で計算を実施したが、溶融炉心プールを含めた全体系の実効増倍率に対して、中性子吸収体を与える影響は小さく、内側炉心からなる溶融炉心プール体系を未臨界とするには不十分であることが示された。即ち、RB-less-Case3で、内側炉心のみが溶融すると図4.4-6の状態となり、この体系での実効増倍率を評価した結果、臨界を超過していた。溶融炉心プールの高さは約43cmであり、図4.4-4に示す健全時体系での実効増倍率と比較すると、極僅かな負のコンパクション反応度(-0.4%dk/kk')が挿入されるが、体系全体が未臨界に至ることはない。

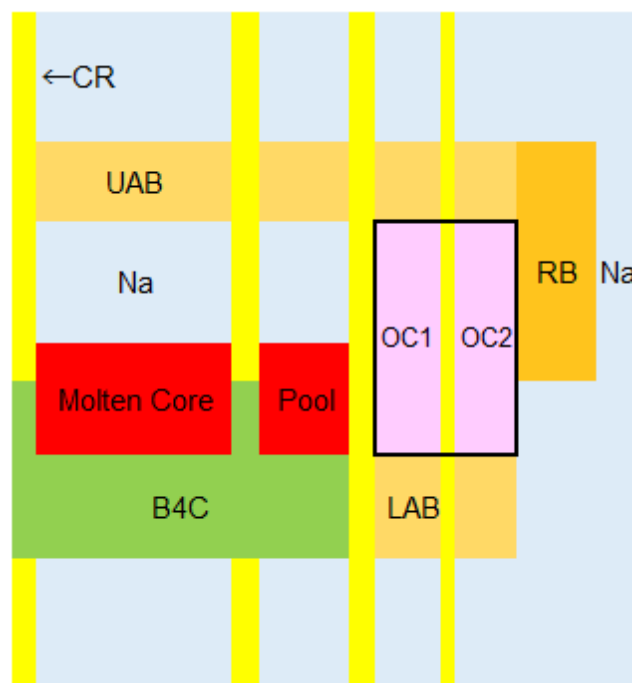
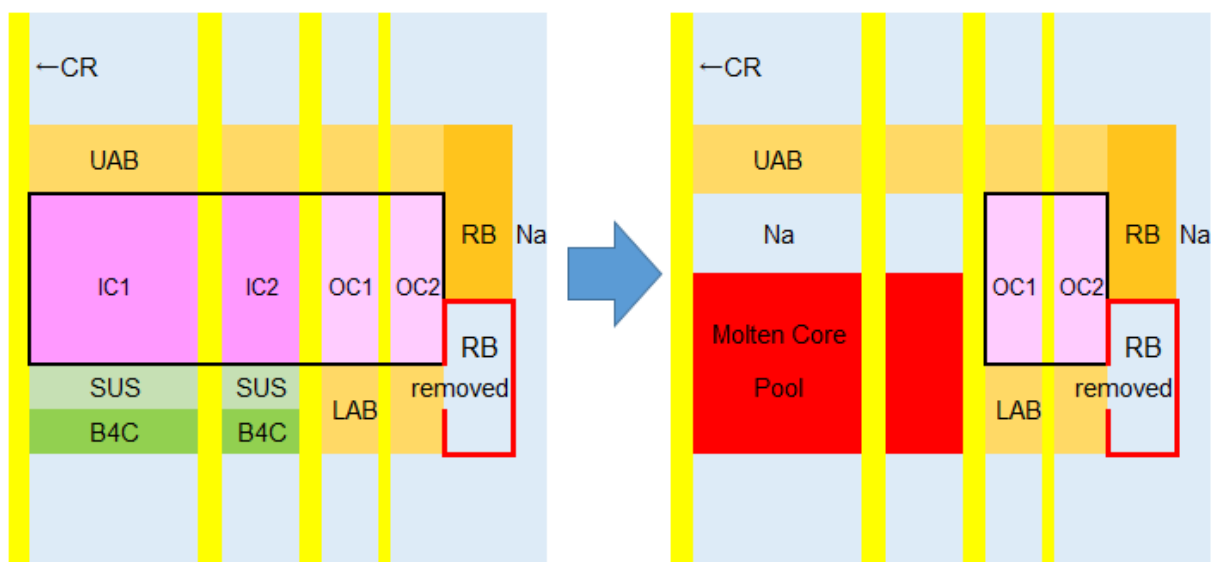


図 4.4-6 RB-less-Case3 内側炉心プール形成

これらの解析から、制御棒チャンネルの下部や LAB 領域に吸収体を設置しただけでは、熔融炉心プール形成時の臨界性に対する影響は十分ではなく、未臨界に達するまでの効果は得られないことが分かった。

#### 4.4.2 内側炉心 LAB 領域の工夫による効果

前述の結果を踏まえ、熔融炉心プール形成時に、中性子吸収体がプール中に混合することで、未臨界を達成する方法を検討することとした。制御棒チャンネル下部に配置した中性子吸収体の効果は大きくなかったため、炉心体系を標準的な JSFR 相当に戻した（制御棒チャンネルに装荷した中性子吸収体を取り外した体系とする）。即ち、炉心燃料長は内側炉心、外側炉心ともに 75cm に統一し、RB 下部は熔融炉心プール形成時の堆積面積確保のために削除した体系とした。この体系に対して、内側炉心領域の下部軸方向ブランケット（LAB）領域に反射効果のある金属を配置し、さらにその下部に中性子吸収体を配置した。これは、健全時には反射効果で炉心の臨界性を保ちつつ、熔融時にはこの領域が熔融炉心プール中に混合し、中性子吸収が期待できるように工夫したものである。図 4.4-7 にこの炉心概念の体系を示す。



(a) 健全炉心体系

(b) 熔融炉心プール体系

図 4.4-7 内側炉心 LAB 領域の構造の工夫

内側炉心下部の金属 (SUS) 及び中性子吸収体 (B<sub>4</sub>C) は、熔融炉心プール形成時には均質に混合して熔融プールを形成することを想定した。本検討における下部軸方向ブランケット領域は JSFR と同様 40cm であり、反射体金属部分と中性子吸収体部分の長さの設定についてパラメータサーベイを実施した。図 4.4-7 の B<sub>4</sub>C 長を 40cm、30cm、20cm、10cm と変化させて、健全体系における実効増倍率の上昇を解析で確認した結果、図 4.4-8 に示すように、B<sub>4</sub>C 長を減少させると熔融プールの実効増倍率が高くなった。

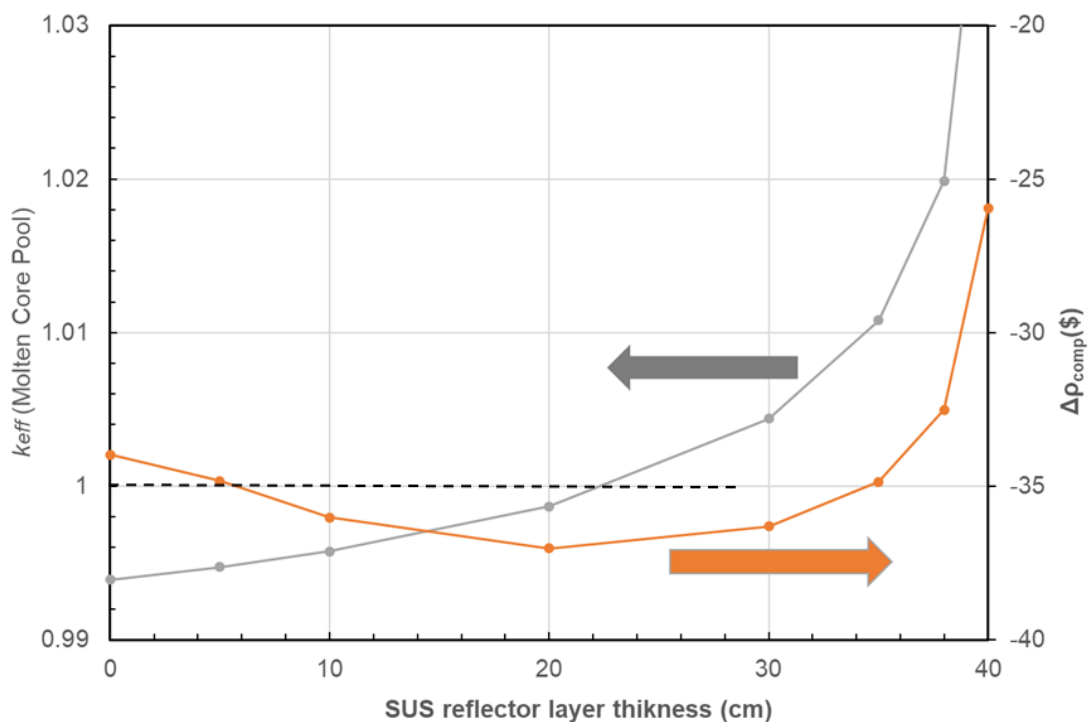


図 4.4-8 内側炉心下部の構造工夫の実効増倍率への影響

B<sub>4</sub>C 長を 20cm (SUS 反射体を 20cm) にした場合には、未臨界状態を保つが、B<sub>4</sub>C 長をそれよりも短くした場合にはプールの実効増倍率が 1 を超える。また、B<sub>4</sub>C 長が 20cm の時が、最も小さなコンパクト反応度 (負で絶対値が大きいもの) となったため、本検討では B<sub>4</sub>C を 20cm、SUS を 20cm と設定することとした。

燃料の下部軸ブランケット領域は、通常の燃料ペレットの下部に燃料ピンと同様の形状の SUS ピン、B4C ピンを配置することを想定する。図 4.4-9 にピンの下部構造を記載する。

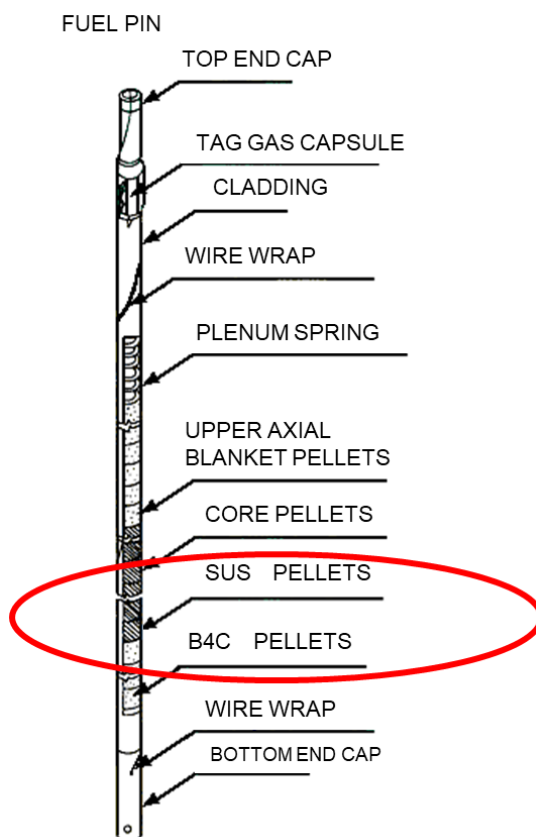


図 4.4-9 LAB 部を加工した燃料ピン

反射体金属部分への要件は、通常運転中には炉心燃料と接しているため、炉心燃料からの熱的影響を受けても変化しないことである。一方で、炉心崩壊時には早期に熔融し、熔融炉心プールの拡大を妨げない物質とする必要があり、熔融炉心プール中に均質混合が可能な低融点合金が望ましい。通常運転時への熱影響に関しては、この領域の温度は入口プレナム温度程度と想定されることに加え、SUS 上端に薄い熱遮蔽層（アルミナ、劣化ウラン他）を配置することによっても熱的影響を制限できると考えられる。

さらに低融点合金としては、燃料熔融時には早期にかつ均質にプールに混合することが要求されるため、低融点かつ熱容量が小さいことも要件となる。融点の観点で調査した結果 Nb-1Zr（融



点 2407°C、比熱 0.270J/g/°C) が候補として考えられる。

今回の検討においては、通常の燃料被覆管相当の SUS の断面積データを用いることとする。材料選定にあたっては、上述の熱的条件に加え、断面積データ、他の炉心物質との親和性や適応性、その他の炉心性能への影響も踏まえて、適切な材料を選択する必要がある。

図 4.4-7 に示す体系で、SUS 及び B<sub>4</sub>C を用いた、内側炉心下部吸収体導入炉心の実効増倍率の計算を実施した。ここで、B<sub>4</sub>C は B10 の濃縮率 90%とし、燃料ペレットと同形状で燃料ピン中に装荷されていると仮定した。内側炉心部の熔融炉心プールは、LAB 領域に配置された B<sub>4</sub>C、SUS の均質混合を仮定するため、健全時は炉心と LAB で合計高さが 115cm であった部分が、熔融炉心プール形成時には高さ約 80cm となり、熔融炉心プールが堆積する位置も、これまでよりも LAB に相当する高さ (40cm) 分、低い位置となる。

表 4.4-1 に内側炉心下部吸収体導入炉心が、熔融炉心プールを形成した体系での実効増倍率を示す。

表 4.4-1 内側炉心プールの実効増倍率計算

	Average Pu Enrichment (%)	$k_{intact}$	Pool Height(cm)	$k_{pool}$	$\Delta \rho_{comp}$ (%dk/kk')
RB-less- Case5	17.163	1.0874	80	0.9923 (Covered by Liquid Sodium)	-8.8
				0.9819 (Covered by Gaseous Sodium)	-9.9

内側炉心による熔融炉心プールの実効増倍率は、プール上が液体ナトリウムの場合でも 1.0 を下回り、-8.8%dk/kk'のコンパクション反応度が得られた。この結果から、熔融炉心プールが全炉心規模に拡大せず、内側炉心のみが熔融した場合でも、内側炉心下部吸収体導入炉心であれば、中性子吸収体が熔融炉心プールに均質混合する場合に、プールの再臨界が防止できる見通しが得られた。

#### 4.4.3 内側炉心下部吸収体導入炉心における LAB 領域の中性子吸収体材料データ

前節で述べた解析において  $B_4C$  データを用いたが、ここで、炉心下部領域に配置する中性子吸収体材料としての  $B_4C$  について再度考察を加える。過去に日本原子力研究開発機構（当時は動力炉・核燃料開発事業団）で実施された  $B_4C$  ペレットの炉外試験においては、 $1100^{\circ}C$ 以上の高温状態では、ステンレス鋼と  $B_4C$  の界面挙動で著しい反応を示すこと、 $1500^{\circ}C$ 以上で  $B_4C$  ペレットの熔融金属中にステンレス鋼が完全に吸収されるという結果が示されている<sup>24</sup>。また Hofmann らによって実施された  $B_4C$  の特性検討試験において、高温におけるステンレスと  $B_4C$  の共晶が確認されている<sup>25</sup>。これは、軽水炉の条件での検討であり、かつ共晶反応が観測されているのは約  $1200^{\circ}C$ を超える高温状態の時のみであった。

JSFR の通常運転状態の LAB 領域は  $500^{\circ}C$ 以下であり、今回のように常時  $B_4C$  を下部に配置した場合でも、温度条件としては上述の反応を生じる温度より十分に低く、SUS ペレットとの界面で共晶等は発生しにくいと考えられるが、炉心熔融が生じるような高温状態においては、SUS と  $B_4C$  の共晶によって SUS 側の融点が大きく低下することを考慮する必要がある。

さらに、中性子吸収体が熔融炉心プール中に均質に分散すると想定しているが、実際には熔融した燃料中での分散挙動、混合性について十分な知見が得られているわけではない。 $B_4C$  の場合、その融点から熔融炉心プールとは液液混合すると考えられる。単純に両者の密度を比較した場合、 $B_4C$  の密度が小さい（約  $2.37g/cm^3$ ）ため、均質に混合せずにプール上部に  $B_4C$  層として浮かぶことが考えられる（MOX 燃料の場合、密度は約  $10.8g/cm^3$ であり、 $B_4C$  の4倍を超える）。

別途実施している文部科学省委託事業の「凸型炉心形状による再臨界防止固有安全高速炉に関する研究開発」<sup>26</sup>の中で、主要な吸収体材料の比較検討を実施し、酸化物燃料の高速炉スペクトル平均で捕獲断面積が大きい元素として、表 4.4-2 が挙げられている。

表 4.4-2 中性子吸収体材料元素の基本特性

Element	Average Capture Cross Section (barn, Oxide Fuel fast neutron spectrum)	Density (g/cm <sup>3</sup> )	Boiling Point(°C)
Eu	3.6	5.24	1529
Hf	2.5	13.3	4603
Sm	0.51	7.7	1792
Dy	0.9	8.56	2562
Gd	1.02	7.9	3266
B	2.5 (B-10)	2.53	3650

溶融炉心プールへの混合を考える際には、燃料の融点近傍で気相となる元素／化合物は適当ではないため、Hf、Gd、Bのみが候補として残る。この化合物としては、B<sub>4</sub>C、Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>、HfO<sub>2</sub>が想定されるが、現時点ではB<sub>4</sub>Cが断面積の観点でも適しており、溶融炉心プールへの均質混合を促進する対策、形状工夫が今後の課題である。

よって本研究においては、中性子吸収体材料としてはB<sub>4</sub>Cを想定して検討を進めることとする。内側炉心下部にB<sub>4</sub>C、SUSを配置した際の、熱容量は表4.4-3の物性値を用いて計算すると約23,839,000kJとなる。

表 4.4-3 LAB 領域の SUS と B<sub>4</sub>C の熱容量計算用物性値

Parameter	Value	Notes
SA number	288	
Mass of Structure (kg)	14,032	$\rho = 7.8\text{g/cm}^3$
Specific Heat (kJ/(kg/K))	0.6	Substituted by Fe
Latent heat of Structure (kJ/kg)	267	
Melting point of Structure (K)	1,700	
Initial Temperature of Structure (K)	748.15	
Mass of B <sub>4</sub> C (kg)	2,421	$\rho = 2.37\text{g/cm}^3$
Specific Heat (kJ/(kg/K))	1.67	
Latent heat of B <sub>4</sub> C (kJ/kg)	1690	
Melting point of B <sub>4</sub> C (K)	2723.15	

内側炉心下部吸収体導入炉心で、内側炉心のみによって熔融炉心プールを形成した際のプールの熱容量を、表 4.4-4 に示す物性値を用いて、内側炉心 288 体分について算出すると 32,978 kJ/K となる。

表 4.4-4 内側炉心プールの熱容量計算

Condition of Molten Pool	Value	Notes
SA number	288	
Core Height (cm)	75	
Mass of Fuel (kg)	41,376	
Specific Heat (kJ/(kg/K))	0.64*	*CRIEPI report T98079 (In Japanese)
Mass of Structure (kg)	10,827	$\rho = 7.8\text{g/cm}^3$
Specific Heat (kJ/(kg/K))	0.6**	Substituted by Fe **JSME Data Book : Heat Transfer 5 <sup>th</sup> Edition (In Japanese)
Heat Capacity of Molten Pool(kJ/K)	32,978	

よって、この熔融炉心プールの熱容量から、炉心下部に配置されている SUS 及び B<sub>4</sub>C ペレットを溶かしながら下部に移行することで、熔融炉心プールは約 723K 低下する結果となる。一方で、熔融炉心プールの温度は 4000K を超えるものであり、熔融炉心プールが固化する程の影響を与えるものではないことが確認できた。

#### 4.4.4 内側炉心による溶融炉心プール形成過程における課題

標準的な高速炉においては、炉心溶融は中心部から発生し次第に上下方向、径方向に拡大するが、プールの再臨界の観点では、全炉心プールが形成された際のスロッシング効果が最も影響が大きいと見られ、全炉心プールに拡大した際の再臨界防止対策を中心に検討されてきた。

本研究においては、全炉心からなる溶融炉心プールに加えて、内側炉心のみによる溶融炉心プール体系についても検討を加え、前述の通り、 $-8.8\%dk/kk'$ のコンパクション反応度が挿入される見通しを得た。しかし、この内側炉心プール形成過程において、内側炉心のさらに内側部分のみが、溶融した状態で、径方向への拡大が止まり、溶融炉心プールが形成される場合も考えられる。そこで、炉心長の半分にあたる  $37.5\text{cm}$  を径方向の溶融炉心プール半径と想定し、この内側炉心部分溶融によるプール形成時におけるコンパクション反応度を評価すると若干、正の値となる。即ち、炉心中心から半径方向に  $37.5\text{cm}$  が溶融すると想定し、溶融炉心プールがこの領域の下部に配置してある SUS 反射体、中性子吸収体部分に浸透し、SUS、 $\text{B}_4\text{C}$  と均質混合して溶融炉心プールを形成した結果は、約  $0.1\%dk/kk'$  ( $0.3$  ドル) の正のコンパクション反応度となる。

このように、プールの拡大の全過程をトレースした場合には、正の反応度が挿加される可能性があり、詳細は SIMMER コードのような核・熱カップリングの解析コードによる検討が必要であるが、今回の解析における  $0.1\%dk/kk'$  程度の反応度の場合には、溶融領域の拡大を促進するが、大規模なエネルギー放出を伴う再臨界には至らないと考えられる。

#### 4.5 評価結果のまとめ

炉心溶融後の溶融炉心プール形状・組成の工夫によって再臨界が防止できる炉心の検討を実施した。炉心外周にある径方向ブランケットの下部領域を削除して、炉心溶融時のプール堆積面積を拡大させ、溶融炉心プールの堆積高さを低減させることにより、負のコンパクション反応度が達成できる。

また、溶融炉心が全炉心プールに拡大しない場合も想定し、内側炉心下部吸収体導入炉心とし

て、燃料の下部領域を工夫することで、内側炉心のみが溶融して溶融炉心プールを形成した際の負のコンパクション反応度達成を検討した。JSFR では、炉心下部には 40cm 程度の LAB 領域がある。ここで、内側炉心領域の LAB 領域を、インシュレータを介して 20cm の低融点金属反射体を配置し、さらにこの反射体の下に  $B_4C$  ペレットを装填することで、内側炉心のみが崩壊して溶融炉心プールを形成した場合にも、この下部領域に溶融炉心プールが溶融浸透する際に、 $B_4C$  が均質に混合することで、プールの  $k_{pool}$  を減少させ、負のコンパクション反応度が達成できる見通しが得られた。

## 5. 再臨界回避を可能とする炉心概念の特性の比較

### 5.1 炉心特性の比較

ここまでの検討を踏まえて、JSFR を初めとした各種炉心の主要パラメータを比較すると、表 5.1-1 に示す結果となった。JSFR の結果は、2 章で述べた FaCT プロジェクトの公開報告書を参照しているが、コンパクション反応度については、凸型炉心の検討に際に設定したレファラン ス JSFR の値を記載している。

表 5.1-1 各種炉心の主要パラメータ比較

	Item	JSFR*	Graded pin-size Convex 8	JSFR Lower RB Less	RB-less-Case5 (JSFR, inner core pool)
Core Specification	Thermal Power(MWt)	3,530	3,600	3,600	3,600
	Core height (Inner Core / Outer Core)(cm)	75	158.5/52.0	75	75
	Lengthe of Axial Blanket(UAB/LAB)(cm)	40/50	30/40	30/40	30/40
	Outer diameter of Cladding(mm)	9.3	5.8/6.5/7/8	9.3	9.3
	Total number of fuel pin in SA	315	331	331	331
	Total number of fuel SA	562	539	562	562
	Fissile inventory (core region)(kg)	6350	4510	7710	7600
Basic Core Characteristics	Operation cycle length (months)	21	7	18	18
	Refueling Batch	4	4	4	4
	Pu Enrichment (IC/OC) (wt%)	22/24	20.5	15.6/18.3	15.7/18.7
	Fraction of MA (Average in Core) (wt%)	1.2	0	0	0
	Burnup reactivity loss over cycle (%dk/kk')	3.5	4.1	2.6	3.0
	Breeding ratio	1.2	1.20	1.25	1.14
	Ave. Burnup (Core/Total) GWd/t	149/60	100/30	126/50	126/58
	Sodium coolant void reactivity(\$)	4.2	5.2	3.0	3.0
	Doppler Effect Coeficient (Tdk/dT)	-5.00.E-03	-1.42E-02	-8.62E-03	-8.30E-03
	Compaction reactivity(%dk/kk') [\$] **	3.0 [8.3 \$]	-3.6 [-9.9 \$]	-7.2 [-19.9 \$]	-8.8 (IC pool) [-24.3 \$]

\*Data from "JAEA Evaluation 2011-003", except for Compaction Reactivity and Fissile Inventory

\*\*  $\beta_{eff}=0.00362$



FaCT プロジェクトでは、増殖比 1.03~1.20、燃焼度約 150GWd/t (炉心平均)、60GWd/t (炉心+ブランケット)、運転サイクル長さ 18 か月以上を性能目標とし、安全性の観点では、ボイド反応度を 6 ドル以下とすることを目標としていた。JSFR では、高速炉多重リサイクル時の取り出し TRU 組成に低除染再処理による随伴 FP (2vol%) を考慮したものが、標準組成として検討されていた。本研究においては、フィージビリティスタディ当初から、もんじゅ高燃焼度炉心の Pu 組成を用いて解析を実施した。表 5.1-2 に両組成の比較を示す。

表 5.1-2 Pu 組成の比較 (JSFR と本研究での炉心)

Nuclide	%		Nuclide	%	
	JSFR	This Study		JSFR	This Study
<sup>238</sup> Pu	1.1	0	<sup>237</sup> Np	0.5	0
<sup>239</sup> Pu	54.1	58	<sup>241</sup> Am	2.0	0
<sup>240</sup> Pu	32.1	24	<sup>243</sup> Am	1.0	0
<sup>241</sup> Pu	4.3	14	<sup>244</sup> Cm	1.0	0
<sup>242</sup> Pu	3.9	4	Total	100	100

ピン径調整型上下凸型炉心、径方向ブランケット下部削除型炉心、内側炉心下部吸収体導入炉心について、CITATION-FBR コードで燃焼計算を実施した。ピン径調整型上下凸型炉心は、健全炉心としての臨界性を維持するために、Pu 富化度を高くしながら炉心インベントリを減少させる、という方法でのみ、目標としていたコンパクション反応度が達成できた。即ち、ピン径を調整してインポートランスの高い内側炉心領域のインベントリを大幅に削ったため、燃焼欠損反応度が極めて大きくなった。この結果、7か月サイクルとした場合でも燃焼欠損反応度が 4.1%dk/kk' となり、経済性の観点からもサイクル長の延長を目指す検討方向と逆行するものとなり、コンパクション反応度は約-10 ドル得られるが、実用の見込みは低い。

径方向ブランケット下部削除型炉心の場合には、健全時の体系を JSFR とほぼ同等としている。CITATION-FBR による燃焼計算においては、FaCT プロジェクト初期の検討で用いられていたサイクル長さである 18 か月を採用した。このため、レファランス JSFR と比較すると燃焼欠損反応度はやや低くなっている。また、径方向ブランケット燃料の下部を一部削除しているが、レフ

アランス JSFR では1層であった径方向ブランケットを2層としているため、増殖比はやや大きくなる。

一方、内側炉心下部吸収体導入炉心では、内側炉心燃料の LAB 領域のペレットを削除して SUS 反射体ペレットと中性子吸収効果をもつ B<sub>4</sub>C ペレットを装荷したため、中性子吸収効果は大きくなるが、ブランケット燃料が減少した分、増殖比は若干低下する。以上のように、径方向ブランケット下部削除炉心と内側炉心下部吸収体導入炉心は、多少の差異はあるが、基本的には JSFR の炉心性能とほぼ同等の性能を維持しつつ、約-20 ドルの負のコンパクション反応度が達成できている。

## 5.2 総合評価

これらの炉心について、各燃料の製作性、プラントとしての運転性、保守・補修性、等の観点で、その特質を比較する。

### (1) ピン径調整型上下凸型炉心

集合体毎にピン径が異なる炉心は、ロシアの BREST 炉心で採用された実績がある。また、上下凸型炉心自体は、世界で実用された例がないが、製作性の観点では既存の技術で対応が可能である。さらに、ピン径を調整し、炉心長が外側炉心と比較して約1 m長い内側炉心の、ピン径を細くしたことで、炉心内における圧損差の平坦化も達成できる見通しが得られている。ただし、実機のプラントとして運転する際には、凸型炉心形状に合わせた炉内計装の配置等、詳細設計後に新たに検討する項目が多数発生することが考えられる。また、ピン径の異なる集合体のハンドリング（取り出し・装荷）にあたっては、保守・補修プロセスでの人的ミスを誘引する可能性があるため、より詳細な取り扱い規定を準備し、これらを排除する必要がある。

よって、ピン径調整型上下凸型炉心は、炉心崩壊事故時のコンパクション反応度は十分に得られるが、インベントリを削減したことによって燃焼欠損反応度が大きくなる点と、上述の運転、保守・補修性の問題もあり、実用化に対しては大きな検討課題が残されていると考えられる。

## (2) 径方向ブランケット下部削除型炉心

今回提案している下部構造を変更した径方向ブランケット燃料集合体は、その製作にあたっての新たな課題は見当たらない。一方で、溶融炉心プールの径方向への広がりを促進するために、外側炉心側の P/F を高くし、事故時には確実に内側炉心よりも先に溶融するように炉心流量を設定する等の対策も考えられるが、径方向ブランケット領域も含めて JSFR とは異なる流量配分となるため、炉内での流量調整が必要となる。また、このような対策を講じた場合にも、炉心崩壊事故の様々な事故シナリオについて、溶融炉心プールが常に想定通りに水平方向、炉心最外周部まで広がるかどうか、という点には不確かさが残る。SIMMER コード等で、ある程度詳細な現象も解析できるようになっており、炉心溶融開始から最終的に全炉心プールを形成するまでの過程の全現象を把握することや、溶融炉心プールの広がり挙動の予測技術を高めることが、課題の 1 つである。

## (3) 内側炉心下部吸収体導入炉心

下部構造を変更した径方向ブランケット燃料集合体も採用するが、この集合体に関しては、前述の通りである。さらに内側炉心下部について、本研究においては、低融点金属による反射体部分に SUS ペレットを仮定したが、実機の場合には形状・材質も含めて最適な仕様を再度検討する必要がある。中性子吸収体については、今回  $B_4C$  を選定したが、高温の溶融炉心プールと均質混合するかどうか、未だに知見が少ない。よって、反射体、中性子吸収体のいずれについても、製作性を検討する前に、情報収集及び新たな実験等が必要である。

これらの比較検討の結果、径方向ブランケット下部削除型炉心が、再臨界回避を達成する高速スペクトル炉心の概念として有力であるとの結論に至った。また、内側炉心下部吸収体導入炉心の場合、反射効果をもつ低融点金属と、溶融炉心プールとの混合性に優れた中性子吸収体を開発することで、さらなる安全裕度が確保できることが分かった。

今回の検討では、炉心崩壊事故直後の溶融炉心プール形成時の再臨界回避に着目したが、炉心

設計時に求められる要件は、事故時にも再臨界を回避し、最終的に崩壊した炉心を長期・安定的に冷却し、事故時影響を格納できることである。即ち、事故後崩壊熱除去過程の検討が重要となる。溶融炉心プールの長期冷却の観点では、径方向ブランケット削除型炉心で仮定した炉心崩壊後のプール形状のように、ドーナツ部を持つ複雑な形状は、冷却が難しい。長期冷却パスを確立し、各領域が十分に冷却される方法を検討する必要があるため、上下凸型炉心や内側炉心下部吸収体導入炉心のように、単純な円筒形状の溶融炉心プールの方が、長期安定冷却を検討する際には優位性がある。

## 6. 結論

大型の高速スペクトル炉心において、炉心形状の工夫で、炉心本来の特性によって再臨界を回避できる、固有の安全性を備えた炉心概念を検討した。シビアアクシデント時に炉心内部の冷却材が喪失し、炉心が溶融して炉心下部にコンパクションし溶融炉心プールを形成した際の反応度 ( $\Delta \rho_{\text{comp}}$  : コンパクション反応度) を指標とし、この値が最小 (負の大きな値) となる炉心仕様を、(1)健全状態の炉心形状の工夫、(2)コンパクション後のプールの形状の工夫という2つのアプローチで検討した結果、(1)健全状態の炉心形状の工夫では、負のコンパクション反応度達成の見通しを得たが、炉心インベントリが削減されることによる欠損反応度が大きく、十分な炉心性能が得られないことが分かった。一方、(2)のアプローチによって、現行の JSFR 相当の体系において、径方向ブランケットや内側炉心下部の形状を工夫することにより、再臨界回避の見通しを得られた。即ち、径方向ブランケット下部を削除することで、溶融炉心プールが未臨界となるための十分な堆積スペースを確保し、また内側炉心の下部の通常は LAB を配置する領域に、反射体と吸収体を配置することで、全炉心プールへの拡大が妨げられた際にも、溶融炉心プールを未臨界とすることができる。

## 謝辞

本論文は東京都市大学の高木直行教授のご指導の下、高速スペクトル炉の普及を阻害する1つの要因である再臨界回避型炉心概念を検討し、今後の高速炉開発に資するべく実施した研究です。高木教授には、本論文を纏めるに当たり、絶えず新しい課題とチャレンジを示すという手法で、終始有益かつ温情溢れるご指導を賜りました。多忙を極める中で、常に探求心をもち研究活動を楽しみながら、学生と共に新たな道を切り開く姿から、多くの事を学ばせて頂き、心からの感謝と御礼を申し上げます。

また日々の研究生生活においては、東京都市大学 高木・竹澤研究室の皆様、特に望月 弘保教授（現在は東工大教授）、竹澤 宏樹講師、田原 義壽教授、矢野 眞理様、末富 英一様、小宮 裕子様、仲野 智様、現在修士1年の持丸 貴則さん、仲村 宗真さんから多大なるサポートを頂きました。また凸型炉心形状による再臨界防止固有安全高速炉に関する研究開発チームの皆様（東北大 若林 利男名誉教授、JAEA 舘 義昭様、東芝 坪井 靖様、横山 次男様、原 昭浩様）に終始適切なお指導・ご鞭撻を賜りましたことを深く感謝致します。

さらに、国内外でこれまで高速炉の技術開発・研究分野を支えてきた多くの皆様、直接ご指導頂いた方々、執筆された報告書や論文を通じて数々の知見を残して下さいました方々に心から御礼申し上げます。特に、高速スペクトル炉の技術伝承に尽力され、今回の研究のきっかけを与えて下さった Prof. Alan E. Waltar、日本において高速炉炉心崩壊事故の解析の基盤を構築した MFBR 小山 和也様、電中研 NRRC 遠藤 寛様（故人）にも衷心より深謝申し上げます。

参考文献

---

- 1 H.A. Bethe and J. H. Tait, An estimate of the order of magnitude of vigorous interaction expected should the core of a fast reactor collapse, UKAEA-RHM56(1956)
- 2 H. Fauske, The role of core-disruptive accidents in design and licensing of LMFBRs, Nuclear Safety Vol 17, No.5 Sept-Oct 1976
- 3 Technical Report on Anticipated Transients Without Scram for Water-Cooled Power Reactors, USAEC Report WASH-1270, September 1973
- 4 豊岡、遠藤、飛田、二ノ方、EAGLE 試験解析に基づく高速炉炉心損傷事故時の燃料集合体内部ダクト壁の早期・高熱流束破損の発生機構に関する研究、日本原子力学会和文論文誌 Vol.12, No.1, p.50-66(2013), doi:10.3327/taesj.J12.004
- 5 原子力学会、第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計クライテリアに関する調査研究 (平成24年度)、2013年1月
- 6 Kazumi AOTO , Nariaki UTO , Yoshihiko SAKAMOTO , Takaya ITO , Mikio TODA & Shoji KOTAKE (2011) Design Study and R&D Progress on Japan Sodium-Cooled Fast Reactor, Journal of Nuclear Science and Technology, 48:4, 463-471  
<http://dx.doi.org/10.1080/18811248.2011.9711720>
- 7 Ikken SATO , Yoshiharu TOBITA , Kensuke KONISHI , Kenji KAMIYAMA , Jun-ichi TOYOOKA , Ryodai NAKAI , Shigenobu KUBO , Shoji KOTAKE , Kazuya KOYAMA , Yuri VASSILIEV , Alexander VURIM , Vladimir ZUEV & Alexander KOLODESHNIKOV (2011) Safety Strategy of JSFR Eliminating Severe Recriticality Events and Establishing In-Vessel Retention in the Core Disruptive Accident, Journal of Nuclear Science and Technology, 48:4, 556-566 <http://doi:10.1080/18811248.2011.9711733>
- 8 Suzuki, T., Kamiyama K, Yamano, H., Kubo, S., Tobita, Y., Nakai, R., and Koyama, K., 2014. A scenario of core disruptive accident for Japan sodium-cooled fast reactor to achieve in-vessel retention, Journal of Nuclear Science and Technology, 51, 4, 493-513, <http://dx.doi.org/10.1080/00223131.2013.877405>.

- 
- 9 Kenji Kamiyama, Kensuke Konishi, Ikken Sato, Jun-ichi Toyooka, Ken-ichi Matsuba, Vladimir A. Zuyev, Alexander V. Pakhnits, Vladimir A. Vityuk, Alexander D. Vurim, Valery A. Gaidaichuk, Alexander A. Kolodeshnikov & Yuri S. Vassiliev (2014) Experimental studies on the upward fuel discharge for elimination of severe recriticality during coredisruptive accidents in sodium-cooled fast reactors, *Journal of Nuclear Science and Technology*, 51:9, 1114-1124, DOI: 10.1080/00223131.2014.912566
- 10 Suzuki, T., Tobita Y., and Nakai, R., 2015. Evaluation of reactivity behavior in the material-relocation phase for Japan sodium-cooled fast reactor, *Journal of Nuclear Science and Technology*, 52, 11, 1448-1459, <http://dx.doi.org/10.1080/00223131.2015.1005719>.
- 11 Eiichi Suetomi, Satoshi Nakano, Hiroki Takezawa, Naoyuki Takaki, Core geometry for recriticality prevention against CDA in sodium-cooled fast reactor, *Energy Procedia* 131 (2017) 45-52
- 12 W.F.G. van Rooijen, Hiroyasu Mochizuki, Analysis of the EBR-II SHRT-45R Unprotected Loss of Flow Experiment with ERANOS and RELAP, September 2015, *Science and Technology of Nuclear Installations* 2015:1-14, DOI:10.1155/2015/832721
- 13 Advanced Nuclear System Research and Development Directorate of Japan Atomic Energy Agency (JAEA), Research and Development Department of The Japan Atomic Power Company (JAPC), 2011. Fast reactor cycle technology development project (FaCT Project) –Phase I report–, JAEA-Evaluation 2011-003
- 14 Mochizuki, H., 2015. Liquid metal heat transfer in heat exchangers under low flow rate conditions, *Journal of Nuclear Science and Technology*, 52, 6, 821-828, <http://dx.doi.org/10.1080/00223131.2014.980349>.
- 15 Cheng, S.K., Todreas, N.E., 1986. Hydrodynamic models and correlations for bare and wire-wrapped hexagonal rod bundles – bundle friction factors, subchannel friction factors and mixing parameters, *Nuclear Engineering and Design*, 92, 227-251



---

16 Taira HAZAMA, Go CHIBA & Kazuteru SUGINO (2006) Development of a Fine and Ultra-Fine Group Cell Calculation Code SLAROM-UF for Fast Reactor Analyses, *Journal of Nuclear Science and Technology*, 43:8, 908-018, DOI:10.1080/18811248.2006.9711176

17 Fowler, T.B., and Vondy, D.R. *NUCLEAR REACTOR CORE ANALYSIS CODE: CITATION. Revision 2*, 1971

18 Hirofumi Takashita, et al., Report on Neutronic Design Computational Methods (In Japanese), JN-TN8410 2000-011 May 2000.

19 BN-600 Hybrid Core Benchmark Analyses, Results from a Coordinated Research Project on Updated Codes and Methods to Reduce the Computational Uncertainties of the LMFR Reactivity Effects, IAEA-TECDOC-1623, IAEA, February 2010. Table 3.3 を引用。

20 Power reactors and sub-critical blanket systems with lead and lead-bismuth as coolant and/or target material, Utilization and transmutation of actinides and long lived fission products, IAEA-TECDOC-1348, IAEA, May 2003

21 Tohru Suzuki, Yoshiharu Tobita, Kenichi Kawada, Hirotaka Tagami, Joji Sogabe, Kenichi Matsuba, Kei Ito and Hiroyuki Ohshima, A Preliminary Evaluation of Unprotected Loss-of-flow Accident for a Prototype Fast-breeder Reactor, *Nuclear Engineering and Technology* 47(2015) 240-252

22 JNC TN9400 2001-113 ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討 ―再臨界回避型酸化物燃料炉心の検討―、2001年9月 核燃料サイクル開発機構

23 PNC TN9410 97-079 高速増殖原型炉 ULOF 事象の評価研究―最新の知見を反映した炉心損傷評価― 1997年9月 動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター

---

24 TJ221 72-01 炭化ホウ素ペレットの炉外評価試験 1972年2月

25 Peter Hofmann, Mario Enrique Markiewicz & José Luis Spino(1990)Reaction Behavior of B<sub>4</sub>C Absorber Material with Stainless Steel and Zircaloy in Severe Light Water Reactor Accidents, Nuclear Technology, 90:2,226-244 DOI:10.13182/NT90-A34417

26 平成27年度 文部科学省国家課題対応型研究開発推進事業原子力システム研究開発事業  
「凸型炉心形状による再臨界防止固有安全高速炉に関する研究開発」成果報告書 2016年  
3月 東京都市大学