令和2年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業

MA 含有ブランケット燃料を活用した 固有安全高速炉の開発

成果報告書

令和3年3月 国立大学法人 福井大学

本報告書は、文部科学省の原子カシステム 研究開発事業による委託業務として、国立大 学法人 福井大学が実施した平成29年度-令 和2年度「MA含有ブランケット燃料を活用し た固有安全高速炉の開発」の成果を取りまと めたものです。

目次

概略 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	i i i
1. はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	-1
2. 業務計画 ······2	. 1–1
2.1 全体計画 ···········2	. 1–1
3. 実施内容及び成果	. 1. 1–1
3.1 固有安全 SFR 炉心の概念設計 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	. 1. 1–1
3.1.1 燃焼反応度低減のための感度解析(再委託先:日立 GE) 【H29】 ・・・・・3	. 1. 1–1
3.1.2 固有安全 SFR の炉心概念設計 (再委託先:日立 GE) 【H30-R1】 ・・・・・ 3	. 1. 2–1
3.2 設計に適用可能な過渡核特性解析手法の開発・・・・・・・・・・・・・・・・・・3	. 2. 1–1
3.2.1 輸送理論に基づく過渡核特性解析手法の調査・検討 【H29-R1】・・・・・・3	. 2. 1–1
3.2.2 過渡核特性解析手法の検証(再委託先:大阪大学) 【H29-R2】・・・・・3	. 2. 2–1
3.2.3 過渡計算結果に対する検討 【R2】・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	. 2. 3–1
3.3 固有安全 SFR の ULOF、UTOP に対する安全性確認 ····································	. 3. 1–1
3.3.1 過渡核特性解析手法とプラント動特性解析手法の結合方法の検討	
(再委託先:日立 GE)	. 3. 1–1
3.3.2 解析ツールの試作(再委託先:日立 GE) 【R2】 ・・・・・・・・・・・・・・・・3	. 3. 2–1
3.3.3 固有安全 SFR の過渡時安全性の評価 (再委託先:日立 GE) 【R2】 ・・・・・3	. 3. 3–1
3.4 設計手法検証のための国際協力・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	. 4. 1–1
3.4.1 高速炉安全性向上のための国際協力の推進・検討 【H30-R2】・・・・・・3	. 4. 1–1
3.4.2 炉心損傷回避を目指す高速炉の提案(再委託先:日立 GE) 【H30-R2】 ··3	. 4. 2–1
3.4.3 過渡解析手法に対する議論・検討(再委託先:大阪大学) 【R1-R2】・・・・3	. 4. 3–1
3.5 研究推進 【H29-R2】 ······3	. 5–1
4. 結言 · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	-1
4.1 固有安全 SFR 炉心の概念設計・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	-1
4.1.1 燃焼反応度低減のための感度解析(再委託先:日立 GE) 【H29】 ・・・・・・4	. 1
4.1.2 固有安全 SFR の炉心概念設計 (再委託先:日立 GE) 【H30-R1】 ・・・・・・ 4	-1
4.2 設計に適用可能な過渡核特性解析手法の開発・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	-1
4.2.1 輸送理論に基づく過渡核特性解析手法の調査・検討 【H29-R1】・・・・・・・4	-1
4.2.2 過渡核特性解析手法の検証(再委託先:大阪大学) 【H29-R2】・・・・・・4	-2
4.2.3 過渡計算結果に対する検討 【R2】・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	-2
4.3 固有安全 SFR の ULOF、UTOP に対する安全性確認・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	-3
4.3.1 過渡核特性解析手法とプラント動特性解析手法の結合方法の検討	

			(再委言	£先: I	日立 G	iE)	(H29-	-R1】	• • • • •		• • • • •	• • • • •	• • • • • •	••••	• • •	4–3
	4.	3. 2	解析ツ	ールの	試作	(再委	託先	:日立	GE)	[R2]	• • • •	• • • • •		••••	• • •	4–3
	4.	3. 3	固有安	全 SFR	の過ぎ	渡時望	安全性	の評価	西(再孝	託先 :	日立	GE)	[R2]	•••	• • •	4–3
4.	4	設計	 手法検	証のた	:めの	国 際 協	協力 ・・	• • • • •	• • • • •					••••	•••	4–3
	4.	4. 1	高速炉	安全性	向上。	のため	りの国	際協さ	りの推	進・検	討	[H30–	R2] ··	••••	•••	4–3
	4.	4. 2	炉心損	傷回避	を目	指す福	高速炉	の提望	퇶(再]	託先 :	日立	GE)	[H30-	-R2]	••	4–4
	4.	4. 3	過渡解	析手法	に対	する諸	美論・	検討(再委許	モ先:ノ	、阪大	学)	[R1-R	2】 - ·	•••	4–5

表一覧

表 3.1.1-1	各種炉心概念の得失整理・・・・・	3.1.1-4
表 3.1.1-2	固有安全 SFR 候補炉心の設計目標・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1–5
表 3.1.1-3	固有安全 SFR 候補炉心の主要仕様・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1–5
表 3.1.1-4	固有安全 SFR 候補炉心の燃料集合体の主要な仕様・・・・・・・	3. 1. 1-6
表 3.1.1-5	固有安全 SFR 候補炉心の燃料組成(軽水炉使用済燃料の回収	
	TRU)	3. 1. 1-7
表 3.1.1-6	固有安全 SFR 候補炉心の主要核特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1-8
表 3. 1. 2-1	GEM を設置した固有安全 SFR 候補炉心の主要仕様 ・・・・・・・・	3. 1. 2–5
表 3.1.2-2	内側炉心高さと上部遮へい体の ¹⁰ B 濃縮度の影響 ・・・・・・・	3. 1. 2–6
表 3.1.2-3	ボイド反応度低減策の感度解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2–7
表 3.1.2-4	燃焼反応度 1\$以下、ボイド反応度負を達成する固有安全 SFR	
	炉心の炉心特性・・・・・・	3. 1. 2–8
表 3. 2. 1-1	3次元輸送計算手法の比較検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1–12
表 3. 2. 1-2	第二段階の計算手法の比較検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1–13
表 3. 2. 2-1	KICOM の仕様 ······	3. 2. 2–4
表 3. 2. 2-2	NSHEX の仕様 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 2. 2-4
表 3. 2. 2-3	平成 30 年度に高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容…	3. 2. 2-4
表 3. 2. 2-4	令和元年度に高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容···	3. 2. 2–5
表 3.2.2-5	制御棒挿入により投入される反応度の比較・・・・・・・・・・	3. 2. 2–5
表 3. 2. 3-1	UTOP 時における漸近近似に基づき計算した 25 秒時点でのドッ	
	プラ反応度及び燃料膨張反応度・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3–5
表 3. 2. 3-2	ULOF 時における漸近近似に基づき計算した 50 秒時点でのドッ	
	プラ反応度及び燃料膨張反応度・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3–5
表 3.3.1-1	解析手法を統合する手法の比較・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.1-4
表 3.3.1-2	炉心部過渡計算の計算内容と入出力・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.1-4
表 3.3.1-3	各計算部における取り合いデータの補間方法・・・・・・	3.3.1–5
表 3.3.1-4	データ授受間隔と予測誤差の関係・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.1-6
表 3.3.1-5	炉心計算体系と温度計算モジュールの計算機能	3. 3. 1–7
表 3.3.2-1	MAIN モジュールから各モジュールへの要求 ・・・・・・・・・・	3. 3. 2–2
表 3. 3. 3-1 (1/4)	固有安全 SFR 炉心データ (1/4)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.3–5
表 3. 3. 3-1 (2/4)	固有安全 SFR 炉心データ (2/4)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.3-6
表 3. 3. 3-1 (3/4)	固有安全 SFR 炉心データ (3/4)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 3–7
表 3. 3. 3-1 (4/4)	固有安全 SFR 炉心データ (4/4)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.3-8
表 3.3.3-2(1/3)	固有安全 SFR 炉心・予備解析用データ (1/3)・・・・・・・・・・	3.3.3-9
表 3.3.3-2(2/3)	固有安全 SFR 炉心・予備解析用データ (2/3)・・・・・・・・・・	3. 3. 3–10

表 3.3.3-2(3/3)	固有安全 SFR 炉心・予備解析用データ (3/3)・・・・・・・・・・	3. 3. 3–11
表 3.3.3-3	冷却材最高温度の関係⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯	3. 3. 3–12
表 3.3.3-4	過渡時安全性評価条件⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯	3. 3. 3–12
表 3.3.3-5	固有安全 SFR の過渡時安全性評価結果・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 3–12
表 3. 4. 2-1	固有安全 SFR の設計案と他の設計案との比較・・・・・・・・・・	3. 4. 2–3

図一覧

図 2.1-1	全体計画図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2.1–2
図 3.1.1-1	固有安全 SFR 炉心の候補炉心・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.1.1-9
図 3.1.1-2	固有安全 SFR 候補炉心の炉心構成(感度解析用基準炉心)・・・	3. 1. 1–10
図 3.1.1-3	固有安全 SFR 候補炉心の燃焼反応度とボイド反応度・・・・・・	3. 1. 1–11
図 3.1.2-1	GEM 付き固有安全 SFR 候補炉心の炉心構成 ・・・・・・・・・・・	3.1.2–9
図 3.1.2-2	内部ブランケットの MA 含有率の感度解析・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2–10
図 3.1.2-3	後備炉停止系制御棒の中性子吸収材下端位置をナトリウムプ	
	レナム上端とした状態・・・・・	3. 1. 2–10
図 3.1.2-4	GEM 付き固有安全 SFR 候補炉心の燃焼計算用 2 次元 RZ 体系モ	
	デル(制御棒第2層の中性子吸収材下端位置をナトリウムプレ	
	ナム上端とした場合)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2–11
図 3. 2. 1-1	ノード表面における流入・流出中性子東・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1–14
図 3. 2. 1-2	Sn ノード法による時間依存中性子東分布の計算手順 · · · · · ·	3. 2. 1–14
図 3.2.1-3	過渡核特性計算とプラント動特性計算のデータ受け渡し・・・・・	3. 2. 1–15
図 3. 2. 1-4	考慮すべきフィードバック反応度の種類⋯⋯⋯⋯⋯⋯	3. 2. 1–15
図 3.2.1-5	冷却材(ナトリウム)ボイド反応度の計算フロー・・・・・・	3. 2. 1–16
図 3.2.1-6	軸方向ノード内の中性子束分布・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1–16
図 3. 2. 1-7	制御棒反応度の時間依存性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1–17
図 3. 2. 2-1	もんじゅ炉心体系での反応度・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 2–6
図 3. 2. 2-2	固有安全高速炉体系における ULOF 時の反応度・・・・・・・・・	3. 2. 2–6
図 3.2.2-3	固有安全高速炉体系における ULOF 時の炉心出力・・・・・・・	3. 2. 2–7
図 3. 2. 2-4	NSHEX の結果と比較するための固有安全高速炉体系 · · · · · ·	3. 2. 2–7
図 3. 2. 2-5	KICOM と NSHEX の 1 群中性子東分布の比較 · · · · · · · · · · · ·	3. 2. 2–7
図 3. 2. 3-1	開発した計算コードで求めた UTOP 時の炉心出力の時間依存性	3. 2. 3–6
図 3. 2. 3-2	開発した計算コードで求めた UTOP 時の各種反応度・・・・・・	3. 2. 3–6
図 3. 2. 3-3	開発した動特性解析コードによる ULOF 時の炉心出力と流量の	
	時間変化	3. 2. 3–7
図 3.2.3-4	開発した動特性解析コードによる ULOF 時の炉心出力と流量の	
	比の時間変化・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3–7
図 3.2.3-5	開発した動特性解析コードによる ULOF 時の各種反応度の時間	
	変化	3. 2. 3–8
図 3.3.1-1	燃料ピンの温度応答解析・検討結果(燃料ピンの 1 次遅れ時	
		3. 3. 1–8
図 3.3.1-2	テータ授受間隔と予測誤差の関係・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.1–9
図 3.3.1-3	統合する解析ツール用の温度計算モジュールの計算機能確認	

	結果	3. 3. 1–10
図 3. 3. 2-1	結合する解析ツールのプログラム構成・・・・・・・・・・・・	3. 3. 2–2
図 3. 3. 2-2	MAIN モジュールの概略処理手順・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 2–3
図 3.3.2-3	核特性計算モジュールの概略処理手順・・・・・・・・・・・・・	3.3.2–3
図 3.3.3-1	固有安全 SFR 炉心・ULOF 予備解析結果 · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 3. 3–13
図 3.3.3-2	固有安全 SFR 炉心・UTOP 予備解析結果 · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 3. 3–14
図 3.3.3-3	固有安全 SFR 炉心の ULOF に対する安全性確認結果・・・・・・	3. 3. 3–15
図 3.3.3-4	固有安全 SFR 炉心の UTOP に対する安全性確認結果・・・・・・	3. 3. 3–16
図 3.3.3-5	ULOF、UTOP におけるナトリウムプレナムの反応度 ・・・・・・・	3. 3. 3–17
図 3.3.3-6	ULOF、UTOP における反応度の中性子漏洩成分 ·····	3. 3. 3–18
図 3.4.1-1	平成 30 年度の国際会議での発表項目に関するメリット・デメ	
	リット・・・・・	3.4.1-6
図 3.4.1-2	令和元年度の国際会議での発表項目に関するメリット・デメ	
	リット・・・・・	3. 4. 1–7
図 3.4.1-3	令和2年度の国際会議での発表項目に関するメリット・デメリ	
	ット・・・・	3.4.1-8
図 3.4.2-1	固有安全 SFR の炉心概念設計の進捗・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 4. 2–3
図 3.4.2-2	国際ベンチマークの案・・・・・	3. 4. 2–4
図 3.4.3-1	過渡解析のフローチャート・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 4. 3–2

略語一覧		
ASTRID	: Advanced Sodium Technological Reactor	フランスで計画中の高速実証炉
BWR	for Industrial Demonstration	沸腾水型原子炉
FBK	- Fast Breeder Reactor	局迷瑁 <u>狸炉</u>
FP	: Fission Products	核分裂生成物
GEM	: Gas Expansion Module	ガス膨張機構
НМ	: Heavy Metal	重金属
IAEA	: International Atomic Energy Agency	国際原子力機関
JENDL-4.0	: Japanese Evaluated Nuclear Data Library	日本における評価済み核デー
	Version 4.0	タ第 4.0 版
JSFR	: Japan Sodium Cooled Fast Reactor	FaCT プロジェクトの Na 冷却高
		速炉
MA	: Minor Actinide	マイナーアクチニド
MOX	: Mixed Oxide Fuel	混合酸化物(燃料)
PWR	: Pressurized Water Reactor	加圧水型原子炉
RE	: Rare-earth element	希土類元素
SFR	: Sodium Cooled Fast Reactor	ナトリウム冷却高速炉
TRU	: Transuranium element	超ウラン元素
ULOF	: Unprotected Loss of Flow Accident	流量喪失型スクラム失敗事象
UTOP	: Unprotected Transient Overpower	出力上昇型スクラム失敗事象
vol.%	: volume percent	体積パーセント
wt%	: weight percent	重量パーセント

概略

【研究の背景】

高速炉では冷却材のナトリウムが沸騰すると、中性子スペクトルが硬くなり、正の反応度 が印加されるため、適切な制御が行われない場合には出力が暴走し、炉心損傷に至る可能性が ある。このため、最近はヨーロッパ、ロシアではナトリウムボイド反応度を負にして、より炉 心安全性を向上する研究開発が進んでおり、ASTRIDの設計等に反映されている。

他方、高速炉の燃焼反応度は3 %Δk/kk'程度であり、運転サイクルの初期では、燃焼補償 用の制御棒を挿入して、余剰反応度を抑制する。制御棒を運転中に誤引き抜きすると、正の反 応度が印加され、当該制御棒周辺の燃料の出力が増加して燃料溶融により燃料ピンが破損する 可能性がある。

本研究で、ナトリウム冷却高速炉(SFR)を対象に、過渡時に負のナトリウム密度係数及びボ イド反応度を有し、かつ燃焼反応度をゼロ近傍とする設計により、スクラム不作動流量喪失事 象ULOFやスクラム不作動制御棒誤引抜事象UTOPを想定しても炉心損傷を回避できる固有安全高 速炉の炉心概念を開発した。

ULOFへの対策として、上部ナトリウムプレナムに加えて受動安全機構GEM(ガス膨張機構) の設置を想定する。ULOF時の負の反応度の予測精度を向上するため、過渡時のボイド反応度も しくは冷却材反応度の計算法の高度化を実施する。これは従来の拡散計算を用いるとナトリウ ムプレナムの負のボイド反応度を約30%過大評価するためであり、輸送効果を取り入れ設計に 適用可能な多次元過渡核計算手法を開発する。

一方、UTOPに関しては炉心損傷回避のために制御棒誤引き抜き時の印加反応度と局所的な フィードバック反応度と中性子束の歪を高精度で予測する必要があり、開発した輸送効果を取 り入れた多次元過渡核特性解析手法を用いて解析する。

本研究は平成28年度で終了した原子力システム研究開発事業、"「もんじゅ」データを活用 したマイナーアクチニド核変換の研究"、の成果を発展させ重大事故が回避できるよう、安全 面を向上した高速炉を提案するものである。

viii

1. はじめに

一般に高速炉(SFR)でスクラム不作動流量喪失事象 ULOF (Unprotected Loss of Flow Accident) を想定すると、冷却材のナトリウム沸騰により正のボイド反応度が入り炉心損傷に至る可能性 がある。また、スクラム不作動制御棒誤引抜事象 UTOP (Unprotected Transient Over Power)を 想定した場合も燃料溶融により炉心損傷に至る可能性がある。本研究では、ナトリウムボイド 反応度負とゼロ近傍の燃焼反応度を両立させて、万一の ULOF、UTOP を想定した場合にも炉心損 傷を回避できる固有安全 SFR の炉心概念を研究する。また、ナトリウムプレナム付き固有安全 SFR の炉心の概念設計に使用するため、ナトリウムボイド反応度を正確に解析できる輸送理論を 用いることが必要になる。そのため、輸送理論に基づく多次元過渡核特性解析手法を開発し、 既存のプラント動特性解析手法と結合して固有安全 SFR の炉心が ULOF、UTOP 時に炉心損傷を回 避できることを確認する。

具体的には以下の項目を実施する。

- (1) 固有安全 SFR 炉心の概念設計
- (2) 設計に適用可能な過渡核特性解析手法の開発
- (3) 固有安全 SFR の ULOF、UTOP に対する安全性確認
- (4) 設計手法検証のための国際協力

2. 業務計画

2.1 全体計画

本業務の全体計画図を図 2.1-1 に示す。

〔対象とする革新的原子力システムとその技術範囲〕

高速炉では冷却材のナトリウムが沸騰すると、中性子スペクトルが硬くなり、正の反応度 が印加されるため、適切な制御が行われない場合には出力が暴走し、炉心損傷に至る可能性 がある。このため、最近はヨーロッパ、ロシアではナトリウムボイド反応度を負にして、よ り炉心安全性を向上する研究開発が進んでおり、ASTRIDの設計等に反映されている。

他方、高速炉の燃焼反応度は3%Δk/kk'程度であり、運転サイクルの初期では、燃焼補 償用の制御棒を挿入して、余剰反応度を抑制する。制御棒を運転中に誤引き抜きすると、正 の反応度が印加され、当該制御棒周辺の燃料の出力が増加して燃料溶融により燃料ピンが破 損する可能性がある。

本研究は、ナトリウム冷却高速炉(SFR: Sodium-cooled Fast Reactor)を対象に、過渡時 に負のナトリウム密度係数及びボイド反応度を有し、かつ燃焼反応度をゼロ近傍とする設計 により、スクラム不作動流量喪失事象 ULOF (Unprotected Loss of Flow Accident)やスクラ ム不作動制御棒誤引抜事象 UTOP (Unprotected Transient Over Power)を想定しても炉心損傷 を回避できる固有安全高速炉の炉心概念を開発する。

ULOF への対策として、上部ナトリウムプレナムに加えて受動安全機構 GEM (Gas Expansion Module: ガス膨張機構)の設置を想定する。ULOF 時の負の反応度の予測精度を向上するため、 過渡時のボイド反応度もしくは冷却材反応度の計算法の高度化を実施する。これは従来の拡 散計算を用いるとナトリウムプレナムの負のボイド反応度を約 30 %過大評価するためであり、 輸送効果を取り入れ、設計に適用可能な多次元過渡核計算手法を開発する。

一方、UTOP に関しては炉心損傷回避のために制御棒誤引き抜き時の印加反応度と局所的な フィードバック反応度と中性子束の歪を高精度で予測する必要があり、開発した輸送効果を 取り入れた多次元過渡核特性解析手法を用いて解析する。

また、国際協力として本提案の固有安全性を有する高速炉設計案を海外で開発中の高速炉 設計案と比較検討し、それぞれの高速炉の安全性について議論する。さらに、開発した多次 元動特性解析手法についても比較検討する。

平成29年度	平成30年度	令和元年度	令和2年度	
(1)固有安全SFR炉心の	D概念設計			
①燃焼反応度低減 のための感度解析				
	②固有安全SFRの炉心概念設計(日	立GE)		
	炉心仕様の検討	炉心仕様の最適化	<u> </u>	
(2) 設計に適用可能な	過渡核特性解析手法の開発			
① 輸送理論に基:	」 づく過渡解析手法の調査・検討(福井ナ	(学)		
過渡解析手法の調 査・検討	過渡解析手法の決定	過渡解析に用いる反応度フィードパック 計算手法の確定及び過渡解析手法の改善 検討		
	↓	↓	J	
② 過渡核特性解析:	手法の検証(大阪大学)			
過渡解析コードの調査	過渡解析コードの高度化	過渡解析コードによる試計算	過渡解析コードの検証	
			 ③ 過渡計算結果に対する検 	
(3)固有安全SFRのUL0	F・UTOPに対する有効性確認	10 10 10 10 10 10 10 10 10 10 10 10 10 1		
①温渡核特性解析手法		の検討 (日立GE)		
基本方針検討	方針見直し、予備改修	結合機能確認	②解析ツールの 試作(日立GE) ③固有安全SFR の過渡時安全	
			性の評価(日 立GE)	
		(4) 設計手法検証のための国際協力	1	
		↓		
		①高速炉安全性向上のための国	国際協力の推進・検討(福井大学)	
		⑦重士事故を回避す 2	、 高速恒の提案(日立GE)	
		(上) (の主人争取て凹翅りる		
		③過渡解析手法に対する	5議論・検討(大阪大学)	

図 2.1-1 全体計画図

3. 実施内容及び成果

3.1 固有安全 SFR 炉心の概念設計

ULOF、UTOP に対する安全性確保のための条件を同時に満足する固有安全 SFR 炉心の概念設計を実施した。特に UTOP 対応として、ボイド反応度を抑制しつつ燃焼反応度低減を達成する MA 装荷方法を明らかにした。

3.1.1 燃焼反応度低減のための感度解析(再委託先:日立 GE)【H29】

出力750 MWeクラスのSFRを対象に、MAの燃料親物質としての特長を活用して燃焼反応 度1 \$以下を達成するMAの装荷方法を検討し、固有安全SFR候補炉心概念を選定した。さ らに、選定した炉心概念を対象とした感度解析により、燃焼反応度1 \$以下となる条件 を明らかにした。

(1) 候補炉心の選定

既往研究⁽¹⁾で検討された種々の炉心概念の得失整理を行い、固有安全性の目標達成を 念頭に燃焼反応度1 \$以下を達成する候補炉心を選定した。図3.1.1-1 に今回検討した 固有安全 SFR の候補炉心の概略図を示し、表3.1.1-1 に候補炉心の得失整理結果を示す。 表3.1.1-1 に示す各炉心概念の特徴を考慮し、燃焼反応度を低減しつつ、ボイド反 応度も同時に低減できる可能性があり、技術的な課題も少ないことから、ナトリウム プレナム付き軸方向非均質炉心の内部ブランケットに MA を添加した炉心を候補炉心に 選定した。

(2) 感度解析の実施

固有安全 SFR 炉心の候補炉心として選定したナトリウムプレナム付き軸方向非均質炉 心を基準炉心として燃焼反応度に着目した感度解析を実施した。

①炉心仕様と設計目標

FaCT 計画⁽²⁾で検討された JSFR 実証炉を参考に、固有安全 SFR 候補炉心の設計目標や 炉心仕様を設定した。設計目標を表 3.1.1-2 に、主要な炉心仕様を表 3.1.1-3 に、炉心 燃料集合体の主要な仕様を表 3.1.1-4 に示す。また、炉心構成を図 3.1.1-2 に示す。

②燃料集合体の構成

本研究における固有安全 SFR 候補炉心の検討に用いる炉心燃料は、軽水炉使用済燃料 を再処理して得られる Pu や MA を用いるものとし、燃料の母材であるウランは劣化ウラ ンを使用した。軸方向・径方向ブランケット燃料は劣化ウランを使用した。また構造材 のうち被覆管は ODS 鋼、ラッパ管は PNC-FMS 鋼とした。

③燃料組成の設定

本研究における固有安全 SFR 候補炉心に用いる MOX 燃料の TRU 組成を表 3.1.1-5 に示 す。JENDL-4.0 に基づく ORIGEN 用 1 群断面積ライブラリ⁽³⁾を用いた ORIGEN2⁽⁴⁾コードに

3.1.1-1

よる燃焼計算で求めた BWR と PWR の使用済燃料を、各新燃料の重量比換算で1:1の割 合で混合し、燃料組成を設定した。軽水炉使用済み燃料の燃焼度は既往研究⁽⁵⁾を参考に 60 GWd/t と設定した。冷却・貯蔵期間は 30 年とし、再処理・燃料製造後のタイムラグ を2 年間として、Pu-241 から Am-241 への β 崩壊を考慮する。

なお、本研究における固有安全炉心に用いる燃料は、表 3.1.1-5(a)に示す組成の TRU に U を混合して製造することを想定するため、AM-241 の重金属重量に対する割合は約 0.1 wt%まで低下する。

④燃焼反応度の感度解析

MAの燃料親物質としての燃焼反応度低減効果を活用しつつ、ボイド反応度への影響を 軽減するため、運転サイクル期間と内部ブランケット燃料に添加する MA の含有率をパ ラメータとして、燃焼反応度1 \$以下を達成する炉心の感度解析を実施した。

感度解析に用いる計算コード、計算条件は以下とした。

- ・核定数ライブラリ: JENDL4.0 に基づく高速炉用炉定数 UFLIB. J40⁽⁶⁾
- ・エネルギー群数:70 群
- ・実効断面積計算コード(格子計算): SLAROM-UF-2010⁽⁷⁾(均質セルモデル)
- ・燃焼計算コード: CITATION-BURN⁽⁸⁾ (2 次元 RZ モデル)
- ・
 摂動計算コード: PERKY⁽⁹⁾(2次元 RZ モデル)
- ・ボイド反応度計算時のボイド化領域:燃料集合体のうち炉心燃料、内部ブランケット、ナトリウムプレナム領域のラッパ管内部
- ・ドップラ係数計算条件:炉心燃料及び内部ブランケット燃料の温度を定常状態か ら 500 ℃昇温

感度解析の具体的な計算パラメータは以下とした。

- 内部ブランケット燃料の MA 含有率 : 0~40 wt%の範囲
- ・運転サイクル期間
 : 19.8 ヶ月、12 ヶ月

⑤感度解析結果

表 3.1.1-6 に炉心の燃焼計算に基づく核特性及び反応度特性を示し、図 3.1.1-3 に燃 焼反応度とボイド反応度の計算結果を示す。

図 3.1.1-3 より、内部ブランケットの MA 含有率を高めると MA の燃料親物質としての 効果と、炉心燃料の Pu 富化度減少による内部転換比増大効果によって、燃焼反応度が 小さくなった。

運転サイクル期間が19.8 ヵ月の場合は、燃焼反応度が1 \$以下となる MA 含有率はおよそ32 wt%で、この時のボイド反応度は約4 \$になった。

運転サイクル期間が12か月の場合は炉心燃料のPu富化度減少による内部転換比増大 効果によってMA含有率が0wt%時においても約1/2まで燃焼反応度が下がり、同じMA 含有率に対する燃焼反応度が小さい結果となった。また、内部ブランケット燃料に添加 するMA含有率が約27wt%で、燃焼反応度を目標とする1 \$以下とできる可能性がある ことが分かった。この場合のボイド反応度は約2 \$強となり、運転サイクル期間19.8ケ

⑥まとめ

出力 750 MWe クラスの固有安全 SFR 候補炉心を対象に内部ブランケットの MA 含有率 と運転期間をパラメータとする感度解析を実施し、運転サイクル期間を 12 ヶ月、内部 ブランケットの MA 含有率を 27 wt%とすれば、燃焼反応度を目標の 1 \$以下とできるこ とを確認した。本結果を基に、GEM の設置や炉心高さの低減などのボイド反応度低減策 を組み合わせて、設計目標である 1 \$以下の燃焼反応度と負のボイド反応度を達成する 炉心を 3.1.2 節で構築する。

ゆイギ	燃総反応度とボイド反応度の同時 達成は困難				I BにMAを装荷するケースで、 瞬峰にたましょくいにた年へ日	<u> ※施込が皮 G かり ドメが皮 ひ 日</u> 標を同時達成できる可能性		燃焼反応度とボイド反応度の目	<u>標を同時達成できる可能性はあ</u> るが、下記の課題有:	・炉心サイズ:大・エロレ店ご繰到の今世は日日	・ I D C // いいがたい 田小畑 日油 度差:大→サーマルストライピング	燃総反応度の目標達成困難
備考	中性子スペクトル:硬 中性子インポータンス:小		中性子孙。小小:硬	有望な候補	가 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·		中性子スペクトル:硬	有望な候補	가 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·		Ι	
ボイド反応度 ^(注)	¥		\[/	大	\overline{V}	۲ſ <i>۲</i>	\[/	大	$\overline{\psi}$	۲ſv	\[/	\[/
燃焼反応度 ^(注)	4	¥	¥	رار ا	$\overline{\sqrt{V}}$	¥	¥		$\overline{\sqrt{T}}$	¥	¥	¥
MA 装荷位置 ^(*)	炉心	AB	RB	炉心	<u>I B</u>	AB	RB	炉心	<u>I B</u>	AB	RB	心心
炉心概念	均質炉心				Na プレナム 仕を軸七丘	北で軸の同			径方向	非均質炉心		円環状炉心

表 3.1.1-1 各種炉心概念の得失整理

(注) 燃焼反応度及びボイド反応度ともに「小」が設計目標達成可能性の点で優れている。 * AB:軸方向ブランケット、RB:径方向ブランケット、IB:内部ブランケット

	咟	Ħ	設計条件 / 設計目標			
	填		JSFR	固有安全 SFR 炉心		
設計目標	Ŧ	曽殖比	導入期 : 1.10 平衡期 : 1.03	1.03 以上		
	取出	炉心部	150 GWd/t	80~100 GWd/t 程度以上		
	半均 燃焼度	全炉心	70~80 GWd/t以上	_		
	運転サイクル長さ		18ヶ月以上	12ヶ月以上		
	ボイド反応度		6 \$程度以下	負の反応度		
	燃焼反応度		_	1 \$以下		

表 3.1.1-2 固有安全 SFR 候補炉心の設計目標

表 3.1.1-3 固有安全 SFR 候補炉心の主要仕様

	項目	単位	值
電気出力		MWe	750
炉心熱出力		MWt	1765
原子炉出口/入	口温度	°C	550 / 395
1次系冷却材流量		kg/s	9000
運転サイクル期	間	ケ月	12 または 19.8
燃料交換バッチ	数(炉心/径方向ブランケット)	—	6 / 6
炉心高さ(内側	炉心/外側炉心)	cm	60 / 90
内部ブランケッ	ト厚さ	cm	20
軸方向ブランケ	ット厚さ(上部/下部)	cm	- / 13
ナトリウムプレ	ナム長さ(内側炉心/外側炉心)	cm	45 / 35
上部ガスプレナ	ム長さ	cm	5
	内側炉心	体	244
炉心燃料	外側炉心	体	126
未口仲奴	合計	体	370
径方向ブランケ	ット燃料集合体数	体	78
生(谷)+去 + *++*1	主炉停止系(粗調整棒/微調整棒)	本	27 / -
前仰徑个级	後備炉停止系	本	12
径方向遮へい体	数 (ステンレス鋼/B4C)	体	84 / 186
炉心燃料ピン径	(炉心/径方向ブランケット)	mm	10.4 / 11.7
ピン本数(炉心/*	径方向ブランケット)	本	271 / 217
スペーサワイヤ	径(炉心/径方向ブランケット)	mm	1.03 / 1.07
炉心等価直径		m	4.37
遮へい体外接円	径	m	6.17

*1 解析では制御棒集合体はナトリウムフォロワとし、中性子吸収体は考慮しない。

項 目				径方向			
			内側炉心	外側炉心	内部ブラン ケット (内側炉心のみ)	軸方向 ブラン ケット	フラン ケット 燃料集合 体
		材料	(Pu, U) 0 ₂	←	UO2+MAO2	U02	←
		形態	ペレット	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	<i>←</i>
	冰 半	ペレット外径(mm)	8.74	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	10.57
	KNA-T	ペレット中空径 (mm)	2.6	←	\rightarrow	0.0	0.0
		スミア密度(%TD)	82	\leftarrow	\leftarrow	90	90
		スタック長(上部/下 部)(mm)	350/250	900	200	130	1330
		材料		ODS \$	岡		~
燃料ピ	被覆管	外径(mm)		11.7			
ン		内径(mm)		10.86			
		肉厚(mm)		0.42			
	スペーサ	型式			<i>←</i>		
		材料	Р	NC-FMS 鋼ま7	たは ODS 鋼		<i>←</i>
		外径(mm)		1.03	3		1.07
		巻き付けピッチ (mm)		200)		~
	ガスプレ: 部)(mm)	トム長さ(上部/下		~			
	封入ガス			<i>←</i>			
	燃料ピン全	長(mm)	2120	2220	—	—	2520
	材料			\leftarrow			
ラッパ	外対面間距	難 (mm)		<i>←</i>			
管	内対面間距離	維(mm)		\leftarrow			
	肉厚(mm)			\leftarrow			
	燃料ピン本	数		217			
45 A 11	燃料ピン配	列ピッチ(mm)		11.4	8		12.82
集台体	上部ナトリ (mm)	ウムプレナム厚さ	450	350	_	_	—
	集合体全長	(mm)		~			

表 3.1.1-4 固有安全 SFR 候補炉心の燃料集合体の主要な仕様

核種	重量[g]*1,2	組成 [wt%]
Pu-238	414.35	3.92
Pu-239	5611.60	53.09
Pu-240	3046.29	28.82
Pu-241	366.33	3. 47
Pu-242	1094.42	10.35
Am-241	37. 32	0.35
合計	10570.3	100.0

(a) Pu 燃料 (Pu+Am-241)

(b) MA 燃料 (Np+Am+Cm)

核種	重量[g]*2	組成 [wt%]
Np-237	895.82	34. 92
Am-241	1348.43	52. 57
Am-242m	1.17	0.05
Am-243	262.22	10. 22
Cm-242	0.0	0.00
Cm-243	0.56	0.02
Cm-244	44.70	1.74
Cm-245	10.92	0. 43
Cm-246	1.45	0.06
合計	2565.3	100.0

- (注) (a)の Am-241 は Pu の壊変により生じた量、(b)の Am-241 は別途分離抽出された
 MA に含まる量を示す。
- *1 回収後、2年間の崩壊を考慮。Pu 燃料において、Pu-241 の崩壊により、Am-241 が生成される。
- *2 混合燃料を基に生成した各燃料の核種重量。

表 3.1.1-6 固有安全 SFR 候補炉心の主要核特性

項目		畄儔	平成 29 年度固有安全 SFR 炉心					
		中心	MA=0 wt%	MA=10 wt%	MA=20 wt%	MA=30 wt%	MA=40 wt%	
運転サイクル	期間	ケ月	19.8	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
燃料取替えバッチタ	数(内側炉心/外側炉	_	6 / 6	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
心)								
炉心高さ	内側炉心/外側炉心	cm	60 / 90	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
	内側炉心(上部/下部)		35 / 25	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
	内部ブランケット		20	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
ナトリウムフ。レナム長:内側炉心/外側炉心		cm	45 / 35	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
Pu 富化度(Pu/HM): 內側炉心/外側炉心		wt%	27.0/26.9	26.6/26.5	26.2/26.1	25.5/25.4	24.6/24.5	
TRU 富化度(TRU/HM)		wt%	27.1/27.0	26.7/26.6	26.3/26.2	25.6/25.5	24.7/24.6	
: 内側炉心/外側炉心								
MA 含有率	内側炉心/外側炉心	wt%	0.1 / 0.1	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
	内部ブランケット		0.0	10.0	20.0	30.0	40.0	
燃焼反応度		\$	5.24	3.92	2.77	1.35	-0.32	
増殖比 ^{*1}			1.044	1.048	1.050	1.060	1.074	
炉心燃料取出平均燃焼度		GWd/t	156.5	153.9	151.0	147.3	142.7	
実効遅発中性子割合		_	3.27e-3	3.21e-3	3.13e-3	3.04e-3	2.93e-3	
ボイド反応度*2,3		\$	1.69	2.34	2.97	3.66	4. 45	
ドップラ係数	*2, 4	Tdk/dT	-6.17e-3	-5.24e-3	-4.61e-3	-4.16e-3	-3.78e-3	

(a) 運転サイクル期間:19.8ヶ月

(b) 運転サイクル期間:12ヶ月

項目		用臣	平成 29 年度固有安全 SFR 炉心			
		甲亚	MA=0 wt%	MA=20 wt%	MA=27 wt%	MA=35 wt%
運転サイクル期	IJ	ケ月	12.0	\leftarrow	<i>~</i>	<i>~</i>
燃料取替えバッチ数(内]側炉心/外側炉心)	—	6 / 6	\leftarrow	\leftarrow	<i>~</i>
炉心高さ	内側炉心/外側炉心	cm	60 / 90	\leftarrow	\leftarrow	<i>~</i>
	内側炉心(上部/下		35 / 25	\leftarrow	\leftarrow	<i>←</i>
	部)					
	内部ブランケット		20	\leftarrow	<i>~</i>	<i>~</i>
ナトリウムプ レナム長:p	n側炉心/外側炉心	cm	45 / 35	\leftarrow	~	<i>~</i>
Pu 富化度(Pu/HM)	Pu 富化度(Pu/HM): 內側和小州和		25. 5/25. 4	25. 4/25. 3	25. 2/25. 1	24.8/24.7
TRU 富化度(TRU/	HM):内侧炉心/外侧炉心	wt%	25.6/25.5	25. 5/25. 4	25.3/25.2	24.9/24.8
MA 含有率	内側炉心/外側炉	wt%	0.1 / 0.1	\leftarrow	\leftarrow	~
	心					
	内部ブランケット		0.0	20.0	27.0	35.0
燃焼反応度		%dk/kk'	0.79	0.46	0.32	0.13
		\$	2.38	1.44	1.02	0.43
増殖比*1		—	1.116	1.091	1.087	1.087
炉心燃料取出平均燃焼度		GWd/t	97.6	94.9	93.7	92.9
実効遅発中性子割合			3.32e-3	3.19e-3	3.14e-3	3.07e-3
ボイド反応度*3,4		\$	0.79	1.90	2.31	2.83
ドップラ係数*3,5		Tdk/dT	-6.95e-3	-5.01e-3	-4.67e-3	-4.38e-3

*1 平衡サイクル平均、*2 平衡サイクル末期

*3 炉心燃料は 1.009、その他は 0.8 の補正係数(暫定)を考慮。*4 非均質効果として 1.002 の補正係数を考慮。



図 3.1.1-1 固有安全 SFR 炉心の候補炉心



炉心水平断面図



炉心垂直断面図(寸法:cm)





(a) 運転サイクル期間: 19.8 ケ月



⁽b) 運転サイクル期間:12 ケ月

図 3.1.1-3 固有安全 SFR 候補炉心の燃焼反応度とボイド反応度

参考文献

- (1) 平成25年 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「もんじゅ」データを活用した マイナーアクチニド核変換の研究,国立大学法人 福井大学,平成26年4月
- (2) JAEA-Evaluation 2009-003 高速増殖炉サイクル実用化研究開発(FaCT プロジェクト);フェ
 ーズI中間取りまとめ、2009/07
- (3) 奥村, 杉野, 他, JAEA-Data/Code 2012-032 JENDL-4.0 に基づく ORIGEN2 用断面積 ライブラ リセット: ORLIBJ40, 日本原子力開発機構, (March, 2013)
- (4) S.B. Ludwig: "ORIGEN2, Version 2.1", Release Notes of CCC-0371/17, Oak Ridge National Laboratory (1991).
- (5) 安藤, 高野, JAERI-Research 99-004 使用済軽水炉燃料の核種組成評価, 日本原子力研究所, 1999 年 2 月
- (6) 杉野和輝、他、"JENDL-4.0に基づく高速炉用炉定数 UFLIB. J40 及び JFS-3-J4.0の作成," JAEA-Data/Code 2011-017, (2011).
- (7) 羽様平、他、"SLAROM-UF: Ultra Fine Group Cell calculation Code for Fast Reactor Version 20090113 -," JAEA-Review 2009-003, (2009).
- (8) 横山賢治、神智之、平井康志、羽様平:「汎用炉心解析システム MARBLE2 の開発」、JAEA-Data/Code 2015-009 (2015 年)
- (9) 飯島進,他,「多群拡散摂動計算コード PERKY (2002 年版)」, JAERI-Data/Code 2002-023, (2002).

3.1.2 固有安全 SFR の炉心概念設計(再委託先:日立 GE)【H30-R1】

出力 750 MWe クラスの炉心上部ナトリウムプレナム設置 SFR 炉心について、GEM を設置するとともに、3.1.1 節の検討結果を反映してボイド反応度負と燃焼反応度 1 \$以下を同時に達成する固有安全 SFR の炉心仕様を設定した。

(1) 炉心仕様の設定

3.1.1 節で検討した炉心は、MA 含有率の調整によって燃焼反応度1 \$以下とすること ができた一方で、ボイド反応度を負とするためにはさらに2 \$強のボイド反応度低減が 必要であった。そこで、3.1.1 節で検討した炉心を対象にボイド反応度低減策としてガ ス膨張機構(GEM)を設置した炉心の仕様を設定した。

①炉心仕様と燃料集合体の構成

3.1.1 節で示した炉心に対して、径方向ブランケット集合体の最内層一層を GEM に置き換えた固有安全 SFR 候補炉心の炉心仕様を表 3.1.2-1 に、炉心構成を図 3.1.2-1 に示す。なお内側炉心燃料集合体寸法を除く燃料集合体仕様と燃料組成は 3.1.1 節で示したものと同様とした。

②GEM 仕様の設定

GEM 内のナトリウム液位の変動幅は定格運転時の GEM 内ガス体積で変化する。本検討では、集合体仕様を変更しない範囲で取りうる液位変動幅として定格運転時は外側炉心燃料領域の上端、低流量時は下部軸方向ブランケット燃料領域の下端と設定した。

(2) 内側炉心高さと上部遮へい体の¹⁰B 濃縮度がボイド反応度に与える影響評価

(1)項で仕様を設定した炉心を対象に、内側炉心高さ及び上部遮へい体の¹⁰B 濃縮度が ボイド反応度に与える影響を評価した。

①検討条件

内側炉心高さを 60 cm、55 cm とした 2 ケース、上部軸方向遮へい体の ¹⁰B 濃縮度を 19.9 %、90.0 %とした 2 ケース、計 4 ケースの燃焼反応度とボイド反応度を評価した。 ボイド反応度評価方法は 3.1.1 節で示したものと同様とした。ただし、制御棒吸収体は 炉心燃料上端まで挿入されていると想定した。

②検討結果

表 3.1.2-2 に内側炉心高さと上部軸方向遮へい体の ¹⁰B 濃縮度を変化させた場合の、 核特性及び反応度係数を示す。GEM を設置したことによって、ULOF 時に約1 \$の GEM に よる負の反応度効果が得られ、ULOF 時のボイド反応度は1.67 \$、燃焼反応度は0.58 \$と なった。また、内側炉心高さを 60 cm から 55 cm に削減した場合、ULOF 時のボイド反応 度は 1.08 \$、燃焼反応度は 0.86 \$となった。内側炉心高さを 55 cm としたまま、上部 軸方向遮へい体の¹⁰B 濃縮度を 19.9 at%から 90 at%にした場合、燃焼反応度はほぼ変 化せず、ボイド反応度は 1.08 \$から 0.85 \$に低減した。

以上の結果を受けて、燃焼反応度 1 \$以下の条件でボイド反応度が最も小さい内側炉 心高さ 55 cm、上部軸方向遮蔽体の ¹⁰B 濃縮度 90 at%とした炉心を以降の検討対象とす る。

(3) ボイド反応度低減策の感度解析

前項の検討結果において燃焼反応度1 \$以下の条件でボイド反応度が最も小さい内側 炉心高さ55 cm、上部遮へい体¹⁰B 濃度90 at%とした炉心を対象に、下記のボイド反応 度低減策の感度解析を実施した。

- ・内部ブランケット燃料の MA 含有率調整
- ・内側炉心燃料領域上端への MA 添加
- ・後備炉停止系制御棒の待機位置変更の影響

①内部ブランケット燃料の MA 含有率調整

内側炉心高さ55 cm、上部遮へい体¹⁰B 濃度90 at%とした炉心では、燃焼反応度は約 0.85 \$であり、設計目標値(燃焼反応度1 \$以下)から余裕があるため、燃焼反応度の 余裕分をボイド反応度低減に活用することを目的に内部ブランケットのMA 含有率を27 wt%から26 wt%及び25 wt%に低減した場合の燃焼反応度、ボイド反応度を計算した。

内部ブランケットの MA 含有率を変更した場合の感度解析結果を図 3.1.2-2 に示す。 検討の結果、内部ブランケットの MA 含有率を 27 wt%から 25 wt%とすれば、ボイド反応 度を 0.85 \$から 0.69 \$へ低減できた。この際、燃焼反応度は 0.85 \$から 0.99 \$へ増加 しており、燃焼反応度の増加に対するボイド反応度変化の比率は-1.14 [\$/\$]となった。

②内側炉心燃料領域上端への MA 添加

ボイド反応度への寄与が大きな内側炉心の上端部の領域に MA を添加すると、MA の親 物質としての特性から平衡サイクル末期に当該領域の出力が上昇し、ボイド反応度低減 効果が期待できる。そこで、内側炉心上端から 10 cm の領域に 10 wt%の MA を添加した 場合の燃焼反応度、ボイド反応度を計算した。なお添加した MA の組成は内部ブランケ ットに含まれる MA と同様とした。

表 3.1.2-3 に内側炉心上端から 10 cm の領域に 10 wt%の MA を添加した場合の主要核 特性を示す。①内部ブランケットの MA 含有率の変更により、燃焼反応度を1 \$とした場 合のボイド反応度の予想値(内側炉心上端から 10 cm の領域に 10 wt%の MA を添加)は 0.61 \$となり、内側炉心上端への MA 添加による正味のボイド反応度変化は約-0.07 \$と 予想される。

③後備炉停止系制御棒の待機位置変更の影響

図 3.1.2-1 に示すように、固有安全 SFR 候補炉心には計 12 体の後備炉停止系が設置 されている。これまでのボイド反応度評価では、12 体の後備炉停止系制御棒の中性子吸 収体は炉心燃料の上端位置まで挿入されていると想定していた。一方で、後備炉停止系 は定格運転中には動かさず、ULOF時においては機能しない想定であり、後備炉停止系制 御棒挿入時間の許容範囲内で待機位置を変更することが可能である。そこで、後備炉停 止系制御棒の待機位置を上方に変更することによって、燃料領域上端の出力が増加し、 ナトリウムプレナムボイド時における負の反応度効果の増加が期待できる。

図 3.1.2-3 に後備炉停止系制御棒集合体の待機位置を炉心燃料領域上端からナトリウ ムプレナム上端に変更した状態を示す。図 3.1.2-4 に燃焼計算及び 2 次元摂動計算に用 いる 2 次元 RZ モデル(炉心垂直断面)を示す。燃焼計算は 2 次元で実施していること を考慮し、制御棒第 2 層目に配置された後備炉停止系 9 体の中性子吸収材下端位置を炉 心上端からナトリウムプレナム上端に変更する。また、これまでの感度解析の内容を反 映して、②内側炉心燃料領域上端への MA 添加を適用し、① 内部ブランケット燃料の MA 含有率調整によって燃焼反応度を 1 \$以下に調整した炉心を対象にボイド反応度を評価 する。

表 3.1.2-3 に示すように制御棒第2層目に配置された後備炉停止系9体の中性子吸収 材下端位置を炉心上端からナトリウムプレナム上端に変更した炉心では、ナトリウムプ レナムのボイド反応度低減効果が約0.7 \$ (=-4.09 \$-(-4.80 \$)) 増加し、ボイド反応 度は約0.07 \$となった。この際、燃焼反応度は約0.96 \$となった。

(4) 燃焼反応度 1\$以下、ボイド反応度負を達成する炉心の構築

①検討条件

前項の検討結果より、内側炉心燃料領域上端に MA を 10 wt%添加し、全ての後備炉停 止系制御棒の待機位置を変更した上で、内部ブランケットの MA 含有率を調整すれば、 燃焼反応度 1 \$以下、ボイド反応度負を達成する見込みがある。そのため、前項までの 検討を反映した炉心を固有安全 SFR 炉心として、その炉心特性を評価する。

制御棒の第3層目では主炉停止系と後備炉停止系が混在しており、後備炉停止系制御 棒のみの待機位置を変更した場合の2次元 R-Z でのモデル化が困難であるため、3次元 HEX-Z 体系の拡散燃焼計算(CITATION-BURN(1))によって炉心特性を評価した。この際 Pu 富化度は平衡サイクル末期で臨界となり、内部ブランケットの MA 添加率は、燃焼反応 度が1%以下となるように求めた。なおボイド反応度は、上記の燃焼計算で得られた平衡 サイクル末期の組成を用いた3次元 TRI-Z 輸送計算(MINISTRI⁽²⁾)によって求めた実効 増倍率から直接評価した。ボイド化領域は3.1.1節で示したものと同様とした。

2検討結果

表 3.1.1-4 に固有安全 SFR 炉心の炉心特性評価結果を示す。燃焼反応度は内部ブラン ケットの MA 含有率の調整により約 0.95 \$となった。GEM を考慮したボイド反応度は、3 次元燃焼計算で得られた平衡サイクル末期の燃焼組成を用いて 3 次元 TRI-Z 輸送計算で 求めた結果、約-0.08 \$となり、設計目標である GEM を考慮したボイド反応度負及び燃 焼反応度 1\$以下を達成した。

内部ブランケットの MA 添加率は、燃焼反応度が1 \$以下となるように調整した結果約

23.1 wt%となった。一方、仏 ASTRID の軸方向非均質 CFV 炉心に MA 含有ブランケット燃料を装荷した検討例(20 wt%)⁽³⁾があり、今後追加の試験を実施することで成立性を見通 せると判断した。

また、最適化炉心の取出平均燃焼度は96.7 GWD/t であり、先行炉である「もんじゅ」 ⁽⁴⁾や、仏 SPX⁽⁴⁾、仏 ASTRID の CFV-1500 MW 炉心⁽⁵⁾、露 BN1200⁽⁶⁾の文献値と比較しても大 きな値である。一方、最適化炉心では安全性向上を優先する目的で運転サイクル期間を 12 か月としたことにより、検討のベースとした JSFR 炉心⁽⁷⁾と比較して経済性は低下し ている。増殖比は 1.03 であり資源の持続可能性を有している。

なお、拡散計算で決定した設計に対し、3 次元 TRI-Z 輸送計算によってナトリウムボ イド反応度の目標を達成できることを確認した。燃焼反応度は、拡散計算と同じ平衡サ イクル初期、末期の燃料組成を用いた輸送計算の keff の比較から、差異は小さいこと を確認した。

	項目	単位	固有安全 SFR 候補炉心		
電気出力		MWe	750		
炉心熱出力		MWt	1765		
運転サイクル其	間	ケ月	12		
燃料交換バッチ	-数(炉心/径方向ブランケット)	—	6 / 6		
同じ早々	内側炉心	cm	パラメータ(60/55)		
沢心高さ	外側炉心	cm	90		
内部ブランケッ	・ト厚さ	cm	20		
軸方向ブランク	「ット厚さ(上部/下部)	cm	- / 13		
ナトリウム	内側炉心	cm	パラメータ (45/50)		
プレナム長さ	外側炉心	cm	35		
上部ガスプレナ	ーム長さ	cm	5		
后心被約	内側炉心	体	244		
炉心燃料 生 合体粉	外側炉心	体	126		
朱口仲奴	合計	体	370		
径方向ブランク	「ット燃料集合体数	体	84		
出油抹木粉	主炉停止系(粗調整棒/微調整棒)	本	27 / -		
前仰傑平剱	後備炉停止系	本	12		
制御棒の中性子	一吸収体下端位置	—	炉心燃料上端		
ガス膨張機構(GEM) 集合体本数	本	78		
径方向遮へい体	s数(B4C)	体	186		
炉心燃料ピン領	٤(炉心/径方向ブランケット)	mm	10.4 / 11.7		
ピン本数(炉心)	/径方向ブランケット)	本	271 / 217		
スペーサワイキ	・径(炉心/径方向ブランケット)	mm	1.03 / 1.07		
炉心等価直径		m	4.37		
遮へい体外接門]径	m	6.17		

表 3.1.2-1 GEM を設置した固有安全 SFR 候補炉心の主要仕様

-

			GEM 付き固有安全 SFR 候補炉心				
(Pu 畠化皮祠登) 西日		単位	内側炉心高さ60 cm		内側炉心高さ55 cm		
山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山			AS (¹⁰ B:19.9%)*3	AS (¹⁰ B:90. 0%) *3	AS (¹⁰ B:19.9%)*3	AS (¹⁰ B:90. 0%)*3	
運転サイクル		ケ月	12.0	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
燃料バッチ数	(内側炉心/外側炉心)	—	6 / 6	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
炉心高さ	内側炉心/外側炉心	cm	60 / 90	~	55 / 90	\leftarrow	
	内側炉心(上部/下		35 / 25	\leftarrow	32.5 / 22.5	\leftarrow	
	部)						
	内部ブランケット		20	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
ナトリウムプレナム長	: 内側炉心/外側炉心	cm	45 / 35	\leftarrow	50 / 35	\leftarrow	
Pu 富化度(Pu/	(HM):内侧炉心/外侧炉心	wt%	27.0/24.6	\leftarrow	27.9/24.2	\leftarrow	
TRU 富化度(TF	RU/HM): 内側/外	wt%	27.1/24.7	\leftarrow	28.0/24.3	\leftarrow	
側							
MA 含有率	内側炉心/外側炉心	wt%	0.1/0.1	\leftarrow	<u> </u>	\leftarrow	
	内部ブランケット		27.0	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
上部軸方向遮蔽	本: ¹⁰ B 濃縮度	at%	19.9	90.0	19.9	90.0	
GEM 内 Na	定格時	_	外側炉心上端	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow	
液位位置	ULOF 時	—	下部軸ブラ下端	\leftarrow	<i>~</i>	\leftarrow	
燃焼反応度		\$	0.58	0.57	0.86	0.85	
最大線出力*1	平衡初期	W/cm	351/254	351/254	376/259	376/259	
(内側/外側)	平衡末期		362/231	363/231	382/236	382/236	
増殖比*2		—	1.02	1.02	1.02	1.02	
炉心燃料取出	日平均燃焼度	GWd/t	93.0	93.0	96.9	96.9	
実効遅発中性	至子割合(β-	—	3.08E-3	3.08E-3	3.07E-3	3.07E-3	
eff)	1						
ボイド	内側炉心	\$	3.27	3.27	3.11	3.10	
反応度*2	外側炉心		0.36	0.35	0.36	0.36	
	炉心合計		3.63	3.62	3.47	3.46	
	内部ブランケット		2.77	2.78	2.93	2.94	
	上部ガスプレナム+端		-0.48	-0.49	-0.52	-0.52	
	栓						
	ナトリウムフ゜レナム	-	-3.32	-3.53	-3.84	-4.05	
	GEM(Na→Gas)		-0.94	-0.95	-0.97	-0.97	
	合計		1.67	1.44	1.08	0.85	
ドップラ係数	K*3	Tdk/dT	-4.13E-3	-4.12E-3	-4.05E-3	-4.05E-3	

表 3.1.2-2 内側炉心高さと上部遮へい体の ¹⁰B 濃縮度の影響

*1 燃焼ミスマッチファクタ未考慮 *2 平衡サイクル平均

*3 AS:軸方向 B4C 遮蔽体の ¹⁰B 濃縮度

*2 平衡サイクル末期。炉心燃料は 0.97 の補正係数及び上部ガスプレナム、上部端栓、ナトリウムプレナムは 0.93 の補正係数を考慮し、GEM 集合体は 0.77 の補正係数を使用。

*3 補正係数は 1.06 を使用。 *4 AS:軸方向 B4C 遮蔽体の ¹⁰B 濃縮度

項目			GEM 付き固有安全 SFR 候補炉心				
			内側炉心高さ	左記の条件に加え	左記の条件に加え		
		単位	55 cm,	内側炉心上端	制御棒第2層の		
		中心	AS (¹⁰ B:90.0%)*	(高さ10 cm)に10	BCR9 体の存機位直 を炉心燃料上端から		
				wt%MA 添加	Na プレナム		
					上端に変更		
運転サイクル		ケ月	12.0	\leftarrow	<i>—</i>		
燃料バッチ数()	内側炉心/外側炉心)	—	6 / 6	\leftarrow	\leftarrow		
炉心高さ	内側炉心/外側炉心		55 / 90	\leftarrow	\leftarrow		
	内側炉心(上部/下部)	cm	32.5 / 22.5	\leftarrow	\leftarrow		
	内側炉心(MA)高さ	CIII	_	10.0	\leftarrow		
	内部ブランケット		20	\leftarrow	\leftarrow		
ナトリウムプ レナム長:	内側炉心/外側炉心	cm	50 / 35	\leftarrow	\leftarrow		
Pu 富化度(Pu/H	M): 内側炉心/外側炉心	Wt%	27.9/24.2	<i>←</i>	27.5/24.5		
TRU 富化度(TRU	/HM)	W+%	28 0/24 3	28.0/24.3	27.6/24.6		
: 内側炉心/外側炉	心(MA 添加内側炉心)	W L /0	20.0/24.0	(37.9)	(37.5)		
MA 含有率	内側炉心/外側炉心		0.1/0.1	<i>←</i>	\leftarrow		
	内側炉心(MA)	Wt%	0.1	10.0	10.0		
	内部ブランケット		27	\leftarrow	22		
上部軸方向遮蔽体	: ¹⁰ B 濃縮度	at%	90.0	\leftarrow	\leftarrow		
GEM 内 Na	定格時	—	外側炉心·上端	<i>←</i>	\leftarrow		
液位位置	ULOF 時	—	下部軸ブラ・下端	\leftarrow	\leftarrow		
燃焼反応度		\$	0.85	0.66	0.96		
最大線出力*1	平衡初期	W/cm	376	373	368		
	平衡末期	w/ CIII	382	381	373		
増殖比 ^{*2}		—	1.02	1.02	1.03		
炉心燃料取出平	均燃焼度	GWd/t	96.9	97.2	96.5		
実効遅発中性子	·割合(β-eff)	—	3.07E-3	3.04E-3	3.09E-3		
ボイド	内側炉心		3.10	3.27	3.32		
反応度*3	外側炉心		0.36	0.36	0.38		
	内部ブランケット		2.94	2.93	2.67		
	上部ガスプレナム+端栓	\$	-0.52	-0.53	-0.48		
	ナトリウムフ゜レナム		-4.05	-4.09	-4.80		
	GEM(Na→Gas)		-0.97	-0.96	-1.02		
	合計		0.85	0.99	0.07		
IBのMA含有率調整後における		¢	0.69	0.61	_		
ボイド反応度の予想値*4		ம	0.00	0.01			
ボイド反応度		¢		0.07			
低減効果の予想	値	ம		0.07	_		
ドップラ係数*5		Tdk/dT	-4.05E-3	-3.80E-3	-4.24E-3		

表 3.1.2-3 ボイド反応度低減策の感度解析結果

*1 ミスマッチファクタ未考慮 *2 平衡サイクル平均

*4 内部ブランケットの MA 含有率調整により燃焼反応度を 1\$とした場合(小数点第3位を切り 上げ)

*5 補正係数は 1.06 を使用。

^{*3} 平衡サイクル末期。炉心燃料は 0.97 の補正係数及び上部ガスプレナム、上部端栓、ナトリウムプレナムは 0.93 の補正係数を考慮し、GEM 集合体は 0.77 の補正係数を使用。

項目		単位	固有安全 SFR 炉心	備考
運転サイクル		ケ月	12.0	
燃料バッチ数(内	側炉心/外側炉心)	—	6 / 6	
炉心高さ	内側炉心/外側炉心		55 / 90	
	内側炉心(上部/下部)		32.5 / 22.5	
	MA 添加内側炉心高さ	cm	10.0	
	内部ブランケット高 さ		20	
ナトリウムプレ	ナム長:内側炉心/外側炉心	cm	50 / 35	
後備炉停止系制 待機位置(中性	御棒(12 本)の 子吸収材下端位置)	_	ナトリウムプレナム上端	計算条件
Pu 富化度(Pu/HM	1) : 内側炉心/外側炉心	wt%	27. 2/23. 8	
TRU 富化度(TRU/HM)		. 0/	27. 3/23. 9	
:内側炉心/外側炉	心(MA 添加内側炉心)	WL%	(37.2)	
MA 添加率	内側炉心/外側炉心		0. 1/0. 1	
	内側炉心上端(MA)		10.0	
	内部ブランケット		23.1	
上部軸方向遮蔽体:	¹⁰ B 濃縮度	at%	90.0	
GEM 内 Na	定格時	—	外側炉心·上端	
液位位置	ULOF 時	—	下部軸ブラ・下端	
燃焼反応度*1		\$	0.95	
最大線出力	平衡初期	W/om	361.4	CITATION
	平衡末期	w/ CIII	363. 7	(HEX-Z)の
增殖比*2		—	1.03	拡散計算結果
取出平均燃焼度		GWD/t	96.7	
ULOF 時のボイド反応度* ^{1, 3}		\$	-0. 08	MINISTRI (TRI-Z)の 輸送計算結果 (Sn8)

表312-4	燃焼反広度 1\$以下	ボイド反応度自を達成す	ろ固有安全 SFR 炉心の炉心特性
1 0. 1. 4 4		小11次心反只と圧成り	②回有女王 5日 矿心沙矿心村区

*1 実効遅発中性子割合は表 3.1.1-3 より 3.09E-03 とした。

*2 平衡サイクル平均

*3 GEM 反応度を含む。



炉心水平断面図



炉心垂直断面図(寸法:cm)

(内側炉心高さ:55cm、内側炉心燃料上端に MA を添加)

図 3.1.2-1 GEM 付き固有安全 SFR 候補炉心の炉心構成



図 3.1.2-2 内部ブランケットの MA 含有率の感度解析



図 3.1.2-3 後備炉停止系制御棒の中性子吸収材下端位置をナトリウムプレナム上端とした状態



図 3.1.2-4 GEM 付き固有安全 SFR 候補炉心の燃焼計算用 2 次元 KZ 体系モデル (制御棒第 2 層の中性子吸収材下端位置をナトリウムプレナム上端とした場合)

ω

e

11 12 13
参考文献

- (1) 横山賢治、神智之、平井康志、羽様平:「汎用炉心解析システム MARBLE2 の開発」、JAEA-Data/Code 2015-009 (2015 年)
- (2) 杉野 和輝, "3 次元六角体系用中性子輸送計算コードの整備 -NSHEX、MINIHEX、MINISTRI コードの整備-," JAEA-Data/Code 2011-018 (2011).
- (3) L. Bruion, B. Fontaine, L. Andriolo, "Transmutation abilities of the SFR low void effect core concept "CFV" 3600 MWth", Proceedings of ICAPP' 12, Paper 12029, 2012.
- (4) International Atomic Energy Agency, Vienna (Austria) International Working Group onFast Reactors (1991). LMFBR plant parameters 1991 (IWGFR--80). International Atomic Energy Agency (IAEA)
- (5) Bachrata, A., Gauthe, P., Li, S., Ruggieri, J.M., Sciora, P., Vasile, A., & Venard, C. (2019). ASTRID Core Design: Safety by Design Application. Eighth Joint IAEA-GIF Technical Meeting/Workshop on the Safety of Liquid Metal CooledFast Reactors Presentations, (p. v). International Atomic Energy Agency (IAEA)
- (6) Vasiliev, B.A., Farakshin, M.R., Belov, S.B., Kiselev, A.V., Klinov, D.A., Gulevich, A.V., Eliseev, V.A., & Malyshev, I.V. (2017). Specific Features of BN-1200 Core in Case of Use of Nitride or MOX Fuel. International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Next GenerationNuclear Systems for Sustainable Development (FR17) Programme and Papers, (p. v). International Atomic Energy Agency (IAEA)
- (7) 平成25年 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「もんじゅ」データを活用した マイナーアクチニド核変換の研究,国立大学法人 福井大学,平成26年3月

3.2 設計に適用可能な過渡核特性解析手法の開発

3.2.1 輸送理論に基づく過渡核特性解析手法の調査・検討【H29-R1】

(1) 過渡核特性解析手法の調査・検討

平成29年度は過渡時に必要とされる3次元的な反応度変化を評価できる輸送計算手法 の調査を実施し、各手法の特色を検討するとともに、過渡核解析を行う計算法について の調査を実施した。また、輸送計算の調査・検討では厳密輸送理論に基づく手法と輸送 効果を実効的に取り入れた簡易計算手法の調査・検討を実施した。

高速炉のULOF、UTOP等の事故過程をフォローするには、10 秒程度の時間帯における 炉心核特性である出力分布、反応度等の時間依存性を把握しなければならない。今回、 対象とするナトリウムプレナム、内部ブランケットを有する固有安全高速炉の事故・過 渡現象の計算には輸送理論に基づく3次元炉心計算が必要であるが、数ミリ秒の時間ス テップで3次元全炉心輸送計算を実行すると膨大な計算時間が必要となり、数週間の計 算時間となってしまう。このため、輸送計算を加速するための簡易計算が必要になる。 以下に厳密な3次元輸送計算手法及びそれを加速するための簡易計算手法についての調 査・検討を実施する。さらに、過渡核特性を計算する手法についての論文調査を行っ た。以下に調査結果について述べる。

まず、3次元輸送計算の厳密な解法及びそれを加速するための簡易計算法の調査結果 を示す。

厳密な3次元輸送計算としては燃料集合体を均質と仮定する手法、燃料集合体の非均 質性を取り扱う手法に分類され、それぞれの手法のメリット、デメリットを比較検討し た。表3.2.1-1にその結果を示す。

このうち、Pn 法は集合体が光学的に薄くなると次数 n が小さいと精度が悪くなる。 次数をどこまで取ればよいかを決めるのが難しく、輸送方程式の参照解を求めるには問 題がある⁽¹⁾。また、燃料集合体内の非均質性を応答行列により取り扱う COMET コード は厳密に非均質体系の輸送方程式を解けるが、燃料集合体内のボイド分布を前もって知 り、その分布に対する応答行列を計算しておかねばならない⁽²⁾。ボイド分布は熱流力 計算により計算されるので集合体内のボイド分布の前もっての予測は難しい。また、こ の COMET コードはアメリカジョージア工科大学で開発され、海外には非公開であるので 入手できない。国内でも入手できる輸送計算コードとして大阪大学で開発され、原子力 機構で整備された輸送ノード法に基づく NSHEX コードがある⁽³⁾。このコードは集合体 内の非均質性を取り扱えないが、高速炉の輸送効果を評価するのに使用された実績があ る。

以上の手法は厳密な輸送理論に基づく解法であるが、計算時間が膨大となる。このため、近似的な計算手法についても調査した。調査した手法としては、SP₃計算法⁽⁴⁾、拡散係数に対して輸送補正を行う Yee, Choi, Larsen, Takeda の手法^(5~8)、粗メッシュ 有限差分法(CMF)⁽⁹⁾である。表 3.2.1-2 に各手法の特徴を記載する。このうち、SP₃法 は微分型の輸送方程式に基づく方法であり、軽水炉における中性子輸送効果を近似的に 評価するのによく用いられている。ただし、今回取り扱うボイドを含む高速炉炉心に適 用する場合にはその適用性が問題となる。また、Yee 及び Choi の輸送断面積を修正す る方法は非常に簡単であり、軽水炉炉心計算には適用されているが、ボイドを含む体系 における輸送効果の評価には適していない。Larsen 及び Takeda の拡散係数に対する計 算は積分型輸送方程式に基づき導出されており、ボイドを含む高速炉体系にも適用可能 である。とくに Takeda の拡散係数は高速炉のボイド反応度計算に使われた実績があり、 ボイド反応度が精度よく計算されている。そこで、Larsen の拡散係数と Takeda の拡散 係数の関係についても調べた。また、粗メッシュ有限差分法は輸送効果を取り入れるた めによく使用される方法であるが、用いられるパラメータを厳密な輸送方程式の解を使 って求める方法であり、このパラメータの計算のため厳密な輸送方程式を何回も解いて いては計算時間の短縮につながらないことが分かった。

(2) 過渡核特性解析手法の決定

平成30年度は前年度に調査・検討した輸送理論に基づく炉心解析手法及び過渡解析計 算法の結果を用い、ナトリウムプレナム、GEM (Gas Expansion Module)を有する固有 安全炉の過渡解析に用いる計算方式を決定した。ナトリウムプレナム、GEMを有する炉 心ではULOF時でナトリウムがボイドになると中性子はその領域を通り炉心から漏れ出る 割合が多くなる。この中性子ストリーミング効果を精度良く計算するには輸送理論を採 用する必要がある。炉心出力は反応度フィードバックがあるため、時間とともに大きく 変化するので、中性子束時間依存性を各時刻の出力を表す振幅関数と中性子束分布を表 す形状関数に分解する因子化法を採用する。⁽¹⁰⁾

$$\varphi(r,\Omega,E,t) = P(t)\Psi(r,\Omega,E,t)$$

(3. 2. 1)

上式においてPは炉心出力、Ψは形状関数を示す。炉心出力は時間のみに依存し、形 状関数は場所、角度、エネルギー、時間の関数となっている。

まず、炉心出力Pに対する輸送理論に基づく一点炉近似モデルを導き、そのあと形状 関数を表す式を導く。

①一点炉近似モデル

ここで導出する一点炉近似モデルは通常よく過渡計算に用いられているものであるが、 輸送理論に基づいている点に注意する必要がある。(3.2.1)で表される時間依存中性子 束は以下の時間依存輸送方程式を満たす。

$$\frac{1}{\nu(E)} \frac{\partial \varphi(r, \Omega, E, t)}{\partial t}$$

$$= -\Omega \cdot \nabla \varphi(r, \Omega, E, t) - \Sigma_t (r, E, t) \varphi(r, \Omega, E, t)$$

$$+ \int_0^\infty \int_0^{4\pi} \Sigma_s(r, \Omega \cdot \Omega', E' \to E, t) \varphi(r, \Omega', E', t) d\Omega' dE'$$

$$+ \frac{1}{4\pi} \Big(\chi_p(r, E, t) \times \big(1 - \beta(r, t) \big) S_F(r, t) + \chi_d(r, E, t) S_d(r, t) \Big)$$

(3.2.2)

ここで、 \sum_{t}, \sum_{s} は中性子に対する核の全断面積、散乱断面積を示す。 x_{p}, x_{d} は即発 中性子、遅発中性子によるあるエネルギーE での発生確率を示し、 S_{F}, S_{d} はトータル の中性子生成率、遅発中性子による中性子発生率を表す。 β は遅発中性子割合である。 (3.2.1)式を(3.2.2)式に代入し、定常状態における随伴中性子束 $\Phi^{*}(r, \Omega, E)$ を乗じ、空 間、角度、エネルギーについて積分すると出力 P に対する以下の一点炉近似モデルが得 られる。

$$\frac{\partial P(t)}{\partial t} = \frac{\rho - \bar{\beta}}{\Lambda} P(t) + \sum_{i=1}^{6} \lambda C_i(t) + S(t)$$

(3.2.3)

ここで、ρは反応度、βは実効遅発中性子割合、Λは中性子寿命、λは先行核の崩壊定 数、 *C_i*はi番目の先行核濃度、Sは外部中性子源を示す。(3.2.3)式で表れる反応度、 実効遅発中性子割合、先行核濃度等はすべて炉心平均の値である。(3.2.3)式で通常の 拡散理論に基づく一点炉近似モデルと異なるのは反応度の定義式である。輸送理論では 反応度は次式で定義される。

$$\begin{split} \rho &= 1 \Big/ \sum_{g} \int_{v} d\vec{r} \chi^{g} \psi^{*g}(\vec{r}) \sum_{g'} v \, \Sigma_{f}^{g'}(\vec{r}) \phi_{0}^{g'}(\vec{r}) \\ &\times \left[-\sum_{g} \int_{v} d\vec{r} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \delta \Sigma_{t}^{g} \{ 4\pi \phi^{g}(\vec{r},\vec{\Omega},\vec{t}) - \phi_{0}^{g}(\vec{r},t) \} \Psi^{*g}(\vec{r},\vec{\Omega}) \right. \\ &\left. -\sum_{g} \int_{v} d\vec{r} \delta \Sigma_{a}^{g}(\vec{r}) \phi_{0}^{g}(\vec{r},t) \psi_{0}^{*g}(\vec{r}) + \sum_{g} \int_{v} d\vec{r} \phi_{0}^{g}(\vec{r},t) \sum_{g'} \delta \Sigma_{s}^{g' \to g} \left(\psi_{0}^{*g'} - \psi_{0}^{*g} \right) \right. \\ &\left. + \frac{1}{keff} \sum_{g} \int d\vec{r} \chi^{g} \psi_{0}^{*g}(\vec{r}) \sum_{g'} \delta v \Sigma_{f'}^{g'} \phi_{0}^{g'}(\vec{r},t) \right] \end{split}$$

(3.2.4)

上式で $\delta \Sigma$ は断面積の定常状態からのズレを示し、例えば $\delta \Sigma_t$ は全断面積の変化を 表す。また ϕ_0 、 ψ_0 は中性子束角度分布及び随伴中性子束角度分布の P_0 成分(等方成 分)を示す。上式の第1~4 項は中性子漏洩成分、吸収成分、減速成分(スペクトル成 分)、生成成分と呼ばれている。第一項の漏洩成分は中性子束角度分布の非等方性に基 づいており、もし、角度分布が等方なら漏洩成分はゼロとなる。ナトリウムプレナムで は中性子は軸方向にピークを持っているため、この漏洩成分が大きくなる。

②形状関数の計算法

形状関数を計算する方法として輸送ノード法に基づき時間依存輸送方程式を厳密に解 く方法を用いる。形状関数の時間依存性は改良準静近似を用い、精度を落とすことなく 解く。形状関数は次式を満たす。

$$\frac{1}{\nu} \frac{\partial \Psi(r, \Omega, E, t)}{\partial t} = -\Omega \cdot \nabla \Psi(r, \Omega, E, t) - \sum_{t} (r, \Omega, t) \Psi(r, \Omega, E, t) \\
+ \int_{0}^{\infty} \int_{0}^{4\pi} \sum_{s} (r, \Omega' \cdot \Omega, E' \to E, t) \Psi(r, \Omega', E', t) d\Omega' dE' \\
+ \frac{1}{4\pi P} x_{d}(r, E, t) S_{d}(r, t) + \frac{1}{4\pi P} x_{p}(r, E, t) (1 - \beta(r, t)) S_{F}(r, t) \\
- \frac{\Psi(r, \Omega, E, t)}{\nu P} \frac{\partial P}{\partial t}$$
(3.2.5)

上式における形状関数の時間微分は下記のように陰解法の方式に従い差分近似する。

$$\frac{\Psi^n(r,\Omega,E) - \Psi^{n-1}(r,\Omega,E)}{\nu(E)\Delta t_n} = R^n(r,\Omega,E)$$
(3.2.6)

 R^n は(3.2.5)式の右辺を表す。この時間に関する差分近似を用い、角度 Ω をmで示し、エネルギーはエネルギー群gで表すと以下の式が求められる。

$$\Omega_m \cdot \nabla \Psi_g^m(x, y, z) + \sum_{tg} \Psi_g^m(x, y, z) = \sum_s^{g \to g} \Phi_g(x, y, z) + Q_g^m(x, y, z)$$

(3. 2. 7)

上式で注意しなければならないのは Φ_g はm方向の角度中性子東 Ψ^m を重み関数 ω^m を 乗じて、m についての和を取ったものであるが、重み関数のm についての和は 1 に規 格化されていることである。このため、 Φ_g は従来の中性子束の 1/4 π に相当する。また、 上式の右辺第一項目の項に 1/4 π がついていないのはそのためである。

定常状態ではQ はg以外の他のエネルギー群からの散乱項と核分裂項を表していたが、 今回の時間依存輸送方程式ではQは以下のように、形状関数の時間微分の項、出力の時 間微分項、遅発中性子源及び即発中性子源の項の和として定義されている点が異なる。

$$Q_{gn}^{m}(x, y, z) = \sum_{g \neq g'} \sum_{s}^{g' \rightarrow g} \Phi_{g'n}(x, y, z) + \frac{x_d^g}{4\pi P} S_d + \frac{x_P^g}{4\pi P} (1 - \beta) S_F$$
$$-\frac{\Psi_n^m}{\nu} \cdot \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial t} - \frac{\Psi_n^m - \Psi_{n-1}^m}{\nu \Delta t_n}$$

(3.2.8)

このように、ソース項は異なるが、それ以外の解法は従来の定常状態における式と全 く同一となる。

次に、上式に表れる即発及び遅発中性子源 Sr 及び Sd の計算法について述べる。まず、 即発中性子源 Sr は次式で計算される。

$$S_F(r,t) = \frac{1}{k^s} \sum_g \nu \sum_f^g (r,t) \Phi g(r,t)$$
(3.2.9)

ここで、k^sは定常状態での実効増倍率である。

一方、遅発中性子源であるS_dは次式で定義されるように先行核濃度C_kを含んでいる。

$$S_d(r,t) = \sum_{k=1}^6 \lambda_k(r,t) C_k(r,t)$$

(3. 2. 10)

先行核濃度は次式で示されるように核分裂によって発生し、それ自身の崩壊により消滅する。

$$\frac{dC_k(r,t)}{dt} = \beta_k(r,t)S_F(r,t) - \lambda_k(r,t)C_k(r,t)$$

(3. 2. 11)

(3. 2. 12)

時刻 t_{n-1} から t_n の時間ステップ内では先行核濃度が時間とともに線形に変化すると 仮定して先行核濃度を求める。

以下では参考文献(3)に示された定常状態の輸送ノード法である Sn ノード法を時間依存に拡張する。高速炉燃料集合体は六角形状であるので、ノード法では図 3.2.1-1 に示す *x,u,v* 方向に対する1次元に積分された方程式を導びく(参考文献(3)を参照)。

ここでは例として**x**方向に対する結果を示す。(3.2.7)式を**y**,**z**に関しノード内で積 分すると下記の式が得られる。

$$\frac{\mu^m}{hr}\frac{\partial}{\partial x}\left\{y_s\Psi_g^m(x)\right\} + \sum_{tg}y_s\Psi_g^m(x) = y_s(x)\left\{\sum_s^{g\to g}\Phi_g(x) + Q_g^m(x)\right\} - L_{yzg}^m(x)$$

但し、

$$\begin{split} L_{yzg}^{m}(x) &= \frac{1}{2} \Biggl[-y'_{s}(x) \frac{\mu^{m}}{hr} \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} dz \{ \Psi_{g}^{m}(x, y_{s}(x), z) + \Psi_{g}^{m}(x, -y_{s}(x), z) \} \\ &+ \frac{\eta^{m}}{hr} \int_{-y_{s}(x)}^{y_{s}(x)} dy \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} dz \frac{\partial}{\partial y} \Psi_{g}^{m}(x, y, z) \\ &+ \frac{\xi^{m}}{hz} \int_{-y_{s}(x)}^{y_{s}(x)} dy \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} dz \frac{\partial}{\partial z} \Psi_{g}^{m}(x, y, z) \Biggr] \\ &y_{s}(x) = \frac{1}{\sqrt{3}} (1 - |x|) \end{split}$$

(3. 2. 13)

$$Q_{g}^{m}(x) = Q_{g0}^{m}(x) - \frac{1}{\nu} \Psi_{n}^{m}(x) \frac{1}{P} \frac{dP}{dt} - \frac{\overline{\Psi}_{n}^{m}(x) - \overline{\Psi}_{n-1}^{m}(x)}{\nu \Delta t_{n}}$$

(3. 2. 14)

$$Q_{g0}^{m}(x) \equiv \int_{g \neq g'} \sum_{s}^{g' \to g} \bar{\varphi}_{g'}^{n}(x) + \frac{x_{d}^{g}}{4\pi P} \sum_{k=1}^{6} \lambda_{k} \bar{C}_{k}^{n}(x,t) + \frac{x_{F}^{g}}{4\pi P} (1-\beta) \frac{1}{k} \sum_{g'} \nu \sum_{f}^{g'}(x,t) \bar{\varphi}_{f}^{g'n}(x,t)$$

$$(3, 2, 15)$$

 $Q_g^m(x)$ には求めたい解である Ψ^m が含まれている。これを解決するため(3.2.14)式の P を含む項、最終項の Ψ_n の項を(3.2.12)式の左辺に移行し、断面積を以下のように修正する。

$$\sum_{tg}' = \sum_{tg} + \frac{1}{v} \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{1}{v \Delta t_n}$$

(3. 2. 16)

この場合、ソース項は以下の式で与えられる。

$$Q'_{g}^{m}(x) = Q_{g0}(x) + \frac{\Psi_{n-1}^{m}(x)}{v\Delta t_{n}}$$

(3. 2. 17)

後に述べるように $\Psi_{n-1}(x)$ の多項式展開によりこの空間依存性を考慮する方式を採 用する。この方法ではソース項に角度依存性が含まれる。

(3.2.19)式は 1 段微分方程式であるので、その解が求まる。正の方向(µ>0)を考 えると、その解は

$$y_{s}(x)\Psi^{m}(x) = \frac{hr}{\mu^{m}} \int_{-1/2}^{x} dx' \exp\left(-\frac{\Sigma'}{\mu^{m}}(x-x')\right) \cdot \left[y_{s}(x')\{\sum_{s} \Phi(x') + Q'^{m}(x')\} - L_{yz}^{m}(x')\right] \\ + \frac{1}{2\sqrt{3}} \exp\left(-\frac{\Sigma'}{\mu^{m}}\left(\frac{1}{2} + x\right)\right) \cdot \Psi_{x-}^{m,in}$$

(3.2.18)

但し、上式で簡単化のためエネルギー依存性は無視している。

従来の定常状態の式と異なるのは、Q が角度依存性を持つことと断面積が今回の方法 では(3.2.16)式のように変化することである。(3.2.18)式で x=1/2 とすると放出角度中 性子束が求まる。さらに、Ψのノード内の空間依存性を多項式展開で表すとその展開係 数は上式に空間モードを乗じ、ノード内で積分することにより求まる。この結果からソ ース項である(3.2.17)式をモード展開したときの係数が計算される。

以上の結果、x 方向に関しては、次式で示される放出角度中性子束と流入角度中性子 束との関係式が得られる。この式の詳細は平成 30 年度の成果報告書に書かれている。

$$\Psi_{x+}^{m,out} = \Psi_{x-}^{m,in} + \frac{\overline{\Psi}^m - (\beta_x^m \Psi_{x-}^{m,in} + \delta_x^m)}{\alpha_x^m}$$
(3. 2. 19)

 $\alpha_x^m, \beta_x^m, \delta_x^m$ の説明は参考文献(1)に示されている。u, v, z 方向に対しても同様な式が 求まる。

これらを(3.2.5)式をノード積分した以下の中性子バランス式に代入する。

$$\frac{2}{3hr} \{\mu_x^m (\Psi_{x+}^m - \Psi_{x-}^m) + \mu_u^m (\Psi_{u+}^m - \Psi_{u-}^m) + \mu_v^m (\Psi_{v+}^m - \Psi_{v-}^m)\} + \frac{\xi^m}{hz} (\Psi_{z+}^m - \Psi_{z-}^m) + \sum_t \overline{\Psi}^m = \bar{S}^m$$
(3. 2. 20)

但し

 $S^m = \sum_{s}^{g \to g} \varphi_g + Q_g^m$

(3. 2. 21)

上式で左辺の3項はx、u、v方向からの中性子漏洩を表している。放出角度中性子束を 消去すると、以下のノード平均角度中性子束に対する式が得られる。

$$\overline{\Psi}^{m} = \frac{\overline{S}^{m} + \frac{2}{3h_{\overline{s}}}\sum_{=x,u,v} \frac{\mu_{s}^{m}}{\alpha_{s}^{m}} (\beta_{s}^{m} \Psi_{s-}^{m,im} + \delta_{s}^{m}) + \frac{\xi^{m}}{hz \alpha_{z}^{m}} (\beta_{z}^{m} \Psi_{z-}^{m,im} + \delta_{z}^{m})}{\frac{2}{3hr}} \frac{2}{s=x,u,v} \frac{\mu_{s}^{m}}{\alpha_{s}^{m}} + \frac{\xi^{m}}{hz \alpha_{z}^{m}} + \Sigma'_{t}}$$
(3. 2. 22)

但し

$$S^{m} = \sum_{s}^{g \to g} \varphi_{g} + Q'_{g}^{m}$$
$$Q'_{g}^{m}(x) = Q_{g0}(x) + \frac{\Psi_{n-1}^{m}(x)}{v\Delta t_{n}}$$
$$\Sigma'_{tg} = \Sigma'_{tg} + \frac{1}{v} \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{1}{v\Delta t_{n}}$$

(3. 2. 23)

この式は通常の S_n 方程式のダイヤモンド差分近似と非常に似通っており、NEFD (Nodal Equivalent Finite Difference)法と呼ばれている。あるノードの各方向から の入射角度中性子が分かれば、ノード平均角度中性子束が計算できる式である。また、 このノード平均角度中性子束と入射角度中性子束が分かれば放出角度中性子束が計算で きる。この計算をすべてのノードに対して実施すると全体系の中性子束分布が計算でき る。(図 3.2.1-2 参照)

(3) 反応度フィードバックの計算方式の確立と計算手法の改善

令和元年度はナトリウム冷却高速炉の重大事故時の過渡核特性解析を実施する際に考 慮すべき反応度フィードバックの種類を決定し、それらの反応度を輸送理論に基づき計 算する手法を確立した。(図 3.2.1-3 参照)さらに、大阪大学で実施された過渡核特性 解析コードの試計算結果を計算精度・計算時間の観点から検討し、平成 30 年度の計算 手法の改善すべき点を指摘した。

① 反応度フィードバックの計算方式の確立

過渡核特性解析に考慮すべき反応度として図 3.2.1-4 に示すように、冷却材(ナトリ ウム)ボイド反応度、ドップラ反応度、燃料・被覆管・ラッパ管の密度係数、燃料・被 覆管・冷却材・ラッパ管・炉心支持板の膨張反応度係数、制御棒・GEM 反応度がある。 これらの反応度の計算方法を決定した。

1) 冷却材ボイド反応度(冷却材密度係数)

冷却材(ナトリウム)が温度上昇によりボイドになった場合、あるいは冷却材密度が 減少した場合に添加される反応度であり、炉心部の冷却材がボイドになると中性子束 スペクトルの硬化により正の反応度が添加されるが、ナトリウムプレナムや GEM の冷 却材がボイドになると負の反応度が添加される。

さらに、参考文献(11)に示したように、ナトリウムプレナムのサブ領域のボイド反応度は炉心がボイドになっているかどうか、各サブ領域がボイドになっているかどうかにより大きく異なることが分かった。このため、ボイド反応度の計算にはボイド分布を考慮することが必要になってくる。

そこで、図 3.2.1-5 に示すように、各燃料集合体の軸方向ノードのナトリウムのボ イド率、ナトリウム密度をプラント動特性解析より取得し、そのデータを基に各集合 体の軸方向ノードにおける各種反応の多群の均質マクロ断面積を計算する。各時点に おいて、得られた均質マクロ断面積と定常状態のマクロ断面積の差を全断面積、吸収 断面積、散乱断面積、生成断面積に対して求め、反応度を計算する。

反応度の計算には(3.2.4)式に示されるように定常状態の角度依存随伴中性子束及 び各時点における Sn ノード法により計算された角度依存中性子束が用いられる。角 度依存中性子束を用いることで中性子輸送効果が取り入れられており、反応度を正確 に計算することが可能になる。

2) ドップラ反応度

ドップラ効果は燃料物質、被覆管材料のミクロ断面積が温度により変化する効果を 示すものであり、とくに U-238 のミクロ断面積の変化が主な寄与となる。ミクロ断面 積の温度依存性は KICOM コードでは 4 温度点のミクロ断面積を読み込み、次式の係数 C_1 、 C_2 、 C_3 を定めている。(参考文献(3)を参照)定常及び過渡計算で炉心内各部の温 度 T が計算されると、その場所毎に温度依存断面積 σ (T)が次式に基づき定められる。

$$\sigma(T) = \sigma_{base} + C_1 \left(\sqrt{T} - \sqrt{T_{base}} \right) + C_2 ln \left(\frac{T}{T_{base}} \right) + C_3 \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{base}} \right)$$

(3. 2. 24)

燃料(f)、被覆材(c)のミクロ捕獲断面積がΔσ^g(T)だけ変化した場合の、マクロ捕獲 断面積の変化は次式により与えられる。

$$\Delta \Sigma_c^g = \left\{ \Phi_f^g V_f N_f \Delta \sigma_f^g(T) + \Phi_c^g V_c N_c \Delta \sigma_c^g(T) \right\} / \sum_i V_i \Phi_i^g$$

(3. 2. 25)

ここで $\Phi_{f_s} \Phi_c$ は各エネルギー群の燃料(f)、及び被覆管(c)の中性子束を示し、 V_f 及 び V_c は燃料、被覆管の体積 N_f 及び N_c は燃料、被覆管における核種の原子数密度を表 す。計算されたマクロ断面積の変化を用い、(3.2.4) 式で反応度が計算される。反応 度のうち、主な寄与は吸収成分である。(3.2.4) 式により各時間ステップにおけるド ップラ反応度を計算し、その反応度を一点炉近似動特性方程式に用いて炉心出力を計算する。

3)密度係数

密度係数には前述した冷却材密度係数のほかに、温度上昇による燃料、被覆管の密 度変化により反応度変化が生じる。各燃料集合体における燃料、被覆管の密度変化が 分かると、集合体平均のマクロ断面積の変化が計算されるので、この断面積変化を (3.2.4)式に代入することにより、密度係数が計算される。冷却材密度係数と合わせ て、密度係数を計算すれば、全体としての密度係数の計算が可能になる。

4) 膨張反応度係数

炉心燃料、被覆管、ラッパ管、炉心支持板の軸方向、径方向の膨張により炉心形状 が変化することに基づく反応度変化を示す係数である。しかし、この膨張反応度は ULOF、UTOPの事象が推移する時間帯(およそ数十秒)での反応度に対する寄与は低い ため、種々の反応度の中での優先度は低いと考えられる。そのため、計算方法は概略 のみを記載する。計算方法については参考文献(12)の 79~83 ページに示されている 方法を採用した。

5) 制御棒・GEM 反応度

制御棒・GEM の反応度は 3 次元輸送計算により各制御棒・GEM のパターンに対して 求められる。輸送理論を用いているので、計算精度は高く、結果も信頼性があるが、 3 次元輸送ノード法を用いているので、軸方向のノード幅は約 10cm とかなり大きくな っている。ノード内の中性子束分布はノードで多項式展開(現在は 2 次多項式)してい るので、その空間分布の取り入れ方には問題ないが、制御棒・GEM がノードの途中ま で存在する場合のノードの均質断面積の作成方法には考慮する必要がある。ここでは 制御棒の場合を例にして均質化手法について述べる。図 3.2.1-6 で中央のノードの上 部は制御棒(CR)が挿入された部分で下部は制御棒が引き抜かれた部分(CRP)である。 図にはこのノード内の中性子束分布が書かれている。中性子束分布(ψ)に加え随伴中 性子束分布(ψ)の計算も実施する。制御棒挿入部分の中性子束、随伴中性子束を ψ_{CR},ψ_{CR}^* で表し、引き抜かれた CRP(Control Rod Position)部分の中性子束、随伴中

この時、バイリニア重みで均質化したノード平均断面積は次式で計算される。

$$\Sigma_{p}^{g} = \frac{\psi_{CR}^{g} \Sigma_{CRp}^{g} \psi_{CR}^{*g} V_{CR} + \psi_{CRP}^{g} \Sigma_{CRPp}^{g} \psi_{CRP}^{*g} V_{CRP}}{\psi_{CR}^{g} \psi_{CR}^{*g} V_{CR} + \psi_{CRP}^{g} \psi_{CRP}^{*g} V_{CRP}}$$

(3. 2. 26)

ここで、 $\Sigma_p^g = エネルギー群g 、反応p(吸収、散乱等)に対する均質化断面積$ $\Sigma_{CRp}^g = エネルギー群g 、反応pに対する CR のマクロ断面積$ $\Sigma_{CRPp}^g = エネルギー群g 、反応pに対する CRP のマクロ断面積$ $V_{CR} = メッシュ内の CR の体積$ $V_{CRP} = メッシュ内の CRP の体積$

上式はバイリニア重みの均質断面積を示しているが、随伴中性子束 ψ *を一定とすると中性子束重みの均質断面積が得られ、さらに中性子束 ψ も一定とすると体積重みの均質断面積が得られる。

(3.2.26)式に基づき計算された制御棒反応度の時間依存性について述べる。図 3.2.1-4にはノード幅を10 cmと仮定し、制御棒が10 cm/秒の速さで引き抜かれた場 合の 0~2 秒の 間の制御棒反応度を示す。時刻 1 秒の時点では制御棒が丁度、ノー ド境界のところにくるので、正解となるがそれ以外では(3.2.26)式を用いたバイリニ ア一重みの場合はスムーズなカーブとなるが、断面積均質化を体積重み、中性子束重 みで行うとスムーズな曲線が得られないことが分かった。このことから、ノード内の 断面積均質化はバイリニア一重みで行うこととした。

最後に制御棒支持棒の膨張による反応度フィードバックについて検討する。炉心に 対する制御棒支持棒の位置は、下部支持の炉心と上部支持の制御棒の熱膨張による相 対位置から計算される。制御棒支持棒の温度は炉心出口、集合体出口の冷却材輸送遅 れ時間を考慮して求まる。これより制御棒支持棒の熱膨張長さを計算し、制御棒 S 字 曲線からフィードバック反応度を計算できるが、本研究の固有安全 SFR に対しては、 制御棒支持棒の構造は定まっていないので、この反応度フィードバックは取り扱わな いものとする。

②過渡核特性計算手法の改善

大阪大学で実施した過渡解析コードによる試計算結果を計算精度、計算時間の観点か ら検討し、使用した計算手法の改善すべき点を指摘する。固有安全高速炉の重大事故に 対する過渡計算を妥当な計算時間の範囲で実施可能にするため、この改善点を過渡解析 コードに反映する。

平成 30 年度に開発した過渡核特性解析手法を用い、過渡解析コードを作成すると、 ノード平均の角度中性子束を計算するにはソース項を角度依存とすることが必要となり、 計算機の記憶容量が膨大となり、設計計算には適さなくなる。平成 30 年度に福井大学 が導出した方法では、各ノード平均の m 方向の角度中性子束は(3.2.22)式で与えられた。

式中に表れる項の物理的意味はすでに平成30年度成果報告書(参考文献(2))に詳しく 記載されている。重複して説明するのは止めるが重要なことは、(3.2.22)式のソース項 Sが(3.2.23)式で示されるように角度依存性を持つことである。この角度依存性は前の 時間ステップn-1の角度依存中性子束が表れているためである。このため、現在の時間 ステップnに加えn-1ステップの角度依存中性子束を記憶しておく必要が生じ、計算機 の記憶容量が膨大になりこのままでは設計計算用としてはこの方法は適さなくなる。

そこで、あるノードにおける n-1 ステップの角度依存性は n ステップの角度依存性と 同一であるという仮定をする。当然、この仮定はソース項の計算にのみ適用するもので あり、実際の角度依存性は各ステップで変化する。

この仮定を式で示すと次式となる。

$$\Psi_{n-1}^m / \sum_m \omega_m \Psi_{n-1}^m = \Psi_n^m / \sum_m \omega_m \Psi_n^m$$

(3. 2. 27)

n ステップにおける角度で積分した中性子束をΨ⁰Nで表すと、Sn ノード法の形状関数 ソースは

$$\frac{\Psi_n^m - \Psi_{n-1}^m}{\nu \Delta t} = \frac{1}{\nu \Delta t} \left(1 - \frac{\Psi_{n-1}^0}{\Psi_n^0} \right) \Psi_n^m$$

(3.2.28)

となる。

以上のことから、(3.2.22)式に表れる断面積を以下のように修正すれば

$$\Sigma_{tg}^{\prime\prime} = \Sigma_{tg} + \frac{1}{\nu} \frac{1}{P} \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{1}{\nu \Delta t} \left(1 - \frac{\Psi_{n-1}^0}{\Psi_n^0} \right)$$

(3. 2. 29)

ソース項に表れる $Q_a^{\prime m}$ の代わりに等方なソース Q_{a0} だけを用いれば良いことになる。

この方法により、ソース項の角度依存性が現れなくなる。そのため、計算機の記憶容 量が膨大になることも無くなり、計算手法が改善された。

表 3.2.1-1 3 次元輸送計算手法の比較検討

手法	集合体	メリット	デメリット	計算コードの特徴
	均質	ノード法の採用	Sn 計算の収束性	NSHEX
輸送ノード法 ⁽³⁾		により、空間メ	が悪い	国内開発コード
		ッシュ効果は詳		(公開)
		細に取り入れら		
		れる		
	非均質	あらかじめ集合	集合体のボイド	COMET
		体ごとの応答行	分布等が計算前	米国所ジョージア工
		列を計算すれば	には解からない	科大学(非公開)
亡 恢 行 石 ()+ (2)		後の炉心計算は	ので数多くのボ	
心合门列伍兰		容易	イド分布を持つ	
			パターンを計算	
			しておかねばな	
			らない	
	均質	特に SPn 法は計	Pn (SPn) 法は集	拡散コード
		算時間が短い	合体が工学的に	(CITATION)
Pn 法			厚い場合は精度	を拡張すれば計算可
(SPn 法) ⁽¹⁾			がよいが、ボイ	(公開)
			ドのようになる	
			と精度が悪い	

手法	メリット	デメリット	計算法の特徴
	拡散方程式に比べ	Na ボイドが存在す	拡散方程式を 2 回
	ると軽水炉では輸	る領域の輸送効果	繰り返して計算す
	送効果が充分考慮	が十分に取り入れ	れば SP ₃ の解が求
5P3 法 (-)	することが可能	ることができない	まる
		可能性が大	
		(Larsen の論文)	
輸送販売待の正確な	非常に簡単な手法	高速炉、特にボイ	非常に簡単な手法
111日頃の正確な あり入わち法	であるが、軽水炉	ドがある体系での	であるのでコード
取り入れの伝 B1 D1 CASMO-4E	では輸送効果が取	適用性には問題が	に組み込みが容易
DI, FI, CASMO 4E	り入れられる	ある	
In flow 輸送補正 ^(5,6)			
	ボイドを含む体系	ポイントごとの拡	拡散係数がテンソ
	でその有効性が確	散係数を計算する	ル型になっている
テンソル型の	かめられている	手法であるが、こ	D_{xx} , D_{xy} , D_{yy}
拡散係数 (7)		れを炉心計算にど	
		う適用したらよい	
		かが不明	
	高速炉のボイド反	上記、テンソル型	衝突確率により方
統一拡散係数 ⁽⁸⁾	応度価値の計算に	拡散係数との関連	向依存拡散係数を
	有効	性が不明	計算している
	拡散計算コードに	一旦、詳細な輸送	輸送補正のために
粗メッシュ	補正として輸送効	計算を実施し、補	一般的に用いられ
有限差分法(CMFD) ⁽⁹⁾	果を取り入れるこ	正項を評価する必	ている手法であ
	とが容易	要がある。	る。

表 3.2.1-2 第二段階の計算手法の比較検討



図 3.2.1-1 ノード表面における流入・流出中性子束

計算手順

- Ψ^{m,in} の初期推定
- ・各ノードの角度依存中性子束の計算
- ・各ノードの流出中性子束の計算 (中性子束のモーメントを使用)
- 以上の計算を収束するまで反復
 ↓
- 次の時間ステップの計算

図 3.2.1-2 Sn ノード法による時間依存中性子束分布の計算手順

過渡核特性計算に必要なデータの読み込みとプラント動特性計算へのデータ引き渡し



図 3.2.1-3 過渡核特性計算とプラント動特性計算のデータ受け渡し

フィードバック反応度



図 3.2.1-4 考慮すべきフィードバック反応度の種類

冷却材(ナトリウム)ボイド反応度の計算



図 3.2.1-5 冷却材 (ナトリウム) ボイド反応度の計算フロー



図 3.2.1-6 軸方向ノード内の中性子束分布



図 3.2.1-7 制御棒反応度の時間依存性

参考文献

- J. K. Fletcher "MARK/PN; A Computer program to solve the multigroup transport equation", RTS-R-002, AEA, 1988.
- (2) K. Remley, F. Rahnema, "A Method for the Adaptive Selection of Angular Flux Expansion Orders in the Coarse Mesh Radiation Transport (COMET) Method", Nucl. Sci. Engng, 183, pp.161-172, 2016.
- (3) H. Ikeda, T. Takeda, "A New Nodal Sn Transport Method for Three-Dimensional Hexagonal Geometry", J. Nucl. Sci. Technol., 31[6], pp. 497-509, 1994
- (4) E. W. Larsen, J. E. Morel, J. M. McGhee, "Asymptotic Derivation of the Multigroup P1 and Simplified Pn Equations with Anisotropic Scattering", Nucl. Sci. Eng., 123, 328 (1996).
- (5) B. C. Yee, E. W. Larsen, B. Kochunas," An Analytical Derivation of Transport-Corrected PO Cross Sections and Diffusion Coefficients, PHYSOR2016, Sun Valley, ID, May1-5, 2016.
- (6) S. Choi, K. Smith, H. Kim, T. Tak, D. Lee, "On the diffusion coefficient calculation in two-step light water reactor core analysis", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 54, No. 6, 705-715, 2017.
- (7) E. W. Larsen, J. E. Morel and J. Lou, "Nonlocal" Diffusion Coefficients for Neutronic Systems Containing Voided Subregions, M&C2017, Jeju, Korea, April 16-20, 2017.
- (8) T. Takeda, K. Arai, M. Yamaoka, "Unified Diffusion Coefficient for Analysis of Sodium-Void Worth in Fast Critical Assembly with Control-Rod Channel", J. Nucl. Sci., Technol., 18[2], pp. 93-115, 1981.
- (9) Y. Ban, T. Endou and A. Yamamoto," A unified approach for numerical calculation of space-dependent kinetic equation", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol 49, No. 5, pp. 496-515, 2012.
- (10) T. Takeda, T. Endo and H. Takaya, "Three-Dimensional Transient Analysis of Fast Reactors with Improved Coarse Mesh Method", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 31, No. 1, pp. 122-23, 1994.
- (11) T. Takeda, K. Fujimura, K. Fujimata and S. Takeda, "Effect of void propagation to sodium void reactivity in transient analyses of fast reactors with sodium plenum", Annals of Nuclear Energy, Vol. 119, pp. 175-179, 2018.
- (12) 核燃料サイクル開発機構 東海事業所:核設計手法報告書(技術報告)、JNC TN8410 2000-011, 2000 年 5 月

3.2.2 過渡核特性解析手法の検証(再委託先:大阪大学)【H29-R2】

(1) 平成 29 年度

平成 29 年度は既存の過渡解析コードを調査し、既存の過渡解析コードの特徴を整理 し、性能を確認するため、高度化を図る過渡解析コードを導入した。まず、2012年に福 井大学で整備した KICOM⁽¹⁾を、Linux を OS とする 64 ビット計算機に導入した。導入した KICOM の仕様を表 3.2.2-1 にまとめる。内部反復については、公開の計算ライブラリLis を用いて、BiCGSTAB 法に Jacobi の前処理を用いる手法が適用されている。このことか ら、Lis ライブラリ(バージョン 1.8.9)を導入した。続いて、2011 年に日本原子力研究 開発機構 (JAEA) で整備した NSHEX⁽²⁾ (Ver. 10.2)を、Linux を OS とする 64 ビット計算機 に導入した。NSHEX の仕様を表 3.2.2-2 にまとめる。NSHEX では空間ノード内の中性子 束分布を多項式展開した関数で表現しており、Ver. 10.2 を整備した際に多項式展開の最 大次数は 2 次から 6 次に拡張された。この拡張は、より大型の集合体が用いられる体系 での精度向上を目的としている。また、NSHEX では有限差分計算コードよりも収束性が 悪くなっていたが、Ver. 10.1 を整備した際に、収束性を向上させることを目的として、 中性子束の初期推定のための有限差分計算を実施するオプションが追加されている。

(2) 平成 30 年度

平成 30 年度は過渡解析コード ERANOS を調査し、導入した。また、コードの特徴をふ まえ、2012年に福井大学で整備した KICOM に対し、輸送効果を取り入れる方法である Sn ノード法を導入し、過渡解析コードの高度化を行った。Sn ノード法の導入においては NSHEX を参考とした。高度化を行うための修正は多岐にわたるため、修正する内容に応 じて改訂番号(以下、リビジョン番号と示す)を付し、修正を管理した。平成 30 年度に 高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容を表 3.2.2-3 にまとめる。

平成 30 年度に高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容について述べる。リビジ ョン番号 0 では、KICOM において NSHEX を活用するために、KICOM と NSHEX を同一プロ グラムとする修正を行った。リビジョン番号 1 では、KICOM において NSHEX を実行する ために、KICOM の実行時に NSHEX の入力を読み込ませて KICOM 内で NSHEX を実行させる 修正を行った。リビジョン番号 2 では、Sn ノード法の計算のために必要となる初期化を 実行させるための修正を行った。リビジョン番号 3 では、NSHEX と KICOM の入力の重複 を排除するため、重複する入力については KICOM の入力を用いる修正を行った。リビジ ョン番号 4 では、過渡事象においては炉心の位置によって燃料温度、減速材温度、構造 材温度、減速材密度が変化することをふまえ、Sn ノード法の計算において断面積の場所 依存性を考慮させる修正を行った。リビジョン番号 5 では、過渡事象の解析において遅 発中性子と即発中性子を分けて評価する必要があることをふまえ、遅発中性子割合を考 慮させる修正を行った。リビジョン番号 6 では、過渡事象の解析において Sn ノード法 の計算を複数回実施することをふまえ、Sn ノード法の 2 回目以降の計算時には初期化を 行わず、前回の計算結果を適用する修正を行った。リビジョン番号 7 では、KICOM にお ける反応度の計算手法を厳密摂動に基づく計算手法に修正した。リビジョン番号 8 では、 改良準静近似において方向依存の中性子源項を修正した準静近似に基づき、過渡解析を Sn ノード法で実施するための機能を実装する修正を行った。

(3) 令和元年度

令和元年度は、平成 30 年度に高度化した KICOM に対し、リビジョン番号 9 から 12 の 修正を施した。リビジョン番号 9 から 12 の修正内容を表 3.2.2-4 に示す。また、もん じゅ炉心体系において、高度化した過渡解析コードにより反応度の試計算を実施した。

令和元年度に高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容について述べる。リビジョ ン番号9では、ソース項の角度依存性を無くす手法に基づいて、改良準静近似に基づく 解析をSn法で実施するための機能を実装した。リビジョン番号10では、拡散計算とSn ノード法に基づく計算を入力において切り替えられるようにするための整備を施した。 リビジョン番号11では、試計算における収束の安定性を向上させることを目的とし、 固定源計算での収束が達成できない場合に初期化して再計算する機能を実装した。リビ ジョン番号12では、反応度の試計算の結果の確認のため、断熱近似に基づく解析をSn 法で実施するための機能を実装した。断熱近似を適用すると、定常状態を仮定した輸送 計算で得られる実効増倍率に基づく反応度と、摂動論から求まる反応度を比較すること で、試計算で得られる反応度の検証が可能となる。

令和元年度に実施したもんじゅ炉心体系を対象とする試計算について述べる。この炉 心は内側炉心、外側炉心、ブランケット、制御棒、中性子遮蔽体遮へい材の領域で構成 される。初期条件として中央位置の制御棒下端を炉心上部より 100cm の位置とし、この 制御棒を 2cm/sec の速度で 6 秒間引き抜く条件で解析を実施した。検証の実施を目的と して、定常状態を仮定した輸送計算で得られる実効増倍率に基づく反応度と、断熱近似 を用いる摂動論に基づく反応度を比較した。この試計算で得られる反応度として、定常 状態を仮定した輸送計算で得られる実効増倍率に基づく反応度と、摂動論から求まる反 応度を図 3.2.2-1 に示す。図 3.2.2-1 より、定常状態を仮定した輸送計算で得られる実 効増倍率に基づく反応度と、摂動論から求まる反応度の差異は 5×10⁻⁵ Δ k/kk'以下で あり、この差異は収束判定(1×10⁻⁵ Δ k/kk')と同じオーダーであることから、両者はよ く一致することを確認できた。この結果から、摂動論から求まる反応度が適切に計算さ れることを確認した。

(4) 令和2年度

令和2年度は、固有安全高速炉を対象として、高度化した過渡解析コードによる試計 算を実施した。KICOMで用いる断面積データの作成について述べる。まず、SLAROM-UF⁽³⁾ コードを用いて、各集合体について70群の実効断面積を作成した。SLAROM-UFで用いた 断面積ライブラリはJENDL4.0に基づく70群炉定数UF-LIBJ4.0⁽⁴⁾である。続いて、作成 した70群断面積とCITATION-FBRコードを用いて、固有安全高速炉を模擬した2次元 RZ 体系の計算を実施し、70群の中性子束分布を求めた。求めた70群の中性子束情報を用 いて7群の実効断面積に縮約し、KICOMに適用した。固有安全高速炉におけるULOFを想定した試計算の結果として、反応度と炉心出力の推移をそれぞれ図 3.2.2-2、図 3.2.2-3 に示す。これらの結果から、ULOF時においては負の反応度が投入され、出力が低下する傾向を確認した。

また、令和2年度は輸送効果を考慮できる既存の計算コードである NSHEX の結果との 比較により、反応度等が適切に評価されていることを確認した。体系は図3.2.2-4 に示 す固有安全高速炉体系であり、図3.2.2-4 に示した黒丸の位置に制御棒を挿入した際の 反応度と、図3.2.2-4 に示した赤矢印上の1 群中性子束分布について、KICOM と NSEHX の結果を比較した。反応度の比較を表3.2.2-5 に、1 群中性子束分布の比較を図3.2.2-5 に示す。表3.2.2-5 と図3.2.2-5 より、KICOM と NSHEX の結果に有意な差異が生じて いないことから、反応度と中性子束分布が適切に評価されていることを確認した。また、 KICOM の計算時間について、制御棒未挿入の体系では18.7 分、制御棒挿入の体系では 24.6 分であり、設計に適用できる計算時間で評価されていることを検証した。

なお、これらの計算を実施した計算機の CPU は Intel Xeon プロセッサーE5-2620 v4(キャッシュ 20MB、周波数 2.10GHz)である。

取扱形状		3 次元六角 Z 炉心体系
炉心計算	理論	拡散ノード法(多項式展開法)
	外部反復	Chebyshev
		Wielandt (定常計算のみ)
	内側反復	SOR
		BiCGSTAB
		一点炉近似
新性州十 印	十の御汁	断熱近似
1917年3月11日月11日月11日月11日月11日月11日月11日月11日月11日月11	氏(7)两任	改良準静近似(IQS, AQS)
		直接法

表 3.2.2-1 KICOM の仕様

表 3.2.2-2 NSHEX の仕様

取扱形状		3 次元六角 Z 炉心体系
炉心計算	理論	輸送計算 (Sn 法、多項式展開法)
	外部反復	リバランス加速法

表 3.2.2-3 平成 30 年度に高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容

リビジョン番号	修正内容
0	KICOMと NSHEX を同一プログラムにする修正
1	NSHEX の入力を読み込ませて NSHEX を実行させる修正
2	Sn ノード法の計算のために初期化を行わせる修正
3	KICOM の入力を Sn 法の計算の入力に変換する修正
4	Sn ノード法の計算で場所依存の断面積を考慮させる修正
5	Sn ノード法の計算で遅発中性子割合を考慮させる修正
6	Sn ノード法の2回目以降の計算時に初期化を行わず前回の計算結果を適用
	する修正
7	反応度計算方法の修正
8	過渡解析を Sn ノード法で実施するための機能を実装するための修正

表 3. 2. 2-4 令和元年度に高度化した KICOM の各リビジョンの修正内容

リビジョン番号	修正内容
9	改良準静近似に基づく解析を Sn 法で実施するための機能を実装
10	計算手法を切り替えるための整備
11	収束安定性向上
12	断熱近似に基づく解析を Sn 法で実施するための機能を実装

表 3.2.2-5 制御棒挿入により投入される反応度の比較

KICOM ($\Delta k/kk'$)	-0.00504
NSHEX ($\Delta k/kk'$)	-0.00504
相対差(%)	0.0



図 3.2.2-1 もんじゅ炉心体系での反応度



図 3.2.2-2 固有安全高速炉体系における ULOF 時の反応度



図 3.2.2-3 固有安全高速炉体系における ULOF 時の炉心出力



図 3.2.2-4 NSHEX の結果と比較するための固有安全高速炉体系



図 3.2.2-5 KICOM と NSHEX の 1 群中性子束分布の比較

参考文献

- (1) エム・アール・アイ リサーチアソシエイツ株式会社: 3次元動特性解析手法及びコードを 用いた解析「もんじゅ」、実用炉への適用, (2012).
- (2) SUGINO, K. : Development of Neutron Transport Calculation Codes for 3-D Hexagonal Geometry - Development of NSHEX, MINIHEX and MINISTRI Codes -, JAEA-Data/Code 2011-018, (2012).
- (3) 羽様平,他, : SLAROM-UF: Ultra Fine Group Cell calculation Code for Fast Reactor Version 20090113 -, " JAEA-Review 2009-003, (2009).
- (4) 杉野和輝,他, : JENDL-4.0に基づく高速炉用炉定数 UFLIB. J40 及び JFS-3-J4.0の作成」, JAEA-DATA/Code 2011-017, (2013).

3.2.3 過渡計算結果に対する検討【R2】

(1) 過渡計算結果に対する検討

令和2年度は固有安全高速炉の過渡解析結果を検討し、その結果が妥当であるかを特 に反応度フィードバックの観点から調べた。高速炉固有のフィードバック反応度として は冷却材密度係数(ナトリウムボイド反応度)、ドップラ反応度等があり、これらの効果 が妥当に取り入れられているかを検討した。そのため、これまでに開発した核特性解析 とプラント動特性解析とを結合した計算コードの結果から求まった反応度を別の解析方 法で予測し、両計算結果が良く一致することを検証することにより、開発した計算コー ドによる反応度の妥当性を調べた。別の解析方法としては漸近近似による反応度推定法 を用いた。漸近近似では原子炉出力及び冷却材、燃料の温度の時間変化が非常に少ない 場合あるいは時間変化が緩やかな場合を考え、冷却材、燃料の温度を定常時における計 算から推定し、その結果から反応度を予測する。以下に UTOP 及び ULOF 時における漸近 近似を導出し、反応度を予測し、開発した計算コードの結果と比較する。

(2) UTOP 時の漸近近似と計算コードの結果との比較

UTOP時には冷却材流量は変化せず、制御棒誤引き抜きにより出力が時間とともに増加 し、それにより負のドップラ反応度、炉心膨張反応度が添加され出力もある一定値に落 ち着く。このような出力及び冷却材、燃料温度が漸近値を取る状態では、燃料、冷却材 の温度はその時の漸近出力に依存する。

まず、時刻 t、軸方向位置 z における冷却材温度は燃料で発生した熱が冷却材に伝わるため、炉心入り口温度より上昇する。炉心入り口温度を Tin とすると、冷却材温度は 定常状態では次式を満たす。

$$\bar{T}_f(t,z) = T_{in} + \int_0^z dz \frac{\ddot{q}(t)A}{\dot{m}C_p}$$

(3.2.37)

ここで、*q*は出力密度、*m*は質量流量である。また C_pは比熱、A はサブチャンネル体系における燃料の面積を示す。

出力密度は出力分布が変化しない場合には、炉心出力に比例する。UTOPが生じる前の 定常状態の炉心出力に比べ、今考えている漸近状態での炉心出力が P 倍増加したとする。 この漸近状態では冷却材温度の時間変化は穏やかであるので、時刻 t での冷却材温度は 定常時の温度T_{f0}から以下に表されるような変化をする。

$$T_f(t,z) - T_{in} = P(t) \cdot [T_{f0}(z) - T_{in}]$$

(3. 2. 38)

ここで、炉心出力 P(t)は上で述べたように定常時の出力を1に規格化している。上式の温度の軸方向の平均値と取ると、冷却材の時刻 t における軸方向平均温度 $\overline{T}_f(t)$ は次式より計算される。

$$\overline{T}_f(t) - T_{in} = P(t) \cdot [\overline{T}_{f0} - T_{in}]$$

(3. 2. 39)

この式より、漸近状態における時刻 t の冷却材温度の定常値からの温度上昇は次式で

与えられる。

$$\bar{T}_f(t) - \bar{T}_{f0} = [P(t) - 1][\bar{T}_{f0} - T_{in}]$$

(3.2.40)

一方、燃料温度 T_m と冷却材温度 T_f との差は漸近状態では出力に比例する。このため、 漸近状態(時刻 t)と定常時の燃料温度と冷却材温度との差には以下の関係式が成立する。

$$T_m(z,t) - T_f(z,t) = P(t)[T_{m0}(z) - T_{f0}(z)]$$

軸方向の平均値を取ると、

$$\bar{T}_m(t) - \bar{T}_f(t) = P(t)[\bar{T}_{m0} - \bar{T}_{f0}]$$

(3.2.42)

(3. 2. 41)

上式より、漸近状態における燃料温度の定常時からの温度上昇が得られる。

$$\Delta \bar{T}_m \equiv T_m(t) - T_{m0} = [P(t) - 1][\bar{T}_{m0} - T_{in}]$$

(3. 2. 43)

上式より時刻tにおける漸近状態での燃料温度上昇はその時刻における出力上昇 P が 分かれば計算できる。P は即発跳躍近似により求まるが、出力と反応度の繰り返し計算 が必要となるので、ここでは開発された動特性解析コードにより求められた結果を使用 する。UTOP 現象としては3.3.3節に示されるように、制御棒が3 ¢/sの割合で4 秒間、 誤引き抜きされた場合を考えた。その場合の炉心出力の時間変化を図 3.2.3-1 に示す。 この結果より制御棒誤引き抜きから約4 秒後に炉心出力は最大(約116 %)となり、こ の出力上昇により負のフィードバック反応度が添加され、25 秒後には炉心出力は約 111 %となることが分かる。25 秒後には炉心出力はほぼ一定となり、この時刻では漸近 近似が成立することが分かる。ドップラ反応度、燃料膨張反応度はドップラ反応度係数 αd、膨張反応度係数 αe を用いると次式で計算される。

・ドップラ反応度

$$\rho_d = \alpha_d \Delta T_m(t)$$

(3. 2. 44)

·炉心膨張反応度

$$\rho_e = \alpha_e \Delta \overline{T}_m(t)$$

(3. 2. 45)

ドップラ反応度係数 ad、膨張反応度係数 ae は定常状態で計算された値を使用した。 内側炉心、外側炉心におけるドップラ反応度、燃料膨張反応度は表 3.2.3-1 のようにな る。得られた反応度は図 3.2.3-2 に示される開発した動特性解析コードの結果をよく一

3.2.3-2

致することが分かり、計算コードで反応度が妥当に取り入れられていることが確認された。

さらに、漸近状態ではフィードバック反応度の和は添加された制御棒反応度とほぼ一 致することも確かめられた。

(3) ULOF 時の漸近近似と計算コードの結果との比較

ULOF 時には、(3.2.1)式の出力密度が時間的に減少するだけでなく、質量流量も主循 環モータのトリップにより減少する。炉心出力と流量との比がこの出力密度と質量流量 との比に比例すると仮定し、炉心出力と流量の比の定常状態からの変化割合をRで表す。 (3.2.1)式で定常状態を考えると、定常状態における冷却材温度の軸方向平均値は次式 により記述することができる。

$$\bar{T}_{f0} = T_{in} + a$$

(3. 2. 46)

ここで a は定常状態における炉心出力、流量、比熱等の関数であり、一定値である。 過渡状態では炉心出力、流量が変化し、その比も時間とともに変化する。その比の定常 状態の値からの変化が R(t)となるので、時刻 t における冷却材温度は次式により示され る。

$$\bar{T}_f(t) = T_{in} + aR(t)$$

(3. 2. 47)

それ故、冷却材温度の時刻 t での温度上昇は次式で与えられる。

$$\bar{T}_f(t) - \bar{T}_{f0} = a[R(t) - 1] = [R(t) - 1][\bar{T}_{f0} - T_{in}]$$
(3. 2. 48)

一方、燃料温度と冷却材温度の時刻 t での差は

$$\bar{T}_m(t) - \bar{T}_f(t) = P(t)[\bar{T}_{m0} - \bar{T}_{f0}]$$

(3.2.49)

となるので、燃料温度の上昇は次式となる。

$$\Delta \bar{T}_m(t) = \bar{T}_m(t) - \bar{T}_{m0} = [P(t) - 1][\bar{T}_{m0} - T_{in}] + [R(t) - P(t)][\bar{T}_{f0} - T_{in}]$$
(3. 2. 50)

上式と UTOP 時における燃料温度の上昇を示す式(3.2.7)と比較すると以下のことが分かる。ULOF 時には UTOP 時に表れる(3.2.7)式の項に加え R-P に比例する項が表れる。この項は、炉心流量が変化しない場合には R は P と一致するので、ゼロになる。このように上式の第二項目は炉心流量の変化の効果を示していることが分かった。

燃料温度上昇が計算されると UTOP 時と同様に(3.2.12),(3.2.14)式を用いてドップラ 反応度、炉心膨張反応度を推定することができる。ULOF 現象として 3.3.3 節に示される ように、主循環ポンプが冷却材流量半減時間 6.5 秒でポンプトリップし、ポンプトリッ プ15 秒後にはポニーモーターが作動し、流量の15 %が維持されるとした場合を取り扱 う。この ULOF 時の炉心出力、流量に対する開発された動特性解析コードによる結果を 図3.2.3-3 に示す。ポンプトリップ後50 秒では炉心出力は約25 %、流量は16 %にま で減少していることが分かる。この結果より炉心出力と流量の比は定常状態を1に規格 化すると図3.2.3-4 に示されるようになる。R の値は約38 秒で最大となり、その後は 減少していることが分かる。この値を用い、(3.2.14)式に基づき平均燃料温度の定常状 態からの上昇を計算すると、内側炉心、外側炉心の平均燃料温度はそれぞれ、502 ℃、 308 ℃減少することが分かった。この値を用い、ドップラ反応度及び燃料膨張反応度を 計算した。その結果が表3.2.3-2 に示される。どちらのフィードバック反応度も正にな り、その結果は図3.2.3-5 に示される開発された動特性解析コードによる結果と良く一 致することが分かった。

以上の結果より、開発した核特性解析とプラント動特性解析とを結合した計算コード で反応度フィードバックが妥当に取り入れられていることが分かった。

表 3.2.3-1	UTOP 時における漸近近似に基づき計算した 25 秒時点でのドップラ反応度及び燃料
	膨張反応度

	ドップラ反応度	膨張反応度
内側炉心	5.1	4. 3
外側炉心	4. 6	0.80
内側炉心+外側炉心	9.7	5. 1
ドップラ反応度+膨張反応度	14	. 8

表 3.2.3-2 ULOF 時における漸近近似に基づき計算した 50 秒時点でのドップラ反応度及び燃料 膨張反応度

	ドップラ反応度	膨張反応度
内側炉心	0.316	0. 266
外側炉心	0. 05	0.044
合計	0. 366	0. 310



図 3.2.3-1 開発した計算コードで求めた UTOP 時の炉心出力の時間依存性



図 3.2.3-2 開発した計算コードで求めた UTOP 時の各種反応度



図 3.2.3-3 開発した動特性解析コードによる ULOF 時の炉心出力と流量の時間変化



図 3.2.3-4 開発した動特性解析コードによる ULOF 時の炉心出力と流量の比の時間変化



図 3.2.3-5 開発した動特性解析コードによる ULOF 時の各種反応度の時間変化

3.3 固有安全 SFR の ULOF、UTOP に対する安全性確認

3.2 節で開発する輸送理論に基づく過渡核特性解析手法と結合したプラント動特性解析ツールにより、固有安全 SFR の ULOF、UTOP に対する安全性を確認した。

3.3.1 過渡核特性解析手法とプラント動特性解析手法の結合方法の検討

(再委託先:日立 GE)【H29-R1】

3.2 節で開発した過渡核特性解析手法(輸送理論に基づく詳細な炉心部の出力分布計算の過渡核解析手法:以下、核特性計算と称す)と既存のSFR向けプラント動特性解析 手法(以下、温度計算と称す)を結合する手法を検討した。また、既存のプラント動特 性解析手法に対し結合に必要な準備を実施した。

(1) 炉心部の核特性計算と温度計算の結合方法

表 3.3.1-1 に核特性計算と温度計算の結合方法の比較を示す。結合方法として、独立 したプログラムをシェルスクリプト等で実行する方法と、単一プログラムに統合する方 法がある。

前者は、プログラム開発が容易であるが、外部ファイルを介してデータ授受を行うた めファイルの入出力に時間を要し、過渡解析において実用的ではない。また、計算プロ グラムを切り換える度に計算で使用している全変数を外部ファイルに退避・リロードす る必要がある。

これに対し、後者は common でデータ授受を行うため、プログラムは大きくなるがチャンネルタイムの損失は少ない。ただし、プログラム結合前に、開発環境の統一やサブルーチン名、ファンクション名、common 名などのプログラムルール化が必要になる。

ここでは、解析に時間を要することが予想されるため、比較的計算速度への負荷が少 ない単一プログラムに統合する方法を志向する。

具体的には、共通部(MAINモジュール)を準備し、核特性計算と温度計算をそれぞれ モジュール化(核特性計算モジュール及び温度計算モジュール)して、単一プログラム に統合する。

(2) 計算機能の分担と計算手順及びデータ授受

表 3.3.1-2 に既存のプラント動特性解析手法⁽¹⁾を参考に炉心部の過渡計算に必要な計 算機能を摘出し、核特性計算モジュールと温度計算モジュールに配分した結果を示す。 また、表 3.3.1-2 には核特性計算モジュールと温度計算モジュールで授受するデータも 示す。

過渡計算の手順として、各モジュール間で授受された最新データのみを用いると、各 モジュールの計算中は、炉心出力、温度等が一定になる。それを回避するために、最新 データと1つ前のデータを保存し、計算中には時間補間して用いる。表 3.3.1-3 にデー タ補間のイメージを示す。

温度応答は核特性応答に比べて時間的に緩慢であるため、核特性計算モジュール→温 度計算モジュールの順で計算する。MAINモジュールの時間刻みで核特性計算モジュール
と温度計算モジュールのデータ授受を行い、各モジュールでは、MAINモジュールにおける最新データと1つ前の時間刻みのデータを用いて、各モジュール内の時間刻みにより データを補間するものとする。

実用化戦略調査研究⁽²⁾の被覆管直径 10.4 mmの燃料ピン温度の1次遅れを求めた。図 3.3.1-1 に時刻0で炉心出力が2倍になる出力上昇事象時の燃料ピンの燃料平均温度、 被覆管平均温度、冷却材出口温度の経時変化を、既存のプラント動特性解析ツールを用 いて解析した結果と、1次遅れ時間をパラメータとした手計算結果を示す。手計算方法 を次に示す。

 $T(t+dt) = T(t) + (T(\infty) - T(t)) \times (1 - \exp(dt/\tau))$

ここで、t:時間、dt:時間刻み、T(t):時間 t の温度、Ti:基準(入口)温度、T(0):初期温度、T(∞):最終温度=Ti+(T(0)-Ti)×2、 τ :1次遅れ時間 を示す。

図 3.3.1-1 に示すように、燃料ピンの熱容量による燃料平均温度、被覆管平均温度に 対する1次遅れは約8 sである。また、冷却材出口温度は約8 sの1次遅れに加え約1 sの輸送遅れ(時間ずれ)を有する。即応答に近い核特性応答に比べ約8 sの1次遅れ を有する燃料ピンの温度応答は準定常に近いと考え、核特性計算モジュールの計算結果 を用いて温度計算モジュールする過渡計算手順は、適切であると言える。

(3) データ授受間隔と予測誤差

核特性計算モジュールと温度計算モジュールのデータ授受を行う MAIN モジュールの 時間刻みが計算精度に影響すると考えられる。そこで、これまで検討されたナトリウム プレナム付炉心⁽³⁾及び GEM 付炉心⁽⁴⁾の ULOF 事象の解析結果を用いて、データ授受間隔が 計算精度に与える影響を評価した。

図 3.3.1-2 に炉心出力の予測誤差の時間変化を、表 3.3.1-4 にデータ授受間隔と炉心 出力及び温度の予測誤差の最大値を示す。

ナトリウムプレナム付炉心で冷却材沸騰後にナトリウムプレナムの負のボイド反応度 により炉心出力が急激に低下する挙動において、データ授受間隔を1 sとすると炉心出 力の予測誤差は約 19 %(温度の予測誤差は 2.3 %)に達する。このため、冷却材沸騰後 はデータ授受間隔(時間刻み)を細かくする必要がある。

一方、GEM 付炉心は非沸騰で炉心出力に大きな変曲点がないため、データ授受間隔を 1 sとしても、炉心出力の予測誤差は約1.7%(温度の予測誤差は0.19%)以下である。

このように、炉心出力の予測誤差を評価して、時間刻みを設定することで、適切な計 算精度を確保することができる。

(4) プラント動特性解析の統合に向けた準備

表 3.3.1-5 に解析対象とする安全性向上炉心概念図と要求される温度計算モジュール の計算機能を示す。温度計算モジュールの計算機能は、既存のプラント動特性解析ツー ル(ここでは、日立が開発した FOSTER で代表する)の炉心部計算の計算機能を用いる。

3.3.1-2

ただし、全炉心を解析対象とするため、次に示す領域拡張を行った。また、結合に向け てモジュール化を実施した。

- ・集合体数 (FOSTER:100→拡張後:1000)
- GEM 集合体数 (FOSTER: 1→拡張後: 100)
- ・集合体間 (FOSTER: 200→拡張後: 2000)

ここで、「FOSTER」は日立が開発したプラント動特性解析ツール、「拡張後」は結合 した解析ツール用の温度計算モジュールを示す。

次に、結合する解析ツール用の温度計算モジュール(計算領域の拡張)の機能計算を 実施した。

図 3.3.1-3 に(3)項で示したナトリウムプレナム付炉心及び GEM 付炉心の ULOF 事象に 対する FOSTER の解析結果と温度計算モジュールの計算結果を示す。なお、GEM 集合体の ガス温度とラッパ管温度の熱移行計算には、自然対流熱伝達モデルを用いた。

図 3.3.1-3 に示すように、FOSTER の解析結果と温度計算モジュールの計算結果は良い 一致を示し、計算領域の拡張とモジュール化が適切に行われていることを確認した。

以上により、既存のプラント動特性解析手法の結合に必要な準備を完了した。

項目	複数のプログラムで管理	単一プログラムに統合	
全体制御	シェルスクリプト等	メイン処理モジュール	
開発の容易性	容易	複雑	
保守性	高(個別で保守)	低(改良毎に統合要)	
プログラム	簡易 必要		
ルール	・使用機種、OS	・使用機種、0S	
		・使用言語、バージョン	
		・サブルーチン名制約	
		・Common 名制約	
		・使用できる記憶領域	
		・モジュール化が必要	
		・外部入出力装置番号の調整	
データ授受	外部ファイル	Common (記憶領域)	
計算精度	低(データ授受間隔次第)	高 (最新データを利用)	
計算速度	低(I0時間が支配的)	高(計算時間が支配的)	
評価	△(過渡解析に向かない)	○(過渡解析向き)	

表 3.3.1-1 解析手法を統合する手法の比較

表 3.3.1-2 炉心部過渡計算の計算内容と入出力

区分	核特性計算
核特性計算 計算機能	 ・外乱条件(制御棒位置)設定 ・フィードバック反応度(ドップラ、燃料膨張、被覆管、冷却材等)計算 ・炉心合計出力計算(炉動特性) ・炉心中性子束分布の計算(3次元詳細輸送計算、輸送計算の時間的補間) ・集合体毎/高さ方向の出力計算
温度計算 計算機能	 ・外乱条件(炉心流量、炉心入口温度)の設定 ・GEM 集合体の冷却材/ラッパ管/ガス温度計算、液位計算 ・集合体間/集合体内冷却材流量の設定 ・集合体間熱移行量の計算 ・集合体内の冷却材温度、燃料ピン温度(径方向、高さ方向)計算 ・集合体ラッパ管温度、集合体間冷却材温度計算 ・炉心出口冷却材温度計算
授受データ 温度計算→ 核特性計算	・集合体毎及び高さ方向分割毎の冷却材(集合体内、集合体間)の平均密度 ^(*1) ・集合体毎及び高さ方向分割毎の燃料及び構造材の平均温度 ^(*1) [℃]
授受データ 核特性計算 →温度計算	・集合体毎及び局さ方向分割毎の炉心出力 ^(*1) [W]

(*1) 集合体毎及び高さ方向の分布

表 3.3.1-3 各計算部における取り合いデータの補間方法

No	時間	モジュール	処理内容
1	Time	—	最新計算ステップのデータ①(Time)と前計算ステップのデ
			ータ②(Time-dTime)を保持
2	Time+dTime	共通部	全体計算時間の更新
			時間に関して、データ②にデータ①(Time)を、データ①に
			(Time+dTime)を設定
3	Time+dTime	温度計算	Time+dTime における外乱条件(流量、圧力)の設定
			GEM 集合体の温度、GEM 液位の計算
			流量、圧力、GEM 液位に関するデータ①をデータ②に、
			データ①に最新の計算結果を設定
4	Time \sim	核特性計算	任意の時間刻みで核特性計算を実施
	Time+dTime		時間が Time+dTime に到達した時点で、炉心出力に関するデ
			ータ①をデータ②に、データ①に最新の計算結果を設定
5	Time \sim	温度計算	任意の時間刻みで温度計算を実施
	Time+dTime		時間が Time+dTime に到達した時点で、平均ボイド率、各部
			の平均温度に関するデータ①をデータ②に、データ①に最
			新の計算結果を設定
6	Time+dTime	共通部	結果出力のタイミングなら、データ①の結果を出力
7	Time+dTime	共通部	Time+dTimeをTimeとして、No.1に戻る

(a) 過渡計算の手順

(b) 核特性計算、温度計算におけるデータ補間

No	条件	処理内容
1	共通部の dTime	最新計算ステップのデータ①を用いて計算を実施
	=各計算部の dTime	
2	共通部の dTime	各計算部の dTime=共通部の dTime とし、
	<各計算部の dTime	最新計算ステップのデータ①を用いて計算を実施
3	共通部の dTime	最新計算ステップのデータ①(Time+dTime)と前計算ステップの
	>各計算部の dTime	データ②(Time)より、次に示す時間に関するデータ補間を実施
		する。
		データ①の時間を Time1、物理変数(温度、出力、ボイド率)を
		Data1、データ②の時間を Time2、物理変数を Data2、核計算部
		の時間を Timex、使用する物理変数を Datax とする。
		F=(Timex-Time1)/(Time2-Time1)
		$Datax=Data1 \times F+Data2 \times (1-F)$
		(Datax=Data1+(Data2-Data1)×F と等価)
4	補間イメージ	
		Data2
		Datax
		Data1
		Time1 Timex Time2
5	問題点	核特性計算で引用するデータが 1 ステップ遅れるが、温度変化
		は比較的緩慢であるため影響は小さい。

対象炉心	データ授受間隔 (s)	炉心出力の予測誤差 最大値 (%)	温度の予測誤差 最大値 (%)
	0.1	4.2	0.052
ナトリウムプレナム	0.2	4.3	0.11
付炉心(1)	0.5	9.8	0.59
	1.0	19	2.3
	0.2	1.4	0.034
	0.5	1.4	0.084
	1.0	1.7	0.19
	2.0	3.0	0.67

表 3.3.1-4 データ授受間隔と予測誤差の関係

(2) 国立大学法人 福井大学:平成28年度、文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子 カシステム開発事業、「環境負荷低減技術開発」(A)、「もんじゅ」データを活用したマイ ナーアクチニド核変換の研究、成果報告書、平成29年3月

(3) 石田他、大型高速炉における安全性向上策 ガス膨張式反応度制御機構設置炉心の ULOF 事 象解析、原子力学会誌 Vol37_4、1995

・ 炉心出力の予測値計算式: P'_(t+dt)=P_(t)+(P_(t)-P_(t-dt))

・ 炉心出力の予測誤差計算式:Δ_(炉心出力)=P'_(t+dt)/P_(t+dt)-1

・温度の予測誤差計算式: $\Delta_{(ag)} = \Delta_{(prichtarrow drawn drawn$

ここで、P(t):時刻 t の炉心出力、dt:時間刻み(データ授受間隔)、τ:燃料ピン温度の1 次遅れ時間(8s)を示す。

表3.3.1-5 炉心計算体系と温度計算モジュールの計算機能



図 3.3.1-1 燃料ピンの温度応答解析・検討結果(燃料ピンの1次遅れ時間)



(a) ナトリウムプレナム付炉心の ULOF 事象





図 3.3.1-2 データ授受間隔と予測誤差の関係







(b) GEM 付炉心の ULOF 事象

図 3.3.1-3 統合する解析ツール用の温度計算モジュールの計算機能確認結果

3.3.1-10

参考文献

- HASHIMOTO, T., KAWABE, R.: Development of a dynamic analysis program for LMFBR plants, Trans. Am. Nucl. Soc., 45, 414 (1983).
- (2) 日本原子力研究開発機構 原子力基礎工学研究部門、高速増殖炉サイクルの実用化戦略 調査研究 フェーズ II 技術検討書、JAEA-Research-2006-042、2006 年 4 月
- (3) 国立大学法人 福井大学:平成28年度、文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子力システム開発事業、「環境負荷低減技術開発」(A)、「もんじゅ」データを活用 したマイナーアクチニド核変換の研究、成果報告書、平成29年3月
- (4) 石田他、大型高速炉における安全性向上策 ガス膨張式反応度制御機構設置炉心の ULOF 事象解析、原子力学会誌 Vol37_4、1995

3.3.2 解析ツールの試作(再委託先:日立 GE) 【R2】

3.2 節で開発した過渡核特性解析手法と既存の SFR 向けのプラント動特性解析手法を 結合し、過渡核特性を詳細に考慮できるプラント動特性解析ツールを試作した。

(1) 結合プログラムの MAIN モジュールの作成

3.2節で開発した過渡核特性解析手法(以下、KICOM-NSHEX)と既存のSFR向けのプラント動特性解析手法(以下、日立開発のFOSTER)の過渡時の計算手順を分析し、過渡核特性を詳細に考慮できるプラント動特性解析ツール(以下、結合ツール)の計算制御に必要な処理要求と共通で使用する機能を整理し、共通部(MAINモジュール)を作成した。

基本的に、過渡計算は次の手順で行われる。

- データ入力及び定数の計算
- 初期定常状態の計算
- ③ 外乱条件の設定と過渡時の経時変化の計算

図 3.3.2-1 に結合する解析ツールのプログラム構成を示し、表 3.3.2-1 に MAIN モジ ュールから各モジュール (KICOM-NSHEX を基にした核特性計算モジュール、FOSTER を基 にした温度計算モジュール) への要求を示す。また、図 3.3.2-2 に MAIN モジュールの 概略処理手順を示す。

(2) 核特性計算モジュールの作成

2.1 節で開発した KICOM-NSHEX に対して、その処理内容を分析し、結合に向けて次の 作業を行って、核特性計算モジュールを作成した。

- ・先頭文字がZZ(MAINモジュール)とCX(温度計算モジュール)であるサブルーチン、ファンクション、commonが無いことを確認。
- ・入出力装置番号の重複を修正(共通モジュール(修正):91~94、KICOM-NSHEX:01、02、05~08、11、12、66、温度計算モジュール(修正):21~25、31 ~39)
- ・KICOM-NSHEXメイン部をモジュール(サブルーチン)化し、核特性計算モジュール 制御ルーチン(POMAIN)の作成

図 3.3.2-3 に核特性計算モジュールの概略処理手順を示す。

(3) プラント動特性解析ツールの試作

(1)項で作成した MAIN モジュール、(2)項で作成した核特性計算モジュール、3.3.1節 で作成した温度計算モジュールを組合せて、過渡核特性を詳細に考慮できるプラント動 特性解析ツールを試作した。

なお、試作したプラント動特性解析ツールの計算機能の確認は、3.3.3節で実施する。

表 3.3.2-1 MAIN モジュールから各モジュールへの要求

No	区分	処理内容	
1	call POMAIN(1)	入力データの読み込み/計算用の初期値、定数設定	
		入力データ、初期値、定数のプリント出力	
2	call POMAIN(3)	集合体毎、軸方向毎の出力分布の初期定常計算	
		定常計算後の制御棒位置、各部温度の整理(フィードバック反	
		応度計算用)	
		初期定常計算結果のプリント出力、ファイル出力	
3	call POMAIN(4)	境界条件(制御棒位置)、遅発中性子先行核密度、フィードバ	
		ック反応度、炉心全体出力、集合体毎及び軸方向毎の出力分布	
		の計算、過渡計算結果の計算結果の整理	
		過渡計算結果のプリント出力、ファイル出力	

(a) 核特性計算モジュールへの要求

(b) 温度計算モジュールへの要求

No	区分	処理内容
1	call CXMAIN(1)	入力データの読み込み/計算用の初期値、定数設定
		入力データ、初期値、定数のプリント出力
2	call CXMAIN(2)	集合体毎、軸方向毎の温度分布の初期定常計算
3	call CXMAIN(3)	定常計算後の GEM 液位、各部温度の整理
		初期定常計算結果のプリント出力、ファイル出力
4	call CXMAIN(-4)	境界条件(炉心流量、入口温度、GEM 液位)の計算
5	call CXMAIN(4)	集合体間熱移行量、集合体流量、各部温度の計算、過渡計算結
		果の計算結果の整理
6	call CXMAIN(9)	過渡計算結果のプリント出力、ファイル出力



図 3.3.2-1 結合する解析ツールのプログラム構成



図 3.3.2-2 MAIN モジュールの概略処理手順



図 3.3.2-3 核特性計算モジュールの概略処理手順

3.3.3 固有安全 SFR の過渡時安全性の評価(再委託先:日立 GE) [R2]

3.3.2 節で試作した解析ツールを用いて、3.1 節で構築した固有安全 SFR の炉心概念 を対象として、ULOF、UTOP の過渡解析を実施した。ULOF 過渡解析では冷却材の沸騰を 回避できること、UTOP 過渡解析では燃料溶融を防止できることで安全性を評価し、炉心 損傷を回避できる固有安全高速炉の炉心概念を確認した。

ベンチマークとして従来のプラント動特性解析ツール(以下、従来解析ツール)を用 いた ULOF、UTOPの予備解析と、3.3.2節で試作した過渡核特性を詳細に考慮できるプラ ント動特性解析ツール(以下、詳細解析ツール)による ULOF、UTOP の解析を実施し、 ULOF、UTOPでも燃料ピンの健全性が確保されて固有安全 SFR の炉心概念が炉心損傷を回 避できることを確認するとともに、過渡核特性を詳細に考慮する解析手法の有効性を確 認した。

(1) ULOF、UTOP の予備解析 (ベンチマーク解析)

①予備解析手法

ULOF、UTOP の予備解析に共通の条件を以下に示す。

- ・既存のプラント動特性解析手法(1点炉近似)を用いる。
- ・ 炉心流量、炉心入口温度、炉心入口圧力、UTOP 時挿入反応度を境界条件で与える。
- ・計算する集合体は、内側炉心集合体、外側炉心集合体、径方向ブランケット集合体、 非発熱集合体(径方向遮蔽体、制御棒)、GEM集合体の5集合体とする。

表 3.3.3-1 に解析対象の 3.1 節で開発した固有安全 SFR 炉心データを示し、表 3.3.3-2 に固有安全 SFR 炉心・予備解析用データを示す。GEM 反応度を含むフィードバック反 応度係数などには輸送補正は考慮していない。表 3.3.3-3 に冷却材最高温度の関係を示す。予備解析の判断条件は、次に示すように内側炉心出口温度が 950℃以下で集合体規 模の冷却材沸騰を回避できるとした。

(沸騰温度1000 ℃-入口温度395 ℃)÷最高温度係数1.090+入口温度395 ℃=950 ℃

②ULOF 予備解析結果

図 3.3.3-1 に ULOF(流量半減時間: 6.5 s、最低流量: 定格運転流量の 15 %、GEM 内 ガスとラッパ管間の熱伝達: 自然循環熱伝達相関式)の予備解析結果を示す。

ULOFの予備解析結果、流量減少に伴う炉心入口部の圧力低下によりGEM液位が下がる ことで、負のGEM反応度により炉心出力は低下し、冷却材の沸騰は回避できる見通しで あることを確認した。なお、GEM以外のフィードバック反応度は正となる。

内側炉心(発熱部出口)の冷却材最高温度は754 ℃まで上昇するが、集合体規模の冷 却材沸騰の判断温度である950 ℃以下であるため、冷却材の沸騰は回避され、燃料ピン の健全性は維持される見通しである。

3.3.3-1

③UTOP 予備解析結果

図 3.3.3-2 に UTOP (3 ¢ /s×4 s=12 ¢ の反応度挿入) の予備解析結果を示す。燃焼 欠損反応度は 1 \$以下の 95 ¢ であり、それを主炉停止系制御棒 27 体に均等に配分する と制御棒 1 本あたり約 4 ¢ となる。これに安全係数 3 を暫定し、12 ¢ の反応度挿入を 想定した。反応度挿入率はもんじゅと同じ 3 ¢ /s とした。

UTOP の予備解析結果、炉心出力は反応度挿入により短期的には約117 %まで上昇する が、1 次遅れを有して燃料温度が上昇すると、負のドップラ反応度、燃料温度反応度が 挿入され、炉心出力は約111 %まで低下する。もんじゅの過出力係数は116 %であるた め、燃料ピンの健全性は維持できる見通しである。

(2) 試作した解析ツールによる過渡時核特性解析

詳細解析ツールを用いて ULOF、UTOP の解析を実施し、ULOF、UTOP でも燃料ピンは健 全であることを確認した。また、(1)項の予備解析結果と比較して、過渡核特性を詳細 に考慮する解析手法の有効性を確認した。なお、詳細解析ツールでは、Sn法(輸送理論 を取り入れた評価)と拡散法(拡散理論に基づく評価)の挙動評価を実施した。

表 3.3.3-4 に過渡時安全性評価条件を示し、表 3.3.3-5 に固有安全 SFR の過渡時安全 性評価結果を示す。また、図 3.3.3-3、図 3.3.3-4 に ULOF、UTOP の炉心出力、合計反応 度、冷却材最高温度、燃料最高温度の経時変化を示す。

①ULOF 解析結果

表 3.3.3-5 及び図 3.3.3-3 に示すように、ULOF の冷却材最高温度は約 810 ℃(従来 解析ツール)であり、冷却材沸騰は回避できる。また、燃料最高温度は初期温度以上に 上昇しない。よって燃料ピンの健全性は維持できる。

図 3.3.3-1 で示したように、ULOF では GEM 反応度が支配的であるが、従来解析ツール とフィードバック反応度を詳細に考慮する詳細解析ツールの炉心出力はほぼ等しい結果 となった。これより、詳細解析ツールの核特性計算機能は適切と判断できる。また、詳 細解析ツール(Sn 法)の解析結果の冷却材最高温度は、中性子の輸送効果により従来解 析ツールよりも約 19 ℃低くなった。

②UTOP 解析結果

表 3. 3. 3-5 及び図 3. 3. 3-4 に示すように、冷却材最高温度は約 622 ℃(詳細解析ツール: Sn 法)であり、冷却材沸騰は回避できる。また、燃料最高温度は約 2456 ℃(詳細解析ツール: Sn 法)であり、燃料溶融(燃料溶融温度のノミナル値: 2750 ℃)は生じない。よって燃料ピンの健全性は維持できる。

制御棒誤引き抜き反応度を境界条件(ここでは 12 ¢を暫定)として与える従来解析

ツールに対し、誤引き抜きする制御棒の位置より反応度を評価(約 13 ¢)する詳細解 析ルールでは現実的な評価が可能になった。詳細解析ツール(拡散法)と従来解析ツー ルの解析結果はほぼ等しいが、中性子の漏れや吸収に対して輸送効果を取り入れた Sn 法の炉出力の解析結果はやや大きく、燃料最高温度も約 100 ℃高くなった。

(3) ULOF、UTOP 過渡解析の評価

①ナトリウムプレナムの効果

(1)項で用いた従来解析ツールは、各部の温度反応度係数と温度変化を乗算したもの を積算してフィードバック反応度を求めるため、ナトリウムプレナムとそれ以外箇所の 冷却材反応度の経過時間変化を求めナトリウムプレナムの有効性を確認する。

一方、3.2節で開発し3.3.2節で試作し(2)項で用いた詳細解析ツール(Sn法と拡散法)は、マクロ断面積を使って体系全体の反応度を求める仕様上、ナトリウムプレナムを含め冷却材反応度と温度反応度を分離することは容易ではない、そこで、②項でSn法と拡散法の中性子漏洩の異方性の違いを説明する。

図 3.3.3-5 に ULOF、UTOP におけるナトリウムプレナムの冷却材反応度の経時変化を 示す。

表 3. 3. 3-2(g) に示すように、ナトリウムプレナムの冷却材反応度係数は全体の冷却材 反応度係数の約-50%(=-1.92×10-6/4.12×10⁻⁶ dk/kk')であるが、ULOF、UTOPの温 度上昇時は炉心出口の冷却材温度変化が大きいため、反応度の割合は大きくなる。

ULOF では冷却材流量が一定となる約 38 s 時の冷却材反応度全体に対するナトリウム プレナムの冷却材反応度は約-110 % (=-8.66/7.90 ¢)となる。これは、全反応度の 約 26 % (=-8.66/-33.2 ¢)に相当する。

UTOP では計算終了時の 25 s における全体の冷却材反応度に対するナトリウムプレナ ムの冷却材反応度は最大約-120 % (=-0.88/0.71 ¢)となる。これは、全反応度の約 90 % (=-0.88/0.98 ¢)に相当する。

以上により、ナトリウムプレナムの冷却材反応度が ULOF、UTOP に有効であることが 確認できた。

②詳細解析ツールにおける中性子漏洩の異方性

式(3.2.4)に示されるとおり、輸送理論に基づいて反応度の中性子漏洩成分を求める 場合(Sn法)は、角度中性子束の異方性を直接考慮することができる。一方で、拡散理 論に基づいて反応度の中性子漏洩成分を求める場合(拡散法)は、角度について近似を 施している。このため、Sn法と拡散法について、反応度差異の主たる要因の一つは中性 子漏洩成分によると考えられる。

図 3.3.3-6 に ULOF、UTOP における反応度の中性子漏洩成分を示す。 ULOF では、Sn 法は拡散法に比べ、反応度の中性子漏洩成分は小さく評価されること が確認できる。

UTOP では、Sn 法は拡散法に比べ、反応度の中性子漏洩成分は大きく評価されること が確認できる。また、表 3.3.3-1(e)に示す固有安全 SFR 炉心は、制御棒引き抜き前は 1/3 対称性を有しているが、制御棒を引き抜くことで集合体出力分布が非対称となる。 詳細計算コードでは集合体出力分布の非対称性を評価することができ、制御棒引き抜き 前に 1/3 対称となる位置において、制御棒引き抜き後は集合体出力分布について 8%以下 の差異が生じることを確認した。 表 3.3.3-1(1/4) 固有安全 SFR 炉心データ(1/4)

項目	データ
原子炉電気出力	750 MWe
炉心熱出力	1765 MWt
炉心冷却材流量	9000 kg/s
炉心入口冷却材温度	395 °C
炉心出口冷却材温度	550 °C
炉心部圧力損失	320 kPa (暫定)
冷却材流量半減時間	6.5 s(暫定)
UL0F時冷却材最低流量	15 %(暫定)
カバーガス圧力	112 kPa (暫定)
液面-GEM集合体入口間距離	13 m (暫定)

(a) システム条件

(出典)国立大学法人 福井大学、平成 27 年度 「もんじゅ」データを活用したマイナーアクチニ

ド核変換の研究 成果報告書、平成28年3月

(b) 高さ関係

集合体種類	集合体本数
上部遮蔽体	770 mm
燃料ピン上部非発熱部	—
燃料ピン発熱部(ナトリウムプレナム込)	1455 mm
燃料ピン下部非発熱部(ガスプレナム)	1050 mm
下部遮蔽体	330 mm
全長	3605 mm



(c) 炉心の高さ関係図

表 3.3.3-1(2/4) 固有安全 SFR 炉心データ(2/4)

集合体種類	集合体本数
内側炉心燃料集合体	244
外側炉心燃料集合体	126
径方向ブランケット集合体	84
ガス膨張機構(GEM)集合体	78
主/後備炉停止系制御棒	27/12
径方向遮へい体集合体	186

(d) 集合体構成

⁽e) 集合体配置



表 3.3.3-1(3/4) 固有安全 SFR 炉心データ(3/4)

項目	解析条件
燃料ピン外径	10.4 mm
燃料ピン肉厚	0.71 mm
燃料ピン端栓長さ(上部/下部)	25 mm/35 mm
燃料ペレット径(製作時)	8.74 mm
外径/センターボイド径(運転時)	8.98 mm/2.6 mm
燃料スミア密度(内側/外側)	82 %TD/90 %TD
燃料要素全長(内側/外側)	2040 mm/2190 mm
ブランケット長(内部/下部)	200 mm/130 mm
燃料支持部長	30 mm
燃料ピン本数	271 本/集合体
燃料ピン配列ピッチ	11.48 mm
ラッパ管内対面間距離	191.6 mm
ラッパ管肉厚	5.0 mm
ラッパ管配列ピッチ	206.0 mm
ガスプレナム長(上部/下部)	50 mm/1050 mm
炉心高さ(内側炉心/外側炉心)	325 mm + 225 mm / 900 mm
ナトリウムプレナム長	500 mm/350 mm
(内側炉心/外側炉心)	
ワイヤ径	1.03 mm
ワイヤ巻き付けピッチ	200 mm

(f) 集合体形状データ(内側炉心/外側炉心)

(注)内側炉心/外側炉心にナトリウムプレナムを設置

表 3.3.3-1(4/4) 固有安全 SFR 炉心データ(4/4)

項目	解析条件
燃料ピン外径	11.7 mm
燃料ピン肉厚	0.42 mm
燃料ペレット径(製作時)	10.57 mm
外径/センターボイド径(運転時)	10.86 mm/0 mm
燃料スミア密度	90 %TD
燃料要素全長	2520 mm
燃料ピン本数	217 本/集合体
燃料ピン配列ピッチ	12.82 mm
ラッパ管内対面間距離	191.6 mm
ラッパ管肉厚	5.0 mm
ラッパ管配列ピッチ	206.0 mm
ガスプレナム長(上部/下部)	50 mm/1050 mm
ワイヤ径	1.07 mm
ワイヤ巻き付けピッチ	200 mm

(g) 集合体形状データ(径方向ブランケット)

(h) 集合体形状データ(GEM集合体)

項目	解析条件
集合体全長	3605 mm
ラッパ管内対面間距離	191.6 mm
ラッパ管肉厚	5.0 mm
ラッパ管配列ピッチ	206.0 mm
定格運転時のナトリウム液位	2410 mm
定流量時のナトリウム液位	1380 mm
ナトリウム液位変動幅	1030 mm
定格運転時のガス空間高さ	810 mm

項目	解析条件
最大線出力(内側炉心)	363.7 W/cm
ギャップコンダクタンス	0. 2×10^4 W/(m ² • K)

(a) 評価ピン熱水力データ

(b)	炉心出力分担割合	
		c

平衡初期(BOEC) 平衡		平衡末期	平衡末期(EOEC)		冷却材流量配分	
項目	出力	出力 分担率	出力	出力 分担率	冷却材 流量	冷却材 流量配分
	LMWJ	[%]	LMWJ	[%]	[kg/s]	[%]
内側炉心	993.7	56.3	984.9	55.8	5757.3	63.97
外側炉心	525.4	29.8	480.1	27.2	2754	30.60
内部ブランケット	185.9	10.5	225.9	12.8	—	—
軸方向ブランケット(IC)	36.3	2.1	47.7	2.7	_	_
軸方向ブランケット(OC)	10.0	0.6	10.6	0.6	—	—
径方向ブランケット	13.8	0.8	15.9	0.9	148.5	1.65
径方向遮蔽体	_	_	—	—	340.2	3.78
全体合計	1765.0	(100.0)	1765.0	(100.0)	9000	(100.0)

注) · 3 次元 HEX-Z 計算結果

	内側炉心			外側炉心		径方	向ブランケ	ット
軸方向 位置	出力 密度	出力 相対値	軸方向 位置	出力 密度	出力 相対値	軸方向 位置	出力 密度	出力 相対値
mm	W/cc	_	mm	W/cc	_	mm	W/cc	_
121.75			121.75			121.75	5.20E+04	0.3270
106.75			106.75			106.75	6.57E+04	0.4132
95.5			95.5	3.75E+06	0.6039	95.5	8.57E+04	0.5390
83	1.80E+07	0.9231	83	5.07E+06	0.8164	83	1.18E+05	0.7421
66.75	1.95E+07	1.0000	66.75	6.14E+06	0.9887	66.75	1.51E+05	0.9497
45.5	1.13E+07	0.5795	45.5	6.21E+06	1.0000	45.5	1.59E+05	1.0000
30.5	1.75E+07	0.8974	30.5	5.48E+06	0.8824	30.5	1.39E+05	0.8742
19.25	1.54E+07	0.7897	19.25	4.43E+06	0.7134	19.25	1.18E+05	0.7421
9.75	4.05E+06	0.2077	9.75	9.96E+05	0.1604	9.75	1.07E+05	0.6730
3.25	3.22E+06	0.1651	3.25	7.82E+05	0.1259	3.25	1.02E+05	0.6415
最大値	1.95E+07	_	最大値	6.21E+06	_	最大値	1.59E+05	_

(c) 軸方向出力密度分布(平衡サイクル末期)

注) · 3 次元 HEX-Z 計算結果

・出力相対値は全出力(1765MW)に対する出力割合で、炉心出力分担率に対応

・径方向ブランケット下端の出力密度は径方向遮蔽体の影響を排除した値(異常値のため、 暫定措置) 表 3.3.3-2(2/3) 固有安全 SFR 炉心・予備解析用データ(2/3)

項目		値
	即発中性子寿命 [s]	5. 239×10^{-7}
	eta $_1$	6.827 $ imes$ 10 ⁻⁵
遅惑	eta $_2$	6. 544×10^{-4}
光中	β $_3$	5. 372×10^{-4}
性	eta $_4$	1.112×10^{-3}
子 割 合 β_{6}	eta $_5$	5. 158×10^{-4}
	eta $_{6}$	$1.927 imes 10^{-4}$
	eta eff	3.081×10^{-3}
	λ_{1}	$(1.294 imes 10^{-2})$
崩	λ $_2$	$(3.049 imes 10^{-2})$
壊空	λ 3	$(1.230 imes 10^{-1})$
正数	λ_4	$(3.220 imes 10^{-1})$
<i></i>	λ $_{5}$	(1.086)
[/s]	λ_{6}	(2.884)

(d) 動特性パラメータ

注)崩壊定数は暫定値

(e) フィードバック反応度係数(ボイド反応度:平衡サイクル末期)

領域		ナトリウムボイド 反応度 [\$]	
内侧后之、	上部	2.07	
P TIQI X ^D ¹ L ¹	下部	1.43	
外側炉	Ъ.	0.36	
炉心合計		3.85	
内部ブランケット		2.86	
上部ガスプレナム+上部端栓		-0.52	
ナトリウムプレナム		-5.24	
炉心全体合計		0.95	
GEM 反応度		-1.16	

注)輸送補正は考慮しない

表 3.3.3-2(3/3) 固有安全 SFR 炉心・予備解析用データ(3/3)

領域		ドップラ係数 [Tdk/dT]
内侧后之。	上部	-1.48×10^{-3}
P TIRI DE CO	下部	-9.87×10^{-4}
外側炉心		-8.41×10^{-4}
炉心合計		-3.31×10^{-3}
内部ブランケット		-6.83×10^{-4}
全体合計		-4.0×10^{-3}

(f) フィードバック反応度係数(ドップラ係数:平衡サイクル末期)

注)輸送補正は考慮しない

(g)	フィードバック反応度係数	(温度係数:	平衡サイ	クル末期)
-----	--------------	--------	------	-------

	-	$\Delta n/n$	/ 0		
領域	燃料	被覆管	ラッパ管	冷却材	炉心支持板
内側炉心	-1.65×10^{-6}	1. 75×10^{-6}	5.77 \times 10 ⁻⁷	3. 43×10^{-6}	-7.36×10^{-6}
外側炉心	-4.47×10^{-7}	2. 49×10^{-7}	8.66 $\times 10^{-8}$	4. 58 $\times 10^{-7}$	-2.19×10^{-6}
内部ブランケット	1.84×10^{-8}	1.23×10^{-6}	3.82×10^{-7}	2.56 $\times 10^{-6}$	
下部軸方向ブランケット	-3.01×10^{-9}	-1.53×10^{-8}	-4.19×10^{-9}	-3.57×10^{-8}	
径方向ブランケット	-2.02×10^{-9}	-1.36×10^{-8}	-5.88×10^{-9}	-2.89×10^{-8}	-2.00×10^{-8}
ナトリウムプレナム			-7.84×10^{-8}	-1.92×10^{-6}	
上部ガスプレナム+上部端栓		-1.41×10^{-7}	-3.71×10^{-8}	-3.41×10^{-7}	
合計	-2.09×10^{-6}	3.05×10^{-6}	9. 20×10^{-7}	4. 12×10^{-6}	

単位:Δk/kk'/℃

注)・輸送補正は考慮しない

・炉心支持板反応度は内側炉心燃料、外側炉心燃料、径方向ブランケット燃料集合体毎に集計

項目	領域平均(内側炉心)	最高温度集合体			
出力割合	0.66498	0.00773			
流量配分	0. 58139	0.00620			
冷却材出口温度	572. 3 °C	588.3 °C			
最高温度係数	1 090				

表 3.3.3-3 冷却材最高温度の関係

注)冷却材出口温度=冷却材入口温度+平均温度上昇×出力割合/流量配分 冷却材入口温度=395℃、 平均温度上昇=155℃

最高温度係数=(最高温度集合体冷却材出口温度-入口温度)/(領域平均冷却材出口温度-入口温度) [出典] 平成 28 年度 福井大学「「もんじゅ」データを活用したマイナーアクチニド核変換の研究」

衣 5.5.54 . 呃伋时女生性能侧朱尘	表	3.3.	3-4	過渡時安全性評価条件
-----------------------	---	------	-----	------------

項目	単位	数値	備考			
評価対象の最大線出力	W/cm	363.7 W/cm	表 3.3.3-1 参照			
評価対象のギャップコンダクタンス	$W/(m^2 \cdot K)$	0.2×10^{4}	表 3.3.3-1 参照			
評価対象の初期冷却材最高温度	°C	588.3	表 3.3.3-2 参照			
ULOF 想定		備考に示す	流量半減時間:6.5 s 最低流量:定格流量の15 %			
			+スクラム失敗			
LITOP 相定	_	備考に示す	制御棒1本の誤引き抜き			
			+スクラム失敗			





想定事象	解析手法	冷却材最高 温度(℃)	被覆管最高 温度 (℃)	燃料最高温度 (℃)
ULOF	既存のプラント動特性解析ツール	810	817	2193
	詳細解析ツール(拡散法)	799	806	2193
	詳細解析ツール(Sn 法)	791	798	2193
UTOP	既存のプラント動特性解析ツール	609	634	2356
	詳細解析ツール(拡散法)	611	636	2368
	詳細解析ツール (Sn 法)	622	649	2456

表 3.3.3-5 固有安全 SFR の過渡時安全性評価結果

詳細解析ツール: 3.2項の過渡核特性解析手法と既存のプラント動特性解析手法を結合したツー ル



図 3.3.3-1 固有安全 SFR 炉心・ULOF 予備解析結果

3.3.3-13



(c) GEM 液位、GEM ガス温度

(d) 冷却材温度

図 3.3.3-2 固有安全 SFR 炉心・UTOP 予備解析結果



図 3.3.3-3 固有安全 SFR 炉心の ULOF に対する安全性確認結果



図 3.3.3-4 固有安全 SFR 炉心の UTOP に対する安全性確認結果



図 3.3.3-5 ULOF、UTOP におけるナトリウムプレナムの反応度



図 3.3.3-6 ULOF、UTOP における反応度の中性子漏洩成分

参考文献

 (1) 国立大学法人 福井大学:平成 28 年度、文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子 カシステム開発事業、「環境負荷低減技術開発」(A)、「もんじゅ」データを活用したマイ ナーアクチニド核変換の研究、成果報告書、平成 29 年 3 月

3.4 設計手法検証のための国際協力

3.4.1 高速炉安全性向上のための国際協力の推進・検討【H30-R2】

(1) 平成 30 年度の実施内容

概念設計案の妥当性、設計手法の妥当性を国際的に議論するため、フランス CEA と連絡を取り、国際協力のための会議を開催する準備・設定を実施した。また、会議で発表 された種々の概念設計案及び設計手法の妥当性を広い範囲から議論し、メリット・デメ リットを検討し、今後の発展のために資することとした。

フランス CEA の Rimpault 教授にメール連絡をして、CEA の高速炉炉心研究グループとの国際会議を開催する準備をし、2018年9月26~27日にフランス、CEA カダラッシュ・センターの 230 棟会議室で国際協力のための会議を開催した。CEA からの参加者はG. Rimpault 教授, R. Jacqmin 氏(原子力エネルギー研究 研究所長), R. Eschbach 氏(燃料サイクル・炉心研究チーフ), L. Buiron 氏(炉物理の専門家), Timothee Kooynan 氏(高速炉の研究者), G. Martin 氏(燃料サイクルの技術者), J. C. Bosq 氏

(SPRC 研究者)他4名の計11名で、日本からは竹田敏一(福大),竹田敏(阪大)、藤村幸治(日立)の3名が参加した。会議ではCEA及び日本から図3.4.1-1に示すようにそれぞれ5件の発表を行い、それぞれの発表内容に対する質疑応答、コメントの形で進められた。

まず、CEA の若手研究者 T. Kooynan から「GEN-IV 原子炉におけるマイナーアクチニ ド(MA)の最適核変換」についての発表があった。炉心燃料に MA を添加することによ る安全性、燃料挙動、燃料サイクルの問題点を燃料製造,照射、冷却、輸送、再処理、 最終処分の面から検討した結果が発表された。UTOP,ULOFの解析結果も示され、出力、 炉心形状、MA 核変換量等の面での最適点が非常に多くの計算結果から示された。高速炉 で MA の最適核変換を行うには MA 核変換量の比較だけでなく、燃料製造、照射、冷却等 の多くの面からの比較検討を行い、炉心のメリット・デメリットを判断する必要がある ことが示され、我々の研究に将来取り入れるべきと考える。

CEAのT.KooynanがOECD NEAで実施した「低ボイドナトリウム冷却高速炉バーナー炉 心のベンチマーク問題、EGIEMAM-II]の結果について発表した。この国際ベンチマーク にはフランス、アメリカ、ロシア、中国、韓国、他多くの国からの参加があった。日本 からの参加がなかったのは残念とのことが述べられた。低ボイドナトリウム冷却高速炉 炉心としては MOX 燃料の大型炉心、アメリカ ANL で開発が進められている金属燃料高速 炉の2種が選ばれた。この2つの炉心の核特性パラメータ(K-eff,ボイド反応度、βeff 等)が種々の核データ、計算手法で計算され、それぞれの結果の差が何から生じて いるかが示された。このベンチマーク問題では各機関の核データ、計算手法を含めた解 析手法の結果の比較が可能となることがメリットとなる。日本も設計手法の妥当性を評 価するために、将来ベンチマーク問題に参加すべきと考えるが、そのためのリソースが 必要になる。

CEAの博士課程学生のL. Buiron, F. Martinから「OECD/NEAの高速炉の設計、安全 性解析におけるサブグループの目的・現状」及び「ASTRID 炉心のナトリウムボイド反応 度バイアスと不確かさ評価」についての発表があった。特に、後者の発表は興味深かっ

3.4.1 - 1

た。この発表ではまず、ボイド反応度を非漏洩成分(セントラル成分)と漏洩成分に分 け、それぞれの感度係数を計算し、モンテカルロ計算による厳密な計算結果、積分実験 データを用いそれぞれの成分に対して補正を行い、ASTRID 炉心のボイド反応度を精度よ く評価する方法である。メリットとしては評価されたボイド反応度の精度向上が望める が、デメリットとしてこの補正方法だと補正係数のボイド領域依存性が大きいと考えら れる。

CEA の博士課程の学生 V. Huy から「ASTRID 炉心の核特性に対する積分実験による核 データ調整の寄与」の発表があった。断面積調整を実施する前は JEFF-3.1.1, COMACV2 共分散データを用いると ASTRID 炉心の実効増倍率の不確かさは約 1000 pcm 程度と非常 に大きくなる。その不確かさを減少するため 2 ステップの断面積調整を実施している。 第一ステップでは U-235, 238 断面積を調整し、第 2 ステップでは Pu 含有の燃料の実験 で Pu の断面積調整を行う方式が示された。この断面積調整により実効増倍率の精度向 上が見られた点は評価でき、断面積調整が設計手法としてもメリットがあることが示さ れた。

日本側から「ナトリウムボイド反応度に対する集合体均質化の効果」の発表に対して コメントがあった。この計算は多群モンテカルロ計算を基準にして均質化による誤差を 評価したものであるが、CEA から連続エネルギーモンテカルロ計算を基準にした場合の 結果はどうなるかとのコメントであった。連続エネルギーモンテカルロ法では断面積の 多群化に基づく誤差がないため、この手法を用いるメリットはあると考えられる。

過渡解析を Sn 法に基づき行う予定であることを紹介したが、CEA ではナトリウムプレ ナムでの輸送計算に不安定性が生じたことが述べられた。また、過渡解析で先行核密度 を 6 群で実施すると誤差が生じる可能性があり、6 群よりも 8 群計算を用いてはとのコ メントがあった。今後の過渡解析手法の開発に非常に有益なコメントであった。また、 過渡解析に用いられる Sn 法の加速を図るために統一拡散係数を用い、中性子漏れを正 確に予測する手法について説明したが、この計算方式は過渡計算に先立ち実施すること は可能かとの質問があった。過渡計算を行う以前はボイド分布が分かっていないので、 どのようなボイド分布に対して統一拡散係数を準備しておけば良いか、今後検討する必 要があることが分かった。以上の議論の要点を図 3.4.1-1 に示す。

(2) 令和元年度の実施内容

概念設計案の妥当性、設計手法の妥当性を国際的に議論するため、フランス CEA と連絡を取り、国際協力のための会議を開催する準備・設定を実施した。また、会議で発表 された種々の概念設計案及び設計手法の妥当性を広い範囲から議論し、メリット・デメ リットを検討し、今後の発展のために資することとした。

フランス CEA の Rimpault 教授にメール連絡をして、CEA の高速炉炉心研究グループと の国際会議を開催する準備をし、2019年9月25~26日にフランス、CEA カダラッシュ・ センターの 230 棟会議室で国際協力のための会議を開催した。CEA からの参加者は G. Rimpault 教授, R. Jacqmin 氏(原子力エネルギー研究 研究所長), L. Buiron 氏(炉 物理の専門家), Timothee Kooynan 氏(高速炉の研究者) Pierre 氏 他3名の計8名で、 日本からは竹田敏一(福大),竹田敏(阪大)、藤村幸治(日立)の3名が参加した。 会議ではCEAから4件の発表・質疑があり日本からは6件の発表・質疑を行った。

まず、CEA の若手研究者 T. Kooynan から「マイナーアクチニド(MA)の核変換のため の革新的高速炉」についての発表があった。MA である Am-241 を 20 %、15 %と高富化度 で燃料に添加する非均質装荷高速炉について核、熱、構造面から多面的に評価した結果 が述べられた。今回はこの高 MA 含有燃料集合体を炉内に 18 体、25 体装荷した高速炉 の最適装荷方法が検討された。出力分布の平坦化のため Pu を MA 燃料に 15、20%富化し ている。非均質装荷のために MA 含有率を大きくできるメリットがある。

CEAのT.Kooynanが小型高速炉の設計検討結果について発表した。炉心は2m径で0.8m高さの小型炉心で、出力は400、500 MWthの高速炉である。今回、ウラン燃料及びMOX燃料の軽水炉の使用済み燃料を再処理した場合のPuをMOX燃料として用いた場合の炉心を検討している。臨界性、線出力、燃料割合の点から炉心案を提案した。

小型炉心は固有安全性を有していることがメリットであるが、この固有安全性の評価 については今後の課題としている。

CEA の G. Rimpault から CEA で最近開発された核計算コード APOLLO-3 の適用性を検討 する発表があった。高速炉 SPX の核特性計算を APOLLO-3 により実施し、測定データを どの程度正確に再現できるかを調べた。さらに、ASTRID に適用した場合の結果と SPX と 異なる点について検討した結果が発表された。SPX の初期炉心及び出力上昇時の核特性 を APOLLO-3 で解析し、測定データ及びモンテカルロコード TRIPOLI-4 の結果と比較し た。モンテカルロコードの結果に比べると多少精度が落ちる場合があるが、ほぼ同程度 の精度が得られることが分かった。SPX と ASTRID の核データの不確かさの影響を比べる と、実効増倍率に対し ASTRID のほうが不確かさは少し大きくなったが、これは Pu ベク トルの違いから生じることが示された。また断面積の炉心特性への効果は U-238 捕獲、 核分裂、非弾性散乱断面積の影響が大きいことが分かったが、SPX と ASTRID ではその影 響の程度が異なることが示された。この検討結果のメリットは、ある断面積データによ り、これまでの高速炉 (SPX) で適用性が分かっても、それとは異なる高速炉 (ASTRID) に適用する際には不確かさ評価により、その適用性を検討する必要が分かったことであ る。

CEA の G. Rimpault 博士から高速炉ラプソディ、PHENIX, SPX, ASTRID-CFV に対する 実効増倍率、ボイド反応度、ドップラ反応度の測定値と計算値の比較を行い、計算に用 いられた APOLLO-3・RNR 及び TRIPOLI4 コードのバイアス因子、不確かさ評価の結果が 述べられた。TRIPOLI4 に比べ、APOLLO-3・RNR は実効増倍率で 31 pcm、ボイド反応度 で 0.18 \$、制御棒反応度価値で 1.8 %、ドップラ反応度で 3 %の差が生じた。ASTRID CFV 炉心のドップラ反応度に対し断面積不確かさの寄与は約 5 %もあり、減少させる必要が あることが述べられた。さらに、この不確かさの内訳は用いる核データにより大きく異 なることが示された。この発表により、日本でも高速炉のドップラ反応度の計算精度に つき検討し、その妥当性を確かめる必要があることが分かった。

日本側から計6件の発表を行なった。そのうち、福井大学からは「輸送ノード法に基づく3次元過渡解析法」と「ボイド反応度の2成分バイアス因子法」の2件の発表を行

った。前者の発表に対しては、輸送ノードの理論式で角度依存ソース項の取り扱い方法 について質問があり、詳細について回答した。また、有益なコメントとして、ボイド発 生があった場合には中性子スペクトルが変化するので、動特性パラメータの変化を考慮 すべきとの意見があり、今後のコード作成で検討することとした。検討した結果、全炉 心でナトリウムが沸騰した場合については動特性パラメータを再計算する必要があるが、 部分的なボイド発生ではその必要はないと考えられる。後者の発表に対しては、CEA で も同じような研究を実施しており意見が出た。日本と異なる点はボイド反応度の漏洩及 び非漏洩成分に対し CEA では感度係数を計算していることである。日本では全体のボイ ド反応度に対する感度係数は計算しているが、それぞれの成分に対する感度係数は計算 する必要がないとしている。

以上のまとめを図 3.4.1-2 に示す。また、会議の最終日に会議内容のまとめについて 話し合った。個々の研究項目については今後の研究進展が期待される。そのため、今後 とも国際協力を続け、相互の立場から研究結果を検討することが高速炉研究発展に非常 に有効であると思われる。高速炉の研究が厳しい折でもあるが、基礎研究は重要であり、 来年度も会議を開催することは、非常に有益と日本側、CEA とも合意した。

(3) 令和2年度の実施内容

概念設計案の妥当性、設計手法の妥当性を国際的に議論するため、フランス CEA と連絡を取り、国際協力のための Web 会議を開催する準備・設定を実施した。また、会議で発表された種々の概念設計案及び設計手法の妥当性を広い範囲から議論し、メリット・デメリットを検討し、今後の発展のために資することとした。さらに、ULOF、UTOP 事象に対しても炉心損傷が回避できることの意義について、表 3.4.2-1 および図 3.4.2-1 にまとめ、議論し、国際的に安全性向上を図る上に資した。

フランス CEA の G. Rimpault 教授にメール連絡をして、CEA の高速炉炉心研究グルー プとの国際会議を開催する準備を行い、2020年11月15日にオンラインにて国際会議 を開催した。CEA からの参加者は G. Rimpault 教授、J. Tommasi 氏、L. Buiron 氏、 V. Bellanger 氏の計4名で、日本からは竹田敏一(福井大)、竹田敏(大阪大)、藤村 幸治(日立 GE)、渕田翔(日立 GE)の4名が参加した。会議では CEA、日本からそれ ぞれ3件の発表・質疑応答があった。以下に CEA からの発表、福井大学からの発表の概 要を示す。さらに、その概要を図 3.4.1-3 に示す。

Buiron 氏から APOLLO3 に燃焼感度計算ツールを組み込んだ発表があった。手法として は Williams, 竹田が開発した燃焼摂動論を使用している。メリットとして燃焼末期の核 特性の感度が計算可能となり、Cm-244の蓄積量の等の興味深い特性が解析できるように なった。断面積の不確かさを入力する必要があり、とくに FP 核種の断面積不確かさの 定量化にまだ問題があるとのことである。

Buiron 氏から SEFOR 炉心のドップラ反応度の詳細解析の発表があった。核熱結合を取 り入れ、燃料膨張の効果を取り入れ、モンテカルロコード TRIPOLI4 を用い詳細な解析 を実施した。APOLLO3 を用いた解析では C/E 値に 4%程度のズレがあったが、そのズレが 1%以内と高精度の結果が得られたことがメリットである。この解析結果を如何に高速炉
設計に生かすかが今後の課題として残っている。

Tommasi 氏から多点炉近似動特性方程式 (MPK) の高速炉、MUSE-4 実験への応用に関 する発表があり、一点炉近似動特性方程式との比較結果が示された。ASTRID CFV 炉心で 炉心を3 領域に分割し、領域1 の制御棒を瞬時に引き抜いた場合の結果が 0~0.1 秒の 時間に対して示された。MPK を用いるとµ秒における中性子の領域間移動に伴う中性子 束分布の変化を取り入れることが可能であり、これが一点炉近似動特性方程式に比べて メリットがあることが分かった。このため、MPK は ADS 体系の解析に適用可能である。 デメリットとしては MPK 手法の検証には時間依存モンテカルロ計算が必要で、計算時間 が膨大になることである。

福井大学からは核特性の不確かさ評価に用いるべき断面積共分散データの作成方法に ついての発表を行った。従来の共分散データはただ単に種々の断面積データのバラツキ を示すもので、不確かさ評価に用いる共分散データが核特性のバイアス因子から計算で きることを示した。Cm-244 核分裂反応に関する実験データから、JENDL-4.0 の断面積不 確かさが過小評価されていることが分かった。この手法は核特性の不確かさ評価に使用 できることがメリットであるが、多くの核特性のバイアス因子及び感度を計算しなけれ ばならないことがデメリットである。この発表に対し、CEA から、断面積データは理論 から求められている場合もあり、その理論モデルの不確かさも考慮する必要があるとの コメントがあった。さらに、断面積データが少ない場合にはデータの取り扱いに注意す る必要がある、Cm-244の実験データ解析にはフィションチェンバーの詳細を取り入れて 計算する必要があるとのコメントがあった。これらのコメントを実験データの不確かさ として共分散データの作成に生かす予定である。 CEAからの発表資料

項目	メリット・デメリット・コメント及び知見
MA変換高速炉	高速炉をもちいたMA核変換の最適化は燃料製造、照射、冷却、輸送、再処理、最終処分の多方面から検討する必要があり、最適炉心としての選択はこれらメリット・デメリットに依存する。
高速炉ベンチマーク 問題	フランス、アメリカ、ロシア、中国、韓国が参加各機関の核データ +計算手法の比較検討による精度評価検証ができるメリットがある。 デメリットとしてはリソース、時間は必要。U-238非弾性散乱、 Am-241,243断面積はボイド反応度に影響大。
ASTRID炉心の ボイド反応度評価	ボイド反応度を非漏洩成分と漏洩成分に分離し、それぞれの成分に 対し、モンテカルロ法の計算結果、実験結果により補正をおこなう 手法を開発。 メリットとしては精度向上が図れる。 デメリットとしてはこの補正のボイド領域依存性が大。
断面積調整の核特性	積分実験データをもちいたASTRID炉心の核特性評価精度向上。 メリットとしては調整前は実効増倍率に対し1000pcmもの不 確かさが大幅に向上。 デメリットとしてはどのような実験データを用いるべきかを検討す ることが必要。

項目	メリット・デメリット・コメント及び知見
「過渡解析手法」	・遅発中性子の取扱いは6群より8群の方が精度が高い。
	・CEAでナトリウムプレナム部の輸送計算(Sn法)で負 の中性子束が生じ不安定になる場合があるが、日本での 解析ではそのような場合は生じなかった。
「集合体均質化」	・多群モンテカルロを用いているが、連続エネルギーモ ンテカルロを用いると結果はどうなるか。
「過渡解析の加法について」	 ・統一拡散係数はボイド分布に依存するが、どのように ボイド分布を計算前に予想するのか。

図 3.4.1-1 平成 30 年度の国際会議での発表項目に関するメリット・デメリット

CEAからの発表

	メリット・デメリット・コメント及び知見		
革新的MA核変換のた めの非均質装荷高速 炉	 ・炉内にAm-241を20,15%含有燃料集合体を18体、25体非均質 装荷する最適装荷方式を導出 ・出力平均化のためPuを15,20%MA燃料に富化 ・MA装荷集合体の最適な径方向位置を決定 ・非均質装荷のためMA含有率を大きくできるメリットがある ・ヘリウム生成による被覆管のストレス評価等、核・熱・構造面 から多面的に評価 ・今後、より多くのMA含有燃料集合体を有する炉心を検討するか について議論 		
小型高速炉の設計検 討	 MOX, UO2使用済燃料の再処理からのPuをMOX燃料として使用 ・出力は400,500MWthで、炉心は2m径、0.8m高さの小型炉心 ・今回は臨界性、線出力、燃料割合の点から炉心設計案を導出し、 固有安全性評価は今後の課題 		
APOLLO-3による SPX試験の解析と ASTRIDの検討	 APOLLO-3が実際のSFR測定データを再現できるかの検討 SPXの初期炉心、出力上昇時の過渡を解析 制御棒反応度、出力分布、過渡時の温度変化に対する 測定データと解析値の比較 U-238捕獲、核分裂、非弾性散乱断面積の炉心特性への影響が 大きいが、両炉心でその効果は異なることが指摘された。 		
バイヤス因子と不確 かさ評価	 ・炉心としてラプソディ、ASTRID-CFV, PHENIX, SPX等 種々の炉心を検討 ・APOLLO-3・RNRを用いると、ASTRID CFVに対し、 TRIPOLI4に比べ実効増倍率で+31pcm、ボイド反応度で +0.18\$、制御棒反応度で+1.8%、ドップラー反応度で 約+3%の差が生じた。 ・CFV炉心のドップラー反応度の断面積不確かさによる寄与は 約5%もあり、減少させる必要がある ・この不確かさの内訳は用いる核データ (COMAC, ENDF-BVII, JENDL-4) により大きく異なり、検討が必要 		

福井大学からの発表

項目	メリット・デメリット・コメント及び知見
「輸送ノード法に基づく3次元 過渡解析法」	 ・理論式での角度依存ソース項の取り扱い方法について CEAから質問があった。 ・ソース項が負になる場合がないかとのコメント ・今後急激な反応度添加があった場合での解析により、 改良準静近似の精度が示せるのではないかとの コメント ・またボイド発生によるスペクトル変化が大きい場合、 動特性パラメータの変化を考慮すべきとのコメント
「ボイド反応度の2成分バイア ス因子法」	 ・CEAではボイド反応度の漏洩、非漏洩成分に対する 感度係数を別々に計算している ・しかしバイアス因子にこの感度をどう用いるかは 不明 ・日本の計算方式では感度としてはボイド反応度に 対する感度のみが使用されており、CEAおよび 日本の計算方式の比較検討が今後必要 ・また、バイアス因子法と断面積調整法との 結合が望まれる

図 3.4.1-2 令和元年度の国際会議での発表項目に関するメリット・デメリット

CEAからの発表			
ASTRID炉心の燃焼反応度損失 の断面積による不確かさ評価 (ASTRID burn up reactivity swing uncertainty due to nuclear data)	・ <u>Buiron</u> 氏からAPOLLO3に燃焼感度計算ツールを組み 込んだ発表があった。 ・手法としてはWilliam, 竹田が開発した燃焼摂動論を使 用している。 ・メリットとして燃焼末期における核特性の感度計算が 可能となり、Cm-244の蓄積量など興味深い特性が解析 できるようになった。 ・断面積の不確かさを入力する必要があり、とくにFP核		
SEFORドップラ反応度測定の 高精度モデリング (a high fidelity modelling of the SEFOR Doppler measurements)	・Buiron氏からSEFOR炉心のドップラ反応度における詳細解析の発表があった。 ・核熱結合を取り入れて燃料膨張効果を考慮し、モンテカルロコードTRIPOLI4を用いて詳細な解析を実施している。 ・APOLLO3を用いた解析ではC/E値に4%程度のズレがあったが、そのズレが1%以内に収まったことがメリットである。 ・この解析結果をいかに高速炉設計に生かすかが今後の 課題として残っている。		
ー点炉及び多点炉近似動特性モ デルの比較 (a comparison between point kinetics and multipoint kinetics)	 Tommasi氏から多点炉近似動特性方程式(MPK)の高速 炉、MUSE-4実験への応用に関する発表があり、一点炉 近似動特性方程式との比較がなされた。 ASTRID CFV炉心で、炉心を3領域に分割し、領域1の 制御棒を瞬時に引き抜いた場合の結果が0~0.1秒の時間 に対して示された。 メリットとして、一点炉近似動特性方程式に比べ、 MPKを用いるとµ秒付近での中性子の領域間移動に伴う 中性子束分布の変化を取り入れることが可能である。こ のため、MPKはADS体系の解析に適用可能である。 デメリットとしてはMPK手法の検証には時間依存モン テカルロ計算が必要であり、計算時間が膨大になること が挙げられる。 		
福井大学からの発表			
MA装荷高速炉の核特性不確か さ推定のための共分散データ (Covariance data for estimating prediction uncertainty of neutronics characteristics of fast reactors with MAs)	 ・核特性不確かさ評価に用いるべき断面積共分散データの作成方法について発表を行った。 ・従来の共分散データはただ単に種々の断面積データのバラつきを示すもので、不確かさ評価に用いる共分散データが核特性のバイアス因子から計算できることを示した。 ・Cm-244核分裂反応に関する実験データから、JENDL-4.0の断面積不確かさが過小評価されていることが分かった。 ・この手法は核特性不確かさ評価に使用できることがメリットであるが、多くの核特性のバイアス因子および感度を計算しなければならないことがデメリットである。 ・この手法は核特性不確かさ評価に使用できることがメリットであるが、多くの核特性のバイアス因子および感度を計算しなければならないことがデメリットである。 ・この発表に対しCEAから、断面積データは理論から求められている場合もあり、その理論モデルの不確かさも考慮する必要がある、とのコメントがあった。 ・さらに、断面積データが少ない場合にはデータの取り扱いに注意する必要がある、とのコメントがあった。 ・これらのコメントを実験データの不確かさとして共分散データの作成に生かす予定である。 		

図 3.4.1-3 令和 2 年度の国際会議での発表項目に関するメリット・デメリット

3.4.2 炉心損傷回避を目指す高速炉の提案(再委託先:日立 GE)【H30-R2】

国際協力のもと本提案の重大事故を回避する高速炉の設計案に対し、他の設計案との 比較・検討を行い、それぞれの設計案のメリット・デメリットを明らかにした。

(1) 炉心損傷回避を目指す高速炉の提案【H30】

フランス CEA の高速炉炉心研究グループとの国際会議において、固有安全 SFR の炉心 概念設計について説明し、高速炉概念の安全性及び解析手法について議論した。

上記議論を踏まえ、「3.1 固有安全 SFR の炉心概念設計」で設定した固有安全 SFR の 設計案に対して、海外を含む他の設計案との比較・検討を行い、それぞれの得失を整理 した。

①固有安全 SFR の設計案について

ULOF に対してはナトリウムプレナム付き軸方向非均質炉心とガス膨張機構 GEM の設置 により、また UTOP に対しては、内部ブランケットへの MA 添加による燃焼反応度低減に よって、炉心損傷を回避する考え方は CEA に理解され、CEA が作成した議事録(Minutes) に記載された。

②海外を含む他の設計案との比較・検討

固有安全 SFR の設計案に対して、海外を含む他の設計案として、日本の実用高速炉 JSFR とフランスの ASTRID について比較・検討を行い、それぞれの得失を整理した。結 果を表 3.4.2-1 に示す。

(2) 炉心損傷回避を目指す高速炉の炉心設計の議論・検討【R1】

ULOF、UTOPを想定しても炉心損傷を回避できる固有安全高速炉の炉心概念開発に資するため、安全性の面から炉心設計を議論・検討した。

フランス CEA の高速炉炉心研究グループとの国際会議において、日立 GE からは「固 有安全高速炉の概念設計」と「核特性とプラント動特性モジュールの結合」の2件の発 表を行い、下記の議論をした。

①固有安全高速炉の概念設計

発表に対して、1)内部ブランケットの MA 含有率が高いとのコメントがでて、燃焼反 応度1 \$以下は暫定的に設定した目標であり、開発する詳細過渡解析手法で UTOP 解析を 実施して、安全性が確保できれば、MA含有率を低減できる可能性があると回答した。ま た、2)GEM をポンプで駆動している点について質問が出て、通常時にはポンプ動圧を含 む圧力バランスで GEM の液位が炉心より上にあり、ULOF 時にポンプがトリップして動圧 が喪失するとバランスが崩れて、GEM 内部のアルゴンガスが膨張して自動的に液位が下 がり負の反応度が入る。従って、固有安全高速炉での使用を想定している GEM は受動的 に作動すると回答した。

②海外を含む他の設計案との比較・検討

発表に対して、1) 過渡時の燃料変形、スェリング変形、ギャップコンダクタンスの変 化を考慮しているかどうかについての質問が出て、比較的低い燃焼度でもスェリングに よって燃料と被覆管内面が接触するので、大きな影響は無いと回答した。また、2) 核特 性と熱流動のカップリングは検討しているが、核特性と燃料集合体の機械挙動のカップ リングの必要性は無いのかとの質問が出て、過渡解析については検討する計画はないと 回答した。

(3) 炉心損傷回避を目指す高速炉の炉心設計の議論・検討【R2】

令和元年度の比較・検討結果を踏まえて、国際ベンチマークを提案するための準備を 行った。

フランス CEA の高速炉炉心研究グループとの国際会議において、日立 GE からは 「Update of the inherent safe fast reactor using MA bearing blanket」のタイトル で発表を行い「①固有安全 SFR の炉心概念の進捗」と「②国際ベンチマークの案」を説 明し、議論した。

①固有安全 SFR の炉心概念設計の進捗

図 3.4.2-1 の内容を説明して、固有安全 SFR の炉心概念設計の進捗を報告した。

②国際ベンチマークの案

図 3.4.2-2 に示す国際ベンチマークの案を説明した。フランス CEA から国際ベンチマークについて、熱流動解析による GEM 反応度評価も問題に加えてはどうかとのコメントがあり、必要性について議論した。

名称	ULOF	UTOP	備考
固有安全 SFR	Na プレナム付軸方向非 均質炉心の炉心外周に GEM を設置⇒ボイド反応 度負を目指す	内部ブランケットへ の MA 添加 →燃焼反応度≦1\$を 目指す	・炉心固有の特性により
			ATWS 時の炉心損傷を回避
			・SASS ^{*2)} を設置すれば信頼
			性を向上可能
			・連続運転期間~12ヶ月
			(Na プレナムのボイド反応度低
			減効果増大のため)
ASTRID	Na プレナム付軸方向非		・ATWS 時の受動安全性対
	均質炉心		策:SASS ^{*2)} (流体圧浮遊式
	⇒ボイド反応度負(-	燃焼反応度~43	とキュリー点切離機構)
	1.8\$)		・連続運転期間~13ヶ月
JSFR*1)	ボイド反応度≦6\$	燃焼反応度~10\$	・ATWS 時の受動安全性対
			策:SASS ^{*2)} (キュリー点切離機
			構)
			・連続運転期間~26ヶ月

表 3.4.2-1 固有安全 SFR の設計案と他の設計案との比較

*1)日本の高速炉サイクル実用化研究開発(FaCT)計画で開発した実用高速炉、*2)SASS:自己作 動型炉停止システム (Self Actuated Shut Down System)

- Sodium void reactivity and burnup reactivity can be adjusted by loading MAs in the internal blanket of the axially heterogeneous core without changing the core shape
- If standby positions of backup control rods are set to the top of sodium plenum, sodium void reactivity decreases by approximately 0.5\$.
- As a result of preliminary ULOF and UTOP analysis of the safety-enhanced SFR, it was found that CDA could be prevented.



図 3.4.2-1 固有安全 SFR の炉心概念設計の進捗



図 3.4.2-2 国際ベンチマークの案

3.4.3 過渡解析手法に対する議論・検討(再委託先:大阪大学)【R1-R2】

令和元年度は、3.4.1 項で述べた CEA との会議において、大阪大学から「過渡解析法 コード開発」と「重み付き差分バイアス因子法」の2件の発表を行った。「過渡解析法 コード開発」に対しては、断面積の取り扱い方などの、コードにおける手法の実装方法 に関して質問があり、詳細に回答した。手法の有効性に関して、動特性パラメータの時 間変化をコードとしてどのように取り扱っているかについて質問があり、これについて は調査を行うこととした。調査した結果、図3.4.3-1 に示すとおり、遅発中性子などの 動特性パラメータは各時間ステップにおいて適切に更新されていることを確認した。 「重み付き差分バイアス因子法」に対しては、バイアス因子の作成方法について質問が あり、詳細に回答した。

令和2年度は、3.4.1項で述べた CEA との会議において、大阪大学から「3次元 Sn ノ ード法に基づく高速炉のための過渡解析コードの開発」の発表を行い、本提案の重大な 事故の過渡解析手法に対する議論を行った。議論において、時間ステップ幅を決めるた めの振幅関数の条件設定に関して質問を受けたため、振幅関数の条件設定を検討した。 開発したコードでは、振幅関数について外挿値と計算値の相対差が入力値を超えたとき に、時間ステップを更新している。この入力値を標準入力値である 0.01 から 0.001 に 変更した場合、ULOF 時の炉心出力の変化は全時間ステップで 2.5%未満であった。過渡 解析手法の標準入力値を用いたときに十分な精度が得られることから、過渡解析手法が 有効であることを確認した。



図 3.4.3-1 過渡解析のフローチャート

3.5 研究推進【H29-R2】

研究代表者の下で各研究項目間の連携を密にして、研究を進めた。

平成 29 年度は 10 月 13 日にキックオフミーティング、12 月 13 日に第一回全体会合、翌年 3 月 19 日に第二回全体会合を開催し、各研究項目を推進するための議論を実施した。

平成 30 年度は 5 月 23 日に第一回全体会合、8 月 7 日に第二回全体会合、11 月 7 日に第三 回全体会合、翌年 3 月 11 日に第四回全体会合を開催し、各研究項目を推進するための議論 を実施した。また、研究成果は日本原子力学会で「MA含有ブランケット燃料を活用した固有 安全高速炉の開発」と題したシリーズ発表で計 5 編の発表を行った。

平成 31 年度は令和元年 5 月 22 日に第一回全体会合、令和元年 10 月 15 日に第二回全体会 合、令和 2 年 2 月 17 日に第三回全体会合を開催し、各研究項目を推進するための議論を実 施した。また、研究成果は日本原子力学会で「MA 含有ブランケット燃料を活用した固有安全 高速炉の開発」と題したシリーズ発表で計 3 編の発表を行った。

令和2年には7月3日に第一回全体会合、10月1日に第二回全体会合、翌年2月22日に 第三回全体会合を開催し、各研究項目を推進するための議論を実施した。また、研究成果は 日本原子力学会で「MA含有ブランケット燃料を活用した固有安全高速炉の開発」と題したシ リーズ発表で計1編の発表を行った。

4. 結言

4.1 固有安全 SFR 炉心の概念設計

ULOF、UTOP に対する安全性確保のための条件を同時に満足する固有安全 SFR 炉心の概念設計を実施した。特に UTOP 対応として、ボイド反応度を抑制しつつ燃焼反応度低減を達成する MA 装荷方法を明らかにした。

4.1.1 燃焼反応度低減のための感度解析(再委託先:日立 GE) 【H29】

出力 750 MWe クラスの SFR を対象に、MA の燃料親物質としての特長を活用して燃焼反 応度1 \$以下を達成する MA の装荷方法を検討した。

その結果として、炉心上部にナトリウムナトリウムプレナムを有し、内側炉心に MA 含有内部ブランケットを有する軸方向非均質炉心を固有安全 SFR 炉心として選定した。 また、内部ブランケットの MA 添加率と燃焼反応度の関係を求めた。

4.1.2 固有安全 SFR の炉心概念設計(再委託先:日立 GE)【H30-R1】

出力 750 MWe クラスの炉心上部ナトリウムプレナム設置 SFR 炉心について、GEM を設置するとともに、ボイド反応度負と燃焼反応度 1 \$以下を同時に達成する以下の炉心の 仕様を設定した。

内側炉心高さ55 cm、内部ブランケット高さ20 cm (MA 添加率23.1 %)、炉心上端10 cm の MA 添加率10 %、ナトリウムプレナム高さ50 cm。外側炉心高さ90 cm、ナトリウムプレナム高さ35 cm。外側炉心と径方向ブランケットの間にGEM を設置。上部遮蔽体のB-10 濃度90 at%。後備炉停止系制御棒の待機位置はナトリウムプレナム上端。

今回、構築した固有安全 SFR の炉心概念を構築する手法を、経済性に優れる大型炉 SFR や、初期導入コストの低減が期待できる中小型炉 SFR、高いポテンシャルを有する とされる金属燃料 SFR の安全性向上炉心の構築に適用することが望まれる。

また、現在成立性が確認できていない 25 wt%程度の MA 含有燃料の製造方法や照射試 験等の検討を実施する必要がある。

4.2 設計に適用可能な過渡核特性解析手法の開発

4.2.1 輸送理論に基づく過渡核解析手法の調査・検討【H29-R1】

平成29年度は過渡時に必要とされる3次元的な反応度変化を評価できる輸送計算手法 の調査を実施し、各手法の特色を検討するとともに、過渡核解析を行う計算法について の調査を実施した。また、輸送計算の調査・検討では厳密輸送理論に基づく手法と輸送 効果を実効的に取り入れた簡易計算手法の調査・検討を実施した。

平成30年度は前年度に調査・検討した輸送理論に基づく炉心解析手法及び過渡解析計 算法の結果を用い、ナトリウムプレナム、GEM (Gas Expansion Module)を有する固有 安全炉の過渡解析に用いる計算方式を決定した。ナトリウムプレナム、GEMを有する炉 心ではULOF時でナトリウムがボイドになると中性子はその領域を通り炉心から漏れ出る 割合が多くなる。この中性子ストリーミング効果を精度良く計算するには輸送理論を採 用する必要がある。炉心出力は反応度フィードバックがあるため、時間とともに大きく 変化するので、中性子束時間依存性を各時刻の出力を表す振幅関数と中性子束分布を表 す形状関数に分解する因子化法を採用した。⁽¹⁾⁽²⁾まず、炉心出力に対する輸送理論に 基づく一点炉近似モデルを導き、そのあと形状関数を輸送ノード法に基づき時間依存性 を考慮して計算する表す式を導いた。

令和元年度はナトリウム冷却高速炉の重大事故時の過渡核特性解析を実施する際に考 慮すべき反応度フィードバックの種類を決定し、それらの反応度を輸送理論に基づき計 算する手法を確立した。また、大阪大学で実施する過渡解析コードによる試計算結果を 計算結果、計算時間の観点から検討し、使用した計算手法を改善した。

今回開発した過渡核解析手法は輸送ノード法に基づいており、計算時間が少しかかり 過ぎる問題がある、今後、計算の加速法を開発することが望まれる。

4.2.2 過渡核特性解析手法の検証(再委託先:大阪大学)【H29-R2】

平成29年度は既存の過渡解析コードを調査し、既存の過渡解析コードの特徴を整理した。また、高度化を図る過渡解析コードとしてKICOMとNSHEXを導入した。

平成 30 年度は過渡解析コード ERANOS を調査し、導入した。また、コードの特徴をふ まえ、2012 年に福井大学で整備した KICOM に対し、輸送効果を取り入れる方法である Sn ノード法を導入し、過渡解析コードの高度化を行った。

令和元年度は、平成 30 年度に引き続き KICOM の高度化を行った。また、もんじゅ炉 心体系を対象とする試計算を実施し、摂動論から求まる反応度が適切に計算されること を確認した。

令和2年度は、固有安全高速炉を対象として、高度化した過渡解析コードによる試計 算を実施した。また、輸送効果を考慮できる既存の計算コードである NSHEX の結果との 比較により、反応度等が適切に評価されていること及び設計に適用できる計算時間で評 価されていることを検証した。

さらなる計算の短縮のためには、今後、並列化手法の導入が望まれる。

4.2.3 過渡計算結果に対する検討【R2】

固有安全高速炉の過渡解析結果を検討し、その結果が妥当であるかを特に反応度フィ ードバックの観点から検討した。高速炉固有のフィードバック反応度としては冷却材密 度係数(ナトリウムボイド反応度)、ドップラ反応度等があり、これらの効果が妥当に取 り入れられているかを検討するため、これまでに開発した核特性解析とプラント動特性 解析とを結合した計算コードの結果から求まった反応度を別の解析方法で予測し、両計 算結果が良く一致することを検証することにより、開発した計算コードによる反応度の 妥当性を調べた。別の解析方法としては漸近近似による反応度推定法を用いた。漸近近 似では原子炉出力及び冷却材、燃料の温度の時間変化が非常に少ない場合あるいは時間 変化が緩やかな場合を考え、冷却材、燃料の温度を定常時における計算から推定し、そ の結果から反応度を予測する。以下に UTOP および ULOF 時における漸近近似を導出し、 反応度を予測し、開発した計算コードの結果と比較した。その結果より開発した核特性 解析とプラント動特性解析とを結合した計算コードにおいては反応度フィードバックが 妥当に取り入れられていることが分かった。

4.3 固有安全 SFR の ULOF、UTOP に対する安全性確認

4.3.1 過渡核特性解析手法とプラント動特性解析手法の結合方法の検討

(再委託先:日立 GE)【H29-R1】

本研究で開発した過渡核特性解析手法(輸送理論に基づく詳細な炉心部の出力分布計 算の過渡核解析手法:以下、核特性計算と称す)と既存のSFR 向けプラント動特性解析 手法(以下、温度計算と称す)を結合する手法を検討した。また、既存のプラント動特 性解析手法に対し結合に必要な準備を実施した。

4.3.2 解析ツールの試作(再委託先:日立 GE)【R2】

本研究で開発した過渡核特性解析手法と既存の SFR 向けのプラント動特性解析手法を 結合し、過渡核特性を詳細に考慮できるプラント動特性解析ツールを試作した。

4.3.3 固有安全 SFR の過渡時安全性の評価(再委託先:日立 GE)【R2】

試作した解析ツールを用いて、本研究で構築した固有安全 SFR の炉心概念を対象として、ULOF、UTOP の過渡解析を実施した。ULOF 過渡解析では冷却材の沸騰を回避できること、UTOP 過渡解析では燃料溶融を防止できることで安全性を評価し、炉心損傷を回避できる固有安全高速炉の炉心概念を確認した。

ベンチマークとして従来のプラント動特性解析ツールを用いた ULOF、UTOP の予備解 析を実施し、試作した過渡核特性を詳細に考慮できるプラント動特性解析ツールによる ULOF、UTOP の解析と比較して、固有安全 SFR の炉心概念が炉心損傷を回避できることを 確認するとともに、過渡核特性を詳細に考慮する解析手法の有効性を確認した。

今後、試作した過渡核特性を詳細に考慮する解析手法について、常陽やもんじゅの試 験データを用いた試験検証を行うとともに、計算精度や計算速度を向上させる研究を継 続して、汎用的な SFR 過渡解析ツールとして整備する研究を継続することが望まれる。 また、ULOF、UTOP 以外のプラント動特性解析等の対象事象、金属燃料炉心等の対象プラ ントの解析適用範囲を拡大する検討が必要と考える。

4.4 設計手法検証のための国際協力

4.4.1 高速炉安全性向上のための国際協力の推進・検討【H30-R2】

概念設計案の妥当性、設計手法の妥当性を国際的に議論するため、フランス CEA と連絡を取り、国際協力のための会議を開催する準備・設定を実施し、会議で発表された 種々の概念設計案及び設計手法の妥当性を広い範囲から議論し、メリット・デメリット を検討し、今後の発展のために資した。

平成 30 年度は 2018 年 9 月 26~27 日にフランス、CEA カダラッシュ・センターの 230 棟会議室で国際協力のための会議を開催した。CEA からの参加者は G. Rimpault 教授, R. Jacqmin 氏(原子力エネルギー研究 研究所長), R. Eschbach 氏(燃料サイクル・ 炉心研究チーフ),L.Buiron氏(炉物理の専門家)等の計 11 名で、日本からは竹田敏 ー(福大),竹田敏(阪大)、藤村幸治(日立)の3名が参加した。会議では CEA 及び 日本からそれぞれ5件の発表を行った。特に、CEAのT.Kooynanが OECD NEA で実施した 「低ボイドナトリウム冷却高速炉バーナー炉心のベンチマーク問題、EGIEMAM-II]の結 果について発表では、この国際ベンチマークにはフランス、アメリカ、ロシア、中国、 韓国、他多くの国からの参加があった。日本からの参加がなかったのは残念とのことが 述べられた。このベンチマーク問題では各機関の核データ、計算手法を含めた解析手法 の結果の比較が可能となることがメリットとなるので、今後の参加が望まれる。

令和元年度は 2019 年 9 月 25~26 日にフランス、CEA カダラッシュ・センターの 230 棟会議室で国際協力のための会議を開催した。CEA からの参加者は G. Rimpault 教授, R. Jacqmin 氏(原子力エネルギー研究 研究所長),L. Buiron 氏(炉物理の専門家), Timothee Kooynan 氏(高速炉の研究者)等の計 8 名で、日本からは竹田敏一(福大), 竹田敏(阪大)、藤村幸治(日立)の3名が参加した。会議では CEA から4件の発表・ 質疑があり日本からは6件の発表・質疑を行った。特に、CEA の若手研究者 T. Kooynan から「マイナーアクチニド(MA)の核変換のための革新的高速炉」についての発表があ り、MA である Am-241を20%、15%と高富化度で燃料に添加する非均質装荷高速炉につ いて核、熱、構造面から多面的に評価した結果が述べられた。今回はこの高 MA 含有燃 料集合体を炉内に18体、25体装荷した高速炉の最適装荷方法が検討された。出力分布 の平坦化のため Pu は MA 燃料に15、20%富化されており、非均質装荷のために MA 含有 率を大きくできるメリットがある。

令和2年度は2020年11月15日にオンラインにて国際会議を開催した。CEAからの 参加者はG.Rimpault 教授、J.Tommasi氏、L.Buiron氏、V.Bellanger氏の計4名で、 日本からは竹田敏一(福井大)、竹田敏(大阪大)、藤村幸治(日立GE)、渕田翔 (日立GE)の4名が参加した。会議ではCEA、日本からそれぞれ3件の発表・質疑応答 があったが、特にBuiron氏からのSEFOR 炉心のドップラ反応度の詳細解析の発表が興 味深かった。核熱結合を取り入れ、燃料膨張の効果を取り入れ、モンテカルロコード TRIPOLI4を用い詳細な解析を実施した結果、従来のAPOLL03を用いた解析ではC/E 値 に4%程度のズレがあったが、そのズレが1%以内と高精度の結果が得られたことが分か った。

今回の国際協力はフランス CEA との国際会議を通して実施し、CEA との研究面での信 頼関係が得られた。この信頼関係を今後とも維持し、高速炉開発の協力関係に繋げてい けたら良いと考えている。

4.4.2 炉心損傷回避を目指す高速炉の提案(再委託先:日立 GE)【H30-R2】

ULOF、UTOP を想定しても炉心損傷を回避できる固有安全高速炉の炉心概念開発に資するため、安全性の面から炉心設計を議論・検討した。

令和2年度までに固有安全SFR 炉心の国際ベンチマークの案を立案し、フランスCEA から熱流動解析によるGEM 反応度評価を追加してはとの提案もあり、今後もベンチマー ク等の国際協力により、固有安全SFR の信頼性向上と、評価手法の検証を継続していく ことは有益であると考える。

4.4.3 過渡解析手法に対する議論・検討(再委託先:大阪大学)【R1-R2】

令和元年度に過渡解析手法に関して CEA と議論を行った結果、手法の有効性に関して 動特性パラメータの時間変化の取り扱いについて質問を受けた。この質問を受けて調査 した結果、開発したコードでは動特性パラメータの時間変化を適切に評価していること を確認し、実装した手法が有効であることを確認した。

令和2年度に過渡解析手法に関して CEA と議論を行った結果、時間ステップ幅を決め るための振幅関数の条件設定に関して質問を受けた。この質問を受けて振幅関数の条件 設定を検討した結果、過渡解析手法の標準入力値を用いたときに十分な精度が得られる ことを確認できた。このため、過渡解析手法が有効であることを確認した。