

令和4年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業  
原子力システム研究開発事業

高速炉における炉心損傷事故の発生を  
防止する受動的炉停止デバイスの開発

成果報告書

令和5年3月  
国立大学法人 九州大学

本報告書は、文部科学省の原子力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 九州大学が実施した令和 4 年度「高速炉における炉心損傷事故の発生を防止する受動的炉停止デバイスの開発」の成果を取りまとめたものです。

## 目次

概略 .....	viii
1. はじめに .....	1-1
2. 業務計画 .....	2-1
2.1 全体計画 .....	2-1
2.2 令和4年度の成果の目標及び業務の実施方法 .....	2-2
3. 業務の実施内容及び成果 .....	3-1
3.1 デバイス材料開発 .....	3-1
3.1.1 合金系燃料評価 .....	3-1
(1) 液体物性評価（再委託先：東京都市大学） 【R1-R4】 .....	3-1
(2) 熱物性評価（再委託先：福井大学） 【R2-R3】 .....	3-5
3.1.2 塩系燃料評価（再委託先：福井大学） 【R1-R4】 .....	3-5
3.1.3 可溶栓材料評価 【R1-R4】 .....	3-7
3.2 デバイス構造開発 .....	3-27
3.2.1 デバイス構造検討（再委託先：東京都市大学） 【R1-R4】 .....	3-27
3.2.2 デバイス試験（再委託先：原子力機構） 【R1-R4】 .....	3-30
3.3 炉心開発（再委託先：東京工業大学） 【R1-R4】 .....	3-43
3.4 安全評価 【R1-R3】 .....	3-104
3.5 総合評価 【R4】 .....	3-116
3.6 研究推進 【R1-R4】 .....	3-138
4. 結言 .....	4-1

表一覧

表 1-1	従来の高速炉用受動的炉停止システムと本デバイスの比較	1-2
表 1-2	本デバイス開発の主たる課題と開発項目	1-3
表 2. 1-1	年度別全体計画	2-1
表 3. 1-1	熱伝導率評価結果（室温）	3-12
表 3. 1-2	主要核分裂生成物の燃料塩内での生成物	3-12
表 3. 1-3	主要核分裂生成物と燃料塩・被覆管との反応生成物	3-13
表 3. 1-4	主要核分裂生成物と燃料塩・可溶栓との反応生成物	3-14
表 3. 3-1	炉心開発に用いた原子炉仕様	3-60
表 3. 3-2	MOX 燃料高内部転換型代表炉心の主要目	3-60
表 3. 3-3	炉心 MOX 燃料集合体の断面仕様	3-61
表 3. 3-4	各種候補ドライバー均質炉心の核特性値の比較	3-61
表 3. 3-5	デバイス合金の定格時制限温度と液相判定温度	3-61
表 3. 3-6	331 本ピンデバイス集合体断面仕様初期設定	3-62
表 3. 3-7	331 本ピン合金系燃料デバイスの落下反応度値サーベイ	3-62
表 3. 3-8	397 本ピン合金系燃料デバイス集合体の断面仕様	3-63
表 3. 3-9	397 本ピン合金系燃料デバイスの落下反応度値サーベイ (1)	3-63
表 3. 3-10	397 本ピン合金系燃料デバイスの落下反応度値サーベイ (2)	3-64
表 3. 3-11	397 本ピン LEU-Fe 合金系燃料デバイスの落下反応度値サーベイ (1)	3-64
表 3. 3-12	397 本ピン LEU-Fe 合金系燃料デバイスの落下反応度値サーベイ (2)	3-64
表 3. 3-13	塩系燃料デバイス集合体の断面仕様	3-65
表 3. 3-14	デバイス集合体 1 体当たりの燃料インベントリ	3-65
表 3. 3-15	不正利用価値の評価指標と基準	3-66
表 3. 3-16	デバイス燃料集合体の不正利用価値評価結果	3-66
表 3. 3-17	デバイス燃料の 1 体臨界性	3-67
表 3. 3-18	従来型均質炉心体系の反応度係数	3-67
表 3. 3-19	LEU-Fe 合金デバイスの評価条件	3-67
表 3. 3-20	低ナトリウムボイド反応度炉心の反応度係数	3-68
表 3. 3-21	低線出力炉心における想定デバイス反応度挿入パターン	3-68
表 3. 3-22	地震時におけるデバイス反応度挿入の時間（10-cm 長さ毎 1 ノード分）	3-68
表 3. 3-23	金属燃料炉心検討のための原子炉仕様設定値	3-69
表 3. 3-24	金属燃料均質炉心体系の反応度係数	3-69
表 3. 3-25	集合体出力と流量配分計画（金属燃料炉心）	3-69
表 3. 3-26	金属燃料炉心における想定デバイス反応度挿入パターン	3-70
表 3. 3-27	デバイス配置炉心の設計要件のまとめ	3-70
表 3. 3-28	想定したデバイス位置と落下反応度	3-70
表 3. 3-29	流量領域中の最大出力密度への影響（比率）	3-71
表 3. 3-30	デバイス燃料部（炉心領域中）の最大出力密度への影響（比率）	3-71
表 3. 3-31	燃焼によるデバイス動作への影響	3-72

表 3. 3-32	燃焼に伴うデバイス特性の変化 (Pu 富化度 25 %)	3-72
表 3. 3-33	燃焼に伴うデバイス特性の変化 (Pu 富化度 21 %)	3-72
表 3. 3-34	CT スキャン実績集合体ピン間隔と本デバイス集合体ピン間隔の比較	3-73
表 3. 4-1	MOX 炉心の反応度係数	3-106
表 3. 4-2	安全評価に用いた原子炉仕様	3-106
表 3. 4-3	合金系燃料デバイスの出力分布と反応度	3-107
表 3. 4-4	塩系燃料デバイスの出力分布と反応度	3-108
表 3. 4-5	デバイス動作における非同時性の要因	3-109
表 3. 5-1	デバイス燃料の燃焼に伴うデバイス動作温度等への影響	3-125
表 3. 5-2	燃焼に伴うデバイス燃料特性とデバイス冷却材流量の変化	3-125
表 3. 5-3	各種炉心の反応度係数	3-126
表 3. 5-4	支持板膨張反応度係数 ( $\Delta k/k$ ) / $\Delta T$	3-126
表 3. 5-5	各研究項目における課題の整理	3-127

#### 図一覧

図 1-1	集合体型受動的炉停止デバイスの概念	1-4
図 1-2	集合体型受動的炉停止デバイスにおける燃料ピンの構造例	1-4
図 3. 1-1	U-Pu-Fe 3 元系合金の状態図 (融点等高線)	3-15
図 3. 1-2	Sn-Bi 系合金の状態図	3-15
図 3. 1-3	Sn-Bi 合金 (Sn : Bi = 93 : 7 (mol%)) の液相割合の温度依存性	3-16
図 3. 1-4	Sn-Bi 合金の粘性温度依存性 (相対値)	3-16
図 3. 1-5	立て板試験装置	3-17
図 3. 1-6	Sn-Bi 合金表面への熱電対の設置状況	3-17
図 3. 1-7	Sb-Bi 合金板の溶融落下の様子	3-17
図 3. 1-8	立て板試験実施時の熱電対の各温度	3-18
図 3. 1-9	実機合金燃料と模擬合金の比熱容量の温度依存性とデバイス動作温度	3-18
図 3. 1-10	Sn-Bi 合金に球状の鉄粉を混入した際の SEM 像	3-19
図 3. 1-11	作製した Sn-Bi 合金ペレット	3-19
図 3. 1-12	ペレットの中空加工に使用した真鍮製治具	3-19
図 3. 1-13	中空加工をした Sn-Bi 模擬合金ペレット	3-19
図 3. 1-14	熱膨張測定結果	3-20
図 3. 1-15	各種塩との粘度比較	3-20
図 3. 1-16	塩系模擬燃料の熱伝導率	3-21
図 3. 1-17	作製した粒子分散サンプル	3-21
図 3. 1-18	粒子分散サンプルの熱拡散率	3-22
図 3. 1-19	粒子分散サンプルの熱伝導率	3-22
図 3. 1-20	Ni-50Sn 合金の X 線回折パターン	3-23
図 3. 1-21	Ni-50Sn 合金の SEM 像及び元素分布	3-23

図 3.1-22	Ni-50Sn 合金の縦波信号及び横波信号	3-23
図 3.1-23	Al-12.2Si 合金の音速及び弾性率	3-24
図 3.1-24	Ni-50Sn 合金の音速及び弾性率	3-24
図 3.1-25	可溶栓候補材と代表的な合金系原子力材料のヤング率との比較	3-25
図 3.1-26	共存性試験用治具試料	3-25
図 3.1-27	共存性試験後の Ni-50Sn 合金断面写真	3-25
図 3.1-28	Ni-50Sn 合金の $\text{GeCl}_3$ との接触面元素分析結果 (試験期間 1 週間)	3-26
図 3.1-29	Ni-50Sn 合金の腐食量と時間の関係	3-26
図 3.1-30	Ni-50Sn 合金試料表面の SEM 像元素分析結果 (試験期間 1 日)	3-26
図 3.2-1	合金系及び塩系燃料デバイスの概略 (令和 2 年度ベース)	3-36
図 3.2-2	デバイスピンの構造案	3-36
図 3.2-3	加工方法を考慮した合金系デバイス燃料ピンの構造詳細	3-37
図 3.2-4	合金系デバイス燃料ピンの可溶栓設置方法の提案	3-37
図 3.2-5	加工方法を考慮した塩系デバイス燃料ピンの構造詳細	3-38
図 3.2-6	デバイス構造イメージ (可溶栓上部の構造)	3-38
図 3.2-7	ガラス管製模擬体 (40 mm 長さの模擬燃料 Sn-Bi の場合)	3-39
図 3.2-8	ガラス管製模擬体 (60 mm 長さの模擬燃料 Sn の場合)	3-39
図 3.2-9	ガラス管製模擬体 (模擬燃料 Sn-Bi、40 mm 長さ) の液相移動挙動	3-40
図 3.2-10	ガラス管製模擬体 (模擬燃料 Sn、60 mm 長さ) の液相移動挙動	3-40
図 3.2-11	SUS 管製模擬体 (50 mm 長さの模擬燃料 Sn の場合)	3-41
図 3.2-12	SUS 管製模擬体 (模擬燃料 Sn、50 mm 長さ) の液相移動後の様子	3-41
図 3.2-13	SUS 管製模擬体の試験後の管内部材	3-42
図 3.3-1	基準参照炉心に選定した 750 MWe 級 MOX 燃料大型炉心断面概要	3-74
図 3.3-2	炉心燃料集合体モデル化図	3-74
図 3.3-3	炉心体系番号 1 (従来型炉心) の ULOF 挙動	3-75
図 3.3-4	炉心体系番号 5 (ナトリウムプレナム型炉心) の ULOF 挙動	3-76
図 3.3-5	デバイス集合体概要図 (水平断面とピン軸方向配置)	3-77
図 3.3-6	デバイス集合体発熱量と下部ヒーター発熱量の関係	3-77
図 3.3-7	予加熱ピンに多機能性を付加したデバイス集合体の基本構成 (331 ピン)	3-78
図 3.3-8	炉心配置断面 (3 体系)	3-79
図 3.3-9	合金系燃料デバイス (397 本ピン) の軸方向仕様	3-79
図 3.3-10	合金系デバイス燃料の挿入反応度計算モデル (331 本ピン)	3-80
図 3.3-11	デバイス燃料合金 Pu 富加度と配置変動による反応度変化への影響	3-80
図 3.3-12	MD 法で計算した $\text{UCl}_3$ 及び $3\text{UCl}_3\text{-PuCl}_3$ の熱伝導率	3-81
図 3.3-13	$\text{UCl}_3\text{-PuCl}_3$ に Zr を添加した場合の熱伝導率評価	3-81
図 3.3-14	$\text{UCl}_3\text{-PuCl}_3$ に Zr を添加した場合のデバイス仕様案	3-82
図 3.3-15	高速炉プラントにおける新燃料の取り扱い経路と保障措置機器の設置例	3-82
図 3.3-16	炉心支持板・集合体径方向膨張効果のイメージ図	3-83
図 3.3-17	従来型均質炉心の炉心径方向膨張効果の ULOF/UTOP への影響	3-83

図 3.3-18	従来型均質炉心の ULOF 時デバイス作動後 P/F 変化(1) .....	3-84
図 3.3-19	従来型均質炉心の ULOF 時デバイス作動後 P/F 変化(2) .....	3-84
図 3.3-20	従来型均質炉心の UTOP 時の P/F 変化(1) .....	3-85
図 3.3-21	従来型均質炉心の UTOP 時の反応度変化(1) .....	3-85
図 3.3-22	従来型均質炉心の UTOP 時の P/F 変化(2) .....	3-86
図 3.3-23	従来型均質炉心の UTOP 時の反応度変化(2) .....	3-86
図 3.3-24	MOX 燃料炉心における ULOF 時の U-Fe 合金デバイス効果 (P/F 変化) .....	3-87
図 3.3-25	低ナトリウムボイド反応度炉心の内側燃料とデバイス燃料の組成配置 .....	3-87
図 3.3-26	低ナトリウムボイド反応度 AHC の P/F 変化 (ULOF、デバイスなし) .....	3-88
図 3.3-27	低ナトリウムボイド反応度 AHC の P/F 変化 (ULOF、デバイス動作) .....	3-88
図 3.3-28	低線出力炉心における P/F 変化 (ULOF、デバイスなし) .....	3-88
図 3.3-29	低線出力炉心における反応度変化 (ULOF、デバイスなし) .....	3-89
図 3.3-30	低線出力炉心においてデバイス作動した場合の P/F 変化 .....	3-89
図 3.3-31	地震 (2 Hz, 50 $\epsilon$ ) 時の MOX 燃料炉心 P/F 変化 .....	3-89
図 3.3-32	MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 50 $\epsilon$ ) 時の反応度変化 .....	3-90
図 3.3-33	MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 50 $\epsilon$ ) +ULOF 時の P/F 変化 .....	3-90
図 3.3-34	MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 90 $\epsilon$ ) 時の P/F 変化 .....	3-90
図 3.3-35	MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 90 $\epsilon$ ) +ULOF 時の P/F 変化 .....	3-91
図 3.3-36	金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイスなし、径方向膨張反応度考慮) .....	3-91
図 3.3-37	金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイス作動、径方向膨張反応度なし) .....	3-91
図 3.3-38	金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイス作動、径方向膨張反応度効果考慮) .....	3-92
図 3.3-39	金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイス動作、径方向膨張反応度考慮) .....	3-92
図 3.3-40	金属燃料炉心 P/F 変化 (径方向膨張反応度考慮、地震 80 $\epsilon$ ) .....	3-92
図 3.3-41	金属燃料炉心反応度変化 (径方向膨張反応度考慮、地震 80 $\epsilon$ ) .....	3-93
図 3.3-42	金属燃料炉心正味反応度変化 (径方向膨張反応度考慮、地震 80 $\epsilon$ ) .....	3-93
図 3.3-43	金属燃料炉心 P/F 変化 (地震 90 $\epsilon$ +ULOF、径方向膨張反応度考慮) .....	3-93
図 3.3-44	MOX 燃料炉心におけるデバイス 1 体誤作動での P/F 値の挙動 .....	3-94
図 3.3-45	MOX 燃料炉心におけるデバイス 1 体誤作動想定位置 (3 箇所) .....	3-94
図 3.3-46	Fe 含有率と U-Pu-Fe の融点の関係 .....	3-95
図 3.3-47	U-Fe の場合 Pu の添加量と融点の関係 .....	3-96
図 3.3-48	U-Fe の場合 Fe の量と融点の関係 .....	3-96
図 3.3-49	MOX 燃料従来型均質炉 燃焼に伴う Fe 濃度の変化 .....	3-97
図 3.3-50	MOX 燃料従来型均質炉 燃焼に伴う Pu 富化度の変化 (デバイス燃料部) .....	3-97
図 3.3-51	MOX 燃料従来型均質炉 第 1 サイクル末期でのデバイスの動作特性 .....	3-98
図 3.3-52	MOX 燃料従来型均質炉 第 3 サイクル末期でのデバイスの動作特性 .....	3-98
図 3.3-53	MOX 燃料従来型炉心 第 1 サイクル初期でのデバイスの動作特性 .....	3-99
図 3.3-54	常陽燃料集合体 CT スキャンのための装置断面イメージ .....	3-99
図 3.3-55	X 線 CT スキャンイメージ .....	3-99
図 3.3-56	X 線 CT によるピン画像撮影イメージ .....	3-100

図 3.3-57	パッシブ中性子断層撮影法イメージ	3-100
図 3.3-58	バンドル周辺からの検出器回転撮影イメージ	3-100
図 3.3-59	デバイス集合体に対する非破壊検査 CT スキャン測定イメージ	3-101
図 3.3-60	常陽 PTM 試験における緩やかな出力上昇パターン例	3-101
図 3.3-61	TREAT 炉における照射とホドスコープによる測定・装置イメージ	3-102
図 3.3-62	TREAT (M7) 試験での U-Zr, U-Pu-Zr 合金燃料の出力急上昇パターン	3-102
図 3.3-63	TREAT (M7) 試験での U-Zr, U-Pu-Zr 合金燃料の温度急上昇パターン	3-102
図 3.3-64	TREAT (M7) 試験測定例 (U-Zr 合金燃料の出力急上昇時物質移動)	3-103
図 3.3-65	TREAT (M7) 試験測定例 (U-Pu-Zr 合金燃料の出力急上昇時物質移動)	3-103
図 3.4-1	炉心内のデバイス集合体の配置	3-110
図 3.4-2	デバイス構造とフローネットワークモデルにおけるモデル化	3-111
図 3.4-3	ULOF 時の流量、出力及び P/F の時間変化 (デバイスなし)	3-112
図 3.4-4	UTOP 時の流量、出力及び P/F の時間変化 (デバイスなし)	3-112
図 3.4-5	デバイス反応度と挿入時間に基づく炉停止成立性マップ	3-112
図 3.4-6	ULOF 挙動 (非同時性考慮なし)	3-113
図 3.4-7	ULOF 挙動 (非同時性考慮)	3-113
図 3.4-8	ULOF 挙動 (可溶栓動作、非同時性考慮なし)	3-113
図 3.4-9	ULOF 挙動 (可溶栓動作、非同時性考慮)	3-114
図 3.4-10	ULOF 挙動 (デバイス燃料を U-Fe 合金とした場合)	3-114
図 3.4-11	塩系燃料デバイスの ULOF 挙動 (非同時性考慮なし)	3-114
図 3.4-12	塩系燃料デバイスの ULOF 挙動 (非同時性考慮)	3-115
図 3.4-13	デバイス燃料ピン内の軸方向燃料質量分布及び物質分布	3-115
図 3.5-1	デバイス動作時の UTOP 挙動 (径方向膨張の影響: 径方向膨張考慮)	3-129
図 3.5-2	デバイス動作時の ULOF 挙動 (デバイス燃焼の影響: 非同時性考慮)	3-129
図 3.5-3	デバイス動作時の ULOF 挙動 (可溶栓動作時)	3-129
図 3.5-4	デバイス動作時の ULOF 挙動 (塩系デバイス燃料)	3-130
図 3.5-5	ULOF 挙動 (低ナトリウムボイド反応度 AHC)	3-130
図 3.5-6	UTOP 挙動 (低ナトリウムボイド反応度 AHC)	3-130
図 3.5-7	UTOP 挙動 (金属燃料炉心)	3-131
図 3.5-8	デバイス動作時の UTOP 挙動 (金属燃料炉心)	3-131
図 3.5-9	ULOF 挙動 (低線出力炉心)	3-131
図 3.5-10	UTOP 挙動 (低線出力炉心)	3-132
図 3.5-11	デバイス動作時の ULOF 挙動 (低線出力炉心)	3-132
図 3.5-12	デバイス動作時の UTOP 挙動 (低線出力炉心)	3-132
図 3.5-13	地震時の流量、出力及び P/F の時間変化 (金属燃料炉心)	3-133
図 3.5-14	デバイス動作時の (地震+ULOF) 挙動 (従来型炉心)	3-133
図 3.5-15	デバイス燃料ピン内の燃料移動解析に用いた計算粒子の初期配置	3-134
図 3.5-16	デバイス燃料ピン内の軸方向燃料質量・物質分布	3-134
図 3.5-17	炉心領域内に存在するデバイス燃料質量割合の時間変化	3-135



図 3.5-18	常陽での炉内試験の概要 .....	3-135
図 3.5-19	TREAT での炉内試験の概要 .....	3-136
図 3.5-20	実証試験計画（合金系燃料デバイス） .....	3-136
図 3.5-21	実証試験計画（塩系燃料デバイス） .....	3-137

#### 略語一覧

ATWS	: Anticipated Transient Without Scram	(炉停止機能喪失事象)
CMR	: Controlled Material Relocation	(制御された物質再配置)
DEC	: Design Extension Condition	(設計拡張状態)
GEM	: Gas Expansion Module	(ガス膨張機構)
IVR	: In-Vessel Retention	(原子炉容器内保持)
SASS	: Self-Actuated Shutdown System	(自己作動炉停止機構)
SFR	: Sodium-cooled Fast Reactor	(ナトリウム冷却高速炉)
ULOF	: Unprotected Loss Of Flow	(炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失)
ULOHS	: Unprotected Loss Of Heat Sink	(除熱源喪失時炉停止機能喪失)
UTOP	: Unprotected Transient Of Power	(過出力時原子炉停止機能喪失)

## 概略

高速炉は、通常運転状態において炉心が最大反応度体系にないことから、冷却材の喪失、燃料凝集等を仮想した場合、過大な反応度が印加される可能性がある。このため、開発の初期から炉心損傷事故に着目した安全評価がなされてきた。また、福島原子力発電所事故を教訓として、我が国では、シビアアクシデントの防止と緩和を法令上の規制対象とした原子力発電所の安全性に関する新たな基準（新規制基準）が策定された。国際的にも、深層防護の状態区分において第 3 層の設計基準事故を超えたシビアアクシデントを含む設計拡張状態（DEC）を設定することで、第 4 層においてシビアアクシデントの発生防止と影響緩和の方策を設計上考慮する方向性が示されている。このため、我が国において高速炉を早期に実用化するには、高速炉の炉心損傷事故に対する安全性を向上することが不可欠であり、炉心損傷の頻度を大幅に低減し、当該事象を設計考慮対象から実質的に回避（practical elimination ※）できれば、社会的な受容性に優れた高速炉システムが実現できる。本研究では、ナトリウム冷却高速炉（SFR）の安全性を飛躍的に向上するため、炉心損傷事故の発生防止対策に「多様性」と「頑健性」を持たせる新しい集合体型の受動的炉停止デバイスを開発する。このため、デバイスに用いる燃料の候補材、事故時の燃料移動を実現するピン構造、デバイス動作時の核・熱流動特性等の観点から総合的に検討し、本デバイスの工学的成立性ならびに実現性について検討する。

本デバイスは、定常運転時の炉心温度条件で固体、設計基準を超える炉心温度上昇時に液相化する燃料物質を封入したピンを束ねた集合体である。事故時には、液相化した燃料をデバイスピン内で反応度価値の小さい領域に移動（再配置）させることで大きな負の反応度を印加し炉心損傷を防止する。液相化燃料は単純な物理現象のみで移動し、炉停止機能喪失事象（ATWS）に対して原子炉を未臨界状態へ導き、事象を終息できる受動的安全性を有する。このため、本デバイスは、以下の観点から革新性、独創性、新規性に富む先端的な特徴を有する安全設備として位置付けられる。

- ・ 深層防護概念における第 4 層のシビアアクシデント対策として高速炉の ATWS における代表事象である ULOF（炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失）及び UTOP（過出力時原子炉停止機能喪失）の双方に有効な受動的炉停止システムとして機能する。
- ・ 事故時の炉心温度上昇時に単純な物理現象（低融点燃料の液相化、液相化した燃料の重力落下等）のみで動作する熱的即応性を有し、炉停止に対して動作の確実性が高い。
- ・ 炉心内の一部の燃料集合体を換装することで導入でき、定常運転時は他の固体燃料と同等の炉物理的特性を持たせられることから、既存の炉心設計に対して高い親和性を有する。
- ・ 通常のドライバー燃料と同様に定期的に交換することで、供用期間中の安全上の機能の検査が不要であり、また、交換後のデバイス燃料は回収・リサイクル可能である。
- ・ デバイスの動作後もデバイスピン内で移動した燃料はピン中に留まるため、デバイス集合体の交換により原子炉の再起動が容易である。

本研究において、SFR における炉心損傷事故の発生防止に寄与する新たな集合体型受動的安全デバイスの工学的な成立性と実現性が確認できれば、既存のシビアアクシデントの発生防止対策と併用することで多様性・頑健性を有する独立な防護ラインを手厚くし、高い信頼水準で炉心損傷が極めて起こり難い事象と見なせるよう安全性の飛躍的な向上に貢献できる。

本研究の初年度である令和元年度は、デバイス材料開発については、デバイスに適用できる合金系燃料、塩系燃料及び可溶栓材料の候補材を調査するとともに、デバイス挙動試験で使用する模擬合金物質を選定した。デバイス構造開発については、模擬燃料による基礎挙動試験装置と統合試験装置の基本設計を行った。炉心開発については、デバイスの有効性を最大とする炉心特性を明らかにするとともに、核不拡散性評価のための基本データを取得した。安全評価については、可溶栓が溶融した時のデバイスの動作時の炉心の過渡動特性の概略を把握した。

令和2年度は、デバイス材料開発については、デバイス挙動試験で使用する模擬燃料物質、可溶栓の候補材となる合金の物性評価を進めた。デバイス構造開発については、デバイス構造の形状を提案するとともに、模擬物質を用いた基礎挙動試験を行った。炉心開発については、デバイスの有効性を最大とするためのデバイスの炉内設置方法を評価するとともに、デバイス燃料物性に基づく核不拡散性を定量評価した。安全評価については、デバイス動作時の応答特性を評価し、ULOF及びUTOP時の過渡特性を把握した。

令和3年度は、デバイス材料開発については、模擬燃料合金の物性測定・評価を行うとともに、可溶栓の候補材との共存性に関する評価を行った。デバイス構造開発については、その詳細を検討・選定するとともに、基礎挙動試験データを拡充し、デバイス構造全体の成立性を評価するための統合試験を行った。炉心開発については、デバイスの有効性を最大化する炉心特性を明らかにし、デバイスの炉内設置方法を評価するとともに、核燃料物性に基づく核不拡散性を定量化・比較評価し、デバイス材料を選択した。安全評価については、デバイス設置炉心のULOF及びUTOP時の過渡特性を評価し、デバイス動作時の応答特性を最適化した。

令和4年度は、デバイス材料開発については、デバイス燃料材料及び可溶栓材料の実機デバイスへの適用性に関する課題を抽出した。デバイス構造開発については、デバイス構造の課題を抽出するとともに、デバイス構造全体の成立性を評価するための統合試験を実施した。炉心開発については、デバイス適用性検討とデバイス配置炉心の特性・性能に関わる設計要件の明確化により、課題を抽出した。また、デバイスのプラント内での管理・取り扱いに関わる課題を抽出した。総合評価として、実機条件でのデバイスの有効性を確認するとともに、今後の開発課題を整理し、実証試験計画を策定した。

※「第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドライン」研究専門委員会、第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドラインに関する検討（最終報告）（日本原子力学会、平成29年9月）では、実質的に回避されるべき事故状態を「その発生を想定すると、直ちに、原子炉冷却材バウンダリあるいは原子炉カバーガスバウンダリを破損せしめる規模の機械的エネルギー放出に至る炉心損傷を引き起こし得る事故の起因となる状態」としている。

## 1. はじめに

福島第一原子力発電所の事故以降、設計基準事故を超えたシビアアクシデントを含む DEC を考慮することが求められており、その発生防止方策を原子炉の設計上考慮することが重要となっている。高速炉の炉心損傷事故の発生防止対策としては、動的な原子炉停止系に加えて、表 1-1 に示すように、SASS（自己作動炉停止機構）、GEM（ガス膨張機構）等が ATWS に対する受動的な安全設備として開発検討されてきた。その上で、炉心損傷事故の影響緩和対策として、炉心損傷時に大規模な機械的エネルギー放出（エナジェティックス）を防止するために、冷却材のボイド化に伴う正の反応度を抑制するとともに、炉心損傷事故時に炉心物質の制御された物質再配置（CMR）を行うことで再臨界を回避し、損傷した炉心を原子炉容器内で保持・冷却する、いわゆる、IVR（原子炉容器内保持）を成立させる設計方策を講じることが、放射性物質の格納機能を確保する上で有効かつ合理的な考え方として提案されている。

本研究では、この CMR 概念に基づいて高速炉の炉心損傷事故の発生防止に関する設計対策として提案する集合体型の受動的炉停止デバイスの工学的な成立性について検討する。一部の燃料集合体に置き換えて装荷する本デバイスは、深層防護の第 4 層における受動的炉停止機構として、事故時にピン内で液相化した燃料を炉心領域外に再配置させることで未臨界状態を維持し炉心損傷を防止する。本研究では、デバイスに用いる燃料の候補材、事故時の燃料移動を実現するピン構造、デバイス動作時の核・熱流動特性等の観点から総合的に検討を行い、本デバイスの実現性を示す。

本研究で提案する集合体型デバイスは、図 1-1 に示すように、デバイス燃料ピン中に定常運転時の炉心温度条件で固体、設計基準を超える事故時に液相化する燃料物質を封入したものである。事故時には、デバイス燃料ピンの下部のプレナム領域等に液相化した燃料を移動させることで大きな負の反応度を与えることができる。一部の通常燃料集合体をこのデバイス集合体と置き換えることで、ULOF/UTOP 発生によって通常燃料が損傷する前に原子炉を未臨界状態へ導き、事象を終息できる。また、液相化した燃料の再配置はデバイス内で制御されるため、デバイスの動作後もこれを交換することで原子炉の再起動も可能となる。

本研究では、この動作原理を実現するために、図 1-2 に示すように、所定の温度で熔融する中空燃料ペレットを用いたデバイス構造を考える。定常運転時にデバイス燃料は下部プレナム領域の上部に支持されており、事故時の炉心温度上昇によって燃料が液相化することで、重力によってプレナム領域に移動する。本研究では、このデバイスの基本構造と事故時の動作温度（800～900℃）等に適合する燃料選定、さらに昇温条件下での燃料熔融からピン内での燃料移動に関わる一連の動作に関する検討を行う。また、模擬物質を用いたデバイス動作試験を実施し、その動作原理の基本的な実現性を確認するとともに、今後の実証試験計画を策定する。

本デバイスで使用する燃料は、高速炉燃料としての特性を有し比較的融点が低い合金（U-Pu-Fe 等）あるいは塩（NaCl-PuCl<sub>3</sub>-UCl<sub>3</sub> 等）とする。これらの相状態は、組成を変えることで、定常運転時の SFR の入口温度（～400℃）で完全な固相、デバイス動作時には固液共存～液相状態にできる可能性がある。そこで本研究では、固液共存状態を含む液相化した燃料のピン内での流動特性を明らかにし、所定の事故条件でデバイスが動作し、燃料の再配置が確実に実行されることの確認を行う。また、液相化した燃料のピン内移動を確実にし、本デバイスの動作信頼性を向上するための方法についても検討を行う。例えば、燃料支持構造を低融点の材料、あ

るいは、可溶栓とすることで過渡時の温度上昇に伴う燃料支持構造の溶融により燃料移動を促進する。以上の課題を整理した結果を表 1-2 に示す。

表 1-1 従来の高速炉用受動的炉停止システムと本デバイスの比較

型式	制御棒設置型		吸収体投入型 (制御棒以外)	その他		集合体型 (本研究)
方式	流体圧浮遊	温度感知合金	吸収体炉内落下	ガス膨張機構 (GEM)	ゼロボイド炉心 (CFV炉心)	燃料移動
作動原理	制御棒を冷却材流れの動圧で保持、LOF時に落下	キュリー点方式の電磁石を用い温度上昇時に制御棒をリリース	集合体上部に吸収体(毒物)を設置、低融点金属支持部の温度上昇・溶融でリリース	ガスを封入した集合体管内の液位がLOF時に低下することで中性子漏洩が増加	上部Naブレナム付軸方向非均質炉心。実効的なNaボイド反応度を負とする	液相化した燃料がデバイス内を反応度価値の低い部分(ピン下部)に移動
駆動力	動圧低下	重力	重力	動圧低下 (ガス膨張)		重力(+ガス圧)
トリガー	炉心流量減少による動圧低下	燃料発熱による冷却材温度上昇		炉心流量減少による動圧低下		冷却材温度上昇、燃料発熱による燃料温度上昇
対応事象	ULOF		ULOF/UTOP		ULOF	
採用炉の例 ※検討中を含む	ASTRID(仏) BN-1200(露)	JSFR(日) BN-1200(露) CFBR(印) KALIMER-600(韓)	ASTRID(仏) CFBR(印)	ALMR(米) KALIMER-600(韓)	ASTRID(仏)	集合体型のため炉型によらず採用可

表 1-2 本デバイス開発の主たる課題と開発項目

研究項目	現状知見	課題	開発項目	
<b>(1)デバイス材料開発</b>				
合金系液体燃料	候補合金燃料の選定と物性評価	3元系合金燃料(Pu-U-Fe)の組成調整で融点を~600℃で調整可能の見通し	選定する3元系合金燃料組成での物性(熱伝導度、溶融潜熱、比熱、粘性等)が特性評価に必要	(1)①
	燃焼に伴うFP発生	既往研究から、FP量は少なく、低温では金属内に分散するため大きな影響はないと推定	—	—
	過渡時の燃料溶融挙動	定格時固体で過渡時に融点を越えることから、燃料移動の開始時には3元系合金は固液混合状態で流動する可能性が高い。	3元系合金の融点近傍温度での状態確認と固液混合状態での流動特性確認	(1)①
	金属燃料中空ペレットの成立性	燃料スエリングの影響を吸収する中空ペレットの設計有り。ナトリウムボンドを用いず燃料健全性に影響のない燃料ピン設計が可能との見通し	—	—
	被覆管との共存性	液体Pu-Fe燃料でもTa被覆管で対応可能。定常時固体運用のため、燃料被覆管との共存性に問題はない見通し	—	—
溶融塩系液体燃料	候補溶融塩燃料の選定と物性評価	3元系溶融塩燃料(UCl <sub>3</sub> -PuCl <sub>3</sub> -NaCl)が融点が低く候補材と選定	選定する3元系溶融塩燃料組成での物性(熱伝導度、溶融潜熱、比熱、粘性等)が特性評価に必要	(1)②
	燃焼に伴うFP発生	既往研究から、FP量は少なく、低温では構造材に付着するため大きな影響はないと推定	—	—
	過渡時の燃料溶融挙動	定格時固体で過渡時に融点を越えることから、燃料移動の開始時にはPuCl <sub>3</sub> -NaClの2元系融点を越えるものの、3元系溶融塩は固液混合状態となる可能性が高い。	3元系溶融塩の融点近傍温度での状態確認と固液混合状態での流動特性確認	(1)②
	被覆管との共存性	既往研究より高速炉の被覆管材で対応可能と推定	—	—
可溶栓材料	可溶栓と燃料との共存性	固体接触が主なので大きな問題はないと推定	従来の燃料ピンでは用いない材料のため確認が必要	(1)③
<b>(2)デバイス構造</b>				
	デバイス構造	中空燃料を採用したデバイスのピン構造、可溶栓による燃料移動の信頼性向上の提案	デバイスのピン仕様(可溶栓を含む燃料支持構造)、ピン内の溶融燃料の移動挙動の最適化(過渡温度分布、温度上昇による燃料溶融)の検討	(2)①
	可溶栓動作挙動	500℃近傍で溶解する可溶栓材料候補有り	要素試験による動作温度近傍での動作時間等の確認	(2)②
	デバイスの全体挙動	デバイス全体挙動(中空燃料の溶融、液相化による燃料移動、可溶栓の動作等)は未確認	模擬燃料を用いたデバイスピンによる統合試験によりデバイス全体挙動を確認	(2)②
<b>(3)炉心開発</b>				
	デバイス配置炉心の最適化	炉心特性の最適化については未検討	デバイス設置炉心の効果(性能)を最大とする炉心特性の明確化	(3)
	デバイス燃料の核不拡散性	核不拡散性からの要件は未検討	デバイスに用いる燃料の核不拡散性からの要件の明確化	(3)
<b>(4)安全評価</b>				
	デバイス設置炉心の安全性向上効果	過渡時炉心挙動とデバイスの熱流動特性を考慮した過渡解析による予備的評価で有効性を見通しを確認	デバイスの設置による安全性向上効果の提示	(4)

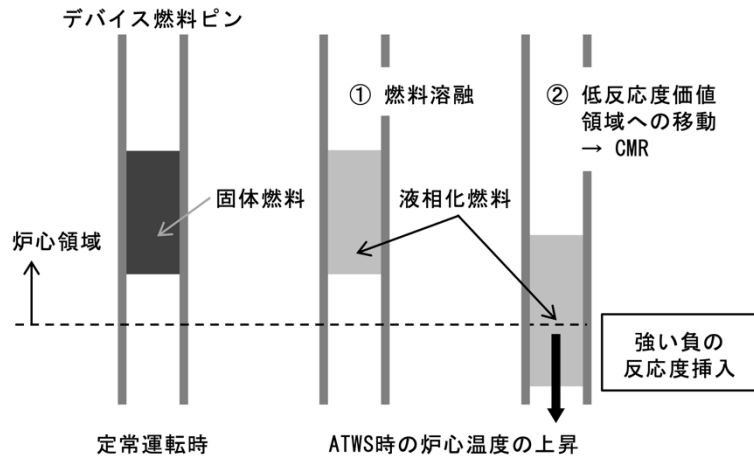


図 1-1 集体型受動的炉停止デバイスの概念

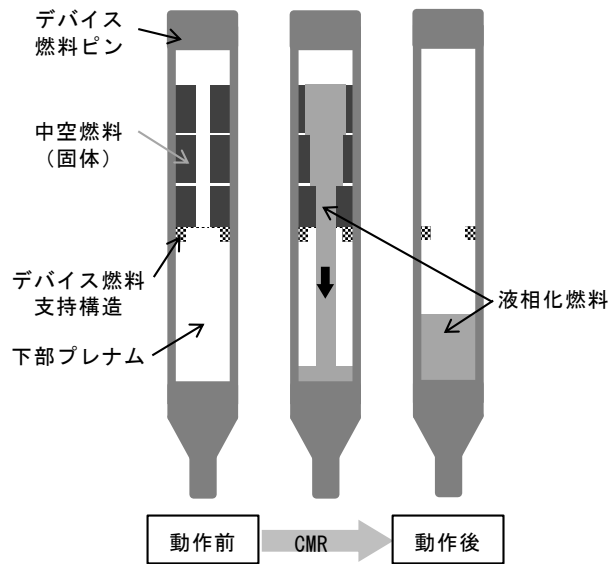


図 1-2 集体型受動的炉停止デバイスにおける燃料ピンの構造例

## 2. 業務計画

### 2.1 全体計画

本業務の研究開発項目、年次計画、担当機関名を表 2.1-1 に示す。

表 2.1-1 年度別全体計画

項目	年度	令和元年度	令和2年度	令和3年度	令和4年度
(1)デバイス材料開発 ①合金系燃料評価 a.液体物性評価 (担当機関:都市大)		デバイスに使用する合金燃料候補及び模擬試験用物質の選定	溶融金属物性の測定装置の整備	溶融合金物性測定	適用性検討課題の抽出
			熱伝導率測定	熱膨張率測定	
b.熱物性評価 (担当機関:福井大)		デバイスに使用する塩系燃料候補及び模擬試験用物質の選定	燃料物性の測定装置の整備と予備測定	塩材の物性測定	適用性検討課題の抽出
	②塩系燃料評価 (担当機関:福井大)				
③可溶栓材料評価 (担当機関:九州大)		可溶栓に使用する合金材の評価・選定	合金材の試作	金材と燃料の共存性評価	適用性検討課題の抽出
(2)デバイス構造開発 ①デバイス構造検討 (担当機関:都市大)		デバイス構造に関する調査	デバイス構造の検討、絞込み	デバイス構造の選定	適用性検討課題の抽出
	②デバイス試験 (担当機関:原子力機構)	試験装置の設計	基礎挙動試験	基礎挙動試験及び統合試験	統合試験
(3)炉心開発 (担当機関:東工大)		デバイス配置炉心の検討 デバイスの核特性検討	炉心特性の明確化 核不拡散性からの定量化	炉心特性の評価 核不拡散性からのデバイス材料選択	適用性検討課題の抽出
(4)安全評価 (担当機関:九州大)		デバイスの動作特性評価	デバイス設置炉心の応答特性評価	デバイス最適化評価	
(5)総合評価 (担当機関:九州大)					デバイス成立性に関する総合評価
(6)研究推進 (担当機関:九州大)		運営・技術会議の実施	運営・技術会議の実施	運営・技術会議の実施	運営・技術会議の実施
		△ △	△ △	△ △	△ △



## 2.2 令和4年度の成果の目標及び業務の実施方法

令和4年度の研究開発項目毎の成果の目標及び業務の実施方法を以下に示す。

### (1) デバイス材料開発

#### ① 合金系燃料評価

##### a. 液体物性評価（再委託先：東京都市大学）

昨年度検討した模擬燃料物質に対して、実機燃料と模擬燃料の熱物性に関する差異を評価することで、デバイスへの適用性に関する課題を抽出する。

#### ② 塩系燃料評価（再委託先：福井大学）

(2)②で使用する模擬塩系燃料材料の作製を行う。加えて、実機への適用性を検討するため、熱伝導率改善方法の検討及び核分裂生成物等の影響等課題を抽出する。

#### ③ 可溶栓材料評価

合金系燃料及び塩系燃料の可溶栓候補材の機械的性質を評価する。塩系燃料と可溶栓候補材との共存性を評価する。また、可溶栓候補材に対して物性及び共存性の観点から適用性課題を抽出する。

### (2) デバイス構造開発

#### ① デバイス構造検討（再委託先：東京都市大学）

(2)②で使用する模擬合金系燃料材料の作製を行う。加えて、昨年度検討したデバイス構造の課題を抽出する。

#### ② デバイス試験（再委託先：原子力機構）

デバイス構造模擬体を作製し、デバイス構造全体の成立性を評価するための統合試験を実施する。

### (3) 炉心開発（再委託先：東京工業大学）

デバイス適用性検討とデバイス配置炉心の特性・性能に係る設計要件の明確化により、課題を抽出する。また、デバイスのプラント内での管理・取り扱いに関わる課題を抽出する。さらにデバイス実証試験計画検討に係る調査を行う。

### (4) 総合評価

実機条件でのデバイスの有効性を確認するとともに、今後の開発課題を整理し、実証試験計画を策定する。

### (5) 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進める。運営・技術会議を開催し、研究全体の進捗を確認するとともに課題を整理する。

### 3. 業務の実施内容及び成果

#### 3.1 デバイス材料開発

##### 3.1.1 合金系燃料評価

###### (1) 液体物性評価（再委託先：東京都市大学） 【R1-R4】

本研究で高速炉の炉心損傷事故の発生防止に関する設計対策として提案する集合体型の受動的炉停止デバイスは、炉心温度上昇時に単純な物理現象のみでピン内で液相化した燃料を当該デバイス内で移動（再配置）させるため、燃料の熔融・落下挙動を適切に行わせる必要がある。そこで、想定される燃料仕様を考慮した上で、適切な模擬物質を選択し、模擬物質の妥当性を確認する必要がある。特に、落下挙動に関与する粘性を含めた物性を実機燃料と比較の上、挙動の現実性を論じる必要がある。

ここでは令和元年度～令和3年度の3ヵ年で行われた研究の概要を示すとともに、令和4年度の取り組み（令和3年度に検討した模擬燃料物質に対して、実機燃料と模擬燃料の熱物性に関する差異を評価することで、デバイスへの適用性に関する課題を抽出する。）について報告する。なお、令和4年度の取り組みにおいては、評価した熱物性に関する差異は、デバイス試験を行う上で保守的な想定となることを確認した。また、デバイス試験で測定された模擬燃料の落下開始の温度から、現在の想定の妥当性を確認した。

###### 【R1-R3】

本研究で用いられる金属燃料に関しては、過去の実績<sup>[1]</sup>から U-Pu-Zr 3 元系合金等が考えられるが、デバイスの要件である適切な熔融・落下挙動に適した温度で生じさせるため、Zr を Fe に変更した U-Pu-Fe 3 元系合金を用いることとした。図 3.1-1 に当該合金の状態図（融点等高線）を示す（本組成の合金の相状態は、文献<sup>[2]</sup>や文献<sup>[3]</sup>で詳しく調べられている。）。本研究の炉心設計・安全設計において、デバイスの動作温度は 968 K (695 °C) と設定されており、これを満たす組成を決定した。状態図より U : Pu : Fe = 66 : 24 : 10 (mol%) と設定した（図 3.1-1 の緑の✦の部分。）。この動作温度は固相部分 40 %（液相部分が 60 %。）になる温度であり、文献<sup>[4]</sup>によると熔融とともに落下が期待できる。

本研究では、核燃料物質を取り扱う計画になっておらず、上述の組成の核燃料を用いた物性試験は実施しない。そこで、模擬合金物質を用いた物性試験を行うに当たってその選定を行う必要がある。模擬合金物質の構成元素として比較的低融点である Zn、In、Bi 及び Sn を選び、これらの元素の組み合わせで構成される 3 元系合金または 2 元系合金の相状態を吟味した。比較的広い単一相を確保できる組成の組み合わせが良いとの考えの下、スクリーニングを行った。また、熔融・落下挙動を決定付けるのは、粘性における固液比依存性であると考え、後段説明する粘性測定が可能な温度範囲（少なくとも融点が 300 °C 以下とする。）の合金であることも条件として検討を行った。その結果、単純な相状態（2 相）、ハンドリング温度の適切さ、比較的広い固液共存温度領域、等から Sn-Bi 合金を選択した。当該合金の状態図<sup>[5]</sup>及びこれから評価できる組成 Sn : Bi = 93 : 7 (mol%) の固液比の温度依存性を図 3.1-2 及び図 3.1-3 に示す。当該組成の Sn-Bi 合金は、Sn リッチ相と Bi リッチ相で構成され、液相線 487 K (214 °C) と共晶点 412 K (139 °C) を有する。図 3.1-3 で示すように、液相割合 60 %の温度は 470 K (197 °C)、液相割合 50 %の温度は

463 K (190 °C) であるという性質を持つため、模擬試験時の設計上の動作温度は 470 K (197 °C) となる。

熔融・落下挙動が適切な温度で生じるか否かは、設計値で与えた固液比となった際に粘性が低下することが重要である。そこで本研究では、低融点でありながらも、対象の金属試料を加熱しながらの測定が比較的容易な「単一円筒型回転粘性計」を採用した（ブルックフィールド社製 B 型粘性計 LVDV2T）。測定可能粘度は 15 mPa・s～6,000,000 mPa・s（回転速度：0.1 rpm～200 rpm）であり、電気炉（サーモセル）により 573 K (300 °C) までの加温が可能である。アサヒメタル株式会社製の低融点金属である U-alloy<sup>[6]</sup>に対する確認試験では当該測定範囲では熔融した低融点合金の粘性絶対値を得ることは難しいことが判明したため（スピンドルの工夫等の策を講じたが絶対値の評価には至らなかった。）、相対的な評価をすることとした。すなわち、動作温度において粘性が大きく変化することを確かめることで熔融・落下の始点を吟味した。また、前述したように、熔融している合金の粘性を大きく左右するのは固液比であるという考えの下、測定中の溶融合金の温度評価を精緻に行い（電気炉の制御温度は実際の温度を示すものでないため、適切な位置に設置した熱電対で計測し、校正補正式を得て温度を評価した。）、当該 Sn-Bi 合金の粘性測定を実施した。すなわち、温度と粘性の関係性を評価することで、固液比、粘性及び温度の関係性を吟味した。なお、回転トルクが適正值に収まり、粘性を吟味できる適切な回転数 120 rpm を試行錯誤的に明らかにし、測定時の回転数とした。粘性（相対値）の温度依存性を図 3.1-4 に示す。488 K (215 °C) に加熱した状態から徐々に温度を下げ、連続して粘性を測定したところ、ほぼ一定値を示していた粘性が 461 K (188 °C) で急激に粘性が増す現象が観察された。前述したように、463 K (190 °C) が固液比 50 %に当たり、ほぼこの粘性が急変する 461 K (188 °C) と同等であり、この温度を熔融・落下の始点と考えることできる。一方、設計値としては文献値<sup>[4]</sup>を参考にして液相割合が 60 %を超える温度と設定したが、10 %の差異を不確かさとして考慮すると、これが妥当な設定であることが確認できた。

## 【R4】

### ① 模擬合金物質の模擬試験適用性評価

上に示したように、本研究ではデバイス燃料の模擬物質として Sn : Bi = 93 : 7 (mol%) 合金を動作温度の設計値として 470 K (197 °C)（熔融・落下の始点のノミナル温度は 463 K (190 °C)。）として、デバイス機能の確認のため実施する「統合試験」（3.2.2 項を参照。）を実施する。したがって、この動作温度で当該合金が熔融・落下するか、確認する必要がある。そこで、板状に加工した合金を用意してこれを直立した状態で加熱する「立て板試験」を行った。また、当該合金と実機合金燃料の諸物性の差異を評価することでデバイスへの適用性を吟味し、課題を抽出した。

立て板試験装置の構成と装置を収納したデシケータを図 3.1-5 に示す。立て板試験装置は、板型の小型のヒータ（アズワン製、PA3005）に均熱用 SUS310S 板（厚さ 5 mm）を介して、板状に加工した Sn-Bi 合金試料（40 mm×30 mm×厚さ 1 mm）を設置した。SUS 板と合金の間には熱伝達を良くするために、熱伝導高性能グリス（Thermal Grizzly 製、T-

KE-090-R) を適量塗布している (ずり落ち防止のため、ヒーター、SUS 板及び Sn-Bi 合金板は、マイクロランプ (EIGERTOOL 製、EMC-3) で挟み込んである。)。加熱に際して、合金表面の酸化を抑えるために、装置全体をデシケータに収納の上、内部を Ar ガスに置換し、数%程度の低酸素雰囲気下で実験を実施した。ヒーターには制御用熱電対が組み込まれているが、合金までの距離があり、ヒーター温度が合金の表面温度とはならないため、当初はサーモグラフィーでの温度計測を考えていた。しかし、デシケータの材質であるアクリルは赤外線域の光を透過しないこと、また、金属光沢を有する試料表面であるため放射率が低いことにより、非接触温度計測では正確な温度が計測できなかった。そこで、表面近くの温度分布は少々乱されることが予想されるが、極細被覆熱電対 (アズワン製、TI-SP-K (芯線直径 0.32 mm)) を合金表面の 5 箇所に装着して、合金の温度を計測した (図 3.1-6 を参照。)。その際、Sn-Bi 合金板への熱電対のロウ付け材には同様の Sn-Bi 合金を利用した。ヒーターは制御温度でのフィードバック制御は行わず、試験開始から交流 50 V 一定とした。溶融・落下のイメージは、図 3.1-7 に示すように、膨らみ落ちるような感じである。

図 3.1-8 に立て板試験時の熱電対による温度計測結果を示す。ヒーター温度は上述の通り、参考までに参照するとして、5 つの熱電対のうち Ch3 のようにマイクロクリップ近くで熱の伝わりが阻害されたと考えられるもの以外の 4 つが加熱途中で離脱した。ロウ付け材も Sn-Bi 合金を用いていることから、このような「動き出し」は溶融・落下の始点であると考えられる。すなわち、デバイスの動作を模擬しているものと考えて良い。離脱した温度は、462 K (189 °C)、462 K (189 °C)、464 K (191 °C) 及び 469 K (196 °C) であり、平均で 464.1 K (191.1 °C) となる。これは、前述したように Sn-Bi 合金の粘性が急変する 461 K (188 °C) 及び状態図から決定した液相割合 50 % 時の温度 463 K (190 °C) に極めてよく一致する。したがって、統合試験で当該 Sn-Bi 合金を用いる際、溶融・落下の始点のノミナル温度は 463 K (190 °C) と設定するのは妥当であり、不確かさを 10 % 程度考え、設計値として液相割合 60 % (470 K (197 °C)) を設定しておくのは適切であることが確認できた。この事実は実機燃料合金の設計値を設定する際にも有用であると考えられる。

次に、実機合金燃料と模擬合金燃料の基本的な物性を比較し、模擬合金燃料を用いた統合試験で溶融・落下挙動を観察することで、実機合金燃料のデバイス動作を予見することができるかを検討する。まず、比熱容量を比較する。物性データとしてはデータベース FactsageBIN<sup>[7]</sup>にある U、Pu 及び Fe の比熱容量の温度依存性を用い、設定した実機合金燃料組成 U : Pu : Fe = 66 : 24 : 10 (mol%) の平均値として得た。また、模擬合金に関しても同様のデータベースを用いて、Sn : Bi = 93 : 7 (mol%) の平均値として得た。図 3.1-9 にそれぞれの合金の比熱容量の温度依存性を通常温度 (模擬合金の場合は室温。) と動作温度を記載した状態で示した。このように、模擬合金の方が実機合金燃料よりも全体的に低く、なおかつ、模擬合金において室温 (R. T.) から動作温度まで温度上昇するのに必要な熱量 A は、実機合金燃料における定常温度から動作温度まで達するのに必要な熱量 B の半分程度である。一方、模擬合金の熱伝導率について文献<sup>[8]</sup>から組成に応じた平均値として室温では 60 W/m·K 程度であり、文献<sup>[9]</sup>から設定した組成から少々外れて

いるが、U : Pu : Fe = 63 : 30 : 7 (mol%) という組成において室温で 11.5 W/m<sup>2</sup>・K 程度であるとの報告がある。このように、動作するまでに必要な熱量に大きな差があり、落下開始するまでの挙動に関しては一層の検討が必要である（実機合金系燃料を用意したホット環境での物性試験の必要性。）。一方で、統合試験では高周波による加熱であり、実機では核分裂による加熱であるという差異があるが、いずれも内部からの発熱により熔融する挙動となっている。したがって、内部発熱により一旦熔融した合金が滑り落ち、より下の位置にある合金から熱を奪われ、再び凝固して動きを止めてしまう点が、落下開始までの挙動よりも重要と考えている（統合試験では特にこの部分に注目し、模擬合金での検証を目指した。）。この点については、模擬合金の場合、比熱容量が小さく、なおかつ熱伝導率が大きいため、この現象には実機合金燃料よりも生じやすいことが予想される。したがって、デバイス動作の確認のうち、最も重要な滑り落ち、無事に下部に到達する挙動に関しては、この模擬合金を用いることは十分保守側の評価となると考えられる。

最後に、熔融した合金が中空燃料の内表面をストレスなく、流れ落ちる要素の 1 つとして低い表面張力を確認するため、参考値程度であるが、当該 Sn-Bi 合金の表面張力をペンダント・ドロップ法<sup>[10]</sup>で評価したので紹介する。評価方法は以下の通りである。Sn-Bi 合金をるつぼに入れ、加熱炉で熔融させる。ガラス製のスポイトで吸い取り、これを落下させる。この落下の際の「しずく」の形状から表面張力を評価した。温度制御やスポイトの支持方法等、少々再現性に欠ける部分があったが、複数個のしずくを計測することで不確かさを含めた評価を行った。まず、確認のため、10 個の水のしずくに対して測定を行った結果、室温の表面張力は 111 ± 11 dyn/cm となった（文献値 72 dyn/cm に対して、過大評価。）。Sn-Bi 模擬合金については、657 ± 73 dyn/cm となった。当該手法が水の測定より過大評価気味であること、及び水銀の表面張力が 500 dyn/cm 程度であることを考えると、熔融した時の状態は水銀と同程度であることが想像される。この点については、令和 2 年度の福井大学での Sn 板上での模擬合金の「濡れ性」評価（目視）では、速やかに下地の板に吸い込まれる様子が観察されている。つまり、表面張力は水銀程度に高いことが予想されるが、下地の素材の上での濡れ性は良好であることが予想され、デバイスの動作で重要な速やかな落下が期待できる。

## ② 統合試験用模擬ペレットの作製

上記のように、模擬性の確認された Sn-Bi 模擬合金でペレットを製造し、統合試験に供する。Ar 置換グローブボックス内で鑄込んで作製された Sn : Bi = 93 : 7 (mol%) インゴットをドリル等で粉碎・微粒化し、原料粉を得た。この原料粉を洗浄するため、アセトン中に投じ、20 分程度超音波洗浄を施し、2 昼夜静置した。直径 8 mm のダイセットに 2 g 程度の原料粉をセットし、970 MPa 程度で圧縮し、圧粉体（ペレット）を作製した。当該合金は柔らかいため、この程度の圧縮で十分に粒同士の密着が得られた（相対密度 95 % に達する。）。統合試験では加熱方式が高周波誘導加熱を用いるため、試料には電波を受信できるもの、すなわち、強磁性であることが好ましい。そこで、原料粉に鉄粉を混入することを考えていたが（図 3.1-10 参照。）、高周波加熱装置のコイルの形状を

工夫することで、Sn-Bi 合金でも加熱が可能であることが分かったため、Sn-Bi 合金のみのペレットとした。

図 3.1-11 のようなペレットが得られるが、統合試験では直径 8 mm×長さ 5 mm×厚さ 0.5 mm の中空の形状とする必要がある。そこで、得られたペレットに旋盤で軸方向に穿孔加工したが、当該合金の強度が低く、ドリルのせん断力に抗しきれなく、破損してしまふことが分かった。そこで、強度不足を補う真鍮製の治具を図 3.1-12 のように用意して、穿孔加工を施した。作製した中空ペレットを図 3.1-13 に示す。これらのペレットを統合試験に供した。

## (2) 熱物性評価（再委託先：福井大学） 【R2-R3】

デバイス適用性評価の基礎データ取得のため、模擬燃料として想定した合金候補材の熱伝導率測定を令和 2 年度に、熱膨張率測定を令和 3 年度に実施した。

熱伝導率は、レーザーフラッシュ熱定数測定装置を用いて熱拡散率を測定し、(熱伝導率) = (熱拡散率) × (比熱容量) × (密度) という一般的な関係式から評価した。表 3.1-1 にその結果を示す。模擬燃料合金の熱伝導率は、純粋な金属よりは小さいものの酸化物燃料よりは十分大きく、通常の合金系燃料と大差ないことが分かった。

合金候補材 (88Sn-12In : wt%) の熱膨張率測定結果を図 3.1-14 に示す。候補合金の熱膨張は温度とともにほぼ直線的に変化する。平均線熱膨張係数は  $6.064 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  となり、構成元素の Sn ( $22 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) や In ( $32 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) <sup>[11]</sup> よりも小さな値となった。合金化によって温度上昇による寸法変化は純金属よりも小さくなるが、照射によるスウェリングの影響は照射試験によって確認する必要がある。

## 3.1.2 塩系燃料評価（再委託先：福井大学） 【R1-R4】

### 【R1-R3】

550 から 650 °C 付近で作動するデバイスに適用できる塩系燃料として NaCl-UCl<sub>3</sub> や KCl-UCl<sub>4</sub> 等の系を候補として選定した。また、模擬塩として NaCl-CaCl<sub>2</sub>-LaCl<sub>3</sub> 擬 3 元系塩の熔融挙動測定を実施し、熔融温度の確認を行った。その結果 460 °C 付近と 500 °C 付近に熔融に関係する吸熱ピークが観測され、多元系では複雑な熔融挙動を示すことが分かった。

溶け落ちる際の挙動評価に重要な粘度測定を模擬塩を用いて実施した。図 3.1-15 にその結果を他の共晶塩の値<sup>[12]</sup>とともに示す。測定した塩については完全に溶けた状態では粘度が高くないため速やかに流れていくことが予想されることが分かった。

デバイス適用性評価における温度分布を評価するために重要な熱伝導率測定・評価を実施した。測定に供した試料は燃料候補である UCl<sub>3</sub>-PuCl<sub>3</sub> (融点 : 724 °C 程度) に近い融点を持つ塩系をいくつか選定して測定を行った。図 3.1-16 にその結果を示す。NaCl-KCl 系塩の熱伝導率は比較的大きな値であったが、そのほかは大きな差は見られず、UO<sub>2</sub><sup>[13]</sup> や MOX<sup>[14]</sup> の熱伝導率に近い値を示した。一方で、温度依存性は UO<sub>2</sub> に比べると小さいことから昇温に伴う燃料径方向での温度分布の変化は小さいと考えられる。また、単塩 (AgCl) と複合塩 (NaCl-CaCl<sub>2</sub> 等) との間での差が小さいことから実燃料塩においても 1 つの組成で熱伝導率が評価できればある程度の組成域がカバーできると期待される。

## 【R4】

次節以降で実施する熔融試験で使用する模擬塩系燃料材料の作製を行うとともに、実機への適用性を検討するため、熱伝導率改善方法の検討及び核分裂生成物等の影響等課題摘出を実施した。

### ① 模擬塩試料の作製

融点が 550 °C 付近であり、吸湿し難い塩として NaCl-RbCl 塩（共晶組成 44 mol% Na-56 mol% Rb）を選定した。熱伝導を向上させるためには熱伝導率の高い金属やセラミックスを分散させることが有効であることから、塩と反応し難い Zr 及び SiN を分散させることとした。Zr は直径 0.075 mm の市販の微粒子を、SiN は直径 0.3 mm の市販の粒子を用いた。いずれの粒子も塩との体積比で 9 : 1 になるように混合し、直径 10 mm のダイスで 13 MPa の圧力をかけてペレット状に成型した。できあがったペレットはいずれも理論密度比 95 % 以上であり、プレスだけで十分高密度の試料が作製できることが分かった。作製したペレットのうち一部は中空形状への加工を行うため、中央部を直径 3 mm のドリルで切削加工した。無添加のものも含め、できあがった 3 種類のサンプルを図 3.1-17 に示す。できあがったサンプルは原子力機構に送付した。なお、下段の中空ペレット加工時には粒径の比較的大きな SiN 分散試料は割れてしまい、うまく加工できなかった。このことから中空ペレット加工のためにはもう少し小さな粒子を分散させるか、初めから中空ペレット用のダイスを用いることが必要である。

### ② 熱伝導率の改善方法の検討

塩系燃料の熱伝導率は金属燃料に比べると悪いため、金属等熱伝導の良い物質を分散させることで燃料全体の熱伝導を向上し燃料中心温度が上昇し過ぎないようにできないか検討した。分散させる物としては熱伝導率が比較的大きく塩との反応性が小さい Zr を選定した。

上記①で作製したように Zr 微粒子を分散させた模擬塩燃料サンプルを製造し、その熱伝導を評価した。評価にはレーザーフラッシュ熱定数測定装置を用いて測定した熱拡散率に、構成物質のデータから計算した試料密度及び比熱容量を乗じることで算出した。

測定した熱拡散率を図 3.1-18 に、算出した熱伝導率を図 3.1-19 に示す。添加量依存性を調べるため Zr 微粒子の添加割合は体積比で 10, 25, 50 % とした。測定結果から、Zr 微粒子の添加量が 10 vol% の時は無添加の場合よりも熱伝導率が大きくなったが、25 及び 50 vol% 添加の場合は熱伝導率が悪化した。これらのことから Zr 微粒子の添加割合には 10 vol% 程度で最適値があり、あまり多く添加しても逆効果であることが示された。このことは添加量が増えることで界面等の熱の伝わりを阻害する要因が増えたためであると推定される。また、10 vol% 添加の場合でも低温域で数% の熱伝導率改善に留まり、400 °C 以上の高温域ではほとんど改善効果が見られないことから、より効果的な熱伝導向上は粒子でなく径方向に配向した高熱伝導粒子もしくはマイクロワイヤー等の検討等の最適化が必要であると考えられる。

### ③ 核分裂生成物等の影響評価

燃焼時に発生する核分裂生成物が被覆管や可溶栓に悪影響を及ぼさないかについて主要核分裂生成物と燃料構成物質及び被覆管材料・可溶栓材料との間で生成する可能性がある化合物を熱力学的計算によって評価した。熱力学計算には FactSage<sup>[15]</sup> Ver. 8.2 を用いた。なお、PuCl<sub>3</sub> のデータが存在しないため、化学的性質の似ている CeCl<sub>3</sub> を模擬物質として使用した。

550 °C で生成する可能性がある物質の計算結果を表 3.1-2～表 3.1-4 に示す。それぞれ燃料塩内での生成物、被覆管である SUS との反応、可溶栓 (Sn-Ni 合金) 材との反応について示す。低融点化合物は生成しないという結果となり、核分裂生成物の量も少ないことから大きな問題はないと考えられる。但し、塩は水分を吸収しやすいことから、残留水の影響については今後のさらなる検証が必要である。

以上の検討結果から、塩系燃料においては、燃料ペレットの成型は室温でのプレスで十分高密度な物ができることが分かった。熱伝導率が低いことの改善策には高熱伝導物質の添加で一定の効果があることが分かったがさらなる最適化が必要であること。核分裂生成物の影響はほとんどないことが示された。実用化に向けた今後の課題としては、照射による燃料の健全性や温度勾配による質量移行の影響等を把握することが残されている。

#### 3.1.3 可溶栓材料評価 【R1-R4】

##### 【R1-R3】

令和元年度は、合金系燃料に適した可溶栓の合金候補材を摘出し、合金作製・物性評価装置の整備に着手した。合金系燃料に対する可溶栓として、通常運転時 450 °C では固体、動作時 480 °C 以上では液体となる合金材料を状態図<sup>[16]</sup>及び高速中性子吸収断面積を基に調査した。その結果、Al または Mg を主成分として 10 mol% から 17 mol% 程度の添加元素を含むものが適当と判断した。一方、模擬燃料合金としては、Ce-Fe 共晶組成の合金が適していると判断した。可溶栓及び模擬燃料合金材料を作製する装置として、アーク溶解法を提案した。さらに、これら合金材料の液体物性評価のために、不活性ガスを利用した浮遊法装置の整備に着手し、低融点金属 Bi の熱膨張を測定した。

令和 2 年度は、デバイスの合金系燃料の候補材となる可溶性及び模擬燃料合金をアーク溶解法を用いて試作し、併せて熱膨張、熱伝導率及び固相/液相状態変化を評価した。可溶栓候補材を Al-12.2Si 合金及び Mg-14.3Bi 合金 (数字は mol%) に絞り込んだ。令和元年度で提案したアーク溶解炉を導入し、両合金をアーク溶解法で作製可能であることを確認した。模擬燃料合金については、Ce-Fe 合金より融解温度の高いフェロセリウムを溶解できたことで、Ce-Fe 合金作製の見通しを得た。浮遊法装置を整備し、可溶栓候補及び模擬燃料となる合金の熱膨張が評価できる見通しを得た。熱伝導率<sup>[17][18]</sup>、比熱を評価するとともに、固相/液相状態変化挙動から可溶栓候補材としては、Al-12.2Si 合金の方が Mg-14.3Bi 合金よりも適していると判断した。

令和 3 年度は、可溶栓候補材及び模擬燃料合金をアーク溶解法を用いて作製し、それらの共存性評価試験を実施した。併せて模擬燃料合金である Ce-17Fe 合金の物性として結晶構



造・相変化挙動<sup>[15]</sup>、熱伝導率及び熱膨張率を評価した。共存性評価試験に関しては、Al-12.2Si 合金と Ce-17Fe 合金またはフェロセリウムから構成される拡散対に対して、最長 4 週間、Ar ガス中にて、想定される通常運転時温度で加熱し、それぞれの合金成分が相互反応しないという結果を得た。したがって、可溶栓候補材と模擬燃料合金の間では共存性が成立すると判断した。

#### 【R4】

令和 4 年度は、合金系燃料及び塩系燃料の可溶栓候補材の機械的性質、及び塩系燃料と可溶栓候補材との共存性を評価することを目的とした。また、可溶栓候補材に対して物性及び共存性の観点から適用性課題を抽出した。

##### ① 可溶栓候補材の機械的性質の評価

令和 4 年度は、塩系燃料の可溶栓候補材をデバイス動作温度 750 °C 程度の想定温度に対し、合金の固相線温度及び塩化物生成自由エネルギーを基に Ni-50Mg 合金 ( $T_{\text{solidus}} = 798 \text{ °C}$ ) と Ni-50Sn 合金 ( $T_{\text{solidus}} = 758 \text{ °C}$ ) に絞り込み、アーク溶解法での合成を試みた。まず、Ni-50Mg 合金を Ni 薄板と Mg 粒を原料に使用してアーク溶解法で合成を試みたが、ボタン状試料を作製することはできなかった。さらに、電気炉を使って、固相線温度より少し高い 800 °C にて Ar ガス中で固相反応を利用した合成を試みたが、合金を作製することはできなかった。いずれの手法でも合成が困難なのは、Ni と Mg の融点の差が大きい、Mg の沸点が低く、蒸発が激しいことが原因であった。一方、Ni-50Sn 合金は、アーク溶解法で合成することが可能であった。

アーク溶解法で作製した Ni-50Sn 合金の結晶構造を X 線回折法にて解析した。図 3.1-20 に室温で測定した X 線回折パターンを示す。図中の写真はアーク溶解法で合成した Ni-50Sn 合金試料である。X 線回折パターンから、 $\text{Ni}_3\text{Sn}_4$  の構造と一致するものがあるのを確認した。さらに、走査型電子顕微鏡 (Scanning Electron Microscope : 以下、SEM と略記。) / 元素分析 (Energy Dispersive Spectrometer : 以下、EDS と略記。) を用いて組織観察を行った。結果を図 3.1-21 に示す。図 3.1-21 (a) 及び (b) は、それぞれ SEM 像及び元素分布であり、合金組織が 2 相に分離していることが分かった。

合金系燃料及び塩系燃料の可溶栓候補材 Al-12.2Si 合金及び Ni-50Sn 合金の機械的性質として、それぞれの弾性率を合金中を伝搬する超音波の音速から評価した。音速測定は、直径 10 mm × 厚さ 5 mm 程度の試料の上面と底面が平行になるように研磨し、上面に超音波送受信子押し付け、上面と底面間を往復する時間 ( $t_{\text{Travel}}$ ) を厚さ (上面と底面間の距離) で除することで求めた。図 3.1-22 に Ni-50Sn 合金の (a) 縦波及び (b) 横波の伝搬の様子を示す。横波音速の方が、縦波音速に比べて遅いことが分かる。図 3.1-23 に Al-Si 合金の (a) 音速及び (b) 弾性率、図 3.1-24 に Ni-Sn 合金の (a) 音速及び (b) 弾性率の添加元素濃度依存性を示す。Al-Si 合金の場合は、Si 添加率とともに音速及び弾性率が増加、Ni-Sn 合金では、Sn 添加率が増加すると音速及び弾性率が減少することが判明した。

可溶栓材料の弾性率を代表的な合金系原子力材料と比較した。すでに示した通り Al-12.2Si 合金と Ni-50Sn 合金の弾性率は Al と同等かそれ以上の値であった。図 3.1-25 は、Al 以外の合金系材料のヤング率と比較した結果である<sup>[19][20][21]</sup>。代表的な被覆管材料との

比較では、Zircaloy-4 と同等かやや低い値、SUS316 の半分程度の値であることが分かる。一方、合金系燃料に対しては、値のばらつきは大きいものの、Pu の割合が高い合金はヤング率が低く、逆に U、Fe 及び Zr の割合が高いとヤング率は高くなる傾向があり、デバイス燃料として想定される合金系燃料は Pu の割合が高いことから、可溶栓候補材のヤング率は同程度以上になると予想される。したがって、可溶栓候補材である Al-12.2Si 合金と Ni-50Sn 合金は機械的性質の観点からは適用可能であると判断した。

## ② 共存性評価試験

模擬塩系燃料  $\text{CeCl}_3$  と可溶栓候補材 Ni-50Sn 合金との共存性評価試験を実施した。塩系燃料デバイスでは、通常運転時の可溶栓設置場所の温度を  $610\text{ }^\circ\text{C}$  と想定し、模擬塩系燃料に可溶栓候補材を接触させ、Ar ガス中で所定の期間加熱した。アーク溶解法で Ni-50Sn 合金のボタン状試料を合成し、表面の汚れを紙やすりで落とした後、2 つに切断し、切断面を 2000 番の紙やすりで研磨した。図 3.1-26 に示す通り、共存性試験では合金試料の切断面を  $\text{CeCl}_3$  粉末に SUS 製ボルトで押し付けて、両者を接触させて加熱した。まずは試験期間を 1 週間及び 4 週間とし、試験を実施した。試験後、合金試料をアセトンで洗浄し、SEM/EDS で観察・分析した。さらに超音波洗浄した後に低速カッターで接触面に垂直な方向に切り出し、切り出した面を 2000 番の紙やすりで研磨し、再び SEM/EDS を用いて組織観察及び元素分析を行った。加えて、 $\text{CeCl}_3$  による Ni-50Sn 合金の腐食を定量的に評価するために短期間（最大 1 日）の試験も実施した。

図 3.1-27 に (a)1 週間及び (b)4 週間の加熱試験後の Ni-50Sn 合金の断面写真を示す。 $\text{CeCl}_3$  側は、合金試料の研磨面を  $\text{CeCl}_3$  粉末に押し付けた側である。写真から明らかのように、Sn-rich な相で空隙が観察される。 $\text{CeCl}_3$  粉末に押し付けた側では合金試料は平らになっており、変化を見ることが難しいが、これらの試料はアセトン洗浄と超音波洗浄を経たものであり、反応物が生成していたとしても合金との密着性の低い場合、洗い流された可能性がある。定量的ではないが、試験期間が長い方が Sn-rich 相での空隙が多いように見える。したがって、Ni-50Sn 合金は  $\text{CeCl}_3$  と接触すると腐食が進行し、それとともに合金成分が溶出すると推察した。この腐食機構の詳細を明らかにするために、1 週間の加熱試験後の  $\text{CeCl}_3$  粉末に押し付けた側の組織観察結果を図 3.1-28（アセトン洗浄のみ）に示す。超音波洗浄していないために図 3.1-27 で観察された試料の空隙に反応生成物らしきものが観察される。組成を分析すると（図 3.1-28 の右上の表）、Ce、Cl に加えて、Ni 及び Sn も観察された。一方、同図右下の表では、Ce、Cl はわずかな量しか検出されなかった。これは腐食された表面が比較的平滑であり、アセトン洗浄の段階で洗い流されたと推察した。いずれにせよ試料の空隙に観察された残留物に Ni 及び Sn が観察されたことから、 $\text{CeCl}_3$  側へ合金成分が溶出したことが判明した。

1 週間以上の試験期間で使用した Ni-50Sn 合金試料が半球形状であったため定量的な評価が難しかった（表面積の評価が困難）。そこで、直径 10 mm 程度の合金試料からディスク状に切り出したもの（2000 番の表面研磨）を使用し、短期間ではあるが、腐食量と時間の関係を調査した。結果を図 3.1-29 に示す。時間とともに腐食量、ここでは重量減少が大きくなっており、その量は時間の平方根に比例するものであった。試験後（試験期間 1

日)の試料表面を観察した結果を図3.1-30に示す。試験期間が1日であるにも拘わらず、すでに表面に孔食が観察される。残った部分を分析するとNiに対するSn割合が低くなっていることから、優先的にSnがCeCl<sub>3</sub>へ溶出したと考えた。可溶栓候補材として、合金成分を選択するに当たり、塩化物の標準生成自由エネルギー(低い方が塩化物として安定: CeCl<sub>3</sub><PuCl<sub>3</sub><MgCl<sub>2</sub><UCl<sub>3</sub><<SnCl<sub>2</sub><NiCl<sub>2</sub>)も考慮して<sup>[22]</sup>、Ni、Sn、Mgを選択したが、Ni-Sn合金はCeCl<sub>3</sub>からの腐食を受けた。標準生成自由エネルギーからは、Snは塩化物を生成し難いとも考えられるが、SnCl<sub>2</sub>の融点(T<sub>melting</sub>=247℃)の低さもNi-Sn合金の腐食挙動に影響したと考えた。以上の結果から、Ni-50Sn合金はCeCl<sub>3</sub>により腐食を受け、合金成分がCeCl<sub>3</sub>へ溶出するため、これらの中に共存性が成り立たないことが明らかとなった。

塩系燃料に対しては、可溶栓候補材Ni-50Sn合金は通常運転時の温度で燃料と反応し、減肉していくと予想される。したがって、Ni-50Sn合金を可溶栓として使用するのであれば、塩系燃料と直に接触しないように自身が腐食しない合金またはセラミックスを燃料との間に挿入する、あるいはメッキ等を可溶栓に施す等の工夫が必要と考えられる。

## 参考文献

- [1] A. E. Walker, D. R. Todd and P. V. Tsvetkov, "Fast Spectrum Reactors", New York, Springer 2012, 311-317.
- [2] K. Nakamura et al, Journal of Nuclear Materials, 304 (2002) 63-72.
- [3] M. Kurata et al, Journal of Nuclear Materials, 294 (2001) 123-129.
- [4] T. B. Massalski et al., "Binary Alloy Phase Diagrams," Second Edition, ASM International, Materials Park, Ohio, USA (1990).
- [5] <https://www.rccm.co.jp/product/thermodynamics/factsage/>
- [6] <https://www.osaka-asahi.com/toriatsukaisyouhin/t1.html>
- [7] <https://www.rccm.co.jp/product/thermodynamics/factsage/fs-db.html>
- [8] <https://www.hakko.co.jp/qa/qakit/html/h01020.htm>
- [9] [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/37/077/37077127.pdf?r=1](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/37/077/37077127.pdf?r=1)
- [10] 松原秀次ら、「イソペンタン-水系および1-オクタノール-水系の表面張力と界面張力およびその温度依存性」、熱物性、3(1989)47.
- [11] 日本金属学会「改訂4版 金属データブック」丸善(2004)
- [12] G. J. Janz, et al., *J. Phys. Chem. Ref. Data*, 4 (1975) 871.
- [13] K. Morimoto, M. Kato, M. Ogasawara, M. Kashimura, "Thermal conductivities of hypostoichiometric (U, Pu, Am)O<sub>2-x</sub> oxide", *J. Nucl. Mater.*, 374 (2008) 378.
- [14] M. Kato, K. Maeda, T. Ozawa, M. Kashimura, Y. Kihara, "Physical Properties and Irradiation Behavior Analysis of Np- and Am-Bearing MOX Fuels", *J. Nucl. Sci. Tech.*, 48 (2011) 646.
- [15] C. W. Bale, et al., "FactSage thermochemical software and databases, 2010-2016.", *Calphad* 54 (2016) 35.
- [16] T. B. Massalski, H. Okamoto, P. R. Subramanian, I. Kacprzak, "Binary Alloy

- Phase Diagrams,” 2nd ed, ASM International, Materials Park, Ohio, USA, 1990.
- [17] R. Brandt, G. Neuer, “Electrical Resistivity and Thermal Conductivity of Pure Aluminum and Aluminum Alloys up to and above the Melting Temperature” , International Journal of Thermodynamics, 28, 1429-1446, 2007.
- [18] D. Fang, Z. Sun, Y. Li, X. Cheng, “Preparation, Microstructure and Thermal Properties of Mg-Bi Alloys as Phase Change Materials for Thermal Energy Storage” , Applied Thermal Engineering, 92, 187-193, 2016.
- [19] D.E. Janney, S.L. Hayes, C.A. Adkins, “A Critical Review of The Experimentally Known Properties of U-Pu-Zr Alloys. Part 2: Thermal and Mechanical Properties” , Nuclear Technology, 206, 1-22, 2000.
- [20] S.S. Hecker, M.F. Stevens, “Mechanical Behavior of Plutonium and Its Alloys” , Los Alamos Science, 26, 336-355, 2000.
- [21] E. Avivi, “Studies of Plutonium-Iron and Uranium-Plutonium-Iron Alloys” , Doctorate Thesis/Dissertation, CEA-Fontenay-aux-Roses, Université de Paris, Paris, France, 1964.
- [22] 溶融塩・熱技術研究会, “溶融塩・熱技術の基礎” , アグネ技術センター, 1993.

表 3.1-1 熱伝導率評価結果 (室温)

試料組成 Bi : Sn : In (mol%)	熱拡散率 $\alpha$ (cm <sup>2</sup> /s)	密度 $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	モル熱容量 $C_p$ (J/mol·K)	熱伝導率 $\kappa$ (W/m·K)
40 : 55 : 5	0.109	8.41	19.7	11.7
7 : 78 : 15	0.187	7.49	17.6	19.7
7 : 93 : 0	0.279	7.44	15.4	25.5

表 3.1-2 主要核分裂生成物の燃料塩内での生成物

燃料塩内生成物	生成量 (g)	存在形態 @550 °C	融点(°C)	備考
CeCl <sub>3</sub>	118.340	固体	817	燃料塩
UCl <sub>3</sub>	38.214	固体	837	燃料塩
CsCe <sub>2</sub> Cl <sub>7</sub>	3.568	固体	672	
U	2.945	固体	1132	
URu <sub>3</sub>	1.314	固体	1665	
UPd <sub>3</sub>	1.088	固体	1640	
NdCl <sub>3</sub>	1.053	固体	759	
Mo	0.721	固体	2620	
Zr	0.584	固体	1855	
PrCl <sub>3</sub>	0.423	固体	786	
RbLa <sub>2</sub> Cl <sub>7</sub>	0.301	固体	623	
SmCl <sub>2</sub>	0.265	固体	682	
URh <sub>3</sub>	0.255	固体	1700	
LaCl <sub>3</sub>	0.237	固体	858	
Tc	0.177	固体	2157	
YTe	0.130	固体	2993	
EuI <sub>3</sub>	0.103	固体	2000	

※物質量は燃料ピン1本に含まれる燃料塩を164 gとし、49 GWd/tの燃焼度で生成するFP量を想定している。

表 3.1-3 主要核分裂生成物と燃料塩・被覆管との反応生成物

SUS との反応生成物	生成量 (g)	存在形態@ 550 °C	融点(°C)	備考
CeCl <sub>3</sub>	118.34	固体	817	燃料塩
Fe	95.771	固体	1538	
UCl <sub>3</sub>	38.183	固体	837	燃料塩
Cr	18.000	固体	1907	
Ni	9.9872	固体	1455	
Fe <sub>3</sub> Mo <sub>2</sub>	6.0327	固体	1506	
UFe <sub>2</sub>	4.4157	固体	723	
CsCe <sub>2</sub> Cl <sub>7</sub>	3.5676	固体	672	
URu <sub>3</sub>	1.3138	固体	1655	
UPd <sub>3</sub>	1.0875	固体	1640	
NdCl <sub>3</sub>	1.0528	固体	759	
Zr	0.584	固体	1855	
PrCl <sub>3</sub>	0.42291	固体	786	
RbLa <sub>2</sub> Cl <sub>7</sub>	0.30119	固体	623	
SmCl <sub>2</sub>	0.26488	固体	682	
URh <sub>3</sub>	0.25503	固体	1700	
LaCl <sub>3</sub>	0.23688	固体	858	
Tc	0.177	固体	2157	
Y <sub>2</sub> Te <sub>3</sub>	0.14286	固体	2438	
EuI <sub>3</sub>	0.10298	固体	2000	

※SUS 成分として Fe : 100 g, Cr : 18 g, Ni : 10 g, Mo : 2.5 g を追加。

表 3.1-4 主要核分裂生成物と燃料塩・可溶栓との反応生成物

Sn-Ni 系	生成量 (g)	存在形態 @550 °C	融点(°C)	備考
CeCl <sub>3</sub>	118.34	固体	817	燃料塩
UCl <sub>3</sub>	38.21	固体	837	燃料塩
Ni <sub>3</sub> Sn <sub>4</sub>	21.71	固体	796	可溶栓
Ni <sub>3</sub> Sn <sub>2</sub>	13.78	固体	1264	可溶栓
CsCe <sub>2</sub> Cl <sub>7</sub>	3.568	固体	672	
U	2.945	固体	1132	
URu <sub>3</sub>	1.314	固体	1655	
UPd <sub>3</sub>	1.088	固体	1640	
NdCl <sub>3</sub>	1.053	固体	759	
Mo	0.7210	固体	2623	
Zr	0.5840	固体	1855	
PrCl <sub>3</sub>	0.4229	固体	786	
RbLa <sub>2</sub> Cl <sub>7</sub>	0.3012	固体	623	
SmCl <sub>2</sub>	0.2649	固体	682	
URh <sub>3</sub>	0.2550	固体	1700	
LaCl <sub>3</sub>	0.2369	固体	858	
Tc	0.1770	固体	2157	
YTe	0.1296	固体	2993	
EuI <sub>3</sub>	0.1030	固体	2000	

※可溶栓成分として Sn : 23.7 g, Ni : 11.7 g を追加。

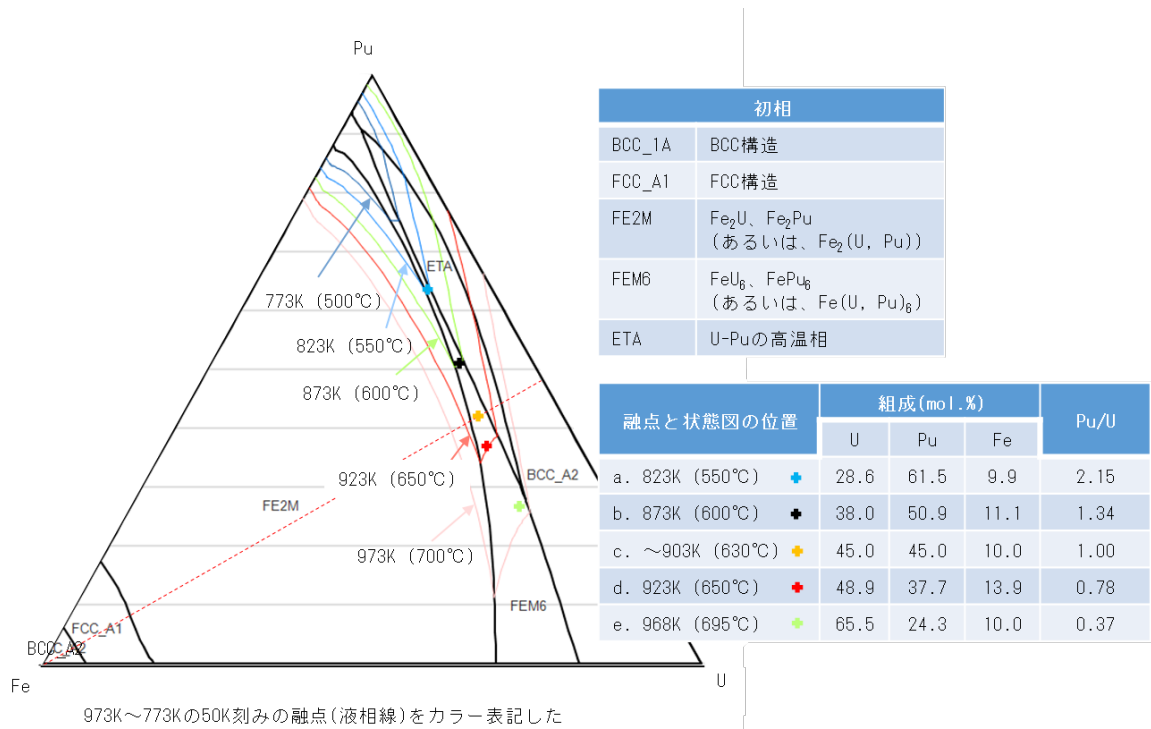


図 3.1-1 U-Pu-Fe 3元系合金の状態図 (融点等高線)

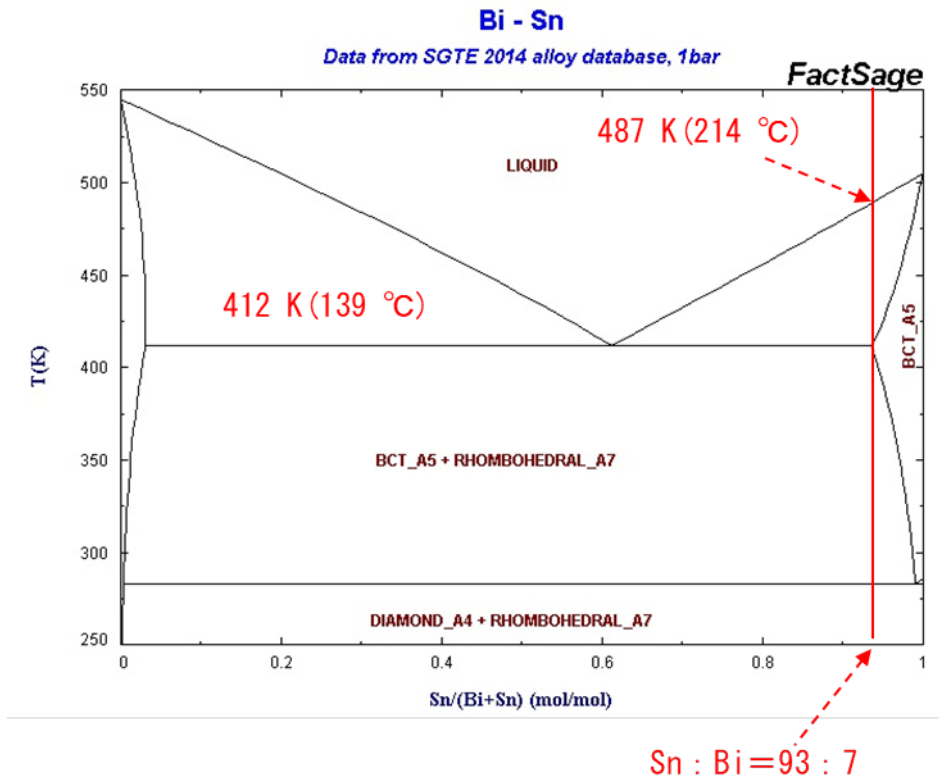


図 3.1-2 Sn-Bi 系合金の状態図



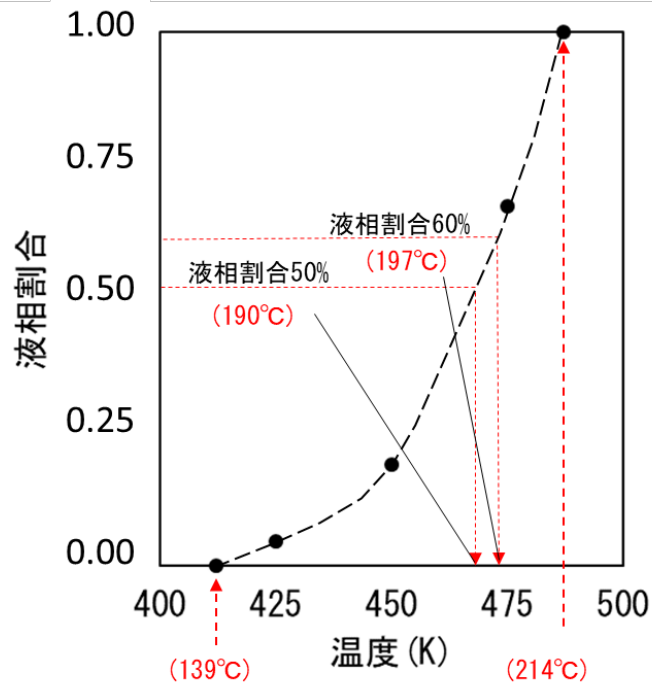


図 3.1-3 Sn-Bi 合金 (Sn : Bi = 93 : 7 (mol%)) の液相割合の温度依存性

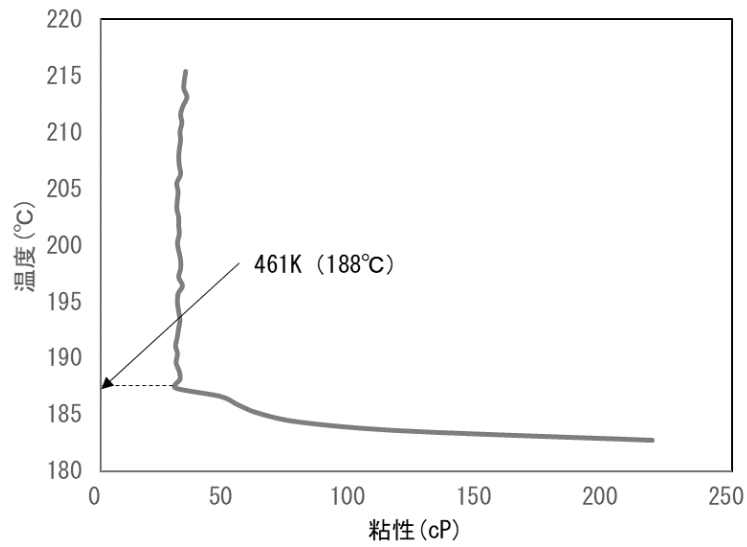
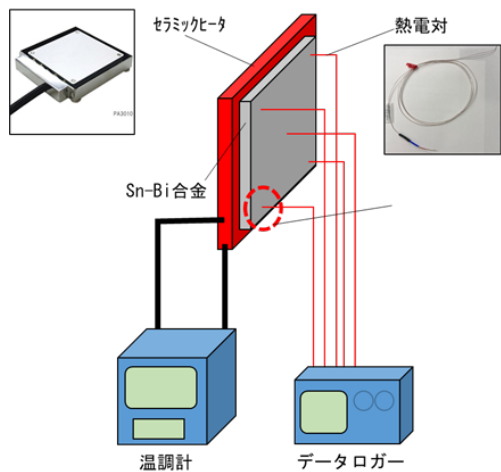
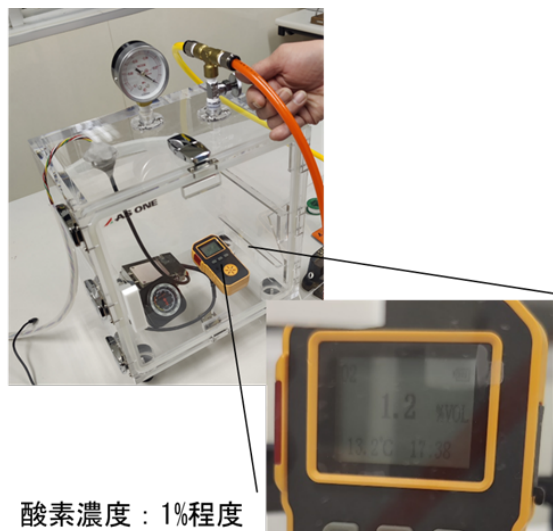


図 3.1-4 Sn-Bi 合金の粘性温度依存性 (相対値)



(1) 立て板試験装置の構成



(2) 試験装置を収納したデシケータ

図 3.1-5 立て板試験装置

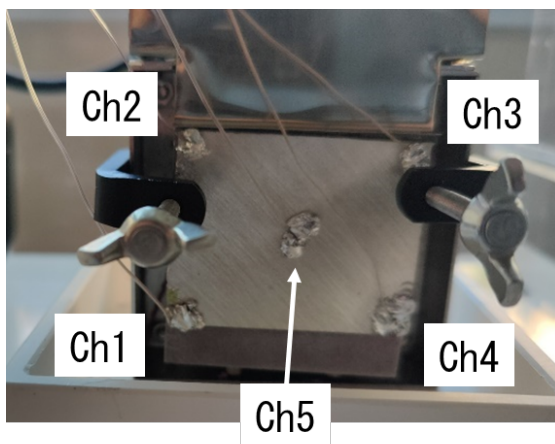


図 3.1-6 Sn-Bi 合金表面への熱電対の設置状況 (Ch1~Ch5 としてそれぞれの箇所での温度計測)

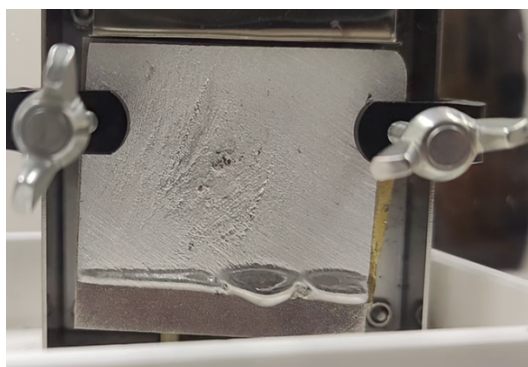


図 3.1-7 Sb-Bi 合金板の溶融落下の様子

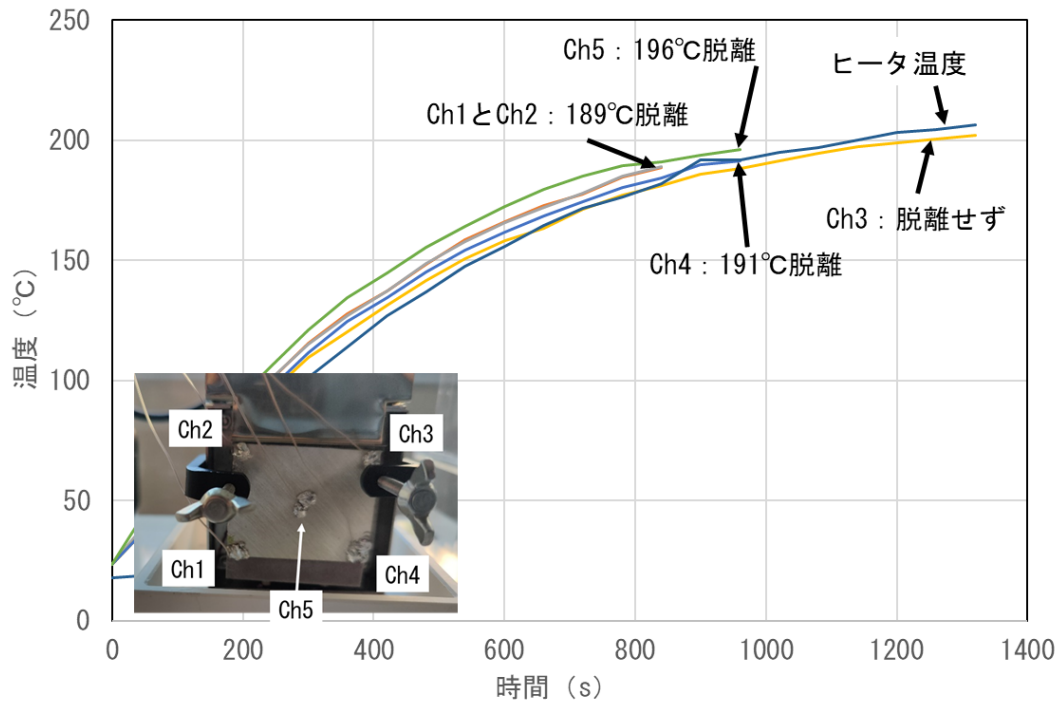


図 3.1-8 立て板試験実施時の熱電対の各温度

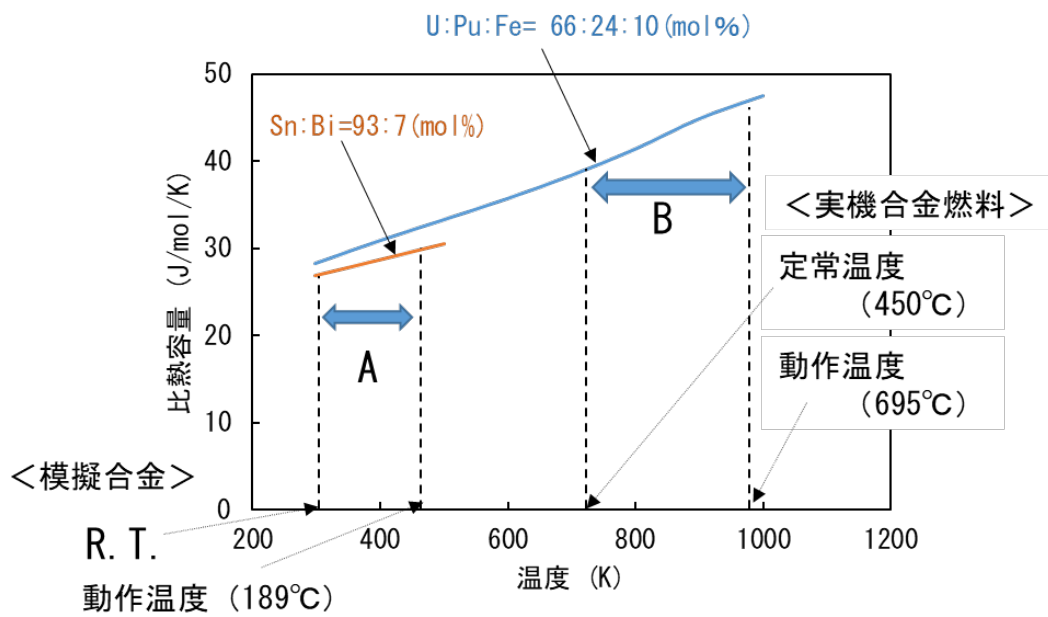


図 3.1-9 実機合金燃料と模擬合金の比熱容量の温度依存性とデバイス動作温度

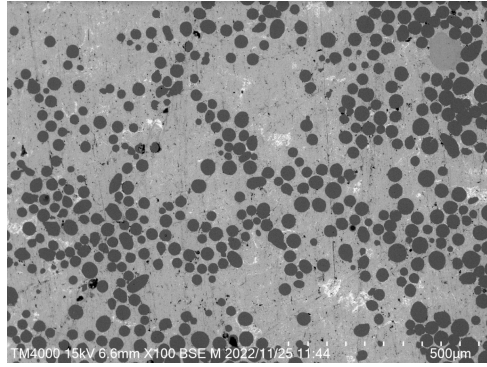


図 3.1-10 Sn-Bi 合金に球状の鉄粉を混入した際の SEM 像  
(黒い部分が鉄粉)

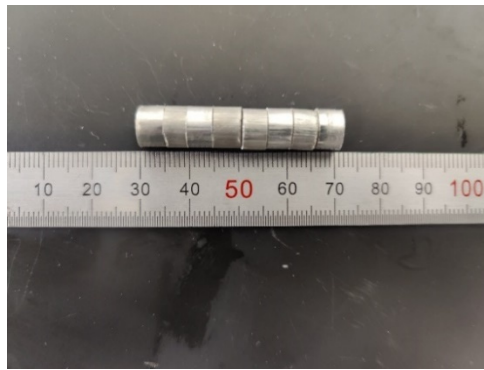


図 3.1-11 作製した Sn-Bi 合金ペレット

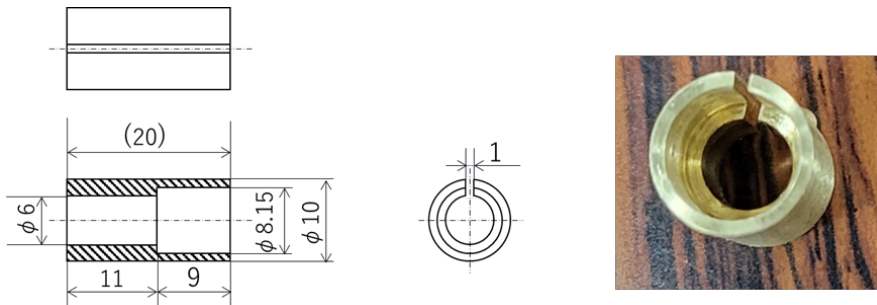


図 3.1-12 ペレットの中空加工に使用した真鍮製治具



図 3.1-13 中空加工をした Sn-Bi 模擬合金ペレット  
(直径 8 mm×長さ 5 mm×厚さ 0.5 mm)

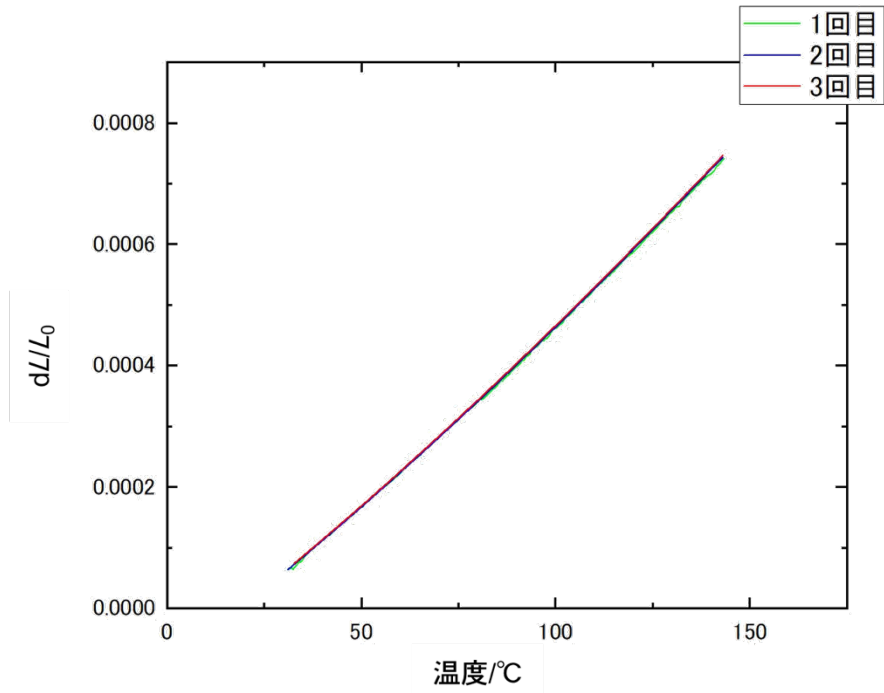


図 3.1-14 熱膨張測定結果

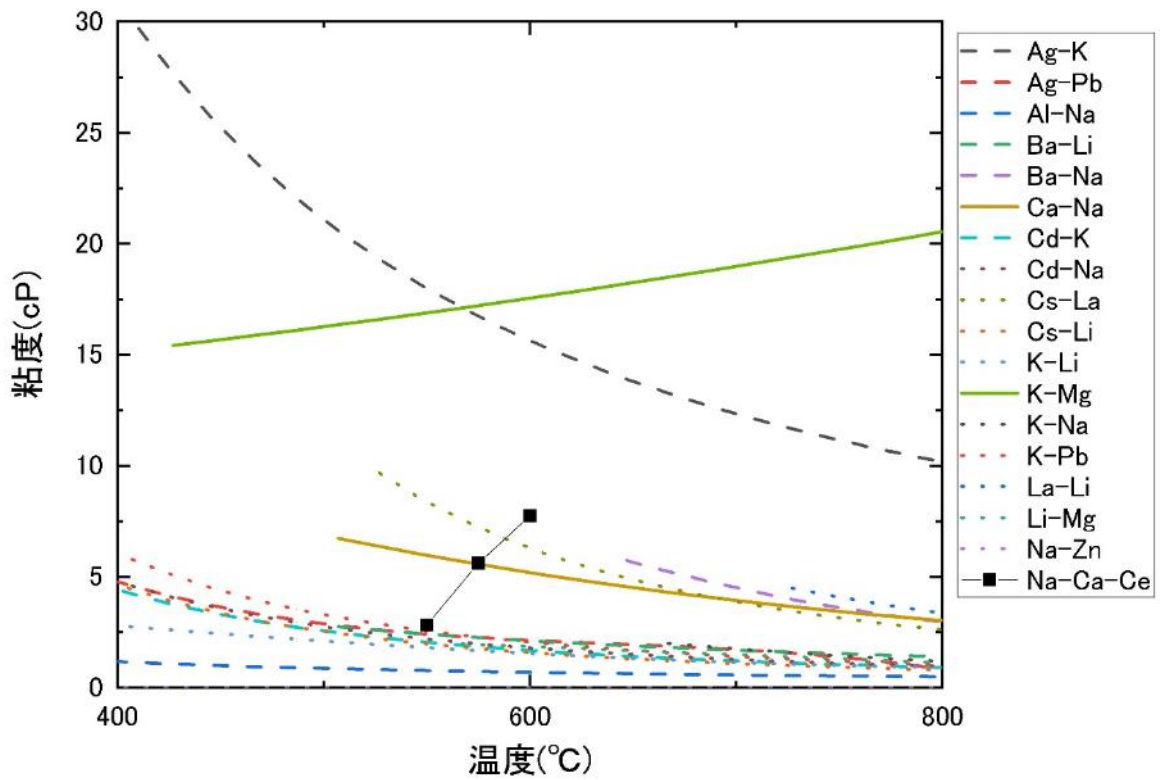


図 3.1-15 各種塩との粘度比較  
(他の塩は金属塩化物の共晶組成での値である。)

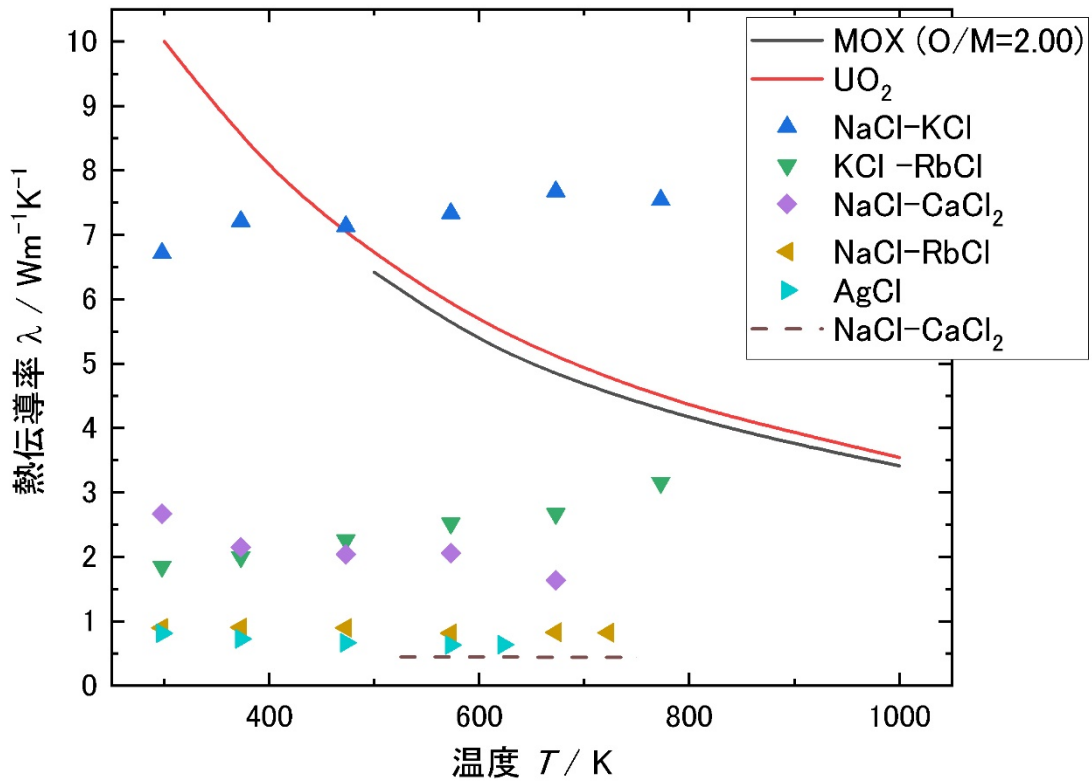


図 3.1-16 塩系模擬燃料の熱伝導率



図 3.1-17 作製した粒子分散サンプル  
(上：中実ペレット、下：中空ペレット)

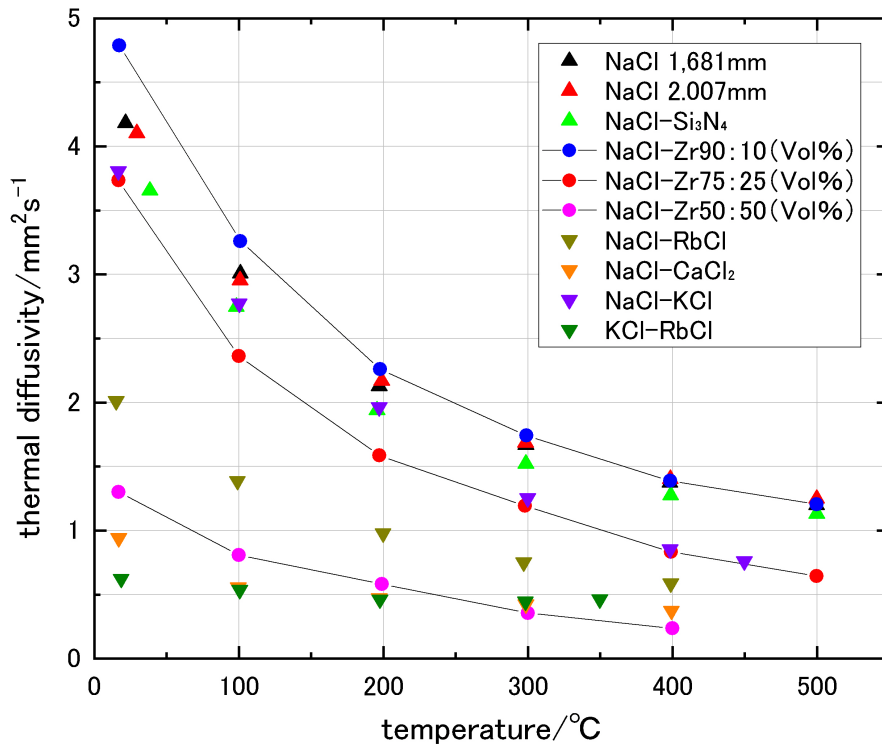


図 3.1-18 粒子分散サンプルの熱拡散率

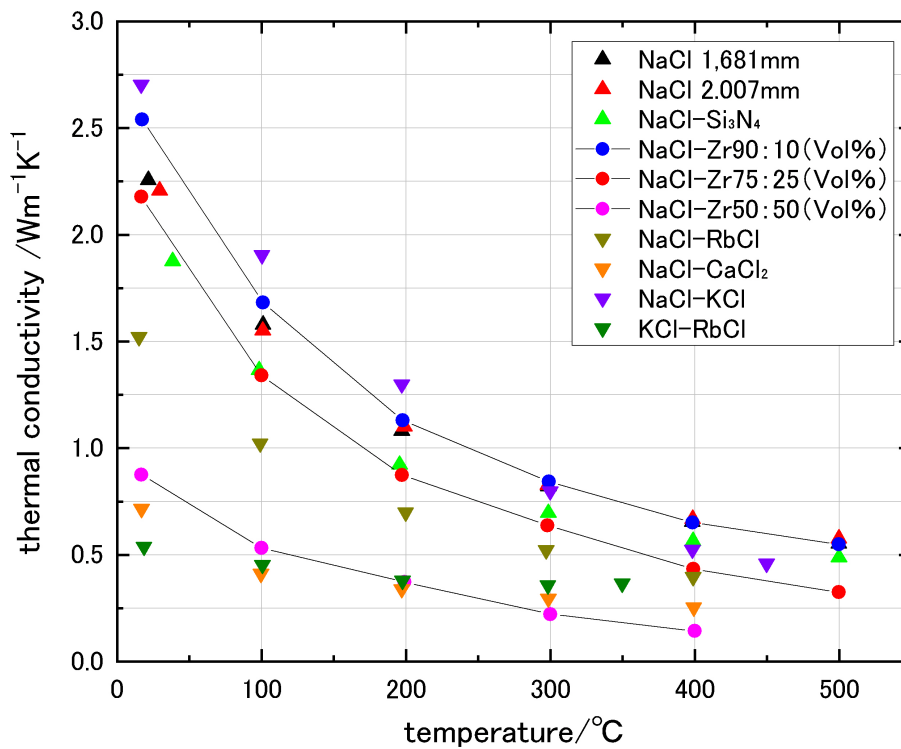


図 3.1-19 粒子分散サンプルの熱伝導率

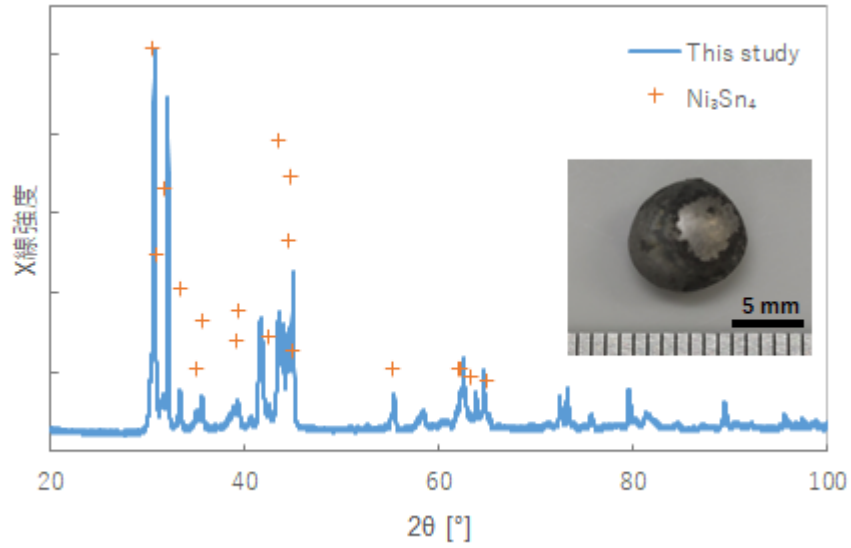
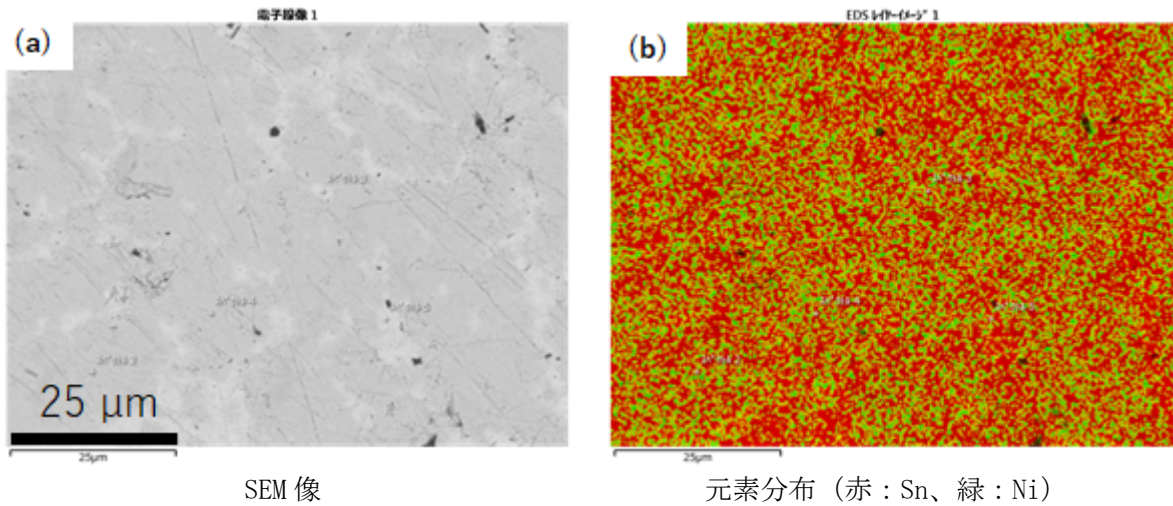


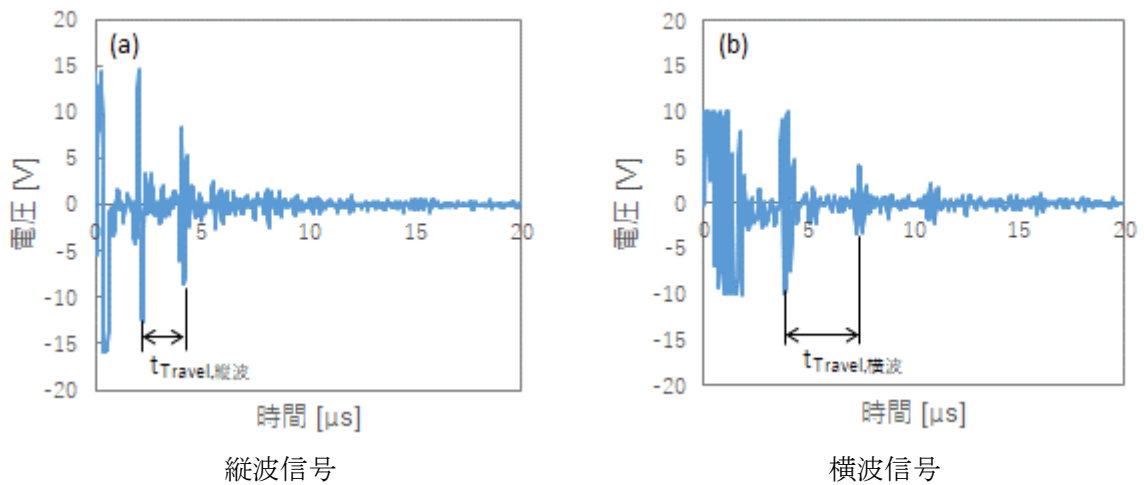
図 3.1-20 Ni-50Sn 合金の X 線回折パターン  
(図中の写真はアーク溶解法で作製した Ni-50Sn 合金試料)



SEM 像

元素分布 (赤 : Sn、緑 : Ni)

図 3.1-21 Ni-50Sn 合金の SEM 像及び元素分布



縦波信号

横波信号

図 3.1-22 Ni-50Sn 合金の縦波信号及び横波信号



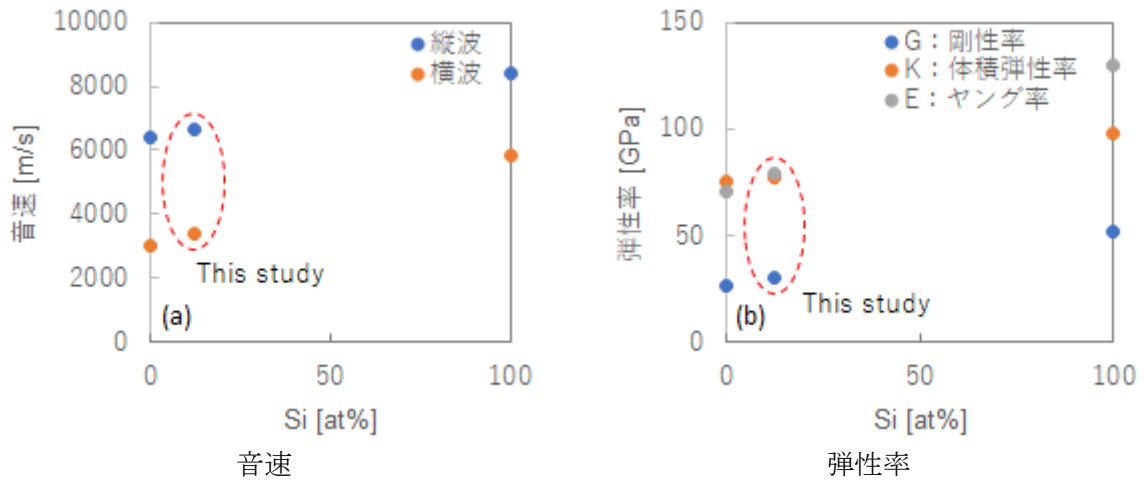


図 3.1-23 Al-12.2Si 合金の音速及び弾性率

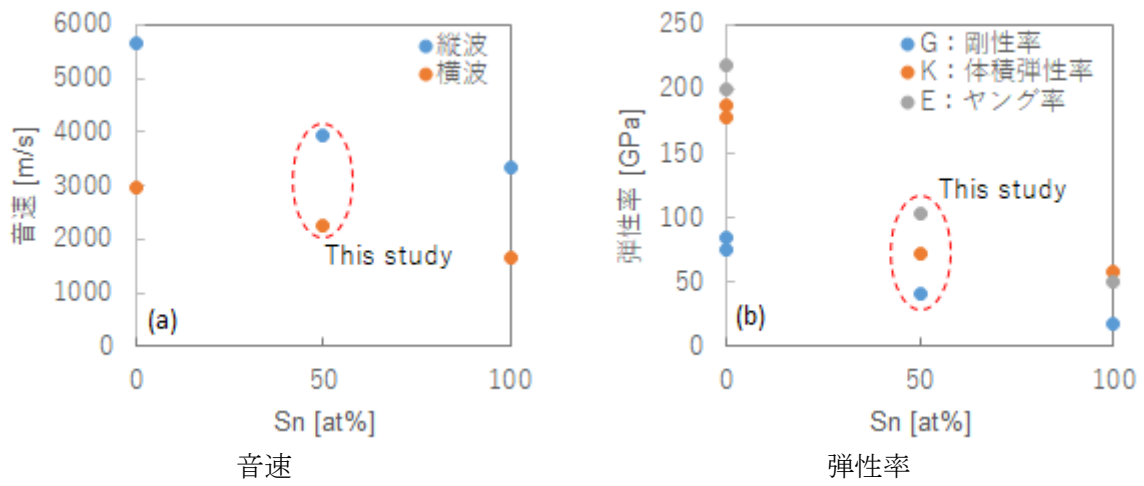


図 3.1-24 Ni-50Sn 合金の音速及び弾性率

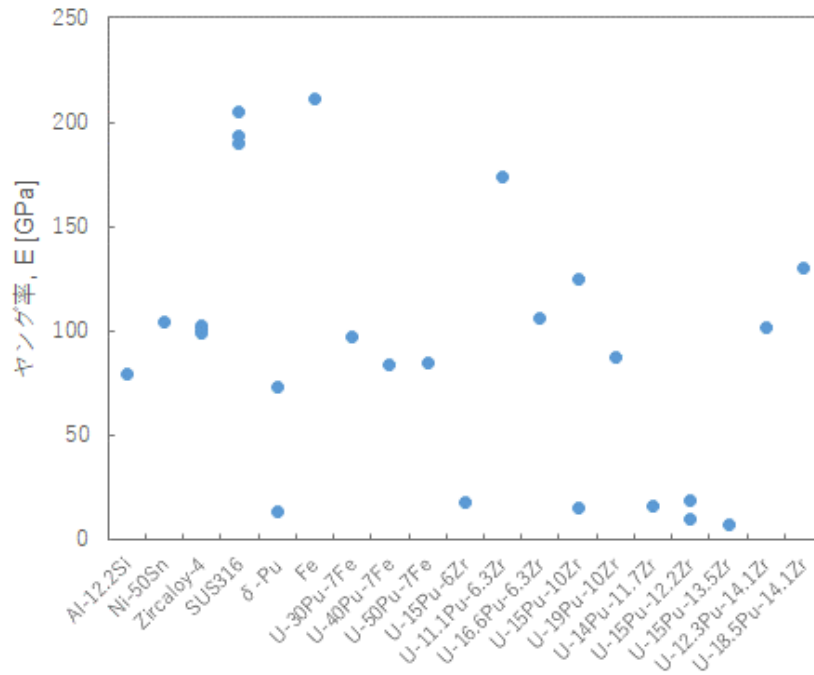


図 3.1-25 可溶栓候補材と代表的な合金系原子力材料のヤング率との比較

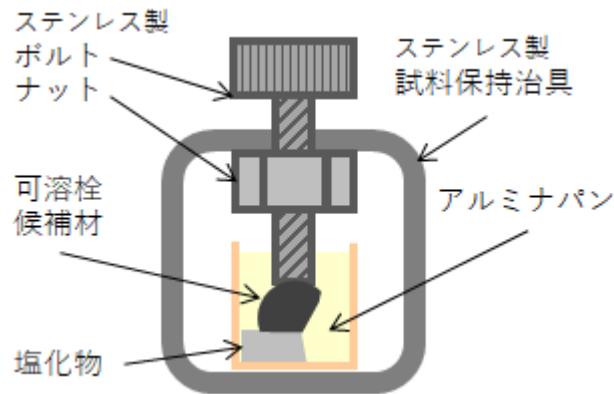


図 3.1-26 共存性試験用治具試料

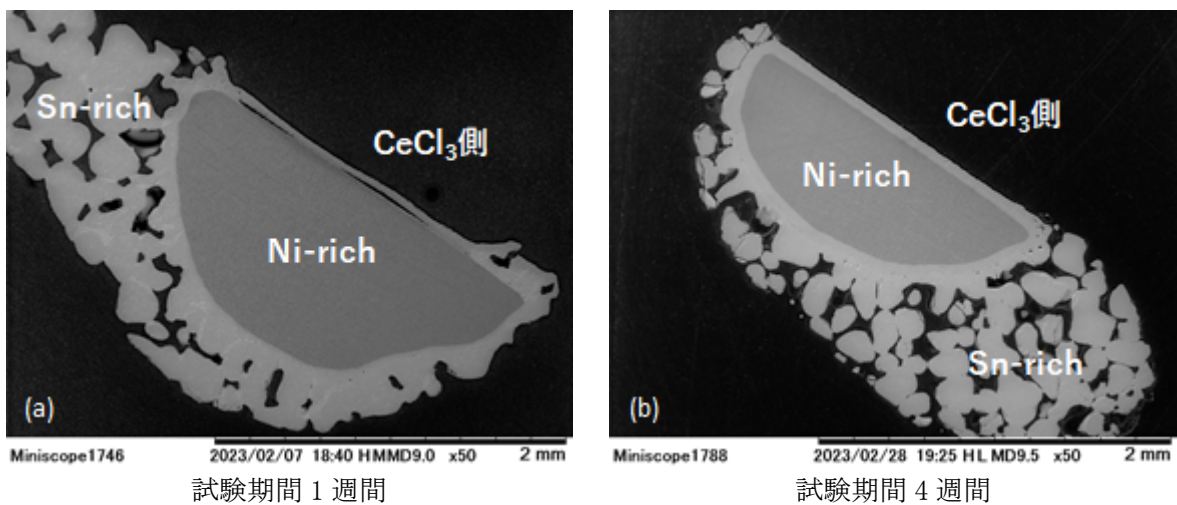


図 3.1-27 共存性試験後の Ni-50Sn 合金断面写真

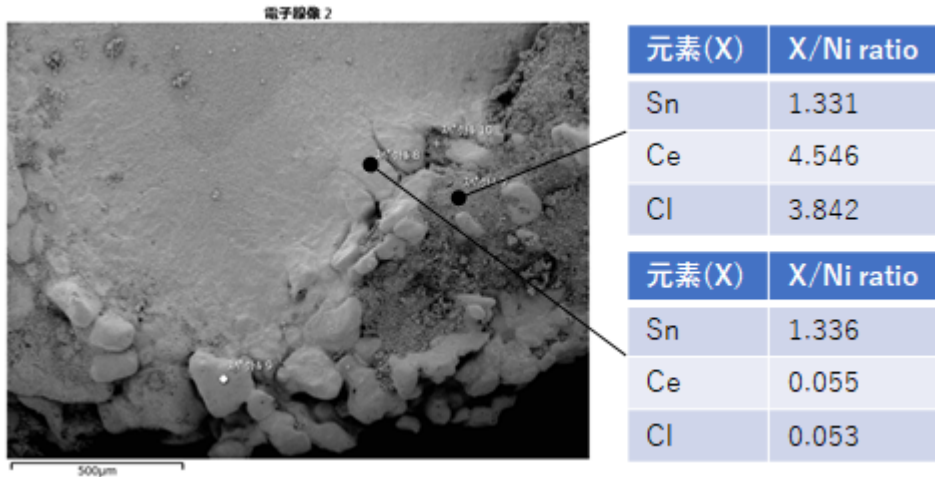


図 3.1-28 Ni-50Sn 合金の  $\text{CeCl}_3$  との接触面元素分析結果 (試験期間 1 週間)  
(左図は接触面の SEM 像、右表はそれぞれの分析箇所での Ni に対する他元素の比)

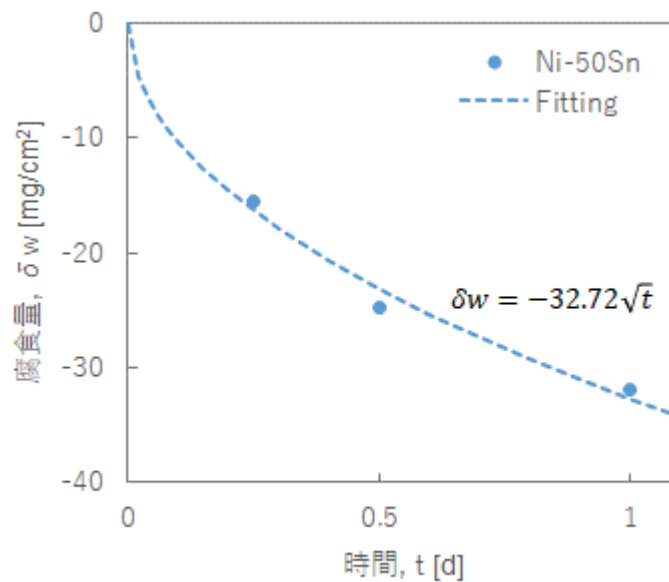


図 3.1-29 Ni-50Sn 合金の腐食量と時間の関係

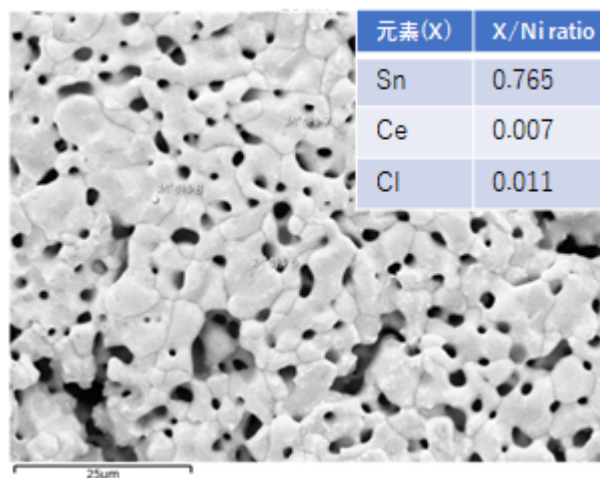


図 3.1-30 Ni-50Sn 合金試料表面の SEM 像元素分析結果 (試験期間 1 日)  
(図中の表は Ni に対する他元素の比)

## 3.2 デバイス構造開発

### 3.2.1 デバイス構造検討（再委託先：東京都市大学） 【R1-R4】

本研究で高速炉の炉心損傷事故の発生防止に関する設計対策として提案する集合体型の受動的炉停止デバイスは、炉心温度上昇時に単純な物理現象のみでピン内で液相化した燃料を当該デバイス内で移動（再配置）させるため、燃料の溶融・落下挙動を適切に行わせる必要がある。そこで、熱的条件、照射挙動、製造上の制約、等を加味して、デバイス（合金系燃料及び塩系燃料）が機能する構造を設定する必要がある。

ここでは令和元年度～令和3年度の3ヵ年で行われた研究の概要を示すとともに、令和4年度の取り組み（絞り込んだデバイス構造について、これまでに3.1.1項で得られた物性データ及び3.2.2項の結果を基にその詳細を検討・選定する。また、いくつかの構造上の課題について具体的な対策を立案する。）について報告する。なお、令和4年度の取り組みにおいては、合金系燃料は中空、塩系燃料は中実とし、両者とも可溶栓を設置する等の設備を有する構造とした。また、3.2.2項で使用する模擬合金系燃料材料の作製については、報告書の全体構成と理解しやすさを考慮して、3.1.1項(1)で報告している。

#### 【R1-R3】

これまでのSFRにおける炉心損傷事故の発生防止に関しては、表1-1のような制御棒設置型、吸収体投入型等の概念が存在する。利用する物理現象は重力落下、圧力変化等であるが、本研究では金属の溶融現象を利用する。これらの機構を比較すると、本研究で利用する現象は、その他の概念では必ず重要な機構となる機械的な要素を利用しなくても良く、「金属を溶融させ、下部へ移行させること」に特化した検討を行い、このための適切な要件を設定することで達成できる点が優れている。

「金属を溶融させ、下部へ移行させること」を検討する上で、参考になる研究の1つとして、月面用の超安全・超小型原子炉RAPID-Lにおける原子炉停止装置（Lithium Injection Module：LIM）が挙げられる<sup>[23]～[25]</sup>。LIMでは可溶栓の動作により、上部に設置してある液体金属毒物を下方の炉心領域に導くものであり、実際に核反応を利用した確認試験も実施されている。通常運転時において液体であるものを導入する点は、本研究と異なっているが、以下のLIMの設計思想は後段の本研究における構造検討に利用した。

- ・構造をシンプルにする。
- ・使用材料の種類を単純化する。
- ・比較的低温での使用のため、材料共存性は大きな問題としなくて良い。
- ・ガス圧の利用による確実性の向上を行う。
- ・製造上の簡素化を考える。

本研究チームの取り組みで、炉心に対する核熱設計及び安全設計を行うことで、核反応的条件や熱的条件等が明らかにされてきた。また、照射挙動を考慮することで、構造上の要件も生じた。デバイス燃料の要件は、定常時の挙動（溶融・移動せず、燃焼する。）、過渡時の挙動（溶融する。）、照射挙動（FPガス等の挙動を予測し、必要な設備を設ける。）、物性（比熱容量、粘性、熱伝導率、濡れ性等を挙動にフィードする。）等について時系列を加味して、確実に動作（デバイス燃料が下部に移動し、しかも再臨界を起こさない。）させる

ように決定する必要がある。これらを加味した合金系デバイス燃料塩系デバイス燃料の大きな概念図は、図 3.2-1 のようになる。これにそれぞれの燃料形態での要件を加味し、より具体的な構造案とした。

合金系デバイス燃料においては、優先順位順に以下の要件を満たす必要がある（図 3.2-2(a) 参照）。

- ・反応度変化に応じて、溶融・落下する低融点燃料材料であること

【対応】 U-Pu-Fe 系合金 (U : Pu=3 : 1) の中空燃料 (中空内壁から溶け落ちる想定)

- ・ATWS 時に動作させるための環境を実現させる補助的機能を有するピン設置

【対応】 予加熱ピン及び予加熱燃料の設置

- ・動作の確実性を高める機能の設置

【対応】 エクストルージョン (extrusion) により中空部分が閉塞した場合に下部を負圧にするために可溶栓を設置 (エクストルージョンが生じる前には中空内壁から溶け落ちることを考え、軸ブランケットより下部に設置。)。また、なるだけ閉塞が生じ難いように、十分な大きさの中空径を設定する。

塩系デバイス燃料については、優先順位順に以下の要件を満たす必要がある (図 3.2-2(b) 参照)。

- ・反応度変化に応じて、溶融・落下する低融点燃料材料であること

【対応】  $UCl_3$ - $PuCl_3$  混合塩の中実燃料 (可溶栓の動作で落下。)

- ・ATWS 時に動作させるための環境を実現させる補助的機能を有するピン設置

【対応】 予加熱ピン及び予加熱燃料の設置

- ・動作の確実性を高める機能の設置

【対応】 可溶栓の動作を確実に行わせる (中心に Zr 棒を入れて熱伝導率を良くする等の高線出力対策。)

## 【R4】

### ① デバイス燃料の詳細と構造上の課題 (合金系デバイス燃料)

3.1.1 項(1)に示したように、3.2.2 項で使用する模擬合金系燃料材料として統合試験用模擬ペレットを作製した。合金系デバイス燃料として、図 3.2-2(a)に示すように中空燃料を設定した。核熱・安全設計から燃料の外径肉厚は、外径 8.5 mm、肉厚 0.5 mm 程度である必要があり、通常の金属燃料の製造方法<sup>[26]</sup>から複数個のペレットを重ねることをせず、300 mm 程度の一体型として製造する方が望ましいと考えられる。3.1.1 項(1)で触れたように、このような合金燃料は機械強度が低く、中実インゴットを穿孔することで中空燃料を得ることは量産を考えた場合実現が困難であると考えられる。3.1.1 項(1)では、統合試験に供する模擬合金燃料の作製の際には、強度を補強する治具を用いて対処したが、これと同様の方法で対処が可能であると考えられる。しかしながら、中空の合金燃料の作製実績はこれまでに国内では例が少ないため、米国 INL 等でも検討されている押出成形法<sup>[27]</sup>による製造などを参照し、実際の製造時の課題点を洗い出すことが必要である。

次に、燃料ピン製造について検討する。主な構造は踏襲できる部分は従来の高速炉燃料 (例えば、「もんじゅ」燃料<sup>[28]</sup>) の構造を流用することを考える。加工方法等を具体的

にした燃料の構造を図 3.2-3 に示す。基本的な材質は、PNC-FMS 鋼を選択した<sup>[29]</sup>。上下の端栓スプリングの使い方は、これまでの高速炉燃料と同様にして、端栓と管材の間は TIG 溶接を行う。デバイス燃料の上部にはスプリングとスペーサを、下部には「止めリング」を配置するが、管材との接合方法は管材外周からの「かしめ」加工<sup>[30]</sup>により行う。下部は、2 つの部位で構成され、可溶栓ユニットと予加熱燃料部分となる。予加熱燃料部位には、予加熱燃料とその上部の熱遮蔽（デバイス燃料落下時に過熱状態になることを防ぐ。）のためのハフニアを配置し、中間端栓との間に固定のためのスプリングを設置する。可溶栓ユニットは管材に Al-Si 合金の可溶栓が設置された状態になっている。この可溶栓はデバイス燃料上部でエクストルージョンを生じた際に、可溶栓の動作でエクストルージョンの上部と下部の圧力差を生じさせ、落下を促すもので、製造時に可溶栓の下部の気圧を低く設定することを想定している。そのため、可溶栓部では気密を保つ必要がある。しかし、PNC-FMS 鋼と Al-Si 合金の溶接性は悪く、十分な気密が保てない惧れがある。この課題に対して、図 3.2-4 に示す製造方法による対策を提案する。Al-Si 合金可溶栓の被覆管材 PNC-FMS 鋼と接する部分は Al とする。Fe と Al の溶接は可能であるため<sup>[31]</sup>、Al-Si と Al の傾斜材料の一種として作製は可能であると思われる。図にあるように、この可溶栓を管材内部で回転させながら、管材に「しぼり」を入れていくことで、管材の径が小さくなることで可溶栓の Al 部分が管材に接触し、摩擦熱を生むことで接合を行う（摩擦圧接加工法と言う。）。上部部分、可溶栓ユニット予加熱燃料部分は TIG 溶接により、接合する。

肉厚の薄い中空の合金系デバイス燃料の製造や被覆管材に対する可溶栓の接合方法に関しては、文献ベースの事柄であり、今後実際に製造試験を行っていき、方法の変更も含めた最適化を行っていくことが必要であると考えられる。

## ② デバイス燃料の詳細と構造上の課題（塩系デバイス燃料）

本研究において、塩系デバイス燃料として塩化物を使用し、図 3.2-2(b)に示すように中実燃料を設定し、可溶栓には Ni-Sn 合金を使用する設定である。加工方法等を具体的に示した燃料の構造を図 3.2-5 に示す。これも既存燃料の技術を中心に製造することを前提としており、ここでは合金系デバイス燃料と異なる部分を中心に説明する。可溶栓と管材の溶接であるが、溶接性は不明であるため、合金系デバイス燃料の場合と同様に、傾斜材料で可溶栓を作製し、摩擦圧接加工法にて接合することも視野に入れる。可溶栓の検討では塩化物燃料と Ni-Sn 合金の共存性が良くないことが分かったため、これらの間に塩化物に耐える（機械的強度等を期待しない。）スペーサを設置する。スペーサは可溶栓より 10 °C 程度融点が低いものを選択することとする。予加熱ピンは「止めリング」をかしめ加工により固定したスプリングによって保持する。

可溶栓の溶接性についてはその可否を確認する必要があり、スペーサ材質に関しては別途物性を加味した検討により選択する必要もある。塩系デバイス燃料の物性検討において、熱伝導率の改善のために金属 Zr を添加したが、あまり効果が得られていないところを考慮すると、燃料ピン径等の燃料仕様全体の最適化が必要である。

### 3.2.2 デバイス試験（再委託先：原子力機構） 【R1-R4】

#### 【R1-R3】

令和元年度は、デバイス燃料の液化移動特性の評価に資するための基礎挙動試験装置を設計した。基礎挙動試験装置は、デバイス燃料のみの液相移動挙動のみの予測評価に資する試験装置であり、デバイス燃料の液相移動を可視化し、特に液相移動に及ぼす粘性の影響を評価するための基礎挙動試験体系及び装置構造を考案した。試験体系については、デバイス燃料の模擬燃料として模擬液体燃料（水、シリコンオイル、ポリエチレン粒子を含むシリコンオイル）及び模擬固体燃料（低融点金属）を用いることとし、ガラス管内でこれらの模擬燃料を透明ガラスヒーター等で加熱・溶融し、模擬燃料の液相移動の経時変化を高速度カメラで撮影してその挙動を把握する設計とした。この基礎挙動試験装置は、模擬燃料を装荷したガラス管や加熱装置を実験用スタンド等により固定し、液相移動挙動を捉えることが可能な位置に高速度カメラを配置する設計とした。また、本研究により選定されたデバイス構造全体の成立性を評価するための統合試験装置を設計した。統合試験は、燃料そのものの形状等を考慮した構造での液相移動挙動を把握するための試験装置であり、その試験体系及び装置構造は基礎挙動試験装置と同様であるが、主に模擬被覆管に SUS 管を用いる試験を考慮し、サーモグラフィーでの温度測定が可能な設計とした。

令和 2 年度は、令和元年度の設計の通りに基礎挙動試験装置を整備した。整備した基礎挙動試験装置を用いて、模擬液体燃料（水、シリコンオイル、ポリエチレン粒子を含むシリコンオイル）の液相移動挙動に関する可視化試験を行い、粘性増加に伴い液相移動時間が増加することを実験的に示した。さらに、層流状態を維持したまま微小円盤が配管摩擦の影響を受けて落下する液相移動モデルのモデル式から算出した液相移動時間が実験値と一致することを確認した。この実験的かつ理論的な評価結果から、デバイス燃料に選定過程においては可能な限り粘性の低い材料を選定することが重要であるという知見を取得することができた。

令和 3 年度は、令和 2 年度に引き続き、基礎挙動試験装置を用いて模擬液体燃料の液相移動挙動に関する可視化試験を行い、固液混合割合（シリコンオイル中のポリエチレン粒子の含有量）や液体の粘性（シリコンオイルの種類）を変えた場合の液相移動時間データを拡充した。令和 2 年度の結果と同様、粘性増加に伴い液相移動時間が増加することを実験的かつ理論的に示した。また、模擬固体燃料（低融点合金）の中実及び中空の試料を用いて、溶融及び液相移動挙動に関する可視化試験を行った。中実試料については、模擬液体燃料と同様、溶融後に上述の液相モデルに則った移動（落下）が行われることを確認した。中空試料については、昇温速度が遅い透明ガラスヒーターを用いたことにより、試験終了時に燃料体の軸方向下部（中心部よりも低温度の領域）では試験終了時に燃料閉塞が生じた様子が捉えられたものの、燃料体上部の溶融開始直後には最初に観察された 1 滴目の液滴は、中実試料の内壁面を伝って落下したと考えられ、当初のデバイス構造設計における落下の想定挙動と合致する結果が示された。さらに、令和元年度の設計の通りにサーモグラフィーでの温度測定が可能な統合試験装置を整備し、デバイス構造の試作材（模擬燃料被覆管：ガラス管及び SUS 管）を作製して統合試験を行った。SUS 管を用いた試験では、赤外線サーモグラフィー観察により、燃料体の下部空間の底部での溶融燃料に伴う温度上昇を捉えることができ、ガラス管を用いた同様の試験との比較を通して、SUS 管内で液相移動挙動を間接的に評価すること

が可能な見通しを得た。ガラス管を用いた Sn 中実試料の試験では、加熱装置として昇温速度が高い高周波加熱装置を使用した。肉厚 0.5 mm の Sn 中実試料に対する高周波加熱手法の適正化に至らなかったため、中空燃料中心部に鉄棒を入れて、鉄棒の加熱に伴う間接的な Sn 中実試料の加熱を行った。その結果、当初のデバイス構造設計における想定挙動の通り、Sn 中実試料は上部から熔融し、液相が中実試料内壁面を伝って下部方向へ移動して、下部空間部に落下する様子を捉えることができた。一方で、肉厚 0.5 mm の中空試料に対する加熱手法（高周波加熱装置の銅コイルの巻き数等の適正化）や寸法精度が高く欠陥の少ない中空試料の作製方法等を適正化し、燃料体のみを加熱することが可能な条件を見出す必要があることを課題として抽出した。

#### 【R4】

令和 4 年度は、検討されたデバイス構造のデバイス構造模擬体を作製し、デバイス構造全体の成立性を評価するための統合試験を実施した。以下に複数の試験条件で行った統合試験の結果を示す。

##### ① ガラス管製模擬燃料被覆管の統合試験

###### 1) 試験の目的

デバイス燃料の形状等を考慮した構造での液相移動挙動を把握し、その成立性を評価すること（検討しているデバイス構造内で燃料が上部から熔融し、下部へ移動して、下部空間部に落下する様子が捉えられること）を目的として、3.2.1 項で検討されたデバイス構造を基に、デバイス構造模擬体を作製し、その熔融・液相移動に対する統合試験を行った。本試験では、ガラス管製の模擬燃料被覆管で構成されたデバイス構造模擬体を作製し、高速度カメラ及び赤外線サーモグラフィを用いた動画撮影からそれぞれの液相移動挙動の評価を行った。

###### 2) 試験方法

はじめに、3.2.1 項で検討したデバイス構造案を基本とし、統合試験で用いるデバイス構造模擬体の構造を検討した。検討結果を反映した構造イメージは図 3.2-6 に示す通りであり、デバイス構造模擬体は、可溶栓下部の構造が機能性確認の対象ではないことから、可溶栓上部の構造（上部端栓、スプリング、スペーサ、デバイス燃料、燃料支持構造、可溶栓）を模擬することとした。なお、本試験では、デバイス燃料が U-Pu 合金系の中空燃料の場合、燃料部下部へ液相移動した段階で炉心出力低下に至る想定であり、可溶栓はさらなる下部への液相移動をアシストする補助的な役割であるため、本試験では可溶栓の熔融を行わない設定とした。

図 3.2-6 の構造をベースに、デバイス構造模擬体を作製した。模擬体の写真を図 3.2-7 に示す。燃料被覆管には内径 8.5 mm ガラス管を使用し、スプリングは模擬燃料の加熱に影響を与えないように高周波加熱が行われ難い材質である Mo 製ワイヤー（直径 1 mm）を用いた。スペーサについても高周波加熱が行われ難い材質（模擬燃料の加熱に影響を与えない材質）としてガラス管（外径 8.0 mm）を用いた。デバイス燃料の模擬燃料は、東京都市大学から提供された外径 8.0 mm、内径 7.0 mm、肉厚 0.5 mm、高さ約 4.5 mm の Sn-



Bi（重量比 Sn : Bi = 93 : 7）を 9 段積み重ね、40 mm 長さとした（検討しているデバイス構造の軸方向 1/10 サイズ）。この模擬試料は、Sn-Bi の溶融後の固化物を補強治具にはめた状態でドリル加工を行ったものであり、以前よりも欠陥等が少ない試料作製に成功した。また、高周波加熱の銅コイルの巻き数（電流密度の増加）を増加させて、事前に高周波加熱が可能であることを確認した。なお、確認試験として磁性体である Fe の粉末を Sn-Bi 合金に均一分布させ、高周波加熱装置による加熱を行い、加熱性能が向上することが確認されたが、溶融時に Fe が不均一化（表面に偏在）することから、Fe 粉末の添加は行わないこととした。燃料支持構造は、半割れのテフロンシートを可溶栓部と模擬燃料下部に接触するように配置して、模擬燃料を支持する構造とした。可溶栓と上部端栓は、本試験では機能性確認の対象ではないため、上記の部位の固定機能のみを有することとし、ゴム栓を用いた。本試験では、可溶栓と上部端栓に相当するゴム栓には穴を空け、コック（弁）を取り付けたシリコンチューブをゴム栓部に取り付けて、模擬燃料の加熱時の空気酸化の影響を防止するための Ar ガス封入を行った。このデバイス構造模擬体に対してデバイス燃料部への高周波加熱（直接加熱）を行い、溶融・液相移動の様子を高速度カメラ及び赤外線サーモグラフィで撮影した。

さらに、模擬燃料の長さを変えた場合の同様の試験を行った。本試験では模擬燃料に Sn を用い、Sn を一度溶融させて円盤状に成型して徐冷した後、卓上ロールプレス装置を用いて 0.5 mm 厚の板を作製し、板を巻いて外径 8.0 mm の円筒形状（中空形状）とした。この模擬体の写真を図 3.2-8 に示す。この試料についても、事前に高周波加熱が可能であることを確認し、欠陥等が少ない試料作製に成功した。模擬燃料の軸方向長さは、中空形状の Sn を 3 段積み重ね、60 mm とした（検討しているデバイス構造の軸方向 1/7 サイズ）。上記同様、この模擬体に対して高周波加熱試験を行い、溶融・液相移動の様子を観察した。

### 3) 実験結果及び考察

Sn-Bi 模擬燃料（長さ 40 mm）のデバイス構造模擬体に対する高周波加熱試験を行った場合の溶融及び液相移動の様子を図 3.2-9 に示す。ここで、液相が燃料下部から落下を開始した時点を 0 s としている。青点線は試験開始前の燃料の上端及び下端を、黒点線はスプリングの下端を示している。マイナスの時間は、溶融中及び中空内で液相移動が行われた時間を示しており、-4.32 s の時点で燃料上部が溶融し始めたことを確認した。そのため、4.32 s 間で管内を液相が上部から下部へ移動することが示された。0 s から 0.36 s までは液相が燃料下部から可溶栓方向に落下・到達する領域であり、自由落下により落下することを確認した。一方、0 s から落下した液滴は大きく燃料が管内径とほぼ同じ大きさであるため、-4.32 s から 0 s までの中空内の液相移動においては、「燃料が上部から溶融し、下部へ移動して、下部空間部に落下する様子」を捉えたものの、上部の燃料が閉塞せずに中空の内壁面を伝って移動したとは考えにくく、中空内で液相状態で閉塞した可能性が高いと考えられる。これは、Sn-Bi 模擬燃料は外径 8.0 mm で長さ 5 mm のものを積み上げたものであり、内径 8.5 mm ガラス管の中でペレット同士が径方向にずれたことにより、内壁面に凹凸が生じ、燃料の移動が阻害された可能性が考えられる。

しかし、-2.25 s 時点で上部のスプリングが下方に伸びていることから、0 s 以降の液相落下は、スプリング及びスペーサが燃料上部を押し出したことによるものと考えられ、燃料の上部のスプリングは、液相移動を促進させる役割を持つと考えられる。なお、0.36 s 後のサーモグラフィーの写真を図 3.2-9 中に示しているが、初期の燃料上端位置の温度は 157.4 °C を示した。これは加熱対象ではないガラス管表面の温度を測定しており、かつ 0.36 s 時点では燃料は矢印の位置にないため、直接的に燃料の温度を示したものではないが、燃料下端までのガラス管表面温度は 157.4 °C と同程度もしくは低い温度で推移しており、燃料の温度分布が軸方向下部へ低下する場合において、燃料は中空内で完全固化することなく、上部の燃料が下部へ移動することが示された。また、0.36 s 時点では、サーモグラフィー画像の下部において、熱源が発生したことを示しており、液相が落下したことをサーモグラフィー画像からも捉えることができることを確認し、SUS 製のデバイス構造模擬体を用いた試験において、液相が落下したことを捉えることが可能な見通しを得た。

次に、Sn 模擬燃料（長さ 60 mm）のデバイス構造模擬体に対する高周波加熱試験を行った場合の熔融及び液相移動の様子を図 3.2-10 に示す。本試験では、燃料上端部の明確な熔融が観察されなかったため、熔融開始のタイミングを捉えることができなかったが、液相が落下した時点をも 0 s として、0.024 s 後には液相が可溶栓部へ到達した。上記の Sn-Bi 模擬燃料の軸方向 1/10 サイズの場合であっても、本結果の 1/7 燃料サイズの場合であっても、上部の燃料が熔融し、下部へ移動する様子を捉えることができた。本結果において、自由落下を考えた場合、燃料下端位置の液相の初速を 0 m/s とすると、燃料下端から可溶栓部までの約 30 mm を到達する時間は、約 0.08 s である。燃料上端位置の液相の初速を 0 m/s とした場合、燃料下端から可溶栓部までの約 30 mm を到達する時間は 0.024 s となることから、本試験の結果と一致する。この液相は燃料上部が熔融し、自由落下に相当する速度で燃料上部から可溶栓部まで落下したのと考えられる。したがって、この挙動は当初のデバイス構造の想定挙動の通りの結果であり、燃料上部で液滴が形成され、その液滴が落下する場合は自由落下に相当する速度で内壁面を伝い、落下すると考える。一方で、上記の Sn-Bi 模擬燃料（長さ 40 mm）を用いた試験において推定されるように燃料閉塞を伴う場合は、燃料内面の凹凸による移動の阻害等の影響を含めて、燃料上部から溶け始め下部方向に次第に液相が拡大して大きな液滴となる状態になった場合に生じると考えられる。想定しているデバイス燃料は核分裂による内部発熱が起こり、昇温速度は 100 °C/s 程度であることから、本実験（数 10 °C/s 以下）と比べて熔融速度が速く、燃料閉塞の影響は少ないと考えられるが、より実機に近い条件で試験を行う場合は、熔融・液化の速さを評価する実験的かつ理論的に評価する必要がある。

これらの結果から、ガラス管製のデバイス構造模擬体において、熔融した液相が中空内の上部から下部へ移動する様子を捉えることができた。燃料上部で即座に液滴が形成される場合は、自由落下に相当する速度で中空内部及び燃料下部の可溶栓までの領域を移動すると考えられ、当初のデバイス構造の想定挙動の通りに液相が落下する結果が示され、提案するデバイス構造が成立性を有することが確認できた。一方で、燃料上部から溶け始め、下部方向に次第に液相が拡大して大きな液滴となる状態になった場合は、

完全固化に至らない液相状態での燃料閉塞の可能性がある。これは、デバイス燃料の製造を行う段階における課題として挙げられ、燃料の寸法クリアランスの精度を担保しつつ、中空内面に凹凸が生じないように留意する必要がある。しかしながら、燃料上部のスプリングの効果により燃料が押し出され、燃料移動がアシストされることが分かり、実際のデバイス燃料ピンの設計においては、スプリングの仕様（押し付け圧力等）についても検討していく必要がある。

## ② SUS 管製模擬燃料被覆管の統合試験

### 1) 試験の目的

より実機に近い条件のデバイス構造での液相移動挙動を把握し、その成立性を評価することを目的として、SUS 管製のデバイス構造模擬体を作製し、その熔融・液相移動に対する統合試験を行った。

### 2) 試験方法

はじめに、①と同様、デバイス構造イメージは図 3.2-6 に示す通りであり、可溶栓上部の構造として設定した。図 3.2-6 の構造をベースに、デバイス構造模擬体を作製した。模擬体の写真を図 3.2-11 に示す。スプリング、スペーサ、上部端栓、可溶栓の仕様は、①のガラス管製デバイス構造模擬体の試験と同様とした。被覆管には、SUS304 製の内径 8.0 mm の管を用いた。デバイス燃料の模擬燃料は、卓上ロールプレス装置を用いて 0.5 mm の板状に成形し、これを巻いた外径 8.0 mm の Sn の中空試料を用いた。長さは 50 mm とした。この SUS 管製デバイス構造模擬体に対してデバイス燃料部への高周波加熱を行い、赤外線サーモグラフィによる撮影から、熔融・液相移動挙動を評価した。

### 3) 実験結果及び考察

Sn 模擬燃料（長さ 50 mm）のデバイス構造模擬体（SUS 管を使用）に対する高周波加熱試験を行った場合の液相移動直後のサーモグラフィ画像を図 3.2-12 に示す。また、試験終了後に、SUS 管内の熔融燃料やスペーサ等を取り外した写真を図 3.2-13 に示す。図 3.2-12 のサーモグラフィ画像から、可溶栓部付近に温度上昇部を検知した。これは、燃料が熔融し、可溶栓部まで液相が到達したことを意味している。この時、初期燃料上端位置の温度は 210.1 °C を示したが、これは SUS 管表面の温度であり、Sn 模擬燃料そのものの温度ではない。しかしながら、この温度は、事前に熱電対を用いて測定した Sn 模擬燃料の高周波加熱時の温度と、サーモグラフィが検知する SUS 管表面の温度を比較し、サーモグラフィが検知する温度が Sn 模擬燃料の温度になるように SUS 管から放出される赤外線の放射率を補正した場合の温度であり、Sn の燃料上端位置の温度は 210.1 °C と同程度の温度で、融点（約 230 °C）付近まで上昇したことが示唆される。図 3.2-13 の試験後の SUS 管内の部材を確認した結果、試験前後で Sn 模擬燃料の下端部の位置は変わることなく、燃料長さが 50 mm から約 30 mm に短くなっており、コイル中心部付近（燃料上部）が熔融したことを確認した。また、Sn 模擬燃料の下端部の断面写真から、熔融・固化物が中実試料の内壁面に沿って形成されていることを確認した。さらに、

可溶栓部に溶融・固化物が確認された。以上のことから、SUS製のデバイス構造模擬体についても、適切に中空内部で上部から下部へ燃料移動が行われたことが推察される。なお、本試験では、Sn 模擬燃料以外に SUS 管そのものも高周波加熱されたことや SUS 管径をガラス管のものと同じの仕様にできなかったため、ガラス管と全く同じ条件での試験が行えず、溶融開始や燃料下端からの液相移動開始等のタイミングを推測することができなかったが、燃料が溶融し、可溶栓部まで液相が到達したことを間接的に赤外線サーモグラフィーによる撮影から捉えることに成功した。

以上のことから、SUS 管製のデバイス構造模擬体において、赤外線サーモグラフィーを用いて液相が可溶栓へ到達する様子を捉えることができた。試験後の SUS 管内の部材の観察結果から、ガラス管製デバイス構造模擬体と同じように、「燃料が上部から溶融し、下部へ移動して、下部空間部に落下する」ことが間接的に示され、SUS を管として用いた場合でも、液相移動が適切に行われることが確認でき、提案するデバイス構造が成立性を有することが確認できた。今後、さらに実機に近い条件で試験を行う場合は、サーモグラフィーによるデバイス構造体の外側の温度評価に加え、X 線 CT 装置等を活用して非破壊で内部の液相移動挙動を可視化し、評価することが有効である。

## 参考文献

- [23] 神戸満ら、日本原子力研究所研究報告書、JAERI-Tech, 2003-016 (2003).
- [24] M. Kambe et al, Proceedings of Space Nuclear Conference 2007, Boston, Massachusetts, June 24-28, (2007) Paper 2012.
- [25] M. Kambe, Journal of Nuclear Science and Technology, 42 (2005) 525.
- [26] 中村勤也ら、「高速実験炉「常陽」照射試験用金属燃料要素の製造」、日本原子力学会和文論文誌、Vol. 10, No.4 (2011) 245.
- [27] <https://inl.gov/article/new-nuclear-fuel-fabrication-technique-for-eased-extrusion/>
- [28] 前田誠一郎ら、「多様な原子燃料の概念と基礎設計 講座第 3 回高速炉燃料(MOX 燃料)」、日本原子力学会和文誌、Vol. 63, No. 6 (2021) 485.
- [29] 鹿倉栄ら、「高速炉炉心材料としての高強度フェライト/マルテンサイト鋼の開発」、日本原子力学会和文誌、vol. 33, No. 12 (1991) 1157.
- [30] 河野史明ら、「下部ガスプレナム型燃料ピンのペレット支持構造の検討：長尺被覆管かしめ加工装置の試作試験」、日本原子力学会 2011 年秋の大会予稿集、F39、(2011) .
- [31] K. Okuda et al, “Recrystallization Behavior of IF Steel at the Interface of Al Junction”, Tetsu-to-Hagané Vol. 107 (2021), No. 5, pp. 345.

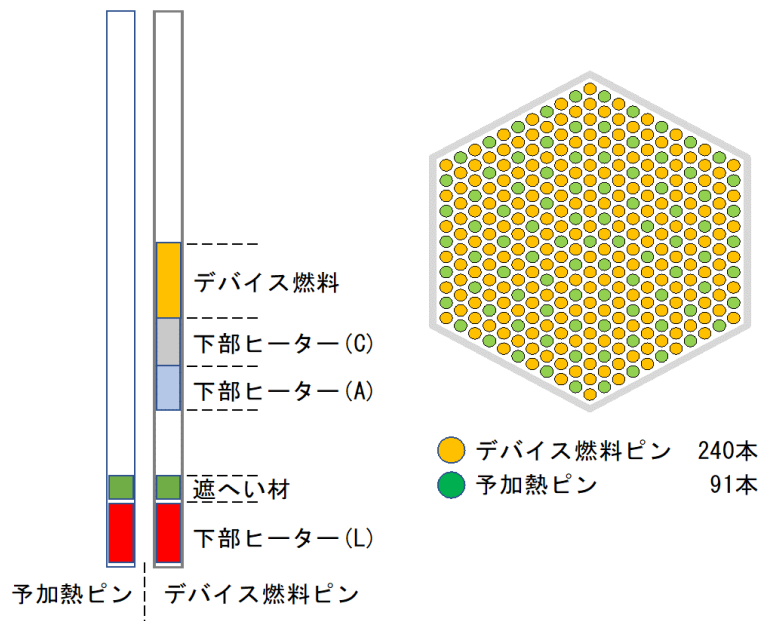


図 3.2-1 合金系及び塩系燃料デバイス概略（令和2年度ベース）

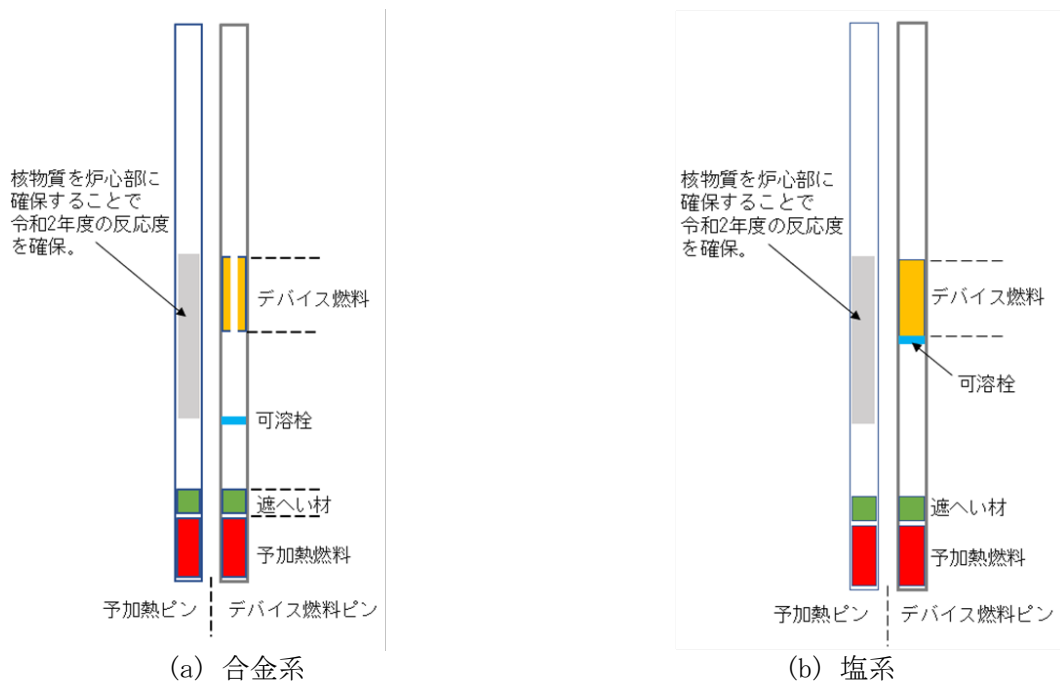


図 3.2-2 デバイスピンの構造案

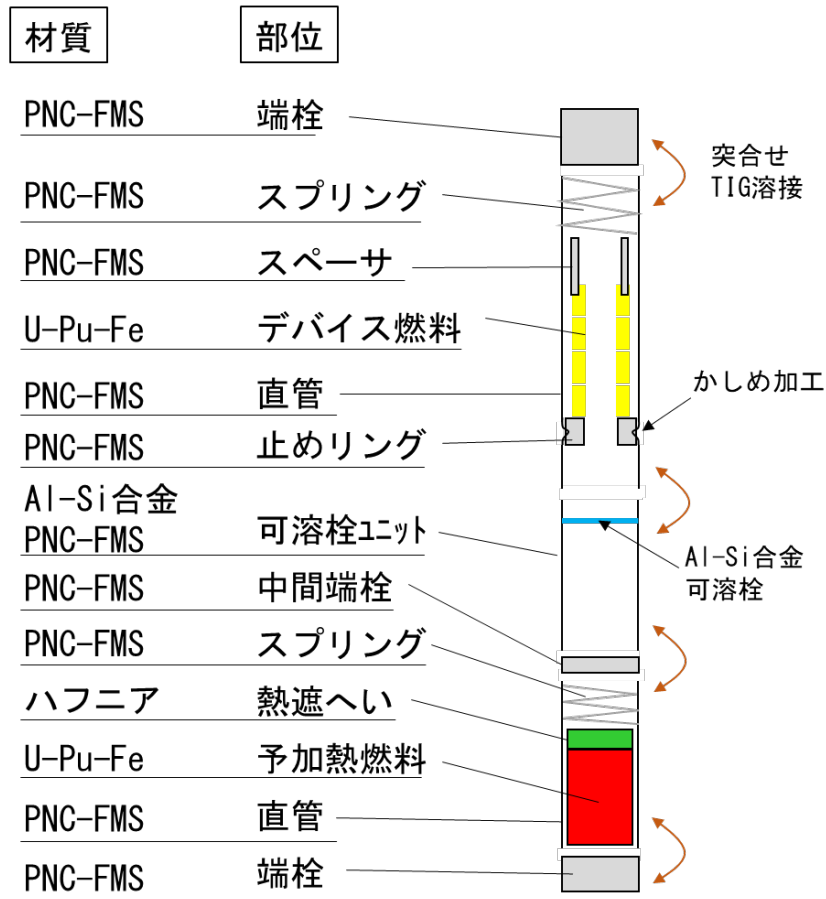


図 3.2-3 加工方法を考慮した合金系デバイス燃料ピンの構造詳細

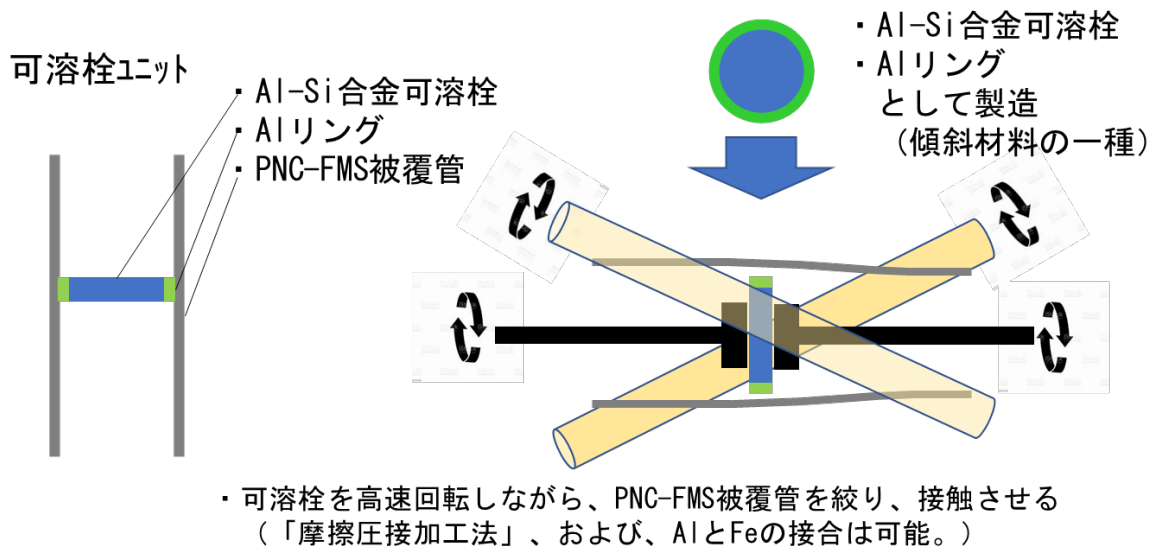


図 3.2-4 合金系デバイス燃料ピンの可溶栓設置方法の提案

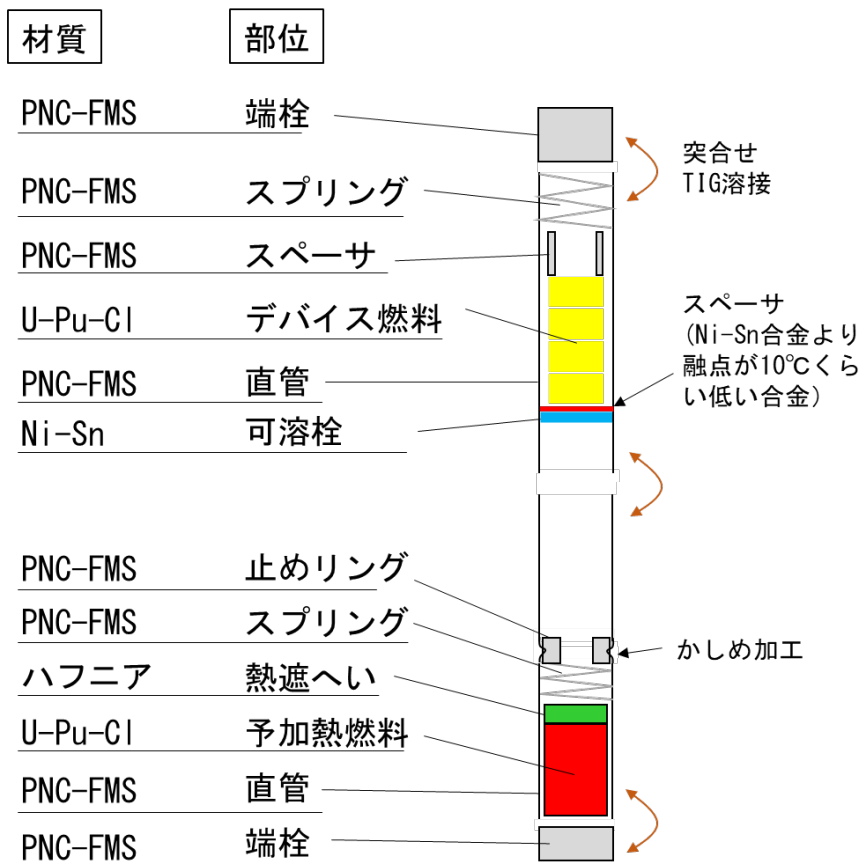


図 3.2-5 加工方法を考慮した塩系デバイス燃料ピンの構造詳細

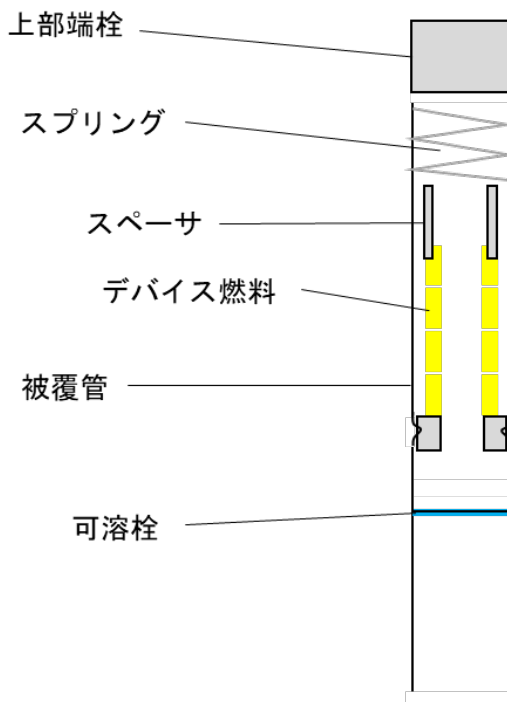


図 3.2-6 デバイス構造イメージ (可溶栓上部の構造)

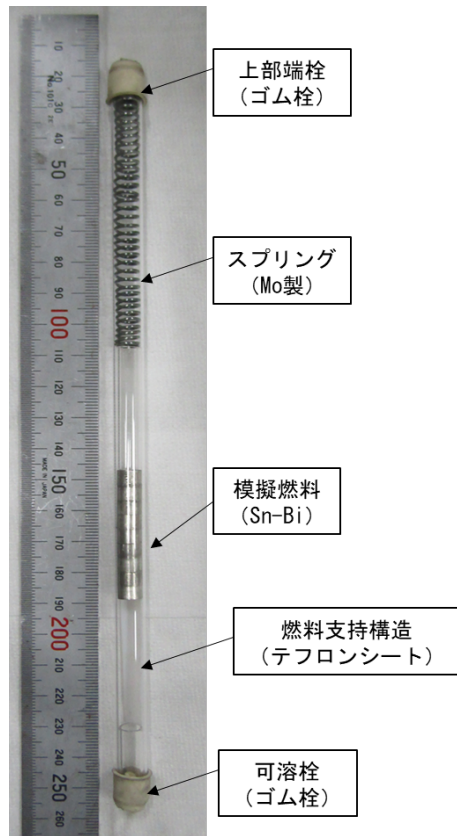


図 3.2-7 ガラス管製模擬体 (40 mm 長さの模擬燃料 Sn-Bi の場合)

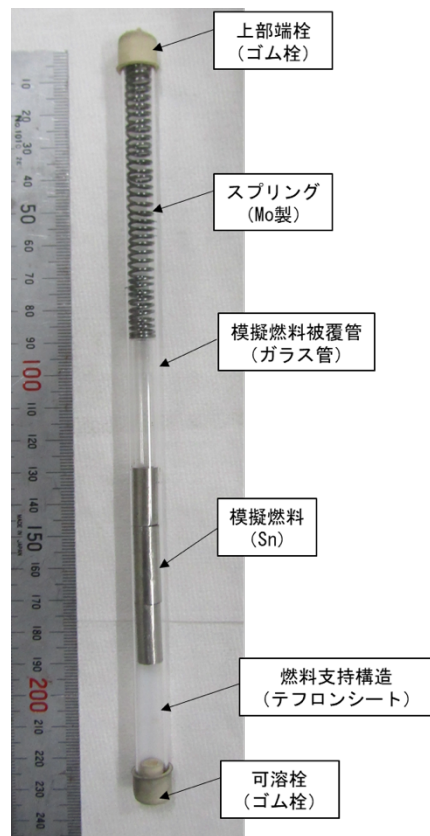


図 3.2-8 ガラス管製模擬体 (60 mm 長さの模擬燃料 Sn の場合)



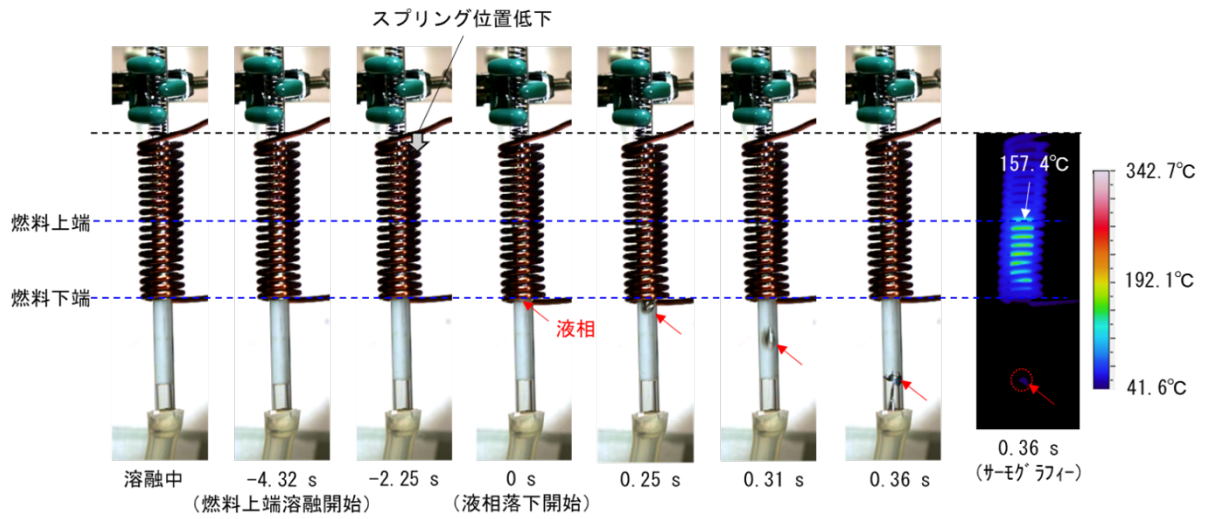


図 3.2-9 ガラス管製模擬体（模擬燃料 Sn-Bi、40 mm 長さ）の液相移動挙動

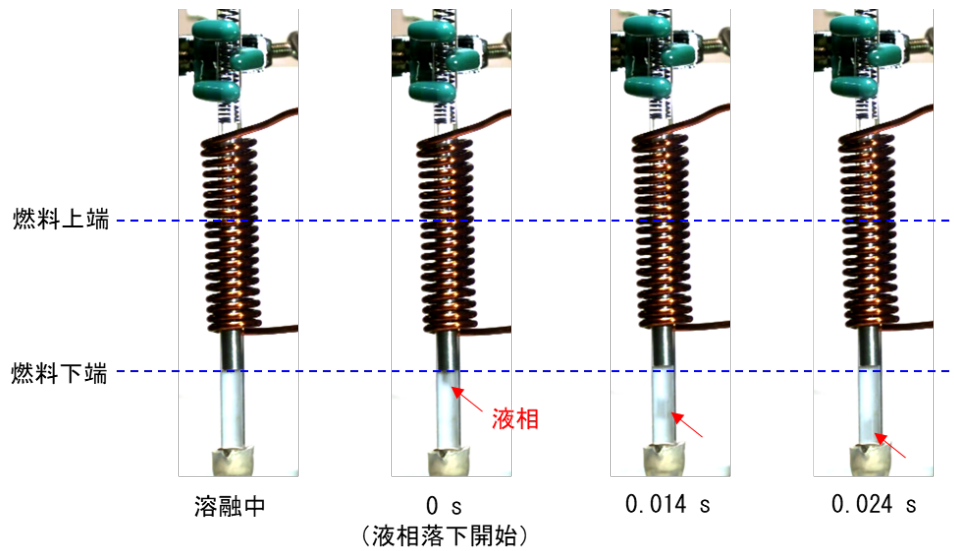


図 3.2-10 ガラス管製模擬体（模擬燃料 Sn、60 mm 長さ）の液相移動挙動

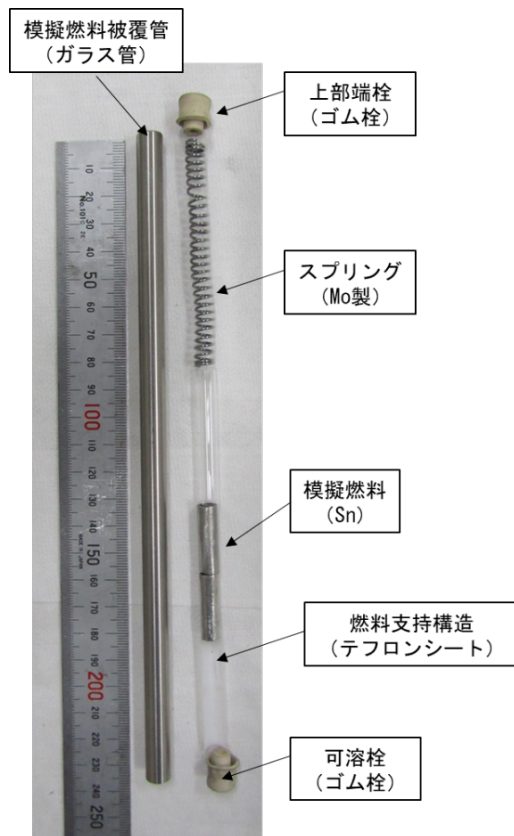


図 3.2-11 SUS 管製模擬体 (50 mm 長さの模擬燃料 Sn の場合)

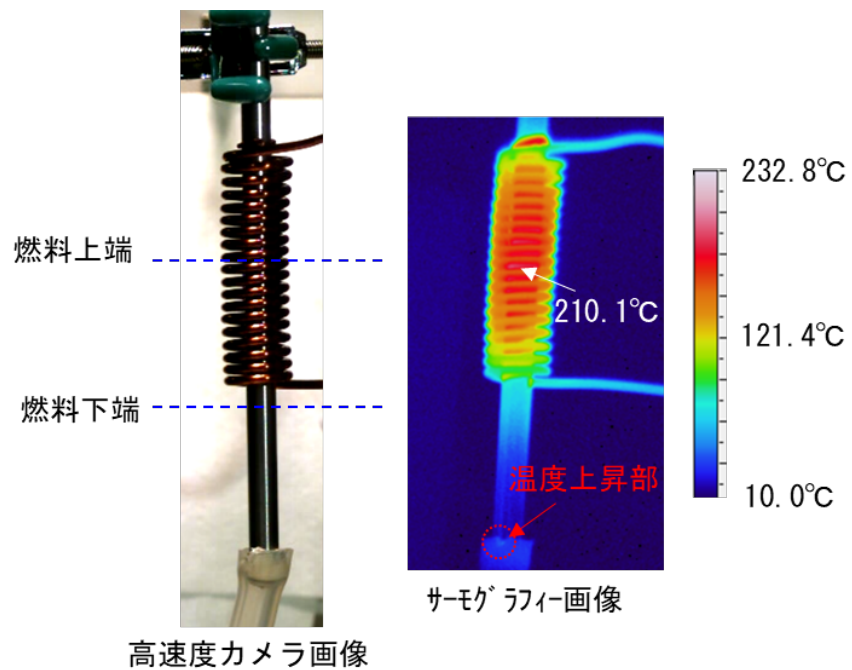


図 3.2-12 SUS 管製模擬体 (模擬燃料 Sn、50 mm 長さ) の液相移動後の様子

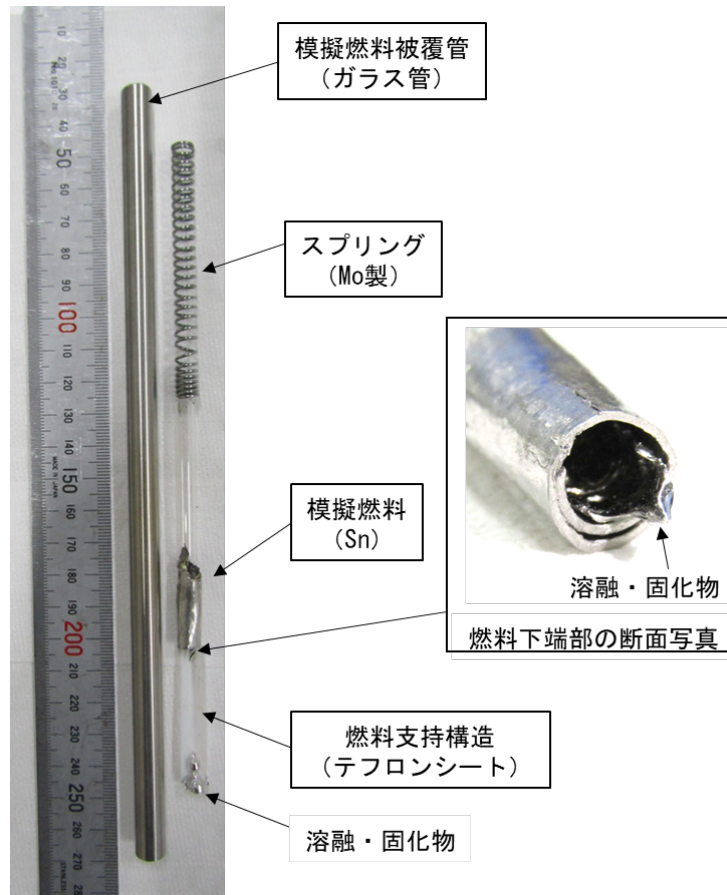


図 3.2-13 SUS 管製模擬体の試験後の管内部材

### 3.3 炉心開発（再委託先：東京工業大学） 【R1-R4】

高速炉において一部の燃料集合体に置き換えて装荷することで炉心損傷事故の発生を防止する集合体型の受動的炉停止デバイスについて、デバイスに用いる燃料の候補材、事故時の燃料移動を実現するピン構造、デバイス動作時の核・熱流動特性等の観点から総合的に検討し、本デバイスの工学的成立性ならびに実現性を示すことを目的としている。

令和元年から令和3年度成果の概要と令和4年度の成果を示す。令和4年度は、デバイス適用性検討とデバイス配置炉心の特性・性能に係る設計要件の明確化により、課題を抽出した。また、デバイスのプラント内での管理・取り扱いに関わる課題を抽出した。さらにデバイス実証試験計画検討に係る調査を行った。

#### 【R1-R3】

##### ① 実証炉クラスの MOX 燃料高速炉とデバイス特性

###### 1) 基準炉心とデバイス効果を最大化する炉心の選定

基準炉心として実証炉クラスの MOX 燃料高速炉炉心を設定した。炉心サイズのコンパクト化（高線出力化）を指向した 750 MWe 級 SFR の事例<sup>[32]</sup>に基づき、高速炉導入期炉心（高燃焼度約 15 万 MWd/t の取り出し平均燃焼度）を目指す炉心仕様を設定した（原子炉仕様；表 3.3-1、表 3.3-2、図 3.3-1）。炉心の安全性に係る冷却材ナトリウムボイド反応度の大きさに着眼し、炉心コンパクト化の範疇において、燃料の線出力をほぼ同じとするように、炉心燃料集合体（表 3.3-3、図 3.3-2）中の燃料ピン本数と炉心高さの組合せを 7 種類設定し、それらの炉心の出力分布・反応度特性を算出（代表的な特性値；表 3.3-4）した。それらの 7 つの炉心の炉心特性を基に、ATWS（ULOF または UTOP）事象（過渡解析条件については 3.4 節参照）を評価し、ULOF ではいずれの炉心においても安定冷却状態は達成しない（図 3.3-3、図 3.3-4）ので、デバイスによる負の反応度投入の必要なことが分かった。

デバイス効果を最大化する条件を抽出するための 2 つの代表的炉心を選定した。

- i) 従来型均質炉心：表 3.3-4 に核特性を示す炉心体系番号 1 を、以下では「従来型炉心」とした。ナトリウムボイド反応度は正の大きい値を有する（燃料集合体軸方向仕様図 3.3-2）。
- ii) ナトリウムプレナム型炉心：同じく表 3.3-4 に核特性を示す炉心体系番号 5 を、以下では「低ナトリウムボイド反応度炉心」とする。（燃料集合体軸方向仕様図 3.3-2）。

###### 2) デバイス集合体の基本仕様の検討とデバイス物質の基本核特性の評価

デバイス燃料集合体は定格運転状態では、安定してエネルギー発生の一部を担う。定格運転時は、固体状態で安定して冷却されるように燃料ピン形態とし、デバイス集合体の冷却材出口温度は、燃料集合体の平均出口温度と同等とする。

デバイス燃料物質は 2 種類を候補として選択し、デバイス仕様を具体化した。合金系燃料には 3 元合金 U-Pu-10 at% Fe 合金を想定した。各種特性の定量化計算用に Pu : U 比率を変化させて核熱特性・過渡特性用のデータを算出した。合金系燃料の特徴比較用に低濃

縮ウラン (Low Enriched Uranium : 以下、LEU と略記。) を用いる 2 元合金 U-10 at% Fe も合金検討に含めた。塩系燃料には、三塩化物燃料 U-Pu-Cl<sub>3</sub> を想定した。

#### a) デバイス集合体の基本仕様選定

合金系燃料では中空タイプを選定している。中空部分の内径を大きく設定した。定格運転時に固相を保ち、ULOF 時にデバイス燃料部が液相になるデバイス燃料下部の冷却材温度を実現する加熱用ヒーター部分を設定した(図 3.3-5、図 3.3-6)。ヒーター部には、デバイス燃料材の融点より高い合金系燃料 U-Pu-10 wt% Zr を選定した。デバイス燃料合金 Pu : U = 1 : 3、下部ヒーター燃料 Pu : U = 1 : 1 のケースの組み合わせを基準と選定し可溶栓を設置する。予加熱ピンの軸方向物質配置の多機能化としてデバイス燃料のピン内移動前後の位置の中性子反応バランスを調整する機能を持たせる各種燃料・吸収体の配置を検討した。図 3.3-7 に予加熱ピンに多機能性を付加したデバイス集合体の基本構成を示す。また、デバイス燃料の温度評価に「工学的安全係数 (HSF)」と過出力係数を反映し、定格時温度制限値と燃料移動開始温度を設定した(表 3.3-5)。

#### i) デバイス仕様と反応度価値の関係のまとめ

デバイス集合体内のピン本数 331 本例を表 3.3-6 に示した。デバイス集合体 (デバイスピン本数 331) を炉内に 16 体、22 体、28 体配置した 3 体系 (図 3.3-8) における落下反応度特性を求めた (表 3.3-7)。予加熱ピン中に低富化度燃料もしくは中性子吸収物質 (ヒーター(c)横含む。) の配置によりデバイス燃料物質の価値を増強できるポテンシャルがある。デバイス集合体内のピン本数 397 本例を表 3.3-8 と図 3.3-9 に示した。331 本より落下反応度が大きく仕様選定範囲が広いことが分かる (表 3.3-9、表 3.3-10)。低ナトリウムボイド反応度炉心ではデバイス反応度価値は、従来型均質炉心の値より低くなった。331 本ピン仕様に対して、深層防護の考え方を適用 (保守的に、デバイス燃料下端 10 cm で全量再凝固が生ずると仮定。) した場合、U-Pu-10 at% Fe 合金の Pu 富化度 33 % (Pu : U 比 = 1 : 2) 以下の範囲では正の反応度投入の可能性は十分低いことが分かった (図 3.3-10、図 3.3-11)。また、炉心燃料集合体の 1 割程度を上記範囲の基本仕様を有するデバイス集合体と置換し、内側炉心内に分散配置することで、炉心コンパクトを指向する従来型均質炉心または低ナトリウムボイド反応度炉心において、デバイス有効性を最大にできることが示された。

#### ii) 低濃縮 U デバイスの適用性評価

デバイス集合体本数を炉心燃料本数の 10 %程度 (デバイス本数 28 体) まで増やす場合には、濃縮度 19.9 % (20 %未満) 低濃縮 U 合金の利用可能なことが分かった (表 3.3-11、表 3.3-12)。

#### b) 塩燃料デバイスの基本仕様選定

塩系燃料デバイスにも予加熱ピンを配置する。塩系燃料デバイスピンの最下部に下部ヒーター領域を有し、予加熱ピンの最下部にもヒーター領域、中性子吸収体物質を配置

する。塩系燃料 ( $UCl_3$  及び  $3UCl_3-PuCl_3$ ) については、固体状態の塩系燃料の熱伝導率を増大のために Zr 紛を添加する (図 3.3-12、図 3.3-13)。線出力上限の選定から断面仕様に対して Pu : U 比は 1 : 3 近傍を選定し、デバイス燃料部の長さを 70 cm と選定した。その集合体の断面仕様を表 3.3-13、軸方向配置を図 3.3-14 に示す。

## ② デバイス物質の核不拡散性からの要件検討

### 1) 保障措置・核セキュリティ設計に係る調査検討

#### a) デバイス燃料物性の核不拡散性定量評価対象範囲

これまで高速炉用燃料として使用されてきた MOX 燃料の物性値・特性値を用いた核不拡散性評価結果との相対比較を通して、デバイス集合体に使用する新たな核燃料物質である合金系燃料 (U-Pu-Fe、U-Pu-Zr)、塩系燃料 (U-Pu) $Cl_3$  の物性値・特性値を基に核不拡散性を検討した。そのための基礎データとなる MOX 燃料大型高速炉に装荷するデバイスの候補としてまとめたデバイス単体の Pu、U インベントリーを表 3.3-14 に示す。

#### b) デバイス燃料物性の核不拡散性定量評価

不正利用価値の評価指標と基準 (表 3.3-15) を基に燃料デバイスを不正取得する場合の不正利用価値の総合評価を行った。高速炉プラントにおける新燃料の取り扱い経路と保障措置機器の設置例を図 3.3-15 に示す。核セキュリティ、保障措置両方に共通となる、核物質を金属に転換する処理フェーズと、使用 (核爆発装置 (NED) 製造) フェーズ、プラントにおける取得フェーズについて評価を行った結果 (表 3.3-16) は、MOX 燃料と同等の不正利用価値となり、核セキュリティ上の防護措置が求められることが分かった。これによりデバイス燃料候補として選択した合金系燃料、塩系燃料は選定できることが確認できた。

本デバイスの動作により、燃料の大規模破損が回避される時は、集合体は形状が保持されるアイテム管理が可能となる。ATWS 事象が発生したとしても通常保障措を大きく逸脱せずに実行可能となることが期待される。

### 2) デバイス燃料の臨界安全性の調査検討

鋼材キャスク様の容器 (ナトリウム中または水中) に作動前、作動後にデバイス集合体 1 体を配置した時、合金系燃料デバイスと塩系燃料デバイス単体の臨界性は水中・ナトリウム中で十分未臨界となる (表 3.3-17)。本デバイスのプラント内における燃料取り扱いは工学設計対応が可能であることが示された。

## 【R4】

デバイス適用性検討とデバイス配置炉心の特性・性能に係る設計要件の明確化により、課題を抽出した。また、デバイスのプラント内での管理・取り扱いに関わる課題を抽出する。さらにデバイス実証試験計画検討に係る調査を行った。

### ③ デバイス特性と適用性の検討

#### 1) 炉心支持板膨張や炉心径方向膨張係数の過渡特性への影響評価

ATWS 発生後の過渡挙動計算評価に関して、令和 3 年度までは炉心構成要素物質自身の温度変化に伴う熱膨張・ドップラー効果のみを炉心が元々有するパッシブな固有の反応度フィードバック要因として扱ってきた。一方、先行研究では、炉心燃料集合体の径方向膨張効果を含めた ATWS 過渡解析事例がある。そこで令和 3 年度検討までで考慮されていなかった反応度要因として炉心燃料集合体の径方向膨張、炉心支持板の径方向膨張効果に着目し、デバイス作動への影響評価を行った。

炉心燃料集合体の径方向膨張効果は、燃料集合体の上部パッドと下部支持板の熱膨張差による集合体の上部が広がる効果であり、集合体設計や材料の照射特性に係るが、定格運転状態では炉心集合体は上部パッド部分で接触した状態となるような設計が可能と期待されている。炉心出力 P と冷却材流量 F の比 (P/F 値) が、1 以上となると径方向膨張現象により炉心集合体上部が外側に押される状態となり、炉心領域の燃料体積比の減少、冷却材体積比の増大効果の全体として負の反応度フィードバックとなる。

炉心支持板の径方向膨張効果は、上述の P/F 値が 1.0 以上になり、定格時の冷却材温度より高い状態で熱交換時に達し、熱交換された後に、定格運転時の炉心入口冷却材温度が上昇して炉心燃料支持板の径方向熱膨張により、集合体間隔が広がる影響として現れる。

これらの反応度フィードバック効果を、過渡解析に含めたモデルにより定量評価を行った。具体的には、炉心の温度変化による基本的な反応度効果として、ドップラー、燃料密度、構造材密度、冷却材密度効果に加え、新たに考慮する反応度 (炉心形状変化に起因) として、前述の炉心支持板膨張効果を下記のモデル・式で扱った。

$$(\Delta k/k) / \Delta T = \alpha (K_R - 2(K_f + K_{ss}) + 2(1 - V_{Na}) / V_{Na} \cdot K_{Na})$$

( $\Delta k/k$ ) /  $\Delta T$  : 下部支持板膨張係数

$K_R$  : 炉心径方向膨張反応度

$K_f$  : 燃料膨張反応度

$K_{ss}$  : 燃料構造材膨張反応度

$K_{Na}$  : 冷却材密度係数

$V_{Na}$  : 冷却材体積比 (0.3)

$\alpha$  : 構造材線膨張係数

また、炉心径方向膨張 (集合体のパッド部温度と炉心支持版の温度差による膨張) 効果を図 3.3-16 に示すモデルで扱った。従来型均質炉心に対する反応度係数の代表値を表 3.3-18 に示す。

#### a) “デバイスなし” MOX 燃料従来型均質炉心の ATWS 過渡挙動への影響

“デバイスなし” の場合の過渡解析結果を図 3.3-17 に示す。ULOF (流量半減時間 5 秒) の下では、集合体径方向膨張により、12 秒で P/F 値が 4.1 から 3.9 に下がる。但し、集合体径方向膨張効果を見逃した場合は約 13 秒で冷却材は沸騰 (令和 3 年度の評価) し、集合体径方向膨張効果を含めた場合は 0.5 秒程度は遅れるが、短時間で沸騰することは変わらない。この時間範囲では炉心支持板の径方向膨張効果は現れない。

一方、UTOP (3  $\epsilon$ /s、30 秒反応度挿入) には、UTOP の場合は、60 秒まででは、支持板の温度は変化しないが、それ以降に支持板の温度の変化がある。支持板及び径方向膨張を考慮しない場合 P/F ピーク値は 2.1 である。それに対して支持板及び径方向膨張を考慮した場合は、P/F ピーク値は 1.9 程度と出力が低下する。支持板膨張反応度を考慮した場合、60 秒以降に負の反応度効果に加わるので P/F 値が若干低下する。

#### b) “デバイスあり (28 体配置)” MOX 燃料従来型均質炉心の ATWS 過渡挙動への影響

デバイスを 28 体配置する従来型均質炉心体系で検討した。令和 3 年度の ULOF 解析から、デバイス作動により安定冷却状態となり、60 秒程度では支持板温度上昇はしないので炉心支持板膨張反応度は挿入されない。

集合体径方向膨張効果を含まない令和 3 年度の ULOF 解析結果を図 3.3-18 に示す。集合体径方向膨張反応度を考慮した計算結果を図 3.3-19 に示す。冷却材温度が定格温度から上昇すると上部パッド温度上昇が発生するので、負の反応度が追加され、出力の上昇が遅延する。そのためデバイス燃料上部から 30 cm 分の反応度が入るまで、41 秒から 46 秒に遅れる。40 秒付近では冷却材温度が上昇するので、集合体径方向膨張反応度が入りデバイスの動作が遅れる傾向になるが、およそ 30 秒以降では負の反応度が大きく入るため出力が低下し終息を助長する。

UTOP の場合、約 90  $\epsilon$ 挿入の後、出力が約 2 倍となり、除熱量を定格時と同一とした場合には、60 秒程度で支持板温度が上昇するが、それまでは炉心支持板膨張効果は入らない (図 3.3-20、図 3.3-21)。集合体径方向膨張効果に関しては、炉心の温度の上昇とほぼ同時に燃料パッド部が膨張するため、負の反応度が挿入される (図 3.3-22、図 3.3-23)。冷却材流量が減少しないので、MOX 燃料炉心では、燃料ドップラー効果が大きく効いて、デバイス作動温度まで上昇しない。その時間推移において、集合体径方向膨張効果と炉心支持板効果は、P/F 値ピークは 1.8 で 10 %程度低減させることが分かった。

## 2) デバイス合金への低濃縮ウラン-Fe 合金の適用性検討

基準としている MOX 燃料炉心において、合金燃料デバイスの合金材として 2 元系 U-Fe 合金を用いる検討を行った。ここで利用するウラン U は、ウラン 235 濃縮度 20 %未満の LEU である。

令和 3 年度までは、合金燃料デバイスの合金材として 2 元系 U-Fe 合金を用いる場合には、デバイス出力と反応度は、3 元系 Pu-U-Fe 合金と同等の出力と反応度を確保できるとして融点を 725  $^{\circ}$ C としての評価を実施した (下部ヒーター燃料は基準とした U : Pu 比率が 1:1 の Zr 3 元合金)。その結果は反応度挿入時間が早くなり事象が終息しやすいとの結果得ていた。令和 4 年度は、さらに下部ヒーター燃料も含めデバイス全体を LEU とする場合を追加した。デバイス新集合体は、保障措置上は Pu 利用燃料ではなく LEU 燃料扱いとなる。

#### a) 計算評価条件

デバイス燃料としての LEU-34 at% Fe 合金、下部ヒーター燃料としての LUE-10 wt% Zr



合金は、濃縮度が 20 %未満までと制限されることから同一形状では反応度及び出力が低下する。

ウラン合金燃料デバイスの場合は、レファレンスデバイスに比較すると、下部ヒーターは U : Pu 比率 1 : 1 燃料に比較して 0.4 倍、デバイス燃料部で U : Pu 比率 3 : 1 の 0.7 倍となる。デバイス流量を調整し、定格運転時のデバイス燃料温度を基準デバイスの値と合わせた。表 3.3-19 にデバイス燃料部のピン内燃料スミア密度別に 3 ケースをまとめて示した。

#### b) 過渡解析による評価結果 (ULOF 時挙動結果)

図 3.3-24 に示すようにデバイス反応度は約 1.5 \$挿入で終息する結果が得られた。U-Pu-10 wt% Zr の基準としたデバイス反応度必要量約 2.1 \$より投入量は少ない。一方、デバイス動作開始は 5.9 秒と、3 元合金 (U-Pu-10 at% Fe) の場合の 7 秒 (径方向膨張ありでは 7.2 秒) より早いために、投入反応度は小さくても終息している。

LEU (19.9 %濃縮ウラン) でデバイス燃料部、下部ヒーター部を製作しても終息できる見通しがあるので、LEU-Fe 合金、LEU-Zr 合金の組合せデバイスを開発・実用化すること自体に意義があることが分かる。

### ④ 多様な MOX 燃料炉心・地震時へのデバイス適用拡大可能性の検討

基準炉心として選定した実証炉クラスの炉心は、経済性向上に重点をおいた高線出力・コンパクト炉心であるが、福島原子力発電所事故の教訓を踏まえ、安全性向上への対応が求められている。例として、低ナトリウムボイド反応度炉心や低線出力炉心が候補概念とし着目されるようになった。このような背景から、基準炉心と出力、サイズを同一とし、上部プレナム設置等の設置による低ナトリウムボイド反応度炉心及び線出力を低下させた低線出力炉心を設定して、これら特徴的な炉心に対するデバイスの適用性を検討した。

#### 1) 低ナトリウムボイド反応度軸方向非均質炉心への適用性検討

上部軸ブランケット削減した上部ナトリウムプレナム型とさらに内側炉心集合体として、炉心中心面レベルの上下 8 cm (合計 16 cm) の内部軸ブランケット (IB) を配置する軸方向非均質炉心 (AHC) を組み合わせた炉心へのデバイス集合体の適用性を調査した。低ナトリウムボイド反応度炉心 (炉心高さ 80 cm) の内側燃料集合体と、合金デバイス燃料 (25 %SD) が炉心中心面レベルは 40 cm 分の長さとする時の軸方向配置を図 3.3-25 に示す。同図の左端は低ナトリウムボイド反応度均質炉心 (以下、低ナトリウムボイド反応度 HOC と呼ぶ。) の内側燃料集合体を組成配置概略図であり、同図の右端には、低ナトリウムボイド反応度軸方向非均質炉心 (以下、低ナトリウムボイド反応度 AHC と呼ぶ。) の内側燃料集合体の組成配置概略図を示す。デバイス燃料集合体を構成するデバイス燃料ピンと多機能化した予加熱燃料ピンの概略図をその間に示している。定格時のデバイス燃料ピンはここでは 40 cm の図となっている。均質炉心に配置されるデバイス集合体の作動前後の反応度変化に比べ、AHC におけるデバイス作動前後の反応度変化は低下している。内部ブランケットにより中性子束が低下しているためである。反応度係数を表 3.3-20 (ナトリ

ウムボイド反応度約 2.9 \$ (炉心+IB 領域+上部ナトリウムプレナム領域の全ボイド状態) に示す。同表では低ナトリウムボイド反応度 HOC の数値と比較している。また、集合体の径方向膨張係数の値に着目すると、低ナトリウムボイド反応度 HOC の数値に対し、低ナトリウムボイド反応度 AHC では 1.5 倍程度となっていることが特徴と言える。低ナトリウムボイド反応度 AHC においても、出力分布・各種反応度分布データを、これまでと同様に算出し、ATWS 過渡解析に反映した。

2 種類の低ナトリウムボイド反応度 MOX 燃料炉心 (低ナトリウムボイド反応度 HOC と低ナトリウムボイド反応度 AHC) の ULOF 時の炉心挙動の比較を行った。低ナトリウムボイド反応度 HOC 体系で、デバイス反応度値を約 2.1 \$ (28 体デバイス装荷炉心; 上から 24 cm 分の燃料落下) とする場合、P/F 経時変化の比較を図 3.3-26 に示す。さらにデバイス反応度値 10 %程度分増加により一層の安定冷却移行が改善できることが示唆されている。

一方の低ナトリウムボイド反応度 AHC 体系では、デバイス反応度値を約 1.13 \$ (28 体デバイス装荷炉心; 上から 24 cm 分の燃料落下) の場合、ULOF 事象の下で沸騰回避・安定冷却へ移行できる見通しが得られた。P/F 値経時変化の比較を図 3.3-27 に示す。AHC の場合には、デバイスの温度上昇はゆっくりとなることから、デバイスの溶融が従来型炉心より遅れるが、径方向膨張反応度が大きく負に入った結果、沸騰を生じずに ULOF は終息することが示されている。

## 2) 低線出力・長期運転サイクル MOX 燃料大型炉心へのデバイス適用性検討

高線出力を指向する基準炉心の MOX 炉心からピン本数の増加等により線出力を 1/2 とした低線出力 MOX 燃料大型炉心を想定した。炉心出入口温度を変えずに線出力を 1/2 とすることで、運転中の燃料温度を下げた状態となる。

デバイス 28 体配置とし、従来型均質炉心 (炉心高さ 100 cm) の炉心核熱特性結果を基に ULOF 過渡解析を行い、低線出力炉心へのデバイスの適用性を調べた。デバイス集合体 (331 本; デバイス燃料ピン、予加熱燃料ピン) への流量配分量により、デバイス燃料ピンの出力・反応度値が決まるので、表 3.3-21 に示す条件を設定した。

デバイスなしでの挙動を図 3.3-28 に示す。過渡開始 12 秒では、P/F 値は 4.1 まで上昇している。反応度係数の経時変化を図 3.3-29 に示す。P/F 値が 4.1 で反応度がバランスしているが、この高温状態が長時間続くことは燃料破損を生じることになるので、デバイスの導入・作動により早期に低温化することが期待される。

デバイスを導入・動作させた場合の挙動は時の、デバイスの定格運転時のデバイス燃料の固体維持と作動温度・反応度値を適正化することが求められる。デバイスの反応度を従来の基準 (HOC) 炉心と同じにできる場合の ULOF 結果を図 3.3-30 に示す。このようにデバイス流量を増加させることが実現できる時は、デバイスの上部 20 cm 分の反応度で ULOF は終息できることが分かる。これはドップラー効果による正の反応度挿入が低減された結果、停止に必要な反応度が約 2.1 \$ から約 1.4 \$ に低下する。ULOF 事象発生後に停止に要するデバイス反応度は 30 %程度低下でき、装荷するデバイス燃料本数と炉心燃料本数の比率を高線出力炉心における比率より低減できると考えられる。

### 3) 付加的反応度要因・外乱と重ね合わせモデルによる過渡特性調査

MOX 燃料炉心において、周期性運転棒の上下動発生時を模擬した周期的反応度挿入の場合のデバイスの適用を検討した。地震時等で発生する周期的反応度挿入と ATWS の重畳した過渡状態の評価を行う。

周期性の上下動により反応度が入った場合炉心挙動の把握のために、過渡解析による定量的評価を行う条件を下記に示す。

検討対象炉心；従来型均質炉心（デバイス配置本数 28 体体系）

周期性の上下動挿入反応度 2 Hz、 $\pm 0.167\%$ （50  $\epsilon$  または 90  $\epsilon$ ）、  
周期はサインカーブ。

ATWS との重畳：ULOF と重畳（UTOP との重畳は考慮しない。）

#### a) 地震時反応度 50 $\epsilon$ の場合

##### i) 地震時反応度 50 $\epsilon$ のみ

地震反応度が入った場合の炉出力の変動の様子を図 3.3-31 に示す。また反応度バランスを図 3.3-32 に示す。燃料の温度が平均 7.5 %程度上昇した状態で、ドブラー反応度等が負に入りバランスしたものと考えられる。

##### ii) ULOF 時との地震時反応度 50 $\epsilon$ 重畳の場合

ULOF と重畳した場合でデバイス動作を考慮した場合の結果を図 3.3-33 に示す。温度上昇によるデバイス反応度挿入-2.06  $\$$  で終息する。この結果から、地震想定なしの ULOF 時の過渡挙動解析結果と同一デバイス反応度で炉停止に至ることが分かった。この結果から 50  $\epsilon$  では、デバイスの動作により ULOF との重畳状態でも地震終了により終息し、有効性が示された。

#### b) 地震時反応度 90 $\epsilon$ の場合

##### i) 地震時反応度 90 $\epsilon$ のみ

図 3.3-34 に地震時反応度が入った場合の炉出力の変動の様子を示す。平均出力は 1.25 程度となる。

##### ii) ULOF 時との地震時反応度 90 $\epsilon$ 重畳の場合

ULOF と重畳した場合のデバイス動作を考慮した場合の P/F 経時変化を図 3.3-35 に示す。地震終了により事象は終息する見通しであり、本デバイスは地震時の重畳状態でもデバイスが有効であることが示された。

##### iii) 各軸ノードの落下開始時間のまとめ

以上の結果のまとめとして、出力が上昇した場合の反応度挿入の時間（10 cm 長さ毎 1 ノード分）を表 3.3-22 に示す。地震時挿入反応度のピーク値レベルが上昇すると、デバイスの反応度挿入時間は早くなる。

## ⑤ 金属燃料炉心へのデバイス適用拡大可能性の検討

将来の高速炉の候補概念の一つである金属燃料炉心を念頭に、基準炉心と出力、サイズを同一とし、燃料を金属燃料 (U-Pu-Zr 3 元系合金) に変更した炉心を設定し、デバイスの適用性について検討した。

### 1) 金属燃料炉心の炉心特性

3 元合金 U-Pu-10 wt% Zr 燃料を用いる金属燃料炉心におけるデバイス適用検討を行った。本サーベイ検討では、炉心コンパクト化を指向する基準炉心の炉心燃料集合体断面を想定し、表 3.3-23 に示す原子炉仕様を設定した。炉心燃料の構造は、中空金属燃料スラグで、被覆管内面に密着させ被覆管と燃料との熱伝達が良好となり、中空であることから下部ガスプレナム型を選定した。運転サイクル長さも 832 日 (4 バッチ) とした。金属燃料炉心は内部転換比が高いので、内側・外側炉心燃料の無限増倍率を一致させ、内側炉心燃料のスミア密度 60 %、外側炉心燃料の 75 % として、出力分布の平坦化を達成させた。この炉心の平衡サイクル末期の出力分布・それを基にした流量配分、各種反応度係数 (積分値) と空間分布を、MOX 燃料炉心に対する諸特性と同等の核計算モデル・手法で計算し、ATWS 過渡解析に利用した。炉心の主要反応度係数としてまとめた結果を表 3.3-24 に示す。MOX 燃料の結果 (表 3.3-18) と比較すると炉心全体のドップラー係数は炉心部で約 1/2 であり、ナトリウム密度係数は約 1.5 倍である。過渡解析に必要な流量領域毎の代表チャンネルと出力最高チャンネルの流量を表 3.3-25 に示す。

### 2) ATWS 過渡特性 (設定した金属燃料炉心の ULOF 時の過渡挙動)

#### a) デバイスなしの場合

“デバイスなし” 想定状態で、燃焼集合体の“径方向膨張反応度効果考慮” 状態の P/F 値の経時変化を図 3.3-36 に示す。MOX 炉心ケースと同様に終息しない。

#### b) “デバイス作動” の挙動 1 (集合体径方向膨張効果含めない評価)

デバイス作動による反応度挿入パターンを表 3.3-26 に示す。“集合体径方向膨張を考慮しない” 場合のデバイスを動作時の炉心の P/F の経時変化を図 3.3-37 に示す。必要なデバイス反応度約 1.4 % 以上では、MOX 燃料炉心に対して必要なデバイス反応度より小さいレベルで安定冷却・炉停止を達成できる。この差異は、金属炉心燃料温度が低いことにより ULOF 時の冷却材温度上昇の影響で、燃料温度が上昇するので、負のドップラー効果が加わるためである。

#### c) “デバイス作動” の挙動 2 (集合体径方向膨張効果含める評価)

図 3.3-38 に集合体径方向膨張を考慮した状態でデバイスを動作させた場合の P/F 値の経時変化を示す。径方向膨張を考慮した場合はデバイスの動作は遅くなるが、デバイスの反応度が小さい状態で終息したのは、径方向膨張反応度が -0.3 % 程度入り、炉出力が低下するためにデバイスの動作の遅れが生じた結果である。

上記の b)、c) の事例から、高線出力を指向する金属燃料炉心では、MOX 燃料を用いる

従来型均質炉心と比べて、小さいデバイス反応度で ULOF を終息できることが示された。

### 3) 炉心冷却材出入口温度を下げた金属燃料炉心におけるデバイス適用性の調査

先行研究開発（米国 ANL, GE）では金属燃料炉心（3 元合金 U-Pu-10 wt% Zr 燃料）は、通常被覆管との共晶反応による被覆管の破損を防ぐため、出入口温度を 510/355 °C 程度に低下させている事例が多い。本金属燃料炉心でも 510/355 °C と 40 °C 程度低下させた場合を評価した。

“デバイス作動”の場合、出入口温度を 40 °C 下げることにより、デバイスの定格時の温度も低下する。定格時制限値は 567 °C と変わらないので、デバイスの流量を低下させることで、下部予加熱ヒーター部分の冷却材温度上昇量を調整し、デバイス燃料部の温度が定格時制限値になるように調整する。この対応は P/F の変化が小さい領域でデバイスが動作することを示している。

図 3.3-39 に P/F 経時変化を示す。P/F 値が 3.7 程度まで上昇し、そこで終息に向かう。デバイスの挿入反応度が小さくても、ULOF を終息させることができる。

UTOP 事例は、MOX 燃料の場合の想定条件 3  $\epsilon$ /s、30 秒（合計 90  $\epsilon$ ）に対しては、デバイスによる負の反応度投入を必要とする。燃料ドップラー係数が約半分であることと 3 元合金燃料（U-Pu-10 wt% Zr）の融点が、酸化物に比べて低いことによる。一方、金属燃料は内部転換比が良いので、運転サイクル期間中の燃焼反応度減少量が MOX 炉心の半分以下にすることも可能であるという特徴を活用して、UTOP 事象の範囲を 35  $\epsilon$  程度にする先行設計がある。一方、広い範囲の運転サイクル期間中の燃焼反応度減少量を有する金属燃料炉心設計においても、ULOF 対応可能なデバイス反応度を具備することは、金属燃料炉心の UTOP 対応に有効であることが示唆された。

### 4) 付加的反応度要因・外乱と重ね合わせモデルによる過渡特性調査

今回の挿入反応度条件は、周期 2 Hz のサインカーブ、振幅は 50~90  $\epsilon$  までの間をサーベイし、ATWS との重畳（ULOF と重畳を考慮、誤引き抜き UTOP は対象外）するとした。炉心の反応度フィードバック要因として、炉心支持版膨張反応度と径方向膨張反応度を考慮するモデルを用いた。

#### a) 地震時反応度のみ（径方向膨張反応度考慮、デバイスなし体系）応答の過渡挙動結果

地震時反応度を 50  $\epsilon$  から 90  $\epsilon$  までの範囲で加える条件でサーベイした結果、上下動の反応度振幅が 80  $\epsilon$  以上の場合、地震開始で 10 秒以内に沸騰することが示された。80  $\epsilon$  の P/F の経時変化を図 3.3-40 に、反応度バランスの要因別の経時変化を図 3.3-41、全体の NET 反応度経時変化を図 3.3-42 に示す。最初の 20 秒程度では、平均出力は 2.4 倍程度である。反応度 90  $\epsilon$  とした場合に燃料集合体で沸騰が生じ解析が停止した。この原因は、図 3.3-41 に示すように、ドップラー反応度の負の値が小さく、冷却材密度係数が大きいために、平均出力が上昇する方向となったと考えられる。また、径方向膨張反応度が大きくなると、この負の反応度の挿入になり、平均 P/F は 2.0 近傍に低下していることが分かる。

## b) ULOF との地震重畳ケース（デバイス作動）

MOX と同様に制御棒上下動で 2 Hz、90 度の地震時反応度を考慮する。この上下動振幅は、金属燃料炉心設計の観点からは、燃焼反応度変化が大きい超長寿命炉心やウラン割合の少ない Pu・MA 燃焼炉心のような機能を広げた炉心をカバーできる大きさと考えられる。ここでは、かなり保守的な（厳しい）条件に相当する。

デバイスは全数同時に動作するとして評価を行う。なお、デバイスの反応度挿入条件は表 3.3-26 に示した。図 3.3-43 に示した P/F 値の経時変化から分かるように、終息している。

地震時の上下動に伴う反応度挿入とそれと同時に ULOF 事象が重なったと想定した場合、金属燃料炉心において、安定冷却・早期炉停止達成にデバイスの適用効果が大きい。

## ⑥ デバイス配置炉心の特性・性能に係る設計要件

炉心設計要件としてデバイス性能確保の要因のまとめを表 3.3-27 に示す。基準とした MOX 燃料を利用する大型高速炉心（均質型炉心、軸方向非均質型炉心、低線出力長期運転サイクル炉心）と革新型燃料としての金属燃料を利用する大型高速炉心に対して、本デバイスに要求される性能・特性との整合性を確保し、本デバイス集合体は、炉心燃料本数の 5～10 %程度の分散配置（制御棒集合体数と類似の割合）ができ、ATWS 時の炉の安定冷却・停止達成に有効なことを述べた。

デバイスに要求されている有効性確保のための性能・仕様設定（デバイス反応度、デバイス燃料部出力と下部ヒーターの出力の比率等）は、従来からの炉心設計の下で実現見通せることを事例検討を通して確認した。一連の検討から炉心設計における共通項目であるので、デバイス配置炉心に関しても、従来型の設計要件・開発課題の範囲で包絡できていることが確認できた。

## ⑦ デバイスのプラント内での管理・取り扱いに関わる課題抽出

MOX 燃料均質炉心を対象に検討してきた結果からデバイス基本仕様・燃料材料の選択候補の範囲を令和 3 年度に決め、さらに令和 4 年度は、MOX 燃料軸非均質炉心、低出力長期運転サイクル炉心、金属燃料均質炉心へのデバイス適用性検討を行い、本デバイスが、ATWS (ULOF、UTOP) が発生した場合に有効な効果となることが分かった。デバイス適用・デバイス配置における設計要件明確化に係る評価として、デバイスの誤作動、デバイス燃料の交換に関する検討と課題抽出を行った。

### 1) デバイス 1 体の誤作動（デバイス燃料のピン内容融落下）

#### a) 1 体のデバイス誤作動想定後の出力変動の評価

1 体デバイス反応度挿入状態を入力し、過渡計算を実施した。基準とした MOX 燃料体系デバイス 28 体の場合の全反応度約 2.5 %に対して、1 体の落下反応度変化の平均値は 9 度である。落下時間 0.5 秒を想定した。図 3.3-44 に過渡解析結果を示す。約 9 度の反応度挿入で出力が約 9 %低下した後、6.5 %低下程度に出力は回復する（出力の戻り量 9 % - 6.6 = 2.5 %）。出力の低下による温度低下によりドップラー及び燃料膨張係数が正に入

り、出力が回復するが 100 %までは戻らない。

デバイス 1 体分の反応度が入ると約 9 %出力が低下し、7 %程度の出力低下で静定するので、通常設置される中性子検出器で検知できる。

#### b) 流量領域内の最大出力密度への影響

炉心の大型化による空間ひずみ効果を準静的近似の下で検討した。表 3.3-28 に想定したデバイス位置 (図 3.3-45) と落下反応度を示す。1 点近似過渡解析の結果から、デバイス 1 体落下反応度量に比例した出力低下比率を算出した結果を表 3.3-29 に示す。デバイスのどこの位置で 1 本の誤落下による出力分布の空間ひずみが生じて、ドライバー燃料の線出力が局所的な上昇により定運転時の線出力を超えることはないことが分かった。また、炉心領域に残るデバイスの最大線出力が定格時の値を超えるかどうかを表 3.3-30 に示す。結果として、すべてのデバイスで 1.00 を超えない。1 本の誤落下があっても、それに引き続く落下連鎖は生じない。

#### c) 課題の抽出

誤作動の類似例としては、運転中の反応度挿入現象としては、制御棒 1 体の誤落下または部分的ずり落ちが考えられる。想定によっては、炉の出力レベルは低下する割合は大きくなる。一方、大型炉心では誤落下による出力ひずみ量が大きくなると考えられる。このことを含め、炉心運用制御システムが設計される。これに新たな要因としてデバイスの一部の誤作動事象を含めることになると予想される。

中性子計測システムの検知不確かさ (例えば 2 %) 以上の有意な変化を観測した時の炉運転については、炉心運用制御システムとの境界領域の課題と考えられる。

## 2) デバイス燃料の交換時期の検討

デバイス燃料滞在期間を変えた場合の影響のサーベイ計算を行った。デバイス内の燃料物質は、長期間の炉内滞在において U、Pu 量変動することにより合金組成中の Fe または Zr の比率が少し変動する。また、スラグ内に核分裂生成物が蓄積すること、それに伴うスウェリング現象の影響もあり物性値も若干変動する。下部ヒーターは炉心から離れた位置に配置されるので、中性子束レベル自体は低い、燃料富化度が大きいので、出力が若干変動する。

以上の想定に基づき、デバイス用物性値の変動データを入力し、ATWS 過渡特性計算を行い、デバイス燃料温度への影響を定量化し、デバイス交換時期への影響を調べた。

#### a) 検討内容

運転時の発熱を同一とし、熱伝導率の燃焼による変化を考慮することで新燃料と燃焼が進んだ状態を想定したものでデバイスの動作時間の差を整理する。考慮する物性の変化要因として、スウェリングによる熱伝導率の変化・燃焼による組成変化の影響に着目した。なお、燃焼による Pu 同位体組成の変動による融点の変化については Pu-U-Zr 合金での影響は小さいと考えられる。

## b) 物性値について

### i) 燃料のスウェリング

スウェリングにより、金属燃料はポーラス状となる。燃焼度は 1 at%程度ではほぼ 30 % スウェリング膨張を生じる。スウェリングにより多孔質となると以下の式で表される割合で熱伝導率が低下するとして扱う。

$$f = (1-P)/(1+2.5P) \quad \text{気孔率 } P=0.3 \text{ の場合、 } f=0.4$$

### ii) 燃焼組成変化

燃焼に伴う組成変化により、融点及び燃料の動き出しの温度が変わる。U : Pu 比率 3 : 1 で Fe のモル濃度を 0.2-0.09 まで変化させた場合の結果を、図 3.3-46 に示す。U、Pu 分が燃焼により減少するので、Fe のモル濃度上昇がする。それにより融点及び動き出しの温度が変化する。

デバイス燃料合金を U-Fe 合金とする時に、燃焼により Pu が生成される量と融点の関係を図 3.3-47 に示した。また、U 中の Fe 量 (mol%) と共晶温度の関係を図 3.3-48 に示す。

炉心領域に配置されるデバイス燃料の初期状態の U : Pu 比率をパラメータとして (9 % ~25 %) 変化させた時の炉内滞在時間と Pu 富化度の関係を求めた結果を図 3.3-49 に、炉内滞在時間と Fe モル比の関係を図 3.3-50 に示す。デバイス燃料の核分裂性核種は、基準とした U : Pu 比率が 3 : 1 (Pu 富化度 25 % (Pu25) ) では、炉内滞在期間応じて減少 (デバイス燃料の出力・反応度値が低下) すること、一方、Pu 富化度 21 %以下ではゆっくり増大することが分かった。また、下部ヒーター部の U : Pu 比率が 1 : 1 と高い Pu 富化度の領域では、炉内滞在時間に応じて核分裂性核種量は減少 (出力減少) するが、中性子束レベルが炉心の値に比べて低いことからその大きさは顕著ではない。

### iii) 過渡解析による影響評価

#### (ア) デバイス燃料 U : Pu 比率 (Pu 富化度 25 % (Pu25) ) ケース

スウェリングの影響による合金燃料の熱伝導率の低下、燃焼による組成変化に伴う燃料融点の変化と出力の変化を、過渡解析に反映する内容をデバイス集合体の炉内滞在期間 (燃焼初期または燃焼末期) との関連で表 3.3-31 に示している。各燃焼期間での冷却に必要な流量、デバイス燃料動き出し温度の評価結果を表 3.3-32 に示す。この結果から Pu 富化度 25 %では、冷却材流量は燃焼初期で最大であり、燃焼が進むにつれて過冷却状態となる。一方、動き出し温度は、Fe の濃度が相対的に上昇し、動作開始温度は低下する。この条件により評価を行った結果、図 3.3-51 に示すように終息することが分かった。832 日 (2 年以上) の 1 運転サイクル長さは使用可能で、従来の炉心設計との適合性があることが確認できる。

#### (イ) デバイス燃料 U : Pu 比率 (Pu 富化度 21 % (Pu21) ) ケース

Pu 富化度を 21 %に低減したケースを、表 3.3-33 に示す。寿命中の出力変動は Pu 富



化度.25 %に比較して小さいことが分かる。デバイス流量は、1サイクル終了時点の最大出力で設定し、燃焼による燃料融点と動き出し温度の変化を考慮して過渡挙動を評価した。その結果、第1サイクル末期の832日で出力は最大となりデバイス流量はこの出力で設定される。したがって、出力が低い順にデバイスによる終息ができるかを確認した。その結果、3328日は終息しないが、2496日(図3.3-52)、0日(図3.3-53)では終息する。したがって、それより出力が高い、832日、1664日を含め終息することから、Pu富化度21%では2496日まで燃焼可能であり、デバイス燃料のPu富化度の調整可能範囲で6年程度の長期化が可能と考えられる。

#### iv) 課題の抽出

デバイスの運用を適切・合理的に決定する上で、新たな材料であるU-Pu-Fe、U-Fe合金の物性値(照射効果含む)の把握は重要な課題であることが分かる。事前の炉外の現象模擬試験、既存の照射可能な試験炉による照射・過渡試験を行うことを通してデータの蓄積は重要である。

一方、実際の設計に合わせてデバイスの設計を進め、炉の起動試験・出力上昇試験、低出力試験・定格出力試験など初号機の運転サイクルにおける先行照射などによる実データをとりながら(試験による許認可取得プロセスの実現)進めるプロセスの実現も重要な視点と考えられる。また、定格運転サイクル起動前・炉停止時において、デバイス装荷前後の炉の計装系検出器(起動系)の応答変化測定試験等からの運転データからデバイス特性モニター可能な手法・手順(反応度変化を算出する機能を設置)が運用されることも、デバイス交換時期の合理的決定に有用と考えられる。

### 3) デバイス集合体の取り扱いの調査

炉心燃料のプラントサイトにおける取り扱いルート(図3.3-15)に従い、取り出し後のデバイス燃料集合体も基本的に同様に扱うことになると考えられる。

通常運転時は、プラントのカバーガスのモニター等を通して、燃料ピンにピンホール等ができたリーカーの可能性を検知し対応することになることも共通と考えられる。これらの扱いは、燃料集合体・燃料ピンに関するデバイス集合体もプラントにおける燃料保障措置に関するアイテム管理としては同等とすることになる。

一方、プラントにおける燃料保障措置関連で、通常の「燃料集合体」と異なる側面は、デバイス作動により、核燃料物質が燃料ピン破損せずにデバイスピン内を移動することである。異常な過渡事が発生した状況では、スクラムあり・なしのいずれの場合にも、プラントサイトにおいて、デバイス燃料集合体を「アイテム管理」する上で、さらに、作動の有無を調べる必要が要請される可能性が考えられる。

プラントサイトで非破壊検査によりデバイス集合体内のデバイス燃料ピン・予加熱ピンの内部の物質配置に変更が生じたかどうかの情報取得は有用である。

- デバイス燃料部；炉心への装荷前(製造時)データと炉心からの取出し後のデータの比較
- デバイス燃料下部；下部ガスプレナム相当位置における燃料物質「無」領域。取出し

後、燃料物質の存在を示すデータが検出の有無

- ・予加熱燃料部分；炉心への装荷前（製造時）データと炉心からの取出し後のデータの比較等により、デバイス燃料集合体では、上記の 2 つが同時に確認されると、作動の確認となる。

プラントサイトでは、燃料取り扱い時に、例えば燃料移送ポットの周りにコリメータ付き装置を用いて、あらかじめ選定したエネルギー範囲の中性子・ガンマ線を計測することで検知可能となる。

デバイス作動の有無の検知においては、デバイス集合体の一部のデバイスピンの作動の有無を検出することへの要求への対応可能性を調査した。

デバイス集合体の核燃料として、LEU-Fe または Zr 合金と U-Pu-Fe/Zr 合金が候補（塩化物デバイスでは、 $UCl_3$ 、 $(U-Pu)Cl_3$ ）であるので、下記の適用が考えられる。

- ・ X 線利用<sup>[33]</sup>
- ・ パッシブ中性子（燃料自身から発生する中性子）利用<sup>[34]</sup>

X 線 CT は、高速実験炉「常陽」の照射済み燃料集合体の非破壊検査として適用され、高い検出性能が確認されている。その測定概要を図 3.3-54～図 3.3-56 に示す。

- ・ 「常陽」炉心燃料集合体の撮像の結果として、下記の内容が報告されている。
  - ✓ 燃焼の進んだ燃料集合体の CT 像及びスキヤノグラム像とも集合体からの  $\gamma$  線による影響はなく全て鮮明な像が得られた。
  - ✓ 画像上の 2 点間寸法測定精度  $\pm 0.33$  mm の高精度で行われた。
  - ✓ 集合体の燃料ピン配列は、未使用とほぼ同じ状況にあると集合体内部状況を観察できた。
  - ✓ 炉心中心部の燃料ペレットには中心空孔が観察され、集合体内の燃料ピン全体の中心空孔生成挙動を短時間に把握することが可能となった。
  - ✓ CT 撮像結果との比較から、画像上中心空孔が識別できない部分についても中心空孔の生成が推測できた。
  - ✓ 照射済み燃料集合体の撮像の結果、放射線の影響を受けることなく鮮明な断層画像を短時間に取得できることを確認した。さらに強い放射能を有する集合体の撮影の可能性が指摘された。

また、BWR9x9 型燃料集合体へのパッシブ中性子（燃料自身から発生する中性子）利用検討例の測定概要図を図 3.3-57 と図 3.3-58 に示す。

いずれもコリメーターと検出器アレイの組み合わせとその駆動・運転・データ解析装置からなる。

本デバイスへのピン仕様との比較を表 3.3-34 にまとめた。ピン配列の類似性やピン間隔から、この技術は本デバイス集合体への適用性は高いことが分かる。図 3.3-59 には、本デバイス集合体における軸方向の物質配置の変更の有無を調べる測定イメージを示した。

## ⑧ デバイス実証試験計画検討に係る調査

デバイス燃料の候補材は、Pu とウランの混合物を中心として有効性を検討したが、LEU を利用することが可能なことも述べてきた。

デバイス燃料物質として新たに提案している U-Pu-Fe 合金、U-Fe 合金、U-Cl<sub>3</sub> 塩、(U-Pu)Cl<sub>3</sub> 塩については、固体状態及び液体状態の物性値が少ないのが現状である。第一段階はウランを利用する試験は、取り扱い可能施設が多く存在することも考慮すると重要な位置付けになる。

- ・ デバイスピンの製造試験、それらの物性値測定には天然ウラン・劣化ウランを用いた炉外加熱炉試験が有用と考えられる。
- ・ 次のステップとなる照射試験は、LEU の利用が可能（試験ピンの温度環境の適正化）
- ・ Pu を含む試料作製は。上記と並行して行われることが期待される。

本デバイス燃料候補材を照射・試験が可能な施設は、日本の「常陽」、米国の ATR TREAT 炉が考えられるので、先行試験として常陽 PTM 試験と TREAT 試験内容を調査した。

## 1) 常陽 PTM 試験の調査

常陽は特殊燃料（B 型特燃）中に試験ピンを配置し、ピン周囲のナトリウム温度、被覆管温度を測定するとともに、燃料は破壊試験により詳細に分析されている<sup>[35]</sup>。

PTM 試験の出力上昇パターンデータを基に作図した結果を図 3.3-60 に示す。出力上昇が緩やかなので、デバイス燃料スラグの内面からの固相・液相混合状態を変化させ、その混合体物の落下・移動を金相観察から確認が可能なことが分かる。このことから、デバイス燃料ピンの発熱、下部ヒーター相当部分の発熱量を適正し、パラメトリックに発熱・温度条件をカバーすることにより、デバイス燃料の定常時固体維持の仕様条件の明確化、溶融開始温度を含む環境条件における溶融情報を金相分析技術により取得可能である。

## 2) TREAT 炉心の調査

米国 INL の TREAT 炉は、金属燃料（ナトリウムボンド、中実燃料スラグ）の新・照射後燃料を試料として、パルス照射による急速な P/F 値上昇によるピン破損や燃料スラグの挙動測定試験に活用された実績がある。照射試料は、米国の EBR-II や ATR 炉で定常照射されたものである。U-Zr、U-Pu-Zr 合金燃料を対象に多くのデータが取得され報告されている。

ここでは、出力急昇試験において、照射燃料で観測されたエクストルージョン現象の観測に用いられたホドスコープ装置<sup>[36][37]</sup>とその結果<sup>[37]</sup>を調査した。本デバイス燃料ピンは中空金属燃料（低スミア密度）であり、これまでの米国 ANL/INL での試験による挙動研究報告範囲とは異なるが、先行測定実績調査から、ホドスコープ装置では中空燃料（U-Fe、U-Pu-Fe 合金）の試験ピン内のエクストルージョン有無を調べることで、塩燃料ピン内の固体から液体への移行時の燃料物質の軸方向膨張や短時間挙動の観測による把握に有効なことが分かった。図 3.3-61～図 3.3-65 に、ホドスコープ装置概要、出力、温度上昇測定例、エクストルージョン現象の観測例を示した。図 3.3-61 は TREAT 炉における照射とホドスコープによる測定・装置イメージを示す。

図 3.3-62 は TREAT (M7) 試験における U-Zr、U-Pu-Zr 合金燃料の出力急上昇パターンを示す。U-Fe 合金、U-Pu-Fe 合金デバイスの ULOF 時（流量半減時間 5 秒）に予想される P/F 値の急激な変化が予想される 20 秒間程度の時間は範囲をカバーでき、有効な試験の可能性

が見込めることが分かる。図 3.3-63 は TREAT (M7) 試験における U-Zr と U-Pu-Zr 合金燃料の温度急上昇パターンを示す。元データ図から、U-Zr 試料データは文献の図から読み取ってプロットした。時間 10~17.7 s の変化率は、それぞれ 1 g 当たり約 51 °C/s、約 64 °C/s であり、同様の試験・測定が可能な場合は、本デバイス燃料材料の挙動把握に有用なデータを提供できる。

図 3.3-64 は TREAT (M7) 試験における U-Zr 合金燃料の出力急上昇による物質移動測定例、図 3.3-65 は TREAT (M7) 試験における U-Pu-Zr 合金燃料の出力急上昇による物質移動測定例を示す。元データ図より、U-Zr 試料と U-Pu-Zr の試料データは文献の図から読み取ってプロットした。U-Zr と U-Pu-Zr 合金の挙動に差異が見られる。

以上の調査から、U-Fe 合金、U-Pu-Fe 合金デバイスの融点は Zr 合金より低いこと、薄厚中空燃料スラグの断面出力ひずみが小さいこと等から、試験ループ中のデバイス・予加熱部の発熱比率の調整を含め、U-Fe 合金では、試料ウラン濃縮度は LEU 範囲で十分試験が可能と見込まれる。

#### ⑨ 令和 4 年度の成果のまとめ

令和 3 度までの設定炉心に加え炉形式・燃料材料の異なる体系・特性の追加設定と設計要件の明確化を行い、デバイス特性と適用性を検討し、課題抽出と対応策の評価を行った。デバイス取り出し後の状態検知の課題を抽出し、非破壊測定可能性を調査した。先行燃料照射・過渡挙動事例調査に基づき、デバイスの炉内試験可能性を示した。

#### 参考文献

- [32] 此村 守 他, 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 – (1) 原子炉プラントシステム –, JAEA-Research 2006-042, 日本原子力研究開発機構, 2006 年 6 月
- [33] 永峯 剛 他, 照射後試験用 X 線 CT 検査装置の開発: 「常陽」使用済炉心燃料集合体を用いたホット試験 (技術報告), JNC TN9410 99-020, 核燃料サイクル開発機構, 1999 年 11 月
- [34] K. Tsuchiya, et al., Development of Passive Neutron Emission Tomography Robust to its Various Inhibiting Factors and its Applicability to Nuclear Safeguards, IZES, Jan. 10-12, 2023. (submitted to Energy Reports)
- [35] 山本一也 他, 高速炉用混合酸化物燃料の熔融限界線出力評価 – 「常陽」PTM-2 試験に関する照射試験技術開発と試験結果の評価 – (研究報告), JNC-TN9400-2000-029, 核燃料サイクル開発機構, 1999 年 11 月
- [36] A. De Volpi, et al., Fast-Neutron Hodoscope at Treat: Development and Operation, Nuclear Technology, 27(3), 449-487, 1974.
- [37] T. H. Bauer, et al., Behavior of Modern Metallic Fuel in TREAT Transient Overpower Tests, Nuclear Technology, 92(3), 325-352, 1990.

表 3.3-1 炉心開発に用いた原子炉仕様

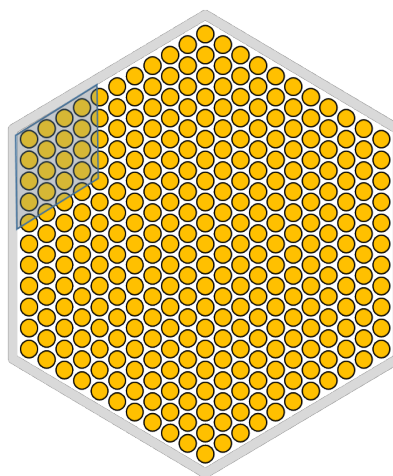
炉心仕様	値	備考
原子炉熱出力	1,785 MWth	
原子炉入口／出口温度	395／550 °C	
炉心燃料本数	286 体	
ブランケット燃料本数	66 体	
原子炉一次系流量	9083 kg/s	
燃料冷却流量	8718 kg/s	
ピン本数／集合体	255 本	内部ダクト有（内部ダクトなし:271 本ピン束）
ピン径	10.4 mm	
ラッパ管内対面距離	191.8 mm	
ラッパ管肉厚	5 mm	
集合体配列ピッチ	206.8 mm	

表 3.3-2 MOX 燃料高内部転換型代表炉心の主要目

	項目	仕様
基本仕様・炉心構成	炉心熱出力	1,785 MWt
	電気出力	750 MWe
	炉心形式	改良内部ダクト型 均質 2 領域炉心
	運転サイクル長さ	27.4 ヶ月 (832 日)
	燃料交換バッチ数(炉心/径ブランケット)	4/4 バッチ
	炉心高さ	100 cm
	軸方向ブランケット (上部/下部)	20/20 cm
	炉心等価直径	383 cm
	遮へい体外接円径	約 5.22 m
	炉心燃料集合体数(内側 IC/外側 OC/合計)	157/129/286 体
	径方向ブランケット体数	66 体
	制御棒本数(主炉停止系/後備炉停止系)	21/6 体
	径方向遮へい体(SUS 遮へい体)	72 体 (1 層)
	径方向遮へい体(ZrH 遮へい体)	78 体 (1 層)
炉心燃料仕様	燃料形態	MOX (ペレット型)
	炉心材料 (被覆管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	10.4 mm
	被覆管肉厚	0.71 mm
	燃料スミア密度(炉心/軸方向・径方向ブランケット)	82/90 TD
	スペーサワイヤ径	1.04 mm
	燃料ピン配列/燃料ピン外径(P/D)	1.11
	集合体当たり燃料ピン本数	255
	内部ダクト外面辺の長さ	46.0 mm
	内部ダクト肉厚	2.0 mm
	ラッパ管外対面間距離	201.8 mm
	ラッパ管肉厚	5.0 mm
集合体配列ピッチ	206.3 mm	

表 3.3-3 炉心 MOX 燃料集合体の断面仕様

集合体仕様	ドライバー燃料	
	2019 年度	2020 年度
燃料ピン本数	255	311
内部ダクト領域相当ピン本数	16	20
燃料ペレット径 [mm]	8.8	8.04
燃料ペレット内径 [mm]	0.0	0.0
被覆管肉厚 [mm]	0.71	0.64
被覆管内径 [mm]	8.98	8.12
被覆管外径 [mm]	10.4	9.4
ワイヤー径 [mm]	1.5	1.0
ピン配列ピッチ [mm]	11.5	10.4
ラップ管肉厚 [mm]	5.0	5.0
ラップ管内対面距離 [mm]	191.8	191.8
隣接集合体間ギャップ幅 [mm]	4.5	4.5
集合体配列ピッチ [mm]	206.3	206.3



(271 本ピン集合体断面図の左上菱形部分は、内部ダクトに相当する領域を表す。)

表 3.3-4 各種候補ドライバー均質炉心の核特性値の比較

項目	2020 年度炉心					2019 年度炉心	
	1	2	3	4	5	R1-1	R1-2
炉心高さ (cm)	100	80	100	80	80	100	100
炉心燃料ピン本数/集合体	311	311	311	311	311	255	255
取出平均燃焼度 (概数 MWd/kg)	150	150	150	150	75	150	150
運転サイクル長さ (日)	832	666	832	666	333	832	832
上部軸ブランケットの有無	あり	あり	なし	なし	なし	あり	なし
燃料ドブラー係数 (T(dk/dT))							
内側炉心 (IC) 領域	-4.15E-3	-3.57E-3	-4.02E-3	-3.40E-3	-4.34E-3	-4.09E-3	-3.93E-3
外側炉心 (OC) 領域	-1.42E-3	-1.31E-3	-1.43E-3	-1.30E-3	-1.52E-3	-1.41E-3	-1.40E-3
炉心領域合計 IC+OC	-5.57E-3	-4.88E-3	-5.45E-3	-4.70E-3	-5.85E-3	-5.50E-3	-5.33E-3
ナトリウムボイド係数 (Δk/kk')							
内側炉心 (IC) 領域	2.13E-2	1.82E-2	2.04E-2	1.69E-2	1.57E-2	2.15E-2	2.04E-2
外側炉心 (OC) 領域	5.50E-3	4.94E-3	5.39E-3	4.67E-3	3.71E-3	5.61E-3	5.50E-3
炉心領域合計 IC+OC	2.68E-2	2.31E-2	2.57E-2	2.16E-2	1.94E-2	2.71E-2	2.59E-2
IC+OC+上部領域合計	2.63E-2	2.23E-2	1.76E-2	9.42E-3	9.42E-3	2.66E-2	1.78E-2
炉心領域 IC+OC (\$) )	8.0	6.9	7.7	6.4	5.8	8.1	7.7
IC+OC+上部領域合計 (\$) )	7.8	6.7	5.3	2.8	2.8	7.9	5.3

(注) 3 次元 TriZ 体系、70 群 (JFS-3-J4U1)、拡散・均質モデル計算手法による平衡サイクル末期に対する結果

表 3.3-5 デバイス合金の定格時制限温度と液相判定温度

燃料合金組成	定格時制限温度 (°C)	燃料移動開始温度 (°C)	備考
U-Pu-Fe	567	695	固相割合 40 %
U-Fe	636	725	

3 元合金固相線温度 630 °C、液相線温度 781 °C (U : Pu : Fe=65.6 : 24.4 : 10)

2 元合金固相線温度 725 °C、液相線温度 725 °C (U : Fe=66 : 34)

表 3.3-6 331 本ピンデバイス集合体断面仕様初期設定

合金系燃料デバイス集合体断面	項目	単位	331 本ピンデバイス		
			デバイス燃料ピン (新燃料状態)	デバイス燃料ピン (照射状態)	予加熱ピン (中空断面)
	燃料径	mm	8.4	8.4	
	燃料径内径	mm	7.3	6.95	
	(ペレット実効密度比) 空隙比率		0.755	0.684	
	被覆管肉厚	mm	0.5	0.5	0.5
	被覆管内径	mm	8.4	8.4	8.4
	被覆管外径	mm	9.4	9.4	9.4
	ピン配列ピッチ	mm	10.4	10.4	10.4
	ピン本数 (全数換算)	本	331	331	331
	集合体内対面距離	mm	191.8	191.8	191.8
	ラッパ管肉厚	mm	5	5	5
	バンドルピッチ	mm	4.5	4.5	4.5
	ワイヤー径	mm	1.00	1.00	1.00
	集合体配列ピッチ	mm	206.3	206.3	206.3
	ピン列数 (全数換算)		10	10	10
	単位セル燃料体積比(燃料ピン内スミア)		0.498	0.498	
	単位セル燃料体積比(理論密度比)		0.122	0.122	
	単位セル構造材体積比		0.225	0.225	0.225
	単位セル構造材体積比 (ラッパ管部のみ)		0.092	0.092	0.092
	単位セル冷却材体積比 (ラッパ管内)		0.234	0.234	0.234
	単位セル冷却材体積比 (ラッパ管外)		0.043	0.043	0.043

表 3.3-7 331 本ピン合金系燃料デバイスの落下反応度価値サーベイ

240 本デバイス燃料ピン+91 本タイプ予加熱ピン		デバイス全体反応度(\$)			
		炉心体系 ( $\beta = 0.335 \%$ )	16 体配置	22 体配置	28 体配置
CHTR(*1)横の多機能型予加熱ピン (*2)中の 10 cm 分領域組成	濃縮 B <sub>4</sub> C(*3)		----	1.28	1.75
	天然 B <sub>4</sub> C(*3)		1.61	1.87	2.50
	空隙		----	1.90	----
	低 Pu 富化度燃料(*4)		----	----	2.55
デバイス燃料合金(U-Pu-10 at% Fe) : Pu : U 比率=1 : 3 初期スミア密度(SD) 25 % デバイス燃料ピン本数 240、長さ 40 cm、下部ヒーター (LHTR) 燃料合金(U-Pu-10 wt% Zr) : Pu : U 比率=1 : 1 初期スミア密度(SD) 75 %					
(*1) デバイス燃料部直下に (U-Pu-10 wt% Zr) 合金 (CHTR ; 長さ 5 cm、初期スミア密度(SD) 25 %) 領域を設定 (*2) 予加熱ピン本数 91 タイプ、デバイス燃料部横と上部は空隙設定 (*3) 80 %スミア密度 (SD) (*4) 4 % Pu 富化度 U-Pu-10 wt% Zr 合金(75 % SD)					

表 3.3-8 397 本ピン合金系燃料デバイス集合体の断面仕様

合金系燃料デバイス集合体断面 項目	単位	397 本ピンデバイス		
		デバイス燃料ピン (新燃料状態)	デバイス燃料ピン (照射状態)	予加熱ピン (中空断面)
燃料径	mm	7.5	7.5	
燃料径内径	mm	6.5	6.18	
(ペレット実効密度比) 空隙比率		0.751	0.679	
被覆管肉厚	mm	0.5	0.5	0.5
被覆管内径(*)	mm	7.5	7.5	7.5
被覆管外径	mm	8.5	8.5	8.5
ピン配列ピッチ	mm	9.5	9.5	9.5
ピン本数 (全数換算)	本	397	397	397
集合体内対面距離	mm	191.8	191.8	191.8
ラッパ管肉厚	mm	5	5	5
バンドルピッチ	mm	4.5	4.5	4.5
ワイヤー径	mm	1.00	1.00	1.00
集合体配列ピッチ	mm	206.3	206.3	206.3
ピン列数 (全数換算)		11	11	11
単位セル燃料体積比(燃料ピン内スミア)		0.476	0.476	
単位セル燃料体積比(理論密度比)		0.119	0.119	
単位セル構造材体積比		0.236	0.236	0.236
単位セル構造材体積比 (ラッパ管部のみ)		0.092	0.092	0.092
単位セル冷却材体積比 (ラッパ管内)		0.245	0.245	0.245
単位セル冷却材体積比 (ラッパ管外)		0.043	0.043	0.043

\* 331 本ピンデバイス集合体と比べ、1 mm 程度の細径化は製造性に大きな影響はないと考え設定

表 3.3-9 397 本ピン合金系燃料デバイスの落下反応度価値サーベイ (1)

オプション 1 : 240 本デバイス燃料ピン+91 本タイプ A 予加熱ピン+66 本タイプ H 予加熱ピン				
	炉心体系 ( $\beta = 0.335 \%$ )	デバイス全体反応度(\$)		
		16 体配置	22 体配置	28 体配置
CHTR(*1)横の多機能型予加熱ピン (*2)中の 10 cm 分領域組成	濃縮 B <sub>4</sub> C(*3)	1.62	1.88	2.51
	天然 B <sub>4</sub> C(*3)	1.83	2.11	2.81
	空隙	1.94	2.23	2.96
	低 Pu 富化度燃料(*4)	1.94	2.24	2.97
デバイス燃料合金(U-Pu-10 at% Fe) : Pu : U 比率=1 : 3 初期スミア密度(SD) 30 % デバイス燃料ピン本数 240、長さ 40 cm、下部ヒーター (LHTR) 燃料合金(U-Pu-10 wt% Zr) : Pu : U 比率=1 : 1 初期スミア密度(SD) 75 %				
(*1) デバイス燃料部直下に (U-Pu-10 wt% Zr) 合金 (CHTR ; 長さ 5 cm、初期スミア密度(SD) 25 %) 領域を設定 (*2) 予加熱ピン本数 91 タイプ A、66 本タイプ H、デバイス燃料部横と上部は空隙設定 (*3) 80 %スミア密度 (SD) (*4) 4 % Pu 富化度 U-Pu-10 wt% Zr 合金(75 % SD)				



表 3.3-10 397 本ピン合金系燃料デバイスの落下反応度価値サーベイ (2)

オプション 2 : 288 本デバイス燃料ピン+109 本タイプ A 予加熱ピン				
		デバイス全体反応度 (\$)		
		16 体配置	22 体配置	28 体配置
		炉心体系 ( $\beta = 0.335 \%$ )		
CHTR(*1) 横の多機能型予加熱ピン (*2) 中の 10 cm 分領域組成	濃縮 B <sub>4</sub> C(*3)	1.90	2.21	2.97
	天然 B <sub>4</sub> C(*3)	2.15	2.48	3.31
	空隙	2.27	2.61	3.47
	低 Pu 富化度燃料(*4)	2.30	2.65	3.52
デバイス燃料合金(U-Pu-10 at% Fe) : Pu : U 比率=1 : 3 初期スミア密度(SD) 30 % デバイス燃料ピン本数 288、長さ 40 cm、下部ヒーター (LHTR) 燃料合金(U-Pu-10 wt% Zr) : Pu : U 比率=1 : 1 初期スミア密度(SD) 75 %				
(*1) デバイス燃料部直下に (U-Pu-10 wt% Zr) 合金 (CHTR ; 長さ 5 cm、初期スミア密度(SD) 25 %) 領域を設定 (*2) 予加熱ピン本数 109 タイプ A、デバイス燃料部横と上部は空隙設定 (*3) 80 %スミア密度 (SD) (*4) 4 % Pu 富化度 U-Pu-10 wt% Zr 合金(75 % SD)				

表 3.3-11 397 本ピン LEU-Fe 合金系燃料デバイスの落下反応度価値サーベイ (1)

オプション 1 : 240 本デバイス燃料ピン+91 本タイプ A 予加熱ピン+66 本タイプ H 予加熱ピン				
		デバイス全体反応度 (\$)		
		16 体配置	22 体配置	28 体配置
		炉心体系 ( $\beta = 0.335 \%$ )		
CHTR(*1) 横の多機能型予加熱ピン (*2) 中の 10 cm 分領域組成	濃縮 B <sub>4</sub> C(*3)	1.20	1.42	1.89
	天然 B <sub>4</sub> C(*3)	1.35	1.58	2.10
	空隙	1.41	1.65	2.19
	低 Pu 富化度燃料(*4)	1.42	1.66	2.20
デバイス燃料合金(U-10 at% Fe) : U235 濃縮度=19.9 % 初期スミア密度(SD) 30 % デバイス燃料ピン本数 240、長さ 40 cm、下部ヒーター (LHTR) 燃料合金(U-Pu-10 wt% Zr) : Pu : U 比率=1 : 1 初期スミア密度(SD) 75 %				
(*1) デバイス燃料部直下に (U-Pu-10 wt% Zr) 合金 (CHTR ; 長さ 5 cm、初期スミア密度(SD) 25 %) 領域を設定 (*2) 予加熱ピン本数 91 タイプ A、66 本タイプ H、デバイス燃料部横と上部は空隙設定 (*3) 80 %スミア密度 (SD) (*4) 4 % Pu 富化度 U-Pu-10 wt% Zr 合金(75 % SD)				

表 3.3-12 397 本ピン LEU-Fe 合金系燃料デバイスの落下反応度価値サーベイ (2)

オプション 2 : 288 本デバイス燃料ピン+109 本タイプ A 予加熱ピン				
		デバイス全体反応度 (\$)		
		16 体配置	22 体配置	28 体配置
		炉心体系 ( $\beta = 0.335 \%$ )		
CHTR(*1) 横の多機能型予加熱ピン (*2) 中の 10 cm 分領域組成	濃縮 B <sub>4</sub> C(*3)	1.43	1.69	2.26
	天然 B <sub>4</sub> C(*3)	1.62	1.90	2.52
	空隙	1.70	1.99	2.64
	低 Pu 富化度燃料(*4)	1.72	2.01	2.68
デバイス燃料合金(U-10 at% Fe) : U235 濃縮度=19.9 % 初期スミア密度(SD) 30 % デバイス燃料ピン本数 288、長さ 40 cm、下部ヒーター (LHTR) 燃料合金(U-Pu-10 wt% Zr) : Pu : U 比率=1 : 1 初期スミア密度(SD) 75 %				
(*1) デバイス燃料部直下に (U-Pu-10 wt% Zr) 合金 (CHTR ; 長さ 5 cm、初期スミア密度(SD) 25 %) 領域を設定 (*2) 予加熱ピン本数 109 タイプ A、デバイス燃料部横と上部は空隙設定 (*3) 80 %スミア密度 (SD) (*4) 4 % Pu 富化度 U-Pu-10 wt% Zr 合金(75 % SD)				

表 3.3-13 塩系燃料デバイス集合体の断面仕様

塩系燃料デバイス集合体断面 項目	単位	331 本ピンデバイス	
		デバイス燃料ピン (新燃料状態)	予加熱ピン (中空断面)
燃料径 (Zr 粉込み)	mm	8.4	
燃料径内径 (中心 Zr 棒外径)	mm	4.9	
(燃料内 Zr 粉体積比)		0.26	
被覆管肉厚	mm	0.5	0.5
被覆管内径	mm	8.4	8.4
被覆管外径	mm	9.4	9.4
ピン配列ピッチ	mm	10.4	10.4
ピン本数 (全数換算)	本	331	331
集合体内対面距離	mm	191.8	191.8
ラップ管肉厚	mm	5	5
バンドルピッチ	mm	4.5	4.5
ワイヤー径	mm	1.00	1.00
集合体配列ピッチ	mm	206.3	206.3
ピン列数 (全数換算)		10	10
単位セル燃料体積比 (燃料円環分)		0.328	
単位セル燃料体積比 (U-PuCl <sub>3</sub> )		0.243	
単位セル燃料体積比 (可溶栓下、中心 Zr 棒なし)		0.498	
単位セル燃料内 Zr 棒体積比 (中実棒)		0.169	
単位セル構造材体積比		0.225	0.225
単位セル構造材体積比 (ラップ管部のみ)		0.092	0.092
単位セル冷却材体積比 (ラップ管内)		0.234	0.234
単位セル冷却材体積比 (ラップ管外)		0.043	0.043

表 3.3-14 デバイス集合体 1 体当たりの燃料インベントリー

(A) 合金系燃料デバイス	
領域名	重元素重量/集合体(kg)
デバイス燃料部 (Fe 合金) Pu	6
デバイス燃料部 (Fe 合金) U	18
ヒーター燃料部 (Zr 合金) Pu	47
ヒーター燃料部 (Zr 合金) U	51
(B) 塩系燃料デバイス	
領域名	重元素重量/集合体(kg)
デバイス燃料部 (三塩化物) Pu	7
デバイス燃料部 (三塩化物) U	20
ヒーター燃料部 (Zr 合金) Pu	40
ヒーター燃料部 (Zr 合金) U	40
(C) 炉心 MOX 燃料 (参考用)	
領域名	重元素重量/集合体(kg)
内側炉心 (IC) 燃料部 Pu	24
内側炉心 (IC) 燃料部 U	102
外側炉心 (OC) 燃料部 Pu	31
外側炉心 (OC) 燃料部 U	96
*) 炉心燃料については、ブランケット部分は含まない値	

表 3.3-15 不正利用価値の評価指標と基準

実用化区分	取得フェーズ			処理フェーズ	使用フェーズ		
	正味重量 (kg)	盗取時間 (分)	1 m 線量 (Gy/h)	処理の時間と複雑さ	裸の臨界質量 (kg)	発熱量 (kW)	自発核分裂放出率 (n/s)
I (好ましい)	< 50	< 15	< 0.1	直接または単一工程での転換	< 80	< 0.45	< 1.03E+6
II (潜在的に可能)	50 ~ 3000	15 ~ 60	0.1 ~ 1	複数工程での転換	80 ~ 800	0.45 ~ 4.5	1.03E+6 ~ 4.22E+6
III (非実用的)	3000 ~ 6500	60 ~ 240	1 ~ 10	比較的困難な精製工程を伴う転換	800 ~ 4000 <	4.5 <	4.22E+6 <
IV (不可能)	6500 <	240 <	10 <	中性子照射または濃縮を伴う転換	4000 <	---	---

表 3.3-16 デバイス燃料集合体の不正利用価値評価結果

対象燃料	取得フェーズ			処理フェーズ	使用フェーズ		
	正味重量 (kg)	取得時間	1 m放射線量 (Gy/h)		裸の臨界質量 BCM(kg)	崩壊熱 (W)	中性子発生数 (参考) (n/s)
合金系デバイス	~150 kg/集合体 53 kg Pu (II)	~20分程度 (マシン操作による貯蔵集合体の引抜+敷地外運搬) (II)	<0.1 Gy (I)	U分離+Fe/Zr分離 数ステップの工程 (II)	13.7 kg Pu (I)	176 (I)	5.25E+06 (III)
塩系燃料デバイス	~150 kg/集合体 48 kg Pu (II)	~20分程度 (マシン操作による貯蔵集合体の引抜+敷地外運搬) (II)	<0.1 Gy (I)	U分離+脱塩素(+Zr粉分離) 数ステップの工程 (II)	13.7 kg Pu (I)	176 (I)	5.25E+06 (III)
参考: 外側炉心MOX燃料集合体	~150 kg/集合体 31 kg Pu (II)	~20分程度 (マシン操作による貯蔵集合体の引抜+敷地外運搬) (II)	<0.1 Gy (I)	U分離+脱酸素 数ステップの工程 (II)	13.7 kg Pu (I)	176 (I)	5.25E+06 (III)

表 3.3-17 デバイス燃料の 1 体臨界性

デバイス燃料部	冷却材・温度 (常圧)	デバイス燃料状態	1 体の臨界性 (実効増倍率*1) キャスク様容器内
合金燃料部 スメア密度 25 %、長さ 40 cm	ナトリウム 100 °C	動作前状態	0.5093
合金燃料部 スメア密度 100 %、長さ 10 cm	ナトリウム 100 °C	動作後、可溶栓上 位置に落下状態	0.5127
合金燃料部 スメア密度 100 %、長さ 10 cm	ナトリウム 100 °C	動作後、可溶栓下 位置に落下状態	0.5282
塩系燃料部 長さ 70 cm (ピン中央 Zr 棒あり)	ナトリウム 100 °C	動作前状態	0.5128
塩系燃料部 長さ 55 cm (ピン中央 Zr 棒なし)	ナトリウム 100 °C	動作後、可溶栓下 位置に落下状態	0.5145
合金燃料部 スメア密度 25 %、長さ 40 cm	水 25 °C	動作前状態	0.8295
合金燃料部 スメア密度 100 %、長さ 10 cm	水 25 °C	動作後、可溶栓上 位置に落下状態	0.8295
合金燃料部 スメア密度 100 %、長さ 10 cm	水 25 °C	動作後、可溶栓下 位置に落下状態	0.8311
塩系燃料部 長さ 70 cm (ピン中央 Zr 棒あり)	水 25 °C	動作前状態	0.8301
塩系燃料部 長さ 55 cm (ピン中央 Zr 棒なし)	水 25 °C	動作後、可溶栓下 位置に落下状態	0.8311

\*1) ピンセル非均質断面積使用、70 群 JFS-3-40U 定数、RZ モデル拡散計算結果

表 3.3-18 従来型均質炉心体系の反応度係数

項目	MOX 燃料炉心
ドップラー係数 $(dk/kk')/Ln(T1/T0)$	-6.87E-03
燃料密度係数 $(dk/kk')/(dM/M)$	3.02E-01
構造材密度係数 $(dk/kk')/(dM/M)$	-6.99E-02
冷却材密度係数 $(dk/kk')/(dM/M)$	-2.32E-02
炉心径方向形状係数 $(dk/kk')/(dR/R)$	5.93E-02
径方向集合体膨張係数 $(dk/kk')/(dT)$	-5.40E-06
炉心支持板熱膨張係数 $(dk/kk')/(dT)$	-8.86E-06

\* ) 3次元 (TriZ) 拡散モデル 70 群計算、JFS-3-40U 定数使用

表 3.3-19 LEU-Fe 合金デバイスの評価条件

項目	LEU-Fe ケース 1	LEU-Fe ケース 2	LEU-Fe ケース 3	レファレンス (U-Pu-Fe)
デバイス燃料ピン (中空) スメア密度 %	25	30	35	25
デバイス 1 体平均 冷却材流量 (kg/s)	7.1	8.2	9.2	20.6
デバイス 1 体平均 発熱量(*) (MW)	1.9	2.1	2.3	3.3
デバイス全体反応度(\$)	1.79	2.16	2.52	2.58

\* ) 下部ヒーター部発熱分含む \*\* ) LEU : U235 濃縮度 19.9 % 想定

表 3.3-20 低ナトリウムボイド反応度炉心の反応度係数

項目	低ナトリウムボイド 反応度 HOC (炉心高 さ 80 cm、上部ナト リウムプレナム型)	低ナトリウムボイド 反応度 AHC(*) (炉心 高さ 80 cm、上部ナ トリウムプレナム 型)
ドップラー係数 (dk/kk')/Ln(T1/T0)	-6.86E-03	-7.24E-03
燃料密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	3.36E-01	3.38E-01
構造材密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	-5.13E-02	-5.27E-02
冷却材密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	-8.93E-02	-8.9E-02 (IB 含む)
炉心径方向形状係数 (dk/kk')/(dR/R)	5.93E-02	7.52E-02
径方向集合体膨張係数 (dk/kk')/(dT)	-5.67E-06	-8.66E-06
炉心支持板熱膨張係数 (dk/kk')/(dT)	-9.29E-06	-1.42E-05
ナトリウムボイド反応度 (\$)	2.9	2.9 (IB 含む)
*) 軸非均質炉心 (AHC) には、内部ブランケット (IB) を内側炉心 (炉心中心面±8 cm) に配置 **) 3次元 (TriZ) 拡散モデル 70 群計算、JFS-3-40U 定数使用		

表 3.3-21 低線出力炉心における想定デバイス反応度挿入パターン

軸方向ノード番号	反応度投入(\$)
1 10 cm 落下	-0.72
2 20 cm 落下	-1.42
3 30 cm 落下	-2.06
4 40 cm 落下	-2.57
*) (10 cm 分) 落下毎の積分反応度値、デバイス燃料部全長長さ 40 cm **) 燃料線出力 1/2 とする影響評価用 (基準炉心高線出力との比較用)	

表 3.3-22 地震時におけるデバイス反応度挿入の時間 (10 cm 長さ毎 1 ノード分)

項目	第 1 ノード分	第 2 ノード分	第 3 ノード分
地震なし UTOP (3 c/s、合計 90 c)	7.0	20.7	39.0
地震振幅反応度 50 c+ULOF	5.8	18.8	38.3
地震振幅反応度 90 c+ULOF	2.4	14.5	34.0
*) (10 cm 分) 落下までの時間 (秒)、デバイス燃料部全体長さ 40 cm **) 上下動周期 2 Hz			

表 3.3-23 金属燃料炉心検討のための原子炉仕様設定値

炉心仕様	値	備考
原子炉熱出力	1,785 MWth	
原子炉入口／出口温度	395／550 °C	参考例 345／510 °C
炉心燃料本数	286 体	
ブランケット燃料本数	66 体	
原子炉一次系流量	9083 kg/s	
燃料冷却流量	8718 kg/s	
ピン本数／集合体	311 本	内部ダクト分有（内部ダクトなし:331本ピン束）
ピン径	9.4 mm	
ラッパ管内対面距離	191.8 mm	
ラッパ管肉厚	5 mm	
集合体配列ピッチ	206.8 mm	

表 3.3-24 金属燃料均質炉心体系の反応度係数

項目	金属燃料炉心
ドップラー係数 (dk/kk')/Ln(T1/T0)	-3.40E-03
燃料密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	3.70E-01
構造材密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	-7.18E-02
冷却材密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	-3.36E-02
炉心径方向形状係数 (dk/kk')/(dR/R)	7.96E-02
径方向集合体膨張係数 (dk/kk')/(dT)	-6.80E-06
炉心支持板熱膨張係数 (dk/kk')/(dT)	-1.18E-05
*) 3次元 (TriZ) 拡散モデル 70 群計算、JFS-3-40U 定数使用	

表 3.3-25 集合体出力と流量配分計画 (金属燃料炉心)

領域	集合体本数	集合体平均出力(MW)	集合体出力ピーキング係数	燃烧出力 mismatches 係数	集合体内径方向出力ピーキング係数	集合体平均流量 (kg/s)	領域流量 (kg/s)
1	57	7.26	1.136	1.060	1.204	32.5	1853
2	54	6.46	1.179	1.057	1.247	29.9	1617
3	30	5.99	1.151	1.046	1.204	26.8	805
4	21	7.09	1.154	1.044	1.205	31.8	668
5	48	6.13	1.238	1.046	1.295	29.5	1418
6	33	4.60	1.452	1.037	1.506	25.8	851
7	27	3.89	1.499	1.024	1.535	22.2	600
8	18	0.89	2.124	1.359	2.887	9.6	172
9	48	0.79	2.093	1.359	2.844	8.4	403
デバイス	16	5.56				20.7	331
反射体	100						

表 3.3-26 金属燃料炉心における想定デバイス反応度挿入パターン

軸方向ノード番号		反応度投入(\$)
1	10 cm 落下	-0.70
2	20 cm 落下	-1.36
3	30 cm 落下	-2.00
4	40 cm 落下	-2.50
*) (10 cm 分)落下毎の積分反応度価値、デバイス燃料部全長長さ 40 cm		

表 3.3-27 デバイス配置炉心の設計要件のまとめ

設計要件項目	内容	備考
デバイスの集合体割合	炉心燃料本数との割合 5-10 %	デバイス集合体同志の隣接なし
デバイス動作開始	炉出力 P, 冷却材流量 F 比 P/F=2.5 以下	定格時 P=1、F=1
デバイス燃料設計要件	合金燃料 (U-Pu-Fe、U-Fe)	三塩化燃料 ((U-Pu)Cl <sub>3</sub> 、UCl <sub>3</sub> ) 固体物性・挙動把握
デバイス燃料ピン	中空タイプ、低スミア密度(25 ~35 %)	合金デバイス燃料 U : Pu 比率= 3 : 1 (Pu 比率 25 %以下)
多機能型予加熱ピン	下部ヒーター部、中性子吸収 体部配置	デバイス燃料ピンと多機能型予加 熱ピン比率、ピン径組合せ選択
下部ヒーター部燃料	合金燃料 (U-Pu-Zr、U-Zr)	下部ヒーター部 Pu 比率 U : Pu 比 率=1 : 1 以下
出力下部ヒーター部出力 : デ バイス燃料部の比率	目安比率 1.5 : 1	デバイス流量・圧力損失、燃料温 度 HSF, 過出力係数
可溶栓	合金燃料想定エクストルージ ョンへの対策	非ニュートン流体 (液状泡) 流動 性促進
デバイス全反応度	約 2.5 \$ (MOX 燃料炉心 ; 目安)	デバイス反応度 (MOX 燃料低線出 力炉心、金属燃料炉心では必要反 応度は低減する)

表 3.3-28 想定したデバイス位置と落下反応度

1 体分落下	D01 落下	D02 落下	D09 落下	D10 落下
挿入反応度( <i>c</i> )	-7.5	-7.8	-9.3	-10.9
炉出力低下比率	0.925	0.922	0.907	0.891
(331 本ピンデバイス仕様、40 cm 長さ合金デバイス)				

表 3.3-29 流量領域中の最大出力密度への影響（比率）

(28DEV+180C)体系	流量領域中の最大出力密度への影響（比率）			
炉心流量領域	D01 落下	D02 落下	D09 落下	D18 落下
IC1	9.28E-01	9.35E-01	9.23E-01	9.16E-01
IC2	9.28E-01	9.36E-01	9.24E-01	9.17E-01
IC3	9.29E-01	9.36E-01	9.24E-01	9.17E-01
OC4	9.29E-01	9.36E-01	9.24E-01	9.17E-01
OC5	9.30E-01	9.37E-01	9.25E-01	9.18E-01
OC6	9.30E-01	9.37E-01	9.25E-01	9.18E-01
OC7	9.29E-01	9.38E-01	9.30E-01	9.21E-01
RB9	9.29E-01	9.38E-01	9.28E-01	9.21E-01
*) デバイス 1 体落下による炉出力低下率を反映				

表 3.3-30 デバイス燃料部（炉心領域中）の最大出力密度への影響（比率）

デバイス ID	D01 落下	D02 落下	D09 落下	D18 落下
D01	-----	9.09E-01	9.03E-01	8.93E-01
D02	9.12E-01	-----	8.65E-01	8.55E-01
D03	9.12E-01	8.91E-01	8.65E-01	8.68E-01
D04	9.12E-01	9.24E-01	9.10E-01	9.03E-01
D05	9.12E-01	9.27E-01	9.17E-01	9.08E-01
D06	9.12E-01	9.23E-01	9.17E-01	9.02E-01
D07	9.12E-01	9.16E-01	9.10E-01	8.92E-01
D08	9.19E-01	8.95E-01	8.89E-01	8.58E-01
D09	9.21E-01	8.94E-01	-----	8.44E-01
D10	9.19E-01	9.13E-01	8.89E-01	8.84E-01
D11	9.19E-01	9.21E-01	9.02E-01	8.96E-01
D12	9.21E-01	9.31E-01	9.19E-01	9.11E-01
D13	9.19E-01	9.32E-01	9.23E-01	9.13E-01
D14	9.19E-01	9.30E-01	9.23E-01	9.11E-01
D15	9.21E-01	9.25E-01	9.19E-01	9.02E-01
D16	9.19E-01	9.09E-01	9.02E-01	8.78E-01
D17	9.26E-01	9.06E-01	8.89E-01	8.47E-01
D18	9.26E-01	9.02E-01	8.71E-01	-----
D19	9.26E-01	9.09E-01	8.71E-01	8.62E-01
D20	9.26E-01	9.17E-01	8.89E-01	8.82E-01
D21	9.26E-01	9.27E-01	9.08E-01	9.01E-01
D22	9.26E-01	9.31E-01	9.17E-01	9.10E-01
D23	9.26E-01	9.35E-01	9.24E-01	9.17E-01
D24	9.26E-01	9.36E-01	9.27E-01	9.18E-01
D25	9.26E-01	9.34E-01	9.27E-01	9.15E-01
D26	9.26E-01	9.31E-01	9.24E-01	9.10E-01
D27	9.26E-01	9.24E-01	9.17E-01	8.96E-01
D28	9.26E-01	9.17E-01	9.08E-01	8.82E-01
*) デバイス 1 体落下による炉出力低下率を反映				



表 3.3-31 燃焼によるデバイス動作への影響

デバイス動作時期	①固相線温度低下→冷却材設計流量増加	②動き出し温度の低下	③スウェリングによる熱伝導動低下	④燃焼による出力低下
燃焼初期	考慮	—	—	—
燃焼末期	考慮	考慮	考慮	考慮

表 3.3-32 燃焼に伴うデバイス特性の変化 (Pu 富化度 25 %)

項目	値					コメント
	0	832	1664	2496	3328	
燃焼期間(日)	0	832	1664	2496	3328	
下部ヒーター(LHTR)発熱量(相対値)	1.00	0.96	0.92	0.88	0.85	
下部ヒーター(BHTR)発熱量(相対値)	1.00	0.94	0.88	0.83	0.79	
下部ヒーター(CHTR)発熱量(相対値)	1.00	0.86	0.75	0.67	0.61	
デバイス燃料部発熱量(Pu 富化度 25 %、相対値)	1.00	0.90	0.92	0.76	0.70	反応度と等価
デバイス燃料合金中 Fe 濃度 (wt%)	10.0	10.6	11.2	11.8	12.4	
固相線温度低下(°C)	0.0	-4.2	-8.4	-12.6	-16.8	-7 °C/%変化
デバイス燃料定格運転時制限温度(°C)	567	564	562	558	555	熔融防止
デバイス燃料部発熱(Pu 富化度 25%、MW)	3.30	3.06	2.86	2.70	2.55	1 体当たり
デバイス集合体流量(kg/s)	20.6	18.8	17.5	16.5	15.6	1 体当たり
デバイス燃料落下開始温度(60 %液相、°C)	695	691	687	682	678	燃焼効果

表 3.3-33 燃焼に伴うデバイス特性の変化 (Pu 富化度 21 %)

項目	値					コメント
	0	832	1664	2496	3328	
燃焼期間(日)	0	832	1664	2496	3328	
下部ヒーター(LHTR)発熱量(相対値)	1.00	0.96	0.92	0.88	0.85	
下部ヒーター(BHTR)発熱量(相対値)	1.00	0.94	0.88	0.83	0.79	
下部ヒーター(CHTR)発熱量(相対値)	1.00	0.86	0.75	0.67	0.61	
デバイス燃料部発熱量(Pu 富化度 21 %、相対値)	0.84	0.96	0.91	0.90	0.82	Pu 富化度 25 %をベース
デバイス燃料合金中 Fe 濃度 (wt%)	10.0	10.5	11.0	11.6	12.1	
固相線温度低下(°C)	0.0	-3.5	-7.0	-11.2	-14.7	-7 °C/%変化
デバイス燃料定格運転時制限温度(°C)	578	576	574	570	568	熔融防止
デバイス燃料部発熱(Pu 富化度 25 %、MW)	3.09	3.14	2.98	2.88	2.71	1 体当たり
デバイス集合体流量(kg/s)	16.7	18.0	17.2	17.0	15.7	1 体当たり
デバイス燃料落下開始温度(60 %液相、°C)	712	707	701	695	689	Pu 富化度・燃焼変化

表 3.3-34 CT スキャン実績集合体ピン間隔と本デバイス集合体ピン間隔の比較

	「常陽」MK-1 炉心燃料	本デバイス燃料	BWR9x9 級
被覆管内径(mm)	5.6	7.5	約 10.5
被覆管外径(mm)	6.3	8.5	約 11.2
燃料形態	中実ペレット (MOX)	中空スラグ合金 (U-Pu-Fe), (U-Fe)	中実ペレット (UO <sub>2</sub> )
燃料外径(mm)	5.4	7.5	約 9.5
燃料内径(mm)	0.0	6.5	0
被覆管間隔(mm)	1.3	2.5	3~4
燃料ピンピッチ(mm)	7.6	11.0	約 14
ピン列数 (中心0列)	5 (正三角配列)	10 (正三角配列)	9x9 (四角配列)
ピン列数本数	91	331	81 (最大)
燃料集合体形態	六角形	六角形	正方形
管内面距離(mm)	74.7	191.8	約 140

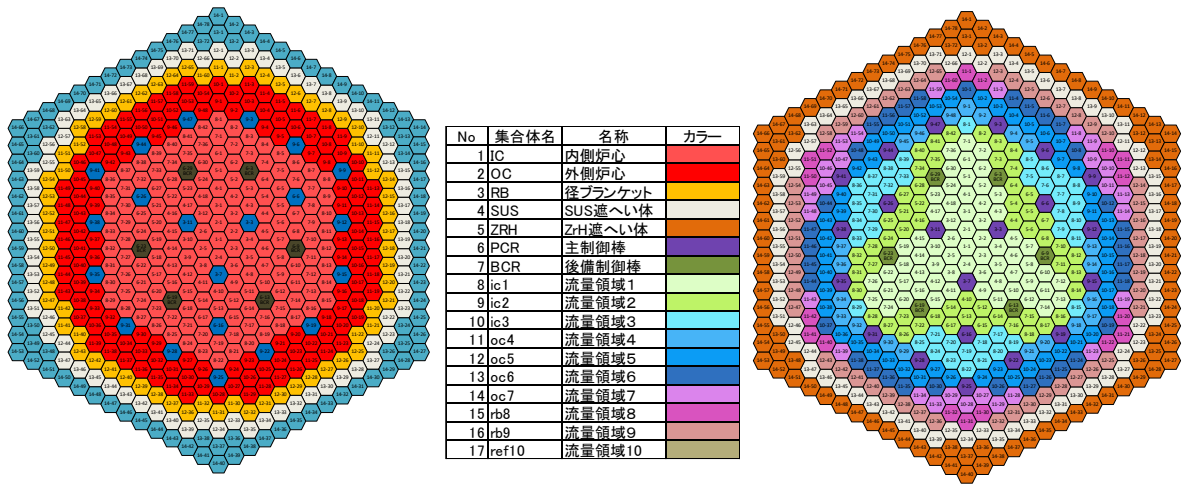
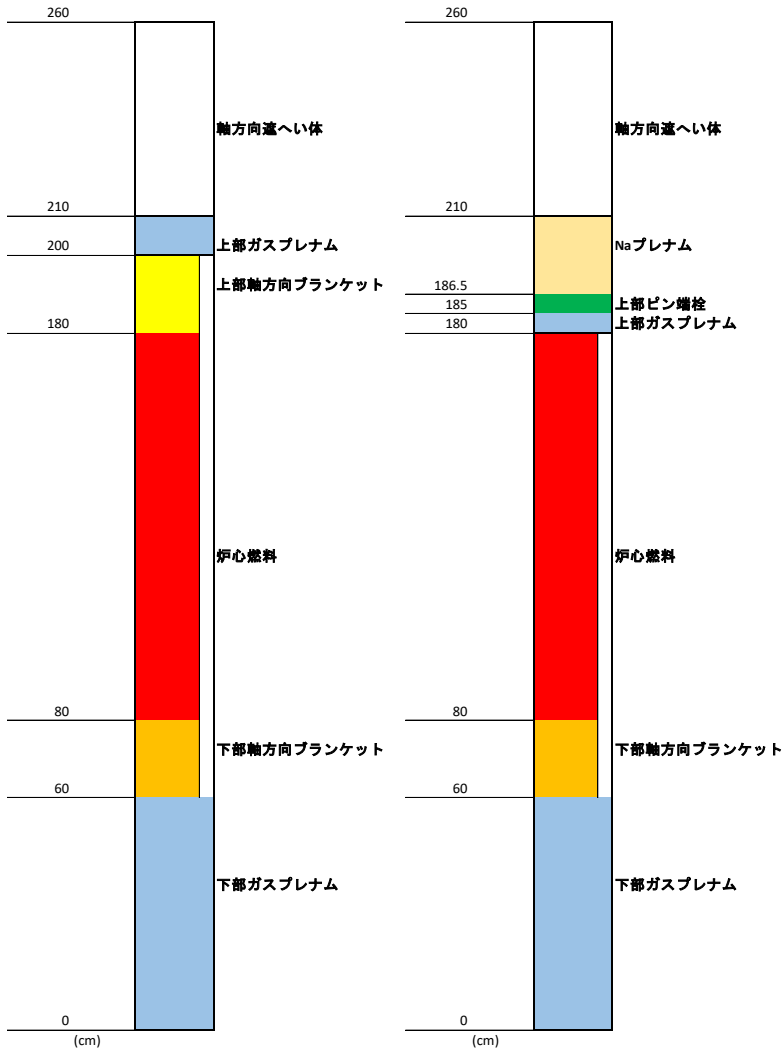


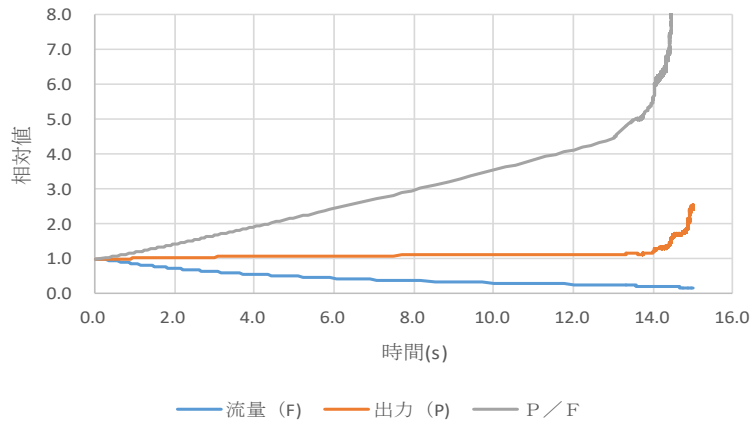
図 3.3-1 基準参照炉心に選定した 750 MWe 級 MOX 燃料大型炉心断面概要



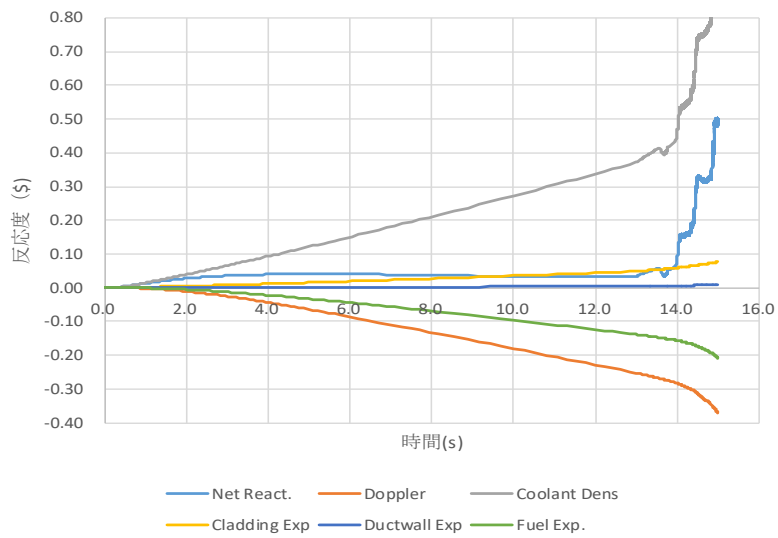
(a) 基準炉心燃料モデル化

(b) 上部ナトリウムプレナム型基準炉心燃料モデル化

図 3.3-2 炉心燃料集合体モデル化図

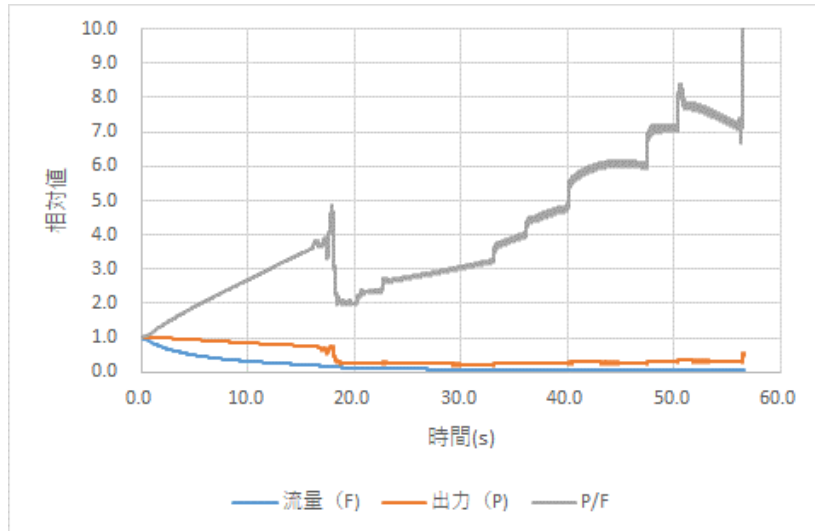


(a) P、F 及び P/F の時間変化  
(冷却材沸騰 13 秒で発生)

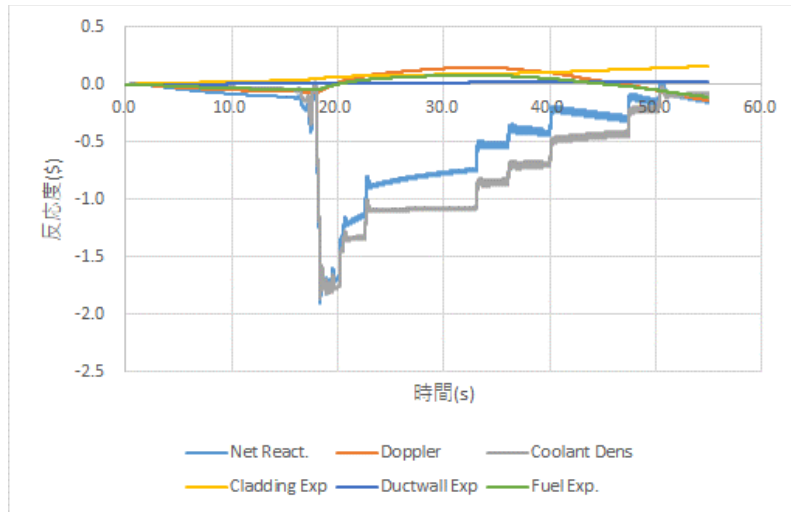


(b) 反応度の時間変化  
(沸騰発生後、正味正の反応度が大きく印加)

図 3.3-3 炉心体系番号 1 (従来型炉心) の ULOF 挙動  
(炉心高 100 cm、高燃焼度炉心)

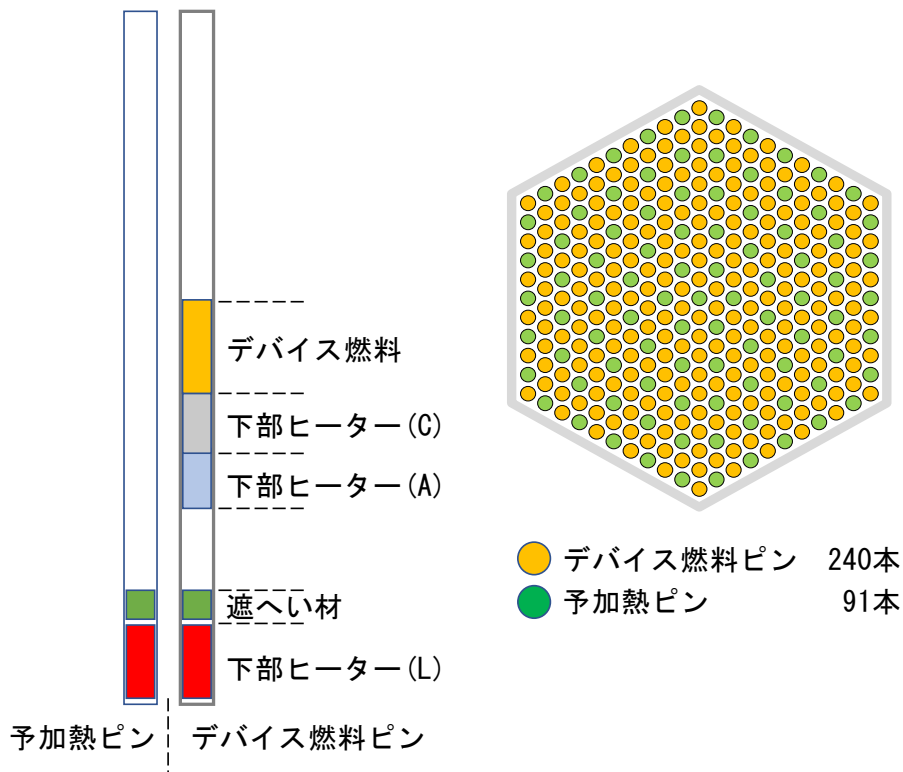


(a) P、F 及び P/F の時間変化  
(冷却材沸騰 16 秒で発生)



(b) 反応度の時間変化  
(流量低下で上部ナトリウムプレナム領域にボイド発生、負の反応度が投入され一時的に出力が低下。その後、炉心領域でボイドが拡大、出力が増加しピン破損に推移。)

図 3.3-4 炉心体系番号 5 (ナトリウムプレナム型炉心) の ULOF 挙動



デバイス燃料部、下部ヒーター部 (A), (C) のスミア密度 ; 25 %SD  
 下部ヒーター部 (L) のスミア密度 : 75 %SD、役割 ; 位置 (A), (C) はデバイス燃料の移動落下による反応度変化の増強、位置 (L) は、ULOF 時にデバイス燃料部下端 (及び下部ヒーター位置 (A), (C)) の周辺冷却材温度上昇用。

図 3.3-5 デバイス集合体概要図 (水平断面とピン軸方向配置)

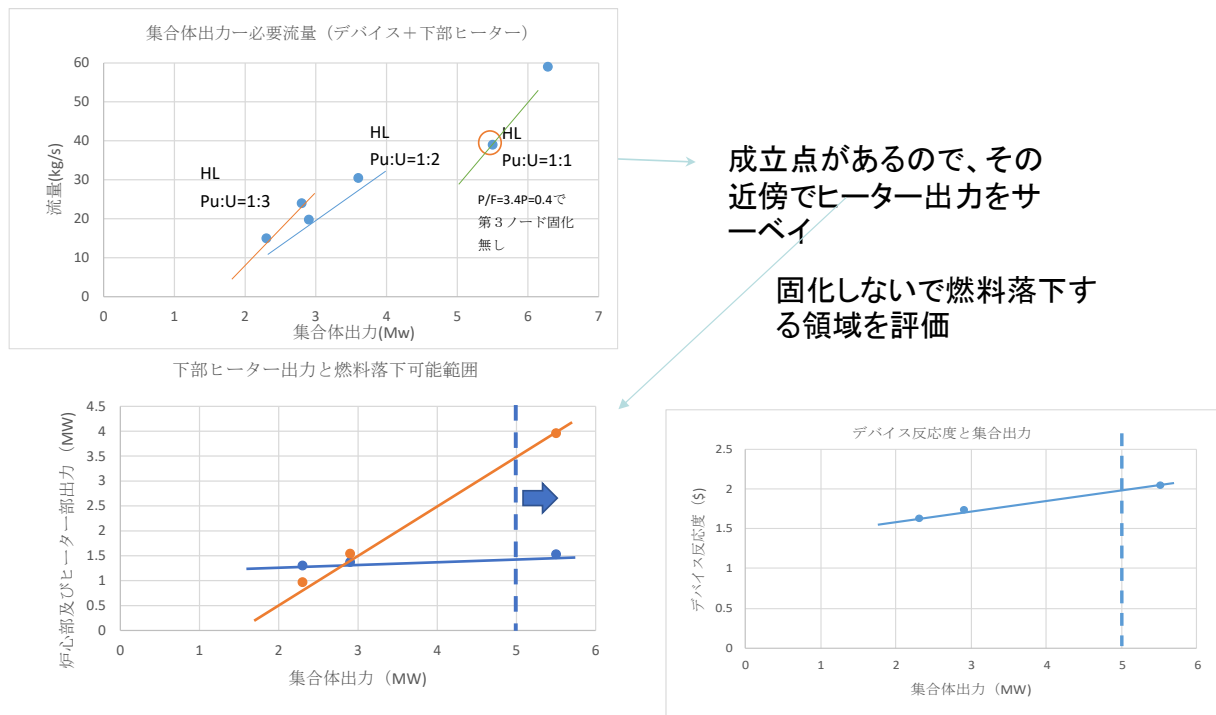
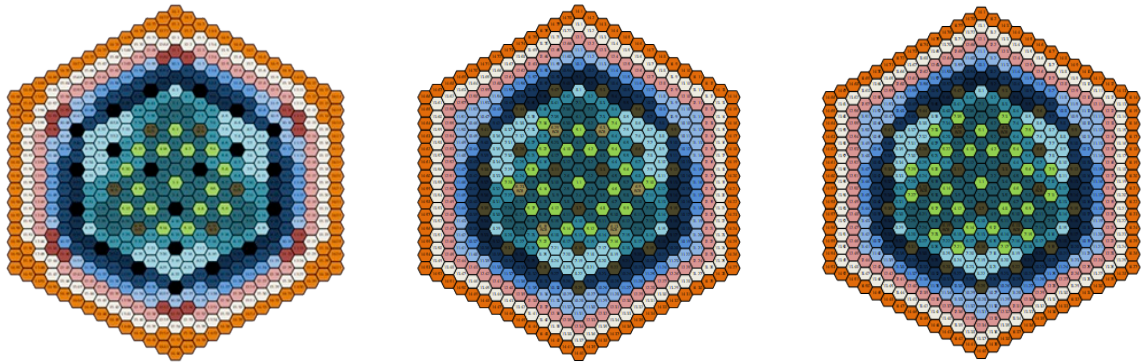


図 3.3-6 デバイス集合体発熱量と下部ヒーター発熱量の関係 (デバイス集合体仕様選定範囲)





(a) デバイス集合体 16 体      (b) デバイス集合体 22 体      (c) デバイス集合体 28 体

図 3.3-8 炉心配置断面 (3 体系)  
(緑色：デバイス集合体)

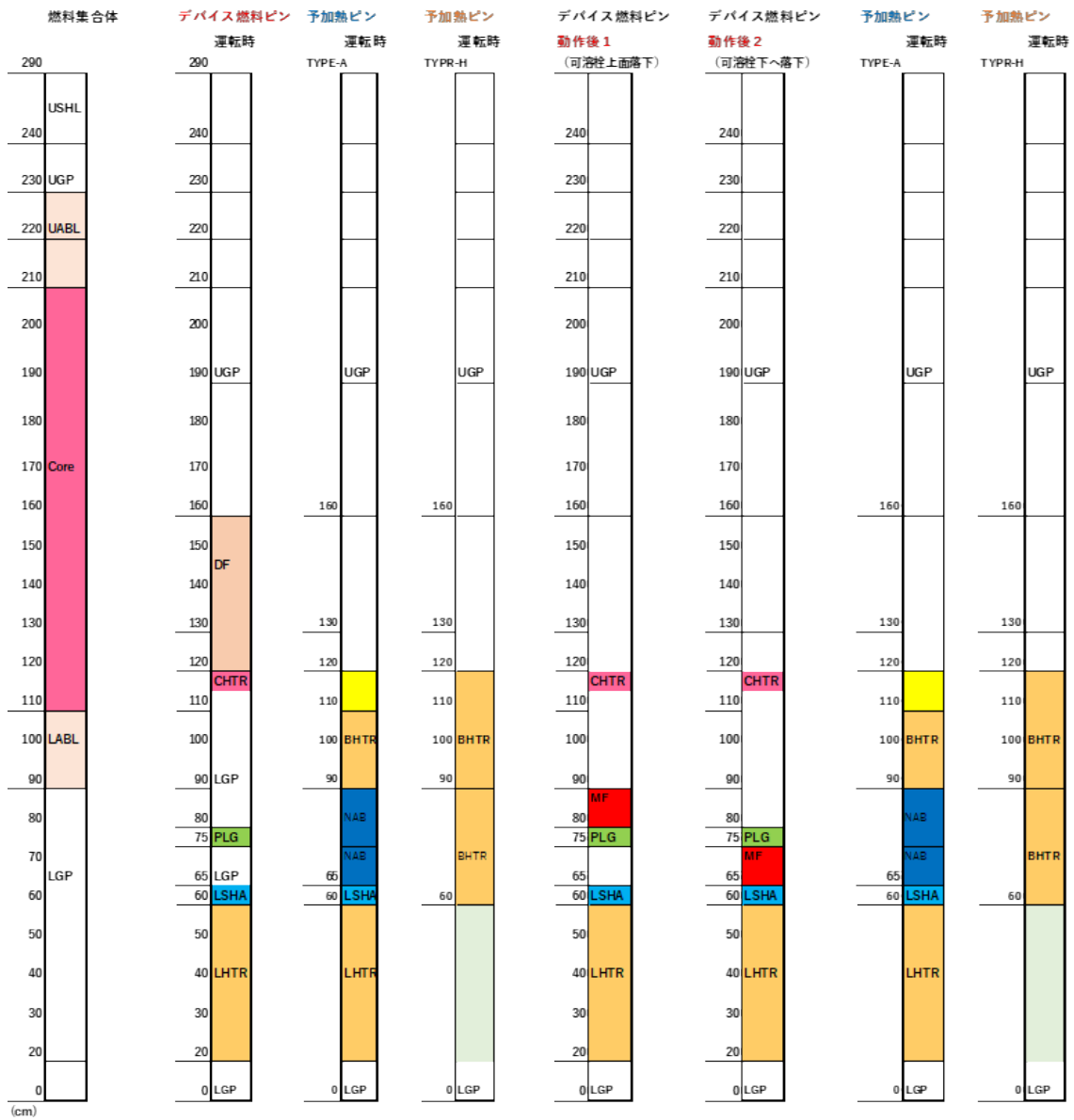


図 3.3-9 合金系燃料デバイス (397 本ピン) の軸方向仕様  
(デバイス予加熱ピン Type-A、Type-H；凡例は図 3.3-7 を参照)



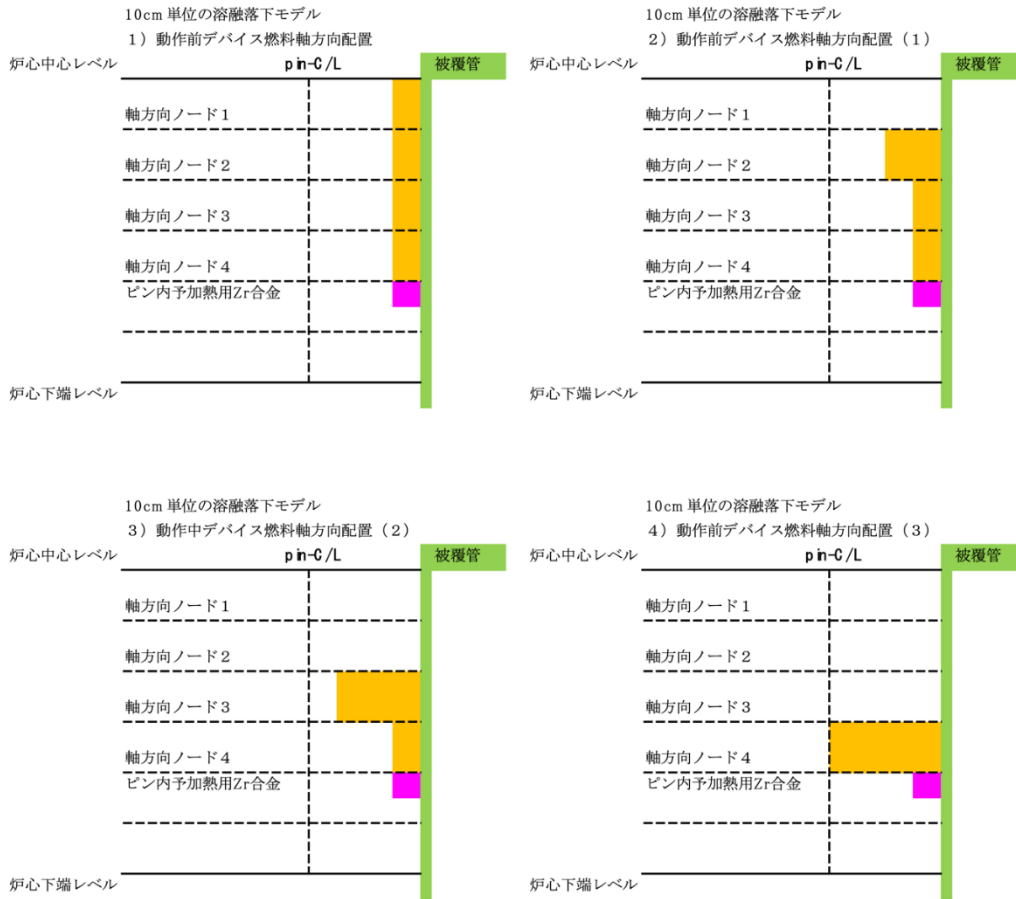


図 3.3-10 合金系デバイス燃料の挿入反応度計算モデル (331 本ピン)

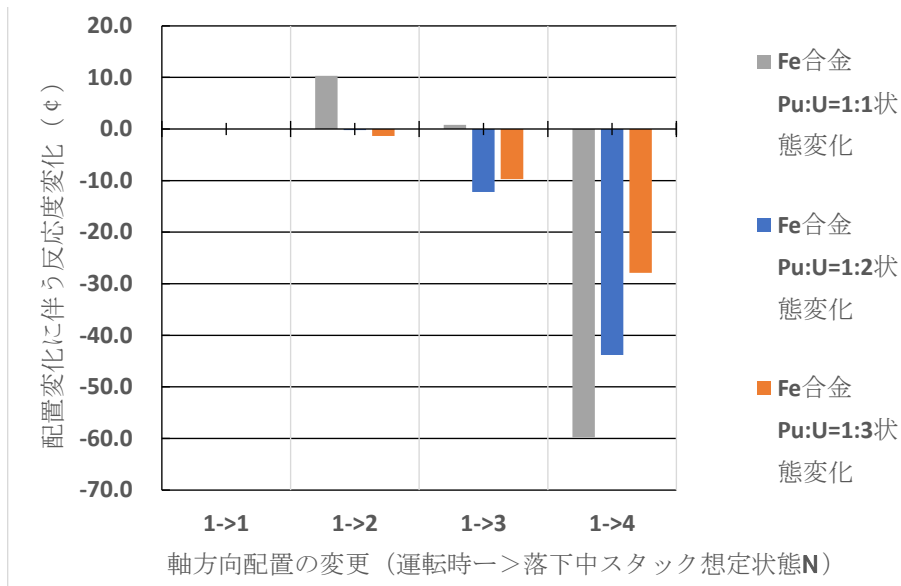


図 3.3-11 デバイス燃料合金 Pu 富加度と配置変動による反応度変化への影響 (331 ピン仕様デバイス 16 体装荷体系; 初期スミア密度 25 %)

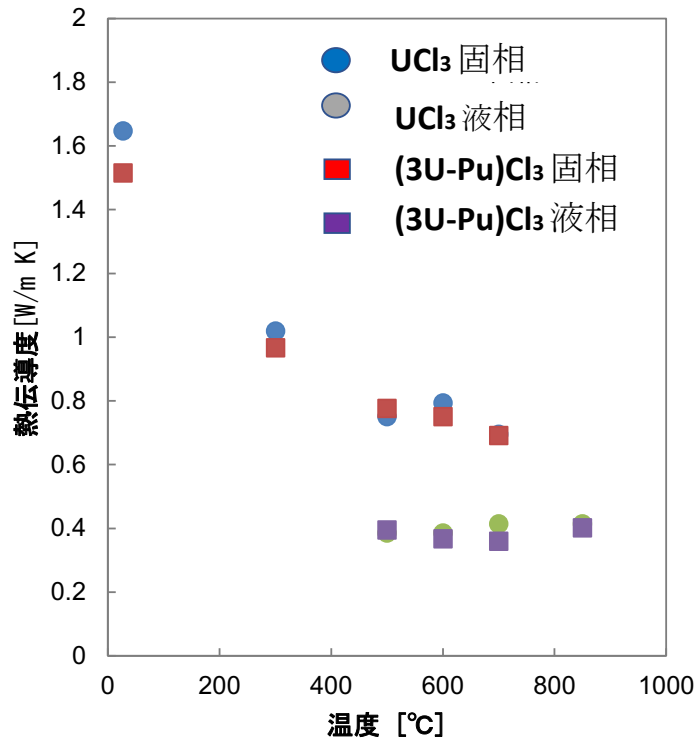


図 3.3-12 MD 法で計算した  $\text{UCl}_3$  及び  $3\text{UCl}_3\text{-PuCl}_3$  の熱伝導率

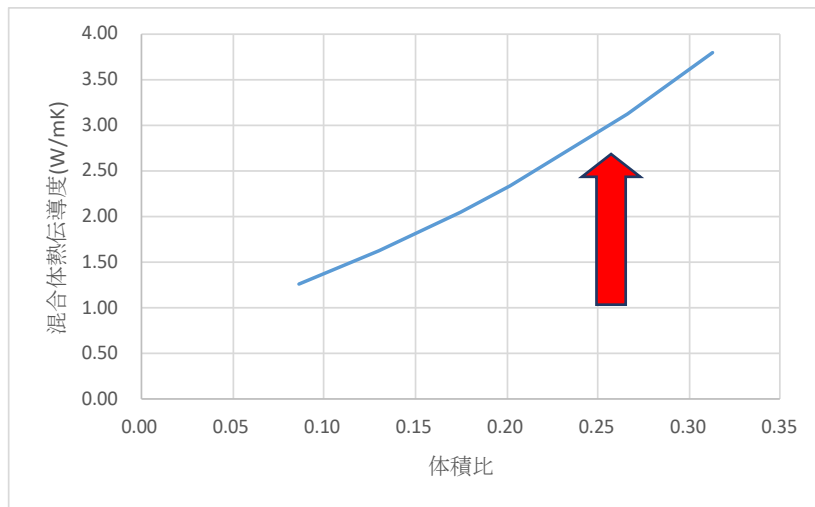
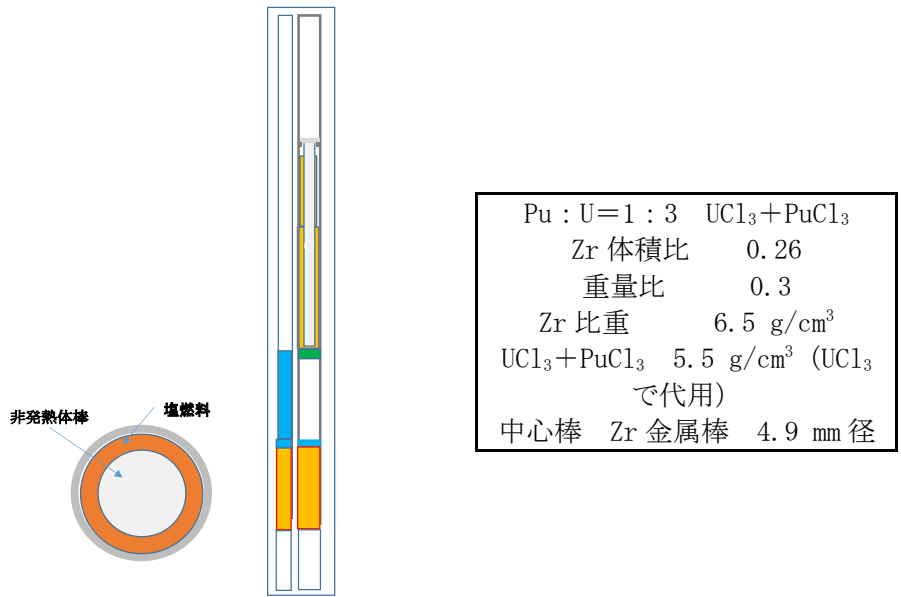


図 3.3-13  $\text{UCl}_3\text{-PuCl}_3$  に Zr を添加した場合の熱伝導率評価



中心部 Zr 棒の半径の設定条件：定格運転時の温度制限（U : Pu=3:1、固相線温度 764 °C、液相線温度 802 °C、定格時制限温度（不確かさ及び過出力係数考慮）665 °C）以下

図 3.3-14 UCl<sub>3</sub>-PuCl<sub>3</sub> に Zr を添加した場合のデバイス仕様案

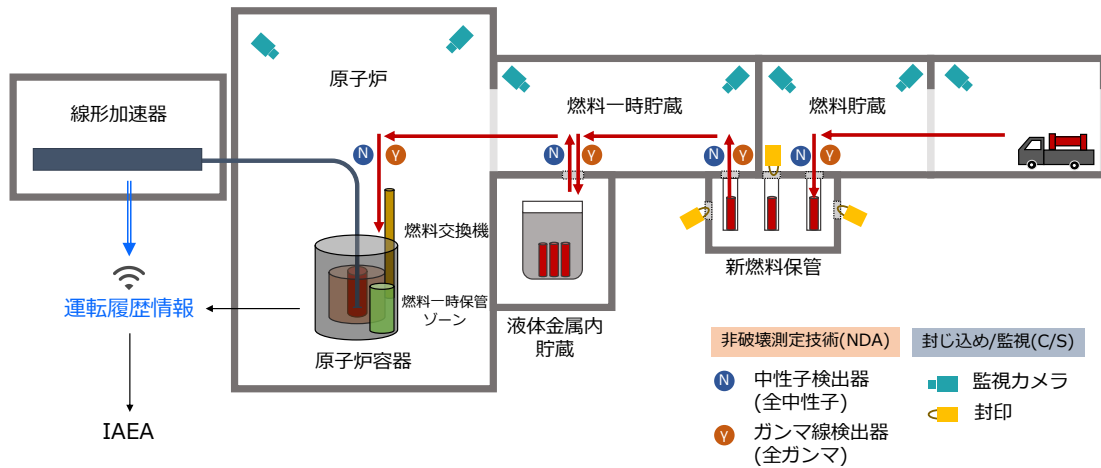


図 3.3-15 高速炉プラントにおける新燃料の取り扱い経路と保障措置機器の設置例

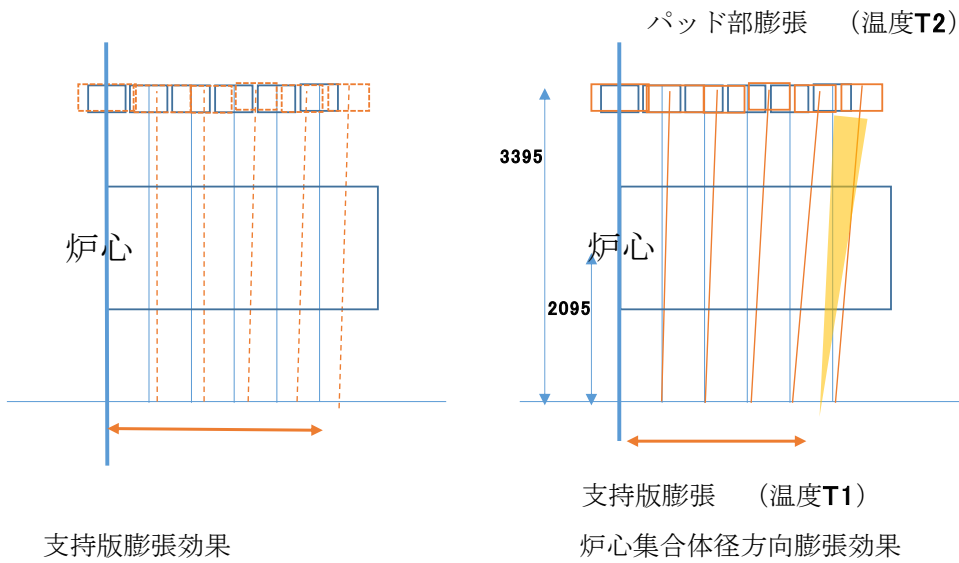
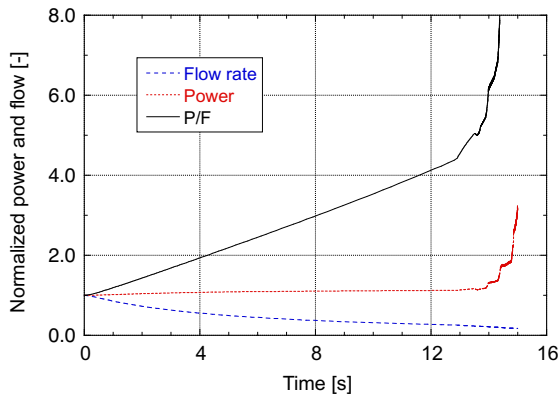
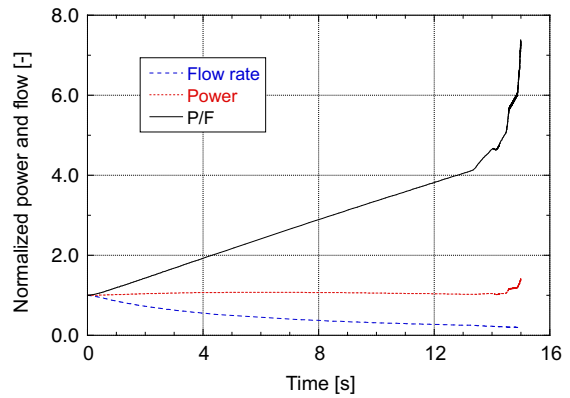


図 3.3-16 炉心支持板・集合体径方向膨張効果のイメージ図

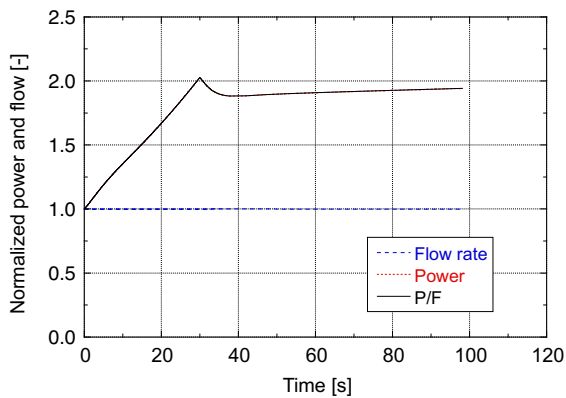


集合体径方向膨張効果考慮なし  
12 秒後 P/F 値 4.1

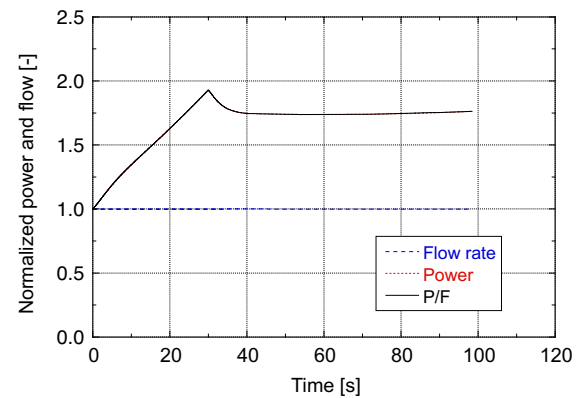


集合体径方向膨張効果考慮あり  
12 秒後 P/F 値 3.9

(a) ULOF 時の P/F 挙動への影響



支持板・集合体径方向膨張効果考慮なし  
P/F ピーク値 2.1



集合体径方向膨張効果考慮  
P/F ピーク値 1.9

(b) UTOP 時の P/F 挙動への影響

図 3.3-17 従来型均質炉心の炉心径方向膨張効果の ULOF/UTOP への影響  
(デバイスなし体系)

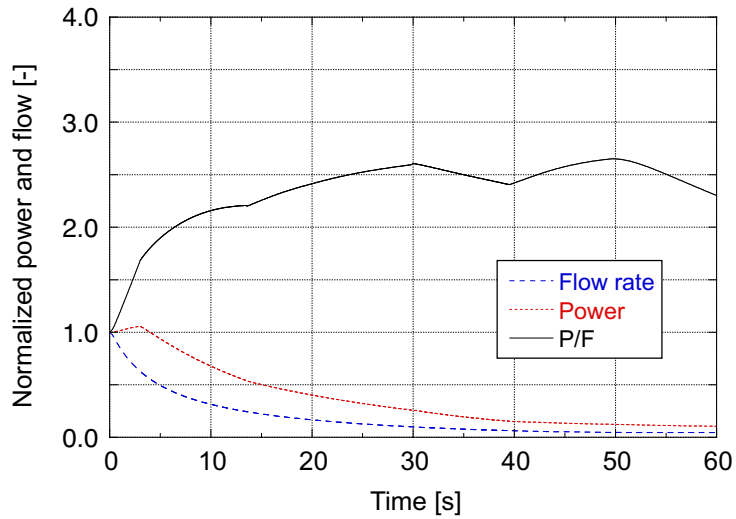


図 3.3-18 従来型均質炉心の ULOF 時デバイス作動後 P/F 変化(1)  
 (集合体径方向膨張考慮なし ; デバイス全反応度 2.57 \$ 2.06 \$挿入)

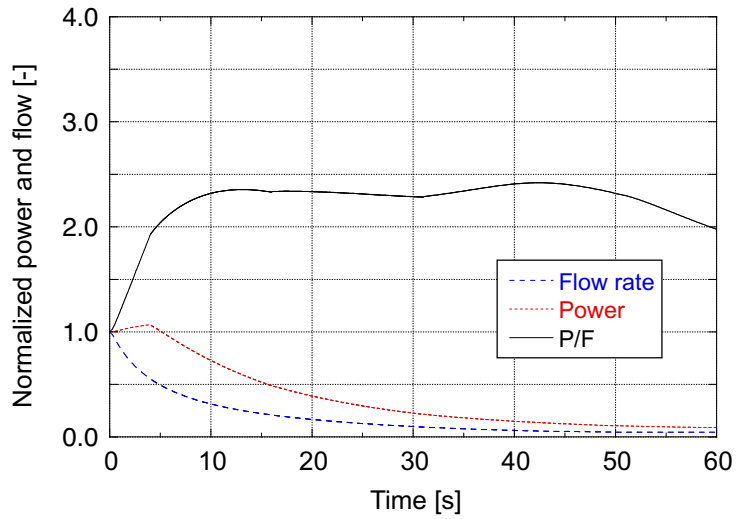


図 3.3-19 従来型均質炉心の ULOF 時デバイス作動後 P/F 変化(2)  
 (集合体径方向膨張考慮あり ; デバイス全反応度 2.57 \$ 2.06 \$挿入)

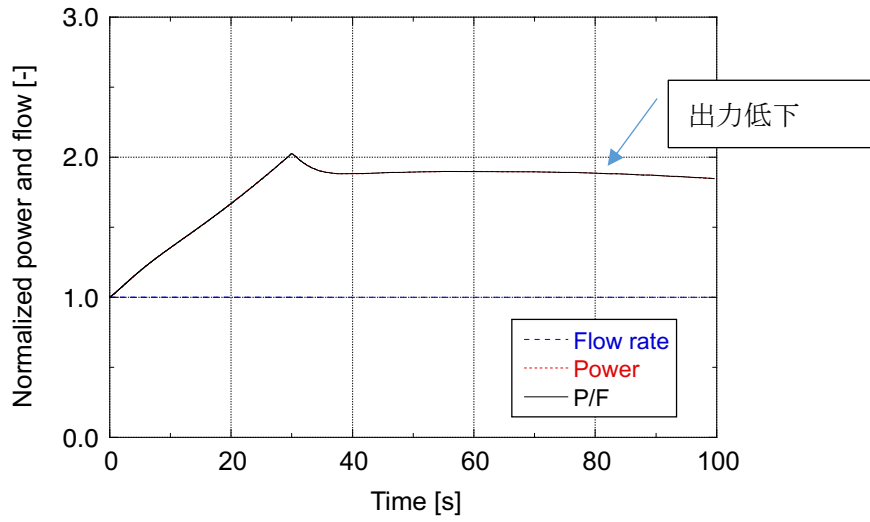


図 3. 3-20 従来型均質炉心の UTOP 時の P/F 変化(1)  
(炉心支持板膨張効果考慮あり)

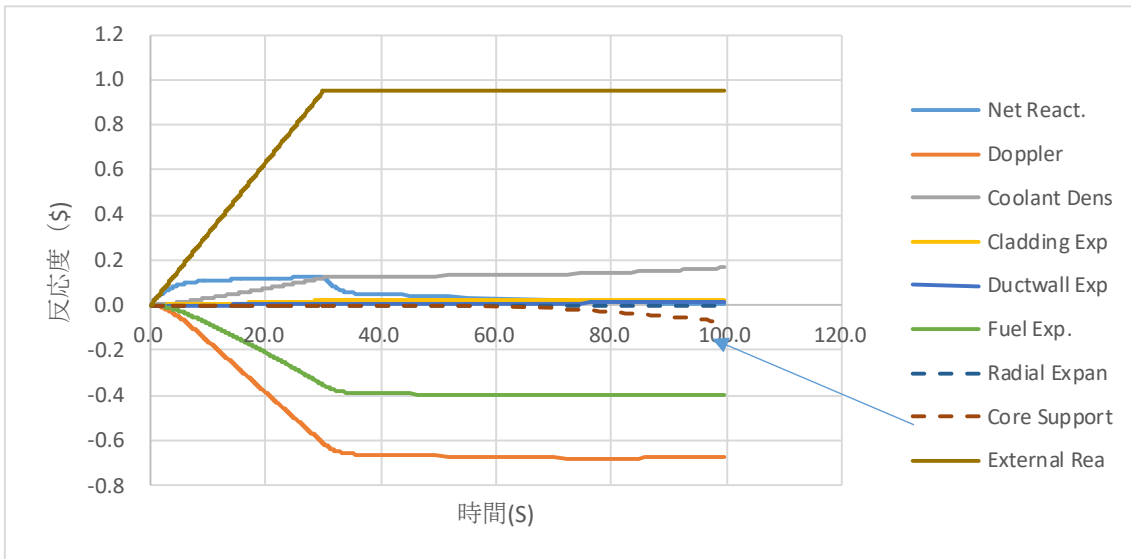


図 3. 3-21 従来型均質炉心の UTOP 時の反応度変化(1)  
(炉心支持板膨張効果考慮あり)

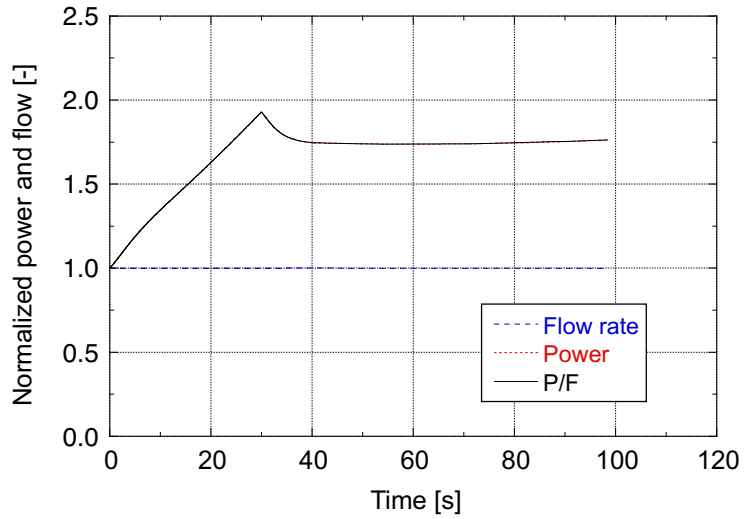


図 3.3-22 従来型均質炉心の UTOP 時の P/F 変化(2)  
 (デバイスなし/集合体径方向膨張反応度考慮; P/F ピーク値 1.9)

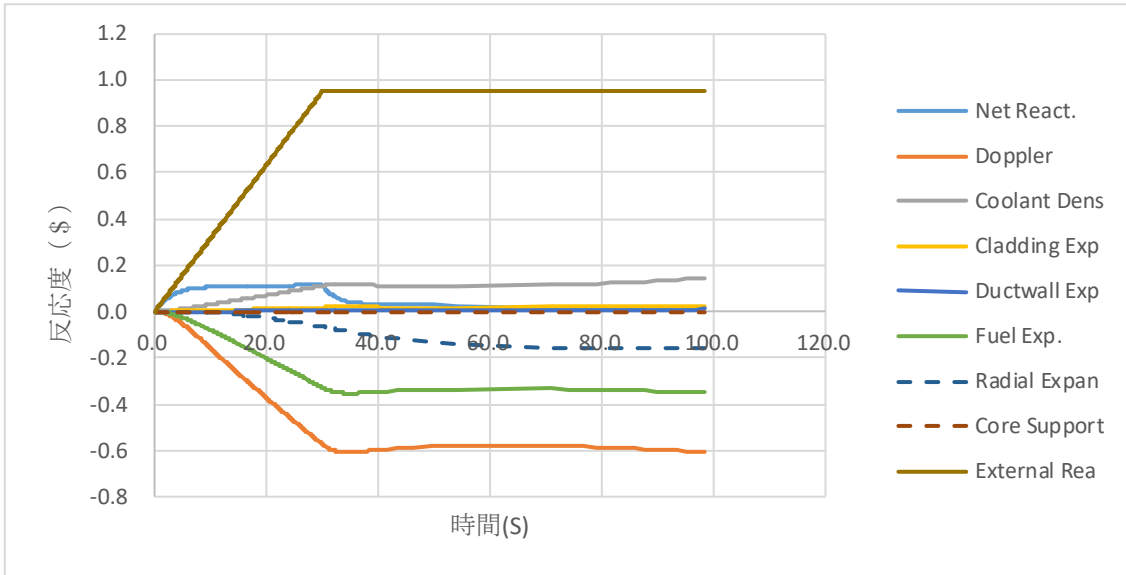


図 3.3-23 従来型均質炉心の UTOP 時の反応度変化(2)  
 (デバイスなし/集合体径方向膨張反応度考慮)

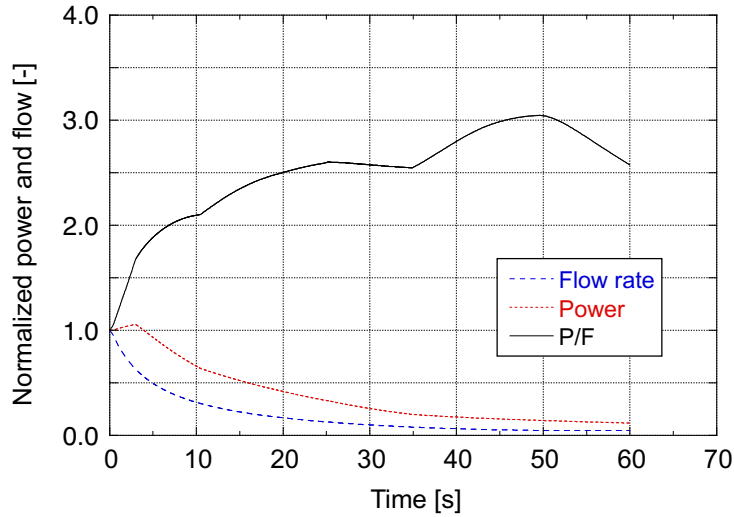


図 3. 3-24 MOX 燃料炉心における ULOF 時の U-Fe 合金デバイス効果 (P/F 変化)  
(径方向膨張反応度考慮)

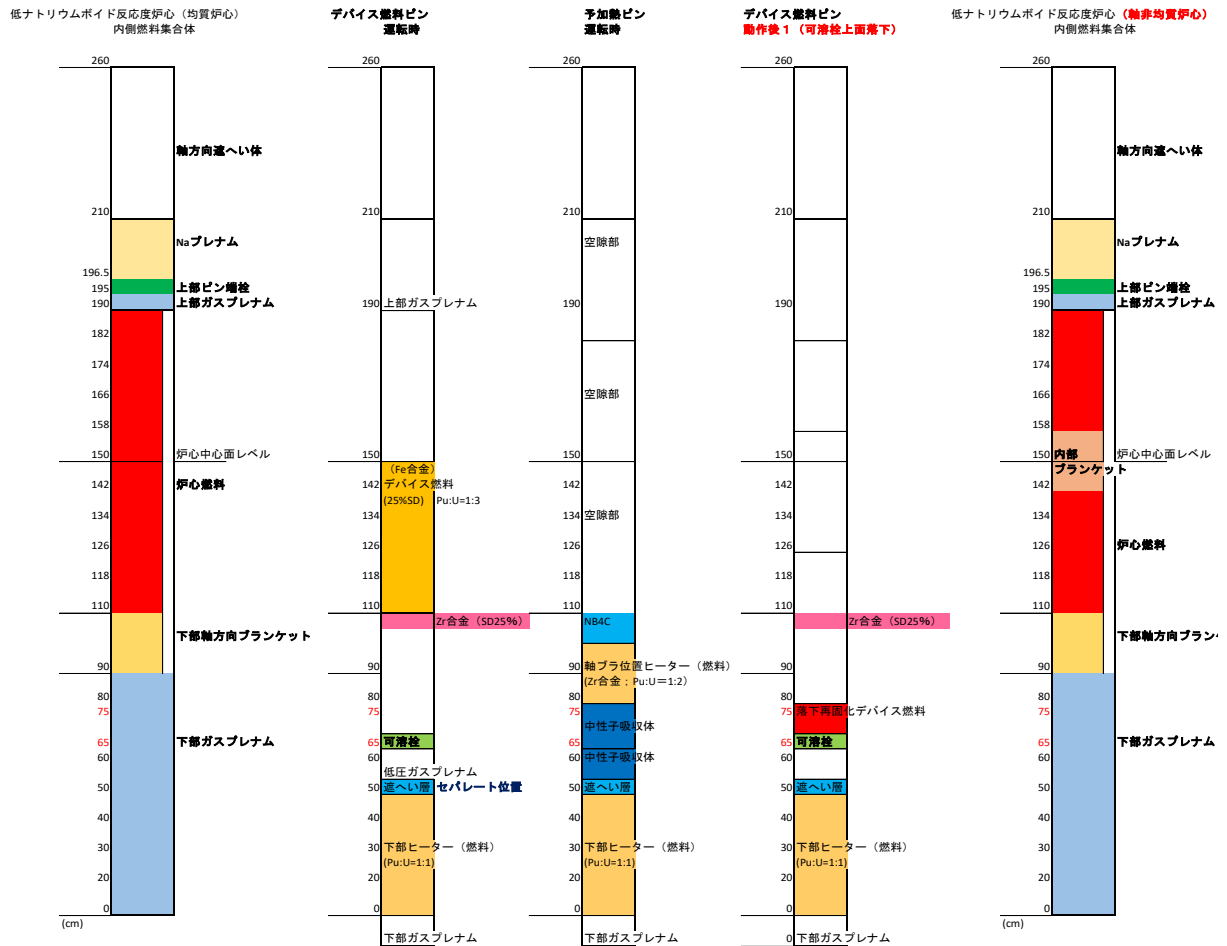


図 3. 3-25 低ナトリウムボイド反応度炉心の内側燃料とデバイス燃料の組成配置



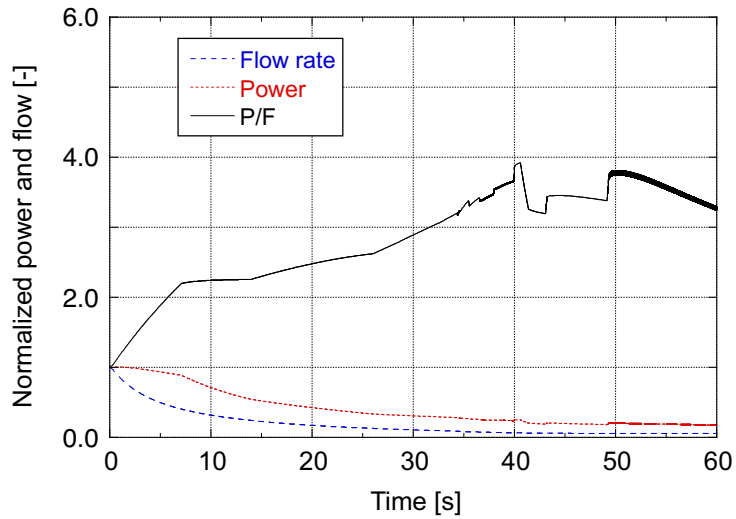


図 3.3-26 低ナトリウムボイド反応度 AHC の P/F 変化 (ULOF、デバイスなし)  
(径方向膨張反応度考慮)

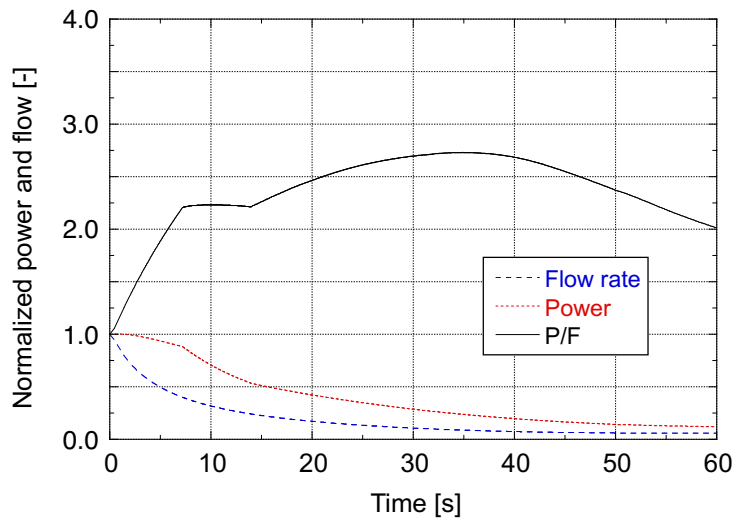


図 3.3-27 低ナトリウムボイド反応度 AHC の P/F 変化 (ULOF、デバイス動作)  
(径方向膨張反応度考慮)

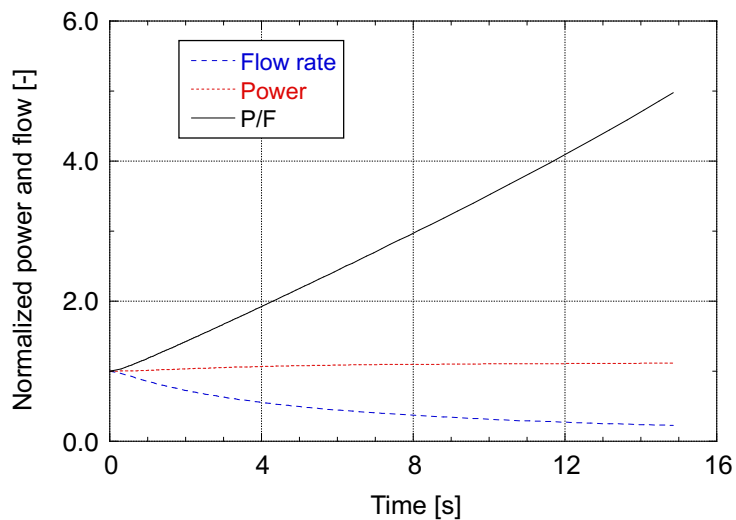


図 3.3-28 低線出力炉心における P/F 変化 (ULOF、デバイスなし)

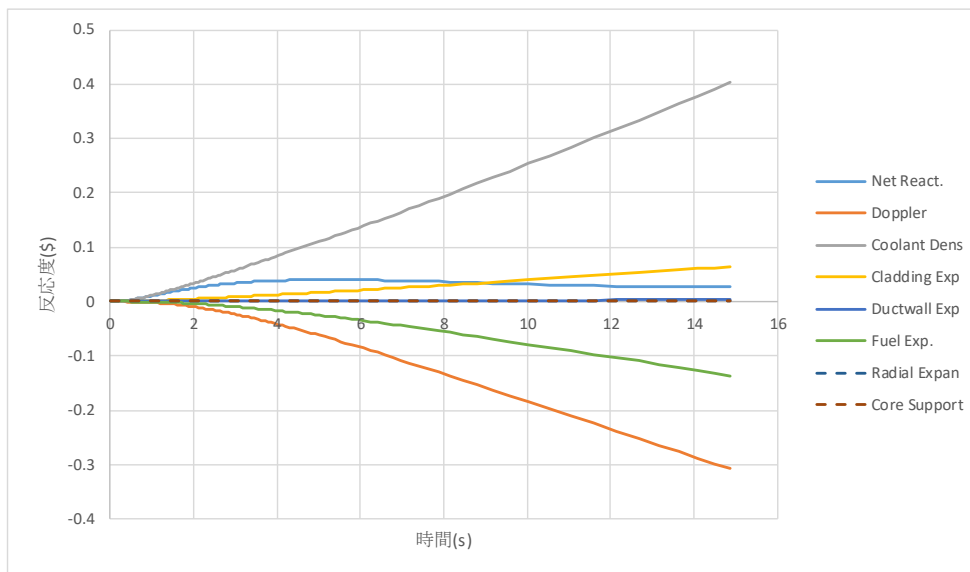


図 3.3-29 低線出力炉心における反応度変化 (ULOF、デバイスなし)

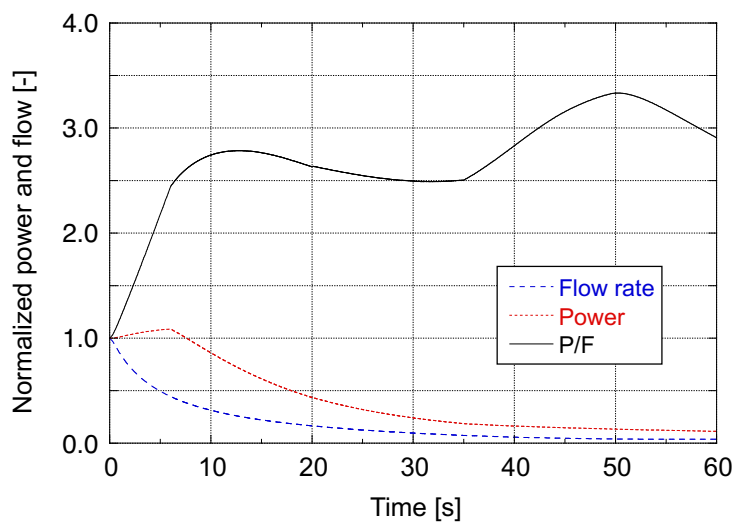


図 3.3-30 低線出力炉心においてデバイス作動した場合の P/F 変化

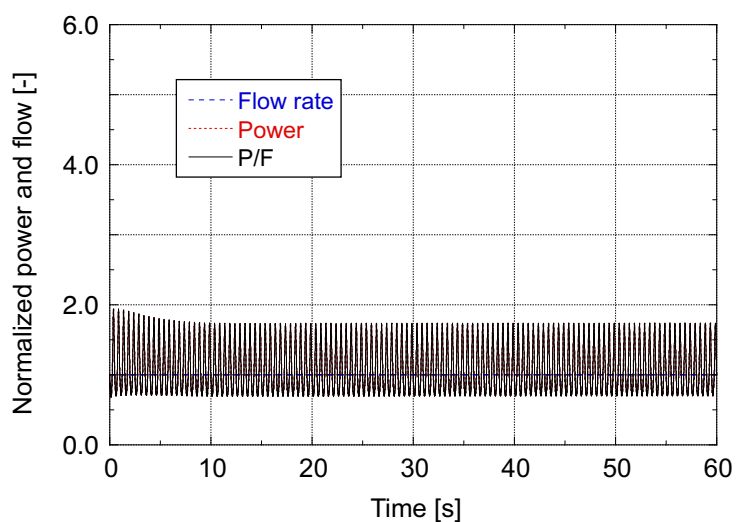


図 3.3-31 地震 (2 Hz, 50  $\epsilon$ ) 時の MOX 燃料炉心 P/F 変化

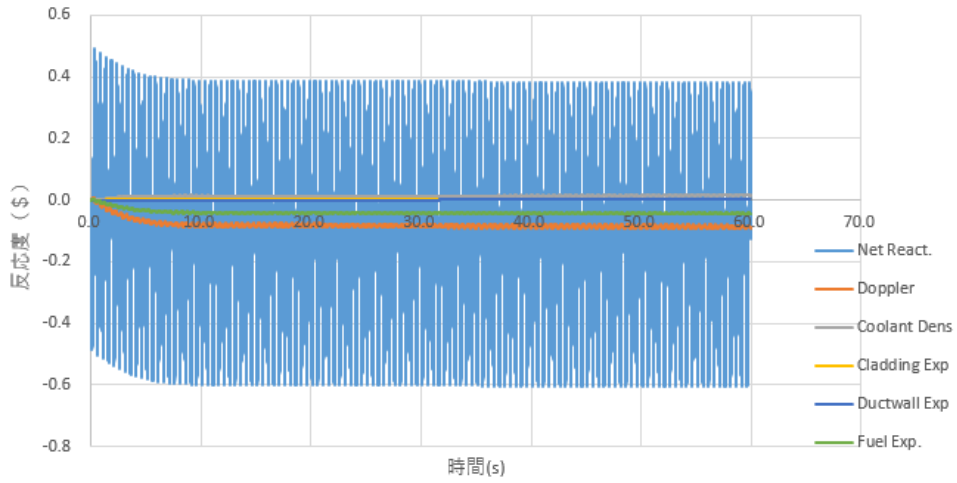


図 3.3-32 MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 50 ε) 時の反応度変化

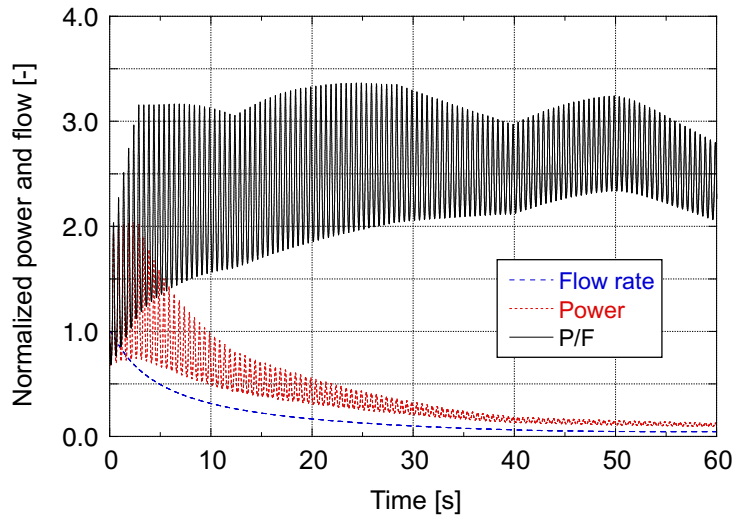


図 3.3-33 MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 50 ε) + ULOF 時の P/F 変化

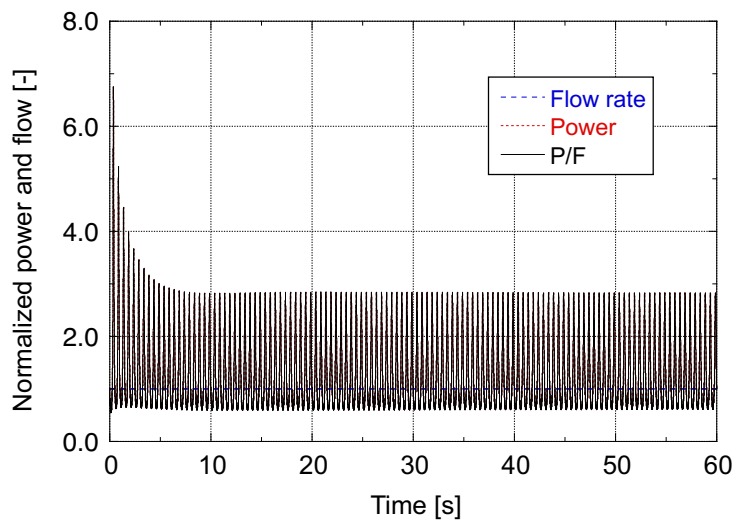


図 3.3-34 MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 90 ε) 時の P/F 変化

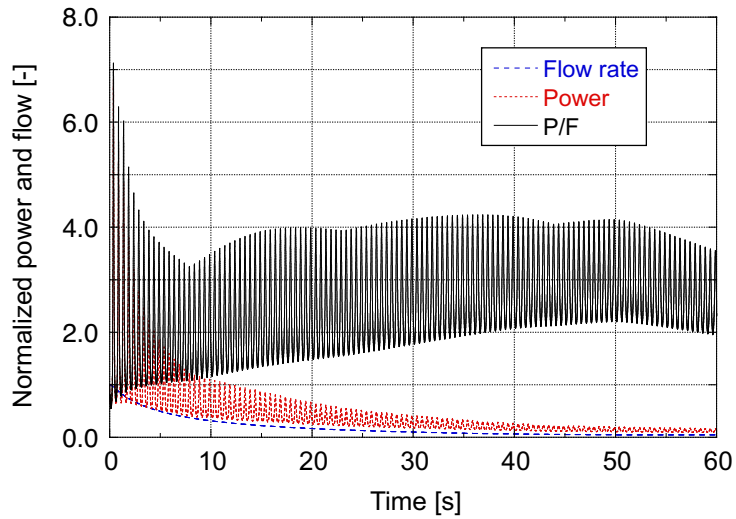


図 3.3-35 MOX 燃料炉心での地震 (2 Hz, 90  $\phi$ ) +ULOF 時の P/F 変化

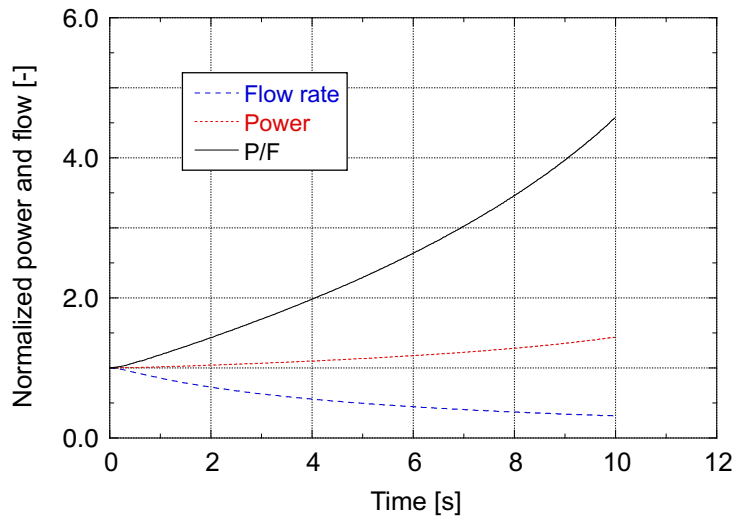


図 3.3-36 金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイスなし、径方向膨張反応度考慮)

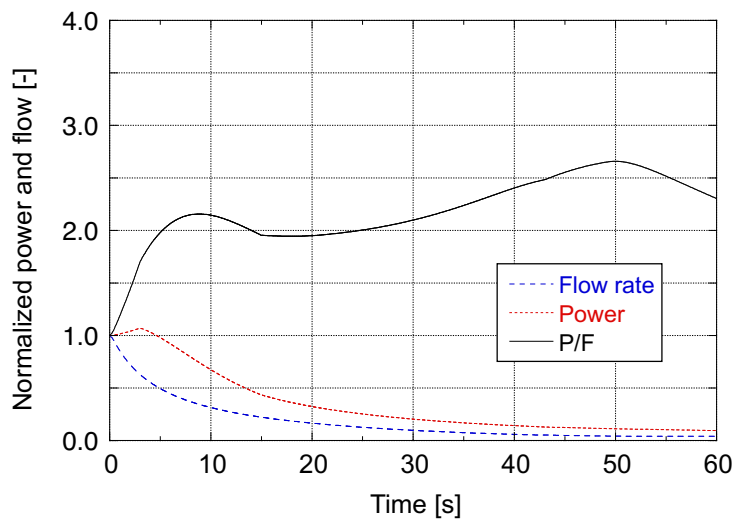


図 3.3-37 金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイス作動、径方向膨張反応度なし)

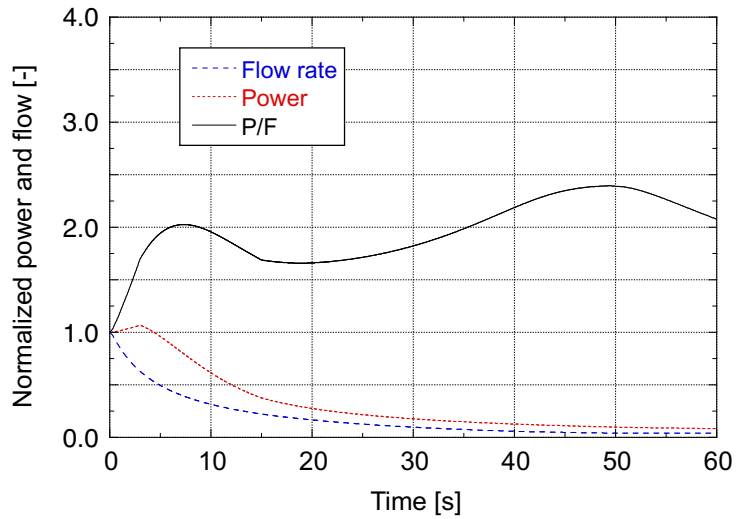


図 3.3-38 金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイス作動、径方向膨張反応度効果考慮)

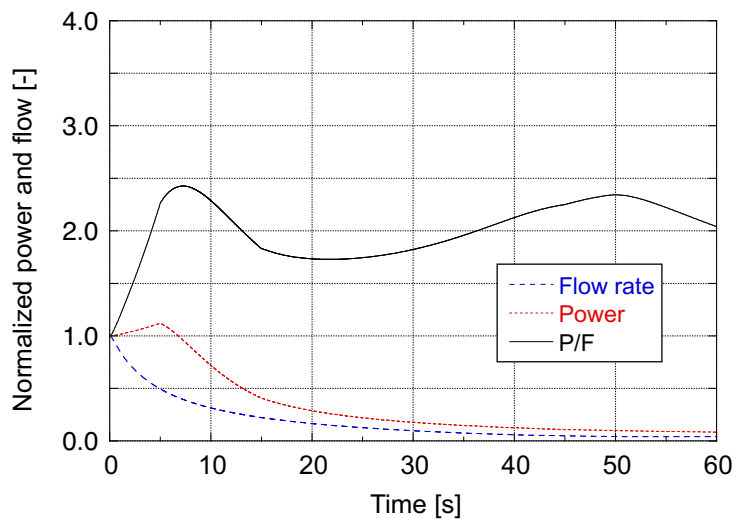


図 3.3-39 金属燃料炉心 ULOF 挙動 (デバイス動作、径方向膨張反応度考慮)  
(出入口温度 510/355 °C)

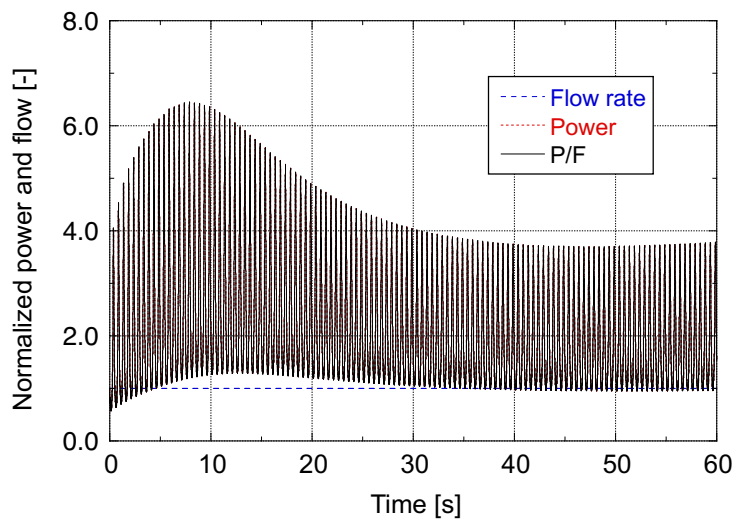


図 3.3-40 金属燃料炉心 P/F 変化 (径方向膨張反応度考慮、地震 80 c)

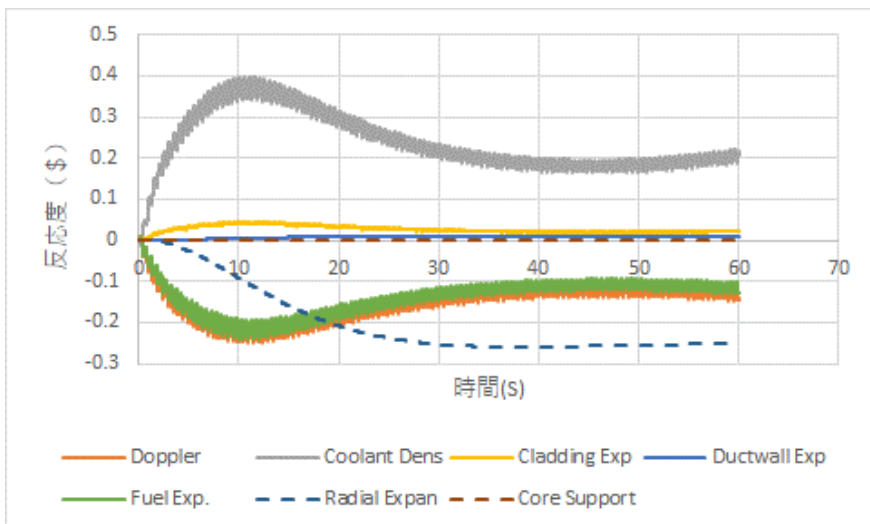


图 3.3-41 金属燃料炉心反应度变化 (径方向膨胀反应度考虑、地震 80 c)

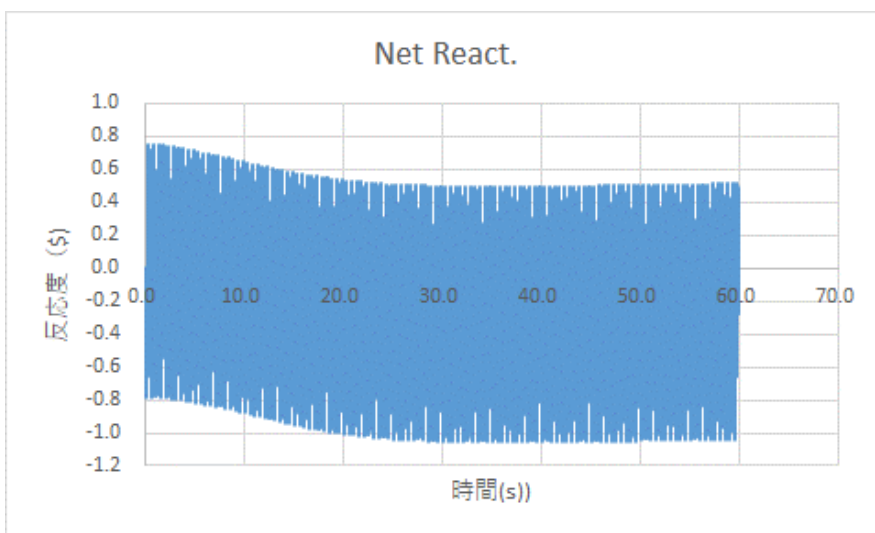


图 3.3-42 金属燃料炉心正味反应度变化 (径方向膨胀反应度考虑、地震 80 c)

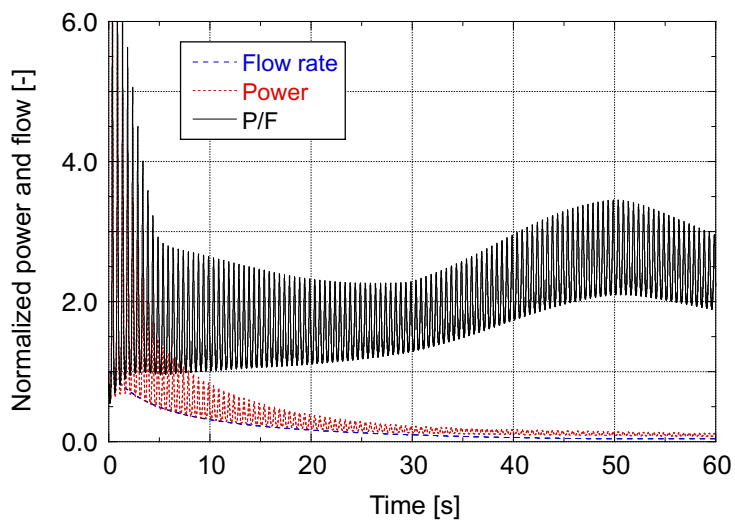


图 3.3-43 金属燃料炉心 P/F 变化 (地震 90 c + ULOF、径方向膨胀反应度考虑)

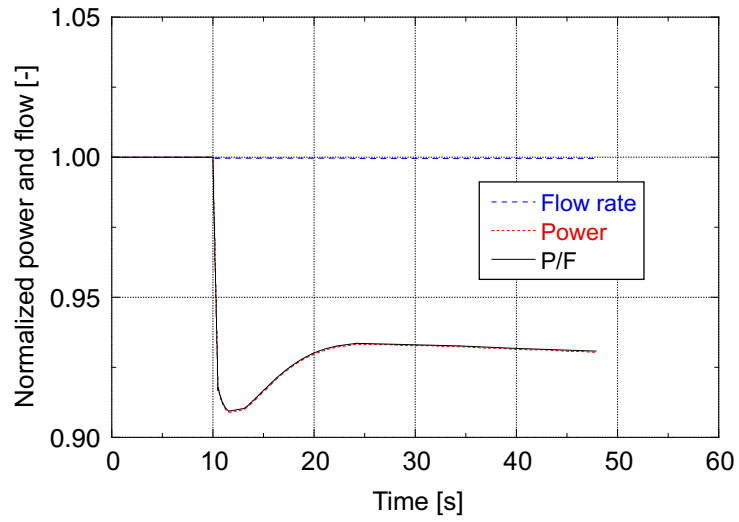


図 3.3-44 MOX 燃料炉心におけるデバイス 1 体誤作動での P/F 値の挙動

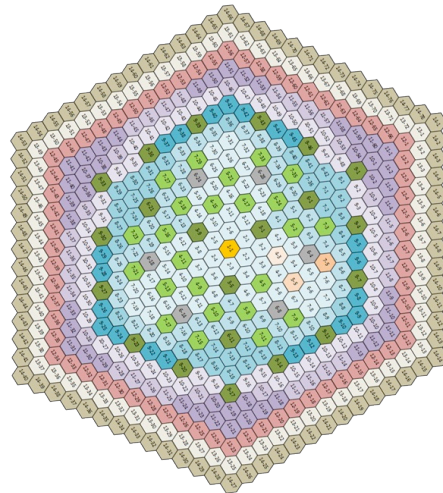
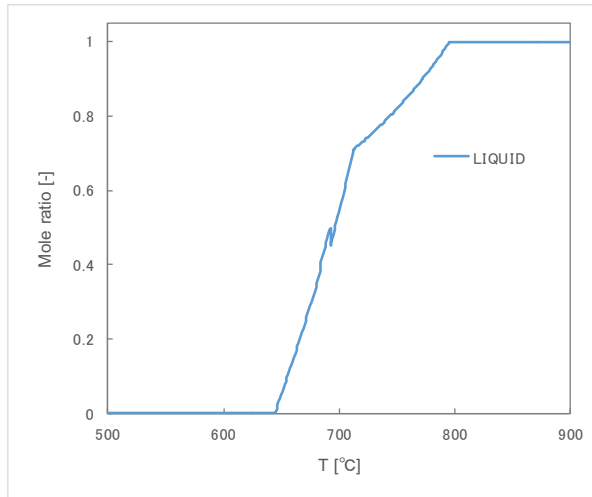
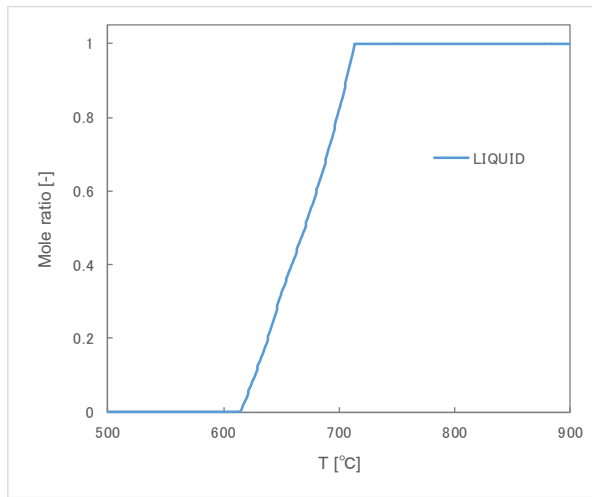


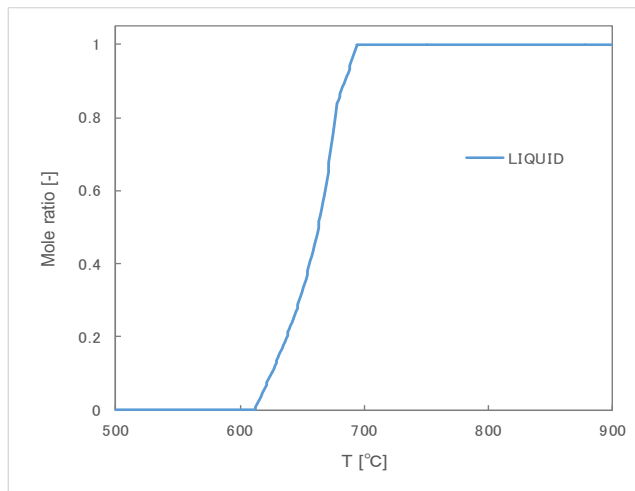
図 3.3-45 MOX 燃料炉心におけるデバイス 1 体誤作動想定位置 (3 箇所)



(U:Pu 比率 3:1) Fe 10 wt% : 60 % 熔融 704 °C、固相線 644.5 °C



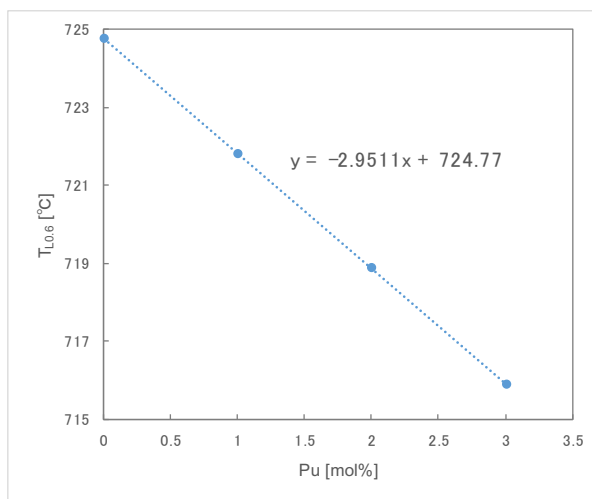
(U:Pu 比率 3:1) Fe 15 wt% : 60 % 熔融 681 °C / Fe 10 wt% と比較して -23 °C



(U:Pu 比率 3:1) Fe 20 wt% : 60 % 熔融 669 °C / Fe 10 wt% と比較して -35 °C  
固相線 611.6 °C / Fe 10 wt% と比較して -32.9 °C

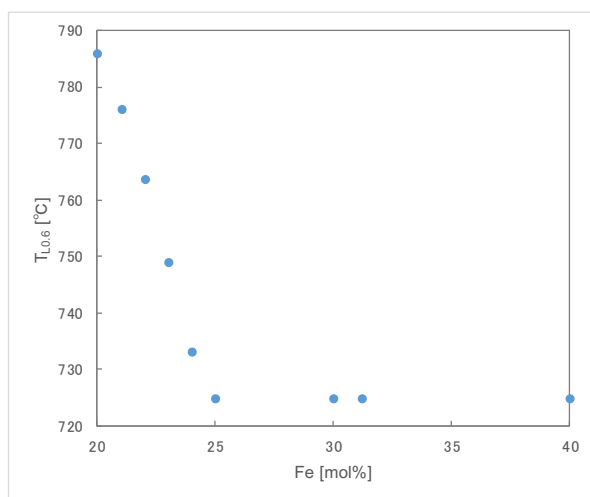
図 3.3-46 Fe 含有率と U-Pu-Fe の融点の関係





3 %で 725 °Cから 9 °C低下

図 3.3-47 U-Fe の場合 Pu の添加量と融点の関係



共晶温度 725 °C

図 3.3-48 U-Fe の場合 Fe の量と融点の関係

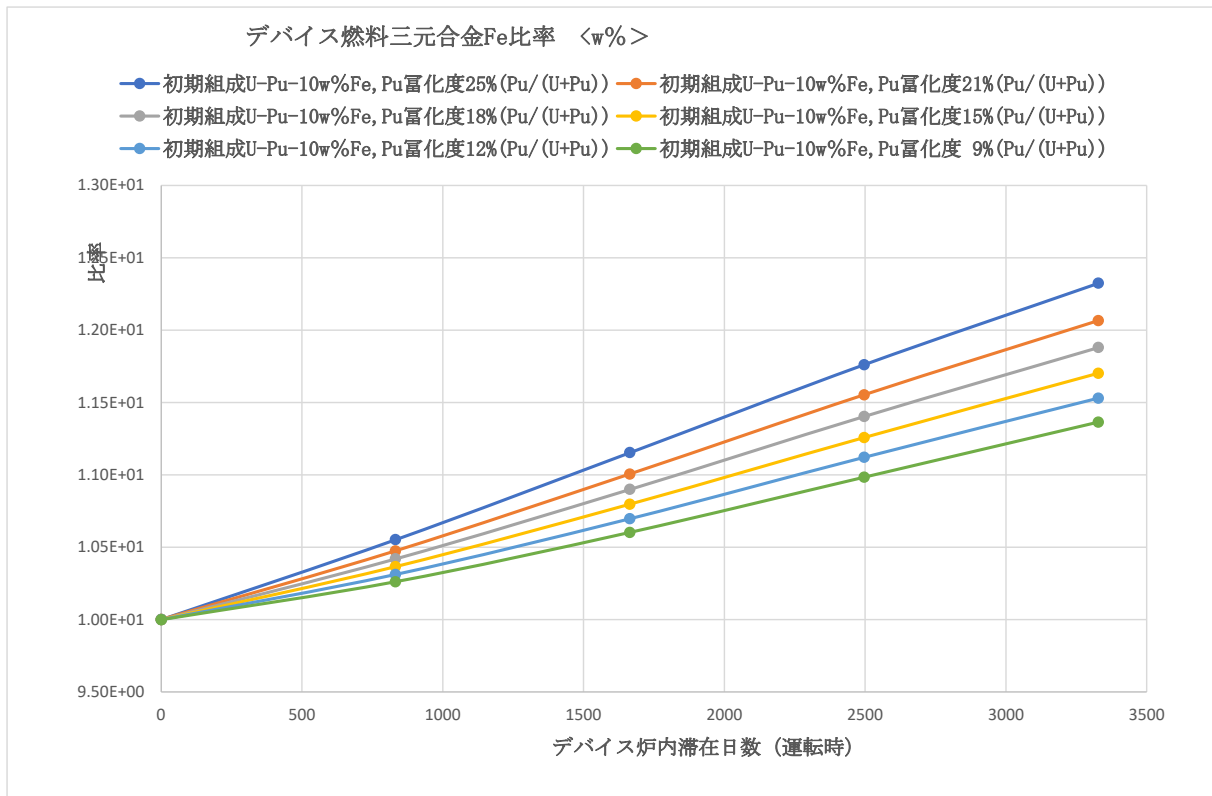


図 3.3-49 MOX 燃料従来型均質炉 燃焼に伴う Fe 濃度の変化

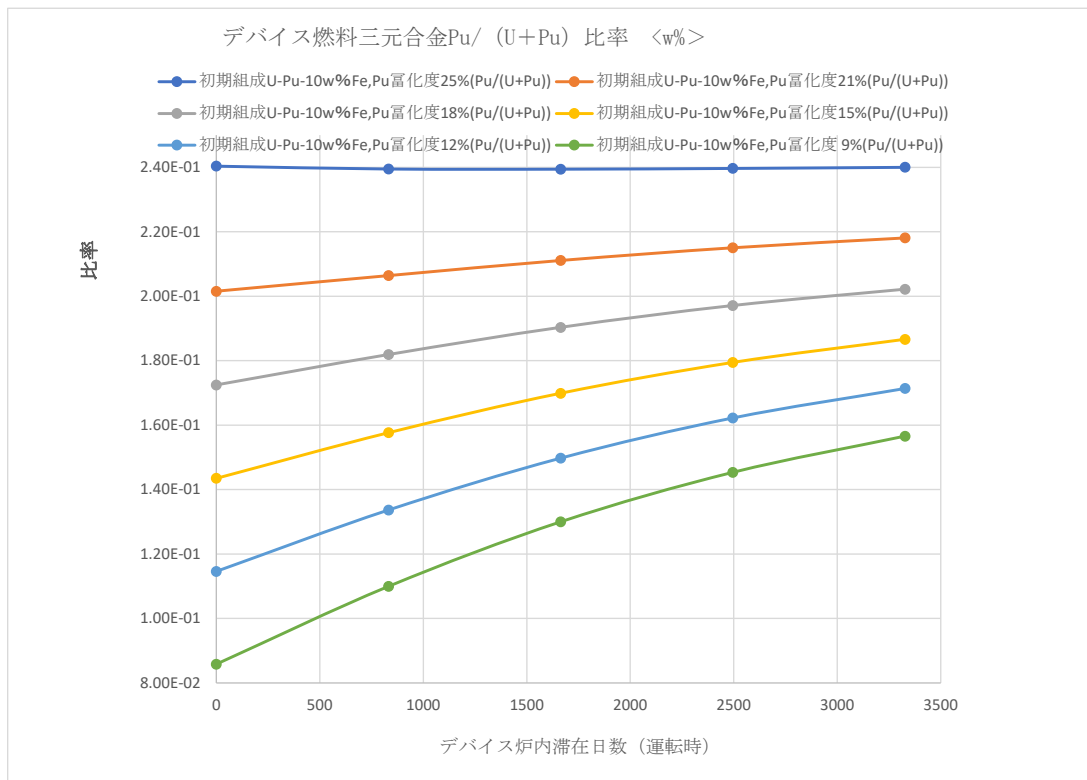


図 3.3-50 MOX 燃料従来型均質炉 燃焼に伴う Pu 富化度の変化 (デバイス燃料部)

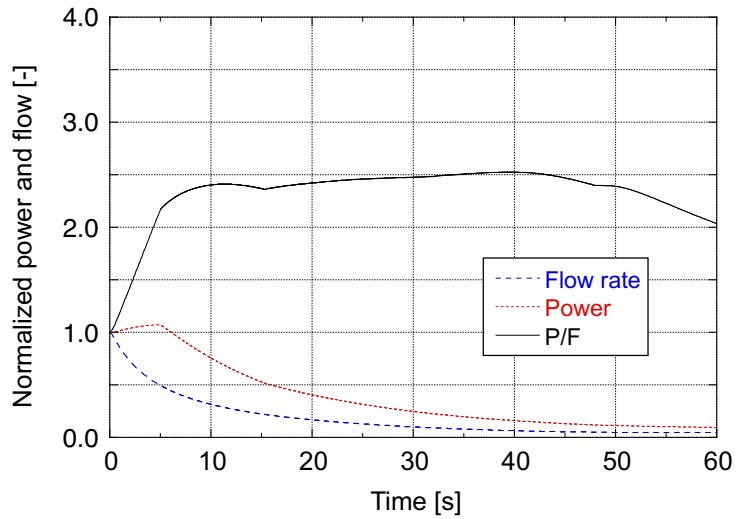


図 3.3-51 MOX 燃料従来型均質炉 第1サイクル末期でのデバイスの動作特性  
(832日 同時挿入 ULOF 径方向膨張反応度考慮)

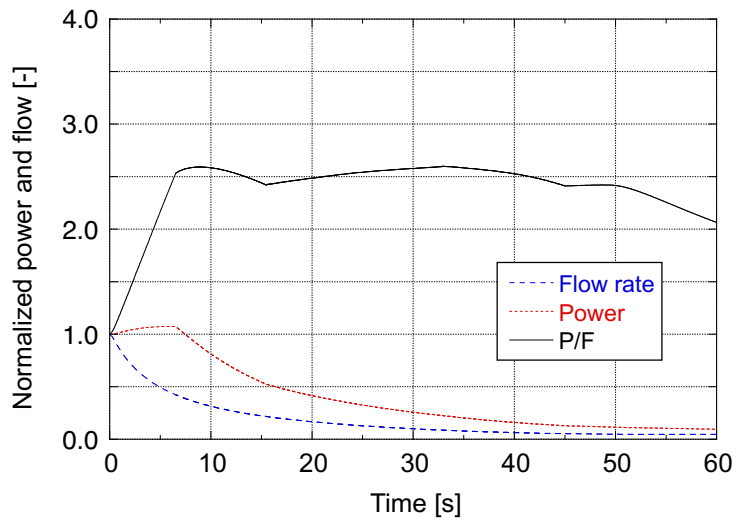


図 3.3-52 MOX 燃料従来型均質炉 第3サイクル末期でのデバイスの動作特性  
(2496日 同時挿入 ULOF 径方向膨張反応度考慮)

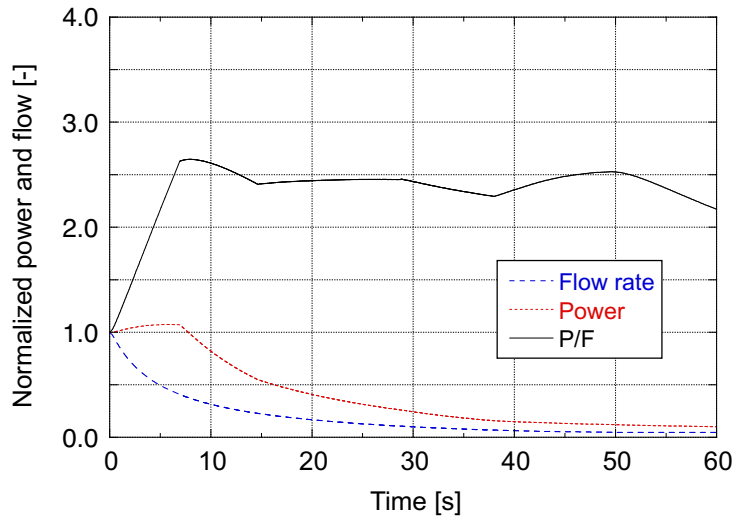


図 3.3-53 MOX 燃料従来型炉心 第 1 サイクル初期でのデバイスの動作特性 (ULOF、径方向膨張反応度考慮)

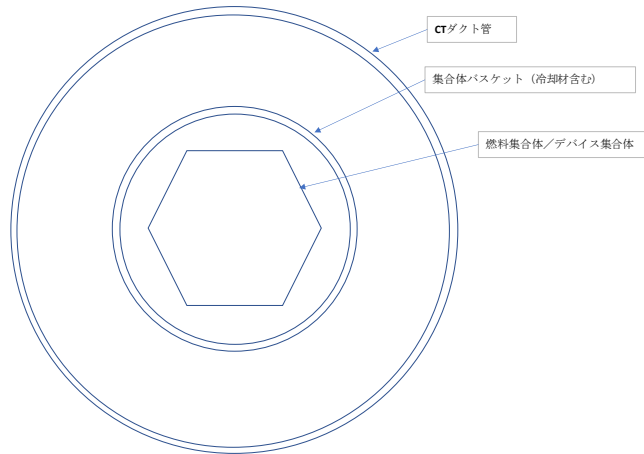


図 3.3-54 常陽燃料集合体 CT スキャンのための装置断面イメージ

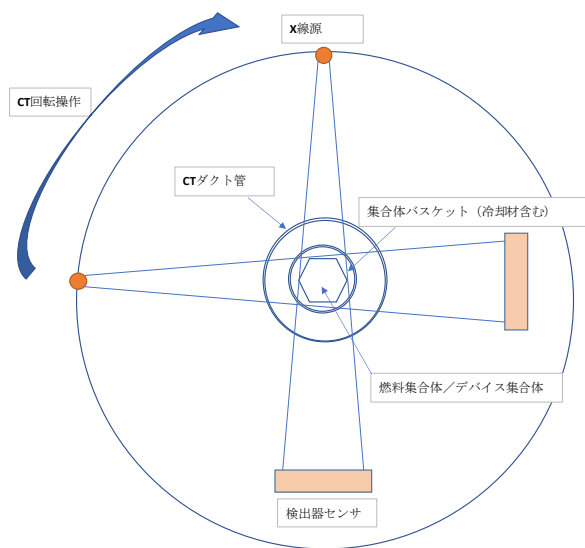


図 3.3-55 X 線 CT スキャンイメージ

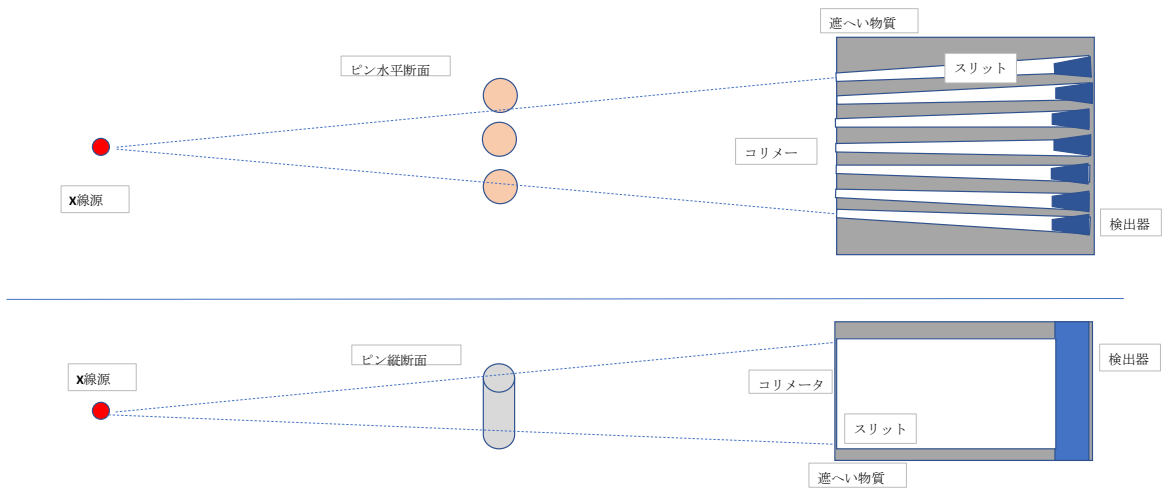


図 3.3-56 X線 CT によるピン画像撮影イメージ

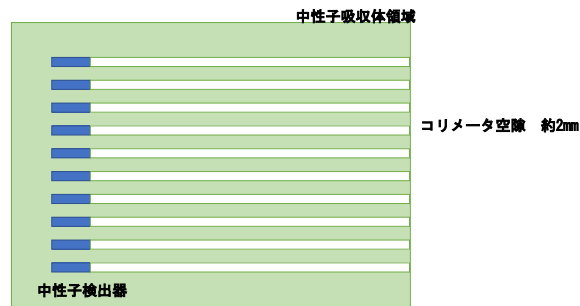


図 3.3-57 パッシブ中性子断層撮影法イメージ  
(コリメーター付き中性子検出器イメージ)

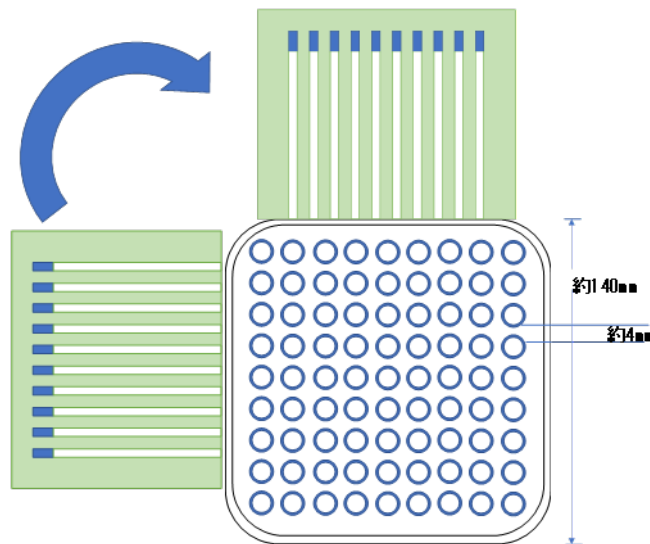


図 3.3-58 バンドル周辺からの検出器回転撮影イメージ

### デバイ集合体作動前の検査イメージ

### デバイ集合体作動後の検査イメージ

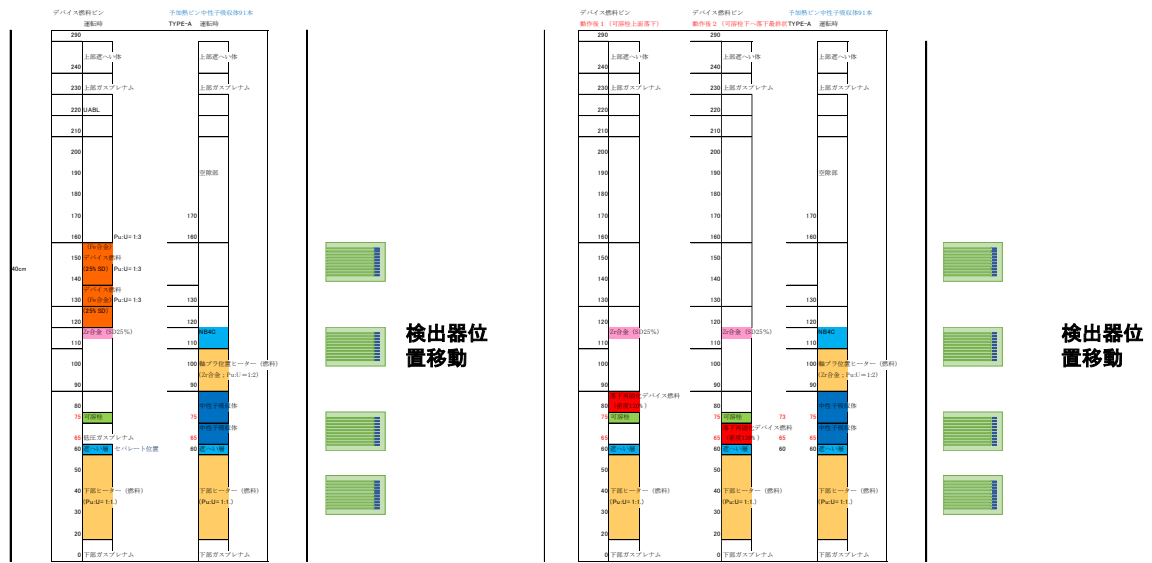


図 3.3-59 デバイス集合体に対する非破壊検査 CT スキャン測定イメージ

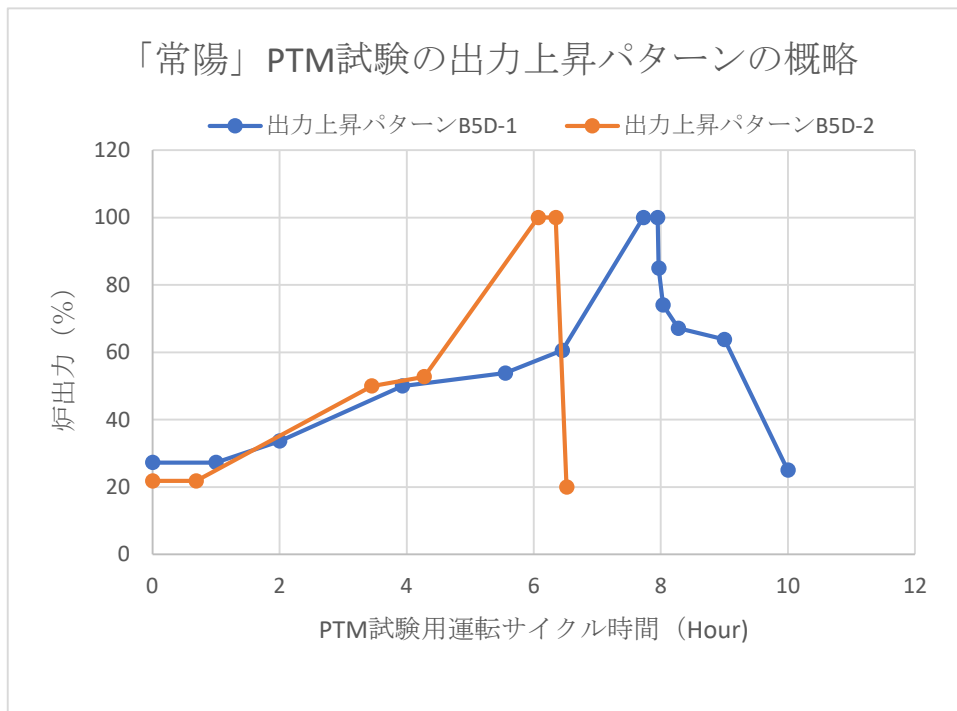


図 3.3-60 常陽 PTM 試験における緩やかな出力上昇パターン例

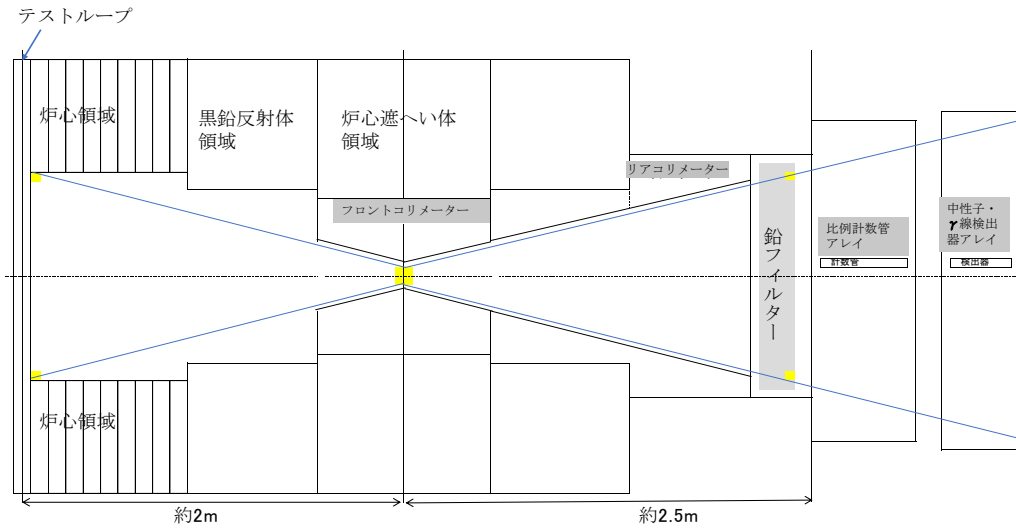


図 3.3-61 TREAT 炉における照射とホドスコープによる測定・装置イメージ

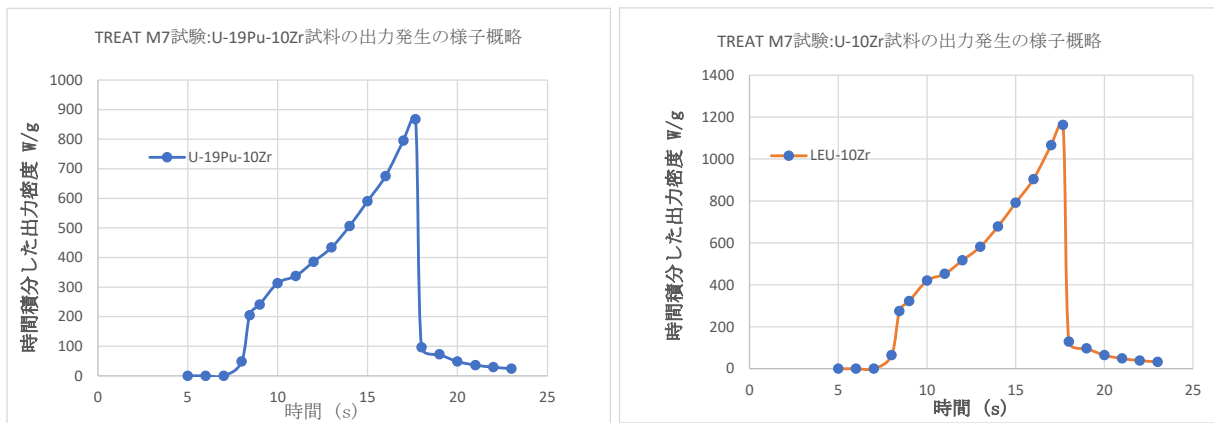


図 3.3-62 TREAT (M7) 試験での U-Zr, U-Pu-Zr 合金燃料の出力急上昇パターン

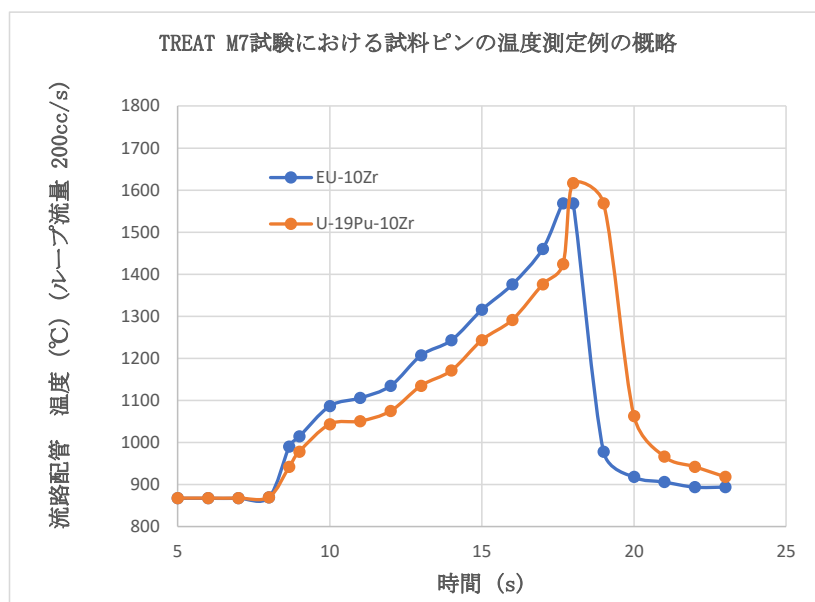


図 3.3-63 TREAT (M7) 試験での U-Zr, U-Pu-Zr 合金燃料の温度急上昇パターン

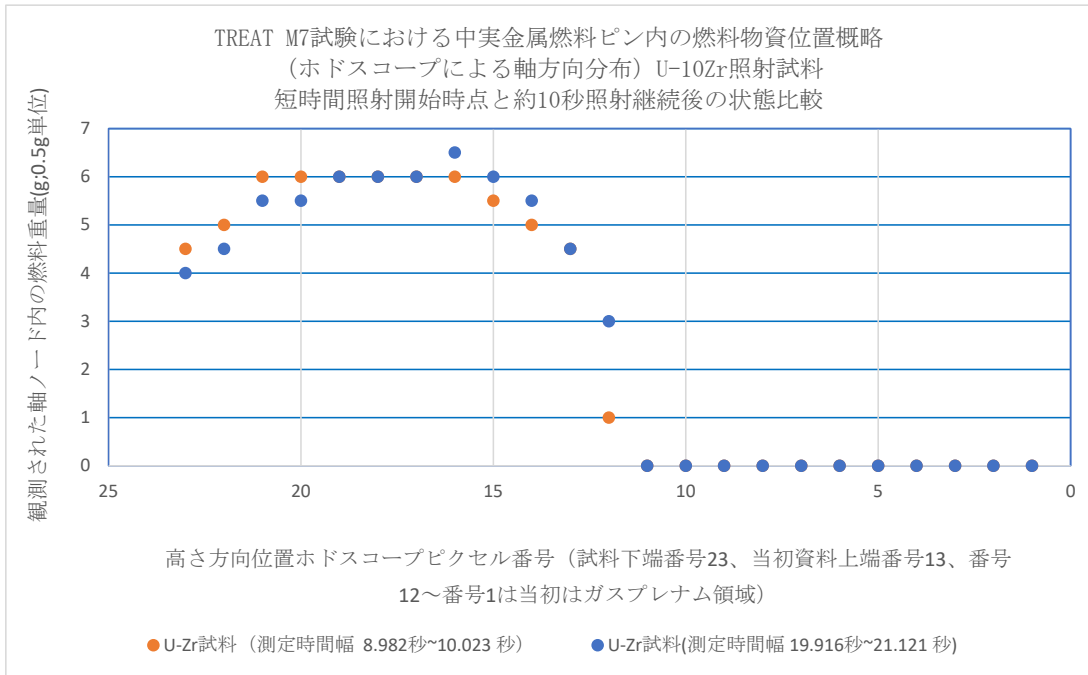


図 3.3-64 TREAT (M7) 試験測定例 (U-Zr 合金燃料の出力急上昇時物質移動)

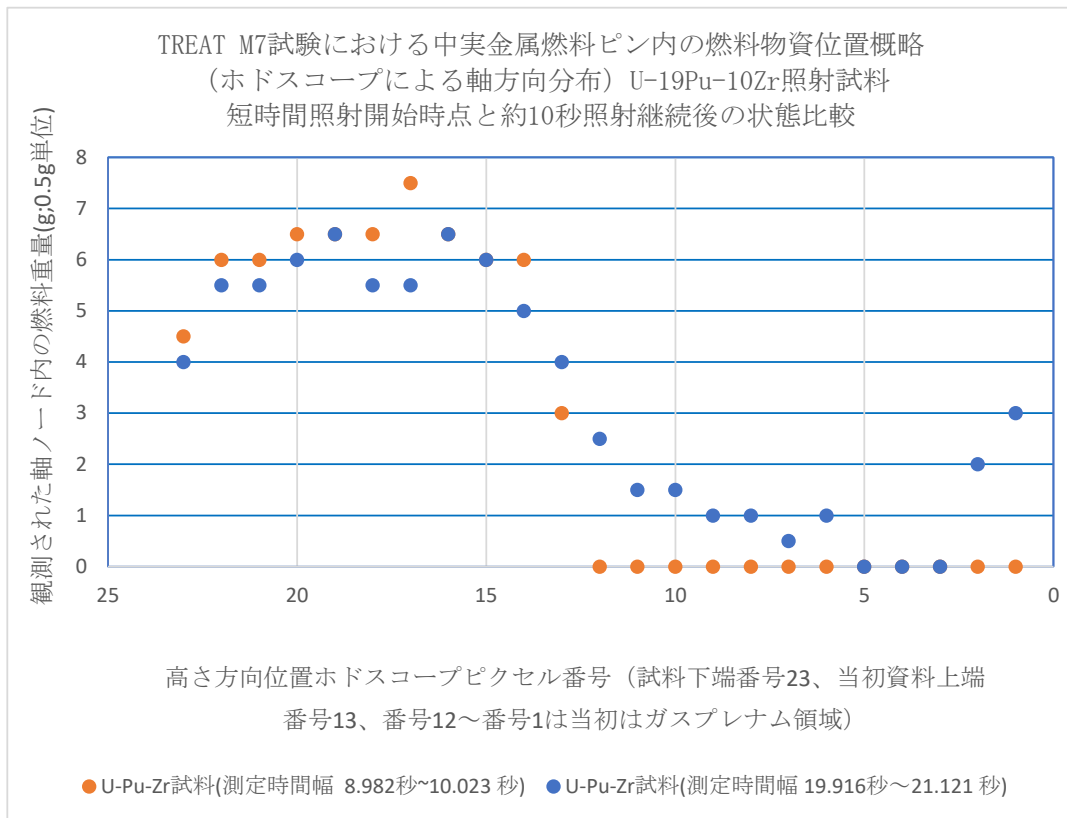


図 3.3-65 TREAT (M7) 試験測定例 (U-Pu-Zr 合金燃料の出力急上昇時物質移動)



### 3.4 安全評価 【R1-R3】

#### ① 実証炉クラスの MOX 燃料高速炉とデバイス特性

##### 1) 評価対象炉心及びデバイス

実証炉クラスの MOX 燃料高速炉炉心として、従来型炉心と ULOF 挙動に影響が大きい低ナトリウムボイド反応度炉心の 2 種類の炉心を選定して評価し、両者ともデバイス集合体数の増加により事象の終息が可能なことを示した。これより、従来型炉心についてデバイス集合体数を増加させた炉心の評価した。図 3.4-1 にてデバイス集合体 16 体及び 28 体の炉心配置を示す。また、炉心特性を表 3.4-1 に、原子炉の仕様を表 3.4-2 に示す。

3.3 節では、冷却材の予加熱のためのデバイスへの下部ヒータ設置、デバイス燃料ピンと予加熱ピンの軸方向構造、可溶栓位置等について、定常温度及び過渡挙動評価を実施して検討し、図 3.4-2 に示す合金系燃料と塩系燃料を採用したデバイス構造を設定した。合金系燃料デバイス及び塩系燃料デバイスの特性をそれぞれ表 3.4-3 及び表 3.4-4 に示す。

##### 2) デバイスが動作しない場合の ULOF 及び UTOP 特性

動特性評価モデル（フローネットワークモデル過渡解析コード ARGO<sup>[38]</sup>）を用いて、起因過程（ULOF/UTOP）における対象炉心の応答特性を計算した。解析条件は、ULOF は、流量半減時間 5 秒、蒸気発生器では瞬時断熱、崩壊熱除去系より除熱、UTOP は、反応度約 90  $\epsilon$ /30 s、冷却材流量は定格時と同一とした。過渡初期値に対する相対炉出力 P、相対流量 F とその比率 P/F の時間変化を図 3.4-3（ULOF）及び図 3.4-4（UTOP）に示す。UTOP は P/F のピーク値が 2 程度で、ピーク後は出力が低下し事象が終息する。このため、以下では、事象進展が進む可能性が高い ULOF に関して検討を行った。

#### ② ULOF におけるデバイス応答特性

##### 1) デバイス装荷炉心の基礎特性

デバイス動作による炉停止に関する基本特性を把握するために、デバイス反応度と反応度挿入時間の関係を表すマップ（図 3.4-5）を作成した。ここでは、デバイスの動作開始時間を 10.5 秒で固定した。装荷デバイスの 1/3～1/2 が動作しない場合でも、ある程度デバイス動作速度を大きくできれば、炉停止を達成できる余裕があることが示された。

##### 2) ULOF 時のデバイス応答特性評価

###### a) 合金系燃料デバイス

ULOF 時に U-Pu-Fe 合金を燃料とするデバイスの全てが同時に動作するとした場合の P、F 及び P/F の時間変化を図 3.4-6 に示す。また、デバイス動作における非同時性の要因について表 3.4-5 に示す項目を考慮し、デバイス動作の非同時性を考慮した検討を行った。ここでは、デバイスを高出力ピンと低出力ピンで代表させ、それぞれ、全デバイスの 1/2 を代表しているとし、全体のデバイス反応度は 2.57 \$（デバイス集合体 28 体装荷炉心相当）とした。この場合の P、F 及び P/F の時間変化を図 3.4-7 に示す。矢印付き実線及び破線で示された区間は、それぞれ、高出力ピン及び低出力ピンの動作によってデバイス反応度が挿入された時間帯を示す。デバイスが同時動作の挿入反応度とほぼ同じ反応度

が挿入され、事象は終息することが示された。

燃焼した合金系燃料デバイスが溶融した場合、燃料内の FP ガス気泡の膨張によって液化した燃料が泡沫となること（エクストルージョン）で流動性が悪化し、デバイス燃料の温度が移動開始温度を超えてもデバイスピン内での落下が生じにくくなる可能性がある。この場合は、燃料が溶融した状態でピン内に設置した可溶栓が動作することでピン上/下プレナムの圧力差で燃料落下を促進する。図 3.4-8 に示すように、可溶栓が動作しデバイス反応度が挿入されることで事象は終息している。また、非同時性を考慮した場合も図 3.4-9 に示すように事象は終息する。

高い共晶温度（725 °C）を持つ U-Fe 合金をデバイス燃料とした場合、定格運転時のデバイス燃料温度を U-Pu-Fe 合金の場合より高くできるため、ULOF 時の温度上昇によるデバイスの応答は U-Pu-Fe 合金の場合よりも早くなる。この場合の ULOF 時の P、F 及び P/F の時間変化を図 3.4-10 に示す。デバイスの動作開始が 5 秒程早くなり、事象は終息することが示された。

#### b) 塩系燃料デバイス

塩系燃料デバイスでは、可溶栓動作を前提としている。可溶栓の溶融により全デバイスが同時に動作する場合、デバイス燃料温度は軸方向全体でほぼ固相線温度を超え流動可能となる。デバイス集合体を 28 体装荷した炉心では、事象終息に必要なデバイス反応度は若干不足するが、2 %程度増加することで、事象を終息できることが分かった（図 3.4-11）。さらに、デバイス動作の非同時性を考慮した場合でも、事象は終息することが示された（図 3.4-12）。

#### c) CFD によるデバイス燃料ピン内での溶融燃料落下挙動の確認

デバイス試験により検証した有限体積粒子法<sup>[39]</sup>を用いた CFD コードを用いて、実機条件下での燃料落下挙動の予備的な評価を行った。LOF 時の溶融開始後 5 秒間のデバイス燃料ピン内の軸方向燃料質量分布及び軸方向断面での物質分布の解析値を図 3.4-13 に示す。LOF により溶融した燃料は、デバイス燃料ピンの中空部を流下することが示された。

#### 参考文献

- [38] H. Endo, Y. Kumaoka, S. Golan, H. Nakagawa, Passive Safety Features of a Bottom Supported Fast Breeder Reactor Vessel, Nucl. Technol., 99, 318-329 (1992)
- [39] X. Liu, K. Morita, S. Zhang, Enhancement of the Accuracy of the Finite Volume Particle Method for the Simulation of Incompressible Flows, Int. J. Numer. Meth. Fluids, 85, 712-726 (2017)

表 3. 4-1 MOX 炉心の反応度係数

項目	従来型炉心
炉心高さ (cm)	100
運転サイクル長 (日)	833
取り出し平均燃焼度 (MWd/kg)	150
上部構造	ブランケット
燃料ドップラー係数 ( $10^{-3}$ Tdk/dT) IC/OC/(IC+OC)	-4. 16/-1. 43/-5. 56
ナトリウムボイド (\$) (IC+OC)/(IC+OC+上部領域)	8. 1/8

(IC : Inner Core OC : Outer Core)

表 3. 4-2 安全評価に用いた原子炉仕様

原子炉熱出力	1785 MWth
原子炉入口／出口温度	395／550 °C
炉心燃料本数	286 体
ブランケット燃料本数	66 体
原子炉 1 次系流量	9, 083 kg/s
燃料冷却流量	8, 718 kg/s
ピン本数／集合体	311 本 (※)
ピン径	9. 4 mm
ラッパ管内対面距離	191. 8 mm
ラッパ管肉厚	5 mm
集合体配列ピッチ	206. 8 mm

※ 内部ダクトあり (内部ダクトなしで 331 本ピン束)

表 3. 4-3 合金系燃料デバイスの出力分布と反応度

【出力分布】

領域	No	デバイスピン (W)	予加熱ピン (W)
炉心部	21	1. 88E+05	
	20	1. 87E+05	
	19	1. 84E+05	
	18	1. 79E+05	
	17	1. 70E+05	
	16	1. 59E+05	
	15	1. 44E+05	
	14	1. 24E+05	
Zr 部	13	1. 38E+05	
軸ブランケット	12		1. 32E+05
	11		1. 23E+05
	10		1. 07E+05
	9		8. 65E+04
下部ヒータ	8	1. 24E+05	4. 72E+04
	7	1. 43E+05	5. 42E+04
	6	1. 47E+05	5. 56E+04
	5	1. 43E+05	5. 41E+04
	4	1. 34E+05	5. 08E+04
	3	1. 22E+05	4. 61E+04
	2	1. 05E+05	4. 00E+04
	1	8. 60E+04	3. 26E+04
合計	炉心部	1. 34E+06	0. 00E+00
	軸ブランケット	0. 00E+00	4. 49E+05
	下部ヒータ	1. 00E+06	3. 80E+05

【反応度】

デバイス集合体数	反応度	備考
16 本	0. 570 % $\Delta k/kk'$ (1. 70 \$)	令和 2 年度 1. 86 \$
22 本	0. 656 % $\Delta k/kk'$ (1. 96 \$)	
28 本	0. 863 % $\Delta k/kk'$ (2. 57 \$)	

表 3. 4-4 塩系燃料デバイスの出力分布と反応度

【出力分布】

領域	No	(W)
炉心	12	
	11	1. 14E+05
	10	1. 33E+05
	9	1. 45E+05
	8	1. 48E+05
	7	1. 42E+05
	6	1. 28E+05
	5	1. 44E+05
下部ヒータ	4	1. 73E+05
	3	2. 28E+05
	2	2. 53E+05
	1	2. 29E+05
合計	炉心	9. 53E+05
	下部ヒータ	8. 83E+05

予加熱ピンの軸ブランケットには燃料の装荷なし

【反応度】

デバイス集合体数	反応度
16 本	0. 312 % $\Delta k/kk'$ (0. 96 \$)
22 本	0. 38 % $\Delta k/kk'$ (1. 1 3 \$)
28 本	0. 515 % $\Delta k/kk'$ (1. 53 \$)

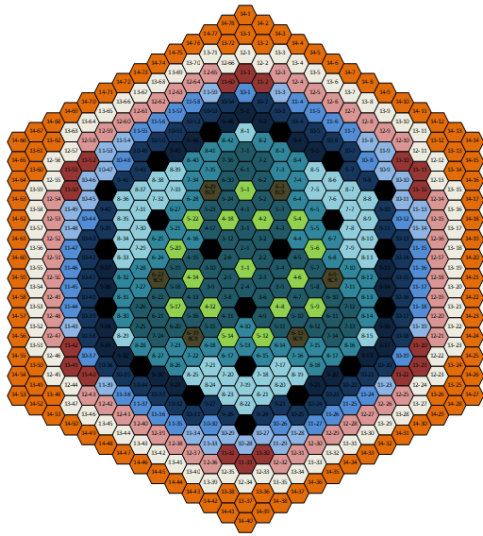
表 3.4-5 デバイス動作における非同時性の要因

デバイス動作に影響する項目		原因	影響詳細	影響
S/A 出力	空間的	炉心の S/A 装荷位置による出力差	デバイス装荷位置による S/A 出力差	○
	時間的	制御棒挿入深度の変化で局所出力変動	制御棒に隣接しない位置に装荷するのでデバイス集合体の出力変動は小さい。	×
		燃料燃焼による出力の低下	すべてのデバイスの燃料の燃焼（3 at%程度）であり、集合体間の差は上記の出力差に依存。その差は 1 %程度と考えられる。	○
S/A 流量	空間的	炉心の装荷位置	流量領域区分に区切り、その中では同一流量であり、差はない。	×
	時間的	新旧燃料差による流動抵抗変化	流量調節オリフィスの抵抗経時変化は小さい。また 1 サイクルで交換する場合は全体で同時に進行し、集合体間で差は生じない。	×
S/A 内流速分布	空間的	周辺流れ効果	10 %程度周辺流れによるピン流量増加の可能性がある。但し周辺流れの抑制対策を行い周辺の流量増加を防止することで影響は小さくできる。	×
	時間的	—	—	—
S/A 内出力分布	空間的	集合体内ピーキング	集合体内ピーキング（2～5 %）の効果による集合体内のピン間で 4～10 %の差が生じる。	○
	時間的	—	—	—
燃料物性	空間的	—	—	—
	時間的	スウェリング燃料熱伝導率変化	1 サイクルでデバイス全数交換では、燃焼度差は出力差とほぼ同一となり大きな差が生じないが、スウェリングの差で温度が生じる可能性がある。但しデバイスの検討では新燃料の場合が動作上厳しいので非同時性では考慮しない。	—
落下挙動	空間的	—	—	—
	時間的	燃焼による FP 蓄積エクストルージョンによる落下速度低下	ガスの放出、燃料の移動に不確かさが生じる。本検討では別途考慮するものとし非同時性では考慮しない。	—

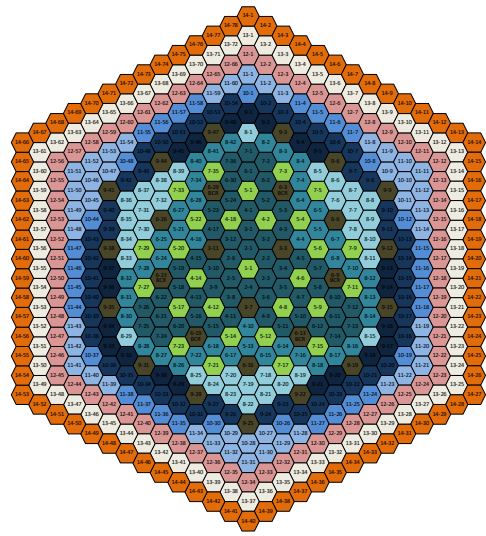
○ 非同時性に影響があり考慮する。

× 非同時性に影響が小さく考慮しない。

— 非同時性を生じる要因はない、もしくは、本検討では考慮に含めない。



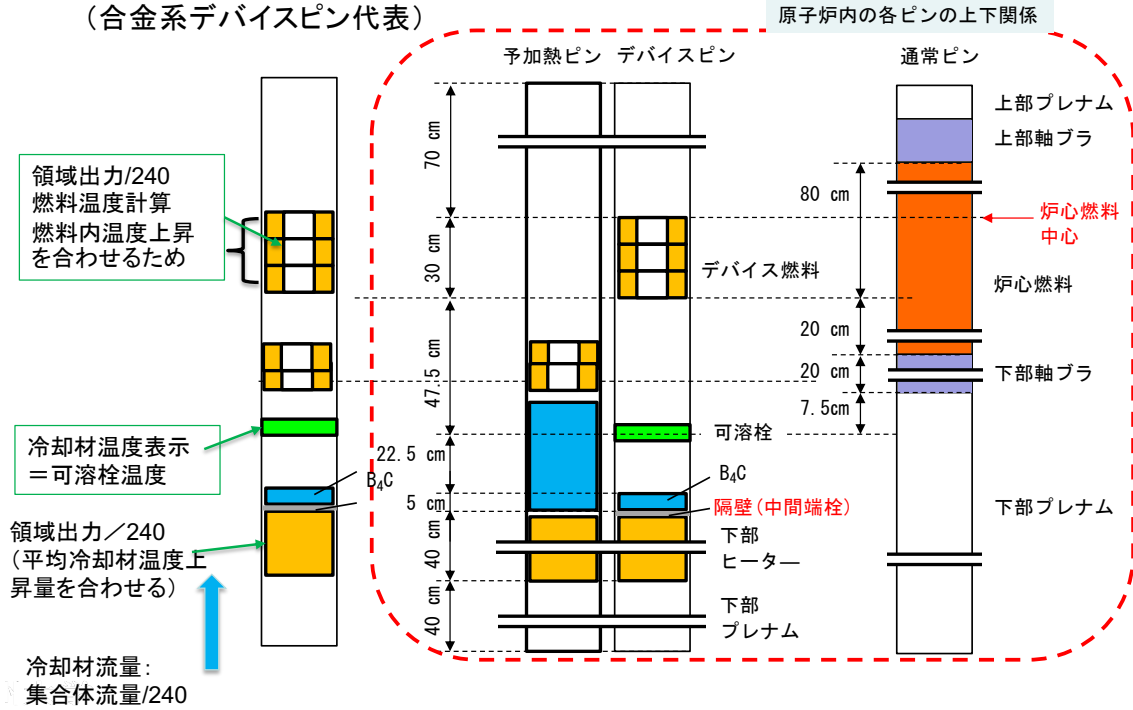
(a) デバイス集合体 16 体配置



(b) デバイス集合体 28 体配置

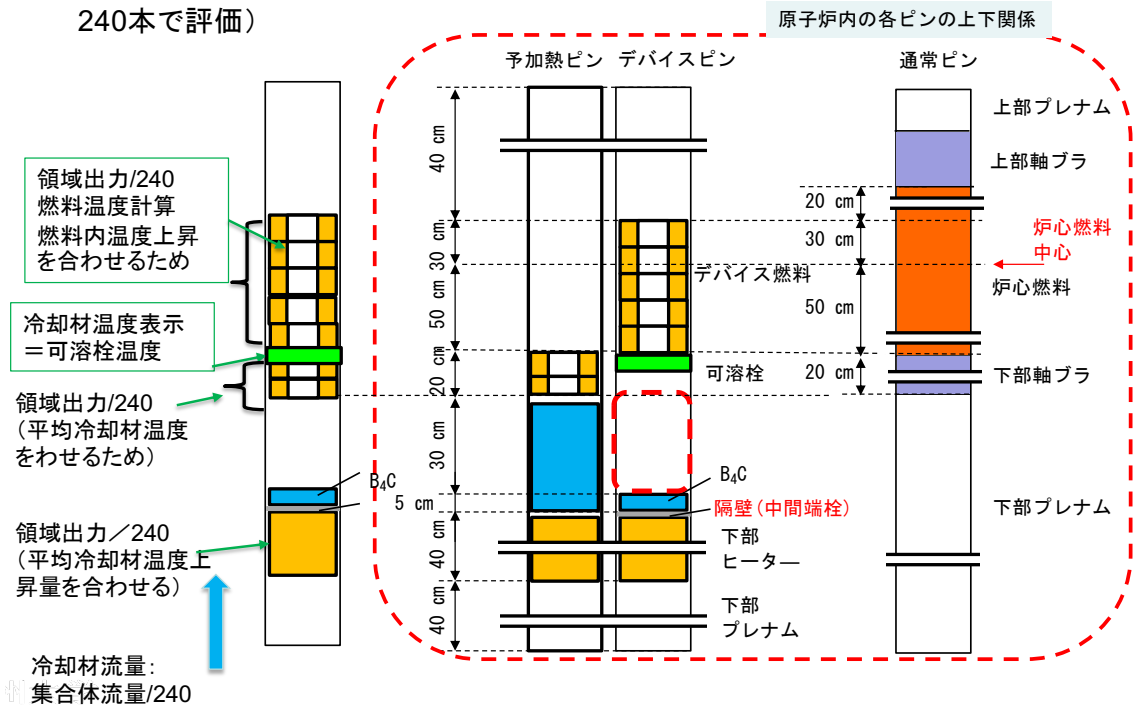
図 3.4-1 炉心内のデバイス集合体の配置  
(緑色：デバイス集合体)

ARGO単ピンモデル  
(合金系デバイスピン代表)



(a) 合金系燃料デバイス

ARGO単ピンモデル  
(塩系燃料デバイスピンで代表  
240本で評価)



(b) 塩系燃料デバイス

図 3.4-2 デバイス構造とフローネットワークモデルにおけるモデル化



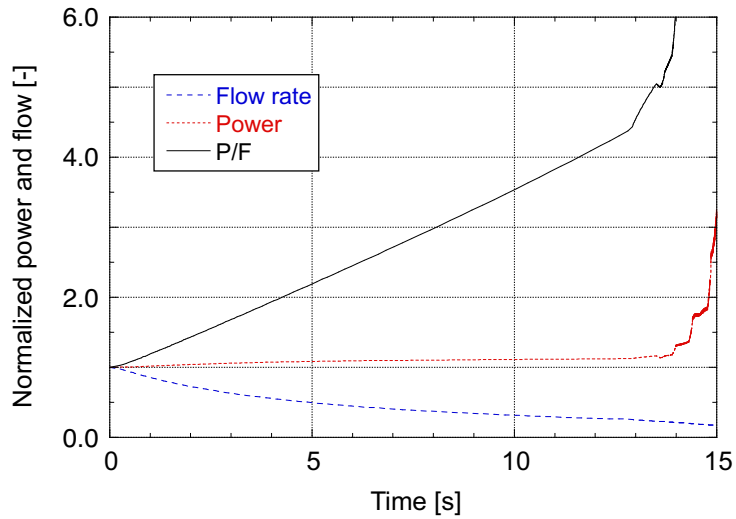


図 3.4-3 ULOF 時の流量、出力及び P/F の時間変化 (デバイスなし)

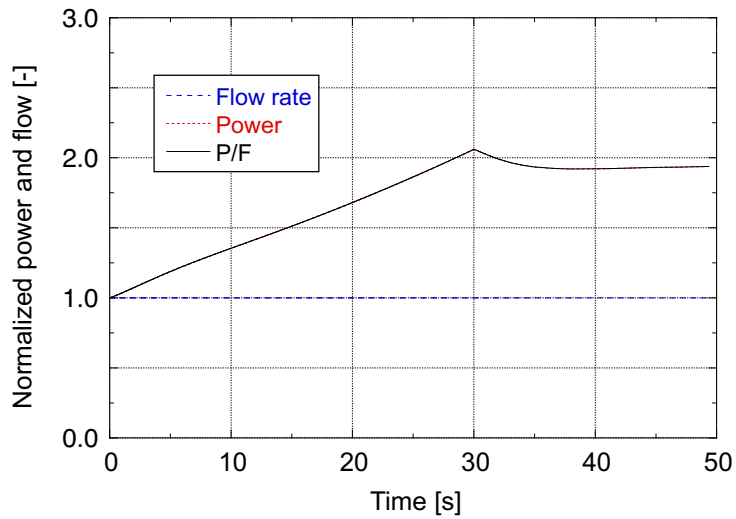


図 3.4-4 UTOP 時の流量、出力及び P/F の時間変化 (デバイスなし)  
(注：流量が一定のため出力 P の線は P/F の線に重なる。)

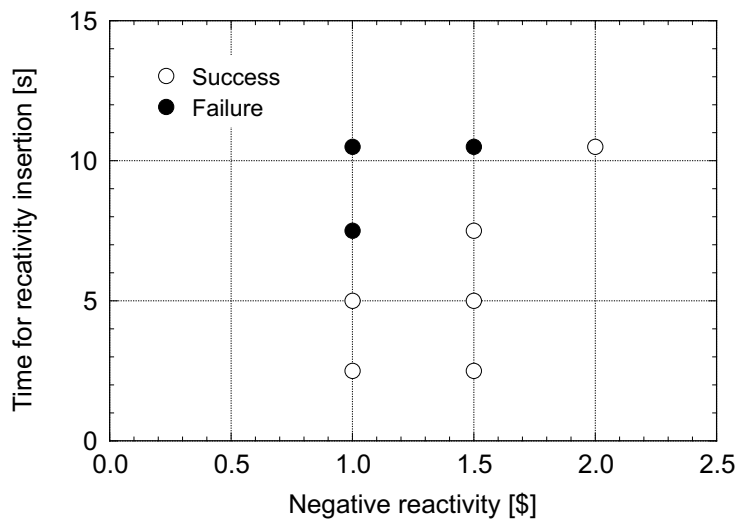


図 3.4-5 デバイス反応度と挿入時間に基づく炉停止成立性マップ

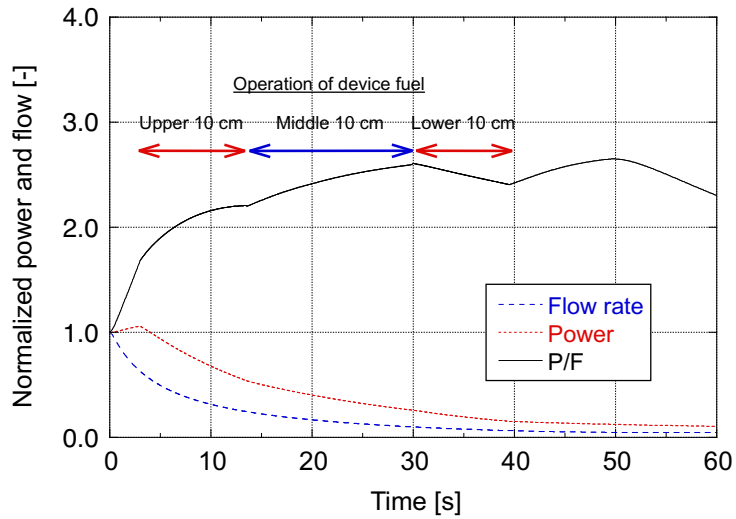


図 3.4-6 ULOF 挙動 (非同時性考慮なし)

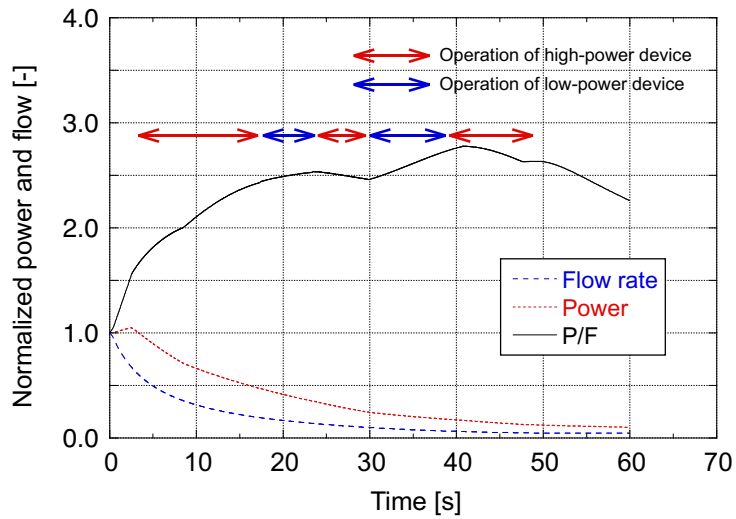


図 3.4-7 ULOF 挙動 (非同時性考慮)

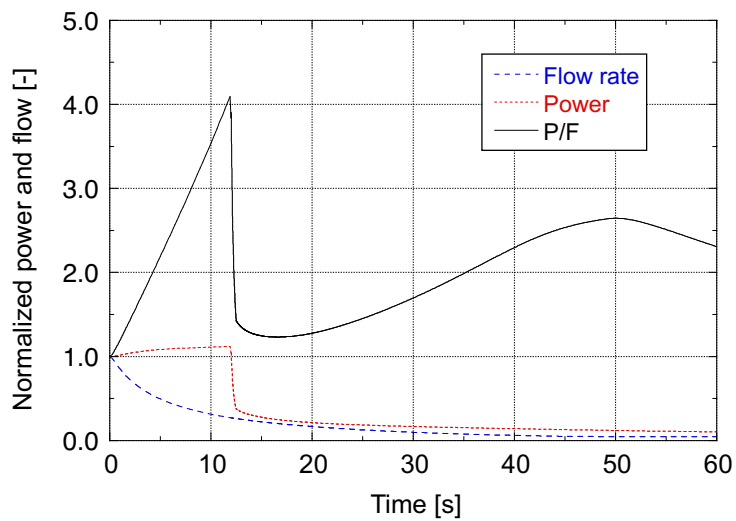


図 3.4-8 ULOF 挙動 (可溶栓動作、非同時性考慮なし)

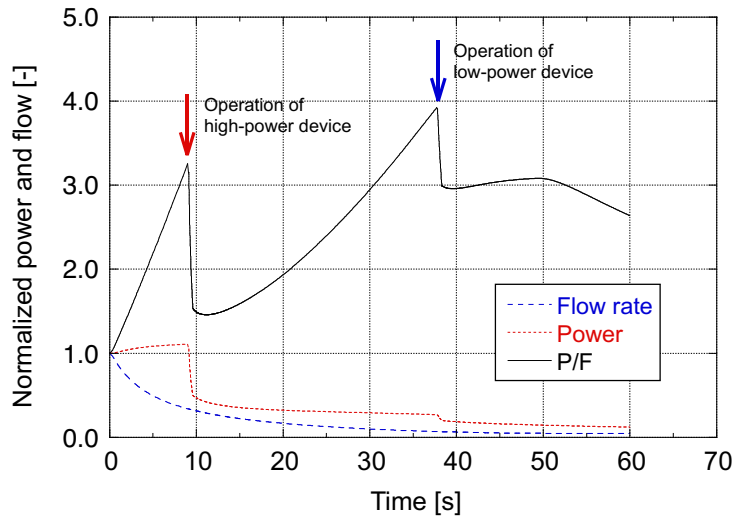


図 3.4-9 ULOF 挙動 (可溶栓動作、非同時性考慮)

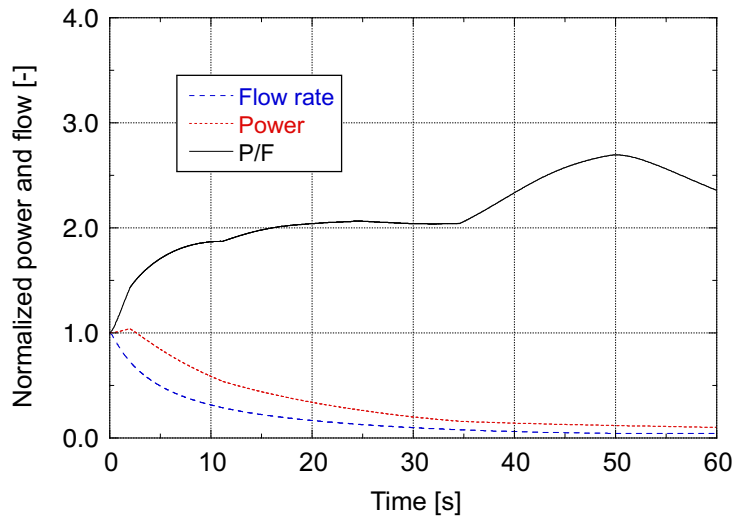


図 3.4-10 ULOF 挙動 (デバイス燃料を U-Fe 合金とした場合)

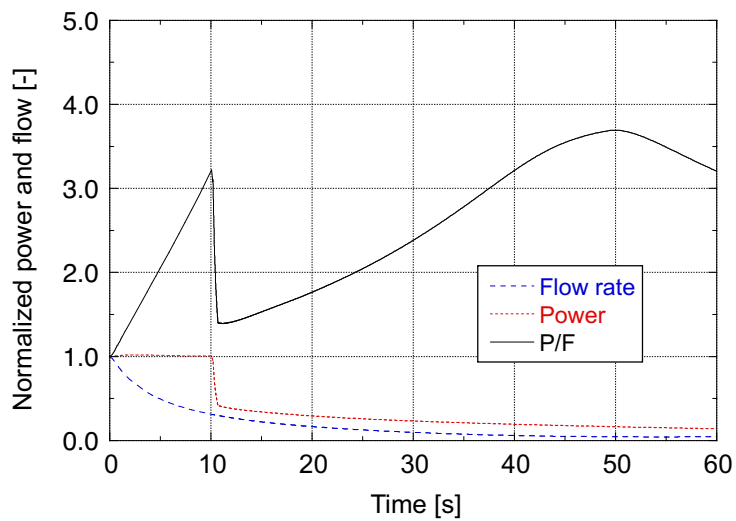


図 3.4-11 塩系燃料デバイスの ULOF 挙動 (非同時性考慮なし)

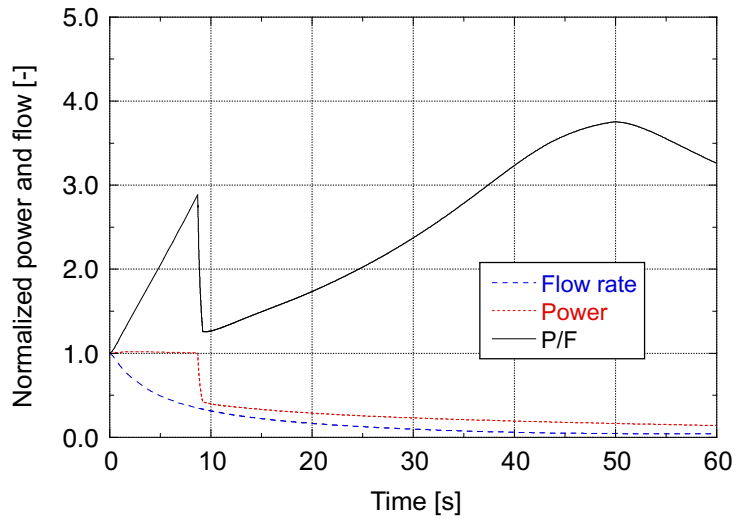


図 3.4-12 塩系燃料デバイスの ULOF 挙動（非同時性考慮）

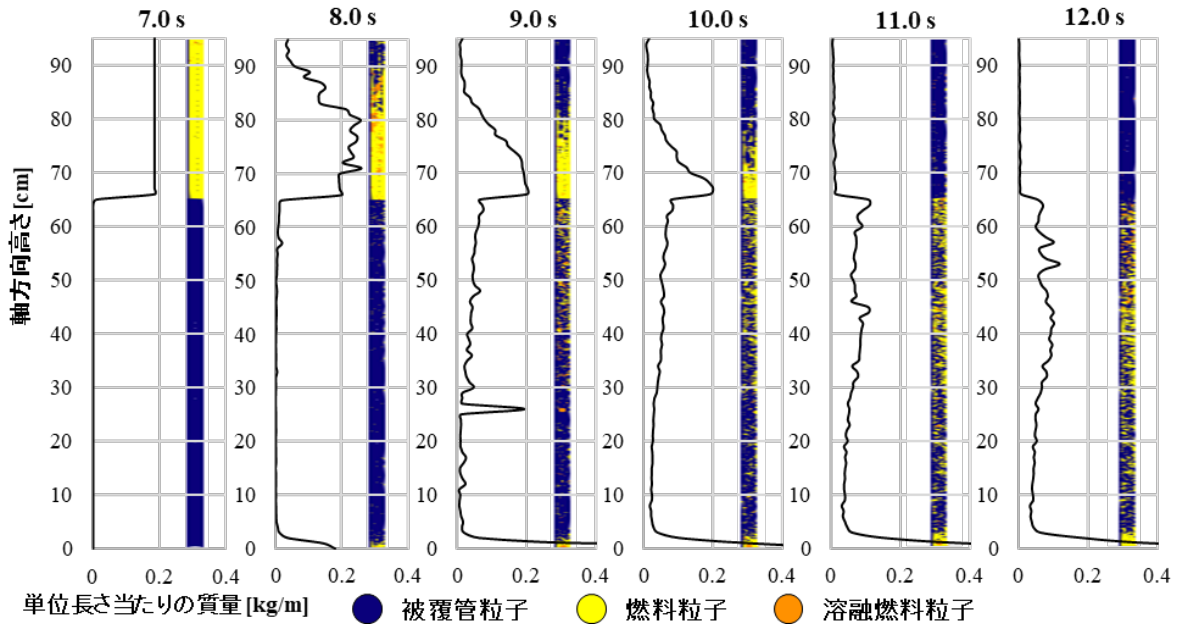


図 3.4-13 デバイス燃料ピン内の軸方向燃料質量分布及び物質分布

### 3.5 総合評価 【R4】

実機条件でのデバイスの有効性を確認するとともに、今後の開発課題を整理し、実証試験計画を策定した。以下に、総合評価に関する検討内容及び成果を示す。

#### ① 実証炉クラスの MOX 燃料高速炉とデバイス特性

実機条件におけるデバイスの有効性を確認するためには、以下の項目を考慮する必要がある。

- ・ デバイス動作の非同時性
- ・ 炉心の径方向膨張による反応度効果
- ・ デバイス燃料の燃焼に伴う出力・反応度・燃料組成変化の影響
- ・ U-Fe 合金デバイス燃料 (20 %ウラン濃縮度制限)
- ・ 各種炉心 (低ナトリウムボイド反応度炉心、金属燃料炉心、低線出力炉心)
- ・ 地震時の制御棒相対変位による反応度効果

ここでは、本研究の総合評価として、これらの項目がデバイス性能に与える影響を確認した。

#### 1) デバイス動作の非同時性

本評価では、デバイス燃料ピンの軸方向の温度差に起因したデバイス動作の非同時性を考慮しているが、3.4 節で示したように、これまでに、炉内でのデバイス集合体間での出力差、集合体内ピーキングによる出力差等を考慮し、デバイスが同時に動作しなくなるケースについても検討している。この結果、デバイス動作の非同時性を想定しても事象を終息できることを確認した。また、デバイス燃料が燃焼度 1 at%程度で溶融するとエクストルージョンが発生し、燃料の落下速度が低下する可能性があるが、その場合は、可溶栓の動作により燃料を移動させる仕様を採用している。この場合においても、デバイス動作の非同時性によって事象終息に失敗しないことを併せて確認している。さらに、後述のデバイス燃料の燃焼に伴う出力・反応度・燃料組成変化の影響を考慮した場合においても、非同時性を考慮しても事象が終息することを確認した。

#### 2) 炉心の径方向膨張による反応度効果

令和 3 年度までは、基本的炉心反応度として、ドップラー、燃料密度、冷却材密度及び構造材密度を考慮していた。これに加え、3.3 節に示した炉心の温度変化に伴う炉心形状変化による反応度として、炉心支持板反応度及び炉心径方向膨張反応度を考慮した。図 3.3-16 に炉心支持板反応度と炉心径方向膨張反応度の概念を示す。前者は、炉心支持板の温度変化に伴う炉心の反応度であり、炉心が径方向に広がる（もしくは狭まる）ことによる反応度である。また、後者は、炉心の上部と下部での温度差により、炉心上部が径方向に変形することで生じる反応度であり、炉心下部が拘束され炉心上部が広がることを考慮したものである。なお、事象開始後 60 秒までは、原子炉入口温度の変化が小さいため、炉心支持板膨張反応度は挿入されない。

以上の炉心支持板膨張反応度の変化を考慮した従来型炉心における ULOF 及び UTOP 事象における応答特性は、図 3.3-17 で示したように、LOF 開始後の出力上昇速度が若干低下し

ている。UTOP の場合は、ピーク出力が  $P/F=2$  程度から 1.8 程度に低下している。デバイスを動作させた場合は、デバイスの動作開始時間への影響は 0.2 秒程度と小さい。流量が低下した 20 秒以降では、径方向膨張反応度により出力が低下するため、 $P/F$  も低下し終息しやすくなる。UTOP の場合は、図 3.5-1 に示すように、出力上昇がほぼピークが近くなった状態でデバイスは動作するが、径方向膨張を考慮した場合は動作しない。但し、UTOP に関してはデバイスが動作しない場合でも出力は静定し事象は終息する。

以上より、径方向膨張反応度は、ULOF 事象において、初期にはデバイス動作への影響は小さく、流量が下がった 20 秒以降では、炉心出力を低下させる効果があり、事象を終息させる効果が大きい。すなわち、デバイスの動作を妨げず、事象終息を助長する効果があることが示された。UTOP に対しては、径方向膨張反応度は、出力ピークを下げ、より低い出力で静定させる効果がある。

### 3) デバイス燃料の燃焼に伴う出力・反応度・燃料組成変化の影響

デバイス集合体では、デバイス燃料の燃焼によるプルトニウム等のフィッサイル量の低下に伴い、出力及び反応度が低下する。また、U-Pu-Fe 合金デバイス燃料においては、フィッサイル量の低下に伴い Fe 濃度が相対的に上昇することで、デバイス燃料の融点が下がることになる。これらの効果を表 3.5-1 に項目として示す。デバイス燃料の組成の変化によるデバイス出力、反応度、U-Pu-Fe 合金の Fe 組成比、燃料融点の変化に伴うデバイス集合体の冷却に必要な冷却材流量を表 3.5-2 に示す。1 サイクルを 832 日として 4 サイクルまでの冷却材の必要流量は、燃焼初期で最大であるので、燃焼初期の冷却材流量を 4 サイクル期間中で一定とすることで定格時の溶融を防止できる。すなわち、令和 3 年度までに設定した冷却材流量が妥当であることを示している。また、デバイス反応度と出力が燃焼に伴い低下することは、デバイス動作時の負の反応度効果が低下することを意味する。一方で、燃焼によるデバイス燃料組成の変化による融点低下及びスウェリングによる熱伝導率の低下は、デバイスの動作時間が早くなる効果として現れることから、デバイス性能が向上する方向に働くことになる。3.3 節の図 3.3-51 に示すように、第 1 サイクル (832 日間) までのデバイス燃料の燃焼を考慮した場合、デバイスの動作によって事象は終息している。また、サイクル初期と同じく、デバイス動作の非同時性を考慮した場合についても図 3.5-2 に示すように事象は終息した。第 2 サイクル以上燃焼した場合は終息しなかった。なお、これらの解析では、径方向膨張による反応度効果を考慮した。令和 3 年度に検討したように、デバイス燃料の燃焼初期 (1 at%程度) では、燃焼による出力、反応度の低下は小さいが、燃料に FP ガスが蓄積しエクストルージョンによる流動性の悪化が生じるため、図 3.4-2 に示すように可溶栓により圧力差をつけて落下させる。この際、炉心径方向膨張を考慮した場合は、約 1 秒程度デバイス動作の開始が遅れ、事象の終息が困難であった。しかしながら、可溶栓材料の融点を  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$  から  $587\text{ }^{\circ}\text{C}$  に調整すれば、ほぼ同一時間で動作させることが可能であり、図 3.5-3 に示すように、事象は終息することが分かる。なお、事象終息後の出力は、可溶栓動作時期を早くしたため、軸方向のデバイス溶融量が少なくなり、 $P/F$  が高くなっている。

以上より、デバイス燃料の燃焼による種々の効果を考慮しても 1 サイクル (832 日) ま

での燃焼では ULOF 事象は終息可能であり、1 サイクル (832 日) 期間でのデバイスの有効性を確認できた。また、3.3 章の検討で示したように Pu 富化度を 21 %とした場合は、内部転換比が上昇するため、デバイスの出力と反応度の変動が抑制され、炉内滞在期間約 2500 日でもデバイスは有効である。

#### 4) U-Fe 合金デバイス燃料 (20 %ウラン濃縮度制限)

3.4 節に示したように、令和 3 年度に検討した U-Fe 合金を用いたデバイス燃料においては、U-Pu-Fe 合金に比べて融点を高くできるため、デバイスの動作時期が早くなり、デバイス性能を向上できることを確認している。しかしながら、U-Fe 合金燃料を商用燃料として用いる場合は、ウラン濃縮度を 20 %以下とする必要があるため、その制約条件でのデバイスの有効性は、3.3 節で評価した。ウラン濃縮度を 20 %以下とする場合、U-Pu-Fe 合金に比較して、デバイス燃料部の出力は 0.7 倍、下部ヒータ部は 0.4 倍となる。このデバイスの出力の低下に加えて、U-Fe 合金の融点 (共晶温度) は 725 °C であるので、定格運転時のデバイス燃料温度を U-Pu-Fe 合金の場合の 567 °C から 636 °C に高くできるため、デバイス集合体の冷却材流量を 20.6 kg/s から 7.1 kg/s に減少させている。この場合にデバイスが動作した際の ULOF 時の P、F 及び P/F の時間変化は、3.3 節の図 3.3-24 に示されている。なお、この解析では、径方向膨張による反応度効果を考慮した。デバイスの動作により事象が終息できることが分かる。さらに、デバイス反応度は、デバイス燃料のスミア密度を 25 %から 35 %にすることで U-Pu-Zr 合金デバイス燃料と同等にできることから、その場合は、反応度により余裕を持たせることができる。

以上より、デバイス燃料に U-Fe 合金を用いた場合でも ULOF 事象は終息可能であり、その有効性を確認できた。

#### 5) 塩系燃料デバイスについて

塩系燃料デバイスについては、令和 3 年度の結果と比較するため、径方向膨張反応度を考慮した場合について評価を行った。その結果を図 3.5-4 に示す。令和 3 年度に評価した結果 (図 3.4-11) と比較すると、反応度挿入時間は 1 秒程度遅れるが、事象は終息することが分かる。なお、終息後の P/F は低下している。

#### 6) 各種炉心 (低ナトリウムボイド反応度炉心、金属燃料炉心、低線出力炉心)

今後検討される可能性が高いと考えられる各種炉心に対するデバイスの有効性について検討した。ここでは、a) 安全性向上の観点からボイド反応度を低下させた低ナトリウムボイド反応度 AHC、b) 燃料密度が高く核変換能力が MOX に比較して高い金属燃料炉心、c) 安全性向上の観点から線出力を低下させた低線出力炉心 を対象とし、これらの炉心でのデバイスの有効性を検討した。対象炉心の反応度係数を表 3.5-3、支持板膨張反応度係数を表 3.5-4 に示す。なお、以下の各種炉心に対する解析では、径方向膨張による反応度効果を考慮した。

##### a) 低ナトリウムボイド反応度 AHC

低ナトリウムボイド反応度 AHC では、軸方向非均質型上部プレナム炉心を用いること

で、従来型炉心ではボイド反応度が 8 % であるところを 2.8 % まで低減している。デバイスが動作しない場合の ULOF 及び UTOP 時の P、F 及び P/F の時間変化をそれぞれ図 3.5-5 及び図 3.5-6 に示す。低ナトリウムボイド反応度 AHC では、表 3.5-3 に示すように、冷却材密度係数の負の絶対値が小さい。このため、低ナトリウムボイド反応度 AHC の ULOF 時の応答特性を示した図 3.5-5 と従来型炉心の ULOF 時の図 3.3-17(a) を比較すると、低ナトリウムボイド反応度 AHC では、出力上昇は小さく、UTOP 時においても、低ナトリウムボイド反応度 AHC (図 3.5-6) は、従来型炉心 (図 3.3-17(b)) と比べて、出力上昇が小さい。

デバイスが動作した場合の ULOF 時の P、F 及び P/F の時間変化は、3.3 節の図 3.3-27 に示されている。従来型炉心のデバイス反応度  $0.69 \% \Delta k/kk'$  に対して、低ナトリウムボイド反応度 AHC では  $0.38 \% \Delta k/kk'$  と約 1/2 の反応度であるが、事象は終息している。但し、低ナトリウムボイド反応度 AHC のデバイス反応度は、炉心長が従来型炉心より短い (従来型炉心 : 100 cm、低ナトリウムボイド反応度 AHC : 80 cm) 等の理由で低下する傾向があり、炉停止に必要なデバイス反応度の低下との競争関係にある。

#### b) 金属燃料炉心

表 3.5-3 に示すように、金属燃料炉心ではドップラー係数が小さく、冷却材密度係数は負側に大きい (ボイド反応度が大きい)。また、燃料温度が低いため、デバイスが動作した時に、出力低下に伴う温度低下による正のドップラー反応度挿入量が小さくなる特性がある。このため、デバイスが動作しない ULOF では、3.3 節で示したように、従来型炉心 (MOX 燃料) の結果 (図 3.3-17(a)) と比較すると、金属炉心では、流量低下とともに P/F=4 となるまでの時間が 13 秒から 9 秒と早くなる (図 3.3-36)。このため、デバイス装荷炉心では、金属燃料炉心の方がデバイスの動作開始時間が早くなることになる。UTOP においても、金属燃料炉心ではドップラーによる負のフィードバック効果が小さいため、P/F=2 程度で出力上昇が止まる MOX 燃料炉心とは異なり、図 3.5-7 に示すように、反応度印加に伴い出力が急激に上昇する。

デバイス動作によって負の反応度が印加される場合の P、F 及び P/F の時間変化は、ULOF については 3.3 節の図 3.3-38 に示されており、UTOP については図 3.5-8 に示す。出力が低下した場合、正のドップラー反応度の挿入が小さいため、ULOF での事象終息に必要なデバイス反応度は、従来型炉心での  $0.69 \% \Delta k/kk'$  に対して、金属燃料炉心では  $0.4766 \% \Delta k/kk'$  となり、従来型炉心の約 0.7 倍となった。また、UTOP では、デバイス反応度  $0.2426 \% \Delta k/kk'$  程度で事象が終息しており、本デバイスは、ULOF に加えて UTOP に対しても有効であることが確認できた。なお、金属燃料炉心の先行設計例では内部転換比が MOX 炉心より良好で燃焼反応度が低下することを反映して、UTOP での挿入反応度を MOX 炉心より小さくしているが、デバイスの導入により、より幅広のサイクル期間において UTOP に対処できる可能性が示唆された。

#### c) 低線出力炉心

線出力を 1/2 程度に低下 (燃料ピン本数を 2 倍の集合体を想定して評価。) した MOX 燃



料では、燃料温度が低いことから、ドップラー反応度の効果が低下する。このため、ULOF 及び UTOP ではデバイスが動作しない場合、過渡時の炉心出力が高くなる傾向になる。デバイスが動作しない場合の ULOF 及び UTOP 時の P、F 及び P/F の時間変化をそれぞれ図 3.5-9 及び図 3.5-10 に示す。UTOP では従来型炉心より若干 P/F 値が高いが、従来型炉心と同様にデバイスが動作しなくても事象は静定している。デバイスが動作する場合の ULOF 及び UTOP 時の P、F 及び P/F の時間変化をそれぞれ図 3.5-11 及び図 3.5-12 に示す。いずれも事象は終息をしている。なお、ULOF については、従来型炉心と比べて、0.7 倍程度のデバイス反応度で終息している。また、上記評価では、いずれも径方向膨張反応度は考慮している。低線出力炉心では、金属燃料炉心と従来型 MOX 燃料炉心の中間的な応答特性を示してしており、デバイス動作時の出力低下に伴う正のドップラー効果が小さいことから、デバイスが効果的に働くことが示された。

## 7) 地震時の制御棒相対変位による反応度効果

地震時の制御棒相対変位による反応度効果の影響評価では、上記 5) で検討した炉心のうち、金属燃料炉心と従来型 MOX 燃料炉心の中間的な特性を持つと考えられる低線出力炉心を除き、従来型炉心と金属燃料炉心を対象とした。なお、地震時における制御棒相対変位は、制御棒を懸架する炉上部構造と下部支持板の地震時変位が異なることで発生する。

### a) 地震時における制御棒相対変位に伴う反応度のみ考慮した場合

制御棒相対変位による反応度挿入は、ピーク値で 50~90  $\epsilon$ 、2 Hz の正弦波とし、炉心流量一定を仮定した。従来型炉心においてピーク値 50  $\epsilon$  とした場合の P、F 及び P/F の時間変化は、3.3 節の図 3.3-31 に示されている。地震による反応度が挿入されると、従来型炉心では炉心出力は一定の範囲に収まるが、金属燃料炉心では、図 3.5-13 に示すように、漸増して行く。この傾向はピーク値 90  $\epsilon$  でも同一であるが、金属燃料炉心では、早期に出力が過大となり逸走する。これは、金属燃料炉心ではドップラー反応度による負の反応度の効果が小さいためである。なお、上記の解析では、ドップラー反応度による負の反応度の効果を確認するため、径方向膨張による負の反応度効果を考慮していない。

### b) 地震時における制御棒相対変位に伴う反応度に ULOF を重畳した場合

従来型炉心及び金属燃料炉心において地震時の制御棒相対変位による反応度に ULOF を重畳した場合のデバイス装荷炉心の応答特性に検討した。また、径方向膨張反応度は考慮した。制御棒相対変位による反応度挿入は、ピーク値 90  $\epsilon$ 、2 Hz の正弦波とした。P、F 及び P/F の時間変化を図 3.5-14 (従来型炉心) に示す。金属燃料炉心の評価結果は、3.3 節の図 3.3-43 に示されている。いずれの場合も初期に大きな炉心出力が入るが、デバイスが動作することで、地震終了により事象は終息する。この場合、地震時の制御棒相対変位による反応度挿入と重畳させない場合と同じく、事象終息に必要なデバイス反応度は、従来型炉心で 0.69 %  $\Delta k/kk'$ 、金属燃料炉心で 0.47 %  $\Delta k/kk'$  であった。

## 8) CFD による溶融デバイス燃料の燃料落下挙動解析

デバイスの過渡特性評価で想定する燃料落下挙動の妥当性を補完・補強するため、ULOF時に炉心温度が上昇し、所定の温度まで到達した際に、U-Pu-Fe合金デバイス燃料がデバイス燃料ピン内を溶融落下する挙動を解析した。解析には、令和3年度にデバイス基礎挙動試験により基本的な妥当性を検証した有限体積粒子法<sup>[39]</sup>に基づく3次元CFDコードを用いた。本解析では、デバイス燃料及び被覆管の厚さ(0.5 mm)方向を1つの計算粒子でモデル化した令和3年度の予備的解析に対して、空間解像度を2倍(計算粒子スケール0.25 mm)にした計算を行った。解析体系を図3.5-15に示す。計算時間を短縮するため、デバイス燃料ピン体系の周方向1/8(中心角45度の扇型断面)を対象とし、周方向の両端に周期境界条件を用いた。また、溶融金属の固液相変化領域における実効粘性は、実験解析<sup>[40]</sup>により検証したモデルパラメータを用いたRamacciottiの相関式<sup>[41]</sup>で与えた。

本解析では、LOF開始後6.2秒でデバイス燃料の上端から溶融が始まっている。その後5秒間のデバイス燃料ピン内の軸方向燃料質量・物質分布を図3.5-16に、炉心領域内に存在するデバイス燃料質量の割合の時間変化を図3.5-17に示す。溶融開始後5秒までに、デバイス燃料の9割以上が溶融し、デバイス燃料ピンの中空部を落下することで炉心領域外に流出する結果が得られた。また、図3.5-16に示した7.2秒でのデバイス燃料領域の下端付近での溶融燃料の落下挙動に見られるように、溶融した燃料は、未溶融のデバイス燃料もしくは被覆管の内面を覆うように液膜状で流下はしておらず、表面張力によって塊状で落下している。これは、3.1.1項の(1)液体物性評価で実施した「立て板試験」で観察された溶融金属が「膨らみ落ちるような」挙動や、3.2.2項の統合試験(ガラス管製模擬燃料被覆管)で観察された液滴状での溶融金属の落下挙動とも整合する結果と考えられる。いずれにしても、デバイス燃料ピンの中空部を落下する溶融金属塊の大きさは、中空部の直径に比べて小さく、平成3年度に実施した予備解析の結果と同様に、溶融燃料の落下によって中空部が閉塞される、あるいは、炉心領域からの溶融燃料の流出が阻害されるような挙動は生じなかった。

## 9) まとめ

実機で考慮される条件として、デバイス動作の非同時性、炉心の径方向膨張による反応度効果、デバイス燃料の燃焼に伴う出力・反応度・燃料組成変化の影響等を考慮しても、デバイスの動作によってULOF、UTOPを終息できることを確認した。さらに、MOX燃料を用いた従来型炉心とは異なる低ナトリウムボイド反応度炉心、金属燃料炉心及び低線出力炉心におけるULOF、UTOPに対してもデバイスが有効であることを確認した。以上より実機条件でのデバイスの有効性を確認できた。

## ② 課題の抽出

表3.5-5に各研究項目において抽出された課題を示す。これらの課題に対する対策としては、実証試験による確認が必要である。デバイスの実証項目について以下の項目が考えられる。

### 1) 合金系燃料デバイス

- ・中空スミア燃料における溶融燃料の落下挙動（温度上昇時）  
（炉外試験）模擬燃料（天然 U-Fe 合金を含む）  
（炉内試験）実燃料（LEU-Fe 合金、U-Pu-Fe 合金）
- ・中空スミア燃料照射挙動  
合金系燃料の定常照射挙動と過渡時燃料落下挙動
- ・燃料挙動評価  
定常挙動、過渡挙動（エクストルージョン挙動を含む）
- ・デバイス燃料要素製造性

## 2) 塩系燃料デバイス

- ・溶融燃料の落下挙動（温度上昇時、可溶栓動作）  
（炉外試験）模擬燃料（天然  $UCl_3$  を含む）  
（炉内試験）実燃料（ $UCl_3$ 、 $UCl_3$ - $PuCl_3$ ）
- ・固体塩系燃料照射挙動  
塩系燃料の定常照射挙動、可溶栓動作による過渡時溶融燃料落下
- ・燃料挙動評価  
定常挙動、過渡挙動
- ・燃料物性（熱伝導率、熱膨張量、溶融時膨張率等の測定）
- ・デバイス燃料要素製造性
- ・燃料接触による可溶栓材料の腐食防止対策
- ・可溶栓動作前の溶融塩膨張による負の反応度効果の検討

## ③ 実証試験の策定

合金系燃料デバイスと塩系燃料デバイスの試験項目とそれによる確認項目を示す。

### 1) 合金系燃料デバイス

#### a) 試験項目

- ・模擬燃料物質・炉外試験  
模擬燃料（天然 U-Fe 合金燃料も想定）を用いたデバイス燃料の落下模擬試験  
落下挙動評価（CFD 解析：粒子法）
- ・デバイスピン製造性
- ・実燃料物質（U-Fe 合金）：炉内試験  
LEU-Fe 合金燃料を用いた定常照射挙動試験、デバイス燃料の落下試験  
定常照射挙動（国内：常陽、国外：ATR）  
燃料（中空）製造性  
溶融落下試験（国内：常陽/準定常試験、国外：TREAT/過渡試験）  
過渡挙動確認（デバイス動作挙動）
- ・実燃料物質（U-Pu-Fe 合金）：炉内試験  
U-Pu-Fe 合金を用いたデバイス燃料の落下試験

- 定常照射挙動（国外：ATR）
- 過渡挙動（デバイス動作挙動）確認（国内：常陽、国外：TREAT）
- ・燃料挙動評価（照射挙動）
  - 定常挙動、過渡挙動（エクストルージョンを含む）
  - 定常照射挙動（国外：ATR）

炉内試験は、常陽及び米国では TREAT 炉を用いての試験実施を想定している。

常陽における試験は、照射試験用の特殊集合体（B型特殊燃料）を用いることとする。B型特殊燃料集合体はコンパートメントで区分されてピン照射を実施可能である。定常照射を行うとともに、出力を上昇させて燃料を溶融させることが可能である。図 3.5-18 に示すように燃料溶融は軸方向の一部を溶融させることで中空燃料での、燃焼による燃料の落下挙動を確認することができる。

米国の TREAT 炉と ATR を用いる場合は、定常照射は ATR を用い、過渡の挙動は ATR で照射した燃料を TRAT 炉で過渡状態を与えて挙動を確認する。特に TREAT 炉では、図 3.5-19 に示すような試験ループを有しており燃料の過渡時の移動挙動をホドスコープで確認できる。TREAT 炉ではピン単位で分離された流路に燃料ピンが設置されるので、1 ピン内に下部ヒータ、デバイス燃料部、可溶栓等を設置した試験燃料ピンにより燃料の移動挙動を確認する。TREAT 炉の試験ループと試験ピンの概要を図 3.5-19 に示す。

なお、後述の塩系燃料でも同様の試験を行う。

## b) 確認項目

- ・模擬燃料物質・炉外試験
  - 実燃料に近い燃料物質（天然 U-Fe 合金）を用いた燃料ピン製造性と落下挙動の確認
- ・実燃料物質（U-Fe 合金）：炉内試験
  - LEU-Fe 定常照射挙動での健全性、中空部の形状保存等の確認
  - 実燃料でのデバイス燃料の落下の実証
- ・実燃料物質（U-Pu-Fe 合金）・炉内試験
  - U-Pu-Fe 合金の定常照射挙動での健全性、中空部の形状保存等の確認
  - 実燃料でのデバイス燃料の落下の実証
- ・燃料挙動評価（照射挙動）
  - 定常挙動、過渡挙動（エクストルージョンを含む）評価（許認可用データ）

以上をまとめた合金系燃料デバイスの実証試験計画を図 3.5-20 に示す。

## 2) 塩系燃料デバイス

### a) 試験項目

- ・模擬燃料物質・炉外試験
  - 模擬燃料（天然  $UCl_3$  燃料も想定）を用いたデバイス燃料の落下模擬試験

- 落下挙動評価 (CFD 解析：粒子法)
- ・実燃料物質 (UCl<sub>3</sub>) : 炉内試験  
LEU-Cl<sub>3</sub> を用いた定常照射挙動試験、デバイス燃料の落下試験  
定常照射挙動 (国内：常陽、国外：ATR)  
溶融落下試験 (国内：常陽/準定常試験、国外：TREAT/過渡試験)
  - ・実燃料物質 (UCl<sub>3</sub>-PuCl<sub>3</sub>) : 炉内試験  
UCl<sub>3</sub>-PuCl<sub>3</sub> を用いたデバイス燃料の落下試験
  - ・定常照射挙動 (国外：ATR)  
過渡挙動 (デバイス動作挙動) 確認 (国内：常陽、国外：TREAT)
  - ・燃料挙動評価 (照射挙動)  
定常挙動、過渡挙動

#### b) 確認項目

- ・模擬燃料物質・炉外試験  
模擬燃料 (天然 UCl<sub>3</sub> 燃料想定) を用いたデバイス燃料の落下模擬試験
- ・実燃料物質 (UCl<sub>3</sub>) : 炉内試験  
LEU-Cl<sub>3</sub> 定常照射挙動での健全性  
実燃料でのデバイス燃料の落下の実証
- ・実燃料物質 (UCl<sub>3</sub>-PuCl<sub>3</sub>) ・炉内試験  
UCl<sub>3</sub>-PuCl<sub>3</sub> の定常照射挙動での健全性  
実燃料でのデバイス燃料の落下の実証
- ・燃料挙動評価 (照射挙動)  
定常挙動、過渡挙動評価 (許認可用データ)

以上をまとめた塩系燃料デバイスの実証試験計画を図 3.5-21 に示す。

#### 参考文献

- [40] D. Takatsuka, K. Morita, W. Liu, T. Zhang, T. Nakamura, K. Kamiyama, Particle-Based Simulation of Jet Impingement Behaviors, Proc. of 12th Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS12), N12P1046, Oct. 2022.
- [41] M. Ramacciotti, C. Journeau, F. Sudreau, G. Cognet, Viscosity Models for Corium Melts, Nucl. Eng. Des., 204, 377-389 (2001)

表 3.5-1 デバイス燃料の燃焼に伴うデバイス動作温度等への影響

デバイス動作時期	① 固相線温度の低下 → 冷却材設計流量の増加	② 動き出し温度の低下	③ スウェリングによる熱伝導率の低下	④ 燃焼による出力低下・反応度の低下
燃焼初期	考慮	—	—	—
燃焼末期	考慮	考慮	考慮	考慮
デバイス効果への影響	低下 (動作遅れ)	上昇 (動作が早くなる)	上昇 (動作が早くなる)	低下 (動作遅れ+挿入反応度低下)

表 3.5-2 燃焼に伴うデバイス燃料特性とデバイス冷却材流量の変化

燃焼期間 [日]	0	832	1664	2496	3328	備考
出力・反応度 (燃焼期間 0 日に対する相対値)						
LHTR	1	0.959	0.919	0.884	0.853	
BHTR	1	0.935	0.876	0.827	0.785	
CHTR	1	0.863	0.753	0.671	0.613	
デバイス燃料 (Pu 比 0.25)	1	0.9	0.82	0.76	0.7	反応度と等価
デバイス燃料の Fe 濃度 [at%]	10	10.6	11.2	11.8	12.4	固相線温度に影響
デバイス燃料の固相線温度低下 [°C]	0	-4.2	-8.4	-12.6	-16.8	-7 °C/Fe 濃度 1 at%
定格時のデバイス燃料制限温度 (熔融防止) [°C]	567	564	561	558	555	
デバイス集合体当たりの出力 [MW] (Pu 比 0.25)	3.30	3.06	2.86	2.70	2.55	
定格時のデバイス集合体当たりの流量 [kg/s]	20.6	18.8	17.5	16.5	15.6	初期に最大流量が必要
デバイス動作温度 (60 % 液相) [°C]	695	690.8	686.6	682.4	678.2	固相線温度変化と同じ

(LHTR : 下部ヒータ燃料部、BHTR : 予加熱ピン下部ヒータ燃料部 (下部軸ブランケット領域レベル)、CHTR : デバイス燃料ピン下部ヒータ燃料部 (炉心領域レベル ; デバイス燃料下端の U-Pu-Zr 中空燃料部 (軸長 5 cm) )

表 3.5-3 各種炉心の反応度係数

項目	金属燃料	従来型炉心	低ナトリウム ボイド反応度 AHC
ドップラー係数 (dk/kk')/Ln(T1/T0)	-3.40E-3	-6.87E-3	-7.24E-3
燃料密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	3.70E-1	3.02E-1	3.38E-1
構造材密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	-7.18E-2	-6.99E-2	-5.27E-2
冷却材密度係数 (dk/kk')/(dM/M)	-3.36E-2	-2.32E-2	-8.9E-3 (IB 含)
炉心膨張係数 (dk/kk')/(dR/R)	7.96E-2	5.93E-2	7.52E-2
ボイド反応度 [\$]	10.9	8	2.8 (IB 含)

(IB : inner axial blanket)

表 3.5-4 支持板膨張反応度係数 ( $\Delta k/k$ )/ $\Delta T$

項目	金属燃料	従来型炉心	低ナトリウム ボイド反応度 AHC
支持板膨張反応度係数 (dk/kk')/(dT)	-1.18E-5	-8.86E-6	-1.42E-5

表 3.5-5 各研究項目における課題の整理

項目	検討結果	課題	対策
① 合金系燃料			
模擬燃料の熱物性評価	実燃料に比較して、模擬燃料の比熱は1/2、熱伝度数倍程度	課題なし（低温部固化挙動は実機より保守的）	—
中空合金試料作製	機械加工で試験用燃料製造	量産には適さない可能性有（試験燃料ピン製造可能）	管引き抜き加工等を参考に検討
② 塩系燃料			
熱伝導率の向上	Zr 紛添加の効果が確認できない	定常時に溶融する可能性	デバイスピンの細径化で線出力低減
模擬燃料製造	粉体を圧縮成形、中心空孔機械加工	課題なし	—
③ 可溶栓			
燃料物質との共存性	合金系燃料では問題なし、模擬塩系燃料 $CeCl_3$ との反応性大	塩系燃料では、可溶栓の腐食により健全性が確保できない。	可溶栓/塩ペレット間に合金ペレットを挟み直接接触を回避
③ デバイス試験			
合金系燃料	溶融燃料は中空部を固化せずに落下し、低温部で固化する。発熱状態での落下も確認	エクストルージョン発生時の模擬は困難（泡沫発生設計対策として可溶栓を導入済み）	解析による評価 実証試験での確認
塩系燃料	軸方向全領域が溶融後落下。液体状であるので、落下に問題なし（壁面摩擦考慮の落下評価と合致）	課題なし（ニュートン流体であるので予測可能）	—

(次ページに続く)



表 3.5-5 各研究項目における課題の整理（続き）

項目	検討結果	課題	対策
⑥ 炉心評価			
誤作動時の炉心挙動	誤作動時にも出力分布の歪みは小さい	デバイス動作挙動の実証（燃料落下挙動、特にエクストルージョン時）	実証試験
各種炉心への適用性（金属燃料、低ナトリウムボイド反応度、低線出力）	適用性を確認	物性データの確認（U-Pu-Zr 合金、U-Fs 合金データ・知見をもとにした U-Pu-Fe 合金物性の過渡時データの把握）	物性データ取得
塩系燃料デバイス装荷炉心の挙動	28 体のデバイス集合体装荷炉心の 1.02 倍のデバイス反応度で事象終息するが、塩系燃料の熱伝導率向上が期待できないため、細径ピンの採用で低線出力とするデバイス仕様の変更が必要	細径ピンを用いたデバイスの設定・評価  物性データの確認（熱伝導率、熱膨張率、溶解時膨張率）  可溶栓動作前の熔融塩膨張による負の反応度効果の検討	物性データ取得 実証試験
⑦ 安全評価			
デバイス動作時の燃料熔融と多重障壁の関係	核分裂生成物を保持するデバイス燃料の熔融で第 1 障壁は破損するが、低スミア密度合金系燃料の熔融・膨張によって次障壁の被覆管が破損する可能性は低い	課題なし	—
実機条件での適用性（デバイス非同時性、燃焼による反応度低下、地震時反応度考慮等）	実機条件でのデバイス動作、有効性は過渡解析で確認	デバイス動作の実証	実証試験

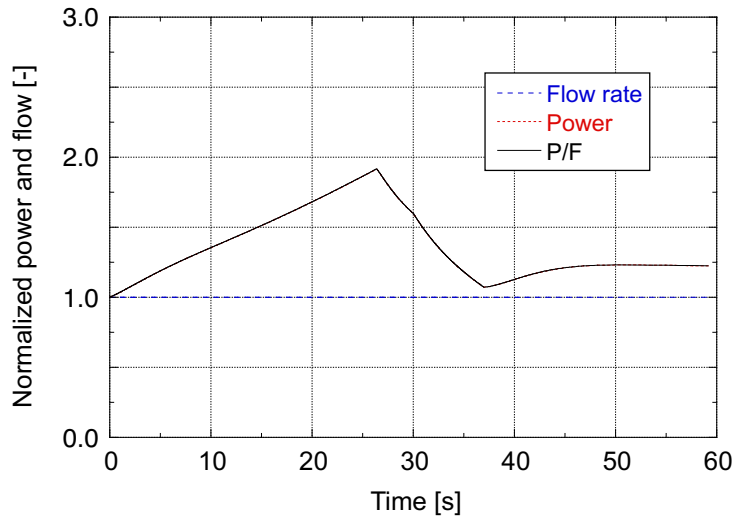


図 3.5-1 デバイス動作時の UTOP 挙動 (径方向膨張の影響：径方向膨張考慮)

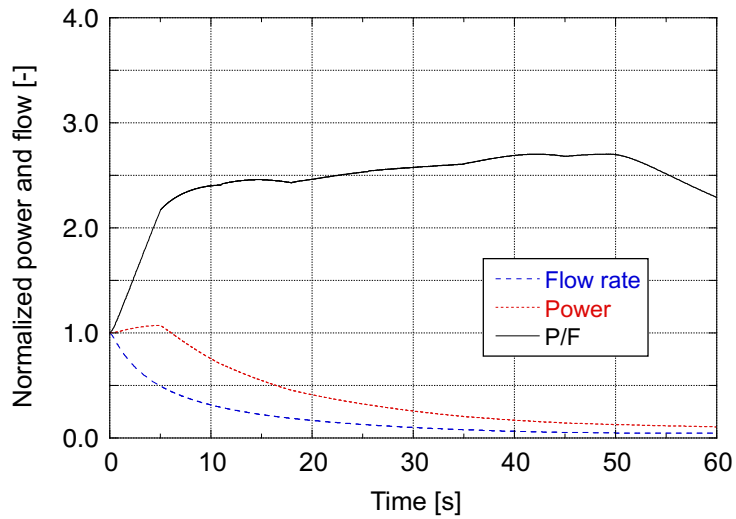


図 3.5-2 デバイス動作時の ULOF 挙動 (デバイス燃焼の影響：非同時性考慮)

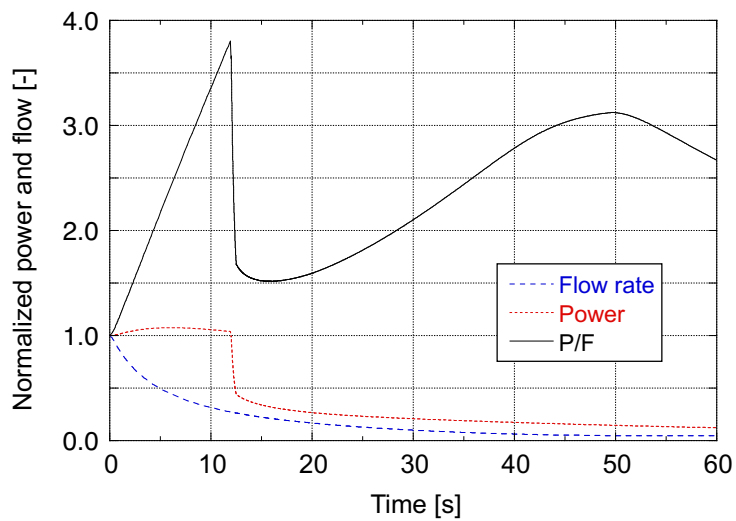


図 3.5-3 デバイス動作時の ULOF 挙動 (可溶栓動作時)

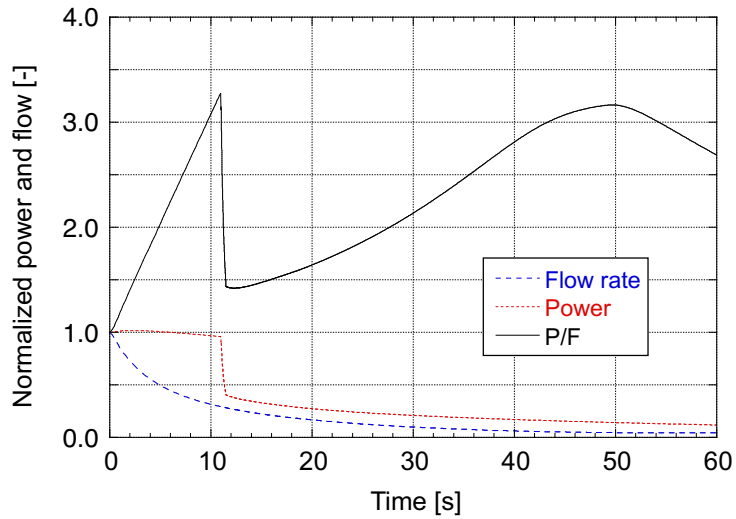


図 3.5-4 デバイス動作時の ULOF 挙動 (塩系デバイス燃料)

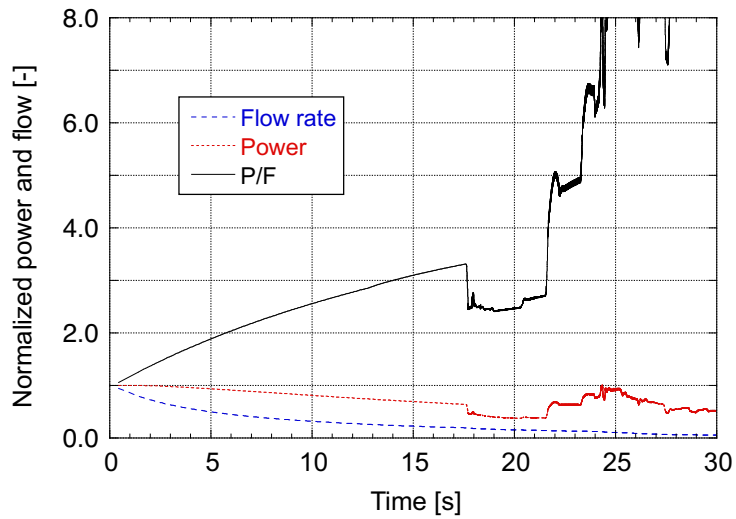


図 3.5-5 ULOF 挙動 (低ナトリウムボイド反応度 AHC)

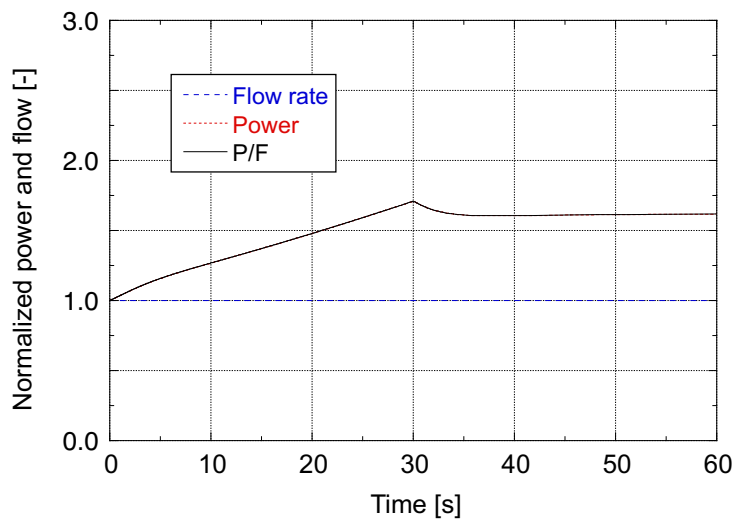


図 3.5-6 UTOP 挙動 (低ナトリウムボイド反応度 AHC)

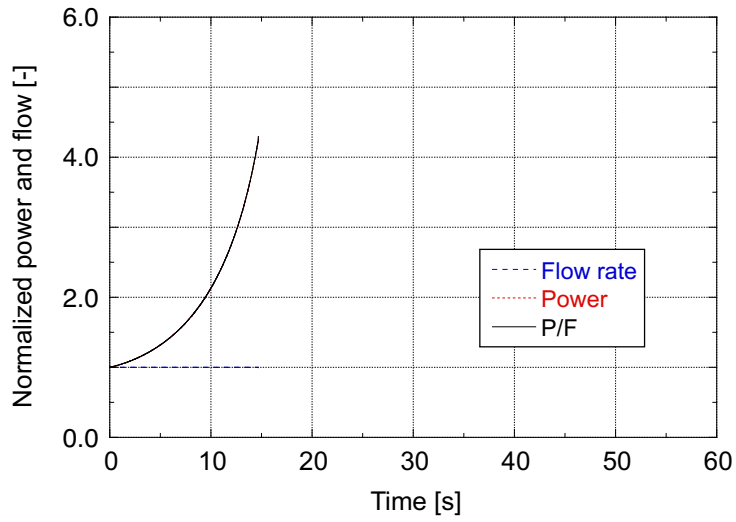


図 3.5-7 UTOP 挙動 (金属燃料炉心)

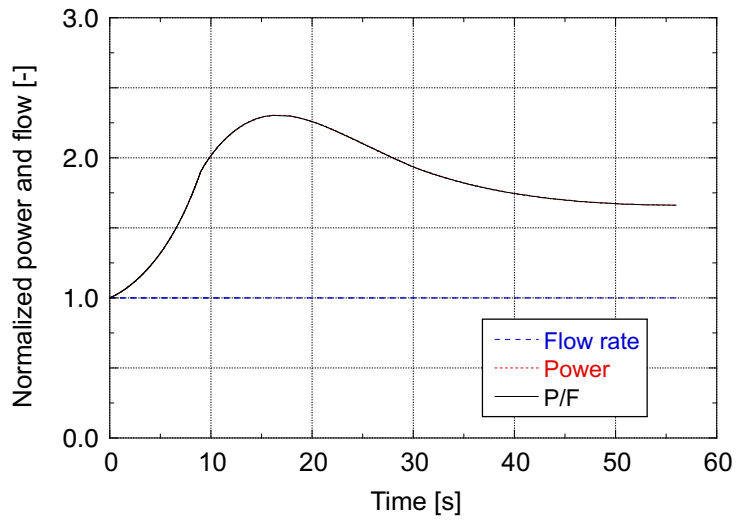


図 3.5-8 デバイス動作時の UTOP 挙動 (金属燃料炉心)

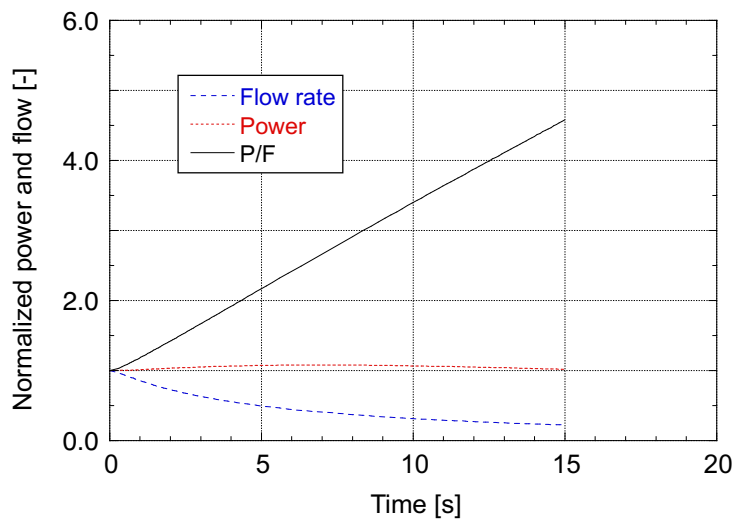


図 3.5-9 ULOF 挙動 (低線出力炉心)

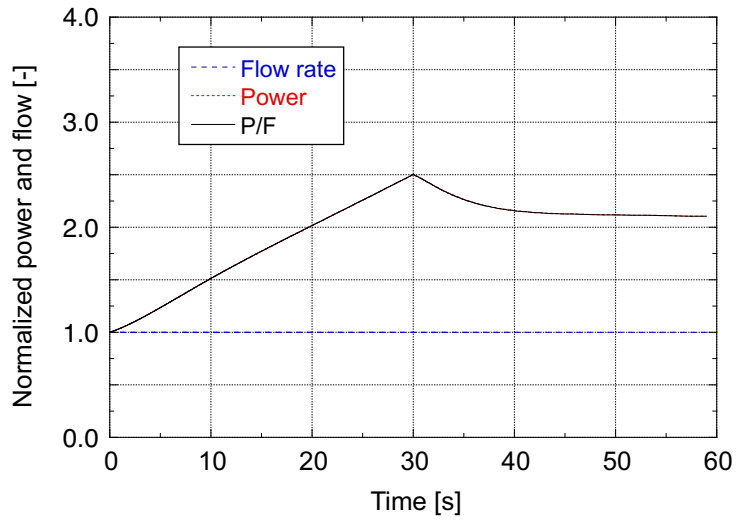


図 3.5-10 UTOP 挙動 (低線出力炉心)

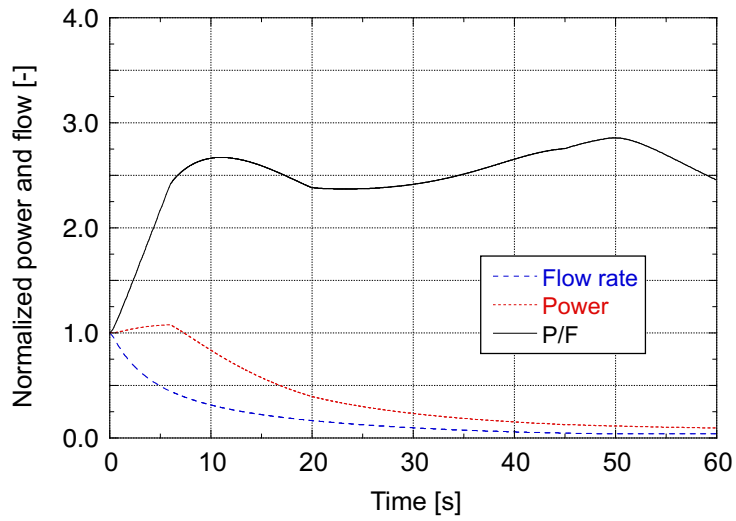


図 3.5-11 デバイス動作時の ULOF 挙動 (低線出力炉心)

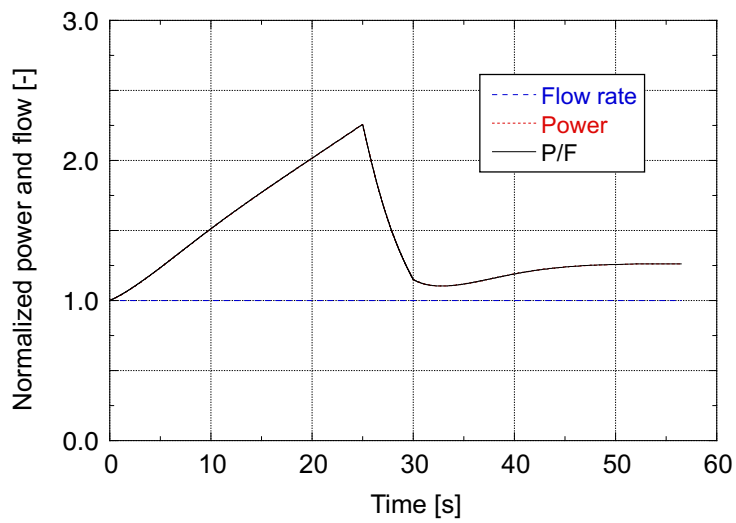


図 3.5-12 デバイス動作時の UTOP 挙動 (低線出力炉心)

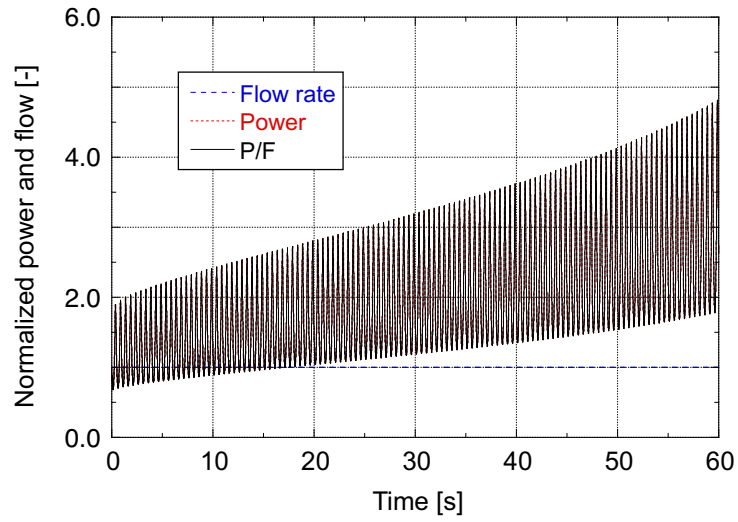


図 3.5-13 地震時の流量、出力及び P/F の時間変化（金属燃料炉心）

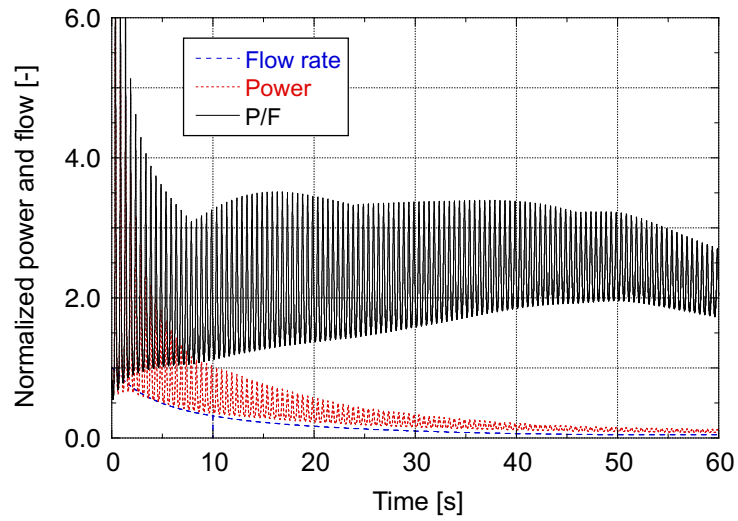


図 3.5-14 デバイス動作時の（地震+ULOF）挙動（従来型炉心）

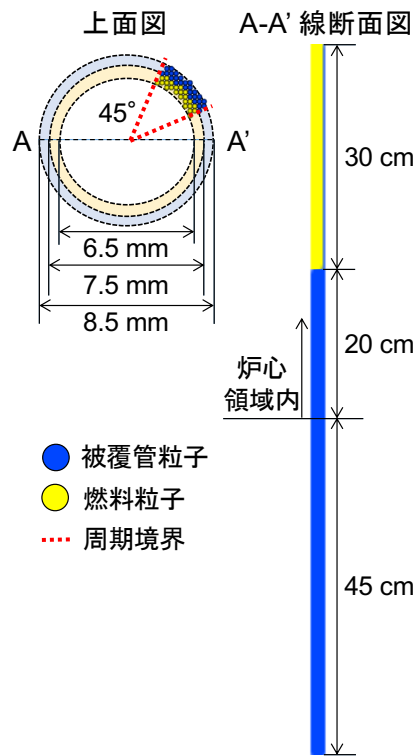


図 3.5-15 デバイス燃料ピン内の燃料移動解析に用いた計算粒子の初期配置

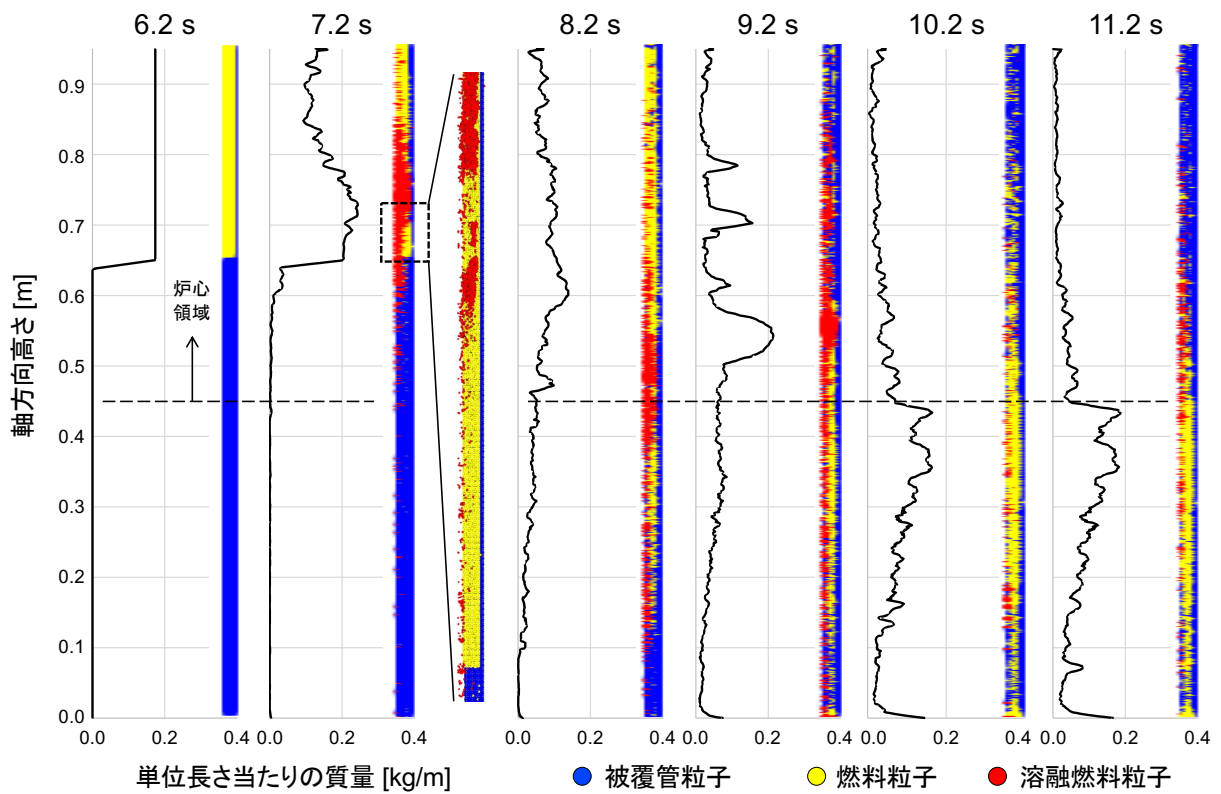


図 3.5-16 デバイス燃料ピン内の軸方向燃料質量・物質分布

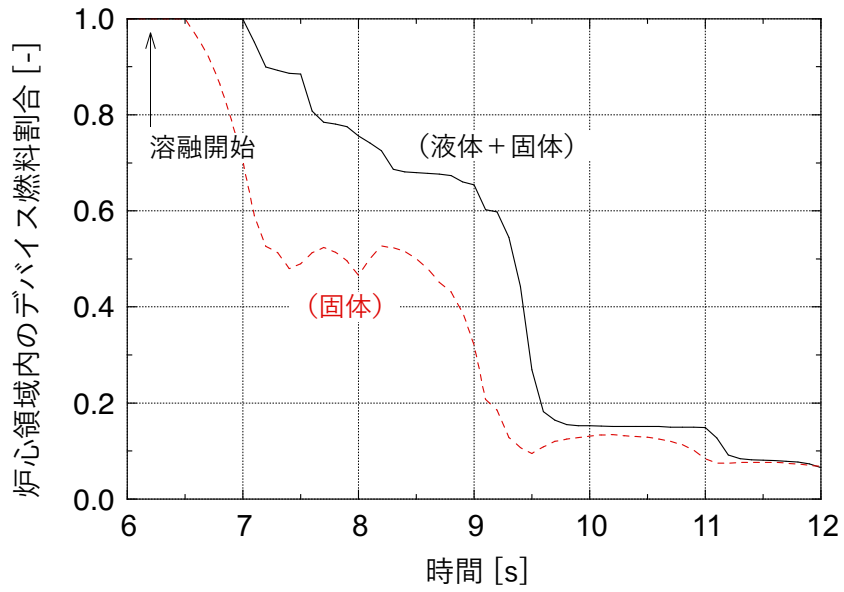


図 3.5-17 炉心領域内に存在するデバイス燃料質量割合の時間変化

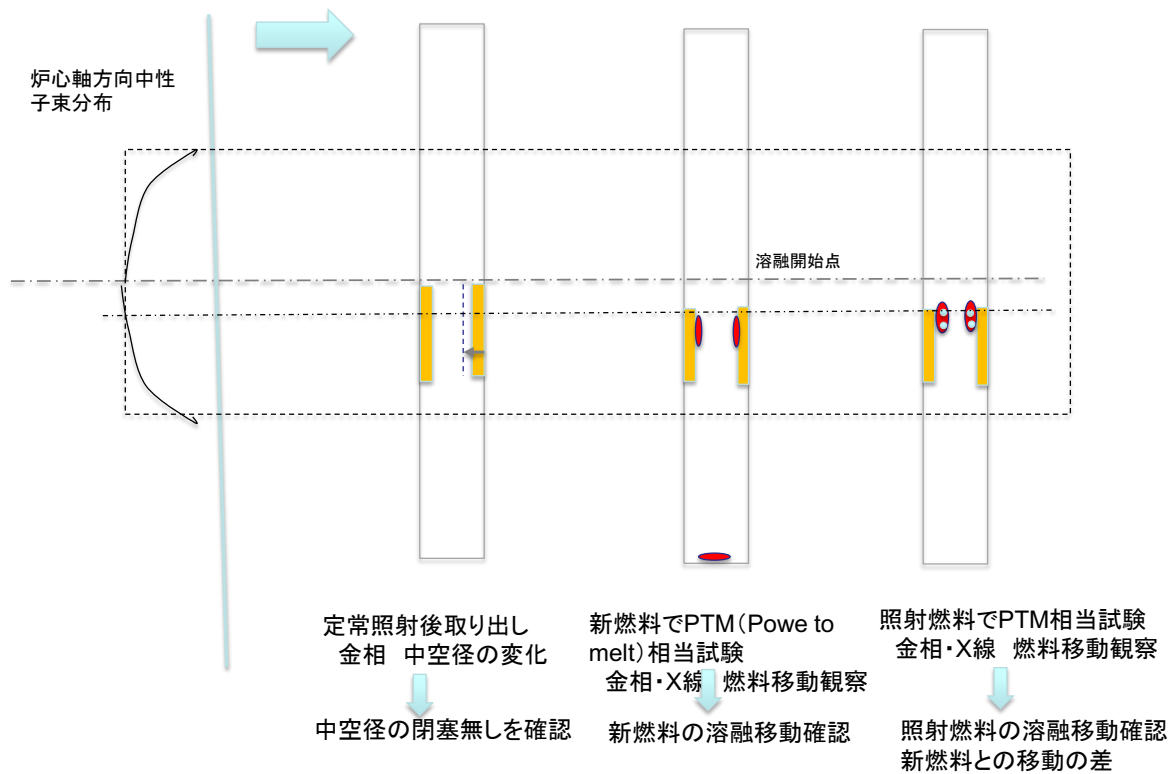


図 3.5-18 常陽での炉内試験の概要



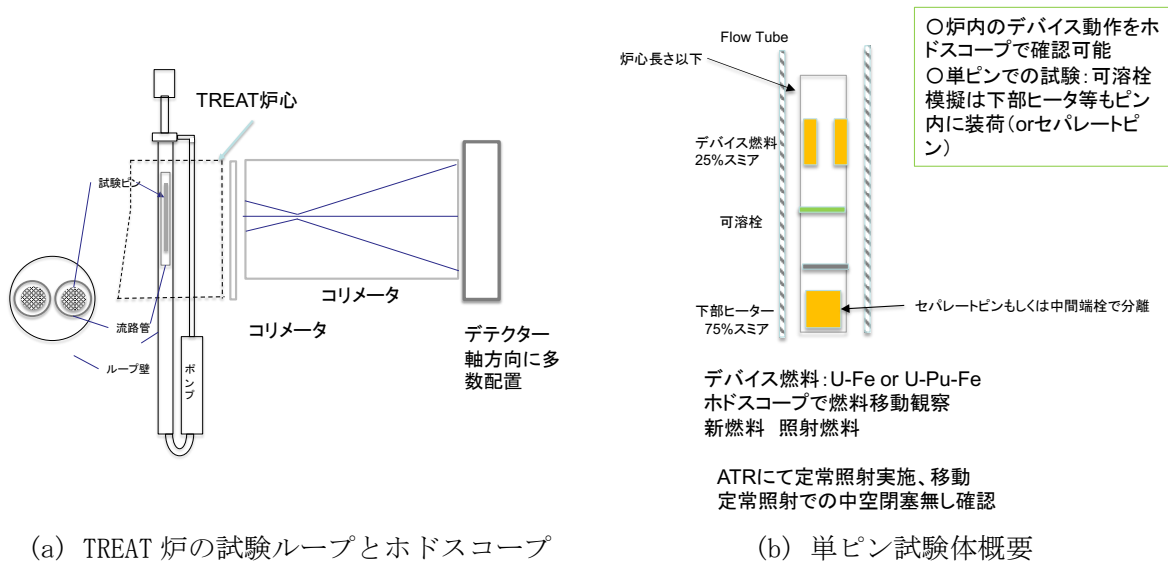


図 3.5-19 TREAT での炉内試験の概要

項目 \ 期間(年)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
・燃料落下挙動 (炉外試験)	模擬燃料試験 ・燃料製造 ・炉外試験 ・挙動評価										
・燃料落下挙動 (炉内試験) ・燃料照射挙動	炉内試験予備検討			U-Fe 燃料試験 ・燃料製造 ・定常照射試験 ・燃料溶融 (準定常) ・実施: 常陽 ・挙動評価				U-Fe 燃料試験 ・燃料製造 ・定常照射試験 ・燃料溶融 (準定常) ・実施: 米国 ATR, TREAT ・挙動評価			
				U-Pu-Fe 燃料試験 ・燃料製造 ・定常照射試験 ・過渡挙動 ・燃料落下 (過渡) ・実施: 米国 ATR, TREAT ・挙動評価							

図 3.5-20 実証試験計画 (合金系燃料デバイス)

項目 \ 期間(年)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
・燃料落下挙動 (炉外試験)	模擬燃料試験 ・燃料製造 ・炉外試験 ・挙動評価										
・燃料落下挙動 (炉内試験) ・燃料照射挙動	炉内試験予備検討			UCl <sub>3</sub> 燃料試験 ・燃料製造 ・定常照射試験 ・燃料溶融(準定常) ・実施: 常陽 ・挙動評価				UCl <sub>3</sub> 燃料試験 ・燃料製造 ・定常照射試験 ・燃料溶融(準定常) ・実施: 米国 ATR, TREAT ・挙動評価			
				UCl <sub>3</sub> -PuCl <sub>3</sub> 燃料試験 ・燃料製造 ・定常照射試験 ・過渡挙動 ・燃料落下(過渡) ・実施: 米国 ATR, TREAT ・挙動評価							

図 3.5-21 実証試験計画 (塩系燃料デバイス)

### 3.6 研究推進 【R1-R4】

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めた。運営・技術会議を開催し、研究全体の進捗を確認するとともに課題を整理した。

研究代表者が所属する九州大学の教職員専用ファイル共有システムを利用して、研究を推進する上で必要な技術情報、委託研究に関わる最新の情報をクラウドサーバー上に集約した。これにより、参画機関及び研究者間の密な連携ができる体制を整え、研究を進めた。

さらに、研究期間内に下記の7回の運営全体に加えて2回の個別技術会議（令和4年5月16日、令和4年11月24日）を開催し、参画機関の研究進捗を確認するとともに、各研究項目の課題を整理して、研究項目間の技術的な調整を行った。

本研究の成果は、国内外の学術会議（国内学会19件、国際会議4件）で口頭発表するとともに、国際学術雑誌への掲載論文2報を含む査読付き論文6報として公表した。

#### 1) 令和4年度第1回運営・技術会議

【日時】 令和4年5月6日 9:00-12:00

【場所】 オンライン

【出席者】（敬称略）

九州大 守田、十河（オブザーバー）

都市大 佐藤、王（オブザーバー） 福井大 有田

原子力機構 関尾 東工大 相楽、川島

東芝エネルギーシステムズ 坪井（オブザーバー）

【内容】令和3年度の各機関の成果について報告するとともに、令和4年度の各機関の業務計画書の内容について確認し、技術検討の進め方について議論した。

#### 2) 令和4年度第2回運営・技術会議

【日時】 令和4年7月8日 9:00-12:00

【場所】 オンライン

【出席者】（敬称略）

九州大 守田、劉、有馬、十河（オブザーバー）

都市大 佐藤、王（オブザーバー） 福井大 有田

原子力機構 関尾 東工大 川島

東芝エネルギーシステムズ 坪井（オブザーバー）

【内容】令和4年度の各機関の業務の進捗状況について報告、確認するとともに、技術的課題の整理方針について議論した。

#### 3) 令和4年度第3回運営・技術会議

【日時】 令和4年7月29日 9:00-11:40

【場所】 オンライン

【出席者】（敬称略）

九州大 守田、劉、有馬

都市大 佐藤、王（オブザーバー） 福井大 有田  
原子力機構 関尾 東工大 川島  
東芝エネルギーシステムズ 坪井（オブザーバー）

【内容】令和4年度の各機関の業務の進捗状況について報告、確認するとともに、技術的課題の整理方針案について議論し、調整を行った。

4) 令和4年度第4回運営・技術会議

【日時】 令和4年9月28日 9:00-12:00

【場所】 オンライン

【出席者】（敬称略）

九州大 守田、劉、有馬、十河（オブザーバー）  
都市大 佐藤、王（オブザーバー） 福井大 有田  
原子力機構 関尾 東工大 相楽、川島  
東芝エネルギーシステムズ 坪井（オブザーバー）

【内容】令和4年度の各機関の業務の進捗状況について報告、確認するとともに、技術的な調整を行った。

5) 令和4年度第5回運営・技術会議

【日時】 令和4年11月11日 9:00-12:00

【場所】 オンライン

【出席者】（敬称略）

九州大 守田、劉、有馬  
都市大 佐藤、王（オブザーバー） 福井大 有田  
原子力機構 関尾 東工大 川島  
東芝エネルギーシステムズ 坪井（オブザーバー）

【内容】令和4年度の各機関の成果について中間報告を行い、概ね当初の計画通りの進捗であることを確認するとともに、技術的な調整を行った。

6) 令和4年度第6回運営・技術会議

【日時】 令和4年2月3日 9:00-11:30

【場所】 オンライン

【出席者】（敬称略）

九州大 守田、劉、有馬、十河（オブザーバー）  
都市大 佐藤、王（オブザーバー） 福井大 有田  
原子力機構 関尾 東工大 相楽、川島  
東芝エネルギーシステムズ 坪井（オブザーバー）

【内容】令和4年度の各機関の成果の見通しについて報告、確認するとともに、技術的な調整を行った。

7) 令和4年度第7回運営・技術会議

【日時】 令和5年3月2日 13:00-15:20

【場所】 オンライン

【出席者】 (敬称略)

九州大 守田、有馬

都市大 佐藤、王 (オブザーバー) 福井大 有田

原子力機構 関尾 東工大 川島

東芝エネルギーシステムズ 坪井 (オブザーバー)

【内容】 令和4年度の各機関の年度末に向けた計画について報告、確認するとともに、技術的な調整を行った。

## 4. 結言

本研究では、SFR において一部の燃料集合体に置き換えて装荷することで炉心損傷事故の発生を防止する集合体型の受動的炉停止デバイスについて、デバイスに用いる燃料の候補材、事故時の燃料移動を実現するピン構造、模擬試験によるデバイス動作に関わる基本現象（デバイス燃料の溶融移動）の確認、デバイス動作時の核・熱流動特性等の観点から総合的に検討し、本デバイスの工学的成立性ならびに実現性を示すことを目的としている。

以下に、本業務の成果に関する総まとめを述べる。

### (1) デバイス材料開発

#### ① 合金系燃料評価

##### a. 液体物性評価（再委託先：東京都市大学）

合金系デバイス燃料において溶融・落下挙動が設定温度で可能か、模擬合金で確認した。温度、固液比粘性の関係を見出し、設定温度での溶融・落下挙動の見通しを得るとともに、実機合金燃料の物性との比較から当該模擬試料による統合試験により、成立性の保守的な確認となることを示した。

##### b. 熱物性評価（再委託先：福井大学）

デバイス適用性評価の基礎データ取得のため、燃料合金候補材模擬物質の熱伝導率の評価と合金候補材の熱膨張率測定を実施した。熱伝導率は通常合金燃料と大差なく、熱膨張率は原料の純金属の値よりも小さくなった。いずれも、燃料挙動模擬上問題ないことが分かった。

#### ② 塩系燃料評価（再委託先：福井大学）

デバイス適用性評価の基礎データ取得のため、候補塩の熱伝導率の測定・評価を実施した。複数の候補塩の熱伝導率測定の結果、多くの塩の熱伝導率は  $UO_2$  燃料や MOX 燃料よりも小さな値となったが、温度依存性は小さいことが分かった。

#### ③ 可溶栓材料評価

デバイスに用いる合金系燃料塩系燃料に対する可溶栓候補材を Al-Si 合金 Ni-Sn 合金にそれぞれ絞り込み、模擬合金燃料塩系燃料には Ce-Fe 合金  $CeCl_3$  を選択した。合金試料は全てアーク溶解法で作製し、熱物性機械的性能を評価した。物性の点からは可溶栓候補材は適性があると判断した。一方、共存性の点では、合金系では問題なかったものの、塩系では Ni-Sn 合金が  $CeCl_3$  から腐食を受けることが判明し、可溶栓を塩系燃料に直接接触させない等の工夫が必要と判断した。

### (2) デバイス構造開発

#### ① デバイス構造検討（再委託先：東京都市大学）

合金系塩系デバイス燃料の構造について、これまでの SFR における炉心損傷事故の発生防止対策本研究で得られた物性や共存性に関する知見を基に検討した。試作試験による確認が必要な対策等も含むが、成立の見込みのある構造を提案した。

## ②デバイス試験（再委託先：原子力機構）

デバイス構造模擬体を作製し、デバイス構造全体の成立性を評価するための統合試験を実施した。作製した模擬合金系燃料を含むデバイス構造模擬体に対して統合試験を実施し、デバイス構造全体の成立性評価に不可欠な模擬合金系燃料の溶融落下の挙動を可視的に捉えた。この挙動は(2)①デバイス構造検討における想定挙動と同等であり、提案するデバイス構造が成立性を有することを確認した。

## (3) 炉心開発（再委託先：東京工業大学）

デバイスに用いる燃料の候補材と基本形状の検討とデバイス燃料物性を基にした核不拡散性定量評価に基づきデバイスの設計要件を明確化するとともに、上記候補材によるデバイス基本仕様を選定した。さらに、ATWS 事象単一でなく地震との重畳事象でも適用の見込みがあること及びデバイス燃料として U-Pu の混合材だけでなく低濃縮ウラン合金材も有望なことが分かった。MOX 燃料大型炉のデバイス装荷炉心設計は、設計要件に適合することを確認した。また、デバイスの取り扱い上、取り出し後の状態検知が課題であり、非破壊検査による状態検知の可能性を示した。先行試験事例を調査し、デバイス燃料の緩慢及び急激な出力上昇によるデバイスピン内での溶融落下を実証する炉内試験の実施が可能であることを示した。

## (4) 安全評価

デバイスを設置した実証炉クラスの MOX 燃料高速炉炉心について、動特性評価モデル（フローネットワークモデル）を用いた過渡解析により、合金系燃料デバイス及び塩系燃料デバイスについて、ULOF 及び UTOP 時の過渡特性を評価し、デバイス動作時の応答特性を最適化した。

## (5) 総合評価

実機条件として、デバイス燃料の燃焼による出力・反応度低下、地震による反応度挿入、デバイス動作の非同時性等を考慮した場合のデバイス動作による ULOF 及び UTOP 事象の終息を確認し、デバイスの有効性を確認した。また、研究全体における開発課題を整理し、照射炉を用いた実証試験計画を立案した。

本研究では、SFR における炉心損傷事故の発生防止対策として、ATWS における代表事象である ULOF 及び UTOP の双方に有効な新しい受動的炉停止デバイスの概念を提案した。定常運転時及び事故時における設計要件を満たすデバイス燃料材、動作信頼性を向上するためのデバイス構造、最適な核特性を与える炉内デバイス配置方法、デバイス動作時の核・熱流動特性、デバイス燃料の核不拡散性からの要件等の観点から総合的に検討を行い、本デバイスの工学的な成立性を示した。また、模擬物質を用いたデバイス試験を実施し、提案するデバイス構造における動作原理の基本的な実現性を確認した。これらの結果、本デバイスは、単純な物理現象のみで動作する熱的即応性を有する優れた受動性を有し、事故時に炉心損傷の発生を防止できる確実性が極めて高いことが示された。また、実機への適用における工学的な課題を摘出するとともに、実用化を見据えた炉内試験を含む実証試験計画を策定した。

提案するデバイスは、既存の炉心設計に対する適合性が極めて高く、深層防護の第4層における受動的炉停止機構として、従前のシビアアクシデントの発生防止対策と併用することで、多様性・頑健性を有する独立な防護ラインを手厚くし、高い信頼水準で炉心損傷が極めて起こり難い事象と見なせるよう安全性の向上に貢献するものである。本デバイスの導入により炉心損傷の頻度が大幅に低減され、当該事象を設計考慮対象から実質上排除できることが示せば、社会的な受容性に優れた高速炉システムが提案でき、我が国における早期の高速炉の実用化・導入に寄与することが期待できる。