



**第53条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）に係る
計算コード及び有効性評価等に対するコメントへの回答**

2021年11月29日

**日本原子力研究開発機構 大洗研究所
高速実験炉部**

計算コード及び有効性評価等に対するコメントへの回答（1/2）

【令和3年10月28日第419回審査会合におけるコメントの回答予定（1/2）】

No.※1	コメント	回答時期	回答資料
241	溶融燃料と溶融スチールの流動を別の速度場で解析していることに関し、水を用いたスロッシング拳動試験や鉛ビスマスを用いた高密度2相プールの流動拳動試験の検証解析による妥当性確認が適用できることの説明を補強すること。	今回説明	資料1
242	炉心物質の流動性は低いが、保守的な解析条件として溶融スチールと同様に流動するものとしていることに関し、炉心物質の流動を最適評価とした場合の事象推移を説明すること。また、あえて保守的な流動性を設定したことについての説明を補強すること。	今回説明	資料1
243	即発臨界超過に伴い発生するエネルギーの評価では、保守的に燃料の集中を想定していることに関し、燃料凝集量又は燃料凝集速度と反応度投入率又は発生エネルギーの関係が客観的に妥当と判断できることを説明すること。様々な考察や事象の特徴を踏まえて検討すること。	今回説明	資料1
244	デブリベッドの冷却性に関し、デブリベッドの厚み、粒子径、空隙率の設定によって熱容量や等価熱伝導率が変わるため、有効性評価において、実験での粒子径や空隙率に係るデータのばらつきも考慮して、これらが原子炉容器温度に及ぼす影響を説明すること。また、デブリベッドが不均一に堆積した場合の影響も説明すること。	今回説明	資料1
245	「常陽」の下部プレナムの高さにおいて、損傷燃料がデブリ化されることを説明すること。また、FRAG試験やFARO/TERMOS試験の条件と「常陽」の条件を比較し、試験データを有効性評価に適用できることを説明すること。	今回説明	資料1
246	再配置冷却過程におけるFLUENTによる解析では、境界条件を熱流束で与えているが、径方向及び上方向それぞれの熱流束の設定を詳細に説明すること。また、上方向の熱流束は、リフラックス冷却のモデル化も詳細に説明すること。	今回説明	資料1
247	ULOFの機械的エネルギー発生において考慮すべき不確かさについて、即発臨界超過におけるエネルギー発生の不確かさが最も大きいと説明しているが、他の項目についても、影響を確認するパラメータ、目的・着眼点、不確かさの範囲、最適条件との違いを資料に記載し、不確かさの影響をどのように確認しているのか示すこと。	今回説明	資料1
248	ULOF（i）とULOF（iii）の炉心平均燃料温度は、両者ともに約5,100℃であり、それほど差がないが、回転プラグ間隙へのナトリウム蓄積量は、ULOF（iii）で約100kg、ULOF（i）で約200kgとなっており差が大きく、この差の要因を説明すること。	今回説明	資料1
249	原子炉容器の歪の許容値及び許容変位の設定根拠について、エビデンスを含めて資料に追記すること。	有効性評価説明書に反映	

※1：「常陽」質問管理表の管理番号

計算コード及び有効性評価等に対するコメントへの回答（2/2）

【令和3年10月28日第419回審査会合におけるコメントの回答予定（2/2）】

No. ^{※1}	コメント	回答時期	回答資料
250	SIMMERの空間依存動特性モデルの不確かさの説明を計算コード説明書に反映すること。	計算コード説明書に反映	
251	措置の手順の説明に関し、個々の事象グループに対して、以下を明確にして説明すること。 ① どのような条件でどのように炉心が損傷するのか。 ② 炉心の状態、炉心の著しい損傷をどのパラメータで判断するのか。 ③ 炉心の著しい損傷に至る前段階の過程における影響緩和に係る自主対策の実施、終了の判断（時間を含む。）	次回審査会合で説明	
252	自主対策として整備することとしている現場対応班員による制御棒駆動機構の軸の回転操作に関して、実施の判断基準、要員の安全確保の対策も含めて、具体的な手順、内容、成立性について、資機材を含めて説明すること。	次回審査会合で説明	
253	1次主冷却系のサイフォンブレイクに関し、運転員がサイフォンブレイクの成否をどのパラメータで確認するのか、また、通常運転時の閉塞を防止するための管理等を説明すること。	次回審査会合で説明	
254	1次補助冷却系のサイフォンブレイクに関し、液位低下により自動的にサイフォンブレイク弁が開くとのことであるが、1次主冷却系からの漏えい時の誤開の防止対策等を説明すること。	次回審査会合で説明	

【令和3年10月28日第419回審査会合以前のコメントのうち、今回回答するもの】

No. ^{※1}	コメント	審査会合	回答資料
193	UTOPの有効性評価がULOFに包絡されることに関し、機械的エネルギーの発生値も含めて事象推移全体に係る包絡性について説明すること。また、最終的に事象を収束させるための安定状態に導く手順も説明すること。	第392回	資料1
194	UTOPの遷移過程において、炉心下部の閉塞が不完全な部分から流入するナトリウムとのFCIによって炉心物質の分散が生じていることに関し、この現象の不確かさの影響について説明すること。	第392回	資料1
232	MK-II自然循環試験解析で空気冷却器の空気温度及び空気流量を境界条件に設定している。MK-IIIでは主冷却器を交換しており、この影響も含め、「常陽」の実機データによる検証ともんじゅのデータによる検証の組み合わせの適切性も考慮して、自然循環を評価する上での妥当性を十分に説明すること。	第417回	資料1
234	ASFREの妥当性確認に関し、閉塞物を模擬した体系での検証解析を実施していないことについて、閉塞のない体系での妥当性確認で必要な要件を満足することを閉塞物高さの想定も含めて説明すること。	第417回	資料1
156	第一使用済燃料貯蔵建物及び第二使用済燃料貯蔵建物の貯蔵設備におけるリスクについて説明すること。	第334回	資料1
157	可搬式ポンプ及びホースに関し、資機材の故障等が生じた際の対策について説明すること。	第334回	資料1

※1：「常陽」質問管理表の管理番号

**No. 241 溶融燃料と溶融スチールの流動を別の速度場で解析していること
に関し、水を用いたスロッシング拳動試験や鉛ビスマスを用いた高
密度2相プールの流動拳動試験の検証解析による妥当性確認が適用で
きることの説明を補強すること。**

S I M M E R によるULOF及びUTOPの解析において、損傷した燃料とスチールからなる炉心物質の流動は、それぞれの物質成分ごとに異なる速度場を与えている。これは、燃料とスチールが炉心物質内で発生するFPガスやスチール蒸気、局所的なFCIによって常に攪拌される一方で、密度差による重力分離が生じると中性子反射材としてのスチールが燃料と分離すること及び燃料上部に形成されるスチール層による中性子反射効果が反応度に影響を及ぼすと考えられるためである。

炉心物質の流動、特に水平方向の揺動（スロッシング）は、炉心物質の凝集による即発臨界超過挙動を支配する重要現象であり、炉内外試験の検証解析によって、S I M M E R の妥当性の確認を行っている。これらの試験は、水、鉛ビスマス、熔融燃料を用いているが、相対速度を有する多成分の流体を用いた試験ではない。このため、密度差のある多成分の相対流動解析の妥当性を確認し、これらの単成分による流動挙動の妥当性と合わせて燃料とスチールの二つの物質からなる炉心物質の流動にS I M M E R を適用することの妥当性を示す。

検証課題1	DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク ^[1] からとったProblem 2.4 “A gravity-driven inter-penetration and separation (one dimensional sedimentation : 1次元沈降問題)”
検証課題2	DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク ^[1] からとったProblem 4.1 “A transient behavior of gravity-driven overturning motion of the two liquid components having different densities in a two-dimensional tilted geometry (two-dimensional sedimentation : 2次元沈降問題)”
検証課題3	Snabreによる粒径の異なる粒子が混合した状態からの分離沈降実験 ^[2]

[1] : D. P. Spolding et al., “Problem specification and collated solutions of the two-phase flow numerical- benchmark experience 1986-7”, DOE/EPRI Second Int. Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Troy, New York, 16-20 March, 1987.

[2] : P. Snabre, et al., “Size segregation and particle velocity fluctuations in settling concentrated suspensions”, Rheol. Acta, Vol.48, pp.855-870, 2009.

【検証課題 1 (1/2)】

(1) 解析の概要

1次元体系として、深さ1mの軽い液体の上に深さ1mの重い液体を設定した初期状態から、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析

• 液体の密度

$\rho_1 : 1.0$ (Heavy phase)

$\rho_2 : 0.999$ (Light phase)

• 重力

$$2(\rho_1 - \rho_2) / (\rho_1 + \rho_2) g = 1.0$$

g : 重力加速度

• 相関抵抗係数

$$F = C_f (\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2) \alpha_1 \alpha_2 (u_2 - u_1)$$

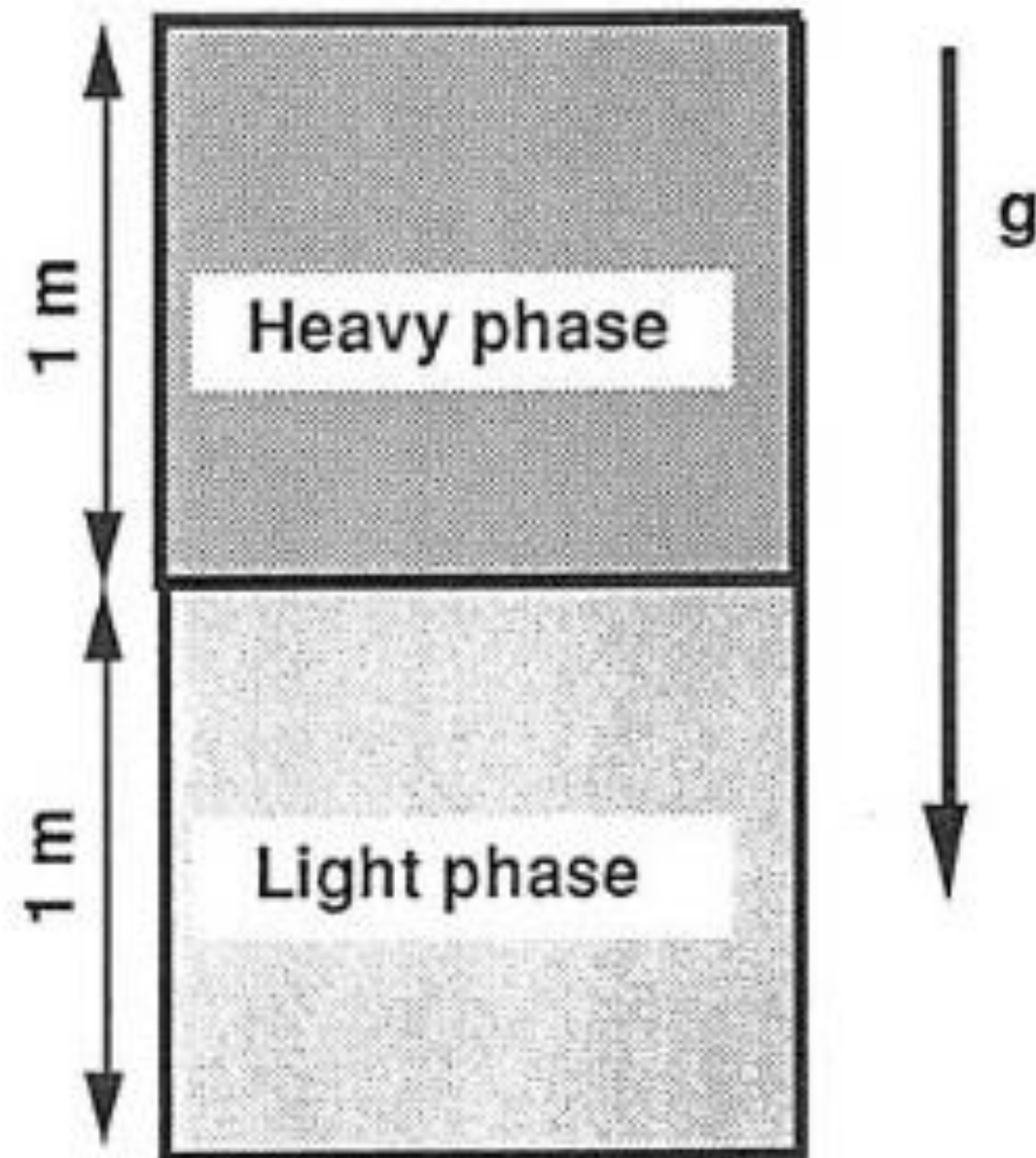
$C_f = 2.0$

α_1 : 体積率 (Heavy phase)

α_2 : 体積率 (Light phase)

u_1 : 速度 (Heavy phase)

u_2 : 速度 (Light phase)



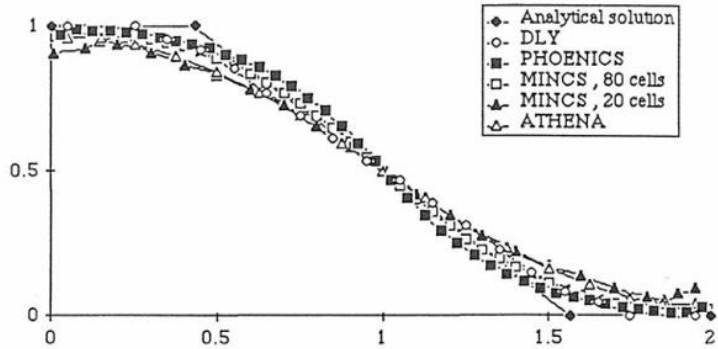
解析体系

【検証課題1 (2/2)】

(2) 解析結果

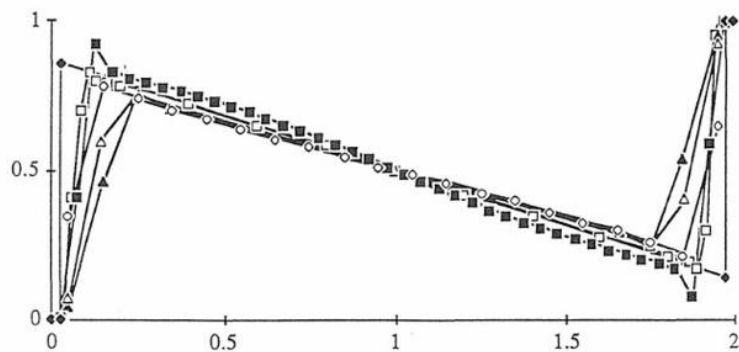
本解析課題には、理論解が存在する。

理論解との比較結果よりSIMMERは比重の異なる2液体の重力による入替わりを適切に解析できている。また、SIMMERは、比較的MINCSコードに近い結果となっているが、少ないメッシュ数(20メッシュ)で解析した場合、MINCSコードでは数値拡散のために理論解における8秒後の体系中央部分の折れ曲がりが見失われているのに対して、SIMMERはこれを捉えることができている。



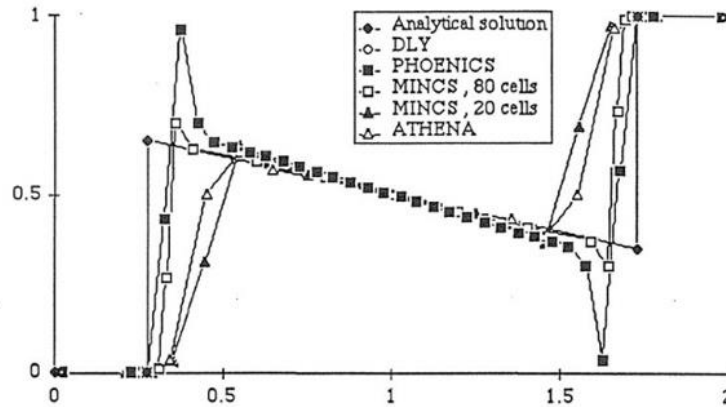
(2秒)

plot of volume fraction of the dense phase vs. distance. for time = 2 s. Case 2.



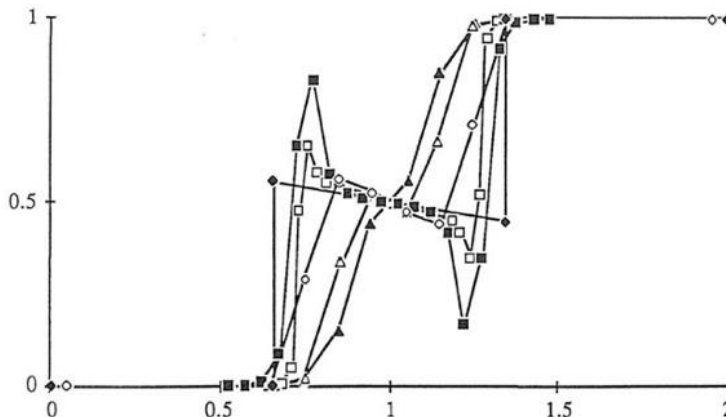
(4秒)

plot of volume fraction of the dense phase vs. distance. for time = 4 s. Case 2. Symbols as shown above.



(6秒)

plot of volume fraction of the dense phase vs. distance. for time = 6 s. Case 2.

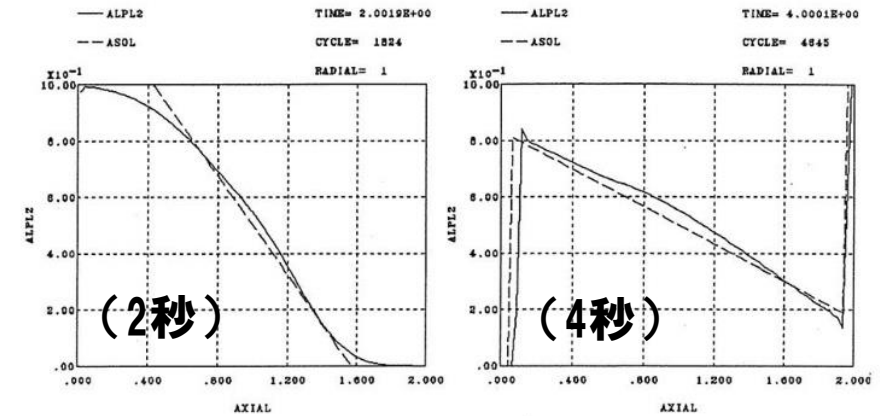


(8秒)

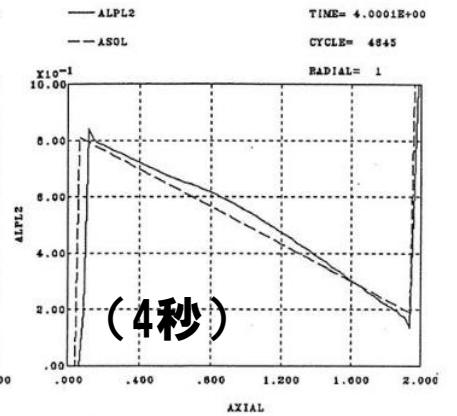
plot of volume fraction of the dense phase vs. distance. for time = 8 s. Case 2. Symbols as shown above.

他のコードによる解析結果

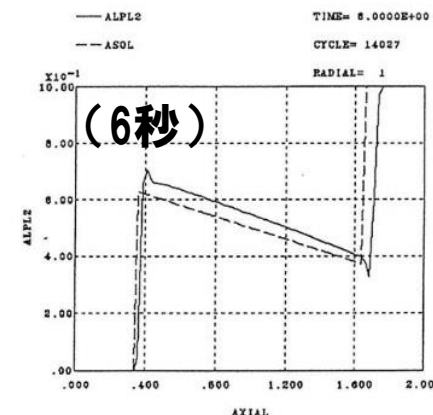
(2、4、6、8秒時点の軽い液体の体積率の軸方向分布)



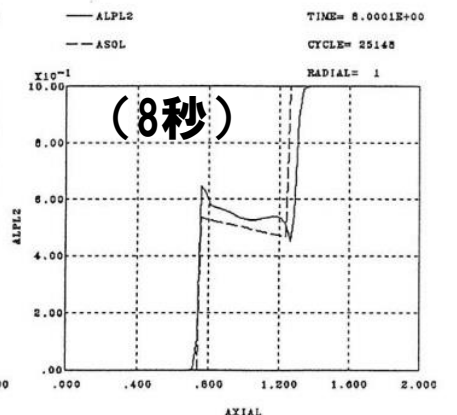
(2秒)



(4秒)

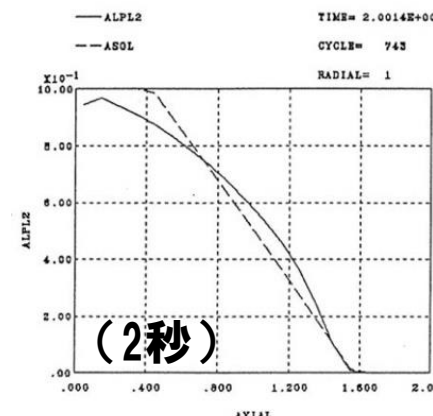


(6秒)

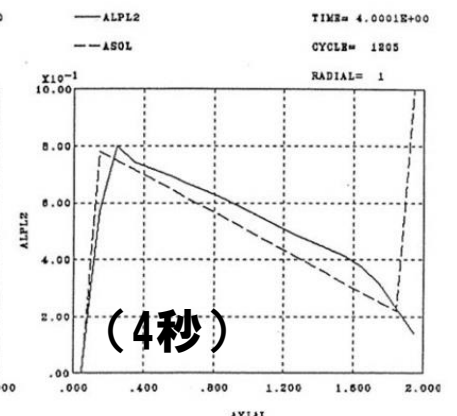


(8秒)

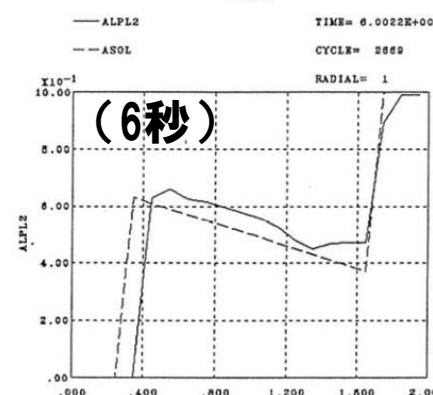
(a) 80メッシュ解析結果



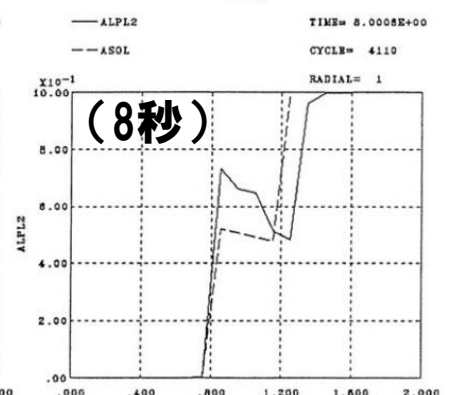
(2秒)



(4秒)



(6秒)



(8秒)

(b) 20メッシュ解析結果

実線: SIMMER
破線: 理論解

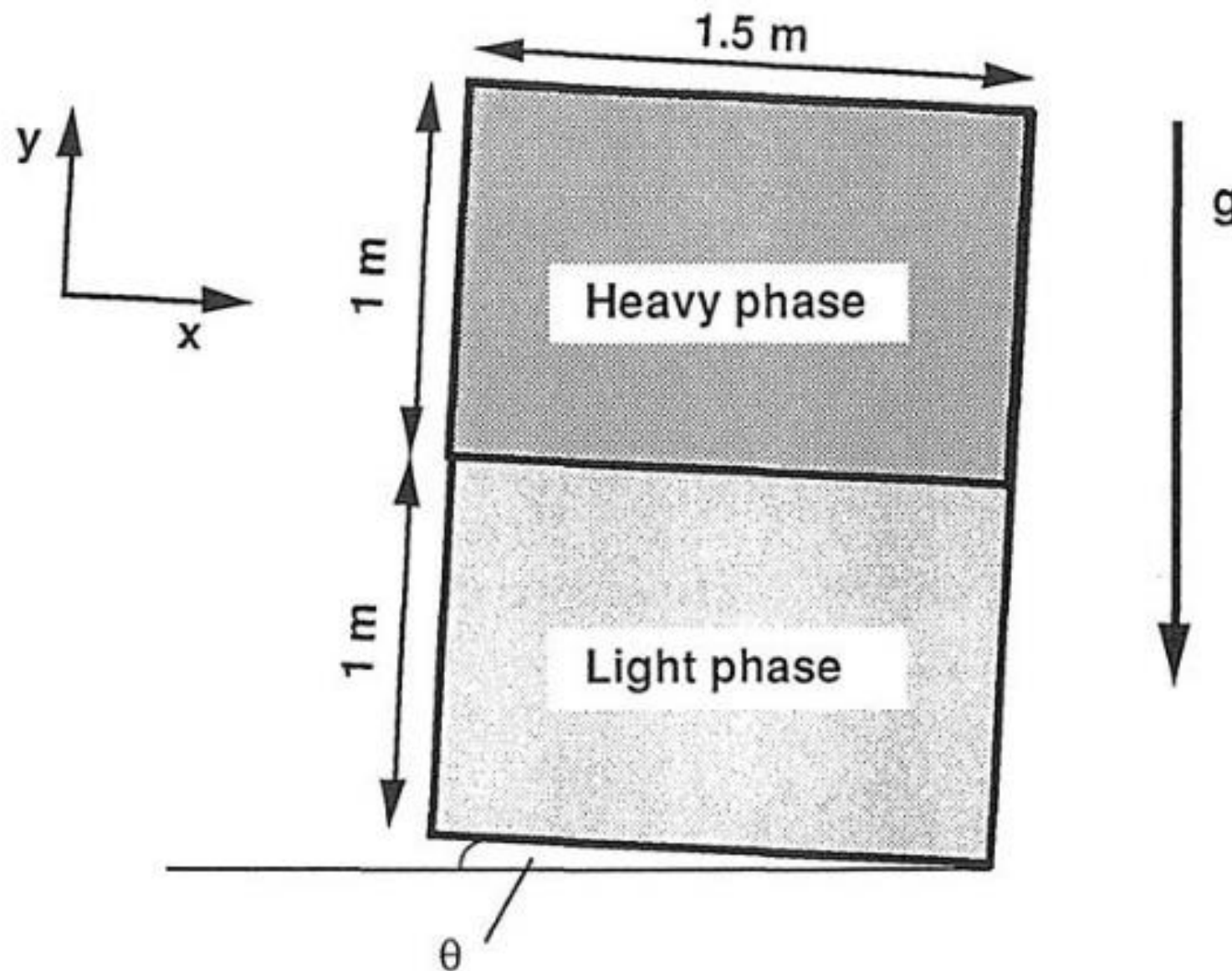
SIMMERによる解析結果

(2、4、6、8秒時点の軽い液体の体積率の軸方向分布)

【検証課題2 (1/2)】

(1) 解析の概要

1次元体系として、幅1.5m、深さ2mで 10° 傾けられた矩形容器内の下部1mに軽い液体、上部1mに重い液体を設定し、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析



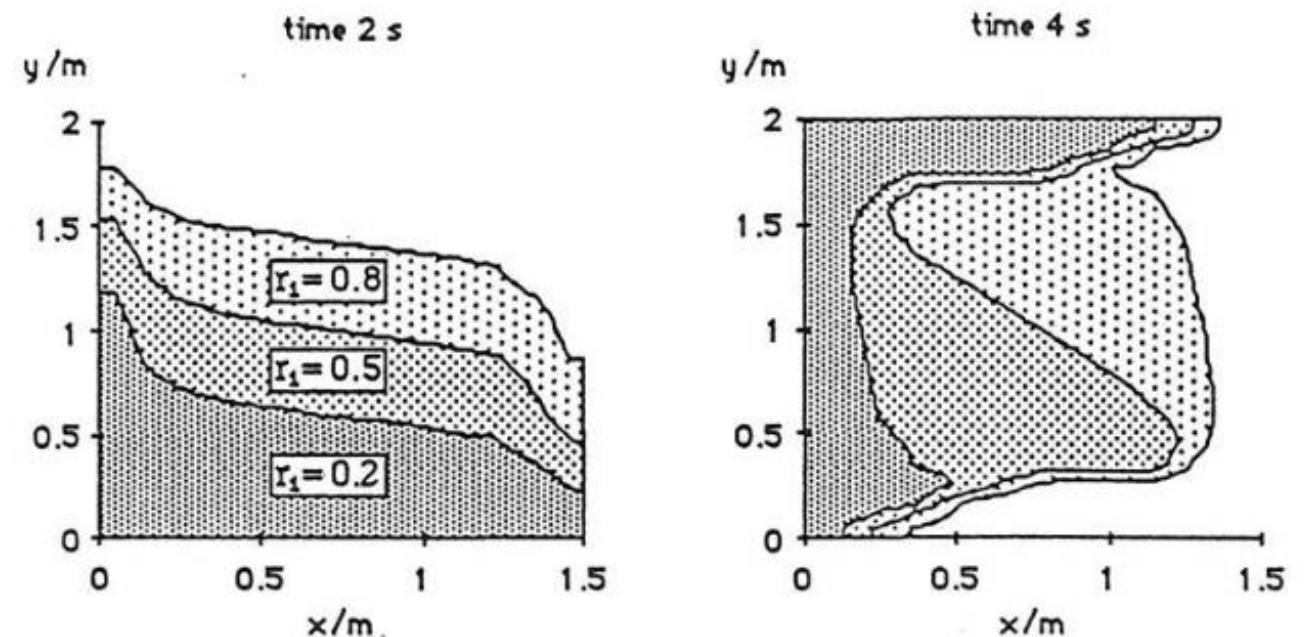
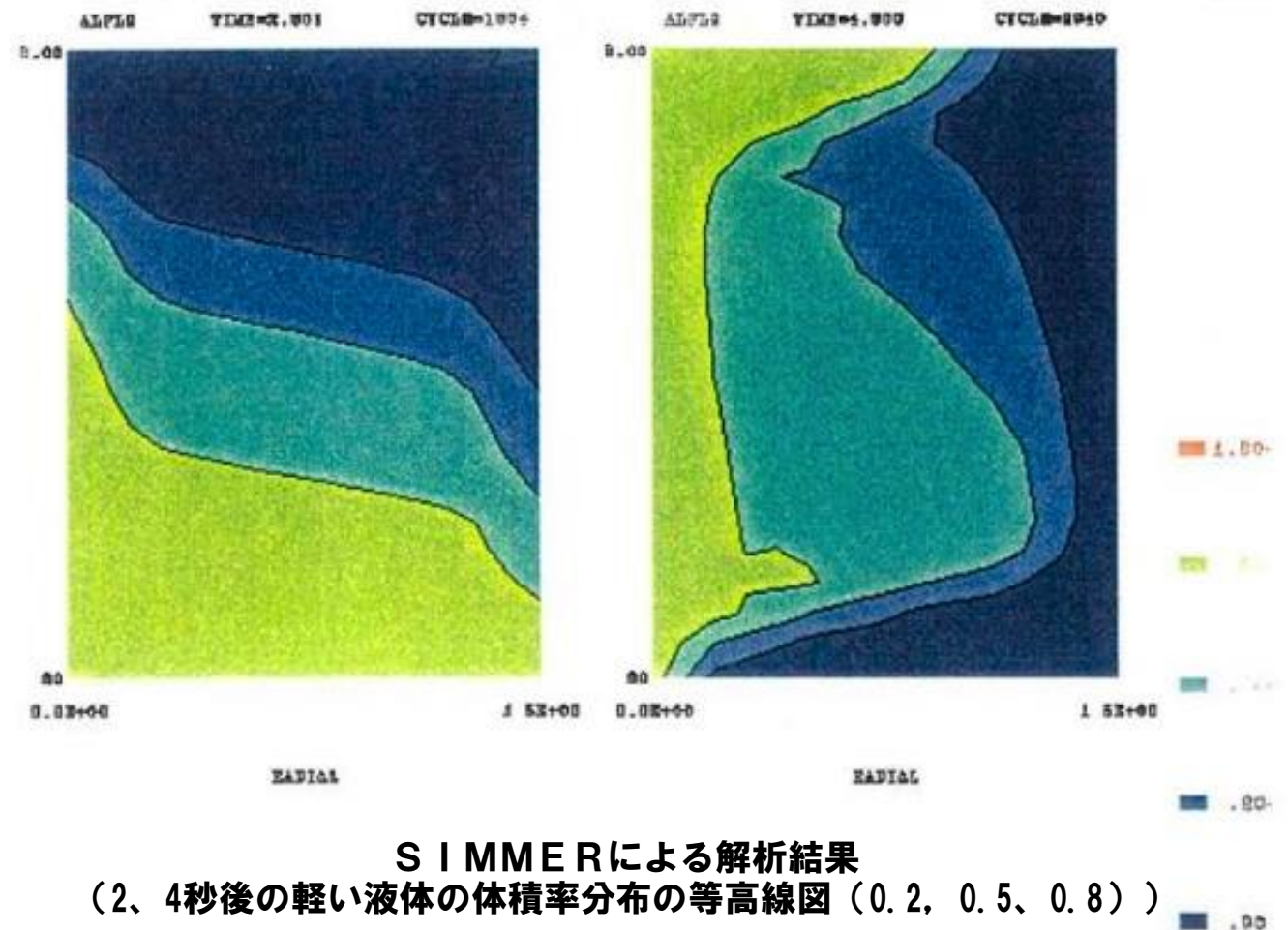
解析体系

※ 液体の密度、重力及び相関抵抗係数は、検証課題1に同じ

【検証課題2 (2/2)】

(2) 解析結果

本解析課題には理論解が存在せず、また傾けた体系を解析する難しさから、他のコードとしてはPHOENICS-VLコードによる解析結果のみが示されている。理論解が存在しないために、SIMMERの妥当性の定量的な評価は困難であるが、PHOENICS-VLコードの解析結果と同様の物質分布の時間変化を解析していることから、SIMMER及びPHOENICS-VLの双方は、定性的には密度の異なる2液体の重力による2次元的な入れ替わり挙動を適切に解析できていると判断した。



【検証課題3】

(1) 解析の概要

試験装置は幅4cm、奥行き2cm、高さ12cmの矩形容器でその内部に2種の粒子を均一に分散させた初期状態から粒子が沈降する。解析では、これを52メッシュの1次元体系でモデル化した。

(2) 解析結果

試験開始806秒後の試験結果と解析結果の比較より、SIMMERは、それぞれの粒子の空間分布を適切に再現しており、3速度場の流れの解析機能の妥当性を確認できたと判断した。

解析結果の○：小粒子の体積分率
解析結果の●：大粒子の体積分率
試験結果の「b」：小粒子の分布
試験結果の「b'」：大粒子の分布

著作権の関係から公開できません。

【まとめ】

- 密度の異なる液体が混在して相対的に流動する体系への S I M M E R の適用性を確認した3つの検証解析例を示した。いずれの検証解析においても S I M M E R は理論解、他のコードの比較、試験結果との比較において適切な結果を与えており、S I M M E R は多速度場の液体の流動を適切に解析できることを確認した。これまでに実施した炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動を解析する妥当性の確認に加えて、今回の多速度場の流動機能の妥当性を確認したことにより、S I M M E R は密度の異なる燃料とスチールが混在した炉心物質の揺動挙動を適切に解析できると判断した。
- また、即発臨界超過直前の温度状態では燃料とスチールの密度比は約10:7程度で、燃料のほとんどは固化した燃料粒子あるいは未溶融の燃料ペレットからなり、その粒子径は燃料ペレットの粒径以下の数mm以下程度でスチールと緊密に混合している。このことから、即発臨界超過を駆動するような数秒間の時間における流動では、密度差の違いによる燃料とスチールの相対運動は顕著なものとはならず、むしろ燃料とスチールは一体化して流動し、これまでの炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動の妥当性確認の成果をそのまま適用することができると判断した。

No. 242 炉心物質の流動性は低いが、保守的な解析条件として溶融ステールと同様に流動するものとしていることに関し、炉心物質の流動を最適評価とした場合の事象推移を説明すること。また、あえて保守的な流動性を設定したことについての説明を補強すること。

— 遷移過程解析の保守性とエネルギー発生解析結果のまとめ —

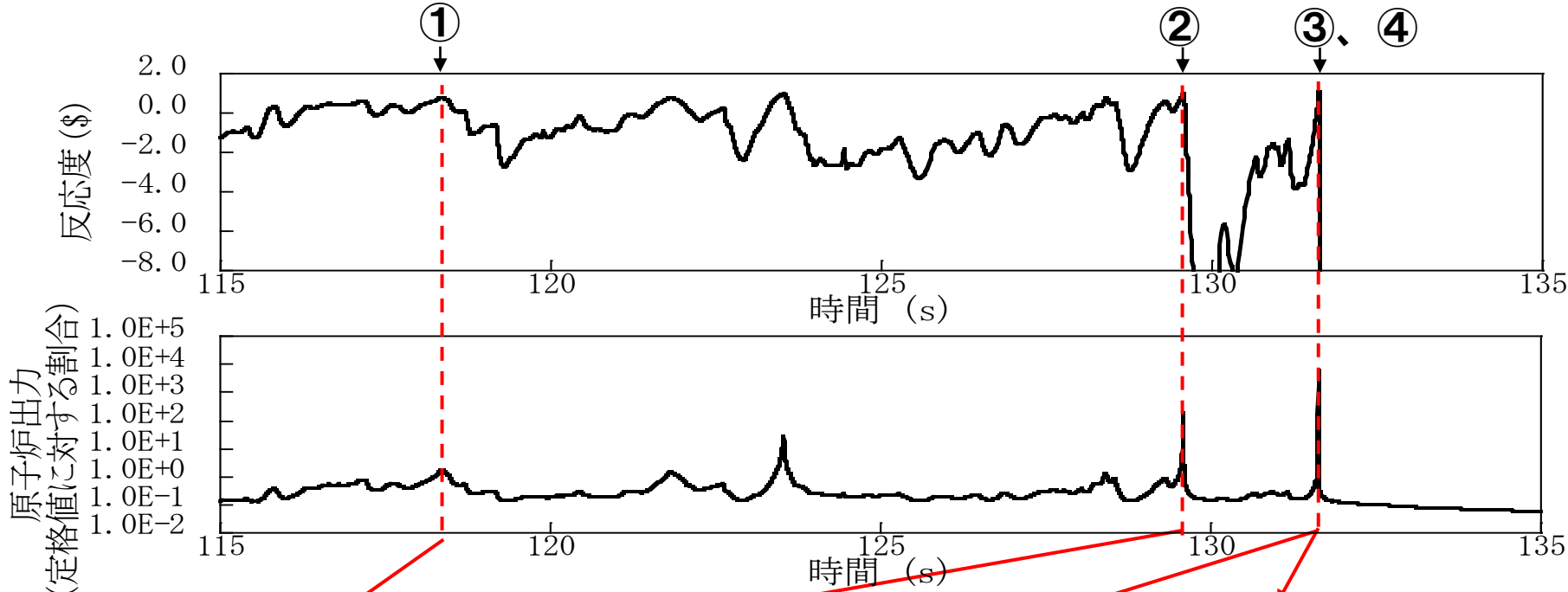
	反応度挿入率	炉心平均燃料最高温度	炉心内の流動挙動	炉心からの燃料流出	燃料集中の主たる駆動力
基本ケース*1	約30\$/s	約3,700°C	3次元的な非軸対称のスロッシングを解析	制御棒下部案内管、径方向反射体・遮へい集合体間ギャップへの流出を考慮	圧力発生で分散した燃料の重力による非軸対称のスロッシングを解析
不確かさの影響評価ケース1 (FCIの不確かさ)	約50\$/s	約4,070°C	3次元的な非軸対称のスロッシングを解析	制御棒下部案内管、径方向反射体・遮へい集合体間ギャップへの流出を考慮	上記解析において燃料凝集直前のタイミングで炉心両端2カ所でのFCI圧力の同時発生による炉心中心への燃料集中を仮定
不確かさの影響評価ケース2 (溶融炉心の揺動、分散、凝集挙動の不確かさ)	約80\$/s	約5,110°C	軸対称円筒座標系による解析で燃料の炉心中心への集中を強制	制御棒下部案内管、径方向反射体・遮へい集合体間ギャップへの流出を無視	炉心中心の圧力発生（主にスチール蒸気圧*2）で軸対象に分散した燃料の慣性と重力に駆動された燃料集中挙動を解析

*1 なお、基本ケースにおいても、照射試験用集合体を炉心燃料集合体に置換して燃料インベントリを増加し、さらに損傷燃料ペレットが高い密度で堆積し、かつ、未溶融の燃料ペレットが溶融燃料に混在した流動性が低い炉心物質が、通常の流体と同様に流動すると想定する保守的な解析条件を用いた。

*2 炉心中心の圧力発生の主成分は急速な核加熱後の高温燃料からの伝熱によるスチール蒸気圧であるが、CABRI TP-A2炉内試験解析によってSIMMERは、燃料からスチールへの過渡伝熱を過大評価することが示されている。試験結果を再現する伝熱速度で解析すると、反応度挿入率約54\$/s、炉心平均燃料最高温度約4,200°Cに緩和される。このように燃料集中を駆動する圧力発生についても、極めて保守的な条件を適用した。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —炉心物質の流動性に関する保守的想定—

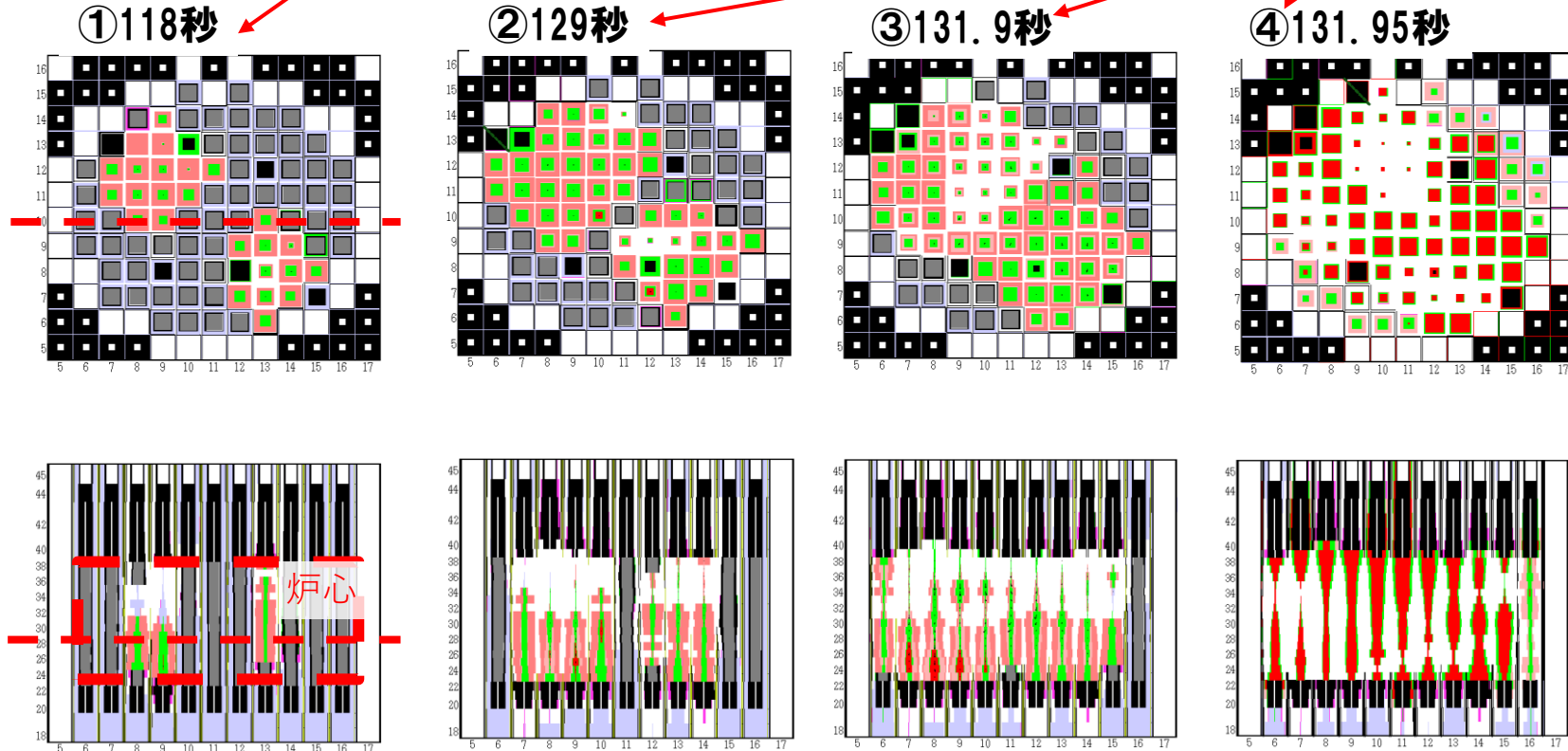
遷移過程基本ケースの事象推移



- 「常陽」の遷移過程では、エネルギー発生直前まで未溶融の燃料粒子と破損した燃料ペレットが溶融スティールに高い密度で混在した状態が続く(①～③)。
- この様な炉心物質の流動性は極めて低いが、本解析では通常の溶融スティールと同様に流動すると想定する保守的な解析条件を用いた。

水平断面物質分布

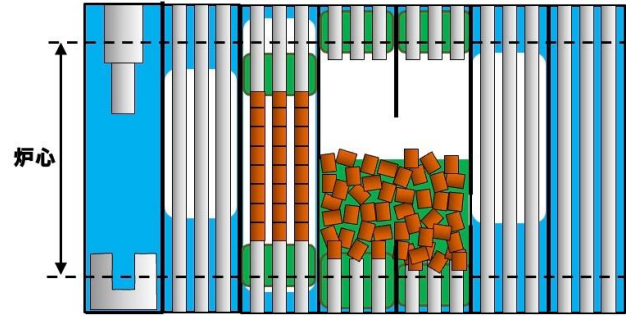
縦断面物質分布



- ガス
- 構造材
- ペレット
- 液体燃料
- 液体スティール
- ナトリウム
- 燃料粒子
- スティール粒子
- 制御材粒子
- 燃料チャンク
- 燃料クラスト
- キャビティー
- 制御棒

- ① 反応度の振幅が大きくなり始めた最初出力ピーク
- ② 燃料の炉心下部への沈降によって初めて即発臨界を超過、出力ピークは定格出力を越える。
- ③ 分散した燃料が炉心下部に凝集し、揺動する過程で即発臨界を超過
- ④ エネルギー発生によって燃料が溶融して分散、この後、燃料が炉心外へ流出して事象終息

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —炉心物質の流動性に関する保守的想定—



■ 「常陽」はほぼ全炉心でボイド反応度が負であるため、損傷領域の拡大の過程では冷却材が沸騰しても炉出力が増加せず、炉心の損傷進展が緩慢となる。

現実的な
事象推移

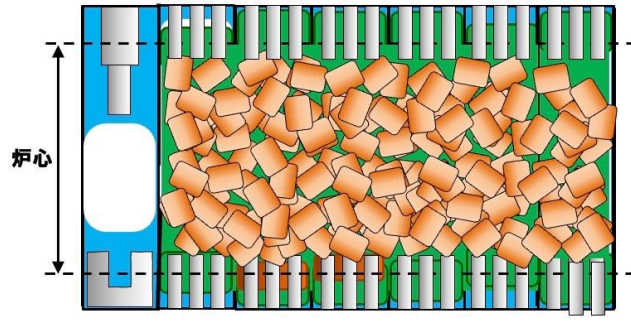
保守的想定 (1)

燃料はスエリングせず、
焼結密度で堆積する。

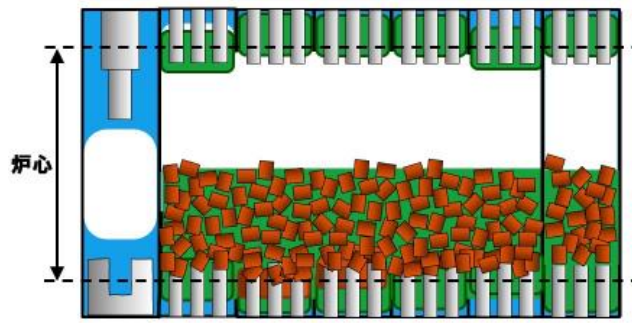
保守的想定 (2)

炉心物質の流動解析にお
ける粘性率を0とする。

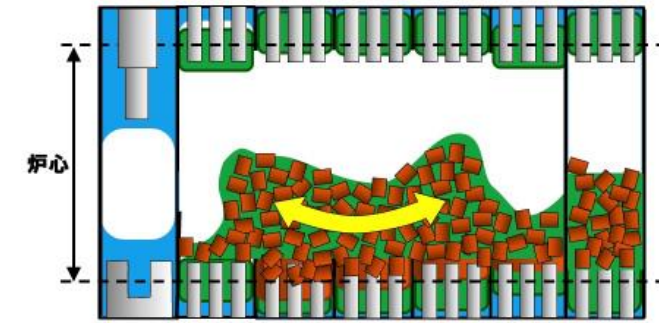
「常陽」解析における
炉心スロッシングによ
るエネルギー発生



■ 燃料はスエリング（固体状態でのFPガスによる膨張）し、炉心内の空間を埋め、炉心物質は流動もスロッシングもできなくなる。

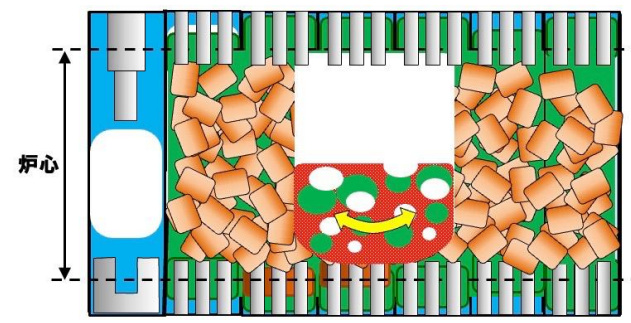


■ 損傷した炉心は燃料粒子がデブリベッド状に堆積し、その隙間を溶融したスティールが埋める。この状態の炉心物質の流動性は極めて小さく、ほとんど流動しないと考えられる。



■ 本来流動性が極めて低い未溶融の固体燃料粒子と溶融スティールが混在した炉心物質も粘性率0で揺動するとの想定を用いて解析を実施した。

■ 炉心物質の凝集による即発臨界超過とエネルギー発生の観点で極めて保守的な扱いとなっている。



■ 核発熱によって炉心の中心から溶融する。スロッシングは溶融している限られた範囲で発生し、その結果発生する即発臨界超過による発生エネルギーは限定されたものになる。

燃料ペレット	被覆管・構造材	ナトリウム
溶融燃料	溶融スティール	気相
固化燃料	固化スティール	

No. 243 即発臨界超過に伴い発生するエネルギーの評価では、保守的に燃料の集中を想定していることに関し、燃料凝集量又は燃料凝集速度と反応度投入率又は発生エネルギーの関係が客観的に妥当と判断できることを説明すること。様々な考察や事象の特徴を踏まえて検討すること。

ULOFにおける遷移過程の解析では、基本ケースに対して不確かさの影響を評価する必要があると判断したFCI及び燃料スロッシングについて、不確かさを包絡する解析ケースとして、不確かさの影響評価ケース1及び不確かさの影響評価ケース2の解析を実施した。これらの解析の結果、以下の即発臨界超過時の反応度挿入率と炉心平均燃料温度の最高値が得られ、不確かさの影響評価ケース2を用いて機械的応答過程の評価を実施した。

	即発臨界超過時の反応度挿入率	炉心平均燃料温度の最高値
基本ケース	約30\$/s	約3,700°C
不確かさの影響評価ケース1 (FCIの不確かさ)	約50\$/s	約4,070°C
不確かさの影響評価ケース2 (燃料スロッシング挙動の不確かさ)	約80\$/s	約5,110°C

即発臨界超過におけるエネルギー発生挙動は、即発臨界超過時の反応度挿入率に支配される。反応度増加の主な原因は燃料の凝集によるものであることから、燃料の凝集挙動を定量化する物理量を定義することで、燃料の凝集挙動と反応度挿入の対応関係を示すことができる可能性がある。反応度の変化は単純な燃料凝集のみでなく、反応度の空間勾配と局所的な燃料の流速、スチールの空間配位などの様々な因子に影響を受けるため、単純な燃料凝集量と反応度の増減挙動は定量的には一致するわけではないが、燃料凝集量を評価することで、反応度挿入挙動と燃料の凝集挙動の因果関係を定性的に把握することはできると考えられる。

【燃料凝集量の計算方法】

燃料凝集量は、燃料の凝集状態を表す物理量であり、ここでは燃料の重心からの距離を燃料の巨視的密度分布で重み付き平均した値に基づいて定義する。ここでは、凝集に従って増加し、かつ、遷移過程開始時点からの変化の割合となるように、以下の式で計算する。

$$C = \frac{R_{C0}}{R_C}$$

$$R_C = \int_{\text{core}} \bar{\rho}_f |\vec{r}_G| dV / \int_{\text{core}} \bar{\rho}_f dV$$

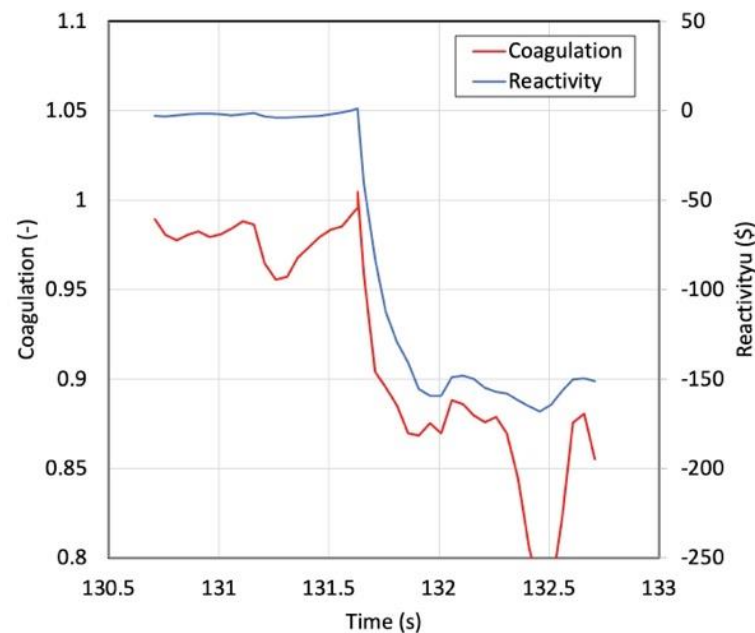
- C : 燃料凝集量
- $\bar{\rho}_f$: 燃料の巨視的密度
- \vec{r}_G : 重心からの位置ベクトル
- R_C : 重心からの距離の燃料密度による重み付き平均
- R_{C0} : 遷移過程の解析開始時点での R_C

【燃料凝集量の計算方法】

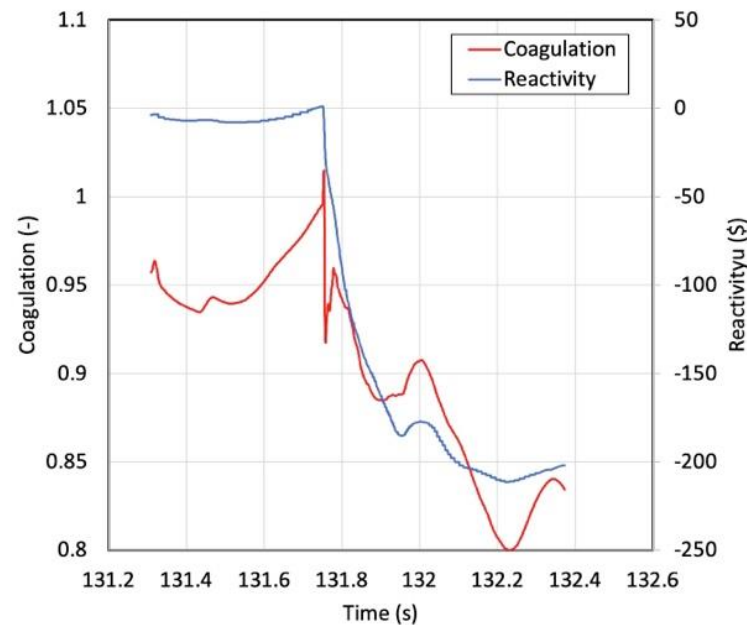
燃料凝集量と反応度の時間変化の関係より、燃料凝集量と反応度の増減は、定量的には一致しないが、その傾向は、ほぼ同様な変化を示しているとみなせる。

即発臨界超過による発生エネルギーは即発臨界を超過する際の反応度挿入率に支配されるため、燃料凝集量と反応度に相関関係があるのであれば、即発臨界超過による発生エネルギーは同様に即発臨界を超過する際の燃料凝集量の時間変化率と相関関係を有するようになると考えられる。

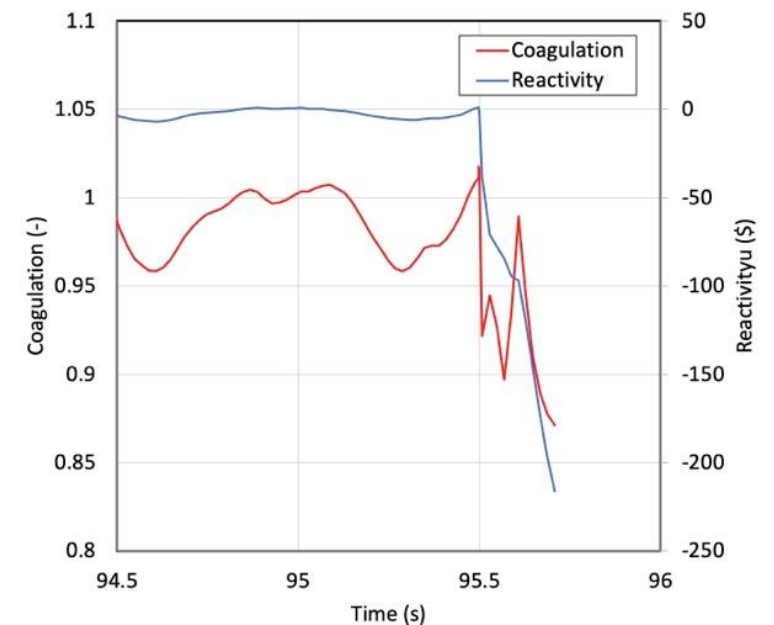
3ケースについて、即発臨界を超過する際の燃料凝集量の時間変化率を求めた結果を下表に示す。予想されるとおりに燃料凝集量の時間変化率が大きいと、反応度挿入率も大きくなっていることが確認される。



(a) 基本ケース



(b) 不確かさの影響評価ケース1
燃料凝集量と反応度の時間変化



(c) 不確かさの影響評価ケース2

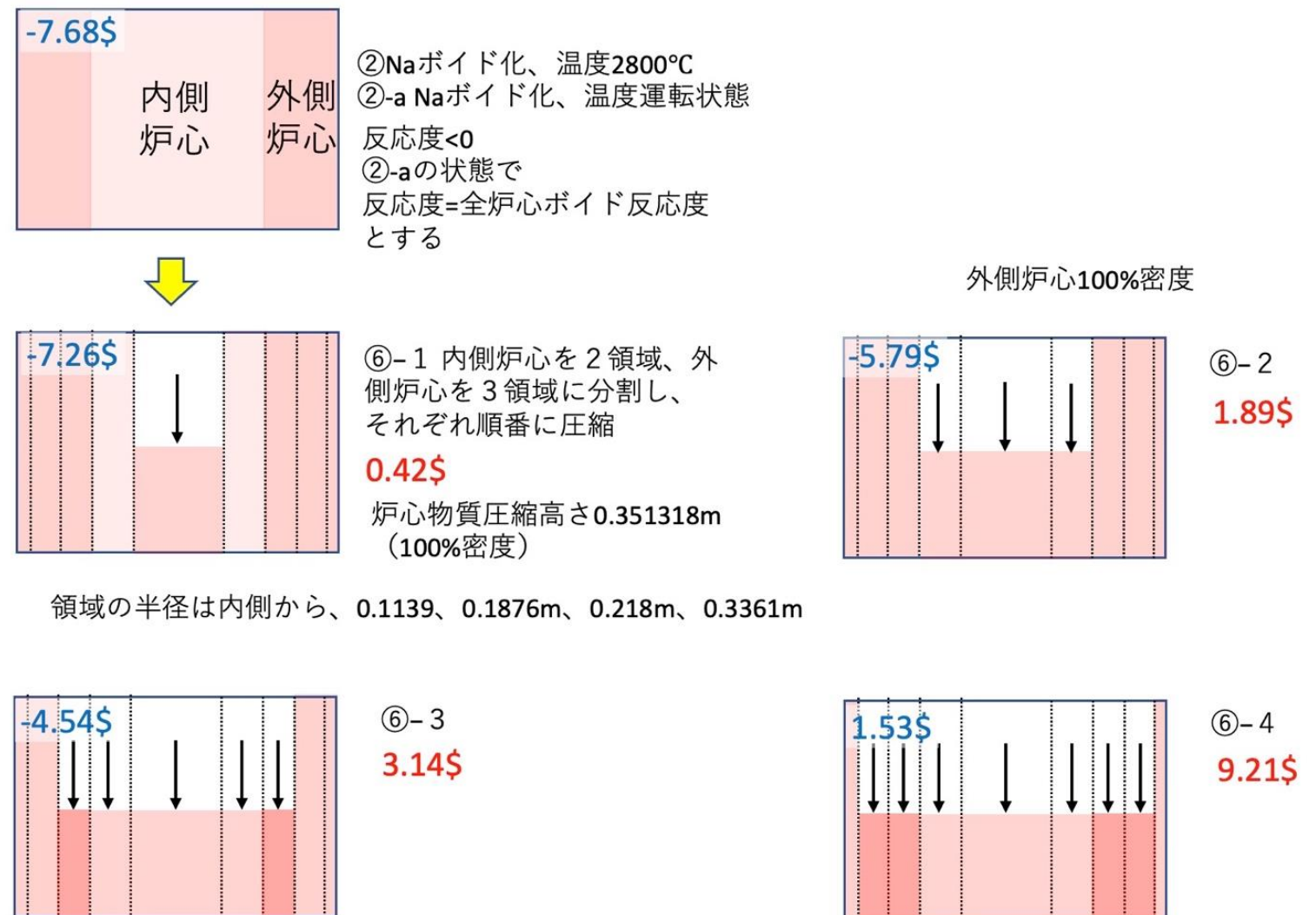
	即発臨界超過時の燃料凝集量の時間変化率	即発臨界超過時の反応度挿入率	炉心平均燃料温度の最高値
基本ケース	約0.15 (1/s)	約30\$/s	約3,700℃
不確かさの影響評価ケース1 (FCIの不確かさ)	約0.27 (1/s)	約50\$/s	約4,070℃
不確かさの影響評価ケース2 (燃料スロッシング拳動の不確かさ)	約0.30 (1/s)	約80\$/s	約5,110℃

【簡易評価における燃料凝集量の評価】

集合体の重力による1次元的なコンパクションを想定した即発臨界超過の簡易評価では、炉心集合体を同心円状の列に分割し、それぞれの列を炉心中心から順次コンパクションさせて反応度変化を評価し、即発臨界を超過する状態での反応度挿入率を求めた。

この結果、第4列がコンパクションする際に即発臨界を超過することが示された。更に詳細な分析を実施した結果、第4列内の集合体が集合体の出力順にコンパクションをしていく過程で、最後の4集合体がコンパクションしている間に即発臨界を超過することが判明した。この際の反応度挿入率を計算すると約7\$/sであったが、同時にコンパクションする集合体数の不確かさを考慮して、1次元的な重力コンパクションを想定した簡易評価では反応度挿入率を約20~30\$/sと評価した。そこでSIMMER-IVによる基本ケースの反応度挿入率約30\$/sを発生させるために必要な同時にコンパクションする集合体数を概算すると、 $30 / 7 \times 4 = \text{約}17$ 体である。

炉心燃料が円筒形状で分布している場合、第4列の17集合体が重力落下によって100%密度にコンパクションして即発臨界を超過する際の凝集量の時間変化率を求めると、約0.14 (1/s)となった。これは、基本ケースの反応度凝集量の時間変化率約0.15 (1/s) とほぼ一致する値である。



簡易評価体系における反応度変化

【まとめ】

- 燃料の重心からの距離を燃料の巨視的密度分布で重み付き平均した値の初期値からの変化割合の逆数として燃料凝集量を定義し、SIMMERによる基本ケースと不確かさの影響評価ケース1及び2、さらに、重力による1次元コンパクトを想定した簡易評価を対象として燃料凝集量を算出した。即発臨界超過による発生エネルギーを支配する即発臨界超過時の反応度挿入率に対応すると考えられる即発臨界超過時の燃料凝集量の時間変化率を計算したところ、反応度挿入率と燃料凝集量の時間変化率は良く整合することが明らかとなった。これは、即発臨界を超過する状態での反応度の挿入は、主に燃料の凝集によるものであることを示している。

No. 244 デブリベットの冷却性に関し、デブリベットの厚み、粒子径、空隙率の設定によって、熱容量や等価熱伝導率等が変わるため、有効性評価において、実験での粒子径や空隙率に係るデータのばらつきも考慮して、これらが原子炉容器温度に及ぼす影響を説明すること。また、デブリベットが不均一に堆積した場合の影響も説明すること。

ULOF (i) の格納容器破損防止措置の有効性評価

原子炉容器底部に堆積したデブリベッドの冷却性評価の感度解析

解析パラメータ

- 感度解析では重要なパラメータにおける不確かさの影響評価のために、基本ケースで使用したパラメータの値を1つずつ計算結果を厳しくするように保守側に変化させた解析を実施する。
- 下部プレナムに移行した損傷炉心物質は、周囲に大量にある冷却材との熱平衡が達成されるものと仮定して、デブリベッドと周囲の冷却材の初期温度は、炉心インベントリの30%及び70%のケースに対して、それぞれ約420℃及び約510℃とする。
- 原子炉容器底部にデブリベッドが形成される時刻は、残留炉心物質の冷却において、炉心インベントリの約30%及び約70%の燃料が再溶融する時刻を保守的に切り下げ、炉心インベントリの30%及び70%のケースに対して、それぞれ事象発生から600秒後及び1,200秒後とする。

	下部プレナムへ移行する 損傷炉心物質の量	粒子径	ポロシティ
基本 ケース	炉心インベントリの30%	400 μ m (FCI試験の質量中央値の平均)	0.6 (FCI試験の最小値)
不確かさ ケース①	炉心インベントリの70% (最も移行量の多くなる 想定に基づく)	400 μ m	0.6
不確かさ ケース②	炉心インベントリの30%	270 μ m (FCI試験の 質量中央値の下限)	0.6
不確かさ ケース③	炉心インベントリの30%	400 μ m	0.5 (FCI試験の最小値にさら に保守性を持たせた値)

【デブリベッド粒子径】

FRAG試験^[1](米国のサンディア国立研究所(SNL)で実施された大規模FCI試験)のうち、20kgの溶融燃料と溶融スチールの混合物(UO_2-ZrO_2 (70%)、スチール(30%))を23kgのナトリウム中へ落下させた試験であるFRAG4~6及び13試験で得られた粒径分布の中央値の平均値である。下図にFRAG試験で得られた粒径分布を示す。FRAG4~6及び13試験の粒径分布の中央値を計算すると以下のとおりである。

- FRAG4試験: $210 + (420 - 210) / (63 - 44) \times (50 - 44) = 276.3\mu m$
- FRAG5試験: $420\mu m$
- FRAG6試験: $420 + (600 - 420) / (60 - 47) \times (50 - 47) = 461.5\mu m$
- FRAG13試験: $420 + (600 - 420) / (57 - 47) \times (50 - 47) = 474\mu m$

したがって、FRAG4~6及び13試験の粒径分布の中央値の平均値は $407.95\mu m$ となり、デブリベッド粒子径は $400\mu m$ と設定している。

著作権の関係から公開できません。

【デブリベッドポロシティ】

下図に示すFARO/TERMOS試験^[2]及びFRAG4試験で得られたポロシティから、デブリベッドポロシティは0.6と設定している。

著作権の関係から公開できません。

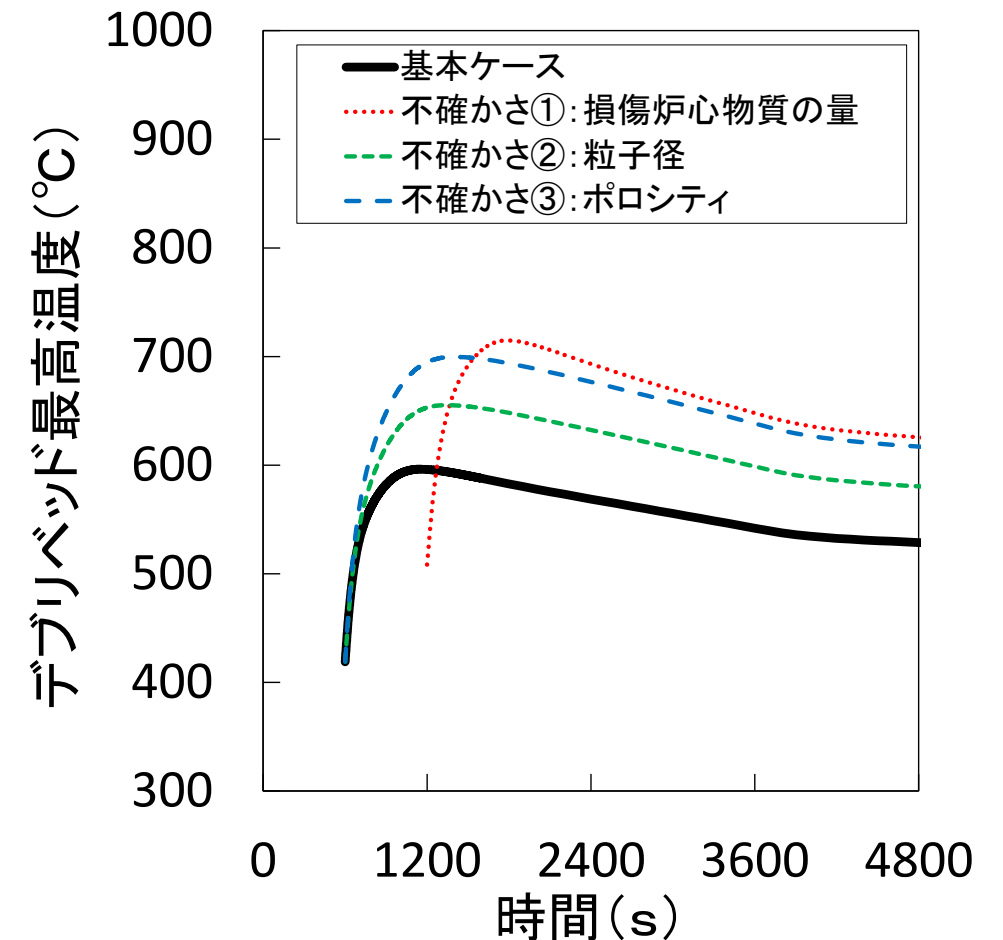
- [1] T. Y. CHU, "Fragmentation of Molten Core Material by Sodium," Proc. Int. Topi. Mtg. LMFBR Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyons, France, July 19-23, 1982, Vol. III, p. 487, European Nuclear Society (1982).
- [2] Magallon, D., Hohmann, H. and Schins, H., "Pouring of 100kg-scale molten UO_2 into sodium", Nuclear Technology, Vol. 98, No. 1, pp.79-90, 1992.

ULOF (i) の格納容器破損防止措置の有効性評価

原子炉容器底部に堆積したデブリベットの冷却性評価の感度解析

主な解析結果

- 基本ケースでは、デブリベット最高温度（損傷炉心物質、冷却材、原子炉容器温度）は約1,100秒後に約600℃まで上昇し、その後は崩壊熱の減衰と共に低下する。
- 不確かさケース①（炉心インベントリの70%）では、デブリベット最高温度（損傷炉心物質、冷却材、原子炉容器温度）は約1,800秒後に約720℃まで上昇し、その後は崩壊熱の減衰と共に低下する。
- 不確かさ①～③の影響により、デブリベット最高温度は約60～120℃高くなる（不確かさの影響が最も大きいのは下部プレナムへ移行する損傷炉心物質の量）が、いずれもサブクール状態を維持しながら、安定冷却に移行する。



ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価

原子炉容器底部に堆積したデブリベッドの冷却性評価の感度解析

解析パラメータ

- 感度解析では重要なパラメータにおける不確かさの影響評価のために、基本ケースで使用したパラメータの値を1つずつ計算結果を厳しくするように保守側に変化させた解析を実施する。
- 下部プレナムに移行した損傷炉心物質は、周囲に大量にある冷却材との熱平衡が達成されるものと仮定して、デブリベッドと周囲の冷却材の初期温度は、炉心インベントリの40%及び70%のケースに対して、それぞれ約440℃及び約510℃とする。
- 原子炉容器底部にデブリベッドが形成される時刻は、残留炉心物質の冷却において、炉心インベントリの約40%及び約70%の燃料が再溶融する時刻を保守的に切り下げ、炉心インベントリの40%及び70%のケースに対して、それぞれ事象発生から600秒後及び1,200秒後とする。

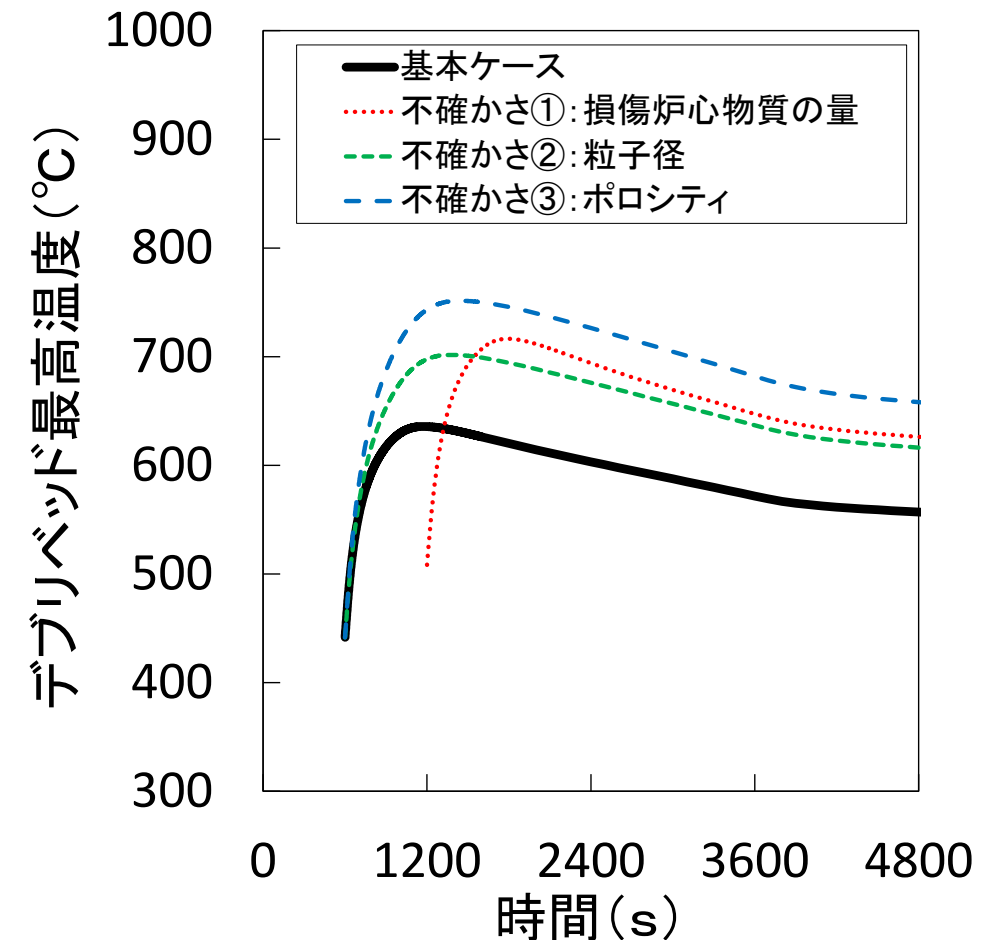
	下部プレナムへ移行する 損傷炉心物質の量	粒子径	ポロシティ
基本 ケース	炉心インベントリの40%	400 μ m (FCI試験の質量中央値の平均)	0.6 (FCI試験の最小値)
不確かさ ケース①	炉心インベントリの70% (最も移行量の多くなる 想定に基づく)	400 μ m	0.6
不確かさ ケース②	炉心インベントリの40%	270 μ m (FCI試験の 質量中央値の下限)	0.6
不確かさ ケース③	炉心インベントリの40%	400 μ m	0.5 (FCI試験の最小値にさら に保守性を持たせた値)

ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価

原子炉容器底部に堆積したデブリベットの冷却性評価の感度解析

主な解析結果

- 基本ケースでは、デブリベット最高温度（損傷炉心物質、冷却材、原子炉容器温度）は約1,200秒後に約640°Cまで上昇し、その後は崩壊熱の減衰と共に低下する。
- 不確かさケース①（炉心インベントリの70%）では、デブリベット最高温度（損傷炉心物質、冷却材、原子炉容器温度）は約1,800秒後に約720°Cまで上昇し、その後は崩壊熱の減衰と共に低下する。
- 不確かさケース③（デブリベットのポロシティ0.5）では、デブリベット最高温度（損傷炉心物質、冷却材、原子炉容器温度）は約1,400秒後に約760°Cまで上昇し、その後は崩壊熱の減衰と共に低下する。
- 不確かさ①～③の影響により、デブリベット最高温度は約70～130°C高くなる（不確かさの影響が最も大きいのはデブリベットのポロシティ）が、いずれもサブクール状態を維持しながら、安定冷却に移行する。



ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価

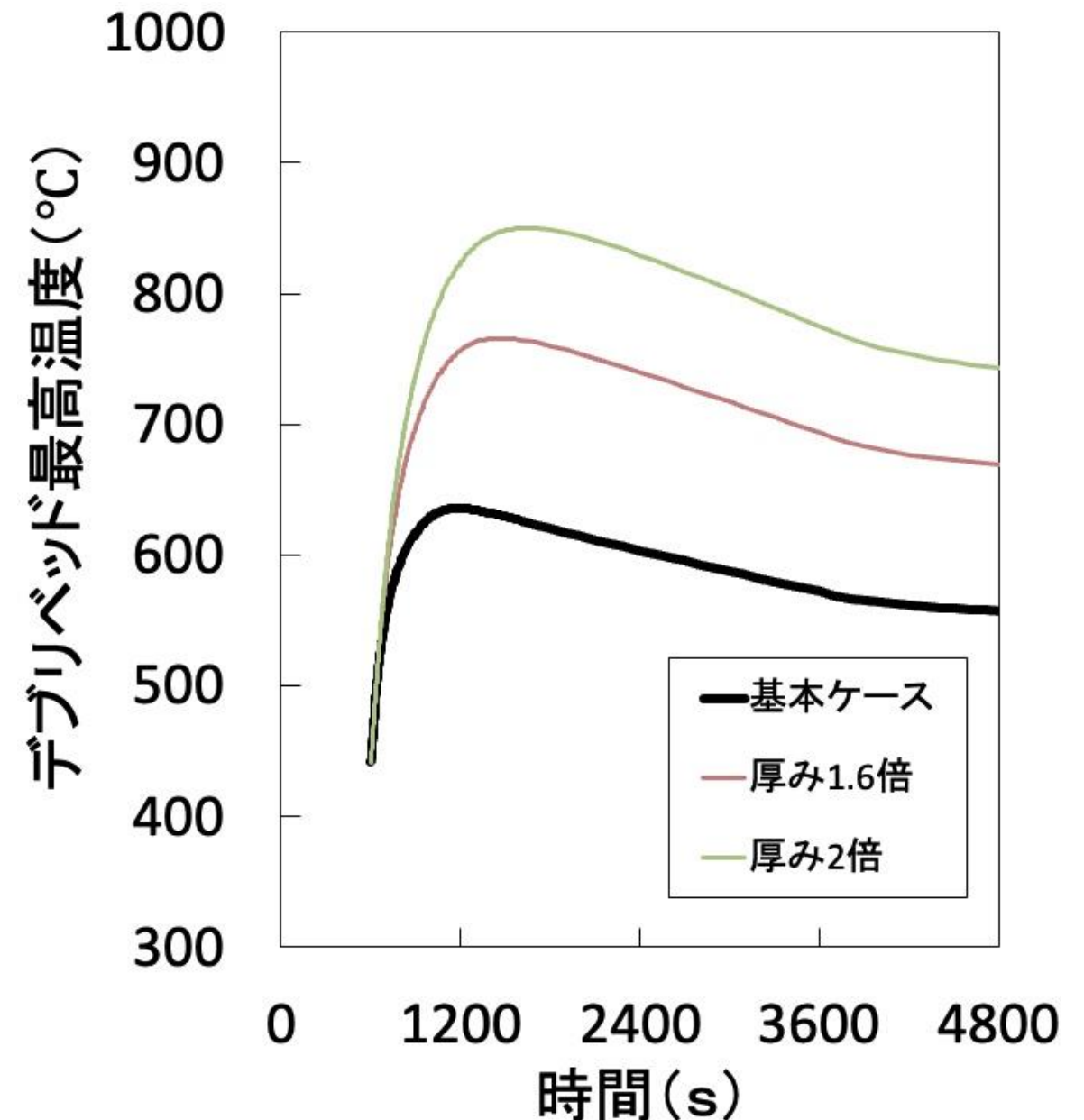
原子炉容器底部に堆積したデブリベッド厚みの感度解析

解析パラメータ

- デブリベッドが堆積する過程で局所的に厚みが不均一となり、基本ケースの最大厚みを超えた厚みとなることを想定し、ULOF (iii) の基本ケース (40%の炉心物質が下部プレナムへ移行) の最大厚みに対して、100%の炉心物質が移行した場合 (厚みが1.6倍)、及び厚みを2倍としたパラメトリック解析を実施した。

主な解析結果

- いずれのケースもデブリベッドの最高温度はナトリウムの沸点以下であり、厚みの不均一性を考慮してもデブリベッドは安定に冷却される。



No. 245 「常陽」の下部プレナムの高さにおいて、損傷燃料がデブリ化されることを説明すること。また、FRAG試験やFARO/TERMOS試験の条件と「常陽」の条件を比較し、試験データを有効性評価に適用できることを説明すること。

下部プレナムにおける炉心物質の微粒化

- 炉心領域から下部プレナムに移行した炉心物質がデブリベッドを形成する必要十分条件
 - (1) 炉心物質がクエンチ（ナトリウムの飽和温度以下の温度まで冷却）されること
 - (2) 炉心物質が原子炉容器底部に到達するまでに微粒化されること
- (1) は下部プレナム領域のナトリウムが飽和温度まで加熱されるために必要なエネルギーと、炉心物質が全量クエンチするのに必要な除熱量の比から判断できる。

$$\frac{M_{Na}(e_{Na}(T_{sat}) - e_{Na}(T_0))}{M_f(e_f(T_{melt}) - e_f(T_{sat})) + M_s(e_s(T_{melt}) - e_s(T_{sat}))}$$

炉心物質の全量移行、その温度を保守的に3, 200K、ナトリウム温度は原子炉容器入口温度350℃として諸量を代入すると比は約3.0となり、炉心物質の全量移行してもクエンチできる。

- (2) は溶融ジェットがジェット状のまま形状を保って浸入する距離を酸化物燃料-ナトリウム系条件に対する適用性が高いとされるEpsteinらの式^{[1], [2]}を用いて求める。

$$\frac{L_{brk}}{D_j} = \frac{1}{2E_0} \left(\frac{\rho_j}{\rho_c} \right)^{0.5}$$

E_0 はエントレインメント係数で0.05~0.1である。諸量を代入すると微粒化距離は溶融燃料で0.48~0.97m、溶融スチールで0.40~0.80mとなり、「常陽」下部プレナム領域高さ約1.3mを落下する間に微粒化する。

また、Epsteinらの式は流体力学的効果のみを考慮しているが、同式で考慮されていないナトリウムの局所的な沸騰とその結果生じるナトリウム蒸気の膨張に伴う微粒化^{[3], [4]}も加わることで、微粒化距離は更に短くなる。

[1] Epstein, M. and Fauske, H.K., 2001. Applications of the turbulent entrainment assumption to immiscible gas-liquid and liquid-liquid systems. IChemE 79 (Part A), 453-462.

[2] 松尾英治、他、「格子ボルツマン法によるジェットブレイクアップ挙動解析」、日本機械学会論文集、Vol.81, No.822, 2015.

[3] Matsuba, K. et al., Distance for fragmentation of a simulated molten-core material discharged into a sodium pool, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.53, No.5, 707-712, 2016.

[4] Matsuba, K. et al., Experimental discussion on fragmentation mechanism of molten oxide discharged into a sodium pool, Mechanical Engineering Journal, Vol.3, No.3, 2016.

FRAG試験やFARO/TERMOS試験の条件と「常陽」の条件の比較

- FRAG試験やFARO/TERMOS試験の条件と「常陽」の下部プレナムにおける微粒化に係る条件を比較する。

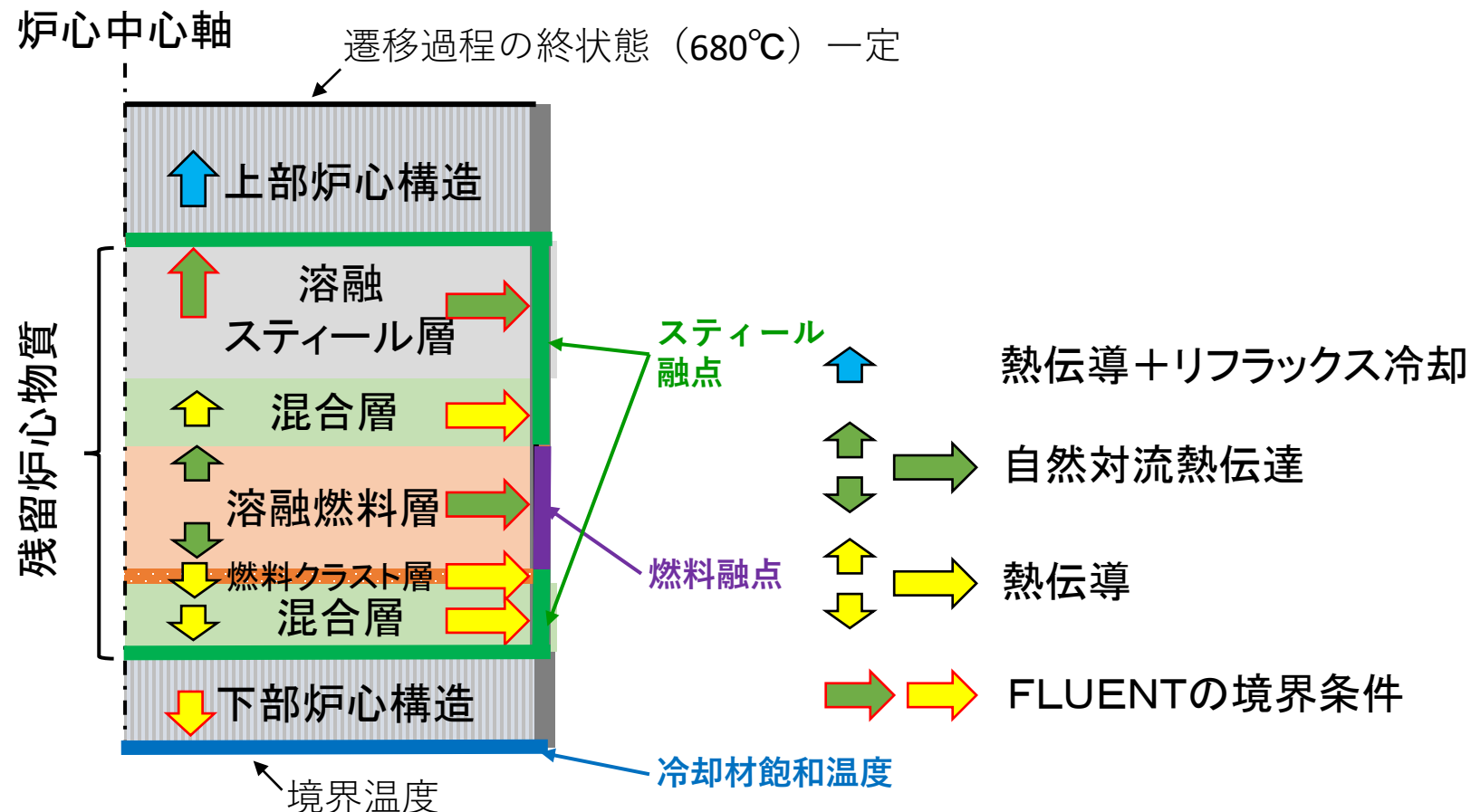
	融体			ナトリウム	
	融体	質量	温度	質量	温度
FRAG	UO ₂ -ZrO ₂ (70%) スチール (30%)	20kg	—	23kg	250~690℃
FARO/TERMOS	UO ₂	100kg	~3,000℃	130kg	900℃
「常陽」	MOX (約70%) スチール (約30%)	約1,260kg	約2,930℃	約6,360kg	350℃

- FRAG試験やFARO/TERMOS試験は炉心物質とナトリウムを用いた試験であり、炉心物質のナトリウムによる微粒化現象を模擬する試験としては実機模擬性の高い試験である。また、試験の条件は大量のナトリウムが存在する「常陽」の条件よりも炉心物質の微粒化に関して厳しい条件であるにもかかわらず炉心物質がほぼ全て微粒化している。これらのことから、「常陽」の有効性評価において炉心物質がデブリ化することの根拠及びデブリの性状の根拠として適用できる。

No. 246 再配置冷却過程におけるFLUENTによる解析では、境界条件を熱流束で与えているが、径方向及び上方向それぞれの熱流束の設定を詳細に説明すること。また、上方向の熱流束は、リフラックス冷却のモデル化も詳細に説明すること。

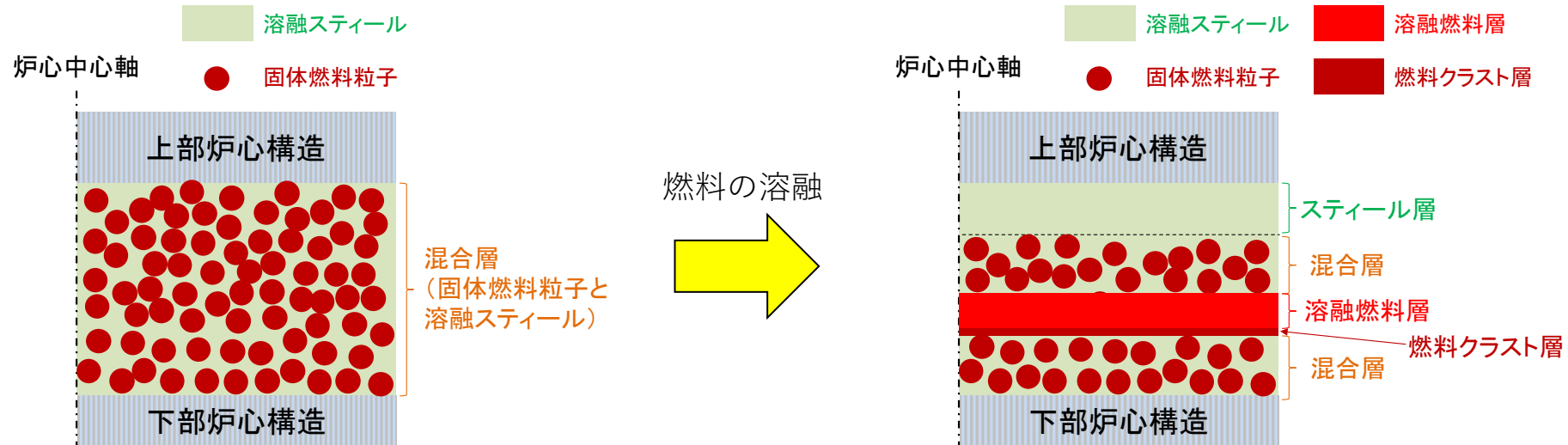
残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算 モデルの概要

- 残留炉心物質の冷却性を評価するために使用した伝熱計算モデルは、炉心物質内部の発熱と周囲への伝熱の熱収支及び炉心物質が溶融した際の物質再分布を1次元体系で計算する簡易モデルである。
- 溶融領域内は自然対流熱伝達係数、混合層（燃料粒子デブリベッドの間隙に溶融スチールが存在）、燃料クラスト層、構造材は熱伝導率、上部炉心構造（ピン束）内は熱伝導と冷却材によるリフラックス冷却を考慮して伝熱を計算する。
- 溶融燃料及び溶融スチールが接する固体境界をそれぞれの融点として熱流束を計算し、FLUENTの境界条件となる残留炉心物質から3方向（上方向、下方向、径方向）への熱流束を計算する。

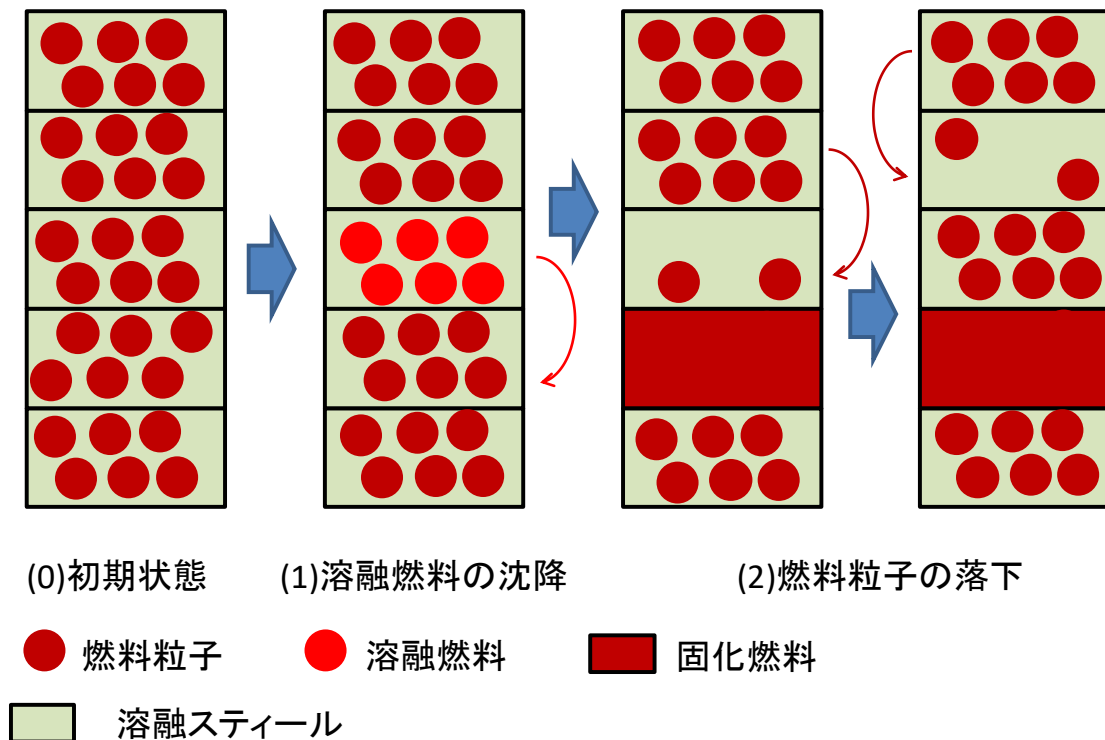


残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算 物質再分布計算

- 混合層内の燃料が崩壊熱により加熱されて再溶融すると、密度差により物質の再分布が生じる。



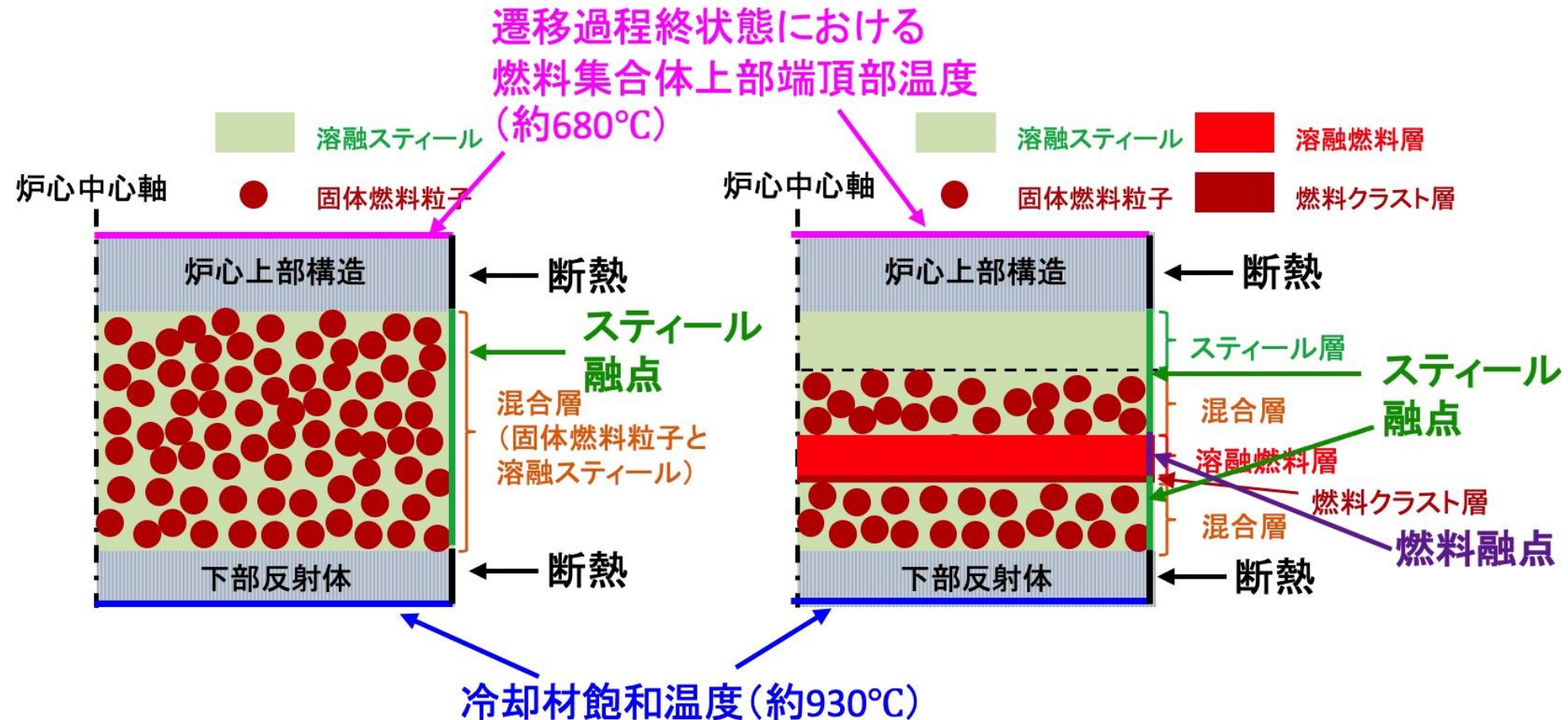
- 同一セル内の燃料とスチールは同一温度を持つ。あるセルの燃料が融点（liquidus）に達した場合、その下のセルの同一体積の溶融スチールと入れ替え（※）、それぞれのセルで平均温度を計算する。
- あるセルの燃料粒子の充填率が最大充填率より小さくなった場合は、その上のセルから燃料粒子を順次移行させる。



※ 崩壊熱による燃料の溶融、あるいは周囲への伝熱による溶融燃料の固化は、物質の再分布の時間スケールと比べて極めて緩慢に進行するため、本物質再分布モデルのようにステップ状に再分布を取り扱う簡易的な手法が適用できると考える。

残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算 境界条件

- 溶融燃料、溶融スチールが接している固体境界はそれぞれの融点とする。
- 遷移過程の終状態に基づいて、解析体系下端は下部反射体上端から約10cm下方で冷却材飽和温度を境界温度とし、解析体系上端は燃料集合体上部端頂部で約680℃を境界温度とする。残留炉心物質は内側反射体に接している状況を想定する。



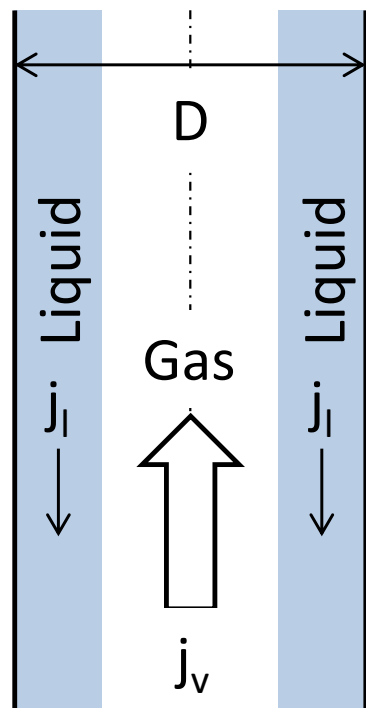
- これらの境界条件に基づいて評価した上下・径方向への熱流束を用いてFLUENTの解析を実施。
 - 炉心周囲のナトリウム温度が沸点を超えて除熱ができない場合
 - 残留炉心物質が周囲の構造材を溶融して拡大する。
 - 炉心周囲のナトリウム温度が沸点以下となり、除熱が可能との結果が得られた場合
 - 残留炉心物質は当初の炉心の範囲を超えて拡大することは無く、崩壊熱の低下とともに最終的には冷却されて固化する。

残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算

炉心上方向構造材におけるリフラックス冷却

- 冷却材が液膜となって流路の壁面を下方へ重力によって流れ、下部で加熱されて蒸気流となって流路中央部を上向きに流れ、上部で蒸気が凝縮して再び液膜として環流することで、流路下部から上部へ熱を伝える現象である。
- 液膜と蒸気が対向して流れ、蒸気の上向き流れによって液膜の下方への流れが止められる状態であるCCFL (counter-current flow limitation: 気液二相対向流制限) がリフラックス冷却の成立限界となる。Wallis^[1]によるCCFL相関式を用いて評価する。

- 単位流路断面積当たりの除熱量



$$G_{crit} = j_v \rho_v = j_l \rho_l$$

$$q = h_{lv} G_{crit} \quad G_{crit} = C_w^2 \cdot \frac{\sqrt{gD\rho_v\Delta\rho}}{[1 + (\rho_v/\rho_l)^{1/4}]^2}$$

- C_w は定数で垂直円管では0.7~1.0の範囲^[2]。保守的に下限値の0.7として、「常陽」の炉心上部にあるピン束構造の幾何形状、ナトリウムの物性値を用いると、リフラックス冷却による単位流路面積当たりの除熱量として約3.3MW/m²を得る。
- これはULOFの残留炉心物質からの上方向への熱流束の最大値約1.05MW/m²に比べて十分に大きい。

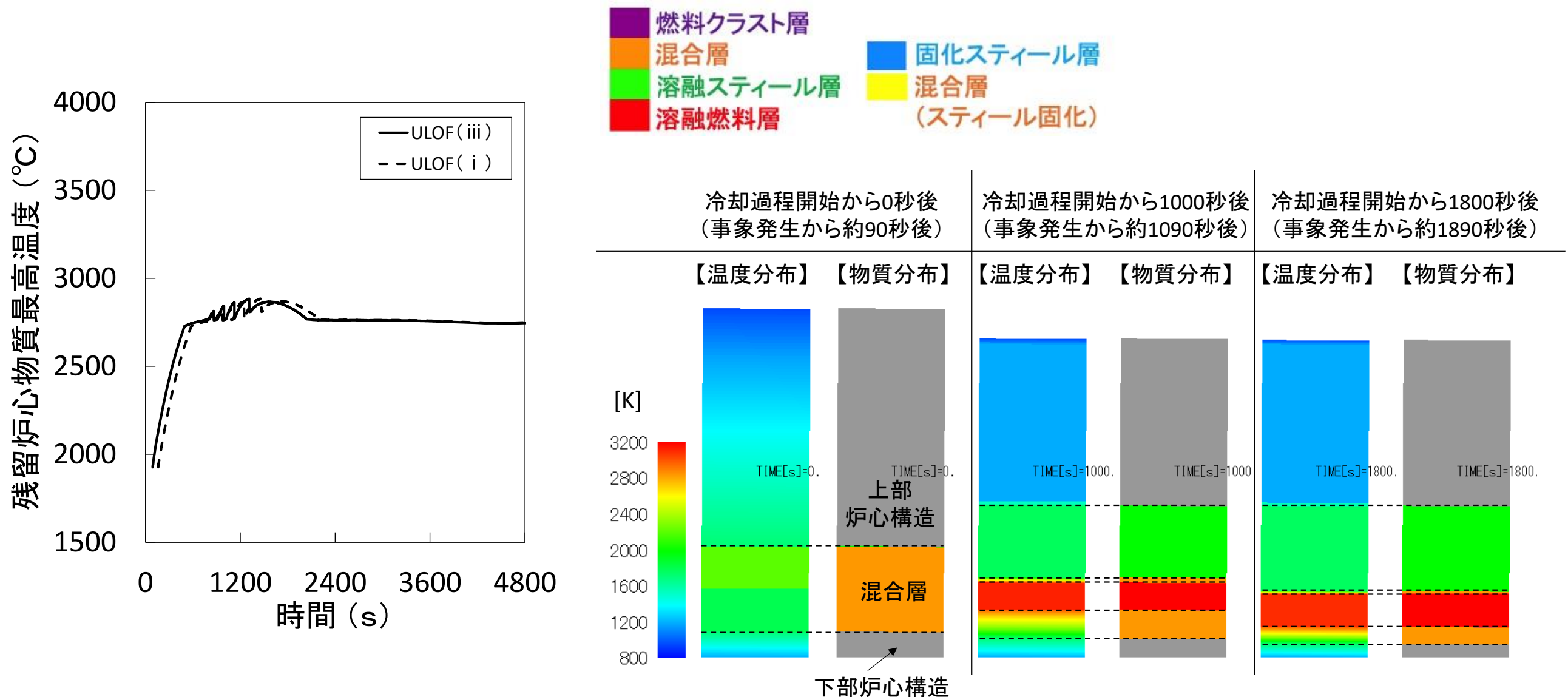
[1] Wallis, G. B., One-dimensional Two-phase Flow, Mc-Graw Hill, Inc., 1969, 431p

[2] 小泉、植田、「垂直円管内対向気液二相流の液上昇開始条件（下部に気液混合物水位のある場合）」、日本機械学会論文集（B編）、Vol. 59(567)、pp. 3537-3543、1993年

残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算モデル

評価結果

- ULOF (i) 及び ULOF (iii) の事象発生から約580秒後に燃料が再溶融し始め、残留炉心物質最高温度は約2,890℃まで上昇するが、崩壊熱の減衰とともに低下する。
- 炉心周囲への熱流束の ULOF (i) 及び ULOF (iii) の最高値として、事象発生後約900～1,200s にかけて上方向・側面ともに約1.05MW/m²、下方向は事象発生後約3,000sで約0.29MW/m²となるが、崩壊熱の減衰とともに低下する。



No. 247 ULOFの機械的エネルギー発生において考慮すべき不確かさについて、即発臨界超過におけるエネルギー発生の不確かさが最も大きいと説明しているが、他の項目についても、影響を確認するパラメータ、目的・着眼点、不確かさの範囲、最適条件との違いを資料に記載し、不確かさの影響をどのように確認しているのか示すこと。

- 評価指標に「H」又は「M」のある現象を重要現象としてSIMMERの検証と「常陽」解析への適用性を検討する対象とする。
- 評価の結果、(2)燃料からスチールへの熱移行、(3)炉心上部構造による熱及び圧力損失、(5)FCI、(6)蒸気泡の成長が重要現象として抽出された。

物理現象	評価指標
	機械的エネルギー
(1) 炉心圧力の平坦化	L
(2) 燃料からスチールへの熱移行	H
(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失	H
(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入	L
(5) FCI	H
(6) 蒸気泡の成長	H

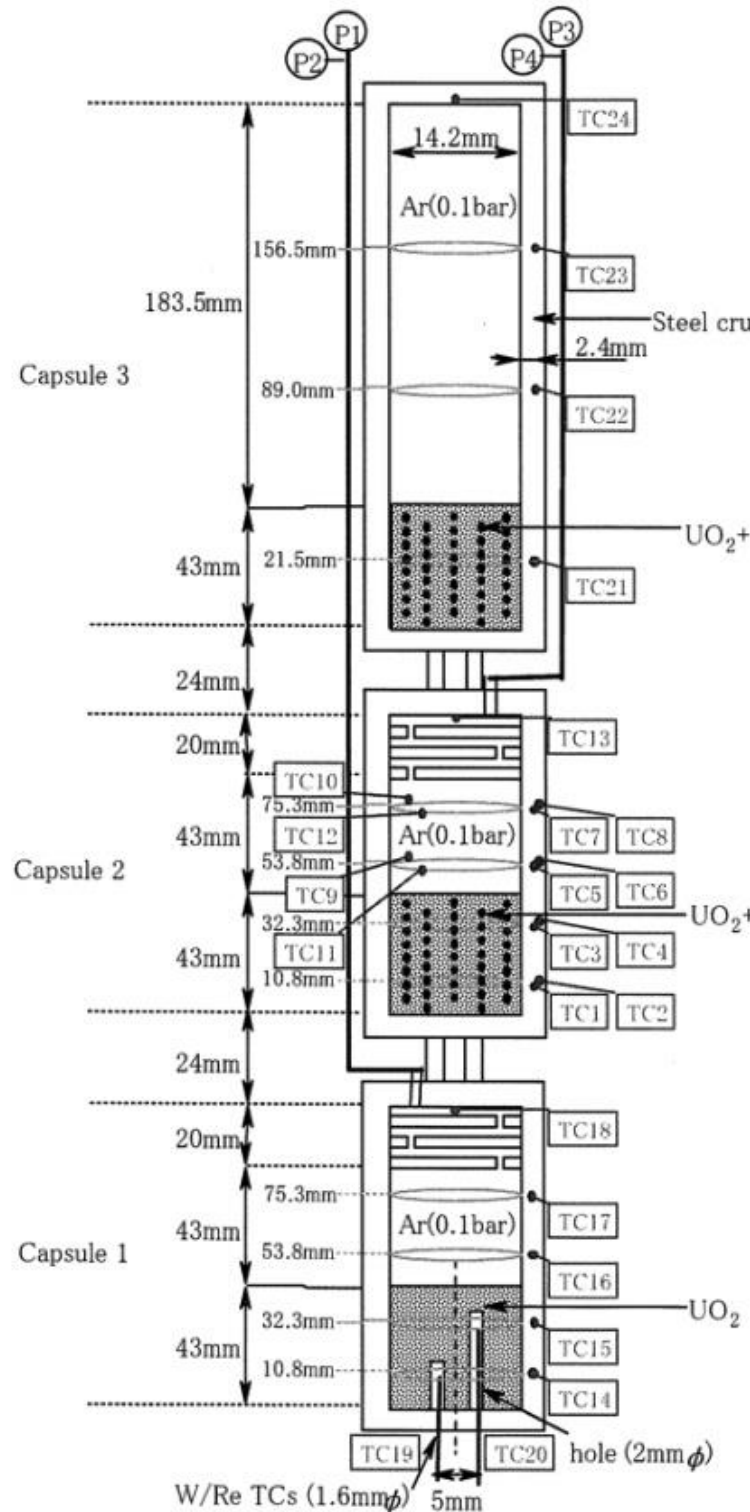
重要現象	検証解析	SIMMERの解析モデル					
		多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性
燃料からスチールへの熱移行	CABRI TP-A2試験解析		○		○		
炉心上部構造による熱及び圧力損失	VECTORS試験解析	○	○	○	○	○	
FCI	THINA拳動試験解析	○	○	○	○		
蒸気泡の成長	OMEGA試験解析	○	○	○	○		

機械的エネルギー発生挙動に関する検証解析 (1/2)

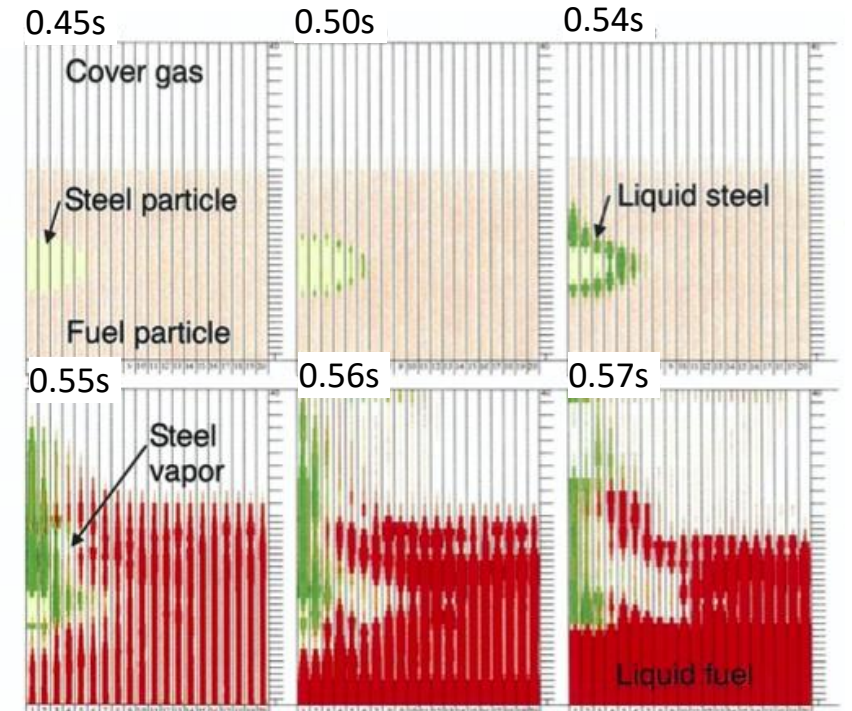
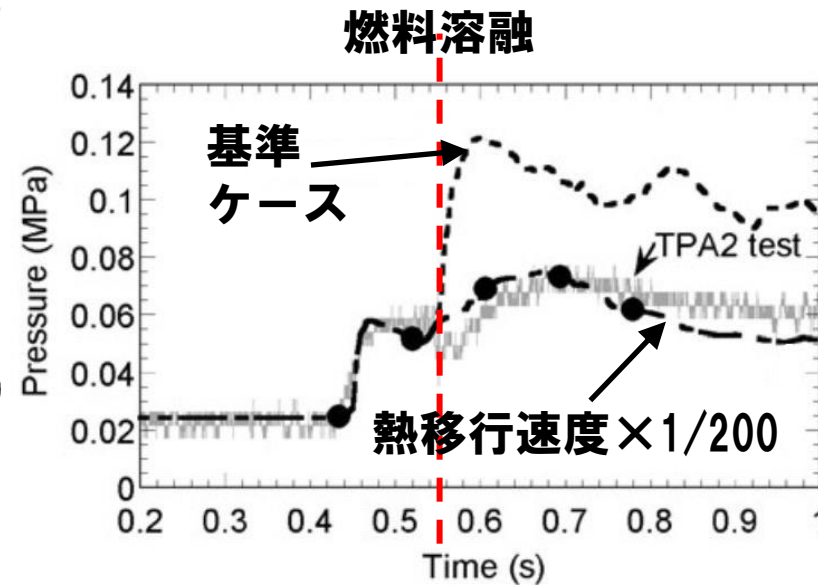
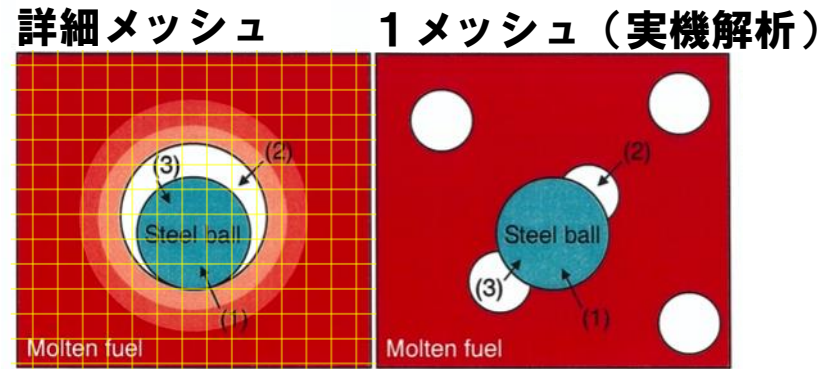
—燃料からスチールへの熱移行：CABRI TP-A2試験解析—

■ 試験と解析結果の概要

ステンレス球を含む燃料ペレットを核加熱により溶融し、発生するスチール蒸気圧を測定した。



SIMMER-IIIによる試験解析



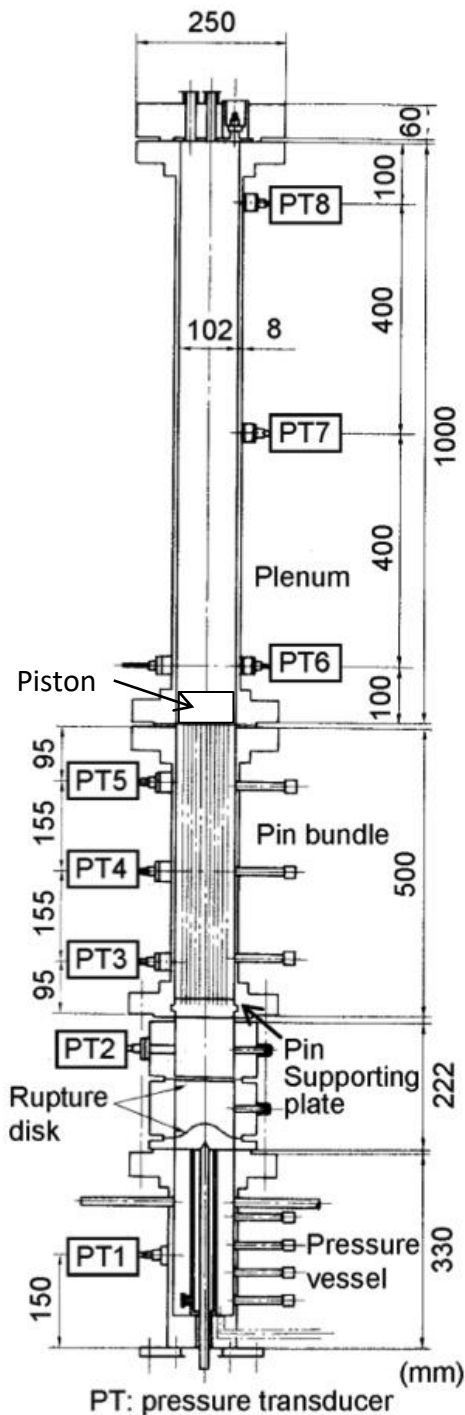
詳細メッシュを用いた単一スチール球のSIMMER-IIIによる解析結果

ステンレスの膜沸騰温度には達しないが、ステンレスの蒸気がステンレス液滴を覆うことで、溶融燃料からステンレスへの実効的な熱移行速度は約1/200程度に抑制される。

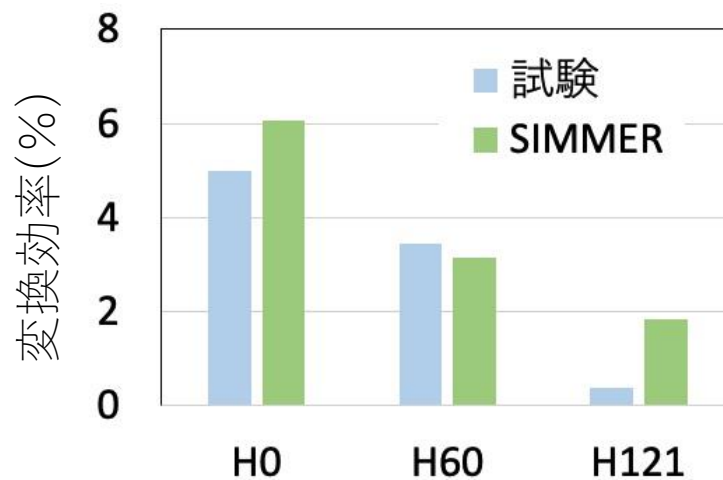
—炉心上部構造による熱及び圧力損失：VECTORS試験解析—

■ 試験と解析結果の概要

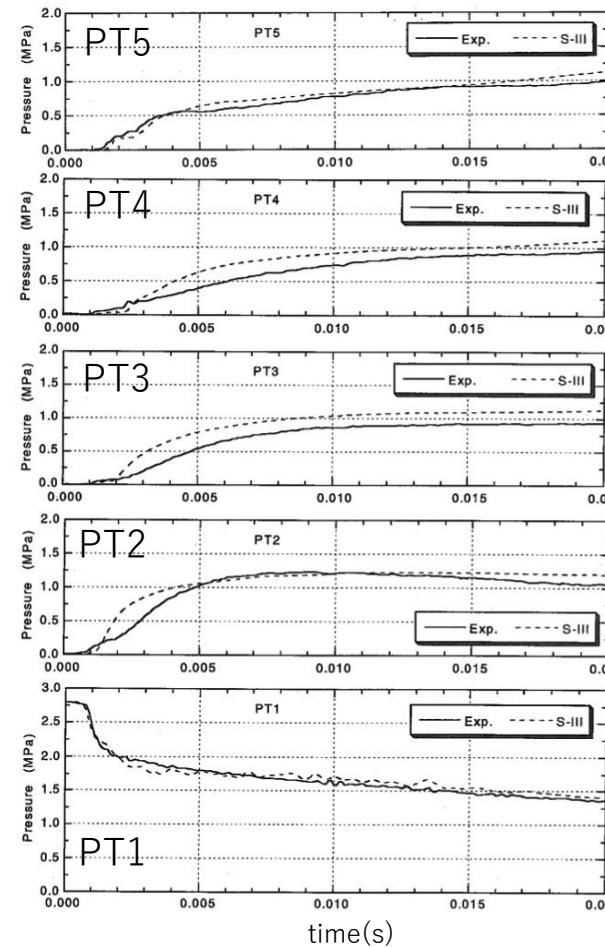
VECTORS試験は高温の水と水蒸気の混合物をピン束を模擬した流路の下部から放出し、ピン束の流動抵抗と熱損失による圧力損失、エネルギー損失を模擬した試験である。ピン束の出口に置かれた重さ約80gのピストンの運動エネルギーへの変換効率も測定された。



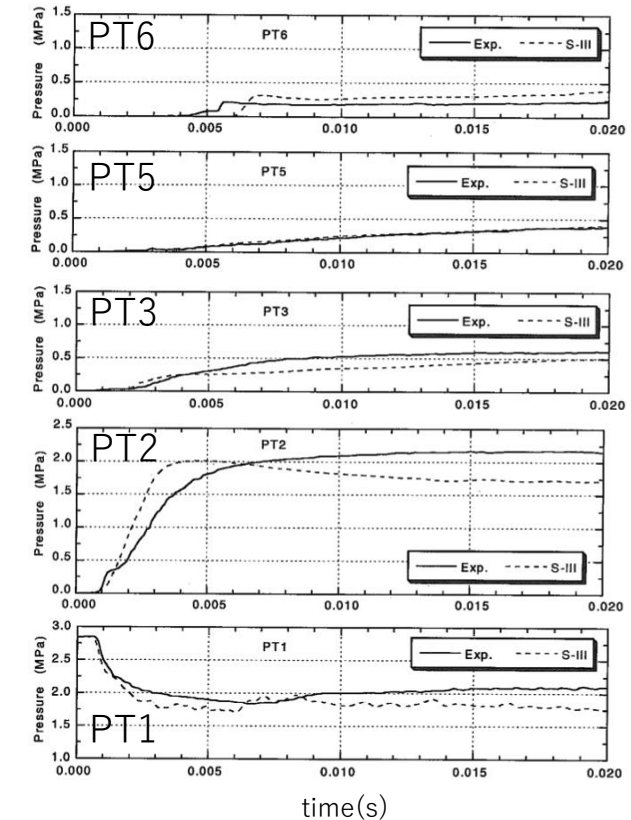
ケース	ピン本数	圧力 (MPa)	温度 (°C)
H0	0	2.994	234
H60	60	2.849	231
H121	121	2.849	231



大気圧までの等エントロピー膨張ポテンシャルに対する機械的エネルギー変換効率



H0ケース圧力変化



H60ケース圧力変化

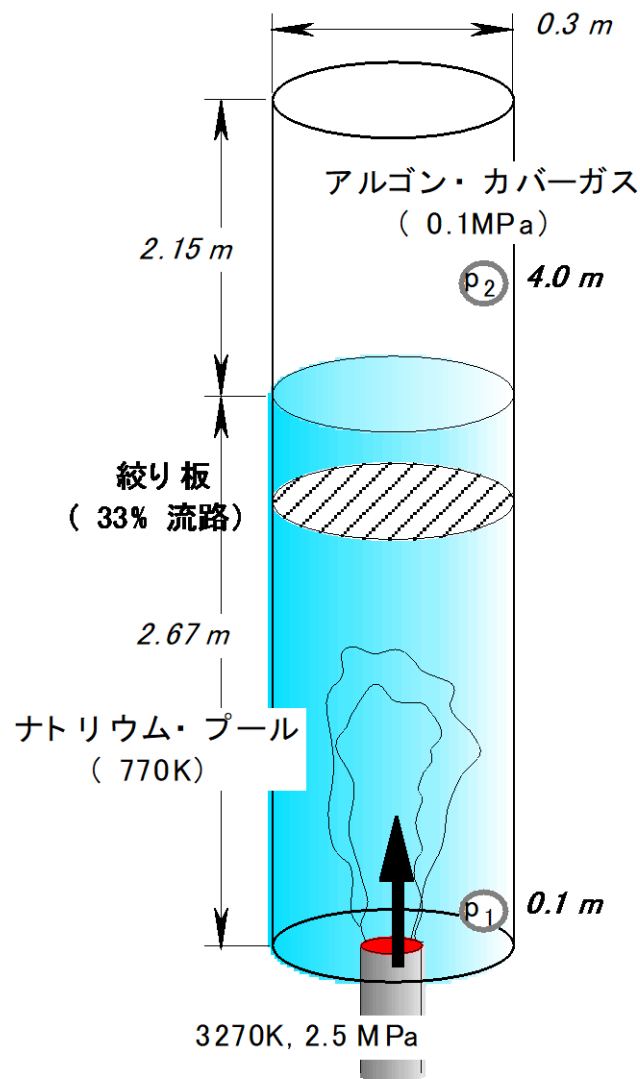
重要現象の検証解析

—燃料—冷却材相互作用 (FCI) : THINA試験解析—

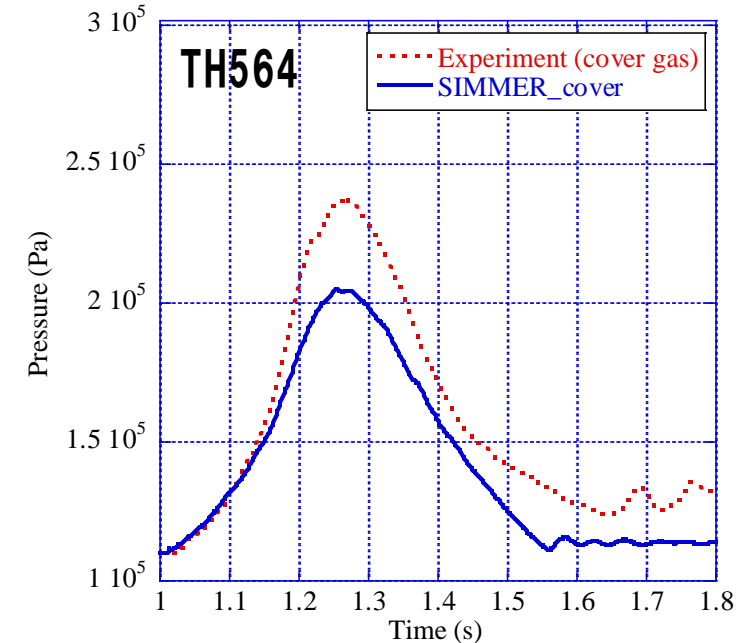
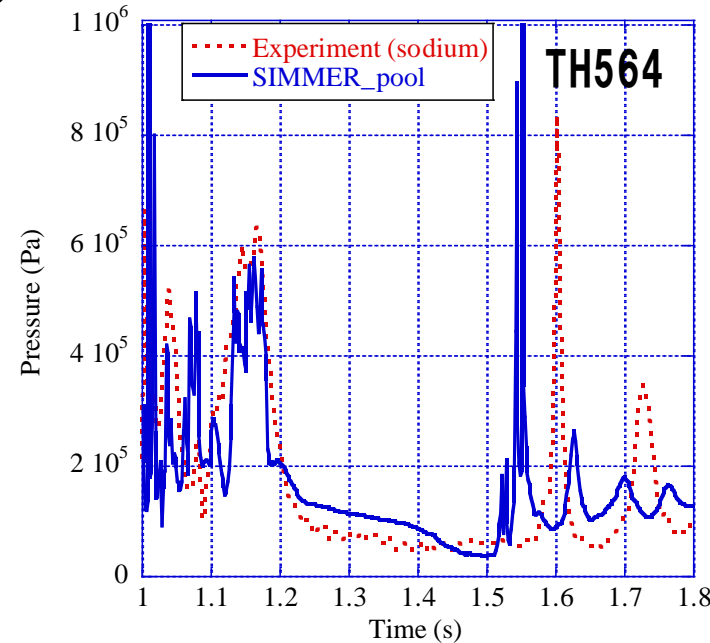
■ 試験と解析結果の概要

テルミット反応で生成した高温融体 (Al_2O_3 とFeとの混合溶融物) をナトリウムプール中に下方から噴出させることでFCIを模擬した炉外試験である。

THINA 試験解析



	溶融鉄	アルミナ
TH564	4.2kg	1.3kg
TH562	2.0kg	3.1kg



ナトリウムプールの圧力 (左) とカバーガス圧 (右) の時間変化

カバーガス圧が実験値の方が高くなっているのは、サーマイトと共に非凝縮性ガスが流入したことの影響であると推定

FCIに駆動されるスロッシング挙動が燃料凝集を引き起こして、評価指標である炉心平均燃料温度に影響を与える。

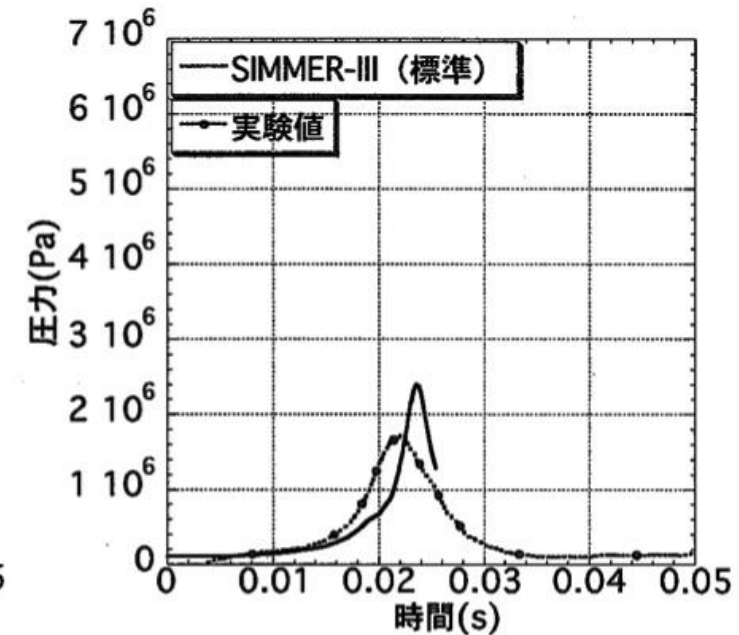
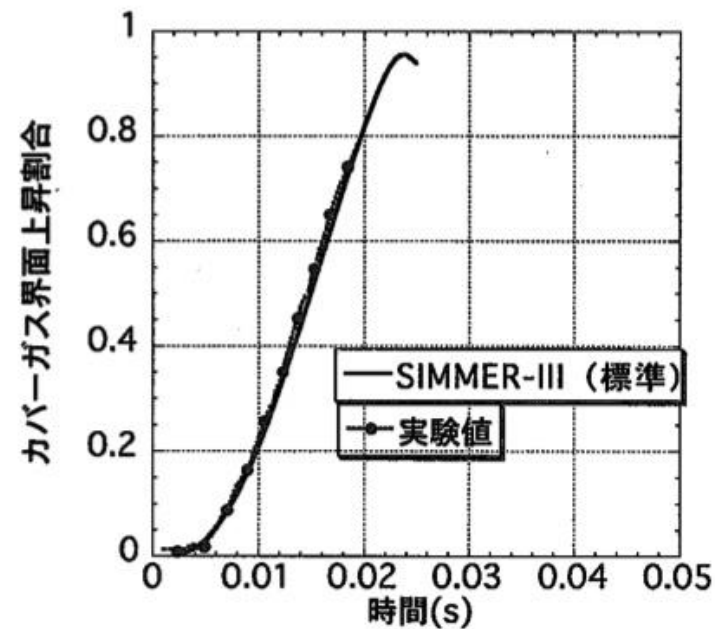
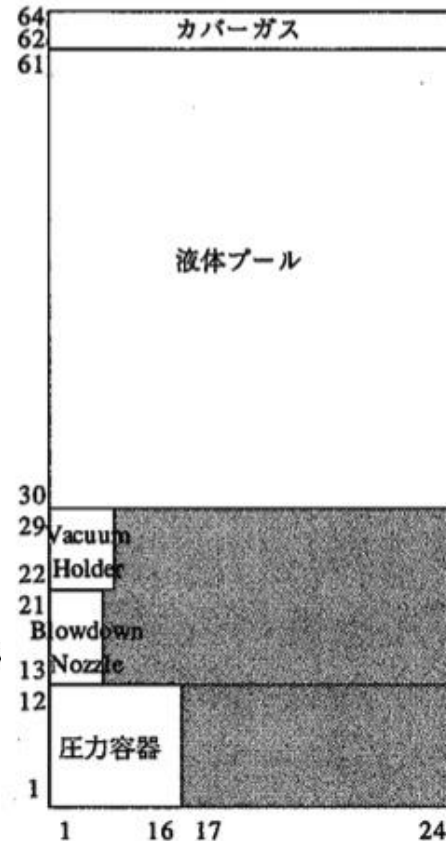
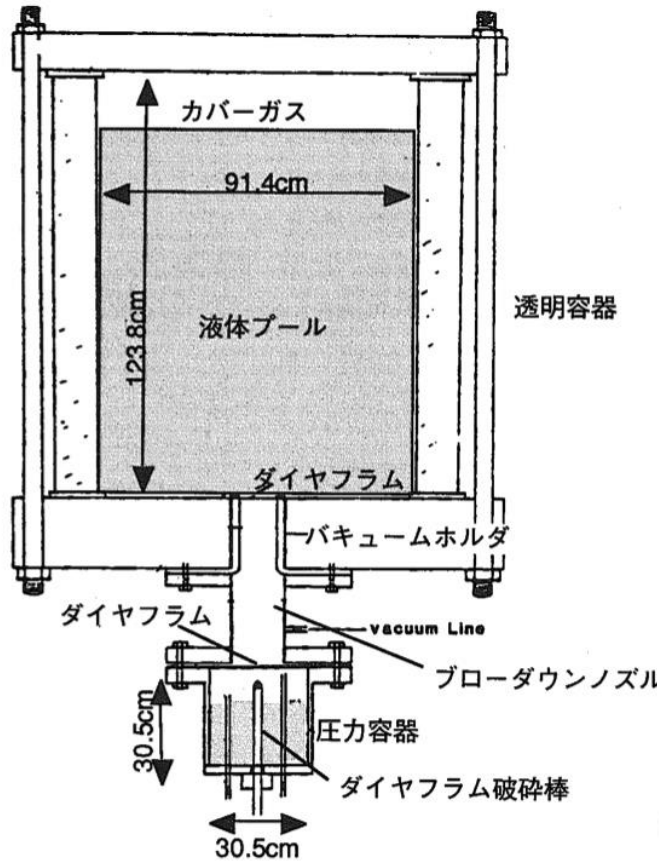
解析結果は圧力のピーク値と発生時刻をよく再現している。THINA試験は高速炉の炉心損傷事故で発生する温度条件と冷却材条件を模擬したものであり、圧力発生挙動を適切に解析できていることから、実機解析への適用性を有すると判断した。

THINA試験は、高温 (3, 270K) の融体をナトリウムプールの底面から噴出させてFCIを発生させ、ナトリウム蒸気泡の成長によってカバーガスを圧縮するという、高速炉の機械的エネルギー発生過程の高い模擬性を有する試験である。SIMMERコードはこの試験結果を適切に再現することから、SIMMERを機械的エネルギー発生挙動に適用する際の、FCIに係る不確かさは小さいと判断出来る。

— 蒸気泡の成長：OMEGA試験解析 —

■ 試験と解析結果の概要

OMEGA試験は高温の水と水蒸気の混合物を水プールの下部から放出し、蒸気泡の成長とカバーガスの圧縮挙動を模擬した試験である。



IV-12試験 (2.136MPa, 215°C、蒸気体積率16.7%) 解析結果

OMEGA試験装置概略図 [1]

S I M M E R - I I I 解析体系

カバーガス界面上昇挙動、即ち蒸気泡の成長挙動は実験と良く一致している。

カバーガス圧力の時間変化はS I M M E R - I I I が過大評価している。これはカバーガスのプール液面への熱損失の違いによるものであるが、圧力過渡のピーク値を大きく評価するため、機械的負荷の評価の観点からは保守側である。

[1] : D. Simpson, et al., PNE-81-151, Purdue Univ. 1980.

解析条件

- 本解析の基本ケースでは、遷移過程の基本ケースにおいて炉心平均燃料温度が最大となる時点の炉心の物質及び温度配位を用いる。
- ULOFの機械的エネルギー発生に至る事象推移において考慮すべき不確かさ
 - 遷移過程までの事象推移における再臨界による熱エネルギー発生の不確かさ
 - 遷移過程における不確かさ影響評価ケースの炉心状態を初期状態とする
 - 燃料からスチールへの熱移行
 - CABRI TP-A2試験解析でSIMMERは200倍過大評価することが示されているため、熱移行速度を1/200倍としてその影響を評価する。
 - 炉心上部構造による熱及び圧力損失
 - 蒸気泡の成長
 - VECTORS、OMEGA試験解析においてモデルの基本的な妥当性を確認しているが、これらの試験は模擬物質として水を用いていることから、実機条件への外挿性の不確かさを考慮する。不確かさの考慮としては凝縮量を1/2倍とすれば十分と考えられるが、念のため1/5倍までパラメトリック解析として実施した。
 - 圧力損失（摩擦抵抗）は元から無視している。
- これらの不確かさの影響評価の結果、機械的応答過程に最も大きな影響を持つ不確かさは遷移過程までの事象推移における不確かさ、すなわち解析初期条件としての放出熱エネルギーの大きさである。

		炉心平均燃料温度 (°C)	機械的エネルギー (MJ)
ULOF (i)	基本ケース	約3,700	1.7
	炉心上部構造凝縮×1/2		2.0
	炉心上部構造凝縮×1/5		2.3
	上部プレナム凝縮×1/2		1.9
	上部プレナム凝縮×1/5		2.2
	炉心F-S熱伝達×1/200		1.7
	上部反射体削除		1.9
	不確かさの影響評価ケース2		約5,110
ULOF (iii)	基本ケース	約4,200	2.6
	炉心上部構造凝縮×1/2		3.1
	炉心上部構造凝縮×1/5		3.3
	上部プレナム凝縮×1/2		2.8
	上部プレナム凝縮×1/5		3.3
	炉心F-S熱伝達×1/200		2.1
	上部反射体削除		2.1
	不確かさの影響評価ケース2		約5,130

No. 248 ULOF (i) と ULOF (iii) の炉心平均燃料温度は、両者ともに約 5, 100℃であり、それほど差がないが、回転プラグ間隙へのナトリウム蓄積量は、ULOF (iii) で約100kg、ULOF (i) で約200kgとなっており差が大きく、この差の要因を説明すること。

ULOF (i) : 外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

ULOF (iii) : 1次主循環ポンプ軸固着及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

ULOF (i) とULOF (iii) の機械的応答過程の解析の比較

ULOF (i) とULOF (iii) において、初期の燃料及びスチール温度並びに炉心平均圧力に差はほとんどなく、同程度の初期条件である。発生する機械的エネルギーも同程度である。

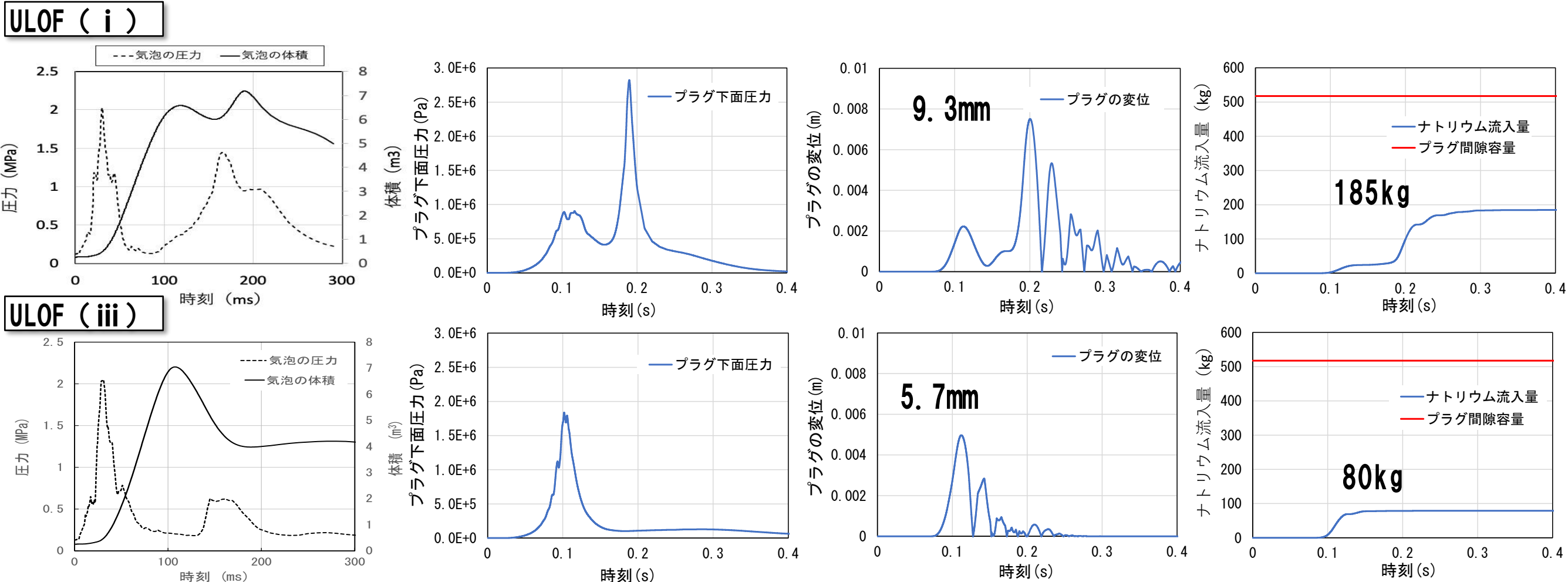
	ULOF (i)	ULOF (iii)
炉心平均燃料温度 (初期値) (°C)	5, 110	5, 130
炉心平均スチール温度 (初期値) (°C)	2, 400	2, 310
炉心平均圧力 (初期値) (MPa)	13. 1	12. 4
機械的エネルギー (MJ)	3. 6	3. 4

ナトリウム噴出量の解析の主要な結果から、プラグの最大変位及びプラグ間隙部へのナトリウム流入量はULOF (i) の方が大きい。いずれの評価事故シーケンスにおいても間隙の容量には十分に余裕があり、回転プラグ間隙を通じた原子炉容器内からのナトリウムの噴出は生じない。

	ULOF (i)	ULOF (iii)
回転プラグの最大変位 (mm)	9. 3	5. 7
プラグ間隙部へのナトリウム流入量 (kg)		
大回転プラグ (間隙容量517kg)	185	80
小回転プラグ (間隙容量315kg)	29	5
炉心上部機構 (間隙容量111kg)	31	6

ULOF (i) とULOF (iii) のプラグ応答の比較

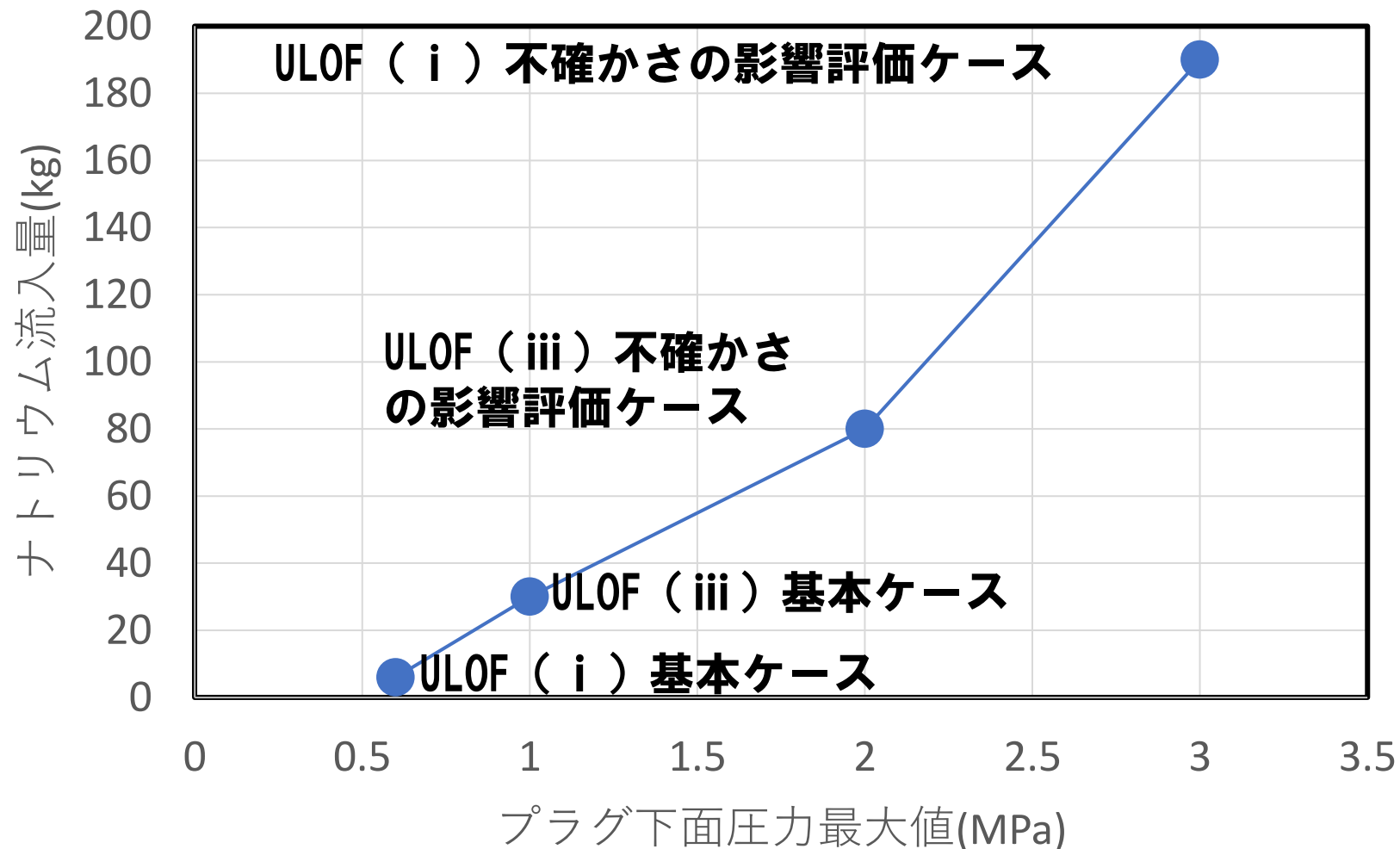
- CDA気泡と体積の圧力履歴：最初の圧力ピークの数値とその幅は、おおむね同じであるが、2回目の圧力ピーク値とその幅はULOF (i)の方が大きく、気泡体積が再度増加する。
- プラグ下面に作用する圧力
ULOF (i) では2回目の圧力ピークに由来する、0.19秒時点のピークが最大
ULOF (iii) では最初の圧力ピークに由来する、0.1秒時点のピークが最大
- プラグ下面に作用する圧力レベルの相違→大回転プラグ変位の大きさの相違
ULOF (i) : 9.3 (mm) / ULOF (iii) : 5.7 (mm)
- 大回転プラグの浮上に要する圧力は 2.75×10^5 (Pa) (絶対圧) である。ULOF (iii) に比べてULOF (i)の方がこのレベル以上の圧力が維持される時間が長い。



以下の理由によりULOF (i)の方がナトリウム流入量が顕著となったと言える。

- ① プラグ下面に作用するピーク圧力及びプラグ変位がULOF (i)の方が大きい。
- ② プラグの浮上している時間がULOF (i)の方が長い。

- ULOF (i) と ULOF (iii) のプラグ下面の最大圧力の違いは、上部プレナム下部での FCI 挙動の違いによる。
- プラグ間隙へのナトリウム流入量はプラグ下面の最大圧力が増加するに従って増加する。
- プラグ下面の最大圧力に影響する上部プレナム下部での FCI 挙動に関する不確かさ影響の評価が必要と考えられる。
- THINA 試験の検証解析によって、上部プレナム下面における FCI に S I M M E R を適用することの妥当性を確認しているが、原子炉容器規模への外挿性に関して不確かさ影響を確認する解析が必要と考えられる。



- No. 193 **UTOPの有効性評価がULOFに包絡されることに関し、機械的エネルギーの発生値も含めて事象推移全体に係る包絡性について説明すること。また、最終的に事象を収束させるための安定状態に導く手順も説明すること。**
- No. 194 **UTOPの遷移過程において、炉心下部の閉塞が不完全な部分から流入するナトリウムとのFCIによって炉心物質の分散が生じていることに関し、この現象の不確かさの影響について説明すること。**

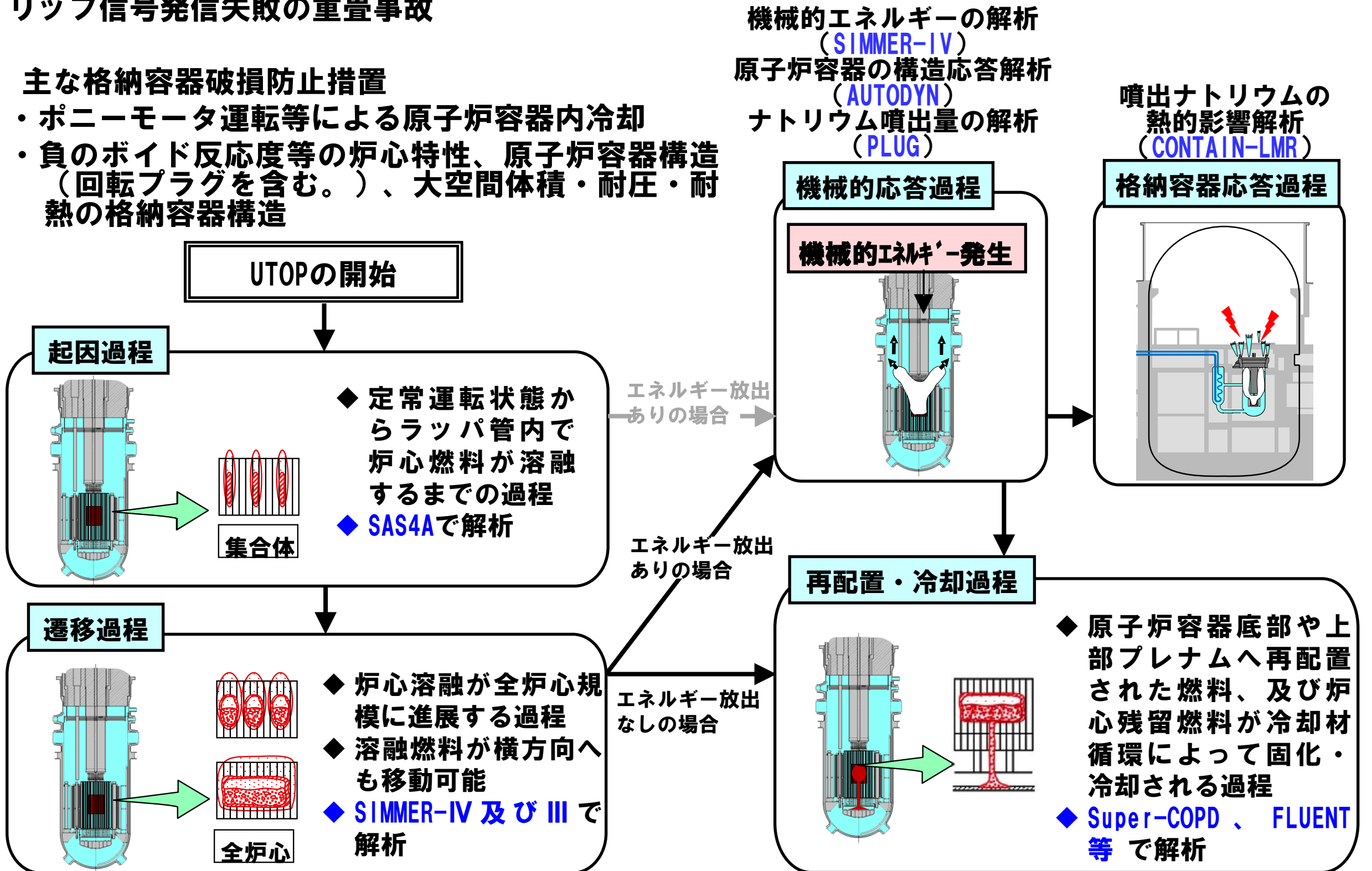
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 解析評価の流れ

1. 対象事象

出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故

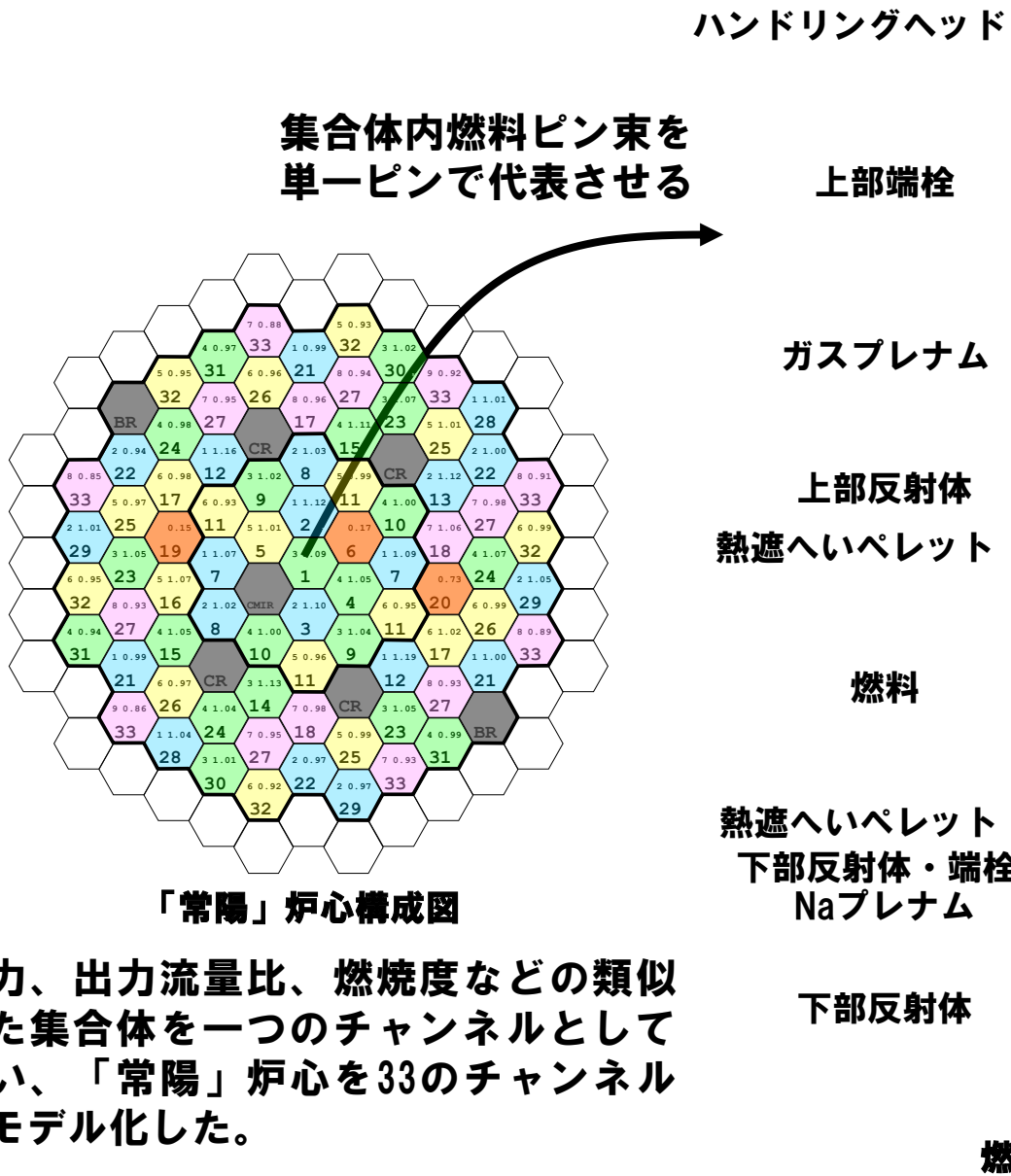
2. 主な格納容器破損防止措置

- ・ ポニーモータ運転等による原子炉容器内冷却
- ・ 負のボイド反応度等の炉心特性、原子炉容器構造（回転プラグを含む。）、大空間体積・耐圧・耐熱の格納容器構造

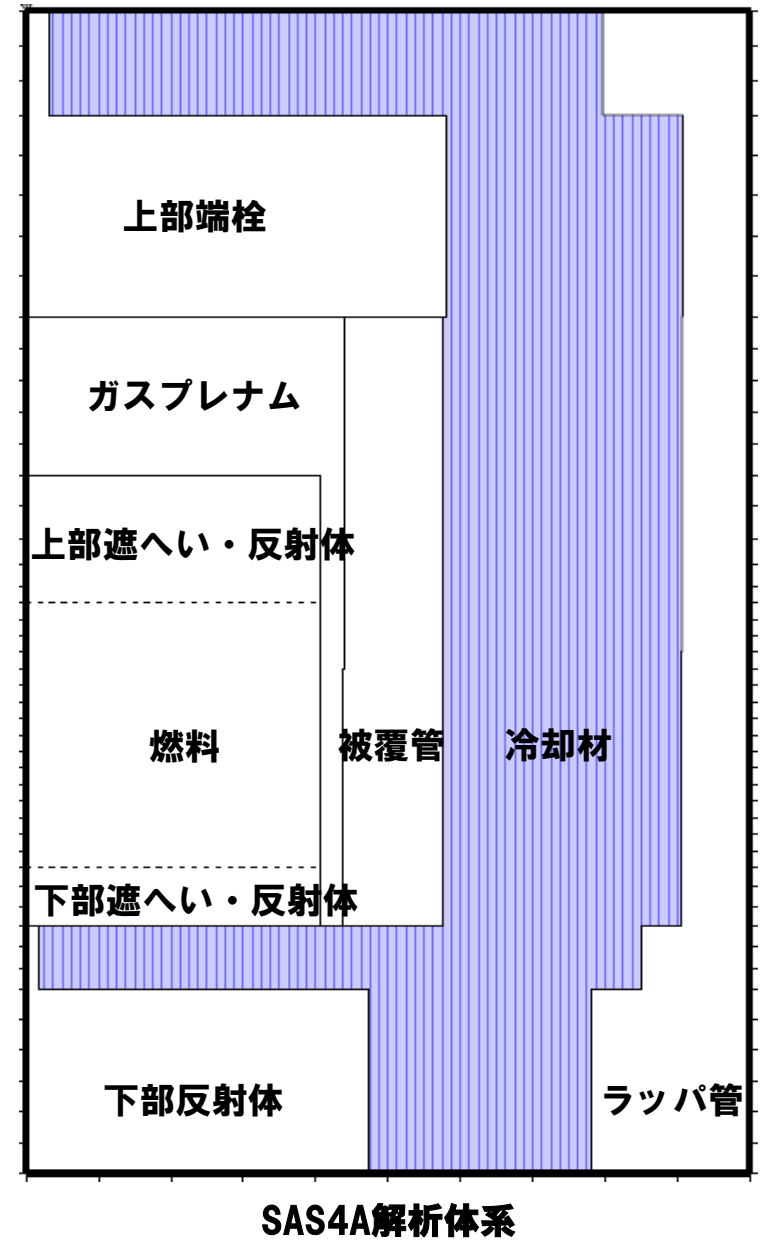


1. 計算コード SAS4A

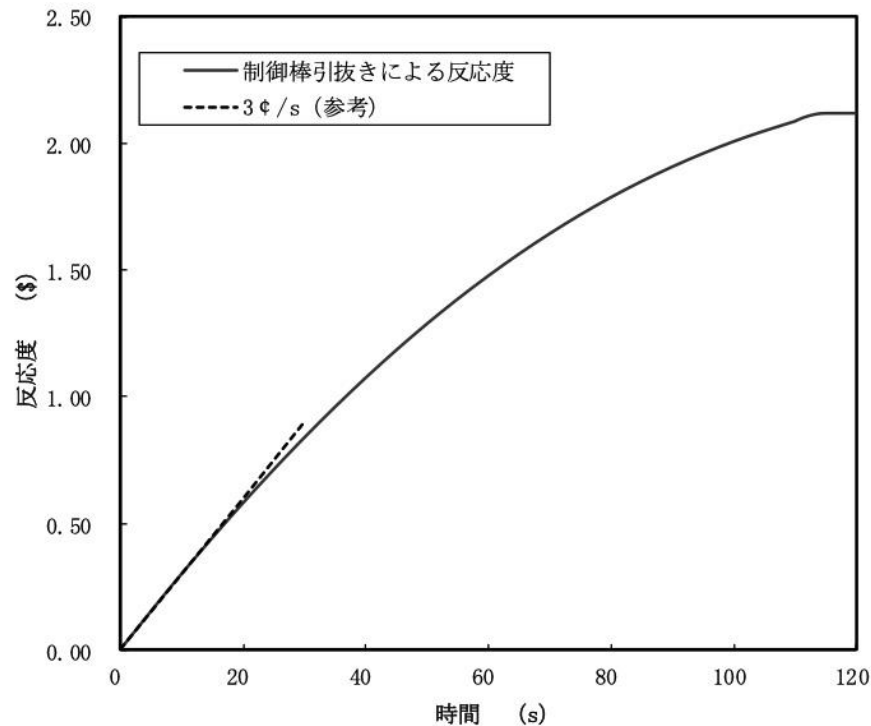
2. 解析体系の概要



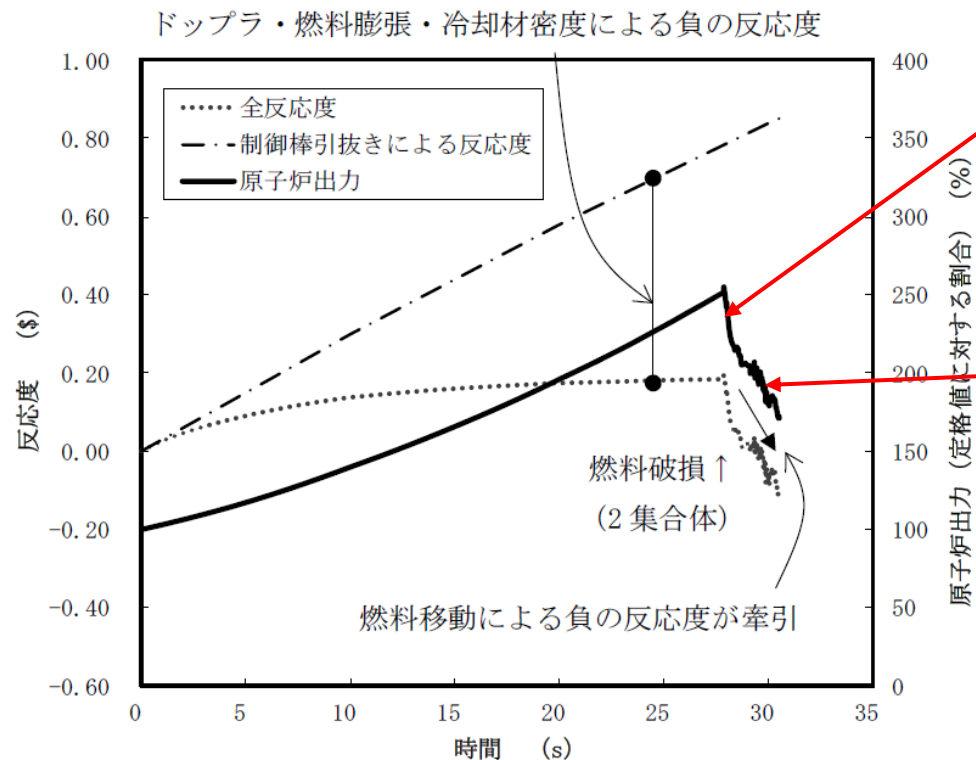
集合体毎に出力や冷却材流量を設定



UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 起因過程の解析条件及び解析結果



制御棒の引抜きにより投入される反応度



出力及び反応度の推移

3. 主な解析条件

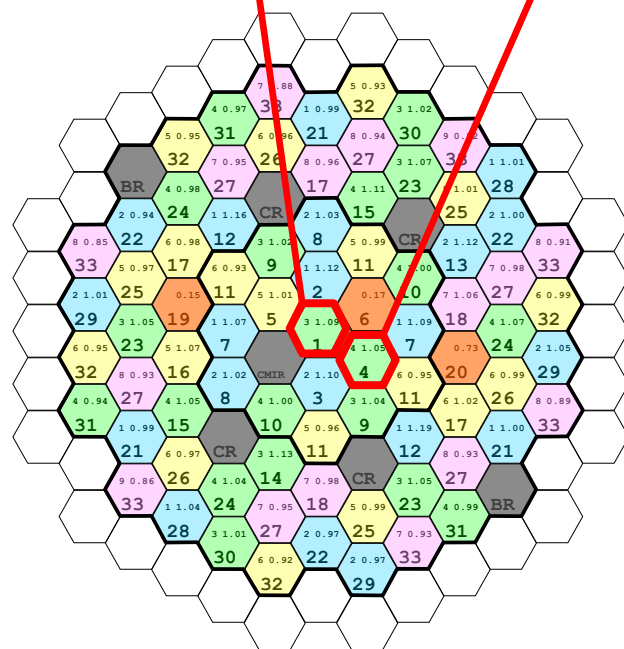
- 最大の反応度価値を持つ制御棒1本が最大速度で引き抜かれるものとする。
- 解析対象は起因過程（事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融する過程）で、ラッパ管の溶融貫通までを解析する。

4. 主な解析結果

- 最大の反応度価値を持つ制御棒1本が最大速度で引き抜かれるものとする。
- 燃料の中心部は溶融し、出力と燃焼度が共に高いチャンネルで冷却材は未沸騰のまま燃料が破損に至る。燃料の一部が冷却材流路に放出され、冷却材の流れに運ばれて上部へ分散し、原子炉出力が低下する。
- 被覆管の昇温に伴う強度低下によって燃料は崩壊し、多くの燃料が冷却材流路に放出されるが、この燃料の上下への分散に伴う負の反応度効果と被覆管の上下への分散に伴う正の反応度効果とでは、燃料の分散による効果の方が大きく、原子炉出力は低下する。

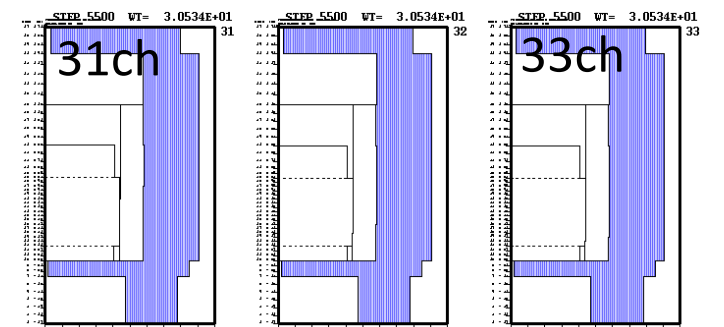
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価

起因過程 (S A S 4 A) → 遷移過程 (S I M M E R-IV/III) 接続時の炉心状態



「常陽」炉心構成図

- 燃料の破損した集合体から周囲へ破損が伝播する以前で、物質移動による反応度変化が静定した約30秒で接続。
- 燃料破損が発生するのは出力と燃焼度が共に高い炉心中心部の1chと4chのみで、その他の集合体は未沸騰。



5. 不確かさの影響評価

起因過程の事象推移に影響を与える以下の項目の不確かさの影響評価を行った。なお、これらの各項目の間に相関関係はなく互いに独立であるため、不確かさの重ね合わせは行わない。

項目	不確かさの設定
FPガス保持量	保持量を0%に減じる
制御棒引抜き反応度	反応度挿入曲線の傾きが最大 (4.2 ϕ /s) で一定
ナトリウムボイド反応度	炉心の核設計の不確かさ30%であることから、正值領域は $\times 1.3$ 、負値領域は $\times 0.7$
ドップラ反応度	UTOPでは燃料温度が上昇し、負値となるため $\times 0.7$
燃料の軸伸び	UTOPでは燃料温度が上昇して膨張し、負値となるため $\times 0.7$
燃料破損条件	破損燃料の移動を抑制するため、燃料溶融開始直後に破損 燃料分散による負の反応度投入を遅らせるため、50%断面溶融割合の条件で破損

不確かさの影響評価結果では、評価項目に関わる重要なパラメータである反応度に関しては、どの不確かさを考慮したとしても基本ケースと同様に即発臨界 (1.0\$) を超えることはなかった。

すなわち、不確かさの影響を考慮したとしても、起因過程は反応度及び出力の上昇は緩慢であり、部分的な炉心損傷のまま後続の遷移過程に移行する。

1. 計算コード SIMMER-IV

2. 基本ケース解析体系の概要

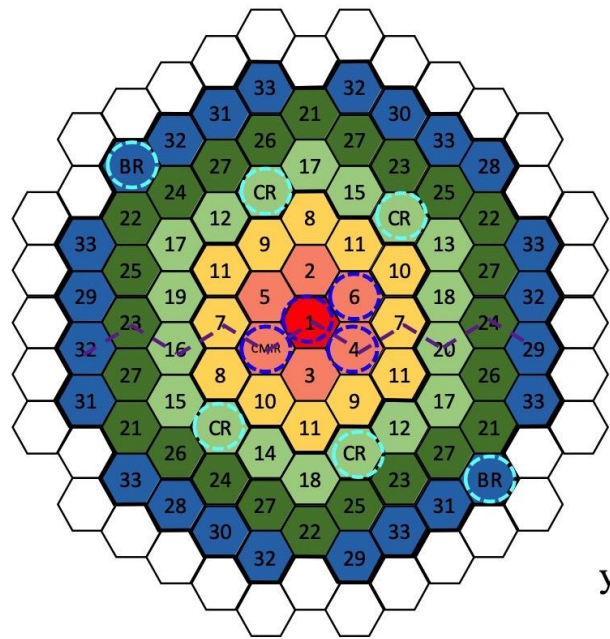
3次元直交座標（流体力学メッシュ：21×19×67）
で全炉心の崩壊挙動を解析する。

鉛直方向は低圧プレナムからカバーガス領域までを、
径方向は内側炉心から遮へい集合体までをモデル化する。

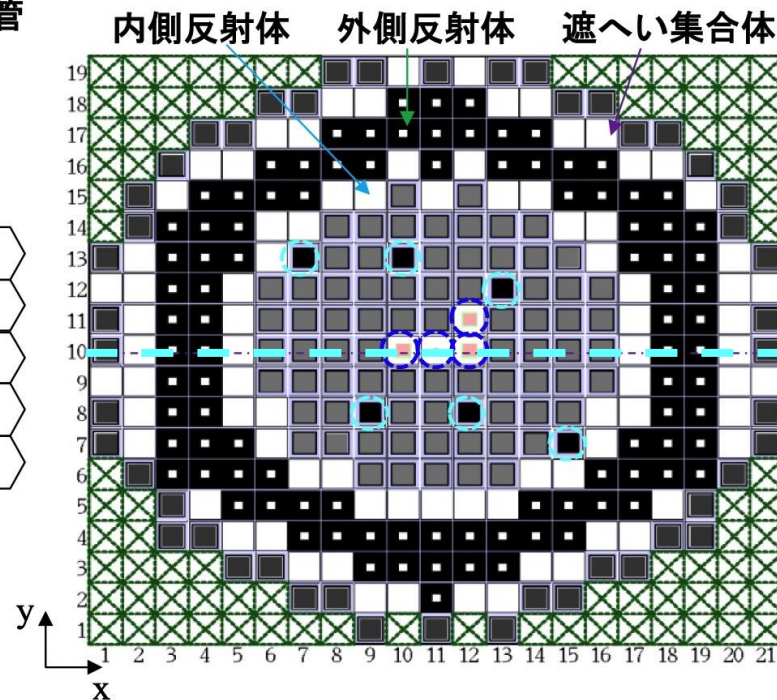
j																						i
66, 67	カバーガス					[黒色領域]										カバーガス						
54, 55	[茶色領域]					ハンドリングヘッド										[茶色領域]						
39~53	ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム		ガスプレナム			
23~38	遮へい集合体		外側反射体		内側反射体		外側炉心		内側炉心		外側炉心		内側反射体		外側反射体		遮へい集合体					
14~22	下部反射体																					
4~13	高圧プレナム																					
1~3	低圧プレナム																					
	1	2	3	4	5,6	7~15										16,17	18	19	20	21		

○: 制御棒下部案内管及び
後備炉停止制御棒下部案内管

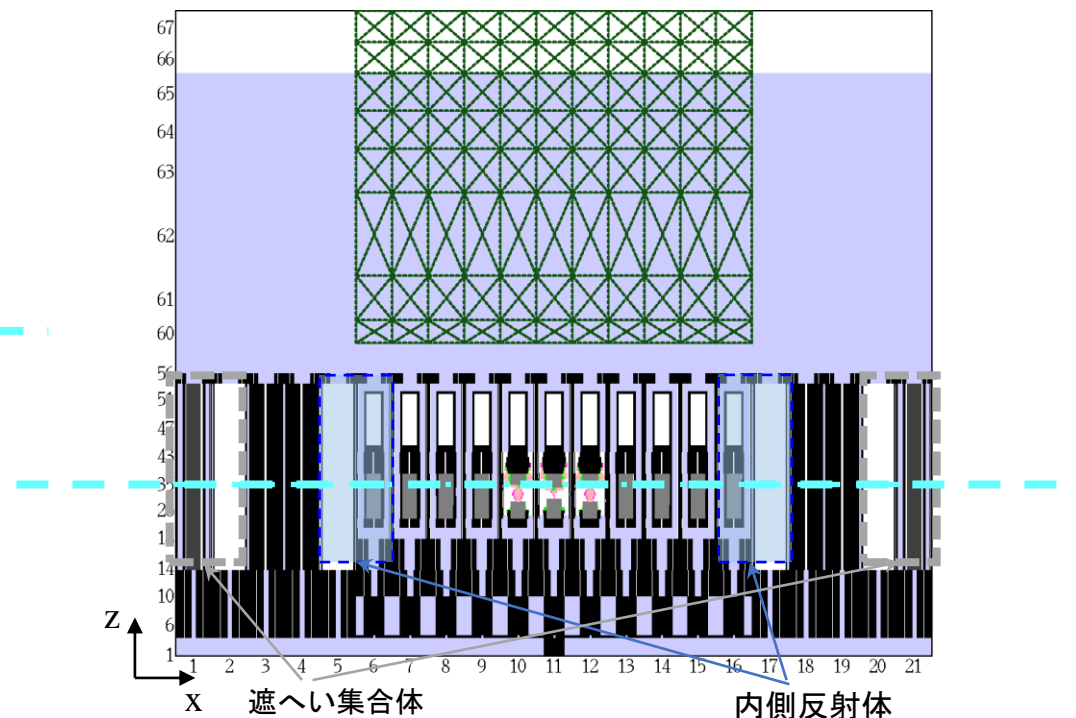
⊗: 計算除外セル



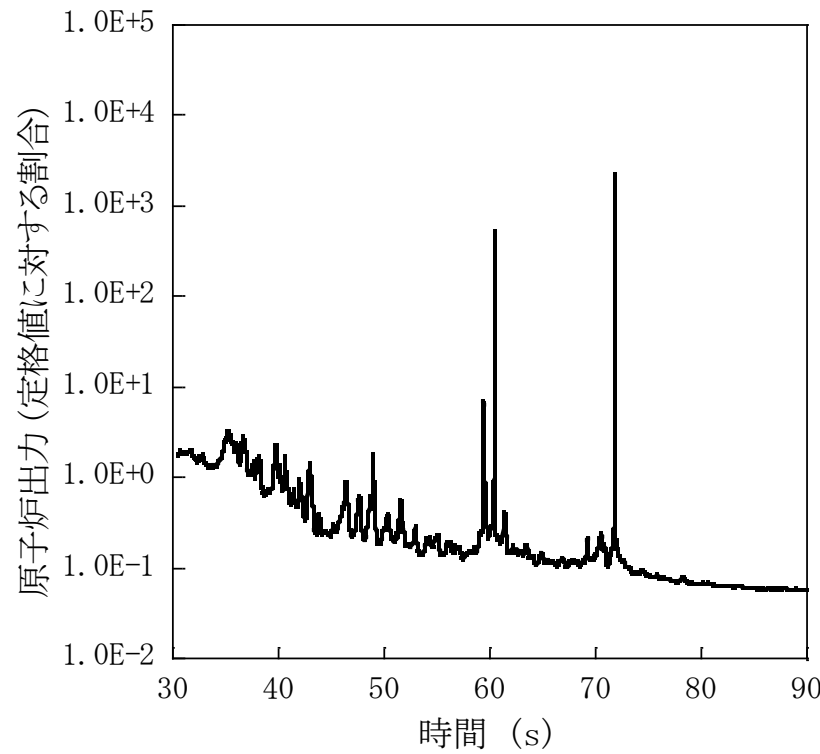
「常陽」炉心構成



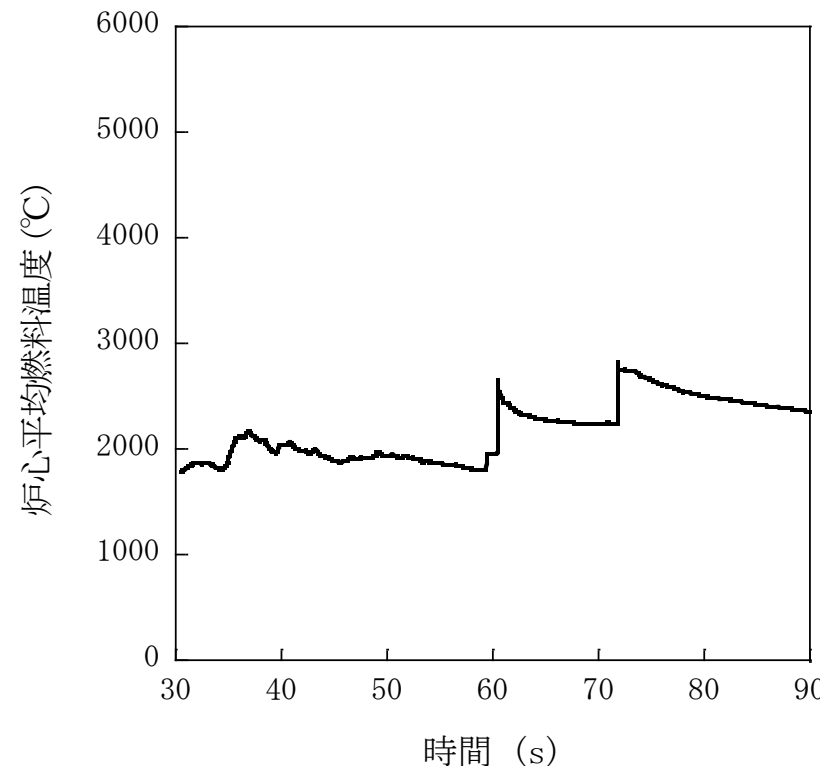
SIMMER-IV計算体系：炉心水平断面図



SIMMER-IV計算体系：炉心鉛直断面図



原子炉出力の推移



炉心平均燃料温度の推移

3. 主な解析条件

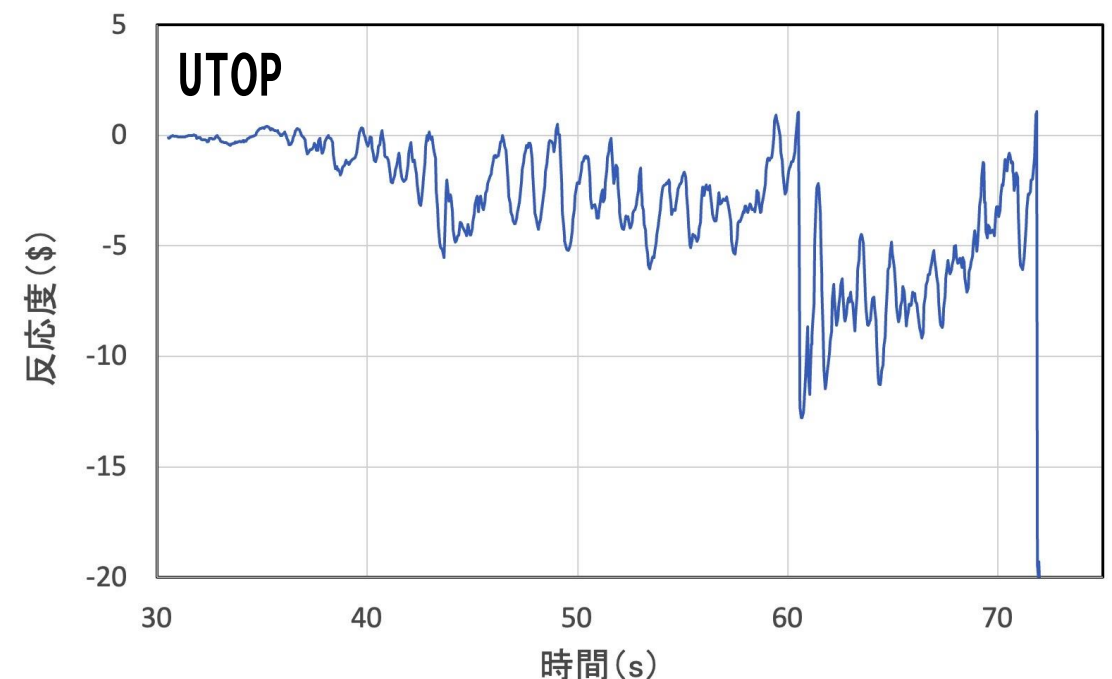
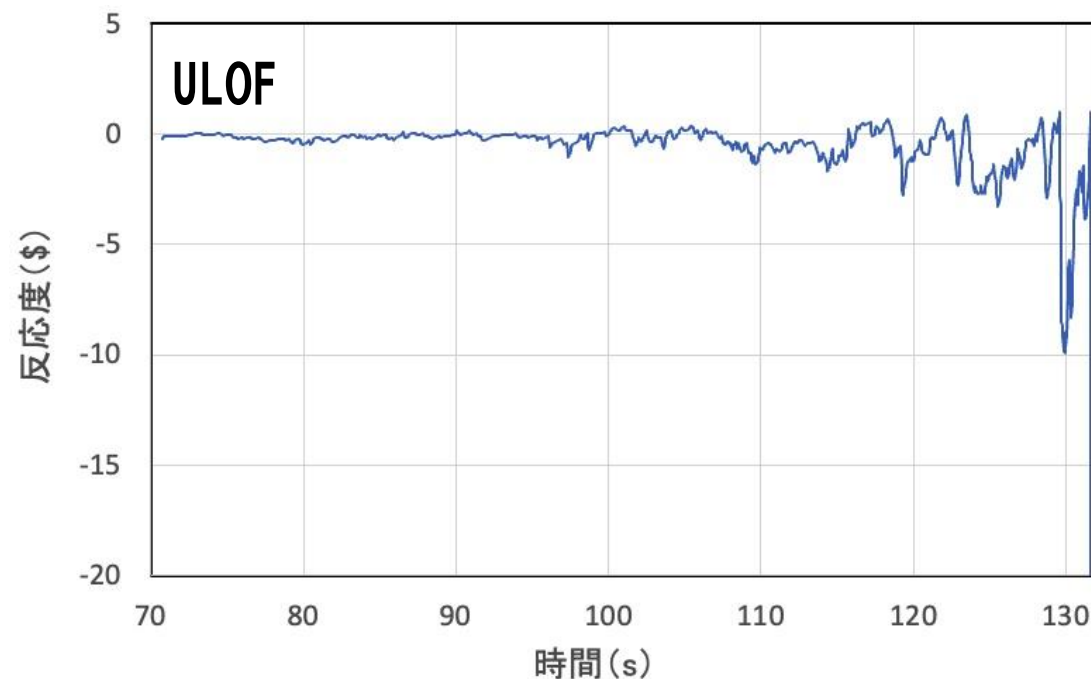
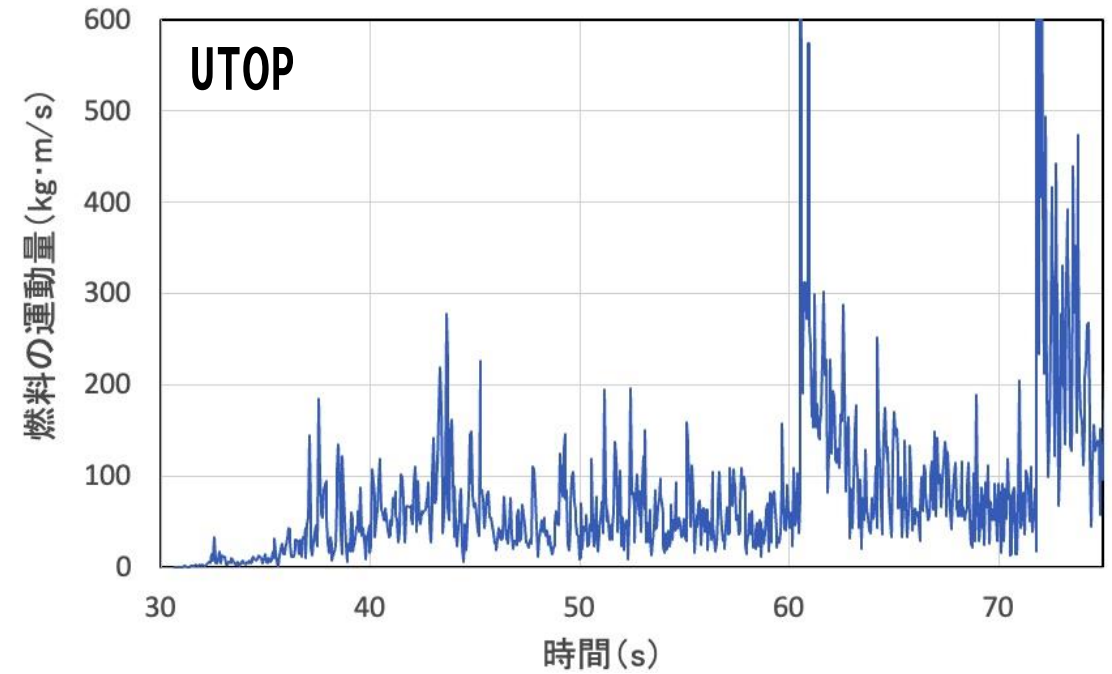
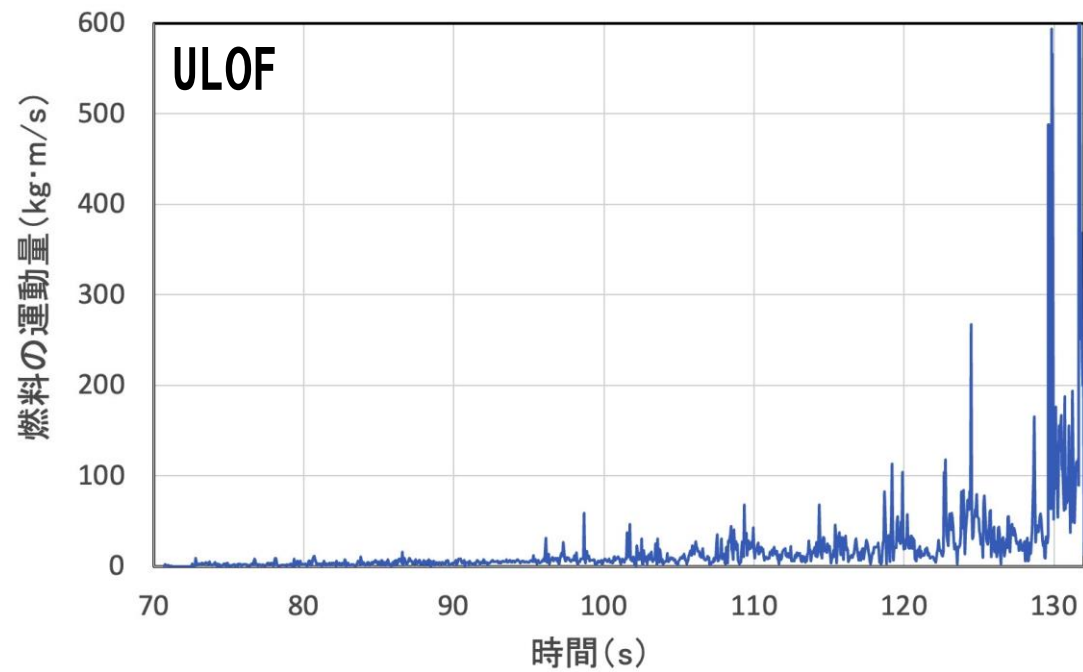
- 起因過程と同様に最大の反応度値を持つ制御棒1本が最大速度で引き抜かれるものとする。
- 健全状態で定格時冷却材流量を再現するように出入り口の圧力境界条件を設定する。その他の解析条件はULOFと同一の条件を用いる。

4. 基本ケースの主な解析結果

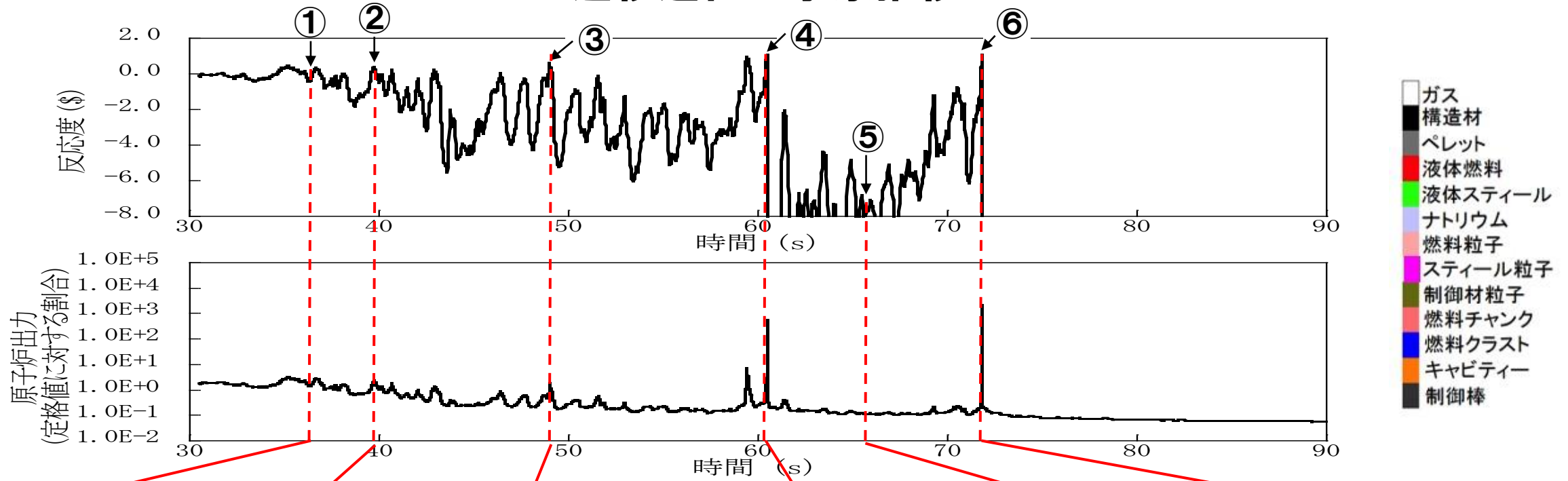
- UTOP開始から約50秒までに炉心燃料集合体の約40%が破損する。
- 1次主循環ポンプが運転を継続しているため、炉心下部の固化燃料とスチールによる閉塞が不完全な部分から流入するナトリウムとのFCIによって炉心物質が分散され、炉心下部への大規模な堆積を妨げる。このため、反応度と原子炉出力は増減を繰り返しつつも全体として低下する。
- 炉心下部への損傷燃料の堆積によって、事象開始後約60秒及び約72秒に反応度が即発臨界を超過するが、その場合でも大きなエネルギー放出に至ることはない。
- 約72秒での即発臨界超過後、ナトリウムとスチール蒸気圧によって炉心燃料の約30%が流出し、未臨界（ $-30\text{\$}$ 以下）となって核的な事象推移は終息する。このときの炉心平均燃料温度の最大値は約 $2,820^{\circ}\text{C}$ である。
- UTOP遷移過程の事象推移はULOFに比べて大きなエネルギー放出を伴うものではない。損傷した集合体の炉心下部で冷却材蒸気圧力が頻繁に発生することで炉心物質を分散させるため、炉心下部での損傷燃料の堆積を妨げられることにある。

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 事象推移のULOFとの比較

- 遷移過程解析開始からエネルギー発生までの燃料の運動量と反応度の時間変化を示す。
- UTOPでは炉心下部のFCIによる燃料分散が頻繁に発生し、炉心内の燃料の運動量、反応度ともに遷移過程の初期からULOFに比べて振幅が大きい。
- FCIが発生するのは炉心プールの下部であるため、燃料を分散させる方向に働き、燃料の堆積と燃料凝集が妨げられ、ULOFに比べて即発臨界超過によるエネルギー放出は抑制される。

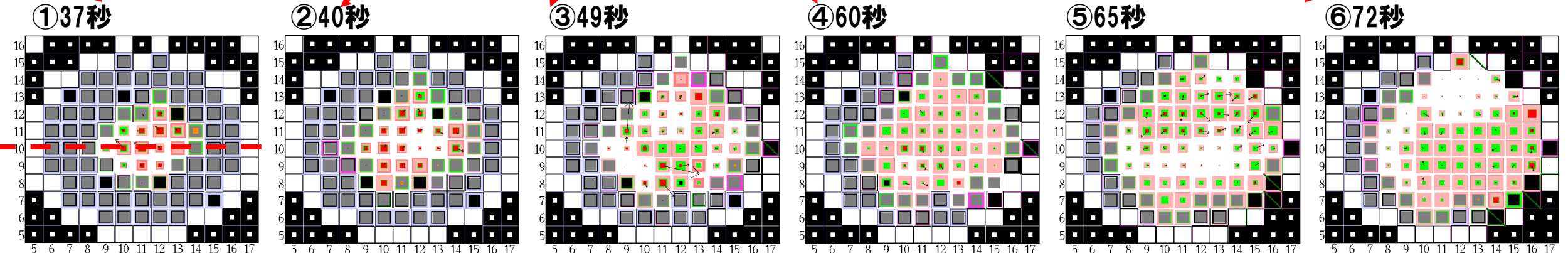


UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の事象推移

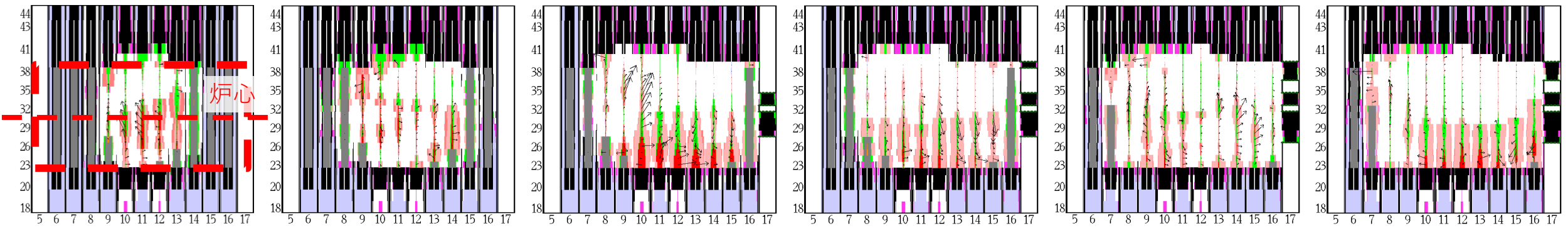


- ガス
- 構造材
- ペレット
- 液体燃料
- 液体スチール
- ナトリウム
- 燃料粒子
- スチール粒子
- 制御材粒子
- 燃料チャンク
- 燃料クラスト
- キャビティー
- 制御棒

水平断面物質分布



縦断面物質分布



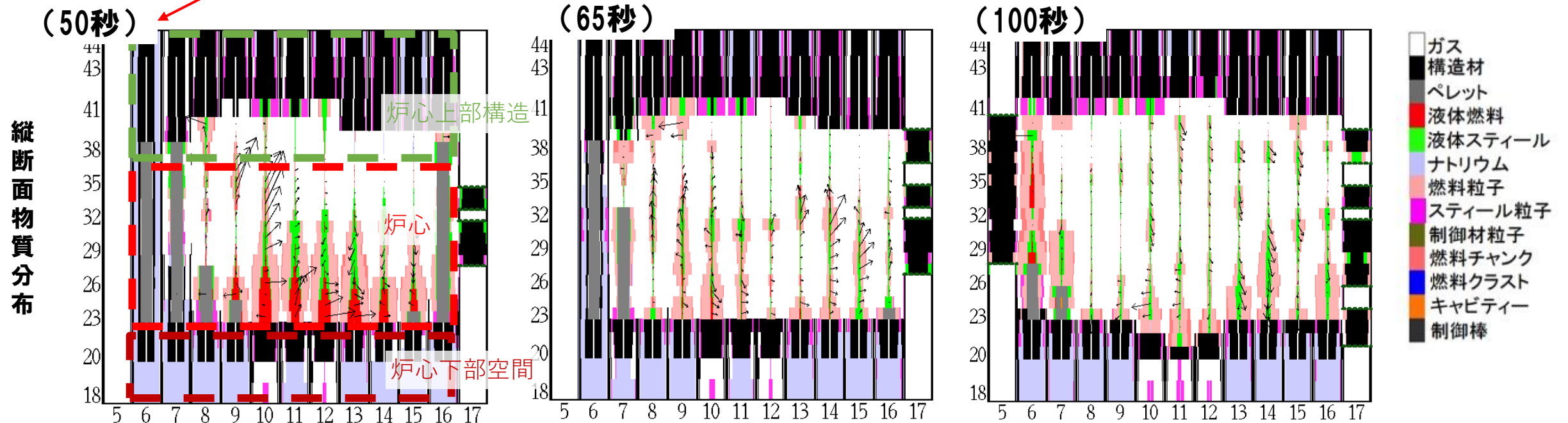
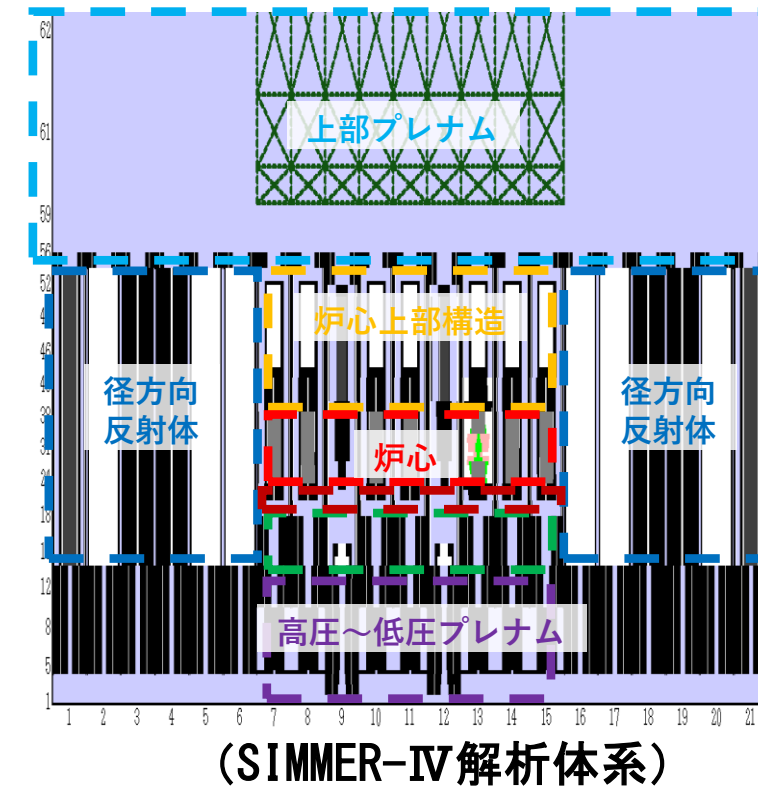
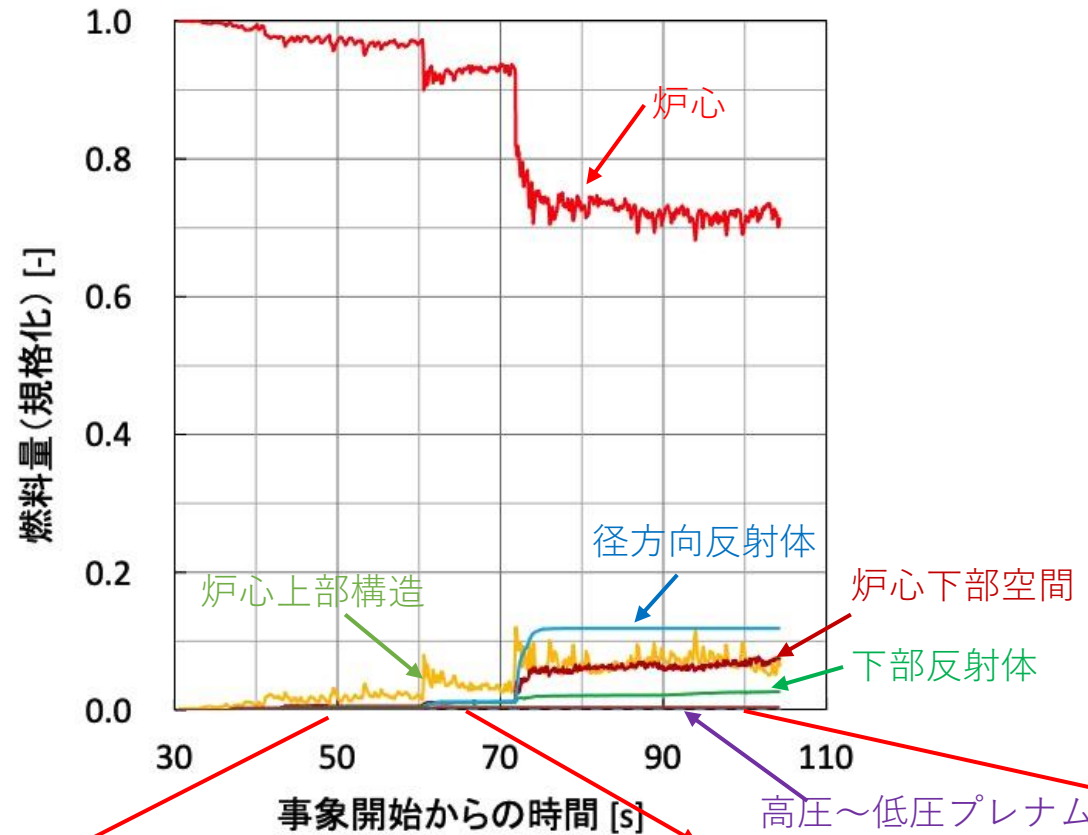
①～③ 損傷燃料は下部に堆積しようとするが、1次主循環ポンプの運転が継続しているため、炉心下部のFCIによって燃料が分散することで反応度は増減を繰り返す。約50秒までに炉心の約40%の燃料が損傷する。

④ 損傷して堆積する燃料の増加により初めて即発臨界を超過する。

⑤ 分散する燃料の増加によって反応度は-8\$程度まで低下する。

⑥ ⑤で分散していた燃料のほとんどが炉心下部に堆積し、FCI圧力で凝集することで即発臨界を超過。

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程及び遷移過程収束後の物質配位



- 約60秒の即発臨界超過によって炉心上部構造へ約10%の燃料が流出する。
- 約72秒の即発臨界超過後、径方向反射体の集合体間ギャップに約12%、炉心上部構造に約7%、炉心下部空間に約7% 流出する。反応度は約74秒で約-30\$以下となって事象推移は静定する。

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 燃料スロッシングの不確かさの影響評価の解析手法及び解析体系

5. 不確かさの影響評価

ULOFと同様に遷移過程の後期の段階で大規模な燃料移動に影響を及ぼす条件又は解析上の想定における不確かさを考慮することとする。

UTOPの遷移過程解析における不確かさ影響評価においても、FCIの発生条件に関する不確かさ影響評価と、炉心プールのスロッシングの不確かさを包絡する2次元円筒座標系を用いた解析によって炉心中心への溶融燃料の凝集移動を仮想的に発生させる不確かさ影響評価を実施した。

はじめに、SIMMER-IIIによるスロッシングの不確かさを包絡する解析ケースについて説明を行う。

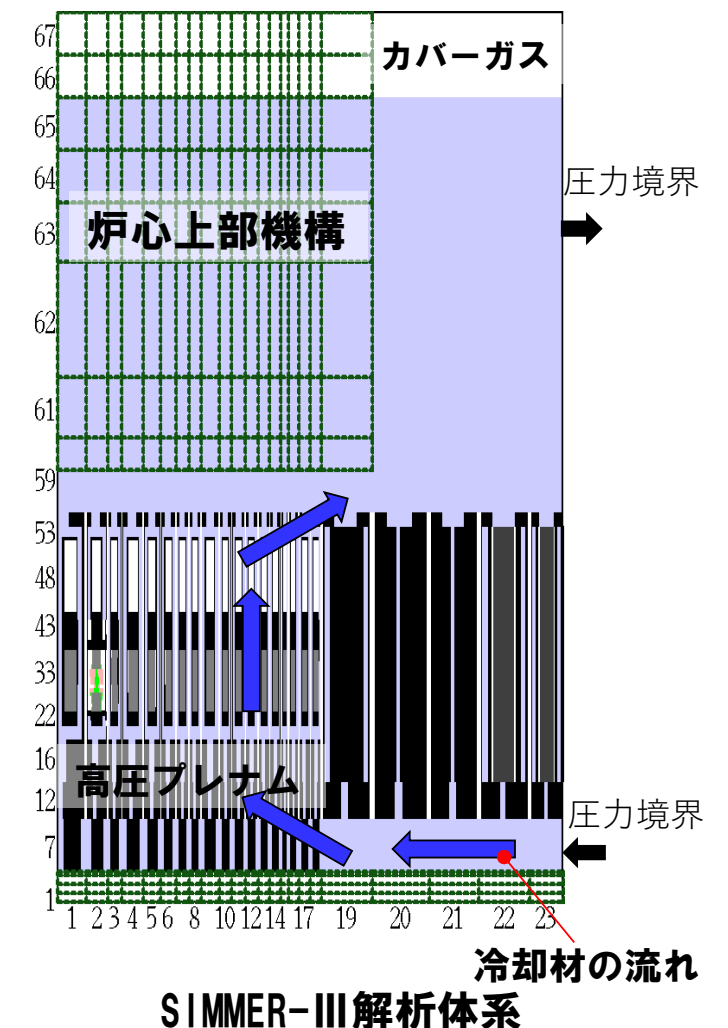
6. 計算コード

SIMMER-III

7. 解析体系の概要

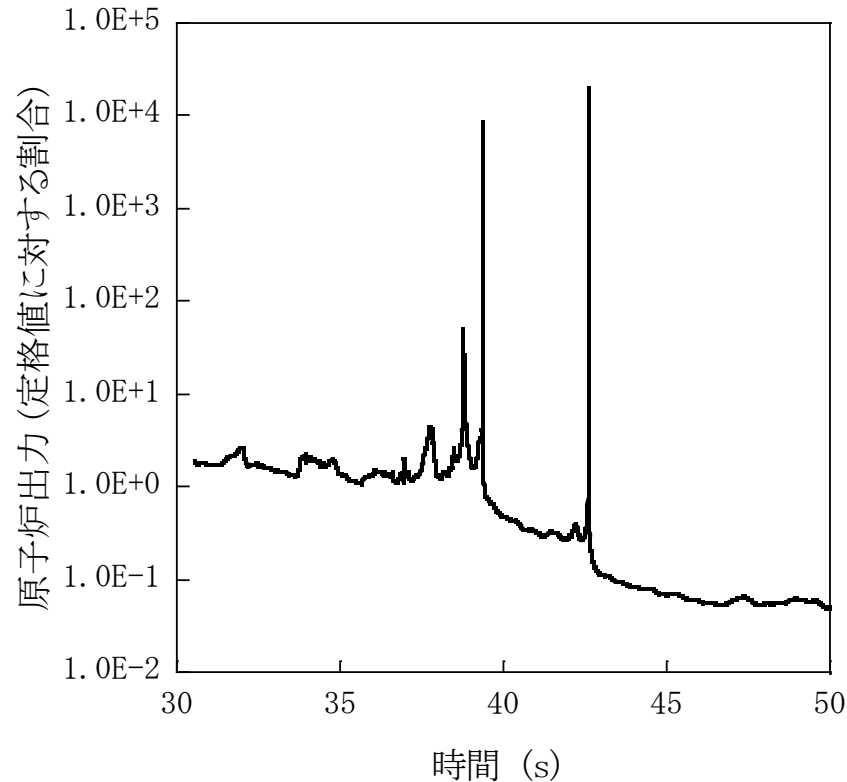
燃料移動に影響を与える物理現象の不確かさの影響を包絡的に評価することを目的として、2次元円筒座標で炉心中心への軸対称な燃料集中を強要する解析を実施した。

基本ケースにおけるB型・C型照射燃料集合体に加えて制御棒、後備炉停止制御棒も炉心燃料集合体に置き換える。

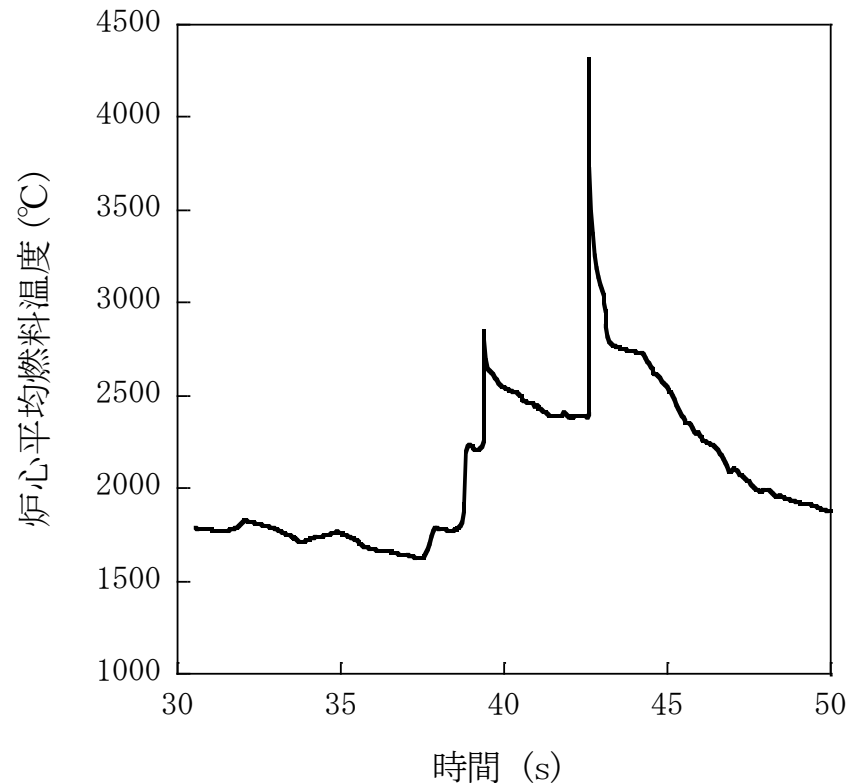


UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価

燃料スロッシングの不確かさの影響評価の解析条件及び解析結果



原子炉出力の推移



炉心平均燃料温度の推移

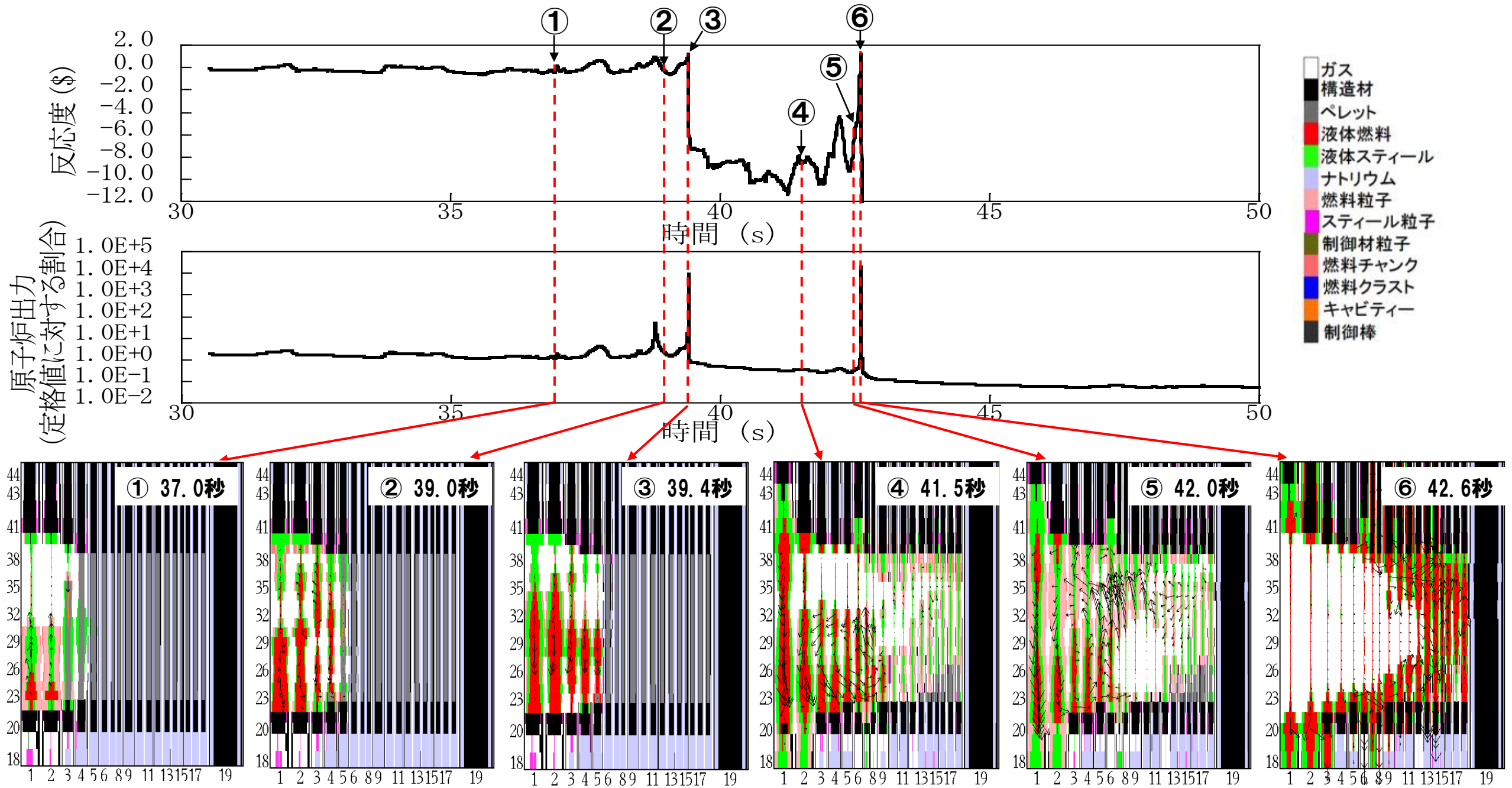
8. 主な解析条件

- 起因過程と同じく制御棒の誤引抜きによる反応度投入を想定する。
- 健全状態で定格時冷却材流量を再現するように出入り口の圧力境界条件を設定する。
- その他の解析条件はULOFと同一の条件を用いる。

9. 主な解析結果

- 外側炉心下部で発生したFCIによって炉心中心に向かう燃料凝集が発生することによって反応度が即発臨界を超過するが、炉心平均燃料温度の最大値は約4,300°Cであった。
- 2次元円筒座標系で解析するため、FCIは必ず円周周囲で同時に発生するという、燃料集中の駆動力として極めて保守的な想定になる。
- FCIは炉心下部で発生するために、燃料を炉心中心に集中させる一方で、上方に分散させる。

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 燃料スロッシングの不確かさの影響評価の事象推移



① 破損伝播と伝播先の集合体における燃料沈降により反応度上昇。

② 出力上昇によって損傷領域の拡大と燃料の溶融に至る。

③ 溶融領域に接する健全集合体のラツパ管破損に伴うFCIにより溶融燃料が炉心下部に凝集して最初の即発臨界超過が発生。

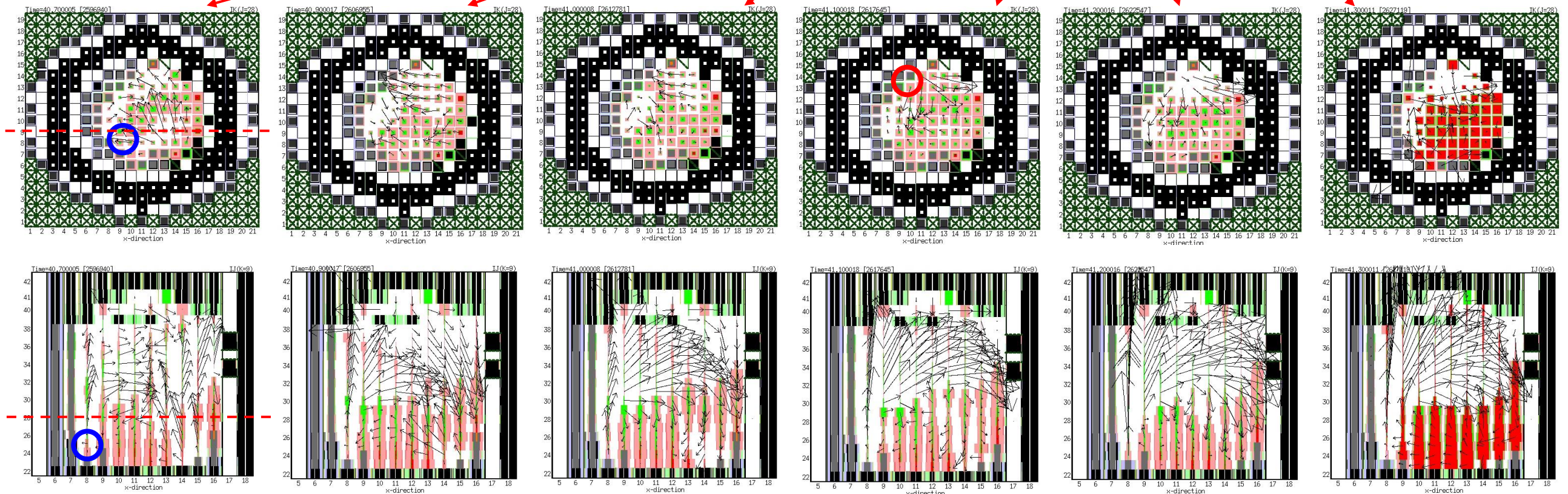
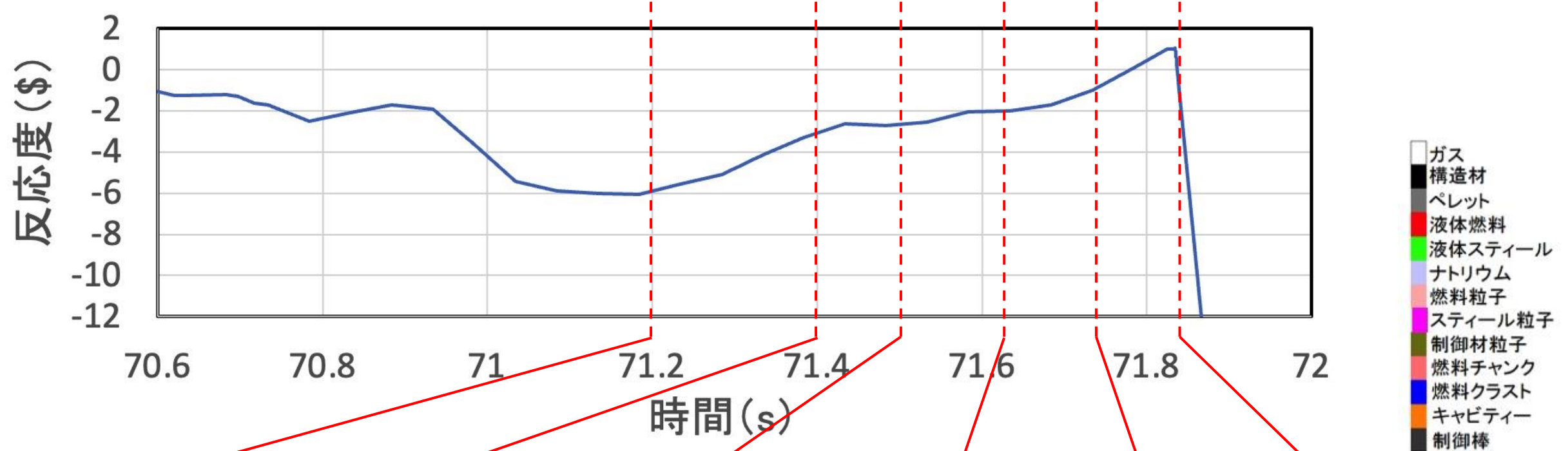
④ ③の即発臨界超過による燃料分散により反応度は-10\$程度まで低下する。

⑤ 炉心下部で発生したFCIによって炉心中心への燃料凝集が加速される。

⑥ ⑤の燃料凝集によって厳しい即発臨界超過となり、炉心上下への燃料流出によって反応度は-200\$以下に低下する。

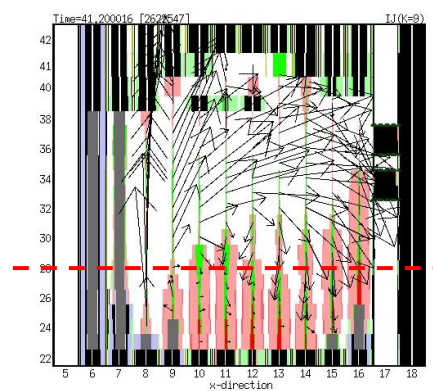
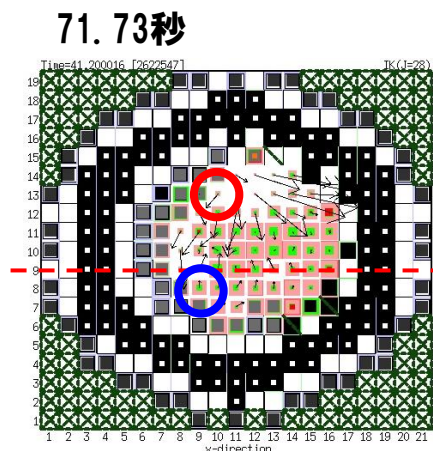
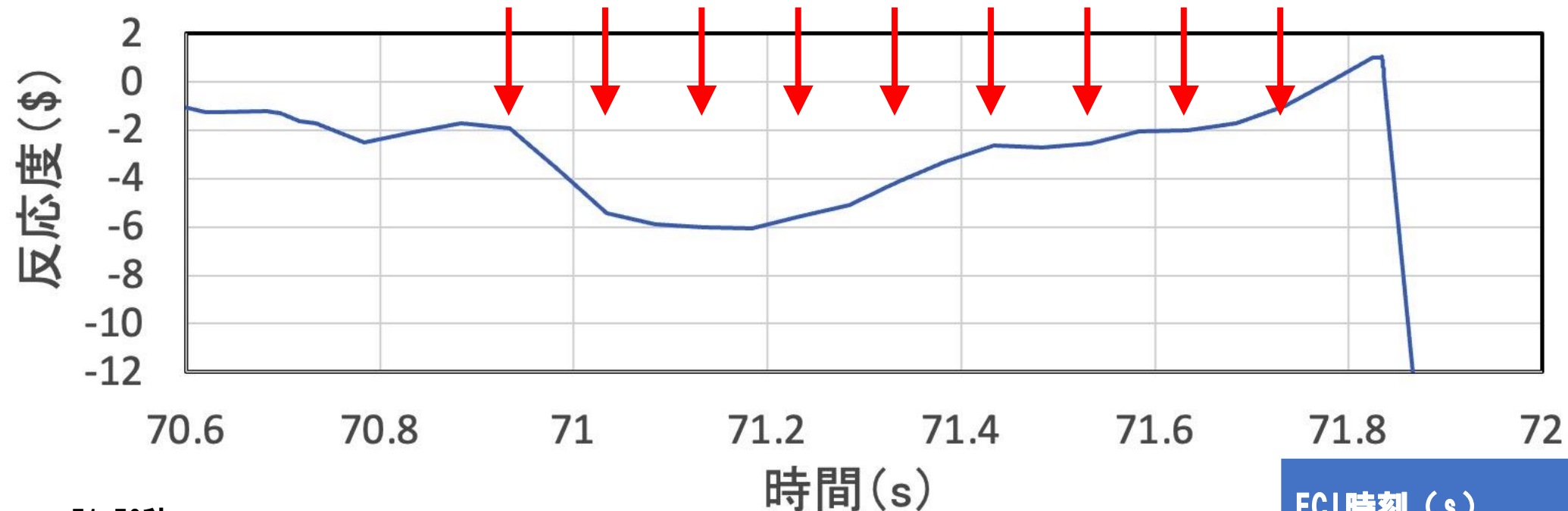
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価

FCIの不確かさの影響評価 (1/2)



- 基本ケースでは約71.2sの水平断面図左下（青丸）炉心下部のFCIで吹き上げられた炉心物質が約71.6sの水平断面図上部の炉心下部で発生したFCIによって水平断面図右下の炉心下部に集中することで、即発臨界を超過した。

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 FCIの不確かさの影響評価 (2/2)



■ ガス
 ■ 構造材
 ■ ペレット
 ■ 液体燃料
 ■ 液体スチール
 ■ ナトリウム
 ■ 燃料粒子
 ■ スチール粒子
 ■ 制御材粒子
 ■ 燃料チャンク
 ■ 燃料クラスト
 ■ キャビティー
 ■ 制御棒

- 基本ケースでは約71.2sの水平断面図左下（青丸）炉心下部のFCIで吹き上げられた炉心物質が約71.6sの水平断面図上部のFCIによって水平断面図右下の炉心下部に集中することで、即発臨界を超過。
- この燃料集中を加速する水平断面図左上（赤丸）の炉心下部で約80atm程度のFCIを強制的に発生させる。時間は上図の矢印で示す70.93～71.73sまで0.1s間隔とする。

FCI時刻 (s)	炉心平均燃料温度 (°C)
基本ケース	約2,820
70.93	約2,750
71.03	約2,950
71.13	約3,600
71.23	約2,840
71.33	約3,410
71.43	約2,830
71.53	約3,060
71.63	約3,190
71.73	約2,750
スロッシング不確かさの影響評価 ケース	約4,300

2. 解析条件

- 本解析の基本ケースでは、遷移過程まで標準的な条件を用いて事象推移を解析し、炉心部での熱エネルギーの発生を解析したケースにおいて炉心平均燃料温度が最大となる時点の炉心の物質及び温度配位を用いる。
- これらの不確かさの影響評価の結果、機械的応答過程に最も大きな影響を持つ不確かさは遷移過程までの事象推移における不確かさ、すなわち解析初期条件としての放出熱エネルギーの大きさであると考えられる。
- 不確かさの影響評価ケースの機械的エネルギーは約2.3MJとなった。これはULOF (i) の不確かさの影響評価ケースの約3.6MJよりも小さく、UTOPの原子炉容器の構造応答、回転プラグの応答及びナトリウム噴出量はULOFの解析結果に包絡される。

	基本ケース	不確かさの影響評価ケース
炉心部の物質及び温度配置	遷移過程の基本ケースにおいて、炉心平均燃料温度が最大となる時点の物質及び温度配置	遷移過程の解析においてエネルギー発生に大きな影響を与える不確かさの影響を考慮したケースにおいて、炉心平均燃料温度が最大となる時点の物質及び温度配置
炉心平均燃料温度	接続時：2,820℃	接続時：4,300℃
炉心平均スチール温度	接続時：1,455℃	接続時：2,207℃
カバーガス圧力	0.1 MPa	0.1 MPa
機械的エネルギー	約1.9MJ	約2.3MJ

まとめ

- 「常陽」のUTOPにおける著しい炉心損傷後の事象推移解析を実施し、格納容器破損防止措置の有効性評価を行った。
- 起因過程及び遷移過程の評価から、即発臨界超過時のエネルギー放出は不確かさを考慮してもULOFよりもはるかに小さい（炉心平均燃料温度の最大値はFCIの不確かさの影響評価ケースで約3,600℃、燃料スロッシングの不確かさの影響評価ケースで約4,300℃）。このため、発生する機械的エネルギー、原子炉容器の構造応答、回転プラグの応答及びナトリウム噴出量はULOFの解析結果に包絡される。
- 燃料スロッシングの不確かさの影響評価ケースで発生した機械的エネルギーは約2.3MJである。これはULOF（i）の約3.6MJよりも小さい。すなわち即発臨界超過によるエネルギー放出が発生した場合でも原子炉冷却材バウンダリの健全性は保たれ、ナトリウムの漏えいや格納容器（床上）への噴出は生じず、ナトリウム燃焼等に対して格納容器の健全性は維持される。
- UTOPではULOFよりも大きな1次冷却材流量が確保されることから、原子炉容器内で再配置した燃料及び炉心残留燃料の冷却もULOFに比べて容易である。したがって、本事象においても原子炉冷却材バウンダリの健全性に影響を及ぼすことはない。
- 以上より、出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故を想定しても格納容器の破損は防止され、施設からの多量の放射性物質等の放出は防止される。

No. 232 MK-II自然循環試験解析で空気冷却器の空気温度及び空気流量を境界条件に設定している。MK-IIIでは主冷却器を交換しており、この影響も含め、「常陽」の実機データによる検証ともんじゅのデータによる検証の組み合わせの適切性も考慮して、自然循環を評価する上での妥当性を十分に説明すること。

Super-COPDにおける妥当性確認 有効性評価への空気冷却器解析モデルの適用性

【「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析における風量の計算方法】

- 強制通風の場合、送風機回転数を入力条件として設定し、送風機特性から得られる送風機吐出圧、及び熱計算から得られる浮力を駆動力として、空気冷却器内の伝熱管群やダクト等の圧力損失を加味して、運動方程式を解くことで計算している。
- 自然通風の場合、送風機は停止するため送風機吐出圧はゼロとなり、熱計算から算出される浮力を駆動力とし、空気冷却器内の圧力損失により運動方程式を解いて風量が計算されている。

【有効性評価への適用性】

- 「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析において、上記の計算方法に従い風量が計算され、空気冷却器の除熱特性が良く再現できている。
- 「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」の試験解析における空気冷却器では、設計仕様（実機特性）に基づいた送風機特性及び伝熱管等の幾何形状に関わる圧力損失特性を用い、「常陽」MK-II自然循環試験」の解析と同じ解析モデルで風量が計算されている。「もんじゅ」での試験解析の結果、空気冷却器の除熱特性が良く再現できている。
- MK-IVでの有効性評価の解析では、「常陽」MK-II自然循環試験」及び「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」の試験解析と同じ空気冷却器の解析モデルを使用し、設計仕様（実機特性）に基づいた送風機特性及び圧力損失特性を用いて風量の計算を行っている。
- なお、MK-IVの空気冷却器（主冷却機）はMK-IIから変更されており、変更箇所の圧力損失特性はMK-IIの解析と同様に設計仕様（実機特性）に基づいて設定している。MK-IVでの有効性評価における自然通風時の解析では、伝熱部と入口ベーンの圧力損失特性が重要となる。MK-IVの伝熱部では、伝熱管の段数の違い（伝熱管形状はMK-IIと同じ）を考慮した圧力損失特性を設定し、入口ベーンでは実機で確認された圧力損失特性を設定することで、MK-IVの空気冷却器の実機特性を模擬している。
- 以上のことから、Super-COPDの空気冷却器の解析モデルは、有効性評価に適用することが可能であると判断している。

Super-COPDにおける機能検証（空気冷却器）

「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性試験）（1/2）

「「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性確認試験）」の解析により、空気冷却器に関わる解析モデルの機能検証を実施した。

■ 試験の概要

- ✓ MK-III改造工事では主送風機を交換したことから、これを起動する原子炉熱出力と操作手順を決定するため、原子炉熱出力をパラメータとして、主送風機起動に関する一連の操作と冷却材温度との関係を確認した。

■ 機能検証の対象モデルと確認方法

- ✓ 有効性評価の解析では、主冷却器出口ナトリウム温度の制御は、自然通風、出入口ダンパ全開、入口ベーン開度制御（0%から9.5%の範囲）となる。入口ベーン開度が同範囲となる試験を対象として機能検証を実施した。
- ✓ 空気冷却器出口ナトリウム温度及び除熱量（空気冷却器出入口ナトリウム温度及びナトリウム流量から算出）を比較し、『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の妥当性を確認した。

Super-COPDにおける機能検証（空気冷却器）

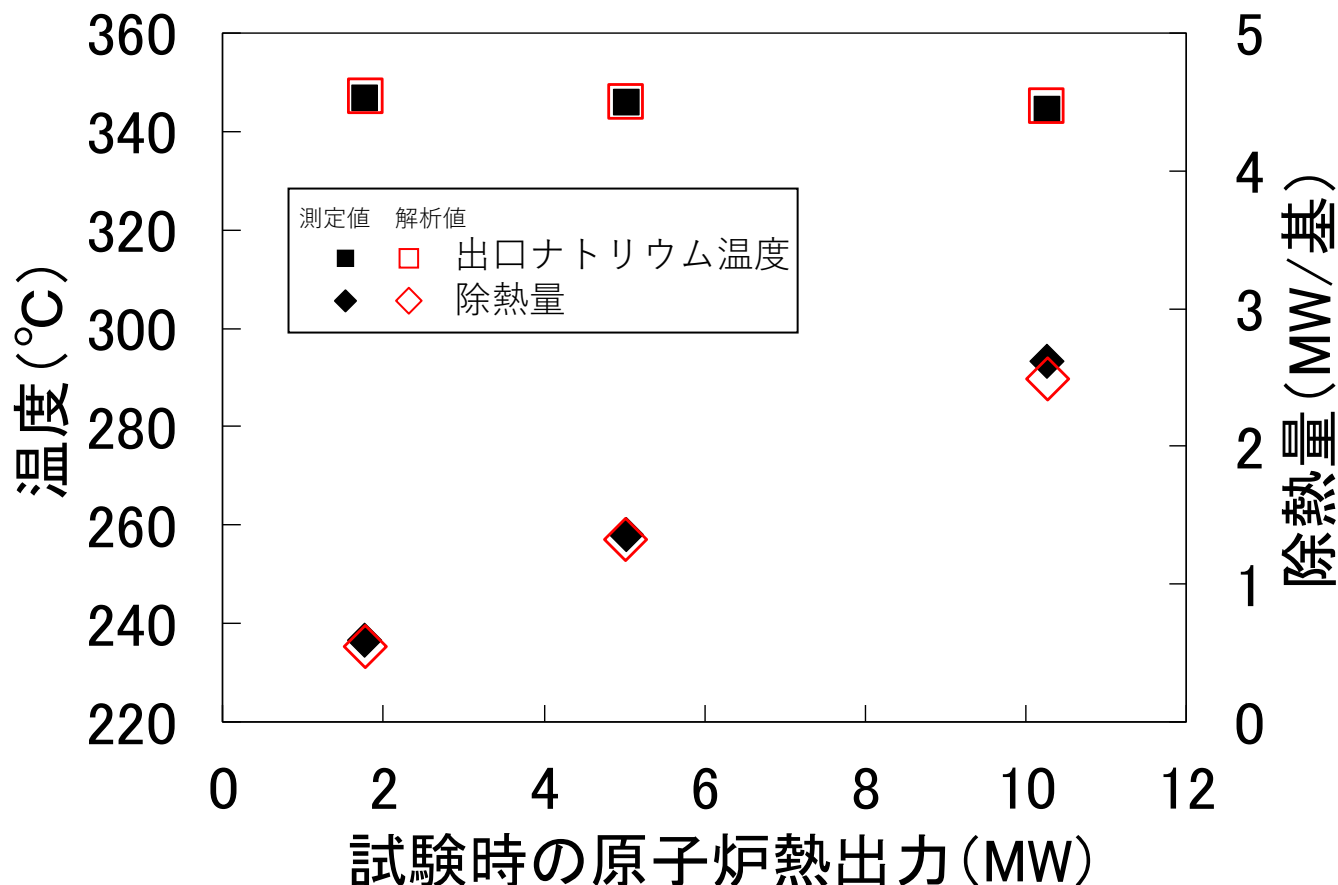
「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性試験）（2/2）

■ 解析条件

- ✓ 空気冷却器の解析モデル『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』を単体で使用。
- ✓ 解析ケース及び境界条件を右表に示す。

解析ケース	原子炉熱出力 (MW)	境界条件			
		Na側		空気側	
		入口温度 (°C)	流量 (kg/s)	入口温度 (°C)	入口ペーン開度 (%)
ケース1	2	350	165	26	2.0
ケース2	5	352	164	26	4.4
ケース3	10	357	165	26	9.2

■ 解析結果



- ✓ 空気冷却器出口ナトリウム温度が、試験結果と一致（実機の空気冷却器における除熱量を再現）
- ✓ 『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の妥当性を確認

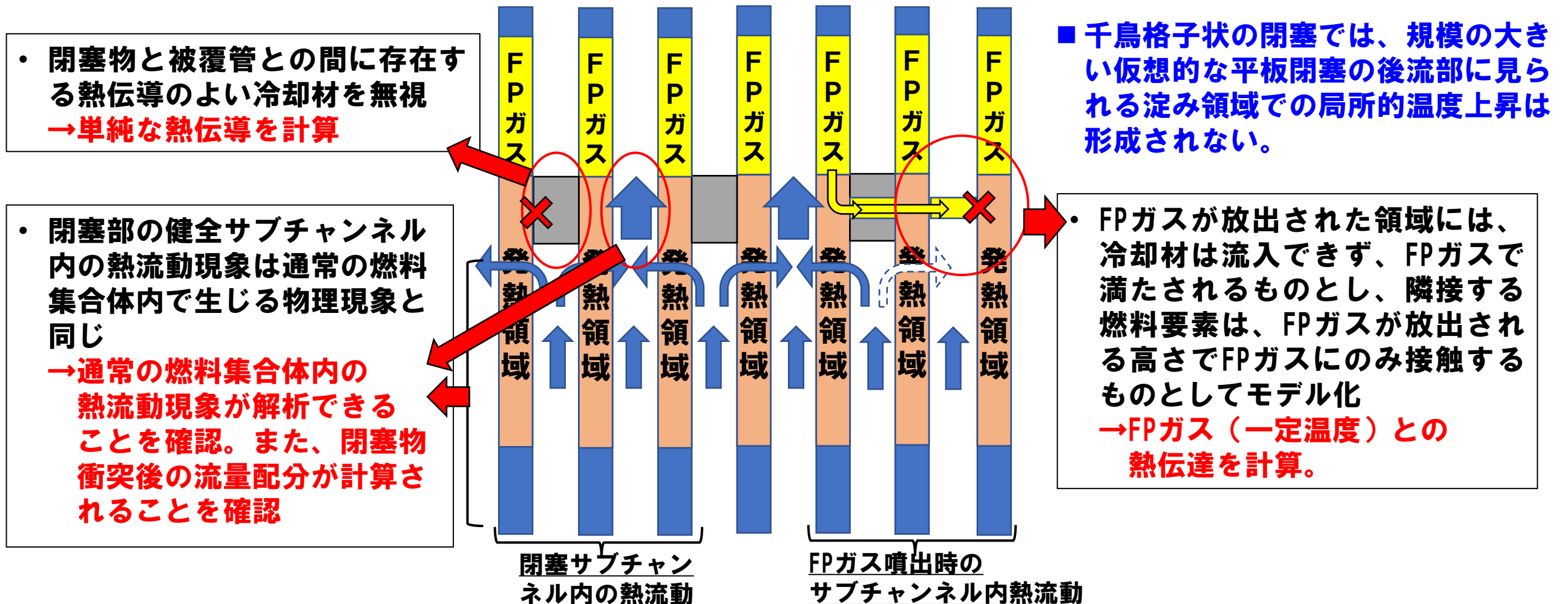
No. 234 ASFREの妥当性確認に関し、閉塞物を模擬した体系での検証解析を実施していないことについて、閉塞のない体系での妥当性確認で必要な要件を満足することを閉塞物高さの想定も含めて説明すること。

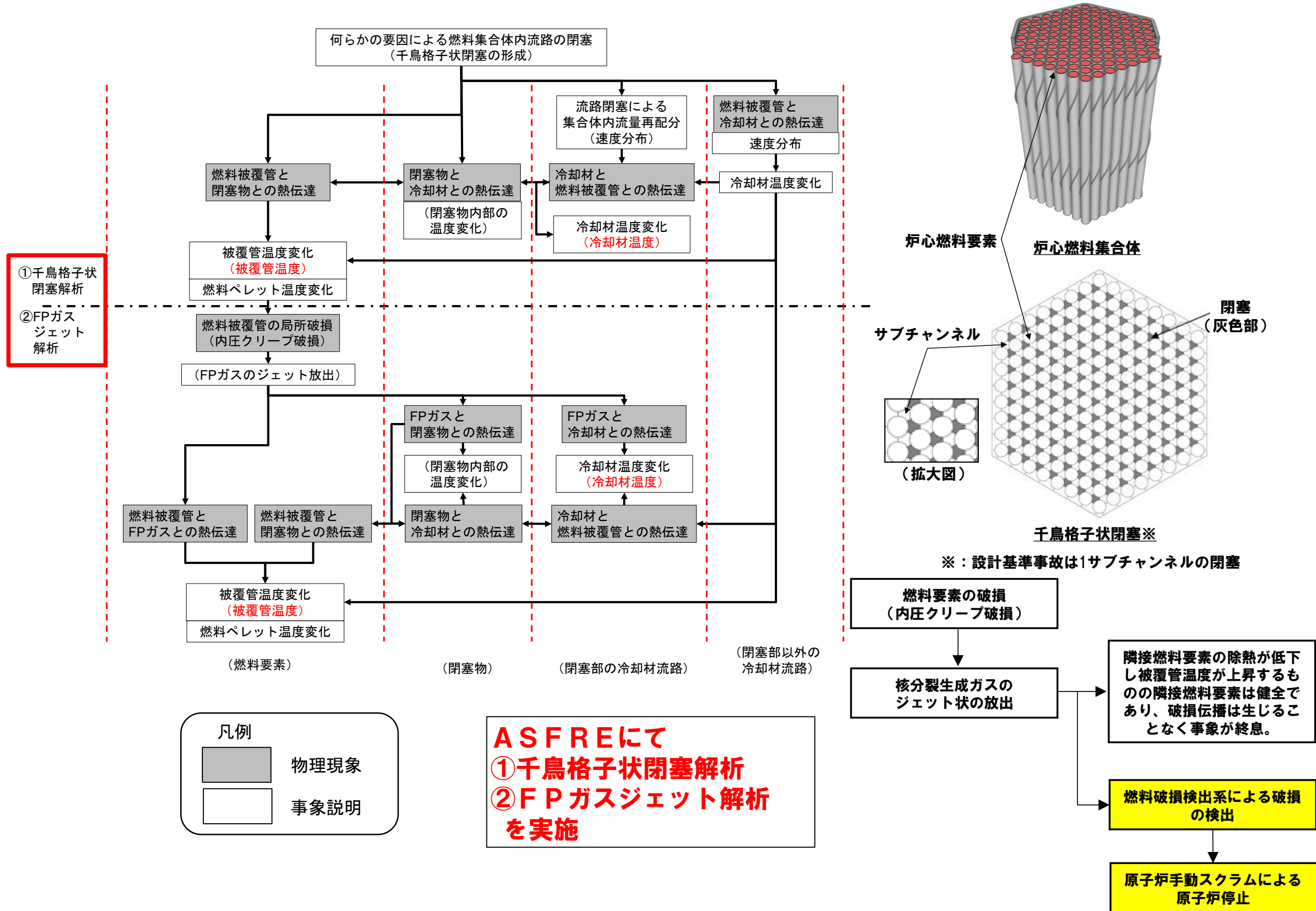
ASFREによるLFの有効性評価への適用性

解析条件の設定と考慮すべき物理現象について

本評価事故シナリオでは、実験的知見（微小粒子による燃料集合体内の閉塞）に基づいて千鳥格子状の閉塞を想定した（「第13条（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止）に係る説明書 別紙18」参照）。閉塞条件として以下の保守側の設定としている。

- ✓ 閉塞位置：被覆管温度が最も高くなる発熱上端部に閉塞を設定
- ✓ 初期温度：閉塞がない状態で燃料要素内の最高温度が熱的制限値となる保守的な条件を設定
- ✓ 閉塞形態：閉塞内部に熱伝導のよいナトリウムが存在しない中実の閉塞として設定
- ✓ 閉塞物の高さ：スペーサワイヤの巻きピッチの1/3に設定
- ✓ FPガス放出：上部ガスプレナム内のFPガスが放出し、燃料被覆管が常に覆われ、FPガスによりナトリウムが通過できないものとして設定





ASFREによるLFの有効性評価への適用性

重要な物理現象と有効性評価への適用性について

重要な物理現象として、「被覆管温度変化」、「冷却材温度変化」、「速度分布」を抽出し、「常陽」及び「もんじゅ」の模擬燃料集合体水流動試験（圧力損失測定試験）及びPLANDTL-37試験（模擬燃料集合体温度分布計測試験）を対象とした試験解析等により妥当性を確認した。以下により、閉塞体系での試験解析を行わずとも、LFの有効性評価に適用可能であると判断した。

(1) 被覆管温度変化

被覆管内の『熱伝達モデル』は個別に検証済み。PLANDTL-37試験解析により『熱伝達モデル』の妥当性を確認した。また、FPガスの噴出に係る解析では、FPガスが噴出する高さでガスジェットの広がりを考慮し、噴出箇所と同一の高さで、閉塞物の一部と隣接する健全流路の一部をFPガスに置き換えた解析を実施する。FPガスに置き換えた領域は、常にFPガスが供給されることから噴出するFPガス温度で一定の静止領域（流動を考慮しない）として扱うとともに、冷却材の通過がない状態とした。FPガスと被覆管表面との間の熱伝達を計算し、FPガスが衝突する被覆管表面の温度を計算する。この伝熱計算は、健全状態の燃料集合体の被覆管温度と冷却材との『熱伝達モデル』の取扱いと違いはない。本解析モデルは、「被覆管温度変化」の評価に適用できる。

(2) 冷却材温度変化

PLANDTL-37試験解析により、『熱伝達モデル』及び『乱流モデル』の妥当性を確認した。「常陽」の燃料集合体の仕様とは異なるが、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。したがって、本解析モデルは、「冷却材温度変化」の評価に対して適用できる。

(3) 速度分布

模擬燃料集合体水流動試験解析及びPLANDTL-37試験解析により、『圧力損失モデル』及び『乱流モデル』の妥当性を確認した。「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なる試験であっても、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。また、ASFREで計算する千鳥格子状閉塞では、閉塞物を設定したサブチャンネルでは、流路が完全に塞がれ、冷却材が通過することができない。このため、冷却材は、閉塞領域の健全なサブチャンネル内を通過する。サブチャンネル内の熱流動の計算は、閉塞物を設定しない通常の燃料集合体内のサブチャンネルと変わらない取扱いとなる。なお、千鳥格子状閉塞を含む燃料集合体での解析において、燃料集合体内を通過する冷却材の質量流量が各断面で保存されることを確認（流量配分が正しく行われていることを確認）した。よって、本解析モデルは「速度分布」の評価に対して適用できる。

No. 156 第一使用済燃料貯蔵建物及び第二使用済燃料貯蔵建物の貯蔵設備におけるリスクについて説明すること。

注)
第53条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）の使用済燃料の損傷が想定される事故として、原子炉附属建物使用済燃料貯蔵設備（水冷却池）における「使用済燃料貯蔵設備冷却機能喪失事故」及び「使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故」を選定し、使用済燃料の損傷を防止するための措置（可搬式ポンプ及びホースによる水冷却池への水の供給、水冷却浄化設備サイフォンブレイカーによる水冷却池からの水の漏えい量の抑制）を講じるものとしている。

第一使用済燃料貯蔵建物及び第二使用済燃料貯蔵建物の貯蔵設備におけるリスクについて

- 第一使用済燃料貯蔵建物（第1SFF）及び第二使用済燃料貯蔵建物（第2SFF）の貯蔵設備におけるリスクについて評価することを目的として、何らかの原因により両建物の水冷却池の冷却水が喪失することを仮想し、使用済燃料の健全性及びスカイシャインガンマ線による敷地境界における実効線量について評価した。以下に示すように、使用済燃料の健全性は確保されるとともに、スカイシャインガンマ線による敷地境界における実効線量は5mSv（7日間）を下回ることから、リスクは小さいと判断できる。

【使用済燃料の健全性】

建物	缶詰缶封入水温度
第1SFF	75.7℃
第2SFF	74.5℃

使用済燃料が健全であることの判断基準

： 缶詰缶の封入水が沸騰しない温度として、缶詰缶封入水温度が100℃未満

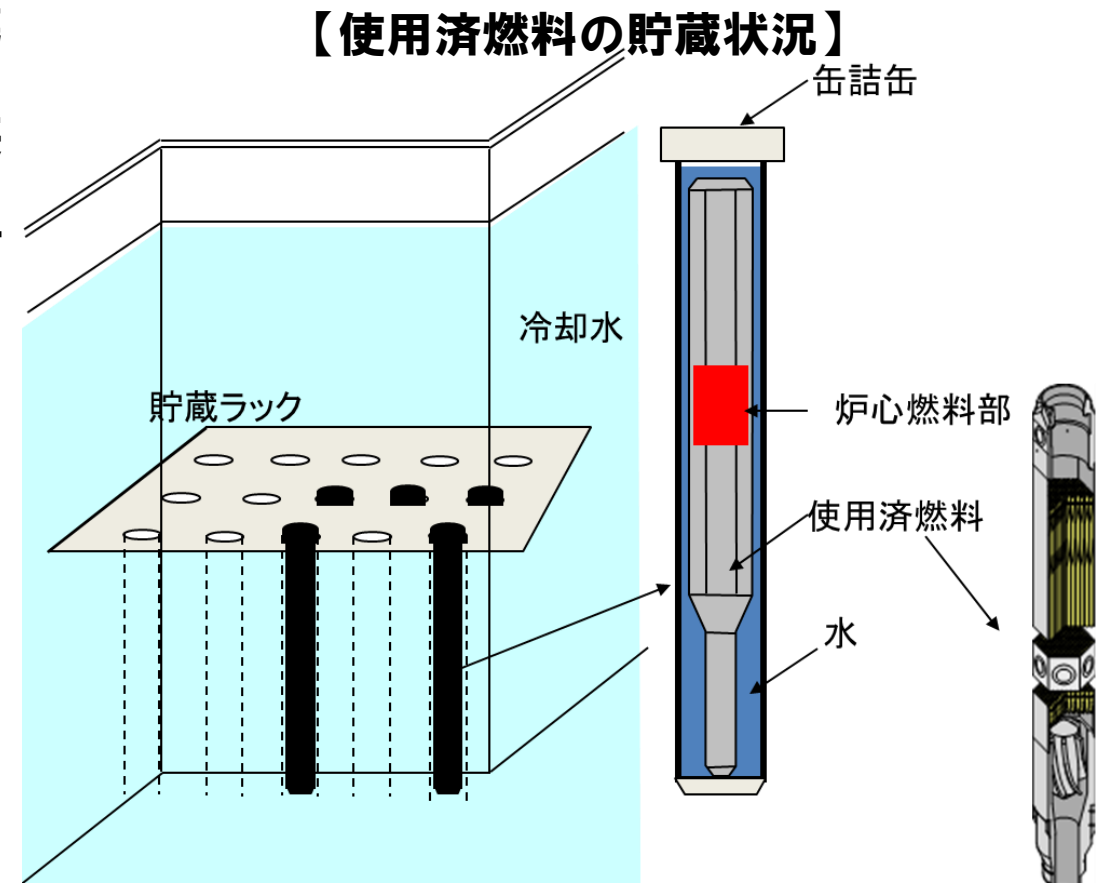
使用済燃料の健全性は確保される。

【スカイシャインガンマ線による敷地境界における実効線量】

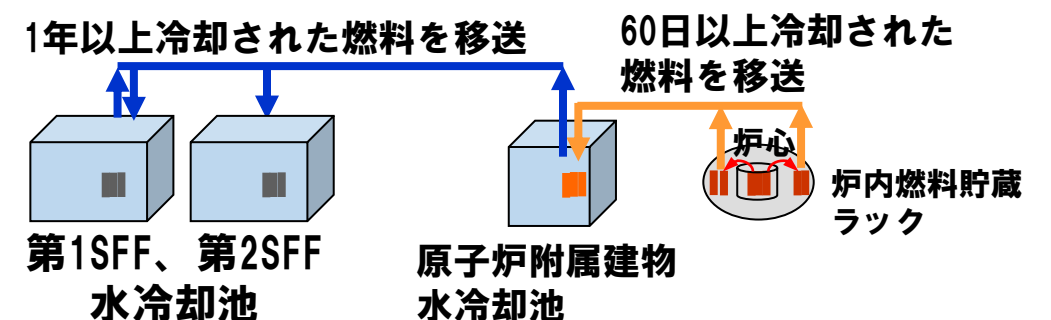
評価点		実効線量
方向	敷地境界までの距離 (km)	合計 (7日間) (mSv)
第2SFFの東方向	0.18	1.9

リスクが小さいことの判断基準：5mSv（7日間）

リスクは小さいと判断できる。



- 第1SFF及び第2SFFの水冷却池では、缶詰缶に封入された使用済燃料を貯蔵。なお、缶詰缶は、水で満たされている。
- 第1SFF又は第2SFFに移送される使用済燃料は、炉内燃料貯蔵ラックにおいて60日以上、原子炉附属建物水冷却池で1年以上冷却貯蔵されたものが対象。



【使用済燃料の健全性評価に係る条件等（1/2）】

＜崩壊熱計算条件＞

- FPGS-3コードを使用。燃料集合体は、最高燃焼度に到達しているものとし、適切な冷却期間を考慮するとともに、10%の余裕を見込んで崩壊熱を評価。
- 既貯蔵中燃料集合体に係る崩壊熱（合計）は、**第1SFF：約24kW、第2SFF：約3kW。**

貯蔵箇所	最大貯蔵体数	既貯蔵体数*1 (燃料)
第1SFF	600 体	500 体
第2SFF	350 体	228 体

*1 照射後試験で解体されて缶詰缶に封入されたものを含む(1缶を1体とする)。

- ※ 燃料集合体1体当たりの崩壊熱評価
 - MK-III：約63W（冷却期間：最短の約15年を使用*2）
 - MK-II：約60W（冷却期間：最短の約22年を使用*2）
 - MK-I：約22W（冷却期間：最短の約41年を使用*2）

*2 2023年3月の運転再開を想定。

- 今後貯蔵される燃料集合体に係る崩壊熱（合計）は、**第1SFF：約21kW、第2SFF：約25kW。**

- ※ 崩壊熱評価において想定する貯蔵予定燃料の内訳

貯蔵箇所	燃料体数*3
第1SFF	100（空き容量*4：92体を切り上げ）
第2SFF	150（空き容量*4：113体を切り上げ）

*3 サイクル運転（1サイクル：60日定格出力運転、19日停止）を繰り返した後、炉内燃料貯蔵ラック：60日及び原子炉附属建物水冷却池：365日の冷却期間を考慮し、貯蔵予定燃料体数に達するまで、使用済燃料を10体ずつ貯蔵することを仮想。なお、それぞれ結果が厳しくなるように、一方の水冷却池のみに貯蔵することを想定。

- ※ 燃料集合体1体当たりの崩壊熱評価 約386W（炉心第3列外側燃料）
 - 封入水温度評価では、保守的に400Wを使用。
- 水冷却池における崩壊熱（合計）は、**第1SFF：約44kW、第2SFF：約28kW。**
 - 室温計算では、第1SFF：50kW、第2SFF：30kWを使用。

*4 燃料集合体以外の既貯蔵体数も考慮。

【使用済燃料の健全性評価に係る条件等（2/2）】

<計算式>
$$T_w = T_{ci} + \frac{Q_a}{(2\pi k_w L_{cp})} \ln \left(\frac{(r_{wro} + r_{cani})/2}{r_{wro}} \right)$$

T_w : 缶詰缶封入水温度 (°C)
 T_{ci} : 缶詰缶内表面温度 (°C)

$$T_{ci}(t_i) = T_{ci}(t_{i-1}) + \{Q_{out}(t_i) - (h_{can} \times (T_{ci}(t_{i-1}) - T_a(t_{i-1}))) \times (t_i - t_{i-1})\} \div \frac{C_w W_w Q_t}{Q_a}$$

$$h_{can} = \frac{1}{(r_{cano} - r_{cani})/k_{can}}$$

$Q_{out}(t_i)$: 時刻 t_i における全使用済燃料からの放熱量 (J)
 t_i : 時刻 (s) ※ 添字 i は時間分割。 t_{i-1} は t_i の一つ前の時間。
 $T_a(t_i)$: 時刻 t_i における室温 (°C)
 Q_t : 使用済燃料総発熱量 (W)
 Q_a : 使用済燃料1体当たりの発熱量 (W)
 h_{can} : 通過熱量 (W/°C)

<物性値>

項目	変数	値	出典
空気	比熱	C_a	1009 J/kg°C
	密度	ρ_a	1.024 kg/m³
	熱伝導率	k_a	0.029 W/mK
水	比熱	C_w	4216.1 J/kg°C
	密度	ρ_w	958.4 kg/m³
	熱伝導率	k_w	0.671 W/mK
コンクリート	熱伝導率	k_c	1.74 W/mK
	表面熱伝達率	h_c	17 W/m²K
缶詰缶	熱伝導率	k_{can}	0.132+1.3×10 ⁻⁴ *T W/cm°C T:温度 (°C)

伝熱ハンドブック p. 416 (340K)
 伝熱ハンドブック p. 382 (360K)
 伝熱工学資料 改訂第5版 「空気調和ハンドブック」に記載の垂直外壁面における夏場の表面熱伝達率 (空気)
 International Nickel Company

<缶詰缶及び炉心燃料集合体条件等>

項目	変数	寸法	計算式
缶詰缶	外径	d_{cano}	0.1143 m
	外半径	r_{cano}	0.05715 m
	内半径	r_{cani}	0.05415 m
	発熱長さ	L_{canh}	3.31 m
	表面積	A_{can}	1.2 m²
炉心燃料集合体	発熱長さ	L_{cp}	0.524 m
	ラッパ管外対辺距離	d_{wro}	0.0785 m
	ラッパ管等価外半径	r_{wro}	0.0412 m
缶詰缶封入水	水重量	W_w	12.293 kg

計算式: $2 \times \pi \times r_{cano} \times L_{canh}$
 ペレット部0.5m
 熱遮へいペレット部0.024mの和
 $\sqrt{\frac{3}{2\pi}} d_{wro}$
 $\pi(r_{cani}^2 - r_{wro}^2) \times L_{canh} \times \rho_w$

<水冷却池室空気体積及びコンクリート熱通過量>

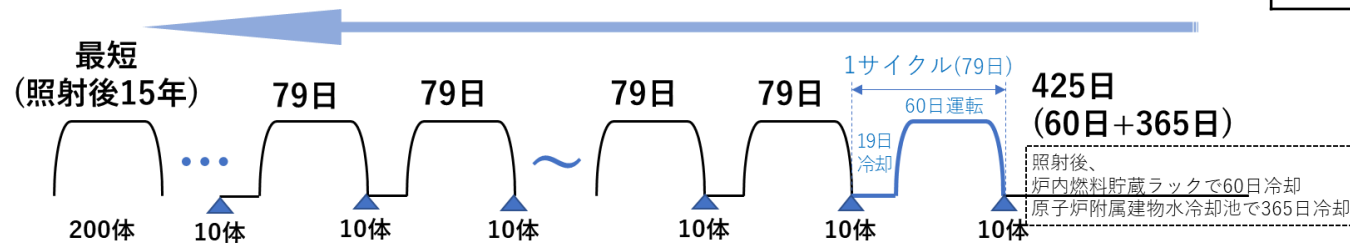
項目	記号	建屋	値	計算式
空気体積	V	第1SFF	8449.4 m³	$\rho_a \times V$
		第2SFF	5896.8 m³	
空気重量	W_a	第1SFF	8652.1 kg	$\rho_a \times V$
		第2SFF	6038.3 kg	
外気と通過できる熱量	h_a	第1SFF	5081.8 W/°C	各壁の熱通過率の和 $\sum \frac{1}{(\frac{1}{h_c} + \frac{th}{k_c} + \frac{1}{h_c})}$ th:壁厚さ
		第2SFF	3558.1 W/°C	

【スカイシャインガンマ線による敷地境界における実効線量の評価に係る条件等】

- 最大貯蔵量が、第1SFFが600体、第2SFFで800体(燃料:350体、反射体:450体)であること及び空き容量も考慮し、第2SFFの評価で代表させるが、第1SFF及び第2SFFで同時に冷却水が喪失することも仮想する。
- 貯蔵ラックは地下に位置する。直接ガンマ線に対しては十分な遮蔽があることに鑑み、スカイシャインガンマ線について評価する。
- 燃料集合体は、最高燃焼度に到達しているものとし、適切な冷却期間を考慮する(使用済燃料の健全性評価に同じ)。ただし、既貯蔵中燃料集合体にあつては、冷却期間を一律15年とする。
- 反射体は、設計寿命としている最大中性子照射量に到達しているものとし、適切な冷却期間を考慮する。既貯蔵中反射体にあつては、最大中性子照射量を $1.2 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ ($E \geq 0.1 \text{MeV}$)とし、冷却期間を一律15年とする(体数:324体を切り捨て、300体を使用)。今後貯蔵する反射体にあつては、最大中性子照射量を $3.0 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ ($E \geq 0.1 \text{MeV}$)とし、燃料集合体と同様に、貯蔵予定反射体数(150体)に達するまで、使用済反射体を10体ずつ貯蔵(79日間隔)することを仮想する。
- ORIGENコードにより、使用済燃料:350体と使用済反射体:450体のガンマ線放出率(合計)を評価する。

群数 No.	ガンマ線エネルギー (MeV)			線源強度 (Photon/s)	
	上限	下限	代表	燃料	反射体
1	10.00	8.00	9.00	3.92E+05	0.00E+00
2	8.00	6.50	7.25	3.51E+06	0.00E+00
3	6.50	5.00	5.75	2.04E+07	0.00E+00
4	5.00	4.00	4.50	2.33E+07	0.00E+00
5	4.00	3.00	3.50	6.90E+11	1.24E+02
6	3.00	2.50	2.75	5.44E+12	1.03E+09
7	2.50	2.00	2.25	2.18E+14	3.34E+11
8	2.00	1.66	1.83	9.93E+13	1.16E+12
9	1.66	1.33	1.49	4.90E+14	1.87E+16
10	1.33	1.00	1.16	1.03E+15	4.43E+16
11	1.00	0.80	0.90	3.07E+15	2.05E+15
12	0.80	0.60	0.70	1.08E+16	1.26E+15
13	0.60	0.40	0.50	1.78E+16	6.39E+13
14	0.40	0.30	0.35	2.43E+15	2.46E+12
15	0.30	0.20	0.25	3.51E+15	7.54E+12
16	0.20	0.10	0.15	9.73E+15	3.68E+13
17	0.10	0.050	0.075	1.48E+16	2.33E+14
18	0.050	0.001	0.026	7.17E+16	2.92E+15
	合計			1.36E+17	6.96E+16

燃料集合体貯蔵工程 (反射体も同様)



- スカイシャインガンマ線計算には、DOT3.5コードを用いる(2次元RZ体系)。
- 水冷却池の冷却水は喪失したものとする。缶詰缶内の封入水は考慮する。線源強度は、ORIGENコードにより算出したガンマ線放出率を相応する貯蔵ラックの集合体高さの体積で除して設定する。
- 評価点は、第2SFFを中心として敷地境界までの距離が最短となる方角E(東)の距離0.18kmとする。

評価点		実効線量(第2SFF)		実効線量※ (第1SFF, 第2SFF合計)
方向	敷地境界までの距離 (km)	1時間あたり (mSv/h)	合計(7日間) (mSv)	合計(7日間)(mSv)
第2SFFの東方向	0.18	5.5×10^{-3}	0.92	1.9 (1.84)

※ 第1SFF及び第2SFFの実効線量の合計は、保守的に第2SFFの評価結果の2倍とした。

No. 157 可搬式ポンプ及びホースに関し、資機材の故障等が生じた際の対策について説明すること。

注)
第53条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）の使用済燃料の損傷が想定される事故として、原子炉附属建物使用済燃料貯蔵設備（水冷却池）における「使用済燃料貯蔵設備冷却機能喪失事故」及び「使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故」を選定し、使用済燃料の損傷を防止するための措置（可搬式ポンプ及びホースによる水冷却池への水の供給、水冷却浄化設備サイフォンブレーカーによる水冷却池からの水の漏えい量の抑制）を講じるものとしている。

可搬式ポンプ及びホースの員数について

- 「使用済燃料貯蔵設備冷却機能喪失事故」及び「使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故」において、水冷却池に水を供給するために用いる「可搬式ポンプ」及び「ホース」は、以下の員数を確保するものとし、資機材の故障等に備える。

i) 可搬式ポンプ：1台 **※ 予備：1台**

> 最大吐出量：840ℓ/min

> 最大揚程：30m



ii) ホース（消火用ホース）：8本（20m/本）

※ 予備：4本

