

ボイド反応度が正となる領域と事象推移への影響

■ ボイド反応度が正となる領域及び程度並びに事象推移への影響

- 炉心が概ね健全な体系で事象が推移する起因過程において影響が生じるため、起因過程の事象推移に与える影響について説明する。
- 内側炉心の軸方向中心領域に一部ボイド反応度が正となる領域があるが(図1)、ボイド反応度が正となる領域の反応度値はその上下の負となる領域の反応度値に比べて絶対値は極めて小さく、集合体全体のボイド反応度は負(図2)である。
- ULOFの起因過程においては冷却材沸騰と燃料破損が発生するのは外側炉心のCh. 12のみであり、事象推移に対する正のボイド反応度領域の影響は極めて小さい。また、仮に内側炉心の集合体で冷却材の沸騰が発生したとしても、沸騰は冷却材温度が高く、ボイド反応度が負でありかつその絶対値の大きい炉心上端部から発生するために挿入されるボイド反応度は常に負となる。
- UTOPの起因過程においては燃料の破損及びFCIによる冷却材の排除はCh. 1及び4で発生するが、当該集合体全体及び炉心全体の温度が上昇しているために冷却材反応度は常に負であること、燃料反応度が大きく負であることからその影響は極めて小さい(図3)。

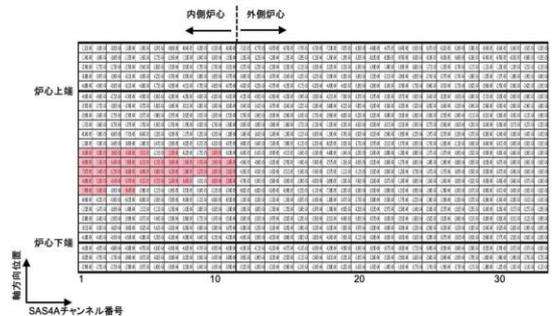


図1 冷却材密度反応度(ボイド反応度)マップ(SAS4)

注1: ボイド反応度が正となるセルを赤塗り
注2: 集合体内の冷却材がボイド化した場合を厳密摂動計算により解析

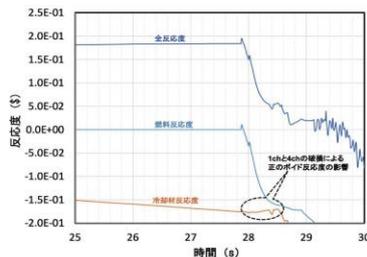


図3 UTOP起因過程における各反応度の推移

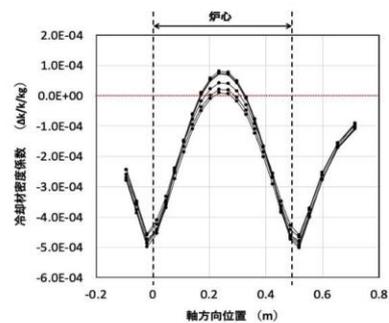
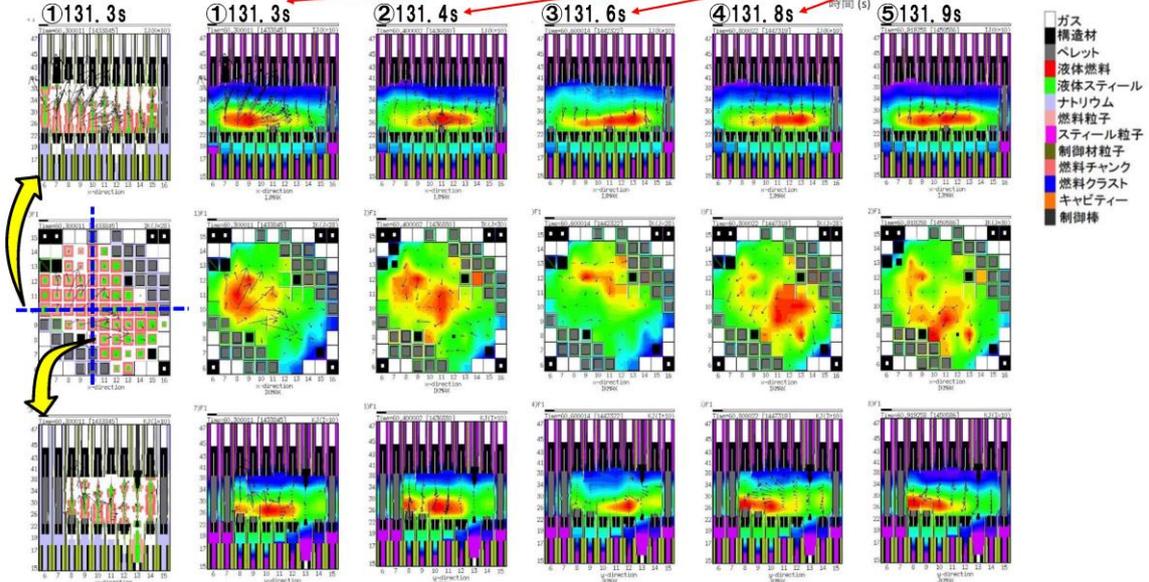
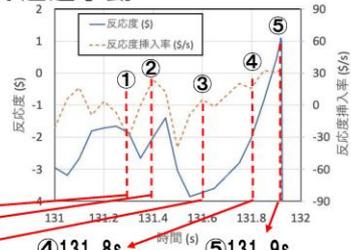


図2 内側炉心のボイド反応度の軸方向分布

最終的即発臨界超過に至るまでの炉心物質挙動の視覚的説明

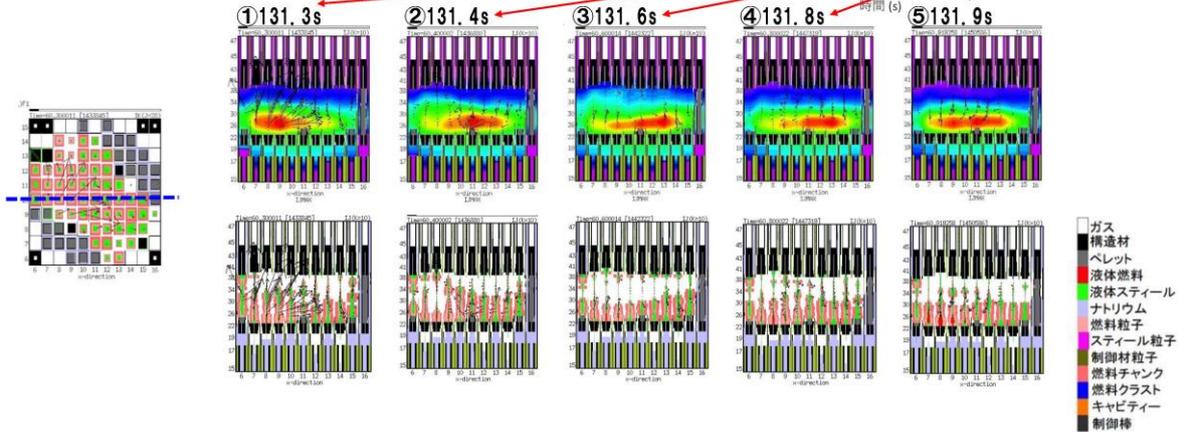
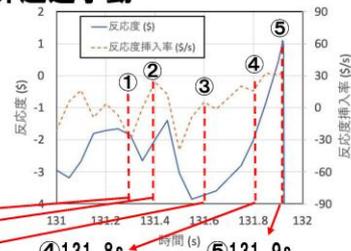
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 —基本ケースにおける即発臨界超過挙動—

- 即発臨界超過直前（131.9s）までの燃料の発熱密度の空間分布の時間変化を示す。
- 燃料が全体として水平断面左下から右上へ移動し、揺れ戻って再度左下に集中した時点で即発臨界を超過する。

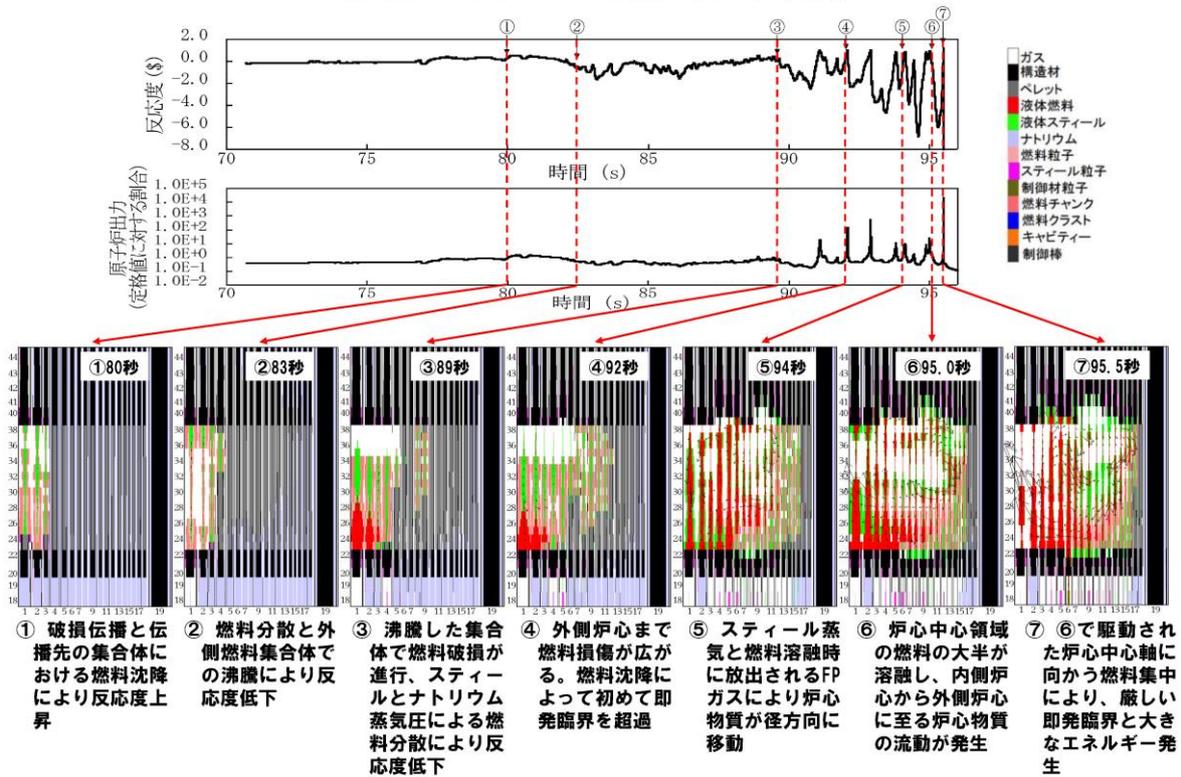


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 —基本ケースにおける即発臨界超過挙動—

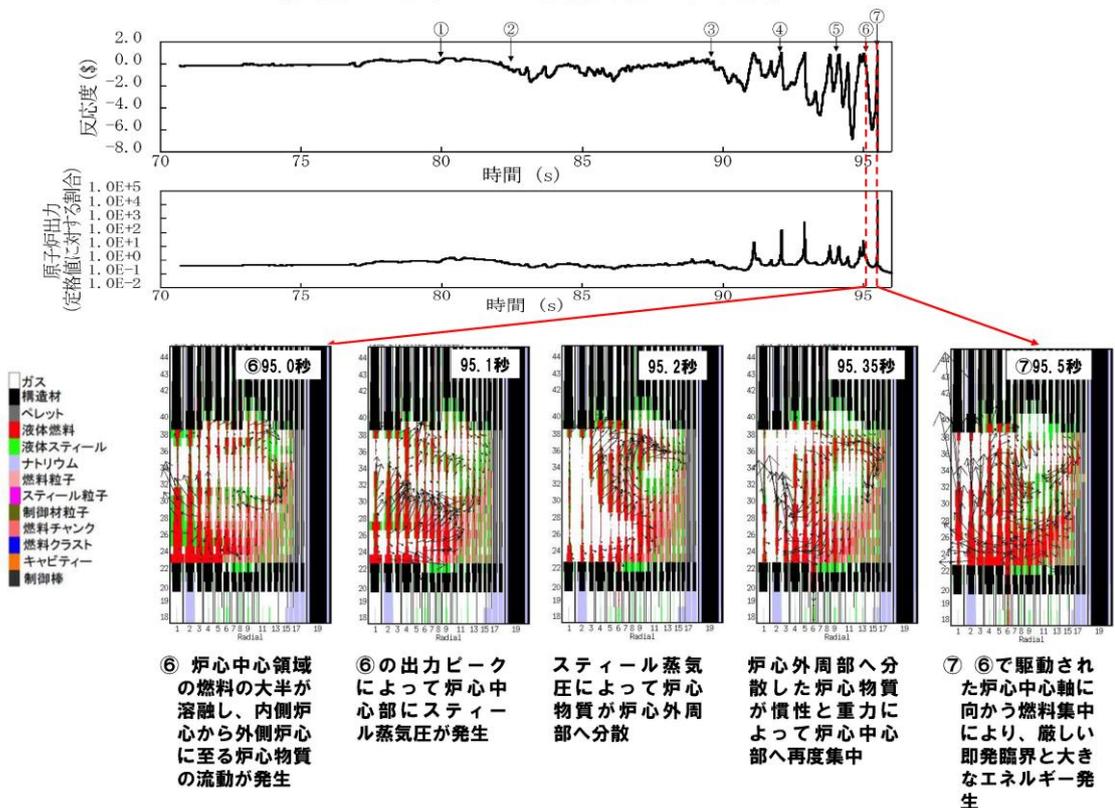
- 即発臨界超過直前（131.9s）までの燃料の発熱密度の空間分布の時間変化を示す。
- 燃料が全体として水平断面左下から右上へ移動し、揺れ戻って再度左下に集中した時点で即発臨界を超過する。



ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —遷移過程の不確かさの影響評価の事象推移—

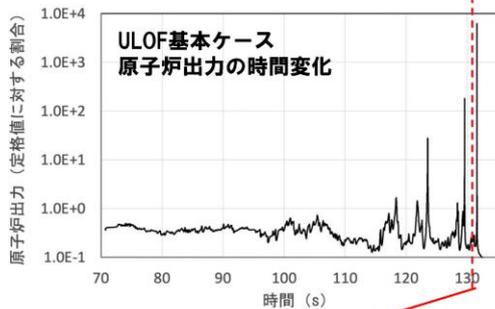


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —遷移過程の不確かさの影響評価の事象推移—



遷移過程解析における炉心物質の粘性の影響について

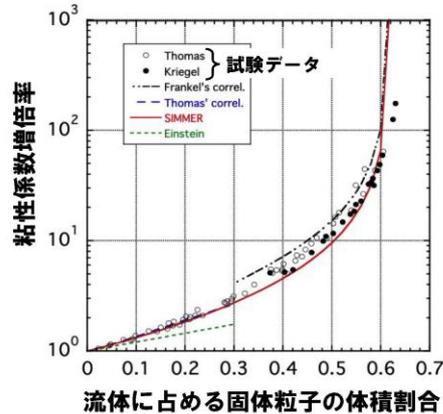
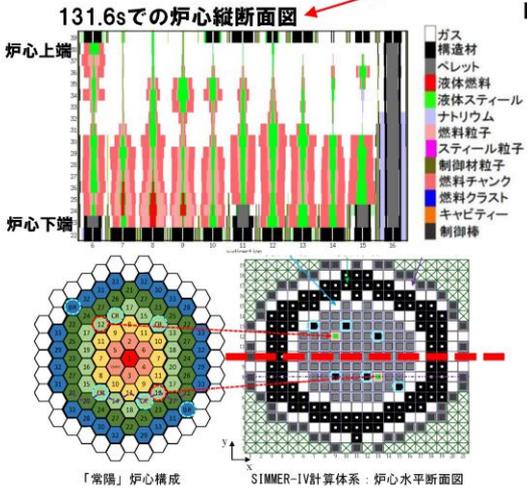
「常陽」ULOF遷移過程基本ケースの炉心状態



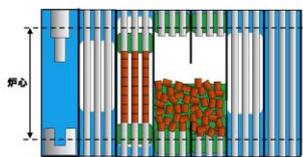
■ 「常陽」は、ほぼ全炉心でボイド反応度が負であるため、損傷領域の拡大の過程で原子炉出力が増加せず、炉心の損傷進展が緩慢となる。

■ 全炉心規模に損傷が拡大する遷移過程においても、最後の即発臨界超過による出力逸走の直前まで炉心は固体の燃料粒子のデブリベッドの間隙を溶融したスティールが占め、固体粒子の体積割合は約0.8前後である。

■ この様な炉心物質の実効的な粘性は、極めて大きく（下図）、現実には炉心物質はほとんど流動できない。



「常陽」ULOF遷移過程の現実的な事象推移

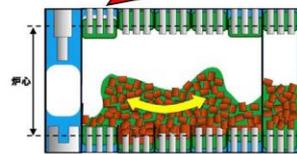
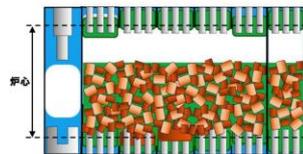


■ 「常陽」は、ほぼ全炉心でボイド反応度が負であるため、損傷領域の拡大の過程では冷却材が沸騰しても原子炉出力が増加せず、炉心の損傷進展が緩慢となる。

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ゼロとする。

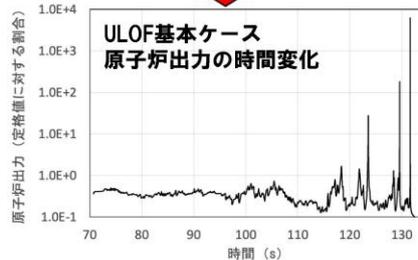


■ 燃料はスエリング（固体状態でのFPガスによる膨張）し、炉心高さの約70%程度を占め、流動及びスロッシングが制限される。
■ 炉心物質の実効的な粘性は極めて大きく、炉心物質はほとんど流動できない。

■ 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ゼロでスロッシングするとの想定を用いて解析を実施した。



■ 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。



「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

遷移過程解析における炉心物質の流動性とその影響について

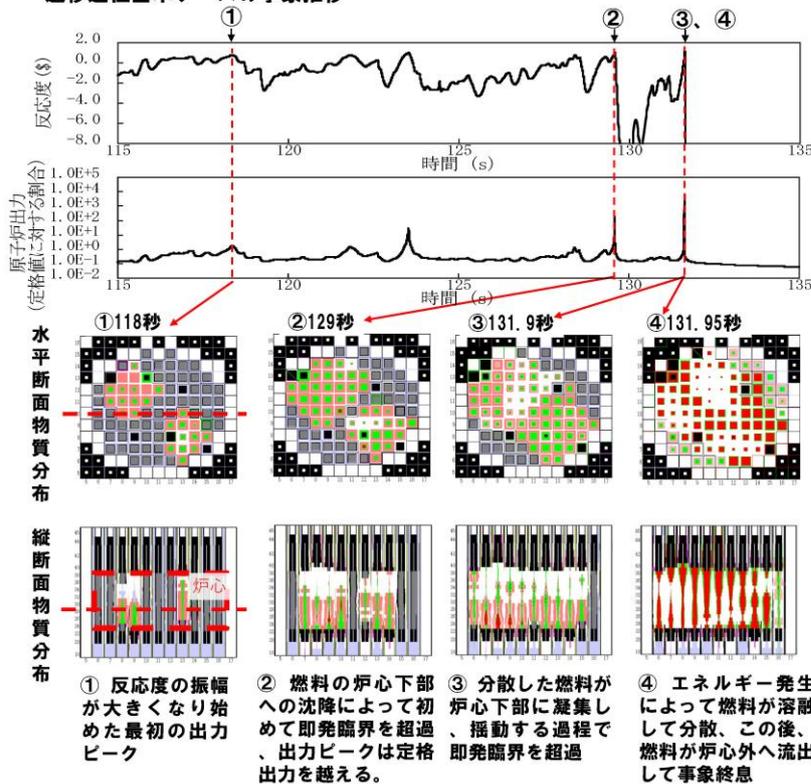
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 一遷移過程解析の保守性とエネルギー発生解析結果のまとめ一

	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℃	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℃	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℃	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（主にスティール蒸気圧*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ティール蒸気圧であるが、CABRI TP-A2炉内試験解析によってSIMMERは、燃料からスティ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℃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
 一炉心物質の流動性に関する保守的想定一

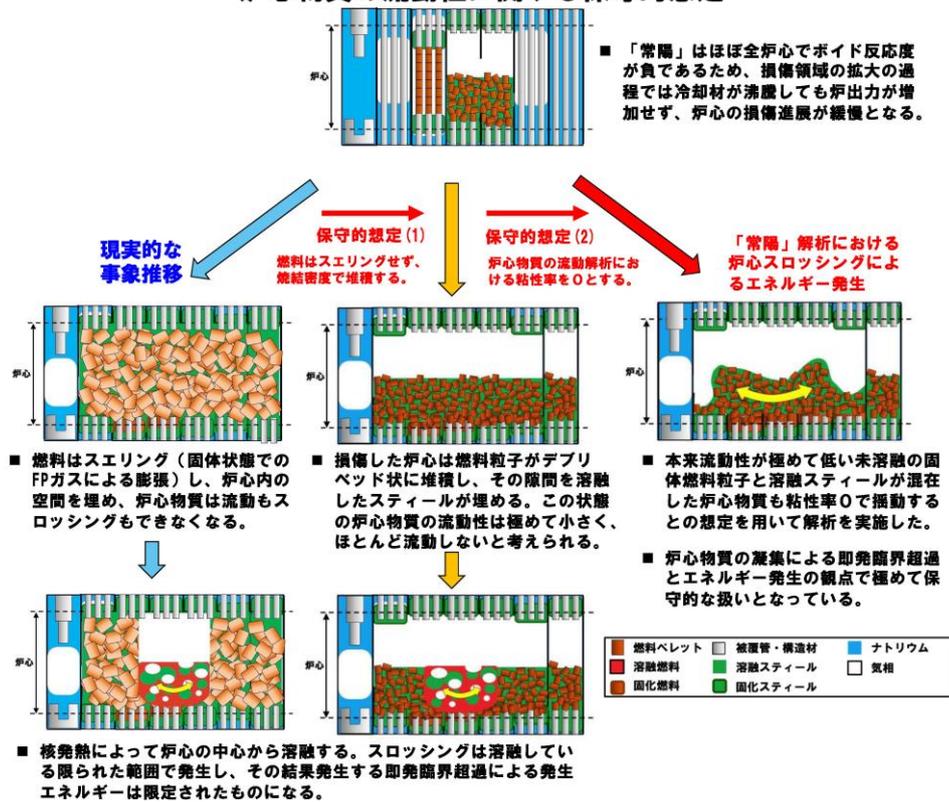
遷移過程基本ケースの事象推移



- 「常陽」の遷移過程では、エネルギー発生の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ですが、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。

- ① 反応度の振幅が大きくなり始めた最初の出力ピーク
- 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、揺動する過程で、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、その後、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—



高速炉燃料ペレットの急速加熱時の過渡挙動について

1. 高速炉燃料ペレットの加熱時の過渡挙動に関する実験的知見

照射済み高速炉燃料ペレットの過出力時の挙動を解明するため多くの炉外及び炉内の過渡加熱試験が実施された。それらの中で、燃料ペレットの過渡挙動を直接可視化して観察したものとして、米国 Argonne 研究所で行われた DEH 炉外試験^[1]、米国 Sandia 研究所のパルス試験炉 ACRR を用いて行われた FD 炉内試験^[2]がある。これらの試験では、EBR-II 炉で約 3~5a/o 程度まで照射された MOX 燃料ペレットを炉外で直接通電加熱あるいはパルス炉で核加熱し、その挙動を高速度カメラで撮影している。

代表的な炉内試験である FD2.6 試験の可視化画像を第 1 図に示す。この試験は燃焼度 5.3a/o の燃料ペレットを用い、加熱速度は数 100K/s と比較的高い速度であるが、燃料ペレットが溶融して流動化 (9.158s の frothing) するまで燃料ペレットはその形状を維持しており、有意な燃料スエリングが生じていないことが確認できる。一方、炉外の DEH 試験では数 10K/s 程度の低い加熱速度による試験が実施された。代表的な DEH I-28 試験の可視化画像を第 2 図に示す。この試験は燃焼度 3.5a/o の燃料ペレットを用い、加熱速度はペレット表面で約 50K/s 程度、ペレット中心領域で約 100K/s 程度である (放熱の影響で表面の温度上昇率は内部よりも小さい)。燃料表面は固体のままであるが 22.6s までの燃料温度の上昇に従って燃料ペレットの半径が大きく増加している様子が確認できる。

これらの試験結果に基づいて、燃料ペレットの過渡挙動に対する加熱速度の影響に関する知見をまとめた結果を第 3 図及び第 4 図に示す。これらの図には前述の 2 つの試験以外からの知見も総合的にまとめている。第 3 図は 10~10,000K/s の加熱速度の範囲について、対応する実験名、燃料ペレット (固相及び液相) の崩壊モード、及び燃料崩壊メカニズムの全体像を整理したものである。第 4 図は燃料内に存在する FP ガスの挙動をモデル化した解析の結果と組み合わせることで、燃料温度と加熱速度の関数として燃料崩壊のメカニズムを FD シリーズ試験の条件と共にマップとして表示したものである。これらの結果から、燃料ペレットが固体状態で割れる (固相クラッキング) には 1,000K/s 以上の高い加熱速度が必要であること、100K/s 以下の低い加熱速度では燃料ペレットの昇温時に固相スエリング (大規模な膨張) が発生すること、固相スエリングのメカニズムとしては空隙拡散、より高温時には塑性クリープが推定されることなどが示された。

顕著な固相スエリングが観測された DEH I-28 試験について、熱伝導計算を行ってペレットの径方向温度分布の時間変化を評価した結果を第 5 図に示す。破線で示されているのは燃料温度が融点に達した領域で、時刻 5.0s ごろに中心溶融が開始し、加熱を停止した 22.6s には半径 0.7 まで溶融キャビティが拡大していることが分かる。第 2 図でスエリング (燃料の膨らみ) の開始が見られるようになるのは 20.0s 前あたりからであり、その時点では FP ガス、揮発性核種、燃料蒸気を含む溶融キャビティの圧力上昇がペレット周辺の残存固体領域の変形に寄与する可能性が考えられる。固体領域の温度条件については、スエリングが始まる 20.0s の時点で燃料表面温度は約 2,200K であるのに対して、非再組織化領域の平均温度は約 2,650K に達している。この時点の表面温度である約 2,200K まで昇温すれば、燃料は割れることなく大規模な変形が可能となる可塑性を有することがわかる。試験後検査で撮影した非再組織化領域の断面金相写真を第 6 図に示す。燃料から放出された FP ガスによる微小な空孔が拡散・成長した空隙が多数形成されており、その空隙率は 44%に達すると報告されている。すなわち、100K/s 程度以下の比較的緩慢な加熱速度では固相

状態での顕著なスエリングが生じることがペレット表面形状の観察と試験後検査で行った金相写真の結果から確認できた。

2. 「常陽」遷移過程における燃料ペレットの挙動

「常陽」の代表的な評価事故シーケンス ULOF (i) の遷移過程解析においては、全炉心でボイド反応度係数が負であることなどから冷却材の沸騰と燃料損傷が進行しても出力は上昇せずに緩慢な事象推移となる（約 130s までの出力の時間履歴を第 7 図に示す。）。正の反応度挿入により出力の大きな変動が生じる約 115s までの出力レベルは定格出力の約 20～75%で推移する。この間の出力を燃料の加熱速度に換算すると約 40～150K/s である（第 8 図）。

炉心損傷が緩慢に進展するに依りて、被覆管の熔融後に固体のまま崩落した燃料ペレットについて、1,800K から融点である約 3,000K まで 200K 毎の温度範囲に含まれる質量の時間変化を第 9 図に示す。この図には熔融燃料及び熔融後に再び固化した再固化燃料粒子の質量も示している。図から明らかなように、崩落した燃料の約 1/3 程度は顕著な固相スエリングが生じた非再組織化領域の平均温度である約 2,650K 以上で数 10 秒間にわたって約 40～150K/s の加熱速度で加熱されている。以上のことから、「常陽」の遷移過程においては、これらの崩壊した固体燃料では長時間にわたって顕著な固相スエリングが実験的に観測された加熱速度及び温度条件におかれることから、同様のスエリングが生起されると考えられる。

有効性評価における評価対象炉心において、DEH 試験で顕著なスエリングの発生が確認されている I-28 試験燃料ペレットの燃焼度 3.5a/o 以上の燃焼度を有する集合体の割合は約 47%である。SIMMER-IVを用いた有効性評価の解析では、燃料ペレットが堆積してデブリベッドを形成する場合の燃料ペレット間の空隙率を 30%としている。また、スエリングによる固体燃料の体積増加は 50%程度^[2]と報告されている。以上から、流路に崩落した燃料ペレットの 47%の内の 1/3 がスエリングによって 1.5 倍に体積が増加して空隙率 30%で堆積し、その間隙を熔融スティールが占めると、燃料デブリベッドの高さは約 0.29m、熔融スティールを含めた炉心物質の高さは約 0.34m となり、「常陽」の炉心高さ 0.5m の約 68%である。実際には、燃焼度 3.5a/o 以下の燃料ペレットも同程度のスエリングをすると考えられることから、「常陽」の遷移過程の現実的な事象推移における炉心は、スエリングした燃料ペレットと熔融スティールからなるデブリベッドで少なくとも炉心高さの約 70%程度の高さを占めることになると考えられる。

3. まとめ

照射済みの高速炉用燃料ペレットの急速加熱時の過渡挙動に関する実験的知見に基づいて、固体燃料に顕著な固相スエリングが発生する加熱速度（温度上昇率）及び温度レベルの範囲を明らかにした。「常陽」遷移過程の事象推移においては、炉心損傷の進展とともに崩落した燃料ペレットが長時間にわたり緩慢な加熱速度により昇温されるため、大規模なスエリングが発生し、スエリングした燃料ペレットと熔融スティールからなるデブリベッドで少なくとも炉心高さの約 70%程度が占められると予想される。ただし、「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価における遷移過程解析においては、第 10 図に示すように損傷した燃料の凝集による正の反応度挿入を保守的に評価するため、仮想的にスエリングを無視し、燃料ペレットのデブリベッドの間隙を熔融スティー

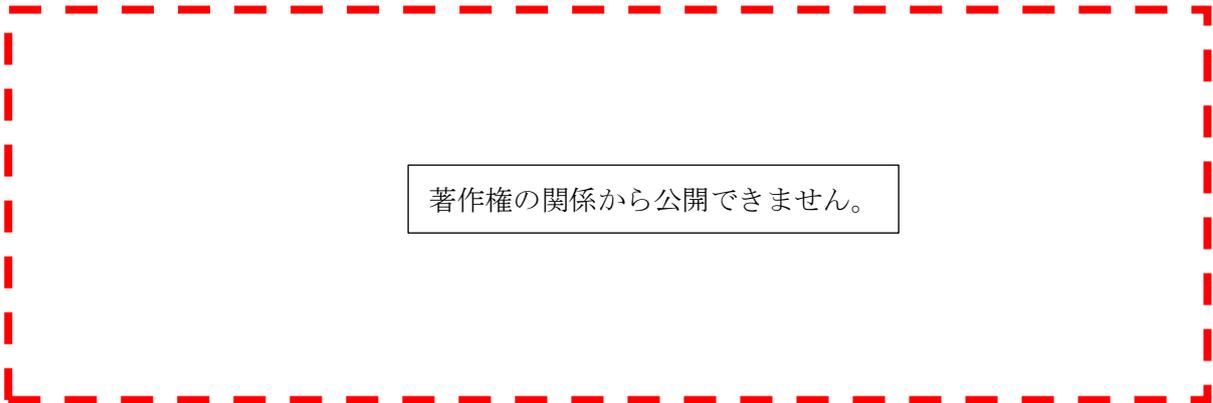
ルが満たした流動性が極めて低い炉心物質が粘性率零で流動するとの想定を用いた解析を実施した。

参考文献

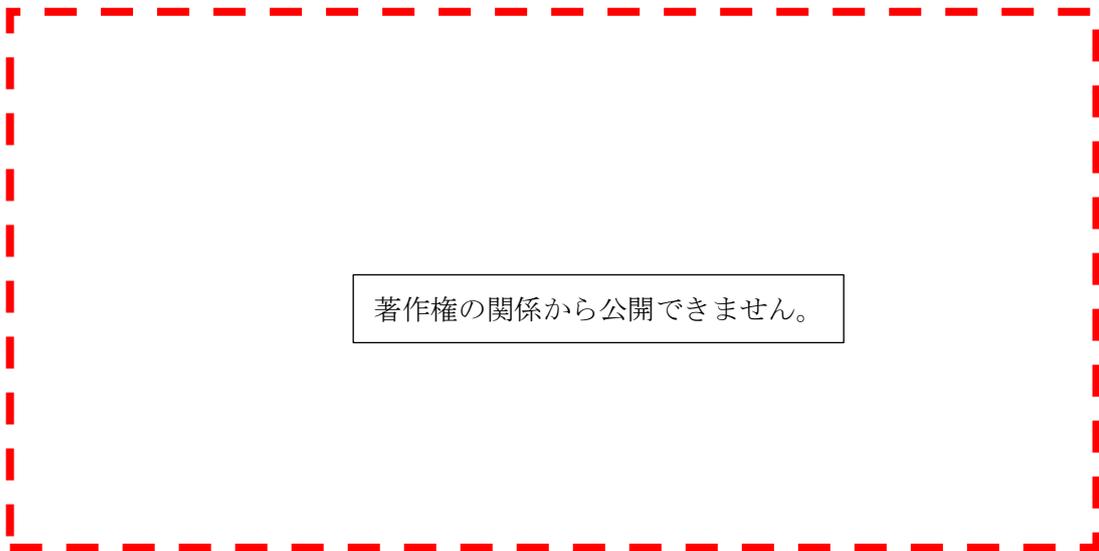
- [1] G. Bandyopadhyay, "Fuel and Fission Gas Response to Simulated Thermal Transients: Experimental Results and Correlation with Fission Gas Release and Swelling Model," Nucl. Tech., Vol.40, pp.62-78, 1978.
- [2] S. A. Wright, et al., "In-Pile Determination of Fuel Disruption Mechanisms under LMFBR Loss-of-Flow Accident Conditions," Nucl. Tech., Vol.71, pp.326-340, 1985.

著作権の関係から公開できません。

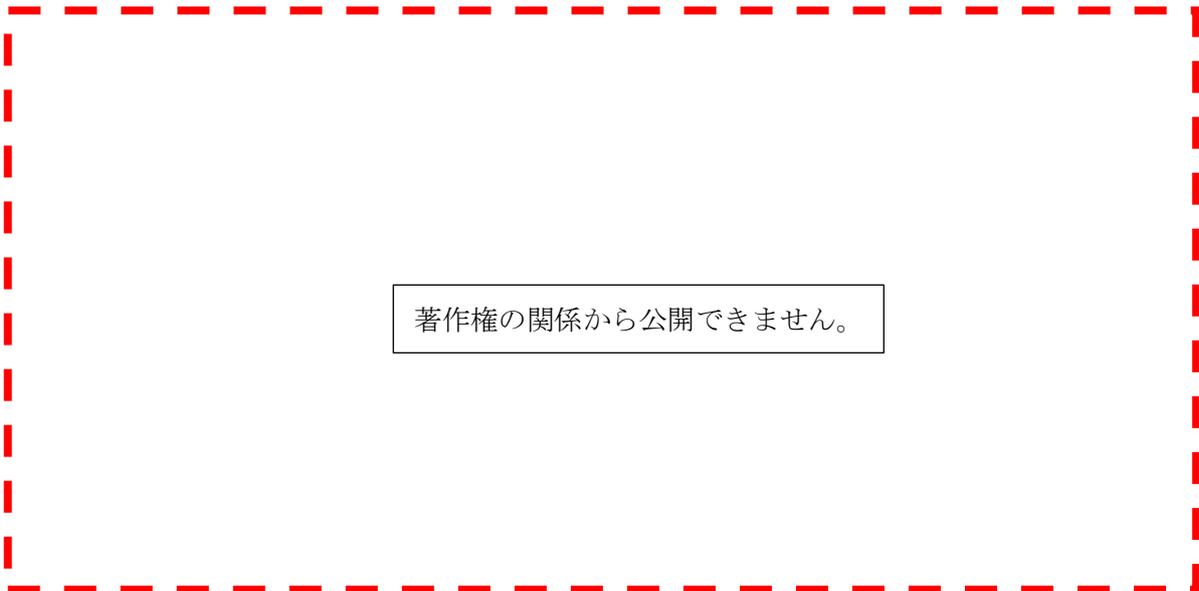
第1図 FD2.6 試験の可視化画像^[2]



第 2 図 DEH I-28 試験の可視化画像^[1]



第 3 図 燃料の崩壊スペクトル^[2]



第 3 a 図 燃料の崩壊スペクトル (第 3 図の日本語訳)

著作権の関係から公開できません。

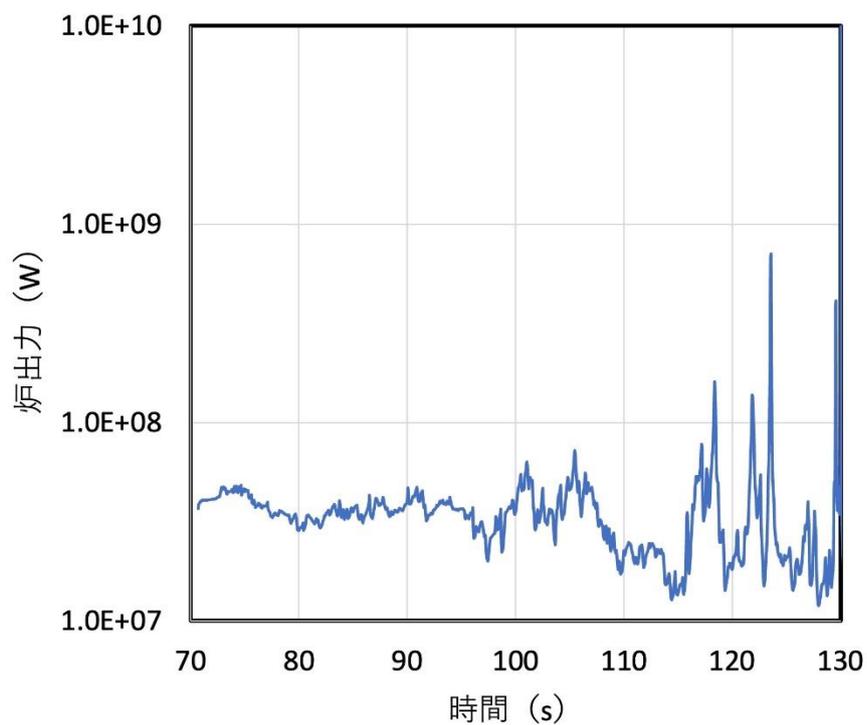
第4図 燃料破損マップ^[2]

著作権の関係から公開できません。

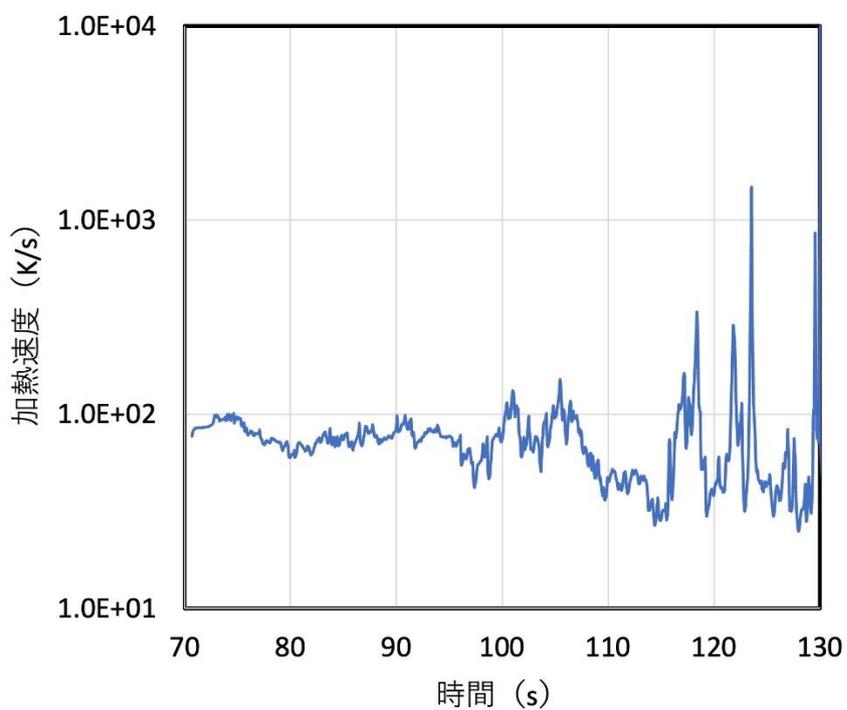
第 5 図 DEH I-28 試験ペレットの径方向温度分布の時間変化^[1]

著作権の関係から公開できません。

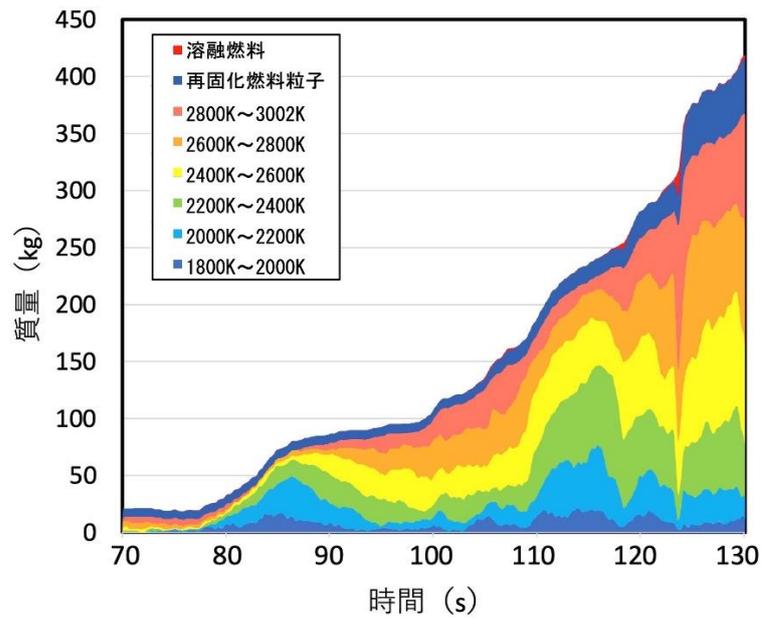
第 6 図 DEH I-28 試験後の非再組織化領域の断面金相写真^[1]



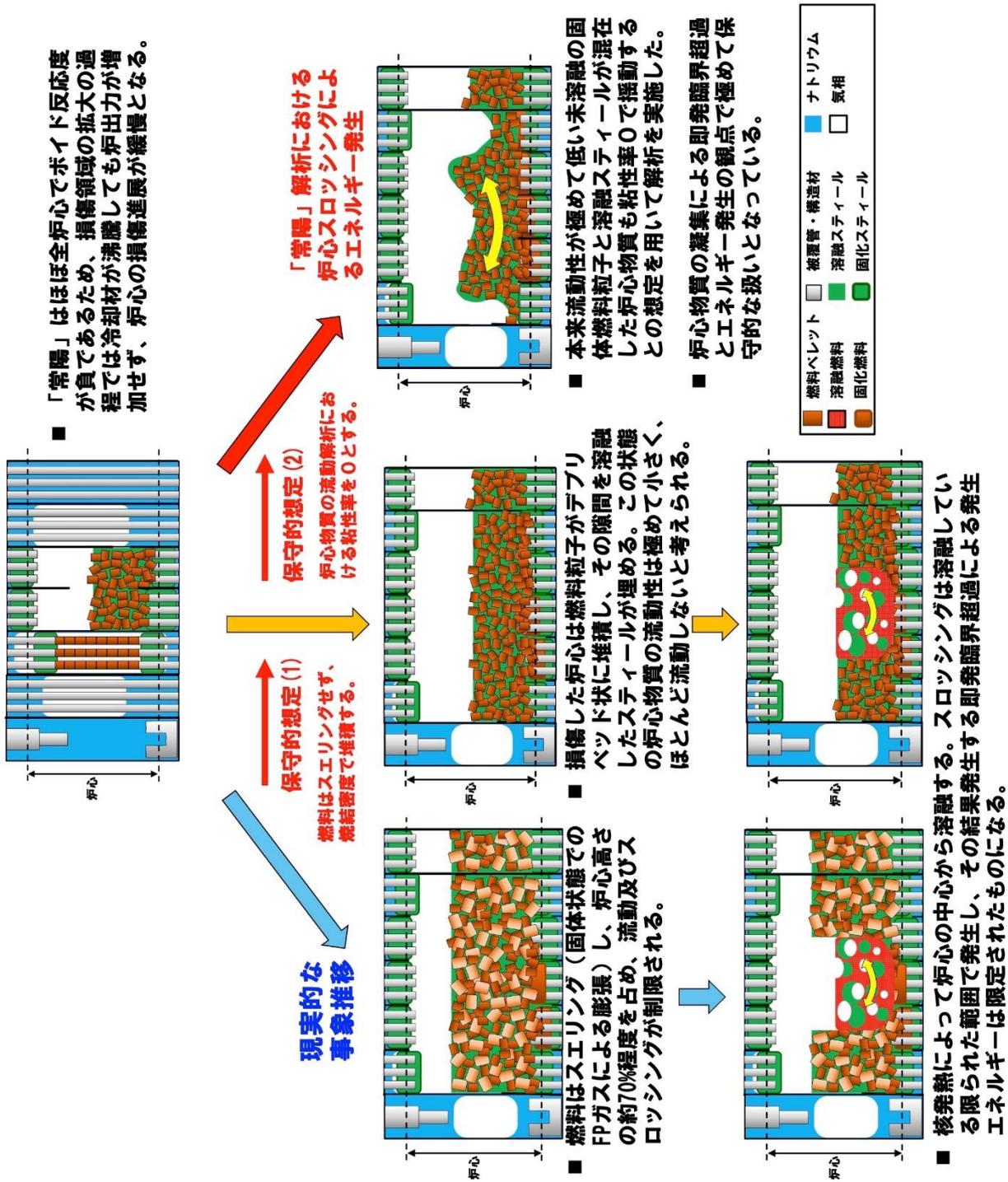
第7図 「常陽」ULOF (i) 基本ケースの炉出力履歴



第8図 「常陽」ULOF (i) 基本ケースの燃料加熱速度 (2,600Kの物性値で評価)



第9図 「常陽」ULOF (i) 基本ケースの流路内燃料ペレット (温度範囲毎)、再固化燃料粒子及び溶融燃料の質量の時間変化



第10図 「常陽」ULOFにおける現実的な事象推移と有効性評価で用いた保守的想定

損傷燃料のデブリ化に対する
炉外試験データの適用性について

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。

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

炉心物質の全量が移行、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、炉心物質の全量が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、溶融スティールで0.40~0.80mとなり、「常陽」下部プレナム領域高さ 約1.3 m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%) スティール (30%)	20kg	—	23kg	250~690℃
FARO/TERMOS	UO ₂	100kg	~3,000℃	130kg	400℃
「常陽」	MOX (約70%) スティール (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。

FCI 試験における
ナトリウム温度条件と粒径の関係

1. FCI 試験の粒径とナトリウム温度の関係

第 1 表に FCI 試験におけるナトリウムプール温度条件と粒子径の中央値を整理したものを示す。FRAG 試験（第 1 図）^[1]についてはグラフ読取値の内挿で粒子径の中央値を求めた。FARO/TERMOS T1 試験（第 2 図）^[2]については「BOTTOM」において質量割合約 30%以下までのデータのみが示されているが、50%まで外挿した値を用いて、「BOTTOM」「CENTER」「TOP」の平均を求めると約 500 μm となる。

第 3 図に横軸をナトリウムプール温度、縦軸を粒子径の中央値として各試験の条件をプロットしたものを示す。ナトリウムプール温度条件と粒子径の中央値には相関は見られなかった。これらの試験では粒子径は概ね 400～500 μm 程度である。FRAG4 試験のみ 270 μm と小さな粒径となっている原因は試験レポート^[1]にも粒径の小さい事への言及や、違いの分析は報告されていない。FRAG4 試験以外の試験では 250 $^{\circ}\text{C}$ ～690 $^{\circ}\text{C}$ の温度範囲にわたって粒径は 400～500 μm 程度であることから、有効性評価に用いる粒径の最確値はこの粒径範囲の下限である 400 μm 、特異的に小さな値を与えている FRAG4 試験の 270 μm を不確かさの影響評価における保守的な値として用いることが適切であると判断した。

各試験における粒径は第 1 図と第 2 図に示すように数 10 μm から数 1,000 μm までの分布を持っている。冷却性評価に用いる代表粒径はこれらの分布の質量中央値を用いた。これは今回デブリの冷却性評価に用いた Lipinski モデルと同じモデルを採用している MAAP コードの MCCI モデルによる BWR の MCCI デブリ冷却性評価^[3]において、FARO LWR 試験^[4]及び COTELS 試験^[5]で得られた粒径分布の質量中央値を用いていることに準じたものである。一方、一般に粒径分布の Sauter 平均値は質量中央値よりも小さな値を与える。粒径分布の不確かさ影響評価では、その影響も考慮することとして、FRAG4 試験の粒径の Sauter 平均値である 130 μm として冷却性を評価する。

2. デブリベッド冷却評価に対する粒径の影響

評価事故シーケンス ULOF (i) と ULOF (iii) のうち、下部プレナムへの損傷炉心物質の移行量が多い ULOF (iii) の基本ケース（粒径 400 μm ）に対して、粒径を 130 μm として粒径の不確かさの影響評価を行った。結果を第 4 図に示す。基本ケースでは、デブリベッド最高温度は約 1,200 秒後に約 640 $^{\circ}\text{C}$ まで上昇し、その後は崩壊熱の減衰とともに低下する。粒径を 130 μm とした不確かさの影響評価ケースでは、デブリベッド最高温度は約 1,900 秒後に約 880 $^{\circ}\text{C}$ まで上昇し、その後は崩壊熱の減衰とともに低下する。いずれのケースにおいても、デブリベッド最高温度はナトリウムの沸点（910 $^{\circ}\text{C}$ ）以下であり、サブクール状態を維持しながら、安定冷却に移行する。

参考資料

- [1] T. Y. Chu, "Fragmentation of Molten Core Material by Sodium," Proc. Int. Top. Mtg. LMFBR Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyons, France, July 19-23, 1982, Vol. III, p. 487, European Nuclear Society (1982).
- [2] D. Magallon, H. Hohmann and H. Schins, "Pouring of 100kg-scale molten UO₂ into sodium", Nuclear Technology, Vol. 98, No. 1, pp.79-90, 1992.
- [3] 「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて（第5部 MAAP）添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について」資料2-2-9、平成27年10月.
- [4] D. Magallon, "Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments," Nucl. Eng. Des., Vol.236, pp. 1998-2009, 2006.
- [5] M. Kato, et al., "Fuel Coolant Interaction Tests using UO₂ Corium under Ex-vessel Conditions," JAERI-Conf 99-005, Proc. of the Workshop on Severe Accident Research (SARJ-98), pp.304-309, Nov. 4-6, Tokyo, Japan, 1998.

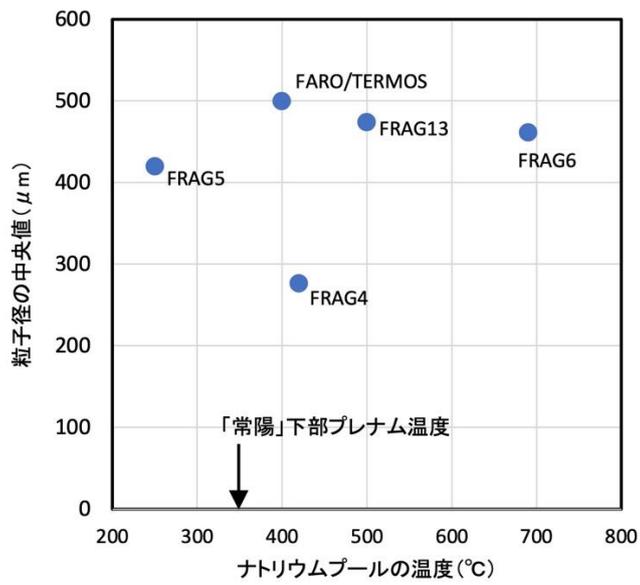
第1表 ナトリウムプール温度条件と粒子径の中央値

試験名	ナトリウム温度 [°C]	粒子径の中央値 [μm]	備考
FRAG4	420	276.3	グラフ読取値の内挿（第1図）
FRAG5	250	420	
FRAG6	690	461.5	
FRAG13	500	474	
FARO/TERMOS T1	400	約 500	「BOTTOM」「CENTER」「TOP」の平均値 （第2図）

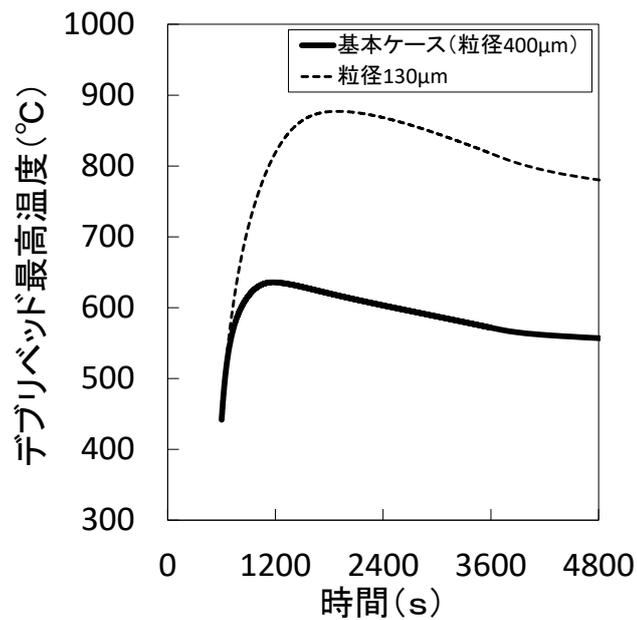
著作権の関係から
公開できません。

第1図 FRAG試験における粒径分布
（参考資料[1]の図に追記）

第2図 FARO/TERMOS試験における粒径分布
（参考資料[2]の図に追記）



第3図 ナトリウムプール温度条件と粒子径の中央値



第4図 ULOF (iii) におけるデブリリベット最高温度の履歴

デブリベッドの冷却性解析における
デブリベッドの性状

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变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%の燃料が再熔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%	400μm (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)	400μm	0.6
不確かさ ケース②	炉心インベントリの30%	270μm (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%	400μm	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の熔融燃料と熔融スチールの混合物(UO₂-ZrO₂(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: $210 + (420 - 210) / (63 - 44) \times (50 - 44) = 276.3\mu\text{m}$
- FRAG5試験: $420\mu\text{m}$
- FRAG6試験: $420 + (600 - 420) / (60 - 47) \times (50 - 47) = 461.5\mu\text{m}$
- FRAG13試験: $420 + (600 - 420) / (57 - 47) \times (50 - 47) = 474\mu\text{m}$

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407.95μmとなり、デブリベッド粒子径は400μm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。

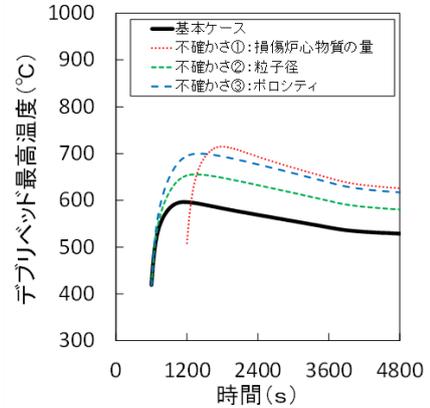
著作権の関係から
公開できません。

[1] T. Y. Chu, "Fragmentation of Molten Core Material by Sodium." Proc. Int. Top. Mtg. LMFBR Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyons, France, July 19-23, 1982, Vol. III, p. 487, European Nuclear Society (1982).
[2] D. Magallon, H. Hohmann and H. Schins, "Pouring of 100kg-scale molten UO₂ 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ドの冷却性評価の感度解析

主な解析結果

- 基本ケースでは、デブリベッド最高温度（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、デブリベッド最高温度（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、デブリベッド最高温度は約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

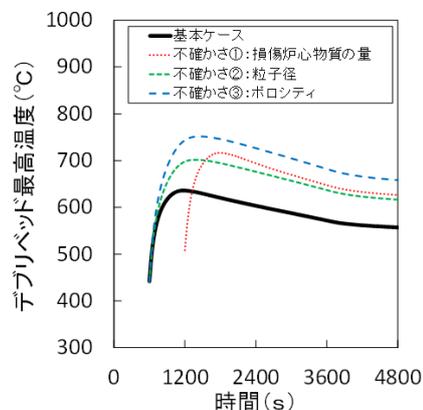
- 感度解析では重要なパラメータにおける不確かさの影響評価のために、基本ケースで使用したパラメータの値を1つずつ計算結果を厳しくするように保守側に变化させた解析を実施する。
- 下部プレナムに移行した損傷炉心物質は、周囲に大量にある冷却材との熱平衡が達成されるものと仮定して、デブリベッドと周囲の冷却材の初期温度は、炉心インベントリの40%及び70%のケースに対して、それぞれ約440℃及び約510℃とする。
- 原子炉容器底部にデブリベッドが形成される時刻は、残留炉心物質の冷却において、炉心インベントリの約40%及び約70%の燃料が再溶融する時刻を保守的に切り下げ、炉心インベントリの40%及び70%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%	400μm (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)	400μm	0.6
不確かさ ケース②	炉心インベントリの40%	270μm (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%	400μm	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ドの冷却性評価の感度解析

主な解析結果

- 基本ケースでは、デブリベッド最高温度（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℃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、デブリベッド最高温度（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。
- 不確かさケース③（デブリベッドのポロシティ0.5）では、デブリベッド最高温度（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℃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、デブリベッド最高温度は約70～120℃高くなる（不確かさの影響が最も大きいのはデブリベッドのポロシティ）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。



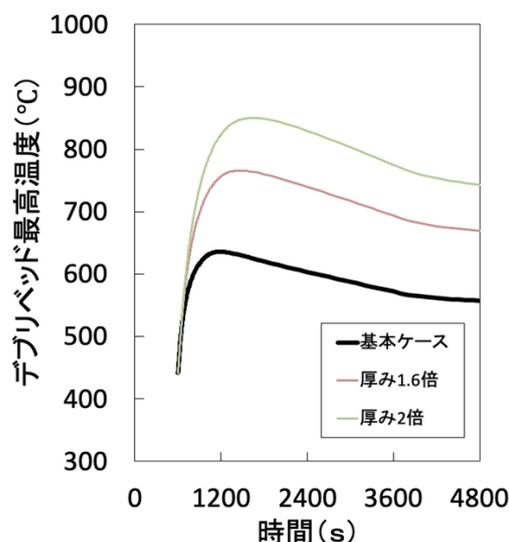
ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 原子炉容器底部に堆積したデブリベッド厚みの感度解析

解析パラメータ

- デブリベッドが堆積する過程で局部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。



プラグ応答に関わる機械的応答過程解析の
具体的内容について

プラグ応答及びナトリウム噴出量の解析について

事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下「ULOF」という。）」の格納容器破損防止措置の有効性評価は、事象進展をいくつかの過程に分けて行う。機械的エネルギーによる構造応答評価及びナトリウム噴出量の評価の過程（以下「機械的応答過程」という。）は、機械的エネルギーの解析、原子炉容器の構造応答解析及びナトリウム噴出量の解析を組み合わせることにより行う。機械的応答過程の解析の流れを第1図に示す。

ナトリウム噴出量の解析では、先行して実施される機械的エネルギーの解析により得られる、回転プラグ下面に作用する圧力の時間履歴を入力として、PLUGを用いて回転プラグ及び固定ボルトの応答並びに回転プラグの間隙から格納容器（床上）へ噴出するナトリウム量を解析する。

以下に、ナトリウム噴出量の解析の目的、解析方法、解析ケース、解析条件及び解析結果について記す。

1. 解析の目的

この解析では、機械的エネルギー発生時の原子炉容器内圧力上昇によって引き起こされる回転プラグの動的応答と、これに伴い回転プラグの間隙から格納容器（床上）に噴出するナトリウム量を評価することを目的とする。

2. 解析方法

ナトリウム噴出量の解析はPLUGを用いて行う。PLUGは、回転プラグ下面に作用する圧力履歴による回転プラグの動的応答と、回転プラグ間隙を通じて格納容器（床上）へと噴出するナトリウム量を解析する計算コードである。

PLUGの主要な入力は、回転プラグの重量及び受圧面積、回転プラグの固定ボルトの幾何形状及び材料特性並びに回転プラグ下面に作用する圧力の時間履歴である。これらを入力として回転プラグの動的応答を解析し、回転プラグの変位、固定ボルトのひずみ及び格納容器（床上）に噴出するナトリウム量を計算する。

なお、格納容器（床上）へのナトリウムの噴出経路となる回転プラグ間隙部の空間体積は初期にはアルゴンガスにより満たされているため、この空間が流入してくるナトリウムで満たされた後に初めて格納容器（床上）にナトリウムが噴出することになる。すなわち、回転プラグ間隙部の空間に流入するナトリウム量がこの空間体積よりも少ない場合、格納容器（床上）へのナトリウムの噴出は生じない。

3. 解析ケース

機械的エネルギーの解析における基本ケース（機械的エネルギー1.8MJ）及び不確かさを考慮したケース（機械的エネルギー3.6MJ）の2ケースとする。

4. 解析条件

4.1. 解析体系

PLUGによるナトリウム噴出量の解析の解析体系を第4.1.1図に示す。解析体系作成の方針は以下の通り。

- ・ 回転プラグを構成する大回転プラグ、小回転プラグ及び炉心上部機構をモデル化し、各プラグに作用する圧力に対する力の伝達経路を同定して、作用の及ぶ固定ボルトをモデル化する。回転プラグの重量、受圧面積、固定ボルトの材質、呼び径、有効長及び本数を第4.1.1表に示す。
- ・ カバーガスの存在は無視して、ナトリウムは最初から回転プラグ下面に接しているものとする。
- ・ ナトリウムの噴出経路となる回転プラグ間隙部の垂直部分は環状流路として、水平部分は矩形流路としてモデル化する。

4.2. 基本ケースの解析条件

基本ケースの解析条件及び解析上の仮定は以下のとおり。

- ・ 回転プラグ下面に作用する圧力の履歴は、機械的エネルギーの解析の結果得られる圧力履歴を用いる。大回転プラグ及び小回転プラグの下面は同一高さに位置するため同じ圧力履歴を用いる。炉心上部機構の下面はこれより3.6mほど下方であるため、該当する高さの圧力履歴を用いる。第4.2.1図に基本ケースの入力となる回転プラグ下面に作用する圧力履歴を示す。
- ・ 回転プラグが衝突する際の反発は、反発係数を考慮した反発モデルを用いて計算する。
- ・ ボルトが初期に締め付けられている場合はその初期締め付け力を考慮する。

4.3. 不確かさを考慮したケースの解析条件

不確かさを考慮したケースの解析は、基本ケースに対して、入力する圧力履歴のみを変更して行う。第4.3.1図に不確かさを考慮したケースの入力となる回転プラグ下面に作用する圧力履歴を示す。

5. 解析結果

5.1. 基本ケースの解析結果

第5.1.1図に各回転プラグの動的応答の解析結果を示す。炉心上部機構及び小回転プラグは大回転プラグと一体となって変位し、大回転プラグとの相対変位は生じない。大回転プラグは80ms程度の短時間だけ、最大約1.2mm上向きに浮き上がるが、原子炉容器内の圧力がプラグの浮き上がりに必要な圧力以下に低下すると、支持フランジ上に着座する。炉心上部機構及び小回転プラグのボルトには初期ひずみ以外のひずみは生じておらず、これらプラグと大回転プラグとの相対変位は生じていない。ボルトの降伏ひずみは入力により降伏応力に相当する0.385%と設定しており、いずれのボルトも塑性変形に至っていない。動的なひずみが生じた大回転プラグの固定ボルトのひずみは最大で0.07%であり、JIS規格における常温の破断伸び15%と比べて十分小さく、破断には至らない。各回転プラグの間隙内に流入するナトリウム量（積算値）は大回転プラグで6.6kgであり、小回転プラグ及び炉心上部機構ではナトリウムはプラグ間隙内に流入しない。大回転プラグの間隙内に保持可能なナトリウム質量（回転プラグ間隙の容積に相当）は約520kgであり、間隙内への流入量がこれを十分下回ることから、基本ケースでは格納容器（床上）にナトリウムは噴出しない。

以上から、ボルトの健全性が損なわれることはなく、回転プラグは垂直上方向へ変位するものの短

時間のうちに自重で落下・着座し、原子炉容器内から格納容器床上へのナトリウムの噴出は生じない。

5.2. 不確かさを考慮したケースの解析結果

第 5.2.1 図に各プラグの動的応答の解析結果を示す。約 200ms まで各プラグは一体となって変位するが、200ms 以降はボルト強度の相違及び衝突による運動エネルギーの受け渡しの影響を受けて、各プラグが独立に変位し相対変位が生じている。約 200ms まで各プラグが一体となって変位する理由は、炉心上部機構が初期締め付け力約 100MPa で小回転プラグに固定されていること及び小回転プラグが初期締め付け力約 200MPa で大回転プラグに固定されていることによる。800ms 以降、原子炉容器内の圧力が回転プラグの浮上に要する圧力（約 0.24MPa）を下回ると、各プラグは被搭載プラグあるいは大回転プラグ支持フランジ上に着座する。各プラグの固定ボルトの降伏ひずみは入力により降伏応力に相当する 0.385%と設定しており、すべての回転プラグでボルトが塑性変形するものの、ひずみは最大でも 1.6%であり、JIS 規格における常温の破断伸び 15%より十分小さく、破断には至らない。第 5.2.2 図には各回転プラグの間隙内に流入するナトリウム量（積算値）を示す。各図における黒点線は当該回転プラグに対応する回転プラグ間隙内に保持可能なナトリウム質量（回転プラグ間隙の容積に相当）を表す。回転プラグ間隙内に流入するナトリウム量が、この保持可能なナトリウム量以下であれば、回転プラグ間隙を通じた格納容器（床上）へのナトリウムの噴出は生じない。この解析では、炉心上部機構、小回転プラグ及び大回転プラグの間隙内にそれぞれ 31kg、29kg 及び 185kg のナトリウムが流入した。しかし、回転プラグ間隙へのナトリウムの流入量は同間隙の保持可能なナトリウム量を下回り、したがってナトリウムは原子炉容器内から格納容器（床上）に噴出しない結果となった。以上から、ボルトの健全性が損なわれることはなく、回転プラグは垂直上方向へ変位するものの短時間のうちに自重で落下・着座し、原子炉容器内から格納容器（床上）へのナトリウムの噴出は生じない。

6. まとめ

ULOF の機械的応答過程における回転プラグの応答及びナトリウム噴出を解析した。基本ケースでは次のような結果となった。

- ・ 回転プラグを構成する各プラグを固定するボルトのひずみは最大で 0.07%であり、破断伸びである 15%より十分小さく、ボルトの健全性は維持される。
- ・ 機械的負荷により回転プラグは短時間の間、垂直上方向へ変位するものの、一時的に形成されるプラグ間の間隙を通じてのナトリウムの格納容器（床上）への噴出は生じない。

不確かさを考慮したケースでは次のような結果となった。

- ・ 回転プラグを構成する各プラグを固定するボルトのひずみは最大で 1.6%であり、破断伸びである 15%より十分小さく、ボルトの健全性は維持される。
- ・ 機械的負荷により回転プラグは短時間の間、垂直上方向へ変位するものの、一時的に形成されるプラグ間の間隙を通じてのナトリウムの格納容器（床上）への噴出は生じない。

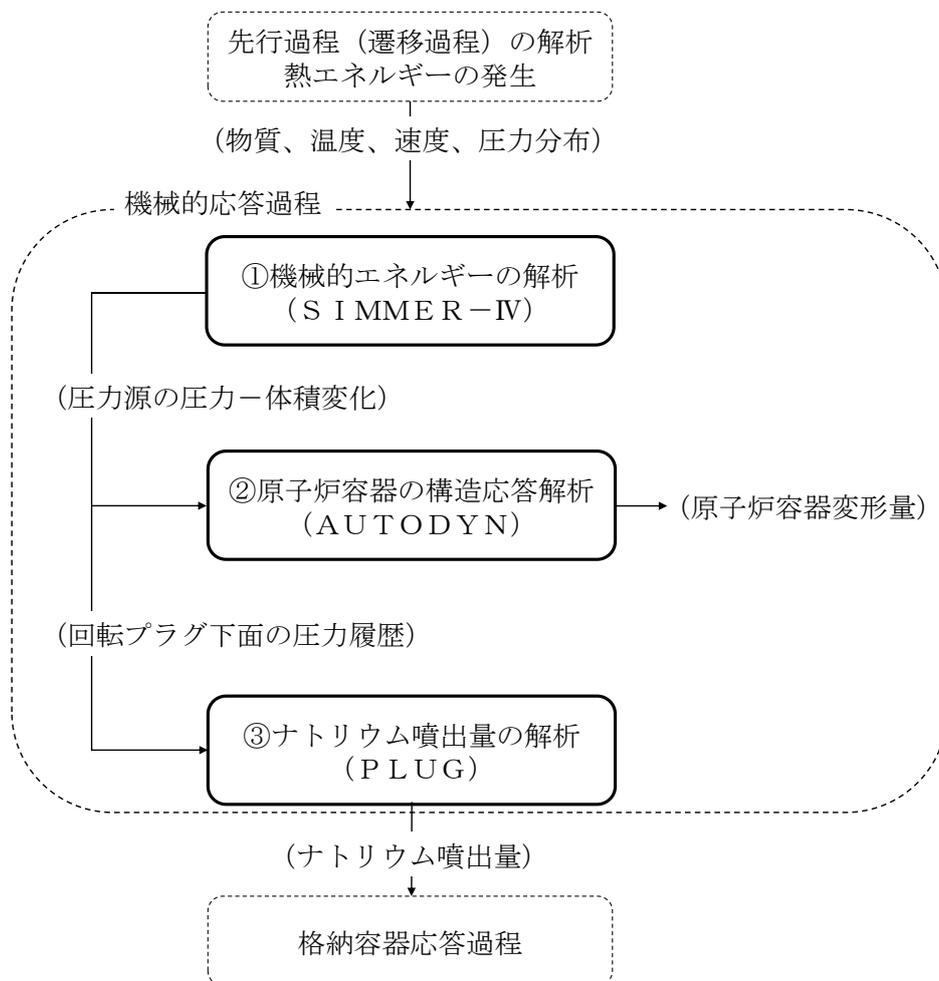
以上のことから、発生する機械的エネルギーの不確かさを考慮したとしても、格納容器（床上）へのナトリウムの噴出は生じないことが確認できた。これにより、評価項目の一つである「ナトリウム

が格納容器（床上）に噴出する場合にはナトリウムの燃焼等に対して、格納容器健全性が維持できること」に対して、ナトリウムが格納容器（床上）に噴出しないことをもって評価項目を満足しうることが確認できた。

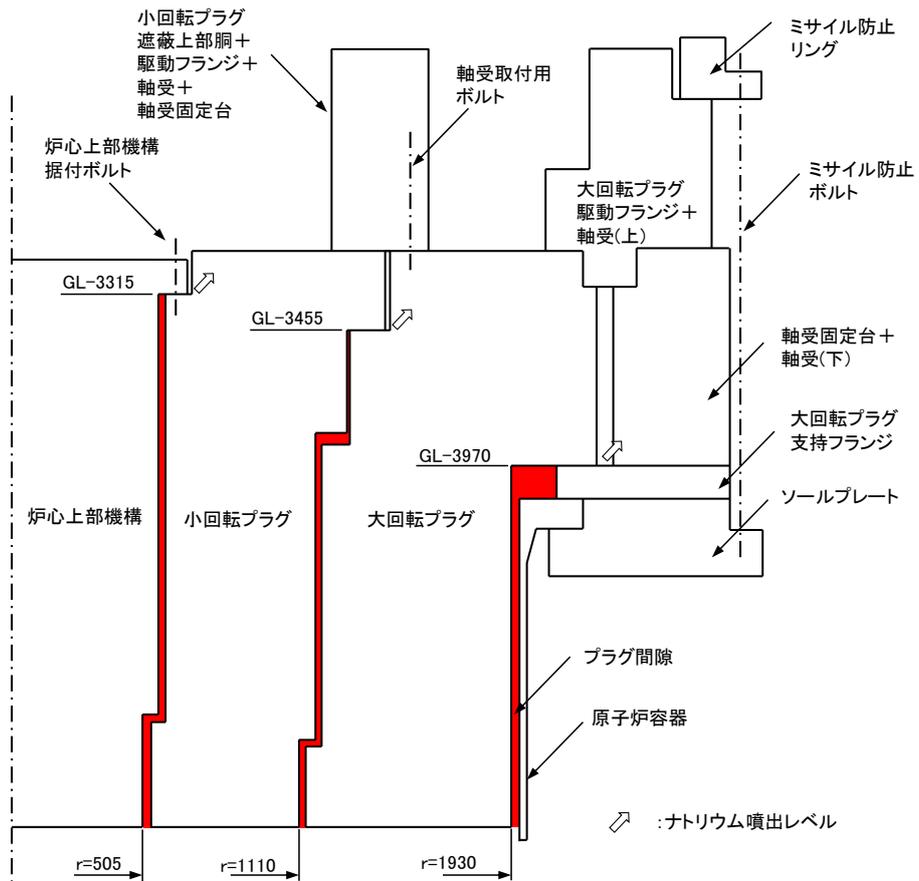
第 4.1.1 表 各回転プラグの重量、受圧面積、固定ボルトの材質、外径、有効長及び本数

	プラグ重量 (ton)	プラグ受圧面 積(m ²)	ボルト材質	ボルトねじ山 部外径(mm)	ボルト有効 長(mm)	ボルト 本数
大回転プラグ	143	8.1	SCM435	40※	1840	35
小回転プラグ	97	3.2	SCM435	30	450	36
炉心上部機構	13	0.90	SCM435	33	225	24

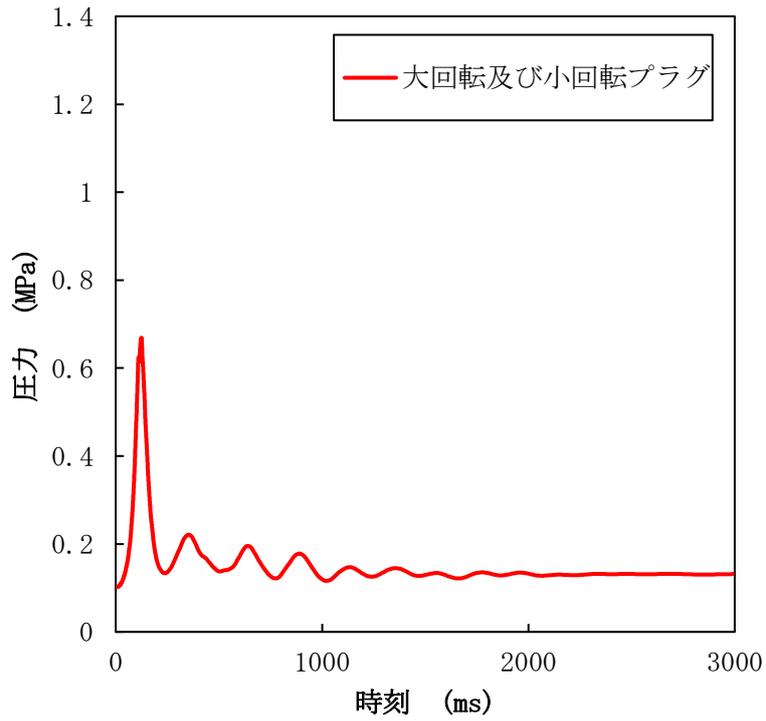
※ 大回転プラグのボルトはねじ山部外径ではなく、軸力を支持する支柱部の外径



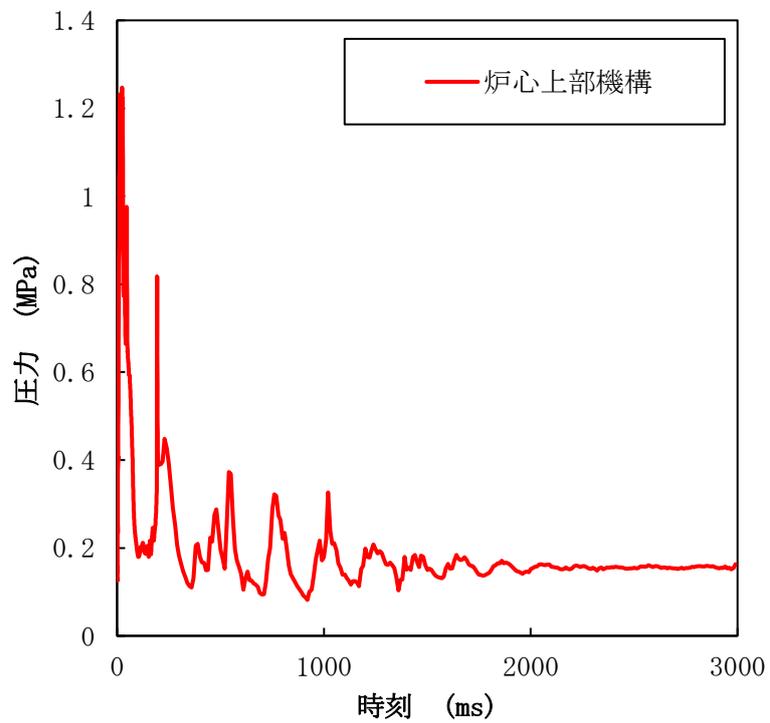
第1図 機械的応答過程の解析の流れ



第 4. 1. 1 図 P L U Gによるナトリウム噴出量の解析の解析体系

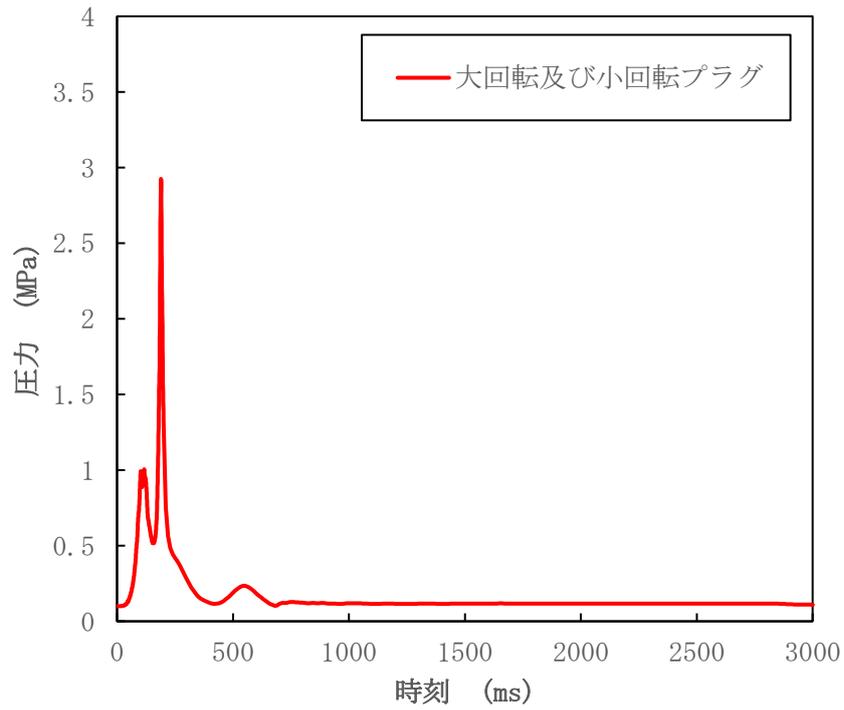


(A) 大回転プラグ及び小回転プラグの下面に作用する圧力

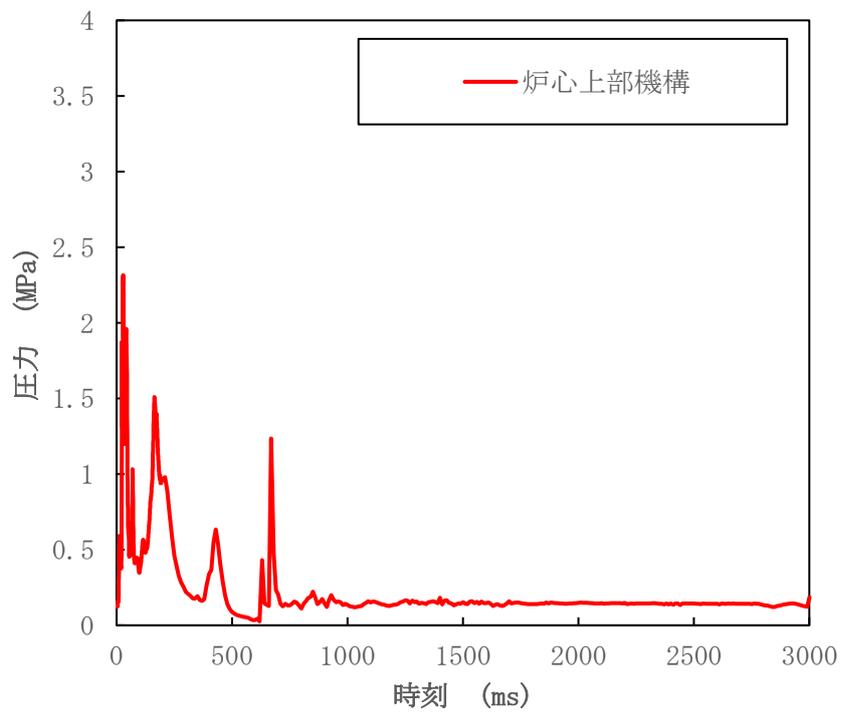


(B) 炉心上部機構の下面に作用する圧力

第 4. 2. 1 図 回転プラグ下面に作用する圧力履歴 (基本ケース)

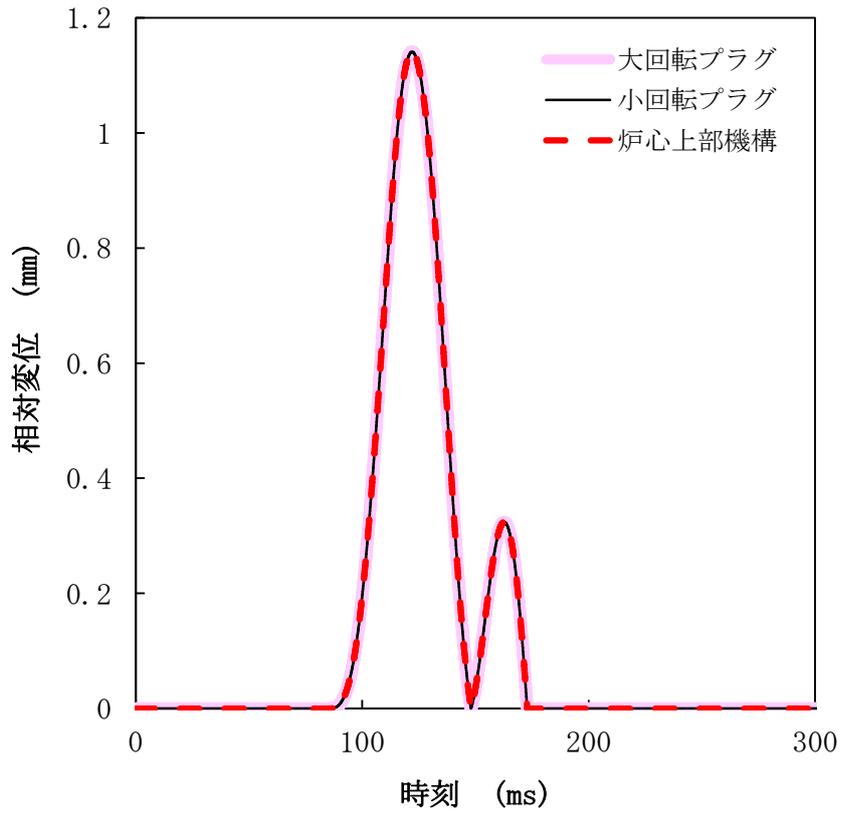


(A) 大回転プラグ及び小回転プラグの下面に作用する圧力

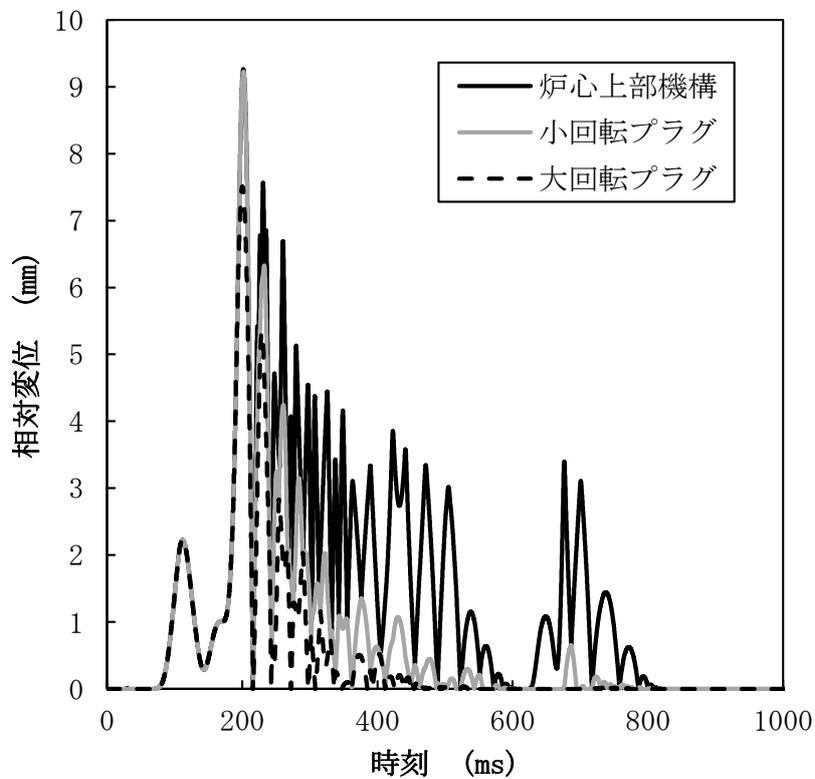


(B) 炉心上部機構の下面に作用する圧力

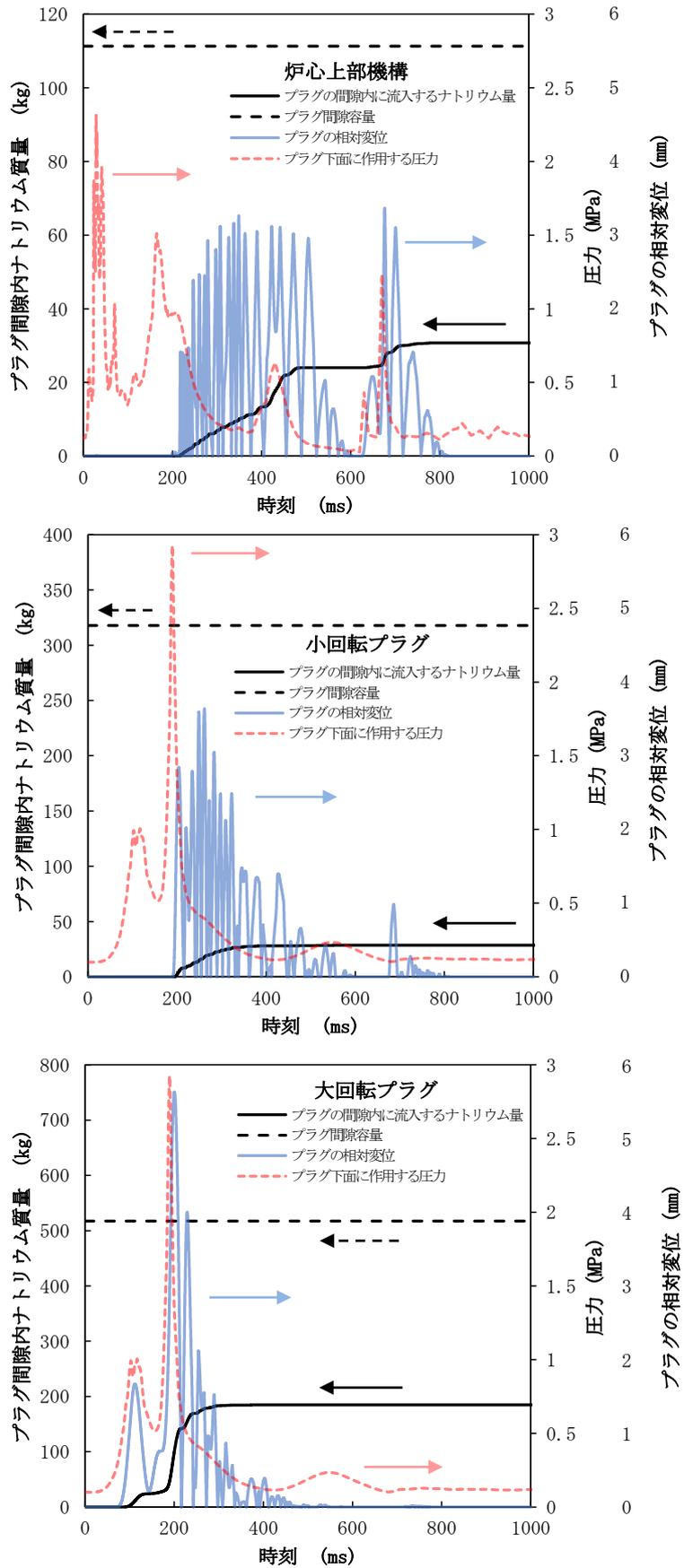
第 4. 3. 1 図 回転プラグ下面に作用する圧力履歴 (不確かさを考慮したケース)



第 5. 1. 1 図 各回転プラグの動的応答（基本ケース）



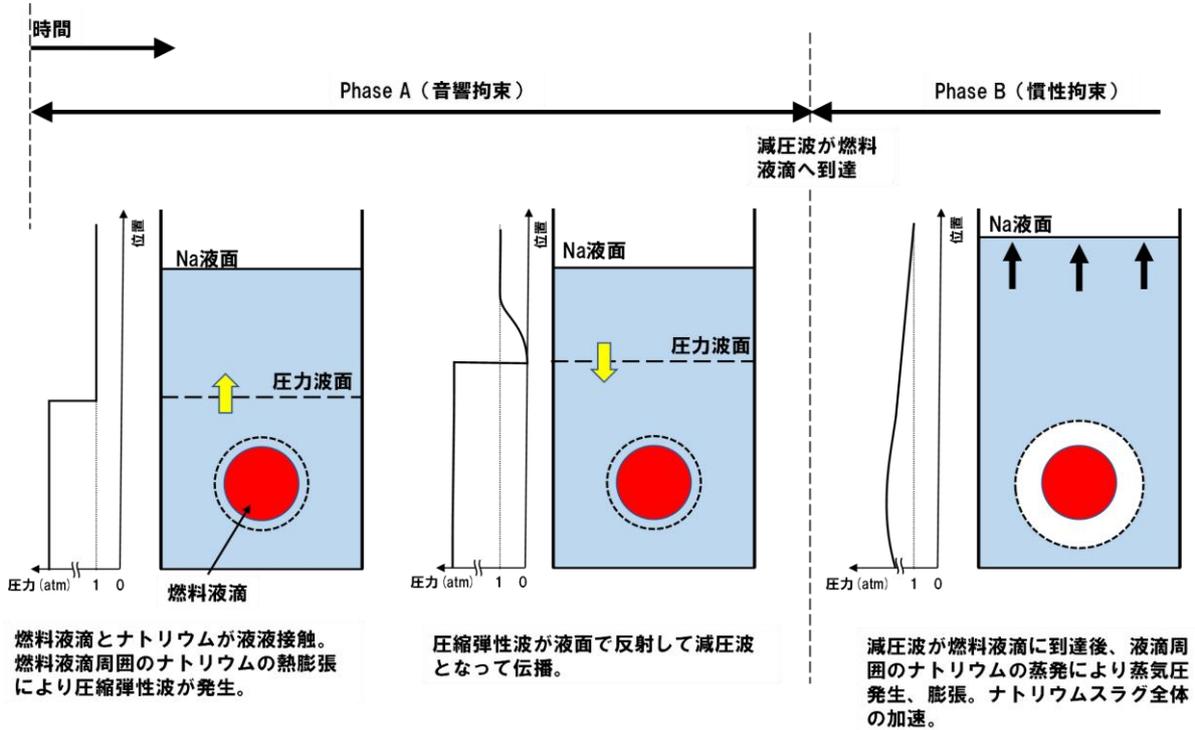
第 5. 2. 1 図 各回転プラグの動的応答（不確かさを考慮したケース）



第 5.2.2 図 各回転プラグの間隙内に流入するナトリウム量 (積算値) (不確かさを考慮したケース)

高速炉における FCI 現象について

FCIにおけるPhase A, Phase B



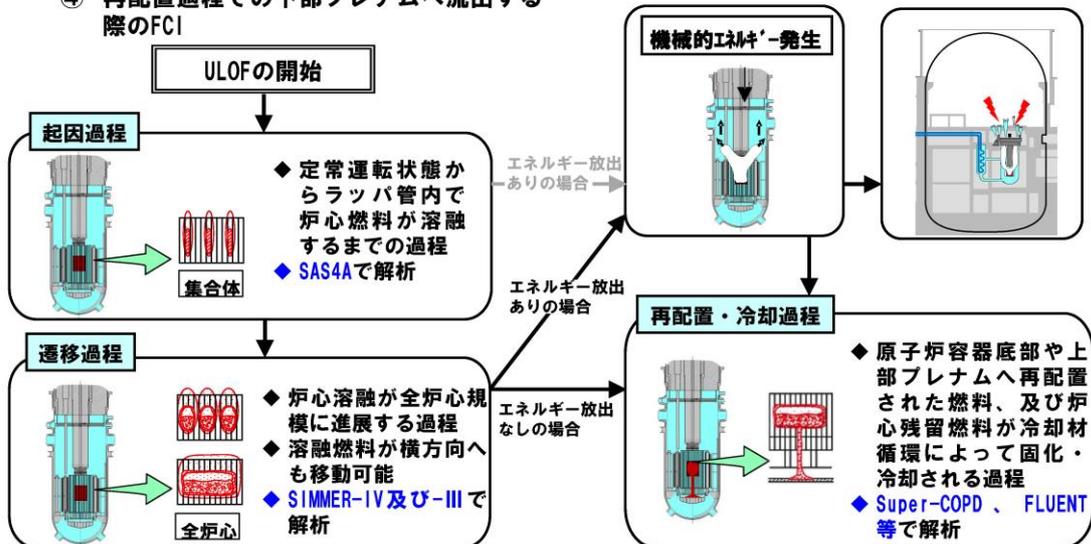
「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (1/4)

■ 「常陽」のULOFの事象推移では、以下のFCIが事象推移に影響を与える。

- ① 起因過程における燃料破損時のFCI
- ② 遷移過程における炉心内又は炉心近傍でのFCI
- ③ 機械的エネルギー発生過程での上部プレナム下部でのFCI
- ④ 再配置過程での下部プレナムへ流出する際のFCI

機械的エネルギーの解析
(SIMMER-IV)
原子炉容器の構造応答解析
(AUTODYN)
ナトリウム噴出量の解析
(PLUG)

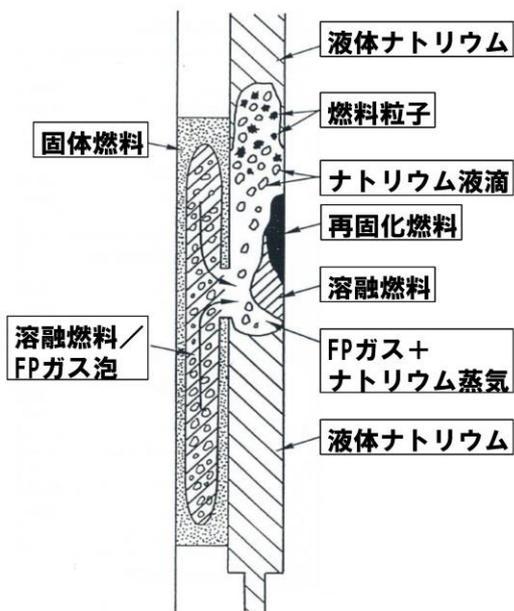
噴出ナトリウムの熱的影響解析
(CONTAIN-LMR)



「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (2/4)

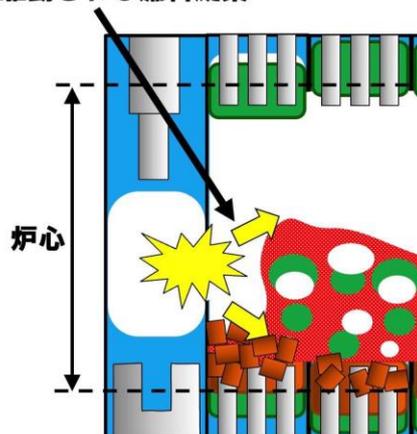
- ①起因過程における燃料破損時のFCI、②遷移過程における炉心内又は炉心近傍でのFCIでは、溶融燃料そのものが二相状態であるか、又はすぐ近傍に二相の炉心プールが存在するためにPhase Aが問題になることはない。

①起因過程における燃料破損時のFCI



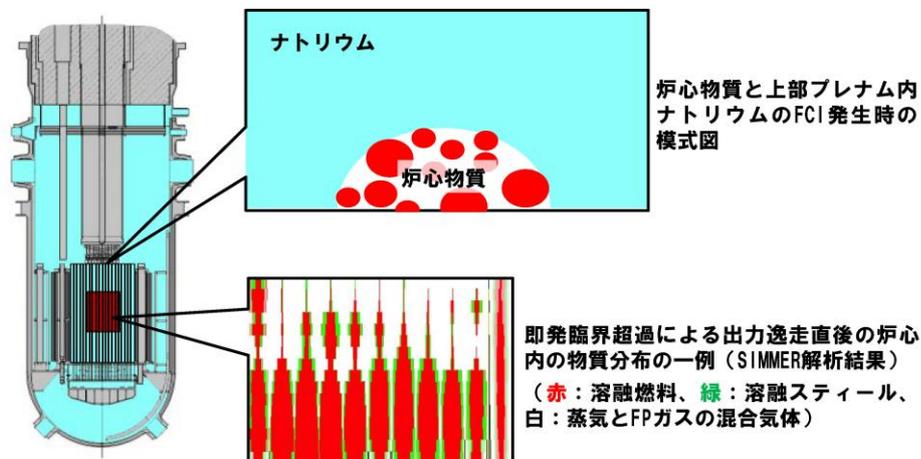
②遷移過程における炉心内又は炉心近傍でのFCI

燃料-冷却材相互作用 (FCI) 圧力に駆動される燃料凝集



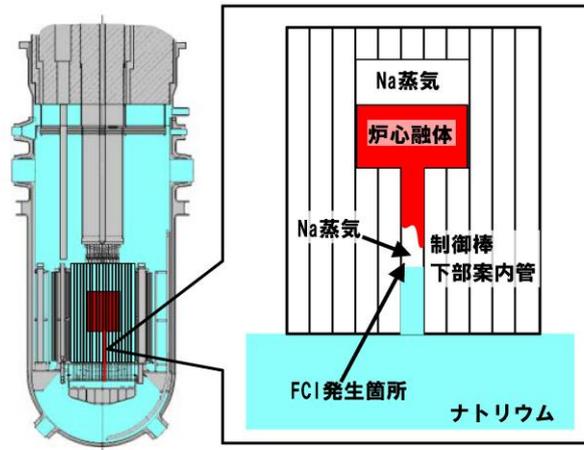
「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (3/4)

- ③機械的エネルギー発生過程で上部プレナム下部で発生するFCIでは、即発臨界超過による出力逸走直後の炉心は溶融した燃料とスティール、それぞれの蒸気、ナトリウム蒸気、FPガスが混在した二相状態である。
- したがって、炉心物質が上部プレナムに噴出してFCIが発生する時も、炉心物質は二相状態（主に溶融燃料、燃料粒子、溶融スティール、ナトリウム蒸気、FPガスの混在物）であり、炉心物質とナトリウムの境界面で部分的に液-液接触しても単相圧力波、すなわちPhase Aは発生しない。



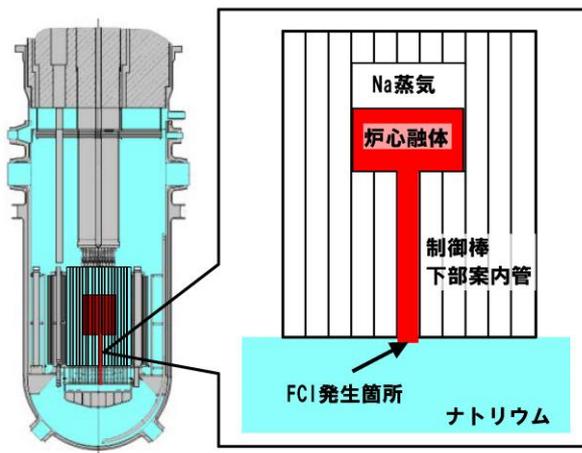
「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (4/4)

- ④再配置過程で溶融炉心物質が制御棒下部案内管等を通して下部プレナムに流出する際のFCIでは、高温化した制御棒下部案内管の上部はナトリウム蒸気で満たされており、制御棒下部案内管を燃料が流下して下方方向にあるナトリウムと接触する際には、このナトリウム蒸気を巻き込んだ二相状態でFCIを生じるため、Phase Aは発生しない。
- 燃料とナトリウムの接触後はPhase Bのナトリウム蒸気圧が発生して炉心物質は逆流し、その後間欠的に流入と逆流を繰り返しながら炉心物質は徐々に下部プレナムへ移行する。



溶融炉心物質が下部プレナムに流出する際のFCIにおけるPhase Aの影響 (1/4)

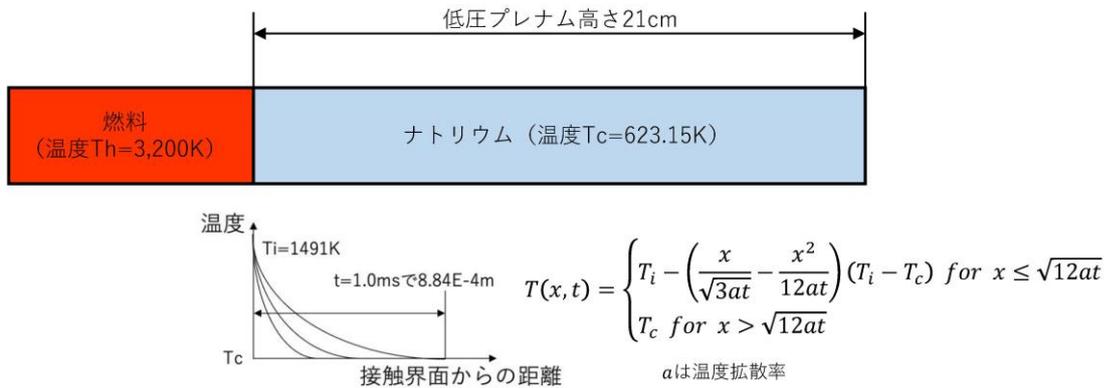
- 「常陽」のULOFにおいて発生するFCIに関してはいずれの場合にもPhase Aの発生は考慮する必要はないと考えられるが、ここでは、敢えて④のFCIにおいて低圧プレナムのナトリウムプールに単相状態の溶融燃料が浸入してPhase Aが発生する場合を仮想して、その発生圧力と影響の評価を行う。



- Phase Aの継続時間、すなわち圧力波が低圧プレナム上面と炉心プール液面間を往復する時間は約1msである。炉心から流出する溶融燃料の流速はベルヌーイの式から約6m/sである。
- Phase Aを考慮すべき溶融燃料の浸入距離は約6mmとなるため、ここでは低圧プレナム上面における制御棒下部案内管の断面（直径3cm）での液-液接触のみを考える。

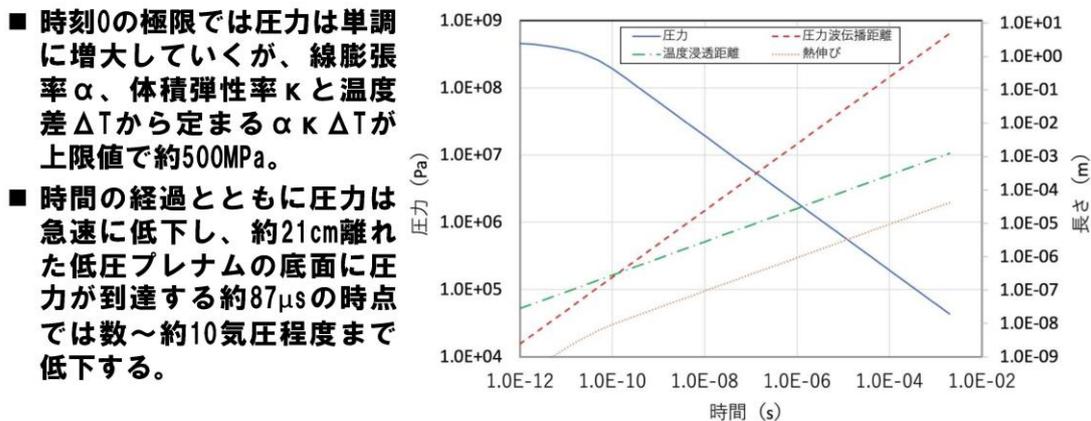
溶融炉心物質が下部プレナムに流出する際のFCIにおける Phase Aの影響 (2/4)

- 保守性と簡易化のために、液-液接触界面から低圧プレナム内に広がる3次元的な圧力波の伝播は考えず、接触界面から下方向に伝播する1次元的な圧力波として解析を行う。
- 溶融燃料の温度を3,200K、ナトリウムの温度を623.15K (350℃) とする。両者の液-液接触境界面の接触温度 T_i は熱物性のみから定まり、約1,491Kで一定となる。
- ナトリウム側では、境界温度を T_i として熱伝導によって時間とともに温度境界層が発達していく。このナトリウム側の温度上昇に伴う熱膨張によってナトリウム側に発生する単相圧力がいわゆるFCIにおけるPhase A圧力である。実際には燃料側の温度低下に伴う収縮によってナトリウム側の単相圧力は緩和されるが、ここでは保守的に燃料側の収縮は考えない。



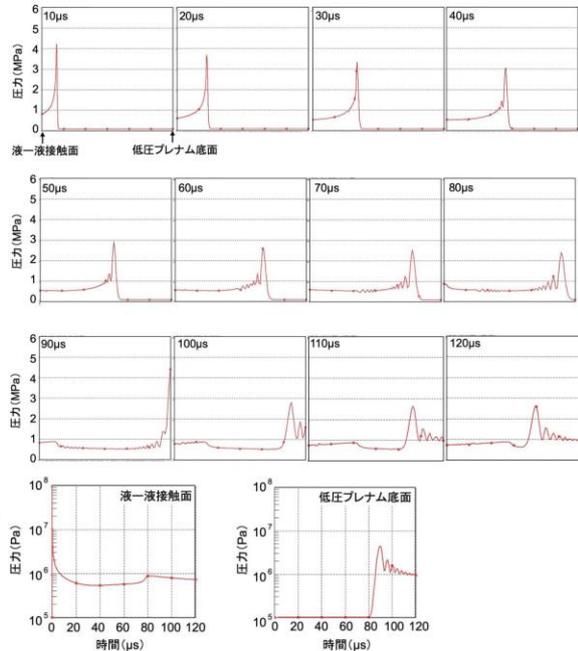
溶融炉心物質が下部プレナムに流出する際のFCIにおける Phase Aの影響 (3/4)

- この温度分布からPhase Aの継続時間である約1ms後のナトリウムの熱伸びを求めると約 3×10^{-5} (m)となる。低圧プレナムの底板 (厚み35mm、直径1,730mm) の中心がこの伸びだけ下向きにたわむとしても底板内の引っ張り応力は100MPa程度であり、底板の引張強さ (約400MPa) よりも十分に小さく、Phase Aの圧力は構造的にはほとんど影響を与えない。
- 接触境界面からの圧力波の到達距離に対して、温度浸透距離内の熱伸びによる歪みが均一に分布すると仮定して発生圧力を求めた。



溶融炉心物質が下部プレナムに流出する際のFCIにおける Phase Aの影響 (4/4)

- SIMMER-IIIを用いてPhase A圧力波の伝播解析を実施。低圧プレナム高さ方向の1次元を1,000メッシュで分割。Phase A圧力の発生と伝播を適切に解析するために、加熱面は100メッシュごとに1, 2, 4 μ mの微細なメッシュを設定。
- 燃料とナトリウムの液-液接触面で発生する熱膨張による発生圧力のピーク値は約94.5MPaと解析される。これは、圧力波伝播距離がメッシュサイズ1 μ mとなる理論的圧力評価値約94.6MPaと整合する。
- 液-液接触面で発生した圧力波は低圧プレナム底面に向かって伝播する。圧力波の到達によって発生する低圧プレナム底面での圧力ピークの発生時刻約90 μ sは、これは低圧プレナムの高さとナトリウム中の音速から求める到達時刻約87.2 μ sに近い。
- 低圧プレナム底面での圧力ピークは約4.4MPa、その半値幅は約8 μ sと極めて短く、その後は約10気圧程度に維持される。熱膨張が約30 μ mであることから、僅かな低圧プレナム周囲の構造物の変形又はナトリウムの流出によって減圧される。



「常陽」のULOFでのFCIにおけるPhase A まとめ

- 「常陽」のULOFにおいて発生するFCIに関してはいずれの場合にもPhase Aの発生は考慮する必要はないと考えられるが、低圧プレナムのナトリウムプールに単相状態の溶融燃料が浸入してPhase Aが発生する場合を敢えて仮想して、その発生圧力と影響の理論的検討と圧力波伝播解析を行った。
- 理論的検討では、液-液接触が発生して1ns以下の極短時間では数100~5,000気圧程度の高い圧力が接触界面から10 μ m以下の極少の領域で発生することが示されたが、圧力波の伝播とともに急速に低下し、低圧プレナム底面に到達する時点では数~約10気圧程度の圧力となることが示された。SIMMER-IIIを用いたPhase A圧力伝播の解析では、低圧プレナム底面でのピーク圧力は約4.4MPa、その半値幅は約8 μ s程度、静定圧力は約1MPaとなった。
- 理論的検討と圧力波伝播解析は液-液接触面から圧力波が1次元的に伝播するという極めて保守的な仮定の元に求めた結果であり、実際の圧力波は液-液接触面から3次元のほぼ球面状に伝播する。液-液接触面の圧力波を直径3cmの球面からの圧力波とみなせば、その7倍の距離にある低圧プレナム下面に到達した時点における圧力値は今回の評価値の $(1/7)^2$ =約0.02倍、すなわち約1/50程度に緩和される。
- Phase Aが継続する約1msの間に液-液接触面で発生するナトリウムの熱膨張は約30 μ m程度であり、低圧プレナム周囲の構造にほとんど影響を与えない。

大規模FCI の発生可能性について

- 「常陽」MK-IV炉心の燃料インベントリは1トン程度であり（大型軽水炉では100トン以上）、また、ULOF の事故シーケンスにおいてはそもそも大量の溶融燃料が冷却材のナトリウムと混合する状況は考えられない。
- 一般に、大規模なFCI が発生するためには、安定膜沸騰条件下で溶融燃料とナトリウムとの大規模な粗混合状態が形成される必要があるとされている。一方、ナトリウム冷却高速炉においては、ナトリウムの熱伝導度が高いために溶融燃料とナトリウムの接触界面温度は安定膜沸騰の発生条件をはるかに下回り、液-液接触による局所的なFCIが生じるため、大規模な粗混合状態が形成されることはない。

原子炉容器の歪みの判断基準（10%）の設定について

原子炉容器（材料：SUS304）の歪みの判断基準 10%は、材料試験における SUS304 の 500℃における一様伸びを 20%とした上で、過去の構造部試験等を参考に構造物の破断歪みは一様伸びの 1/2 となるとして定めたものである。なお、この判断基準の設定においては中性子照射効果や歪み速度効果についても影響の要否を考慮している。

中性子照射効果については、「常陽」の原子炉容器の設計寿命（設計定格出力運転時間：131,500 時間）における中性子照射量の推定値は $3.48 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ ($\geq 0.1 \text{MeV}$) であり、500℃において中性子照射量が破断伸びに影響を及ぼす領域より小さい^{[1]、[2]}。このため、健全性を維持できると想定する許容限界歪みの設定において中性子照射効果については影響を考慮する必要はないと判断している。

第 1 図に「常陽」の原子炉容器材料のサーベイランス材の引張試験における一様伸び及び破断伸びを示す。原子炉容器材料のサーベイランス試験体の引張試験において、「常陽」の設計寿命に相当する中性子照射量を超えても一様伸びは 20%を大きく上回っていることが確認されている。

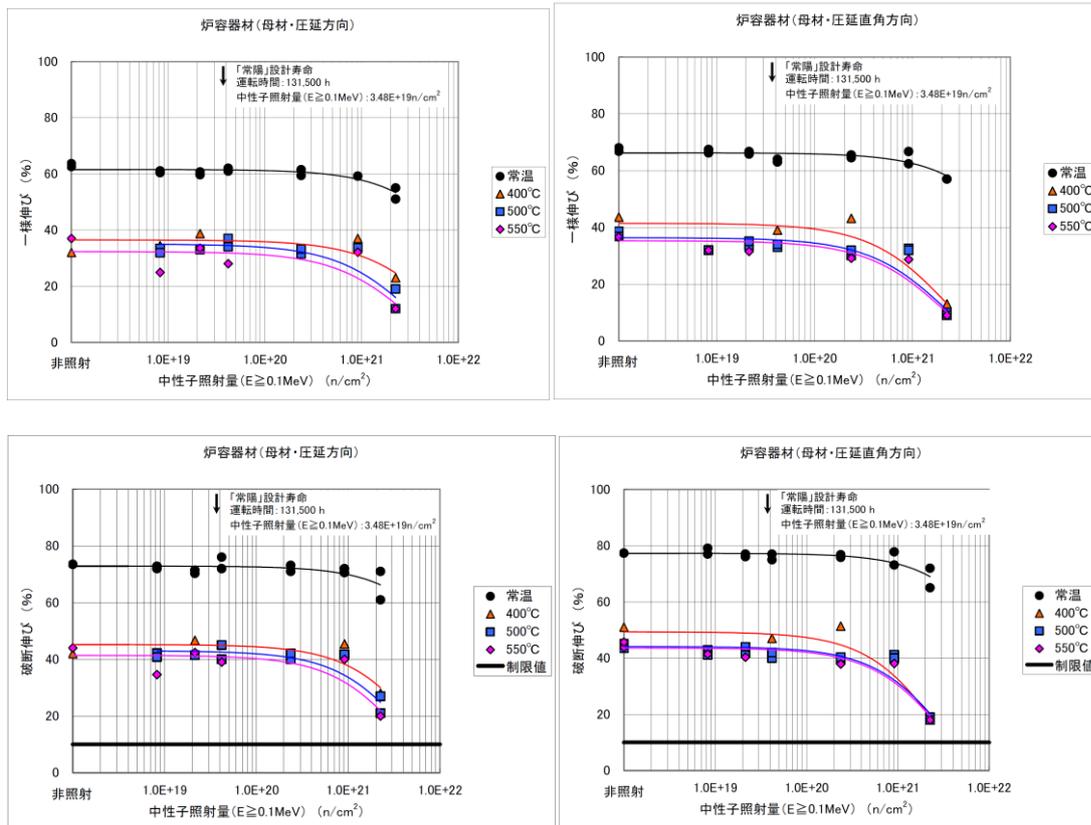
歪み速度効果については、火薬爆発力を利用した高温衝撃引張試験の結果において 0.2%耐力、引張強さは静的試験に比して増加する傾向があり、破断伸びについても静的試験に比して大きくなる傾向があることが報告^[3]されていることから、保守的にこれらを考慮しないこととしている。

参考文献

[1] 動力炉・核燃料開発事業団，「解説 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等」，PNC TN241 84-10，1984

[2] 核燃料サイクル開発機構，「高速実験炉「常陽」の定期的な評価－高経年化に関する評価－（技術報告）」，JNC TN9440 2005-003，2005

[3] 磯崎 敏邦，大場 敏弘，植田 脩三，「オーステナイト系ステンレス鋼の高温衝撃引張試験（SUS304 鋼母材引張試験）」，日本機械学会論文集 A，42 巻，359 号，p.2034-2041，1976



第1図 「常陽」の原子炉容器材料のサーベイランス材の引張試験結果(一様伸びと破断伸び)
(左)圧延方向 (右)圧延直角方向^[2]

格納容器応答過程における放熱等の解析条件
及びセシウム挙動の評価方法について

ULOF の格納容器破損防止措置の格納容器応答過程 解析体系及び解析条件

1. 解析コード

CONTAIN-LMR

2. 解析体系の概要

外気領域を含め格納容器（床上）を3セルで模擬

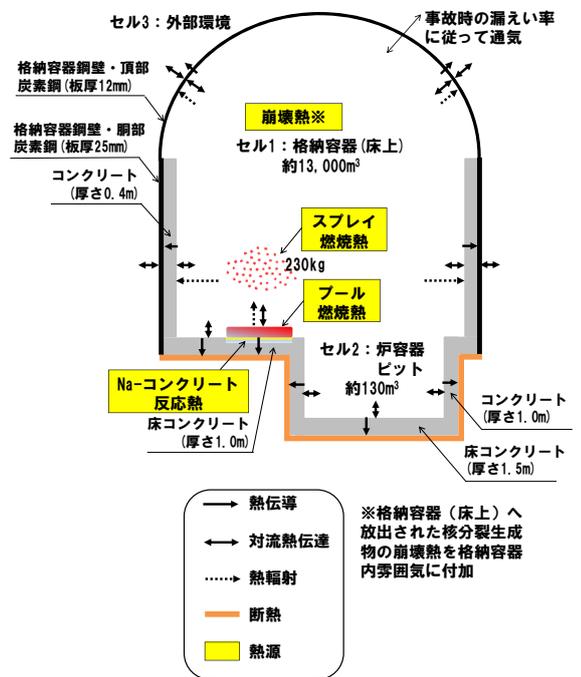
3. 解析条件

(1) ナトリウム燃焼の想定

- ①機械的応答過程の解析において不確かさの影響を考慮したとしても、ナトリウムの格納容器（床上）への噴出は起こらないと評価されたが、ここでは格納容器の健全性を確認するために、あえて230kg（既許可申請書の仮想事故時の噴出量）のナトリウムが噴出するものと仮定する。
- ②ナトリウムの燃焼形態として、スプレー燃焼及びプール燃焼をそれぞれ想定し、解析では、評価する燃焼形態が支配的となるような液滴径をそれぞれ設定する。
- ③ナトリウムとコンクリートが直接接触して反応することも想定し、この場合、噴出したナトリウムがプール燃焼と同じ面積で広がり、全てコンクリートと反応することを仮定する。

(2) 主な解析条件

- ①液滴径：0.1mm（スプレー燃焼時）、5mm（プール燃焼及びナトリウム-コンクリート反応時）
- ②プール面積：約30m²
- ③格納容器内初期雰囲気組成（モル比）：酸素0.21、水蒸気0.029
- ④格納容器（床上）と外気の通気：考慮
- ⑤熱輸送形態：熱輻射、自然対流熱伝達、熱伝導
- ⑥放熱の設定：格納容器鋼壁と外気の間は対流熱伝達（同熱伝達率は約6W/m²/K）、格納容器（床上）と（床下）の境界は断熱と設定



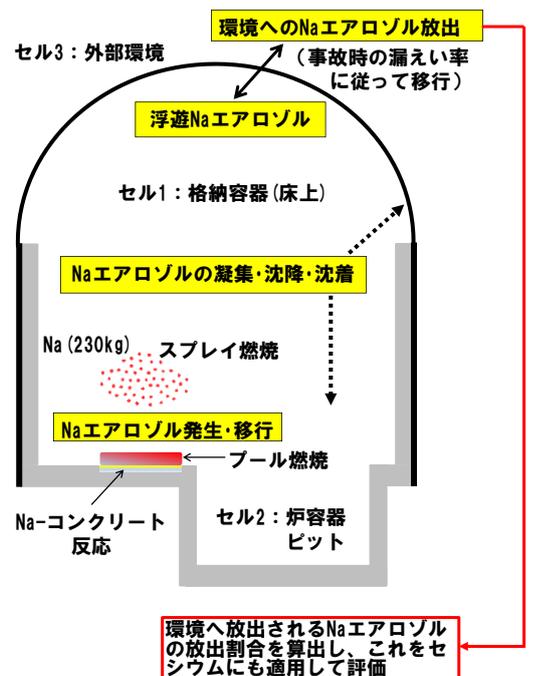
ULOF の格納容器破損防止措置の格納容器応答過程 セシウム挙動の評価方法

(1) 環境へ放出されるセシウムの評価方法

- ①セシウム（Cs）等の放射性物質を含むナトリウム（Na）は、空気雰囲気である格納容器（床上）へ噴出するとスプレー燃焼及びプール燃焼し、Naエアロゾル（Na₂O、Na₂O₂、NaOH）を発生する。Cs等はこれらのNaエアロゾルに付随して移動すると仮定し、放射性物質自体の計算は行わない。即ち、Naエアロゾルのみを考慮して、その後の凝集・沈降・沈着・移行を計算する。
- ②雰囲気中に浮遊しているNaエアロゾルの一部は、圧力差に起因する漏えいにより環境へ放出される。同エアロゾルを積算し（Na換算）、環境への放出割合（分母は230kg-Na）を求める。
- ③②で求めたNaエアロゾルの放出割合がCsにも適用できるとして環境への放出量を求める。この際のCsのソースは、炉内インベントリ（Cs-137：3.9×10³TBq）に対して、崩壊熱除去機能喪失事象の場合には全量を対象とし、ULOFの場合にはNaによる保持効果（1/10に低減）を考慮する。

(2) 本評価における保守性

- ①共存する放射性物質のエアロゾルを考慮していないため、凝集や沈降を過少評価、即ち浮遊エアロゾル量を過大評価している。
- ②CONTAIN-LMRではエアロゾルの密度を1つしか入力できないため、Naエアロゾルの中でも小さめの300kg/m³を設定している。なお、Csは金属単体での密度がNaより大きい（室温で約2倍）、Csエアロゾルの密度はより大きくなる。密度は重力沈降に影響するため、結果として浮遊エアロゾル量を過大評価している。
- ③格納容器（床上）内に存在する内部構造物への沈着や環境へ放出する際の間隙部における付着による減衰を考慮していない。

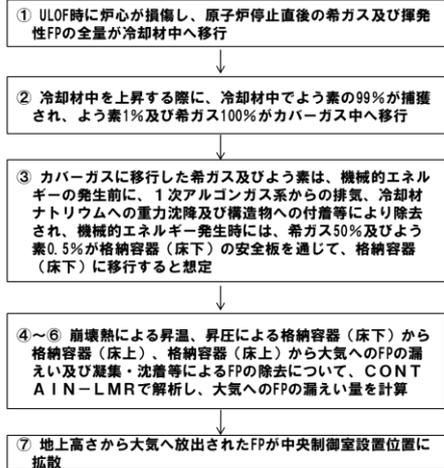
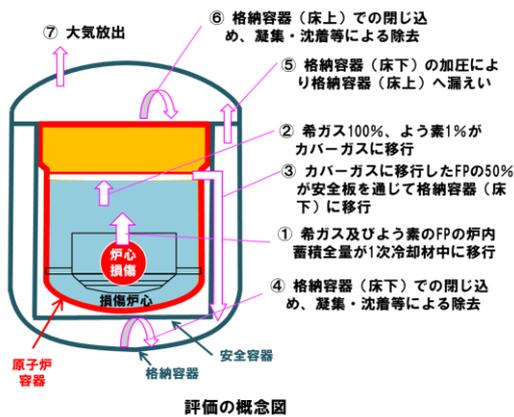


ULOF 時の中央制御室の実効線量の評価

ULOF時の中央制御室の実効線量の評価 (1/3)

事象推移及び移行割合の概要

ULOF時の以下の事象推移及び移行割合に基づいて中央制御室の実効線量を評価する。



主な評価条件の設定値等

	燃料→ 冷却材	冷却材→ カバーガス	カバーガス→ 格納容器 (床下)	格納容器 (床下)→ 格納容器 (床上)→ 大気	大気→ 中央制御室設置場 所への拡散
評価条件の設定	希ガス：100% よう素：100%	希ガス：100% よう素：1%	希ガス：50% よう素：50% [0.5%]	格納容器応答過程解 析より圧力及びFP移 行割合を設定	地上高さから拡散 (非常用換気設備 等考慮せず)

注) []内は炉内蓄積量に対する移行割合の累積値を示す。

ULOF時の中央制御室の実効線量の評価 (2/3)

主な評価条件及び評価結果

炉心損傷後において、格納容器の機能が維持されている場合について、中央制御室設置位置における実効線量を評価した。評価に当たっては、被ばく経路、対象核種、気象等の条件は設計基準事故 (DBA) の条件と同様とした。中央制御室では、被ばく低減の観点から、建物による遮へい、換気設備の隔離、チャコールフィルタ付の半面マスク及び全面マスク等の保護具の着用等の防護措置が実施されるが、本評価では保守的な評価となるようこれらの防護措置は考慮しないこととした。また、保守的な評価となるよう、アンユラス部排気設備や主排気筒の機能を無視するとともに、格納容器漏えい率は設計値を使用している。

○炉内蓄積量	標準平衡炉心サイクル末期の平均燃焼度約39,000Mwd/tに基づき、累積核分裂収率を使用した解析より設定
○格納容器への移行割合	炉内蓄積量に対して希ガスは100%、よう素は実験的知見に基づき1%がカバーガスに移行し、機械的エネルギー発生時に、希ガス50%、よう素0.5%が格納容器 (床下) に移行すると設定
○環境への移行割合	希ガスは格納容器応答過程解析で求めた格納容器内圧力を用いて、格納容器漏えい率 (保守的にDBAと同じ) に基づき移行量を計算。よう素は格納容器応答過程解析の結果から移行割合を設定
○物理的半減期による減衰	考慮 (ただし、よう素は格納容器内移行後の減衰を保守的に無視)
○原子炉停止から放出開始までの時間	0時間
○環境中への実効放出継続時間	希ガス：2時間、よう素：10時間 (中央制御室居住性評価では、実効放出継続時間を2時間と設定)
○放出高さ	地上放出 (非常用換気設備のフィルタによる除去及び主排気筒放出は期待しない)
○大気中拡散	気象指針 (DBAと同じ)
○気象条件	DBAと同じ 中央制御室の位置 (格納容器 (ドーム部) からNE約20mの位置) のX/Q, D/Qを使用
○被ばく経路	外部被ばく (希ガスからのガンマ線) 及び内部被ばく (よう素の吸入摂取)
○よう素吸入に係る呼吸率、実効線量係数	成人

格納容器外への放出量及び中央制御室における実効線量

	炉内蓄積量 (Bq)	格納容器移行割合 (%)	大気移行割合 (%)	大気放出量 (Bq)	実効線量 (mSv)
希ガス	1.3×10^{18}	50	- (格納容器漏えい率 に基づき移行)	1.7×10^{15}	2.5 ガンマ線による全身への 実効線量
よう素 (I-131換算・ 成人)	1.8×10^{17}	0.5	0.02 [1×10^{-4}]	1.8×10^{11}	1.5

注) []内は炉内蓄積量に対する移行割合の累積値を示す。

ULOF時の中央制御室の実効線量の評価（3/3） 冷却材ナトリウムからカバーガスへの放射性物質移行割合

燃料から放出された放射性物質が、冷却材ナトリウムを經由してカバーガス領域まで移行する割合については、米国、仏国、独国の炉外試験^[1]における実験的知見に基づいて、移行割合を評価している。ナトリウム中のよう素及びセシウムの保持率に係る炉外試験の条件と「常陽」のULOFにおける機械的エネルギー発生時の条件を比較し、炉外試験における実験的知見を「常陽」に適用できることを確認した。

ナトリウムプール高さは「常陽」の方が高く、実験的知見を適用することは保守的である。また、ナトリウム温度は概ね同じであり、放出圧力も同じオーダーである。「常陽」の放射性物質と冷却材ナトリウムの比は試験条件の範囲内である。

以上より、炉外試験の知見は「常陽」に適用できると判断している。

【よう素に関する「常陽」条件と炉外試験条件の比較】

項目	「常陽」条件	FAUST2A試験 ^[1]	FAUST2B試験 ^[1]
ナトリウムプール高さ	4m	0.8m	1.1m
ナトリウム量	30,000kg	1.84kg	196kg
よう素量	1kg	6g	0.5~10g
よう素量/ナトリウム量	$3 \times 10^{-3}\%$	$3 \times 10^{-1}\%$	$3 \times 10^{-4} \sim 5 \times 10^{-3}\%$
温度	460℃	500℃	465℃
放出圧力	2MPa	1MPa	0.9MPa

【セシウムに関する「常陽」条件と炉外試験条件の比較】

項目	「常陽」条件	FAUST2A試験	FAUST2B試験
ナトリウムプール高さ	4m	0.8m	1.1m
ナトリウム量	30,000kg	1.84kg	161kg
セシウム量	1kg	0.7g	0.5~10g
セシウム量/ナトリウム量	$3 \times 10^{-3}\%$	$4 \times 10^{-2}\%$	$3 \times 10^{-4} \sim 6 \times 10^{-3}\%$
温度	460℃	500℃	465℃
放出圧力	2MPa	1MPa	0.9MPa

[1] G. Berthoud, et al., "Experiments on Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Aerosol Source Terms After Severe Accidents", Nuclear Technology, 81, 257-277, 1988.

SAS4A の妥当性確認で抽出された
不確かさの影響評価の詳細について

1. 概要

炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下「ULOF」という。）及び過出力時原子炉停止機能喪失（以下「UTOP」という。）に関する格納容器破損防止措置の有効性評価として実施した、SAS4Aによる起因過程の解析（以下「基本ケース」という。）に対し、起因過程の不確かさの影響評価として、評価の初期条件や解析条件、評価において重要となる物理現象（以下「重要現象」という。）のうち、評価結果に影響を与え得る主な不確かさを考慮した評価（以下「感度解析」という。）を行った。

以下に考慮する不確かさと不確かさの影響評価の結果を記す。

2. 考慮する不確かさ

評価項目に影響を及ぼすパラメータの計算に関わる重要現象については、「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炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価に使用する計算コードについて」にその抽出結果を示すとおりである。このうち、計算コードのモデルに関する不確かさとしては、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス保持量の不確かさの影響を評価する。また、解析条件に関する不確かさとしては、制御棒引抜き反応度、ナトリウムボイド反応度、ドップラ反応度、燃料の軸伸び及び燃料破損条件の不確かさの影響を評価する。考慮する不確かさ幅は、評価項目に影響するパラメータの計算結果を厳しくする以下のとおり保守的に設定する。また、その概要をULOF及びUTOPについて第2.1表及び第2.2表にそれぞれ示す。

- 1) FPガス保持量：燃料ペレット中のFPガスの保持量はSAS4Aの定常照射挙動モデルの計算値に対して、負の反応度効果を持つ破損燃料の分散移動の駆動力となるFPガス圧力の効果を無視する。
- 2) 制御棒引抜き反応度：反応度挿入曲線の傾きが最大となる制御棒位置を想定するとともに制御棒引抜きに伴う傾きの減少を無視し、さらに、実効遅発中性子割合の不確かさ等の安全余裕を考慮して、反応度添加率を約 $4.2\text{¢}/\text{s}$ で一定とした。
- 3) ナトリウムボイド反応度：炉心の核設計においては30%の不確かさを考慮している。ナトリウムボイド反応度は、炉心の極一部の領域を除いておおむね負である。評価項目に影響を及ぼすパラメータである反応度を大きく計算するため、第2.1図に示すとおり、正の領域では1.3倍に、負の領域では0.7倍に設定する。
- 4) ドップラ反応度：ナトリウムボイド反応度と同様に、炉心核設計で考慮される不確かさは30%である。ドップラ反応度係数は負で、起因過程のドップラ反応度はULOFでは正、UTOPでは負となり、評価項目に影響を及ぼすパラメータである反応度を大きく計算するため、ULOFでは1.3倍、UTOPでは0.7倍に設定する。
- 5) 燃料の軸伸び：ナトリウムボイド反応度と同様に、炉心核設計で考慮される燃料密度反応度の不確かさは30%である。起因過程のULOFの事故シーケンスでは、燃料は収縮し反応度変化が正となり、UTOPの事故シーケンスでは燃料は膨張し反応度変化が負となる。評価項目に影響を及ぼすパラメータである反応度を大きく計算するため、ULOFでは1.3倍、UTOPでは0.7倍に設定する。
- 6) 燃料破損条件：UTOPの基本ケースでは20%断面溶融割合で破損判定を行っているが、不確かさとしては負の反応度効果を有する破損燃料の移動を抑制するとともに、損傷領域の拡大のために燃料溶融開始直後に破損するように設定する。また、それとは別に、念のため負の反応度投入自体を遅らせた場合の影響を調べるため、50%断面溶融割合の条件で破損するように設定する。ULOFの基本ケース

では燃料溶融開始直後に破損するように設定しており、既に十分に保守的な条件であるため、ULOFでは燃料破損条件に係る不確かさの影響評価は行わない。

これらの重要現象及び解析条件の間には物理的相関はなく、互いに独立であると判断されるため、それぞれ保守的に設定した不確かさを重ね合わせることは過度に保守的な想定となる。そこで、感度解析においては保守的な条件の重畳は行わず、基本ケースに対してそれぞれの不確かさの影響を評価した。

3. 解析条件

解析体系や解析に用いる反応度係数、過渡条件といった各種条件は、「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）に係る説明書（その 3：格納容器破損防止措置）別紙 5」に示す基本ケースの値を用いる。解析で用いる SAS チャンネル（炉心を構成する燃料集合体をグループ化したもの）の配置図を第 3.1 図に、解析体系を第 3.2 図に示す。

感度解析における解析ケースとしては、基本ケースに対して上記又は第 2.1 表及び第 2.2 表に示す不確かさを個々に保守的に考慮したケースとする。

4. 不確かさの影響評価

4.1 ULOF

主な解析結果を第 4.1.1 表に示す。また、反応度履歴を第 4.1.1 図及び第 4.1.2 図に、出力履歴を第 4.1.3 図及び第 4.1.4 図に示す。

(1) 基本ケース

基本ケースにおいては、1 次主循環ポンプの主電動機の停止によって冷却材流量が減少し、出力ー流量比が最も大きいチャンネル（チャンネル 12（炉心燃料集合体数：2））で冷却材が沸騰し、被覆管の溶融及び移動によって燃料要素は損傷し、燃料の溶融によって燃料崩壊に至るが、冷却材温度の上昇に伴う反応度の減少と、破損した燃料の分散に伴う反応度の減少によって原子炉出力は低下し、起因過程の範囲では炉心は部分的な損傷にとどまった。基本ケースでは、沸騰に至る集合体数、被覆管が溶融及び移動によって燃料要素の損傷に至った集合体数及び燃料崩壊に至る集合体数は、いずれも 2 集合体だけであった。また、反応度は、事象全体を通じて負の範囲にとどまり臨界（0.0\$）を超えることはなく、エネルギー放出の指標である炉心平均燃料温度（全炉心領域のある時点における燃料の空間的な平均温度）は、起因過程の早い段階に初期値の約 1,020°C から最大値の約 1,030°C まで上昇した後に低下し、その後も大きく上昇することはなかった。

(2) ナトリウムボイド反応度ケース

ナトリウムボイド反応度ケースについては、基本ケースに比べて過渡開始直後から反応度の減少が若干緩やかになり、沸騰開始時刻や燃料崩壊時刻が早くなっている。ULOF ではナトリウムボイド反応度による反応度変化量が他の反応度に比べて大きいため、不確かさを考慮したことによる反応度変化量も他のケースに比べて大きくなっている。この結果、冷却材が沸騰するチャンネルの数が増加し、被覆管の溶融に至るチャンネルの数も増加するが、炉心全体では負の冷却材密度反応度及びナトリウムボイド反応度が卓越しているため、基本ケースと同様に未臨界の状態が維持される。燃料崩壊に至るチ

チャンネルは基本ケースと同様にチャンネル 12 のみであり、時刻約 60.0 秒でチャンネル 12 のラップ管の温度が融点まで上昇し、S A S 4 A の適用限界に達する。

以上のとおり、ナトリウムボイド反応度の不確かさを保守的に考慮したことによって事象進展が速くなり、基本ケースに比べて沸騰及び損傷に至る集合体数が増加した。しかしながら、沸騰に至った集合体数は 6 集合体に留まり、被覆管が溶融及び移動によって燃料要素の損傷に至った集合体は 5 集合体、燃料崩壊に至った集合体は 2 集合体と、炉心は部分的な損傷にとどまった。また、損傷集合体の数は 5 集合体に増加しているが、その内の 3 集合体は被覆管の溶融に至っただけで燃料は流動化していない。炉心全体の燃料分布は基本ケースと大きく変わらず、遷移過程の事象推移に大きな影響を与えることはない。加えて、反応度推移に関しても大きな差はなく、基本ケースと同様、事象全体を通じて反応度は負の範囲にとどまり臨界 (0.0\$) を超えることはなかった。

(3) ドップラ反応度ケース

ドップラ反応度ケースについても、ナトリウムボイド反応度ケースと同様、基本ケースに比べて過渡開始直後から反応度の減少が若干緩やかになり、沸騰開始時刻や燃料崩壊時刻が早くなっている。しかしながら、ドップラ反応度による反応度変化量はナトリウムボイド反応度による反応度変化量に比べて小さく、事象進展への影響度は小さい。沸騰に至る集合体数、被覆管が溶融及び移動によって燃料要素の損傷に至った集合体数及び燃料崩壊に至る集合体数は、いずれも基本ケースと同じ 2 集合体で、反応度推移についても大きな差はなかった。また、今回の評価では構造材のドップラ反応度については考慮していないが、燃料のドップラ反応度に比べると小さく、ドップラ反応度ケースと基本ケースとの比較でも分かるように燃料のドップラ反応度に 30% の不確かさを考慮したとしても事象進展への影響は僅少であることから、構造材のドップラ反応度を考慮しなくても評価に大きな影響はない。

(4) 燃料の軸伸びケース

燃料の軸伸びケースについても、ナトリウムボイド反応度ケースと同様、基本ケースに比べて過渡開始直後から反応度の減少が若干緩やかになり、沸騰開始時刻や燃料崩壊時刻が早くなっている。しかしながら、軸伸び反応度による反応度変化量は、ナトリウムボイド反応度による反応度変化量に比べて小さく、事象進展への影響度は小さい。沸騰に至る集合体数、被覆管が溶融及び移動によって燃料要素の損傷に至った集合体数及び燃料崩壊に至る集合体数は、いずれも基本ケースと同じ 2 集合体で、反応度推移についても大きな差はなかった。

(5) FP ガス保持量ケース

FP ガス保持量ケースは、FP ガスの保持量を 0% (解析上は微量) に減じているが、破損燃料の分散移動の駆動力となる FP ガス圧力の効果を見捨てるために、解析上は破損時の FP ガスの保持量を減じるため、破損前までの挙動は基本ケースと同一である。また、破損後の挙動に関しても基本ケースと大きな差はなく、沸騰に至る集合体数、被覆管が溶融及び移動によって燃料要素の損傷に至った集合体数及び燃料崩壊に至る集合体数は、いずれも基本ケースと同じ 2 集合体であった。本炉心は負のナトリウムボイド反応度を有し、正の反応度効果が小さいため、反応度が急激に増加するということはなく、全反応度が負のまま燃料は破損に至る。FP ガスは破損時に燃料の駆動源として働くが、そもそもこの

ような状況では、破損後の燃料分散による負の反応度は事象進展には大きな影響はないため、燃料分散による反応度の重要性は低いと言える。加えて、基本ケースでも崩壊燃料の流動性が小さく、燃料崩壊から1～3秒程度という短時間でラップ管の溶融に至るため、燃料崩壊後の反応度変化量は限定的となり、FPガス保持量の不確かさを振っても大きな変化は生じなかった。

(6) 結論

起因過程のULOF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ついて、いずれの不確かさを考慮したとしても基本ケースと同様に臨界(0.0\$)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、出力及び燃料温度が低い状態で推移し、部分的な炉心損傷のまま後続の遷移過程に移行する。ナトリウムボイド反応度ケースでは損傷集合体の数が増加しているが、炉心全体の燃料分布は基本ケースと大きく変わらず、遷移過程の評価で重要な挙動である大規模な燃料移動挙動が表れる段階においては、遷移過程開始時の損傷集合体に係る状況の違いによる影響はほとんどなくなっていると考えられる。以上の点から、起因過程の不確かさは遷移過程の事象推移に影響しないと考えられる。

4.2 UTOP

主な解析結果を第4.2.1表に示す。また、反応度履歴を第4.2.1図及び第4.2.2図に、出力履歴を第4.2.3図及び第4.2.4図に示す。

(1) 基本ケース

基本ケースにおいては、制御棒引抜きによる反応度の増加によって原子炉出力が上昇し、出力と燃焼度が共に高い炉心燃料集合体(チャンネル1と4(炉心燃料集合体数:2))で燃料要素の破損に至るが、破損した燃料の分散に伴う反応度の減少によって原子炉出力の上昇は抑えられ、起因過程の範囲では炉心は部分的な損傷にとどまった。また、反応度は最大でも0.195\$であり即発臨界(1.0\$)を超えることはなく、最大出力は定格出力に対して約2.5倍、エネルギー放出の指標である炉心平均燃料温度は起因過程の初期値の約1,025℃から最大値の約1,800℃まで上昇するが、その後、原子炉出力の低下に伴い炉心平均燃料温度も低下した。

(2) 制御棒引抜き反応度ケース

制御棒引抜き反応度ケースについては、過渡開始直後から反応度の増加率が上がり、燃料要素の破損時刻が早くなっている。これは第4.2.5図に示すとおり、制御棒の引抜き反応度の差によるものである。しかしながら、燃料要素が破損し、損傷に至る集合体数は基本ケースと同様に2集合体であり、破損後の推移も大きな違いはなかった。

反応度や出力は制御棒引抜きによる正の反応度投入によって過渡開始時から次第に増加し、燃料が破損した後、負の燃料移動反応度によって減少する。そのため、最大反応度や最大出力は燃料の破損する時刻に依存する。燃料の破損条件は燃料の溶融割合、つまりは燃料の温度条件に対応するが、温度変化は反応度変化や出力変化に対して若干の時間遅れがあるため、反応度の増加率が上がると、その分最大反応度や最大出力は増加する。制御棒引抜き反応度ケースは基本ケースに比べて反応度の増加率が

大きいため、最大反応度や最大出力は基本ケースよりも大きくなっている。しかしながら、その差は小さく、最大反応度は 0.244\$、最大出力は定格出力に対して約 2.7 倍であった。

以上のとおり、制御棒引抜き反応度の不確かさを保守的に考慮したことによって事象進展が速くなり、最大反応度や最大出力が増加した。しかしながら、最大反応度は 0.244\$ と基本ケースと大きな差はなく、即発臨界 (1.0\$) を超えることもなかった。また、燃料の破損に至る集合体も、基本ケースと同じ 2 集合体だけであった。

(3) ナトリウムボイド反応度ケース

ナトリウムボイド反応度ケースについては、過渡開始直後から反応度の増加率が上がり、燃料要素の破損時刻が早くなっている。

ナトリウムボイド反応度ケースではナトリウムボイド反応度の不確かさを保守的に振ったことにより、基本ケースに比べてナトリウムボイド反応度の絶対値が減少しているが、制御棒引抜き反応度ケースに比べると反応度の変化量が小さいため、事象進展は制御棒引抜き反応度ケース程には速くはない。最大反応度や最大出力も制御棒引抜き反応度ケースよりも小さく、燃料が破損し、損傷に至る集合体も基本ケースと同じ 2 集合体だけであった。

(4) ドップラ反応度ケース

ドップラ反応度ケースについては、ナトリウムボイド反応度ケースと同様の事象推移となっている。UTOP の基本ケースではナトリウムボイド反応度、ドップラ反応度、軸伸び反応度はどれも同程度の反応度減少量となっており、不確かさ幅が同じであるナトリウムボイド反応度とドップラ反応度の感度解析では同程度の反応度変化となるからである。結果、最大反応度や最大出力はナトリウムボイド反応度ケースと同程度であり、燃料が破損し、損傷に至る集合体も基本ケースと同じ 2 集合体だけであった。

(5) 燃料の軸伸びケース

燃料の軸伸びケースは、ナトリウムボイド反応度ケースやドップラ反応度ケースと同様の事象推移となっている。上述のとおり UTOP の基本ケースではナトリウムボイド反応度、ドップラ反応度、軸伸び反応度はどれも同程度の反応度減少量となっており、不確かさ幅も同じである。そのため、感度解析では同程度の反応度変化となっている。結果、最大反応度や最大出力はナトリウムボイド反応度ケースやドップラ反応度ケースと同程度であり、燃料が破損し、損傷に至る集合体も基本ケースと同じ 2 集合体だけであった。

(6) 燃料破損条件ケース (溶融割合 0%ケース)

燃料破損条件ケース (溶融割合 0%ケース) では燃料の破損の同時性が高まり、基本ケースに比べて燃料が破損し、損傷に至った集合体数は増加した。ただし、その数は 10 集合体にとどまった。破損時の燃料溶融割合が減少したことで、破損直後の燃料移動反応度は基本ケースに比べて小さくなるが、破損する集合体数が増加したことによって結果的に燃料移動反応度は基本ケースよりも大きくなっている。燃料の破損後はこの燃料移動反応度によって大きく反応度が減少し、出力は大きく低下した。基本

ケースとの違いは燃料の破損条件であり、燃料の破損後は負の燃料移動反応度により出力が低下するため、最大反応度と最大出力は破損時刻に依存する。燃料破損条件ケース（溶融割合 0%ケース）では破損時刻が早くなったため、基本ケースよりも最大反応度や最大出力は小さくなった。また、損傷集合体の数は増加しているが、破損時の燃料はほとんどが未溶融で流動性が低いため、炉心全体の燃料分布は基本ケースと大きく変わらず、遷移過程の事象推移に大きな影響を与えることはない。

(7) 燃料破損条件ケース（溶融割合 50%ケース）

燃料破損条件ケース（溶融割合 50%ケース）では破損時刻が大幅に遅れ、基本ケースに比べて最大出力が増加しているが、それでも定格出力に対して 3.8 倍程度であった。反応度に関しては、初めのうちは制御棒の引抜きによって反応度が増加するが、出力上昇に対する負の反応度フィードバックによって、次第に反応度の増加が抑えられ、時刻 30 秒付近で減少に転じている。破損時の燃料溶融割合が大きいことから、破損時に燃料要素内の燃料集中による反応度の増加が見られるが、最大出力反応度は 0.203\$と基本ケースと同程度であった。また、燃料が破損し、損傷に至る集合体は 1 集合体だけであった。

(8) FP ガス保持量ケース

FP ガス保持量ケースは基本ケースと大きな差は生じず、燃料が破損し、損傷に至る集合体も基本ケースと同じ 2 集合体だけであった。正のナトリウムボイド反応度を有する炉心で UTOP が生じた場合、燃料要素の破損によって冷却材がボイド化し、反応度が増加することによって出力が上昇する。それによって燃料の溶融が進み、追加的な FP ガス放出が生じて燃料の分散に寄与することとなる。一方、本炉心は炉心全体として負のナトリウムボイド反応度を有しているため、燃料要素の破損によって生じる冷却材のボイド化と燃料の分散によって反応度は減少し、燃料の溶融による追加的な FP ガス放出が生じない。そのため、多くの FP ガスが固体燃料中に保持されたままとなっており、FP ガスによる燃料分散への影響は比較的小さくなっている。その結果、FP ガスの保持量について不確かさを考慮した FP ガス保持量ケースについても基本ケースと同程度の結果となった。

(9) 結論

起因過程の UTOP 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最も大きな影響を与える不確かさは制御棒引抜き反応度の不確かさであった。反応度は基本ケースの最大 0.195\$に対して、制御棒引抜き反応度の不確かさを考慮した解析ケースでは最大 0.244\$と大きな差はなく即発臨界 (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、その結果、部分的な炉心損傷のまま後続の遷移過程に移行する。燃料破損条件ケース（溶融割合 0%ケース）では損傷集合体の数が増加しているが、炉心全体の燃料分布は基本ケースと大きく変わらず、遷移過程の評価で重要な挙動である大規模な燃料移動挙動が表れる段階においては、遷移過程開始時の損傷集合体に係る状況の違いによる影響はほとんどなくなっていると考えられる。以上の点から、起因過程の不確かさは遷移過程の事象推移に影響しないと考えられる。

5. まとめ

起因過程の不確かさの影響評価として感度解析を行った結果、起因過程においては不確かさの影響を考慮したとしても、評価項目に関わる重要なパラメータである反応度は基本ケースと大きな差が生じることはなく、基本ケースと同様に部分的な炉心損傷のまま後続の遷移過程に移行することを確認した。また、不確かさの影響を考慮した解析結果の分析から、起因過程の不確かさは遷移過程の事象推移に影響しないと結論された。

第 2.1 表 「常陽」起因過程解析の不確かさ (ULOF)

項目	不確かさの幅	幅の設定方法
FP ガス保持量	100% (×約 0.0)	FP ガスの保持量を 0% (解析上は微小量) に減じる。
ナトリウムボイド 反応度	30% (負値×0.7) (正値×1.3)	炉心の核設計における不確かさ (解析精度 (約 20%以下) 及び炉心構成の違い (約 10%以下)) から設定 ナトリウムボイド反応度が負値の領域では反応度の値を×0.7 とし、ナトリウムボイド反応度が正値の領域では反応度の値を×1.3 とする。
ドップラ反応度	30% (×1.3)	幅の値は同上 ULOF では燃料温度が低下して正値となるため、反応度の値を×1.3 とする。
燃料の軸伸び	30% (×1.3)	幅の値は同上 ULOF では燃料温度が低下して正値となるため、反応度の値を×1.3 とする。

第 2.2 表 「常陽」起因過程解析の不確かさ (UTOP)

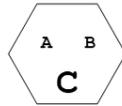
項目	不確かさの幅	幅の設定方法
FP ガス保持量	100% (×約 0.0)	FP ガスの保持量を 0% (解析上は微小量) に減じる。
制御棒引抜き 反応度	約 4.2 ϕ /s で一定	制御棒位置や実効遅発中性子割合の不確かさ等を考慮して、反応度 添加率を約 4.2 ϕ /s で一定とする。
ナトリウムボイド 反応度	30% (負値×0.7) (正値×1.3)	炉心の核設計における不確かさ (解析精度 (約 20%以下) 及び炉心 構成の違い (約 10%以下)) から設定 ナトリウムボイド反応度が負値の領域では反応度の値を×0.7 と し、ナトリウムボイド反応度が正値の領域では反応度の値を×1.3 とする。
ドップラ反応度	30% (×0.7)	幅の値は同上 UTOP では燃料温度が上昇して負値となるため、反応度の値を×0.7 とする。
燃料の軸伸び	30% (×0.7)	幅の値は同上 UTOP では燃料温度が上昇して負値となるため、反応度の値を×0.7 とする。
燃料破損条件	溶融直後 及び 溶融割合 50%	溶融割合を破損条件としているため、基本ケースにおいて既に破損 位置は保守的な軸方向中心位置となっている。 基本ケースにおいて溶融割合が 20%となった時点で破損させていた ものを、負の反応度効果を有する燃料分散の抑制という観点から、 保守性を考慮して燃料溶融開始直後とする。 負の反応度効果を有する燃料分散の開始を遅らせるという観点か ら、保守性を考慮して溶融割合が 50%となった時点で破損させる。

第 4. 1. 1 表 感度解析の結果 (ULOF)

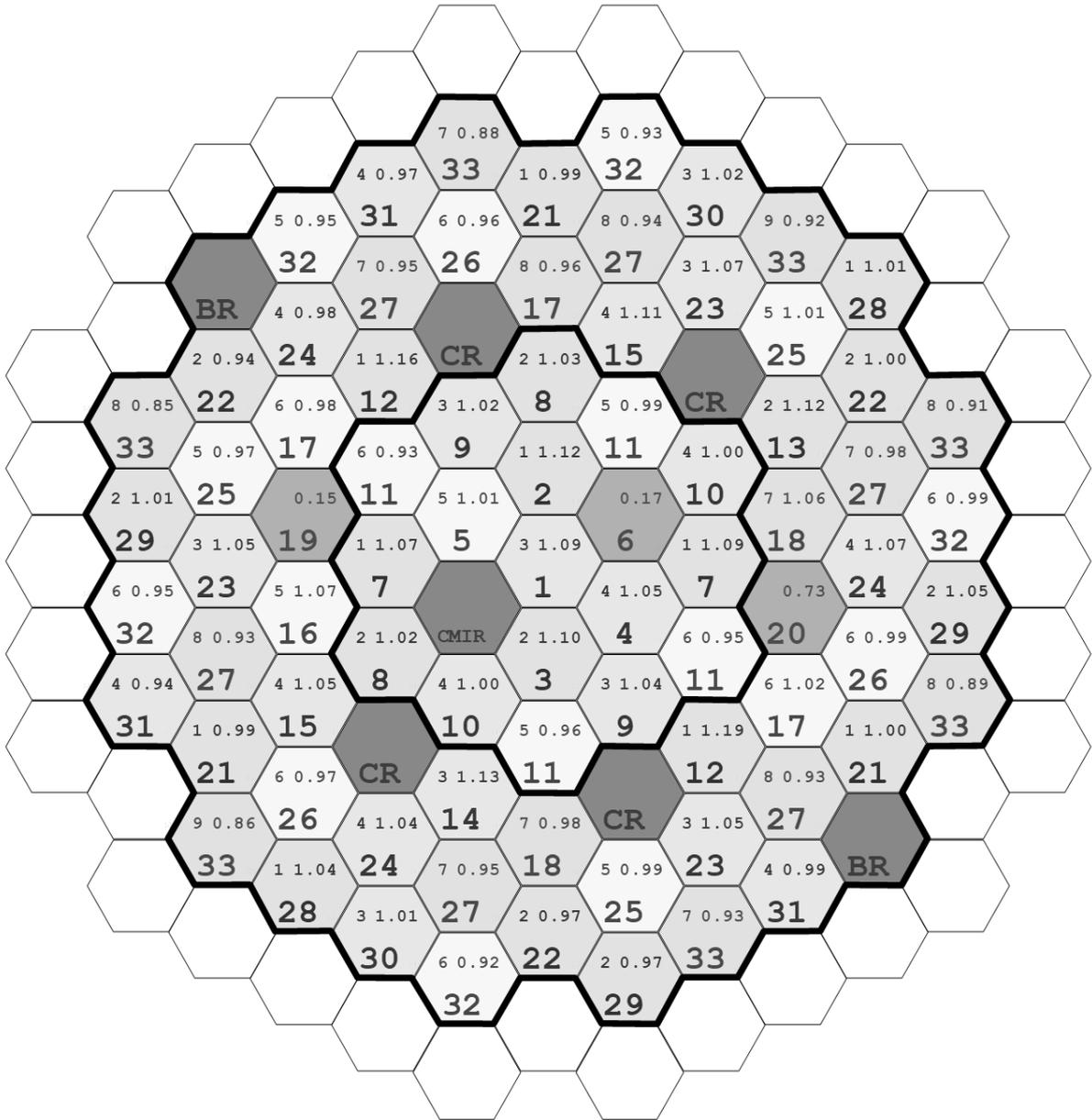
解析ケース	解析結果					
	沸騰開始 (秒)	燃料の 崩壊開始 (秒)	最大出力 (%)	最大 全反応度 (%)	ラップ管 溶融 (秒)	損傷 集合体数 (体)
基本ケース	45. 5	70. 3	< 100	< 0. 0	71. 7	2
ナトリウムボイド 反応度ケース	39. 4	59. 3	< 100	< 0. 0	60. 0	5
ドブプラ 反応度ケース	44. 5	68. 6	< 100	< 0. 0	70. 7	2
燃料の軸伸びケース	44. 8	67. 9	< 100	< 0. 0	69. 4	2
FP ガス 保持量ケース	45. 5	70. 3	< 100	< 0. 0	71. 3	2

第 4. 2. 1 表 感度解析の結果 (UTOP)

解析ケース	解析結果					
	沸騰開始 (秒)	燃料要素 破損開始 (秒)	最大出力 (%)	最大 全反応度 (%)	ラップ管 溶融 (秒)	損傷 集合体数 (体)
基本ケース	-	27. 9	255	0. 195	31. 6	2
制御棒引抜き 反応度ケース	-	20. 2	270	0. 244	23. 6	2
ナトリウムボイド 反応度ケース	-	26. 3	257	0. 203	30. 2	2
ドブプラ 反応度ケース	-	25. 6	259	0. 208	29. 4	2
燃料の軸伸びケース	-	26. 2	257	0. 202	30. 4	2
燃料破損条件ケース (溶融割合 0%ケース)	-	21. 1	206	0. 183	26. 8	10
燃料破損条件ケース (溶融割合 50%ケース)	-	42. 5	374	0. 203	44. 4	1
FP ガス 保持量ケース	-	27. 9	255	0. 195	31. 9	2

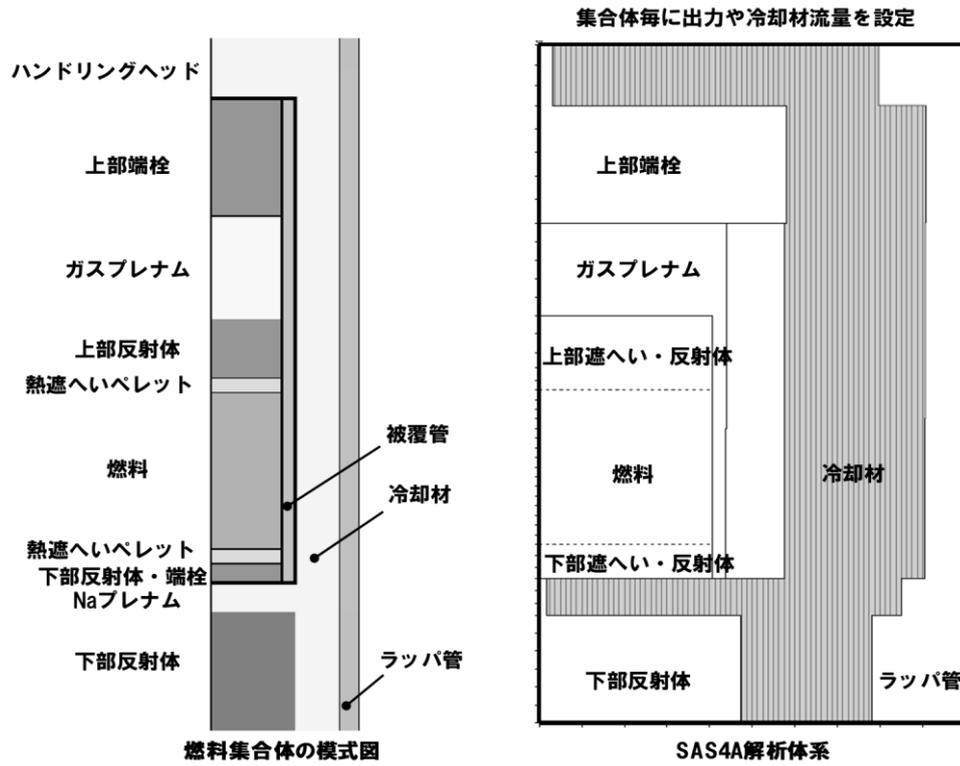


A : バッチ数
 B : 出力-流量比
 C : SAS4A 解析上のチャンネル番号

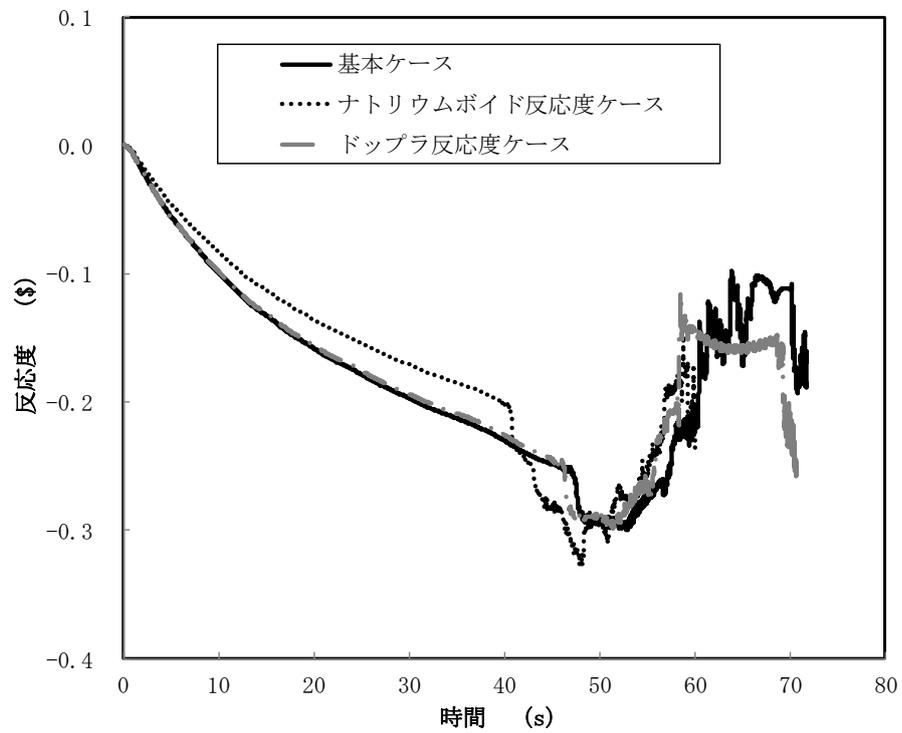


※ CR : 制御棒、BR : 後備炉停止制御棒、CMIR : 材料照射用反射体
 Ch. 6 及び Ch. 19 : B 型照射燃料集合体、Ch. 20 : C 型照射燃料集合体

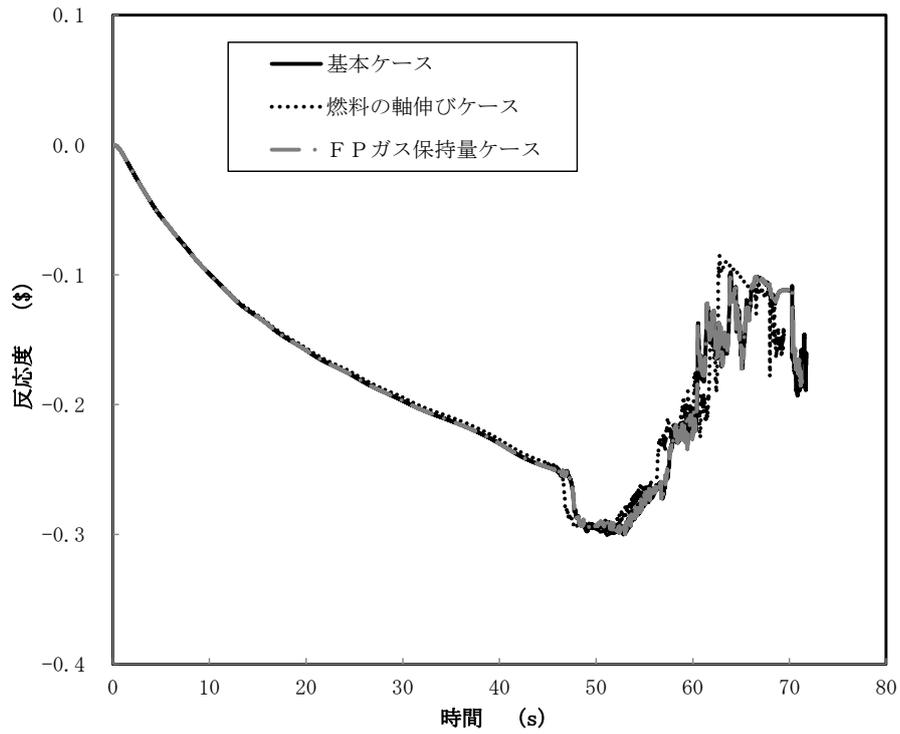
第 3.1 図 SAS4A 解析におけるチャンネルの配置図



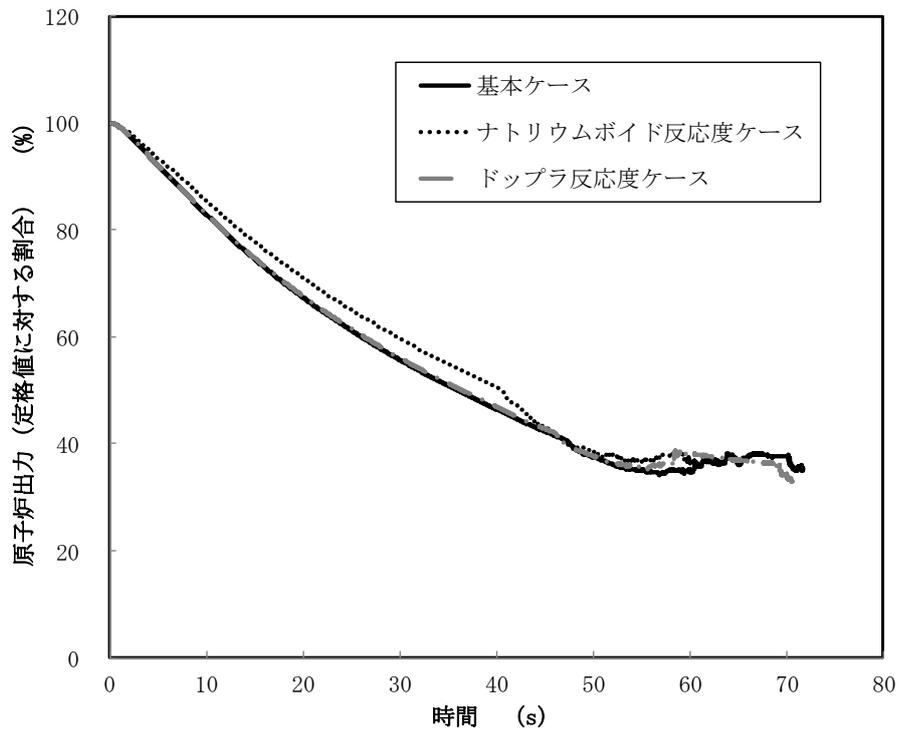
第 3.2 図 炉心燃料集合体の模式図と S A S 4 A 解析体系



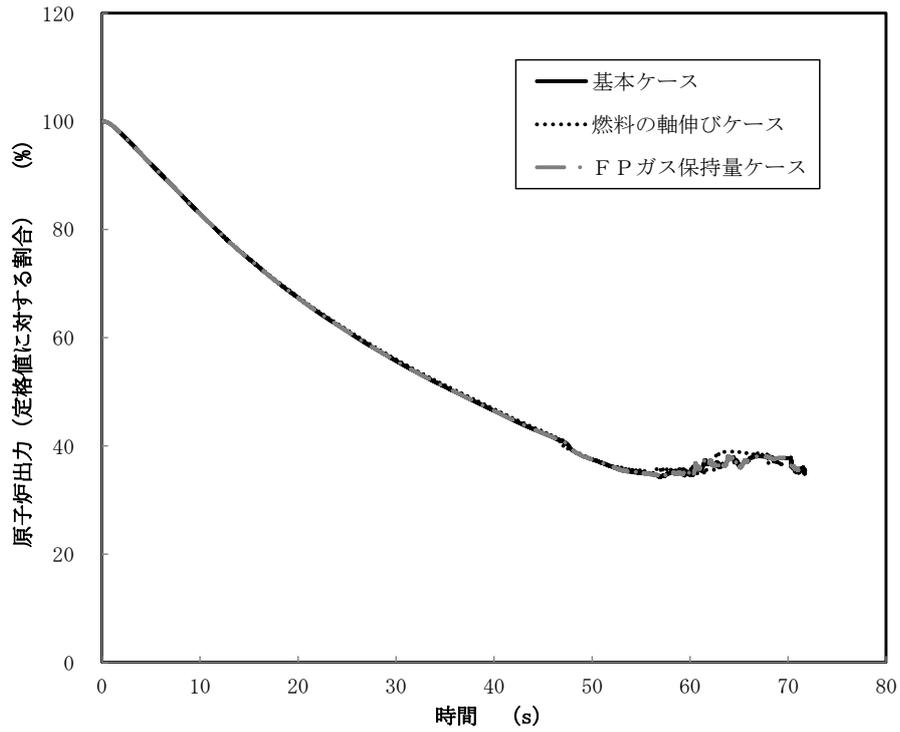
第 4.1.1 図 反応度履歴 (ULOF) (1/2)



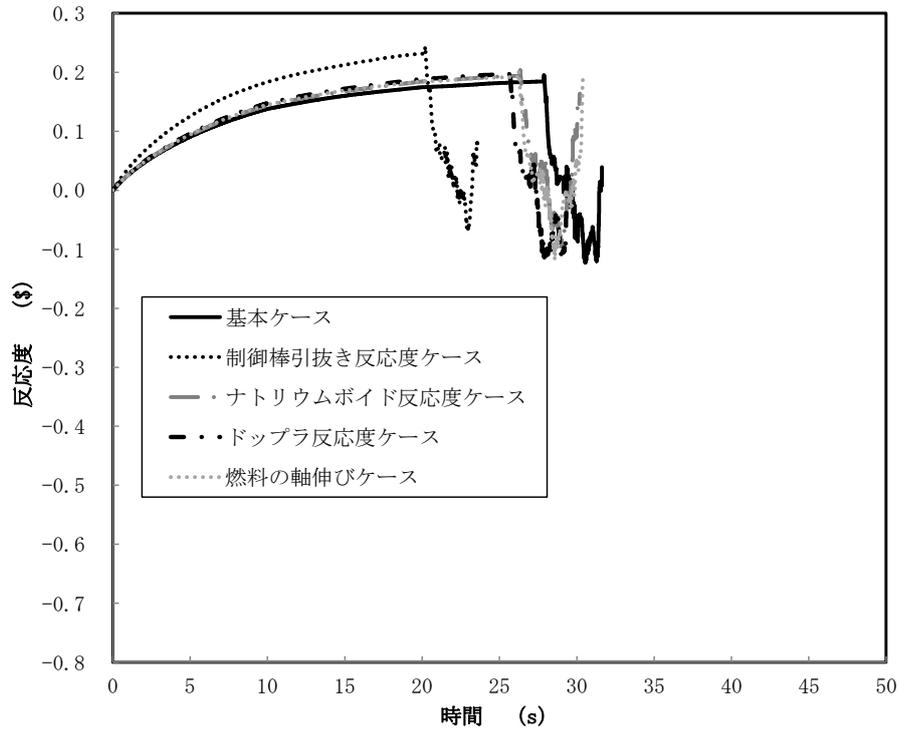
第 4. 1. 2 図 反応度履歴 (ULOF) (2/2)



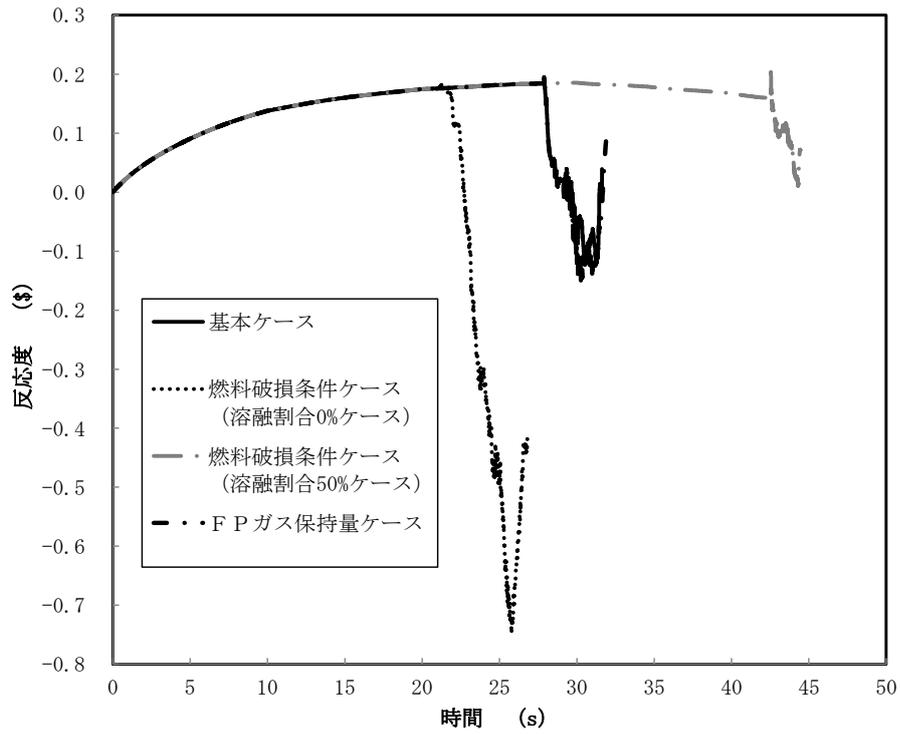
第 4. 1. 3 図 出力履歴 (ULOF) (1/2)



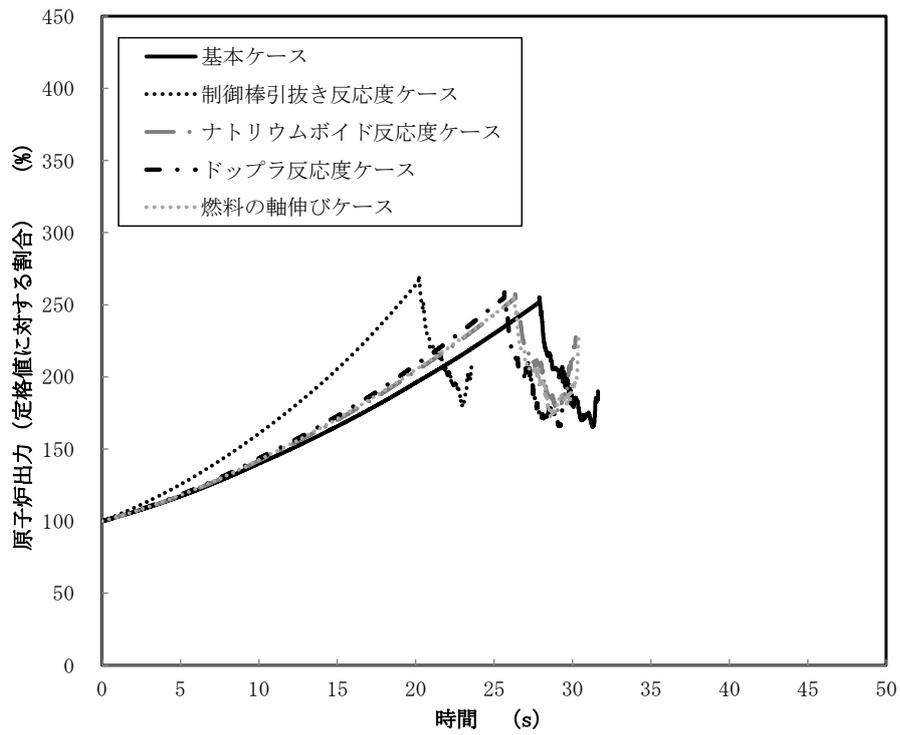
第 4. 1. 4 図 出力履歴 (ULOF) (2/2)



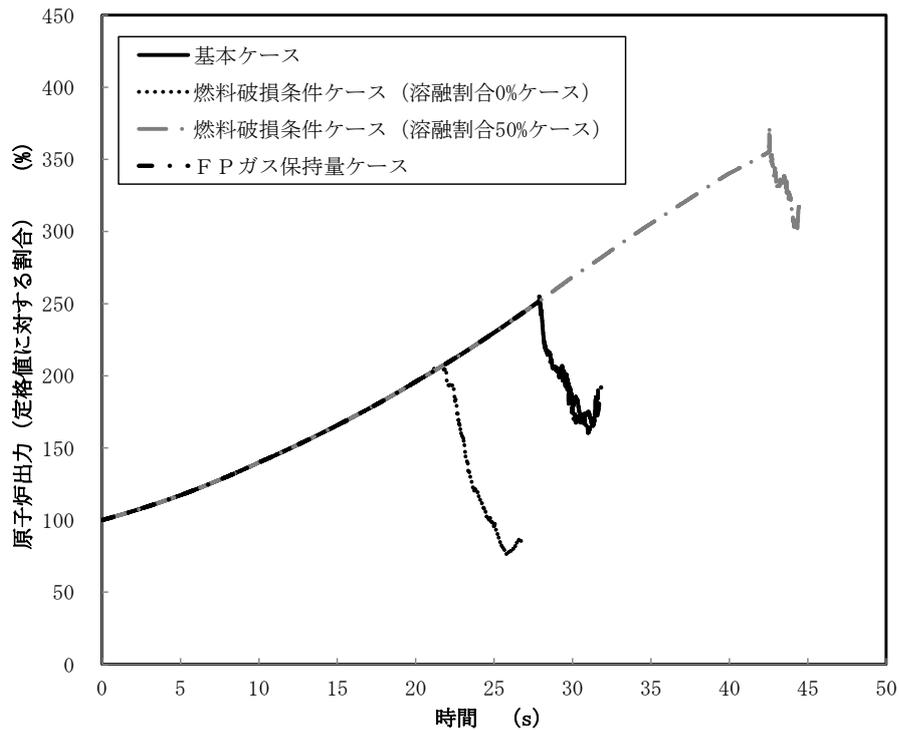
第 4. 2. 1 図 反応度履歴 (UTOP) (1/2)



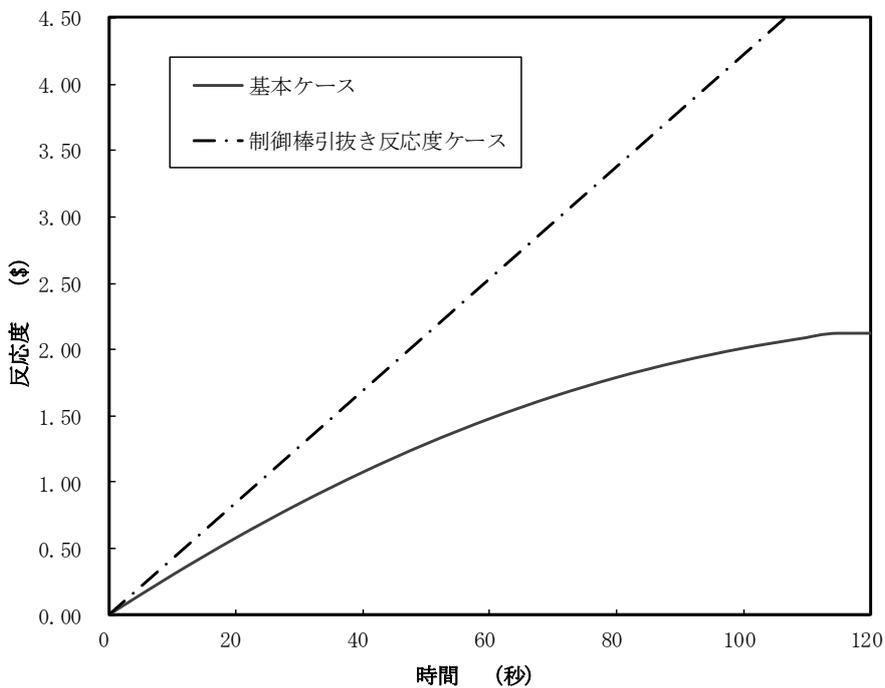
第 4.2.2 図 反応度履歴 (UTOP) (2/2)



第 4.2.3 図 出力履歴 (UTOP) (1/2)



第 4. 2. 4 図 出力履歴 (UTOP) (2/2)



第 4. 2. 5 図 制御棒の引抜きにより投入される反応度 (UTOP)

燃料の分布等を踏まえた燃料凝集率と
反応度挿入率の評価について

燃料凝集挙動の評価

■ 燃料凝集量 (Coagulation)

$$C = \frac{R_{C0}}{R_c} \quad R_c = \int_{core} \bar{\rho}_f |\vec{r}_G| dV / \int_{core} \bar{\rho}_f dV$$

C はcoagulation、 $\bar{\rho}_f$ は燃料の巨視的密度、 \vec{r}_G は重心からの位置ベクトル、 R_c は重心からの距離の燃料密度による重み付き平均、 R_{C0} は遷移過程解析開始時点での R_c

■ 燃料凝集率

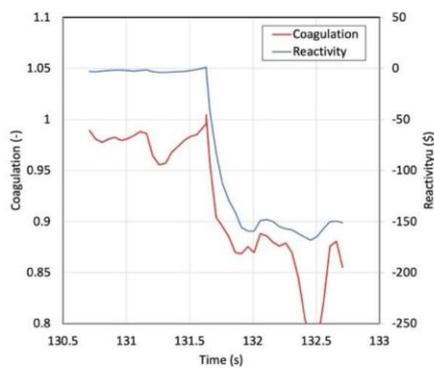
$$V_c = - \int_{core} \bar{\rho}_f \vec{e}_G \cdot \vec{v}_f dV / \int_{core} \bar{\rho}_f dV$$

V_c は燃料凝集率、 $\bar{\rho}_f$ は燃料の巨視的密度、 \vec{e}_G は中性子束中心に向かう単位ベクトル、 \vec{v}_f は燃料の流速ベクトル

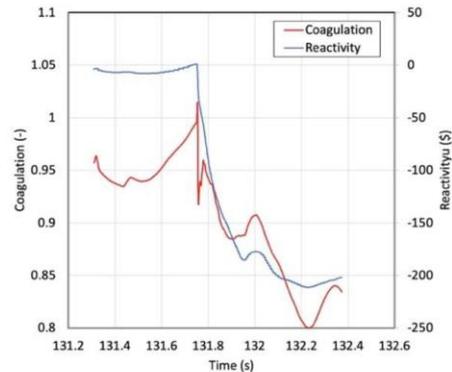
■ 燃料凝集に寄与する燃料質量の割合

燃料凝集率を求める際に、各地点で中性子束中心に向かう流速が正である燃料質量を全炉心について積算した値の炉心インベントリに対する割合を、燃料凝集に寄与する燃料質量の割合とする。

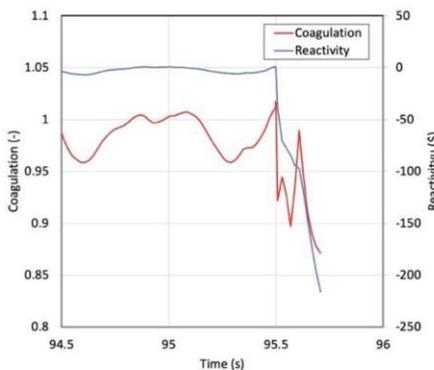
燃料凝集量の評価



基本ケース

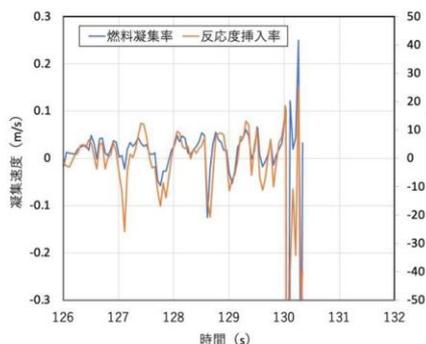


不確かさの影響評価ケース1 (FCI)

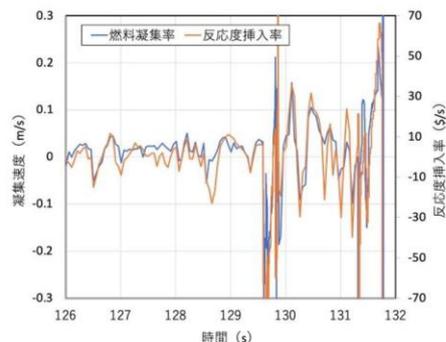


不確かさの影響評価ケース2 (燃料スロッシング)

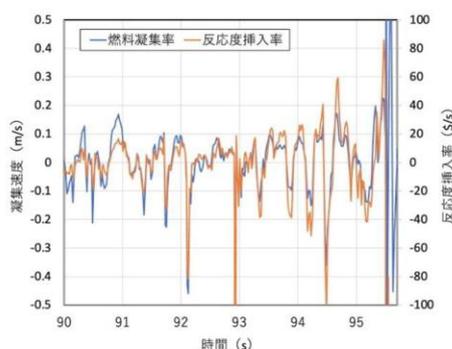
燃料凝集率の評価



基本ケース



不確かさの影響評価ケース1 (FCI)



不確かさの影響評価ケース2 (燃料スロッシング)

即発臨界超過時の各物理量

ケース	燃料凝集量の時間変化率	燃料凝集率	凝集に寄与する燃料質量の割合	反応度挿入率	炉心平均燃料温度の最高値
基本	約0.15 (1/s)	約0.084 (m/s)	約32%	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0.27 (1/s)	約0.136 (m/s)	約43%	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)	約0.30 (1/s)	約0.162 (m/s)	約55%	約80\$/s	約5,110°C

■ 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の凝集量 (Coagulation) の時間変化率、燃料凝集率及び凝集に寄与する燃料質量の割合を評価し、SIMMERによるULOF (i) 遷移過程解析の基本ケースと不確かさの影響評価ケース1及び2を対象として即発臨界を超過する際の反応度挿入率と比較した。

■ これらの物理量と反応度挿入率の増減の傾向は定性的に整合することから、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が確認された。

即発臨界超過に伴う放出エネルギー評価に係る想定条件の
保守性・妥当性について

即発臨界超過時の燃料凝集量の評価（1/5）

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℃
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℃
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℃

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。

即発臨界超過時の燃料凝集量の評価（2/5）

【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

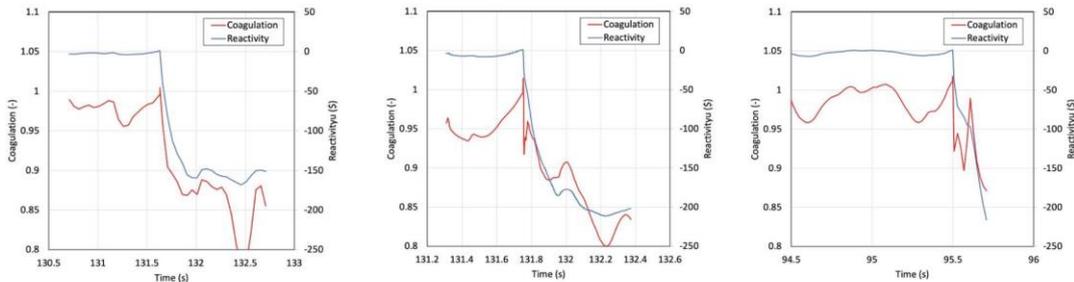
即発臨界超過時の燃料凝集量の評価 (3/5)

【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°C
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°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0.30 (1/s)	約80\$/s	約5,110°C

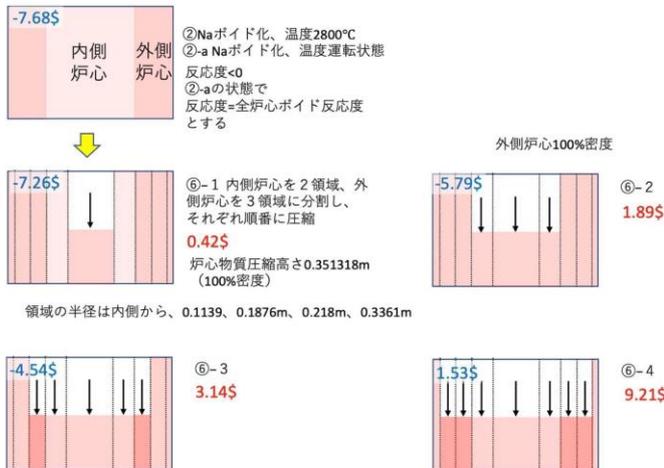
即発臨界超過時の燃料凝集量の評価 (4/5)

【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、 $30/7 \times 4 = 約17$ 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

即発臨界超過時の燃料凝集量の評価（5/5）

【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次元コンパクション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。

SIMMER による遷移過程解析における、燃料粒子径等の解析条件
の即発臨界超過への影響、及び炉心物質質量の変化について

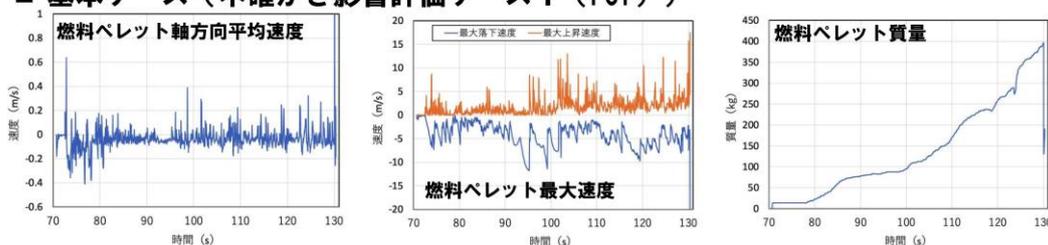
燃料粒子（ペレット）の落下挙動

- 「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。
- このため、燃料の損傷は冷却材の沸騰とドライアウトに続いて被覆管が溶融した後に、燃料ペレットが落下する。流路に放出された燃料ペレットは未破損の燃料ピン束の上にデブリベッド状に堆積して、その間隙を溶融スティールが満たす。堆積する際の空隙率の最小値は30%としている。
- 「常陽」の遷移過程解析では出力過渡による固体クラッキングを想定し、被覆管溶融による燃料ピン破損時に燃料ペレットが直径1mmに割れるとの想定を用いている。また、燃料ペレットのほとんどは即発臨界超過による出力逸走の直前まではほぼ未溶融のままである。
- 被覆管溶融によって破損した直後の燃料は、その位置の周囲の流体の流速、圧力勾配、構造との摩擦、及び重力に従って運動を始める*1。

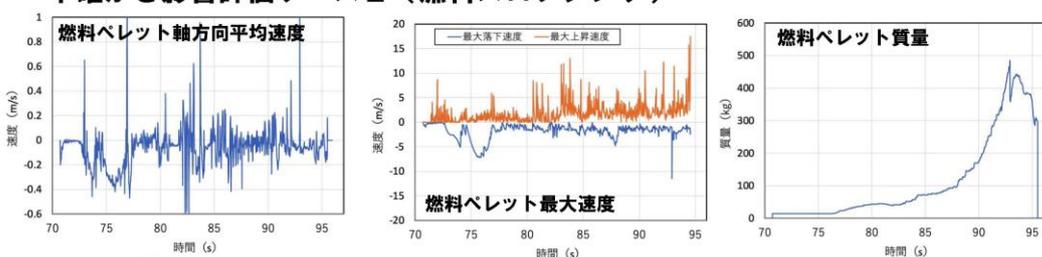
*1: 沸騰領域拡大後に燃料ピンが緩慢に崩壊する「常陽」では、沸騰拡大後の燃料崩壊前にプレナムガスが放出されてしまうため、プレナムガス圧駆動による加速は生じない。

燃料粒子（ペレット）の落下挙動

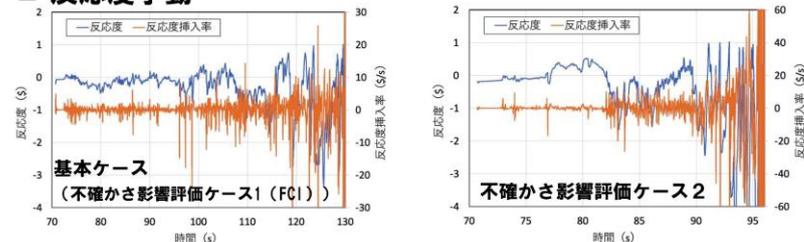
■ 基本ケース（不確かさ影響評価ケース1（FCI））



■ 不確かさ影響評価ケース2（燃料スロッシング）



■ 反応度挙動



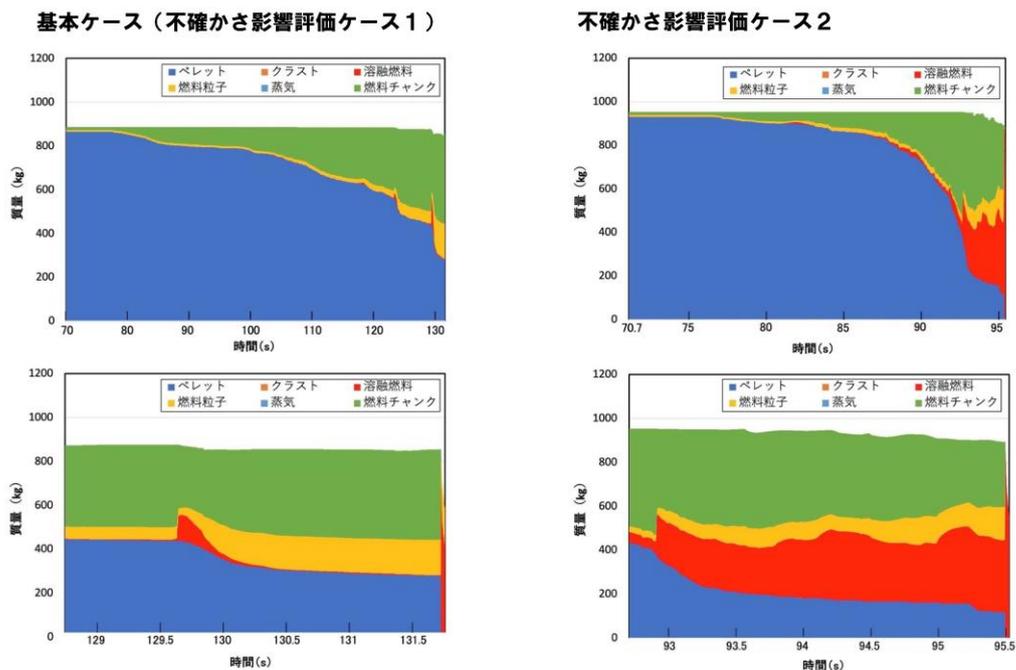
燃料粒子（ペレット）の落下挙動の反応度変化への影響

- SIMMERでは、空間依存動特性モデルによって炉心全体の物質と温度の空間分布から反応度変化を求めている。個々の燃料の挙動による反応度を分離して評価することは難しい。
- 「常陽」の遷移過程において初期の数十秒間は被覆管の溶融によって破損した燃料ピンの燃料ペレットが炉心下部へ凝集する一方で、他所では局所的なFCIやFPガス圧の発生で多次元的な流動が生起されている。この過程でのこれらの燃料の動きを反映した空間依存動特性モデルによって計算された反応度挿入率は高々数\$/s程度である。
- 一方、遷移過程における放出エネルギーは炉心物質全体のスロッシングによる燃料集中に支配される。SIMMERによる「常陽」遷移過程解析では、燃料ペレットと溶融スチールからなる炉心物質の粘性を粒径分布や粒子の体積率にかかわらずゼロとして、スロッシングによる燃料集中を保守的に解析しているため、粒径分布が炉心物質の流動性すなわちスロッシングによる放出エネルギーに与える影響はない。

遷移過程解析における炉心内の燃料成分の質量変化

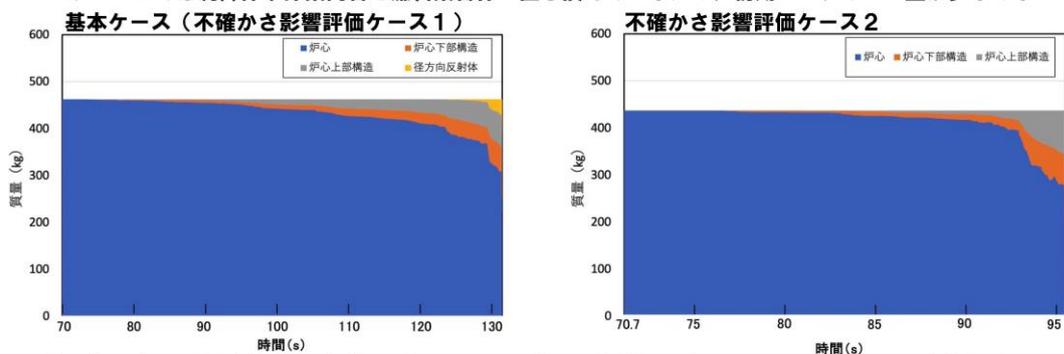
- 基本ケース（不確かさ影響評価ケース1）、不確かさ影響評価ケース2について遷移過程における燃料成分の質量の時間変化を示す。

※ケース2の遷移過程解析開始時点における炉心内燃料質量が基本ケース（ケース1）に比べて多いのは、制御棒下部案内管を燃料集合体に置き換えているためである。

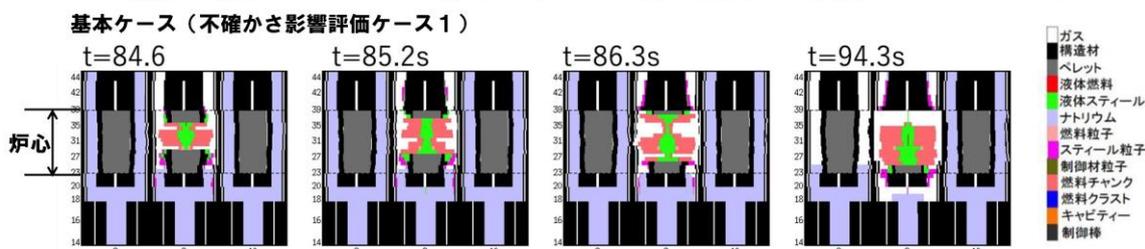


全炉心スティール量の時間変化及びその要因

- 基本ケース（不確かさ影響評価ケース1）、不確かさ影響評価ケース2について遷移過程における炉心から周囲構造へのスティール流出量の時間変化を示す。
 ※ケース2では制御棒下部案内管を燃料集合体に置き換えているため、初期のスティール量が少なくなっている。



- 遷移過程で炉心損傷が進展するとともに、炉心の上下へスティールが移行していくが、これは下図に示すように炉心内で溶融したスティールが重力およびナトリウム蒸気の流れなどによって炉心上下のピン束へ浸入して固化するためである。



高速炉重大事故時の即発臨界超過現象における
非線形性の影響評価

1. 「常陽」の即発臨界超過現象における放出エネルギーの評価

高速炉の代表的重大事故である ULOF の事故シーケンスでは、燃料の損傷が炉心規模まで拡大する遷移過程において溶融燃料が凝集して即発臨界を超過すれば出力逸走によって大きなエネルギー放出が生じる可能性がある。「常陽」の格納容器損傷防止措置の有効性評価ではこのエネルギー放出挙動を SIMMER-IV 及び SIMMER-III を用いて解析した。この解析の基本ケースでは 3 次元非軸対称の燃料スロッシング（揺動）による燃料凝集挙動を解析したが、この基本ケースにおいても、燃料が焼結密度のまま高密度で堆積する、固体燃料デブリを含み本来流動性が極めて低い炉心物質の粘性を零とするなどの保守的な想定を用いている。

この基本ケースで用いた保守的な想定に加えて、重要現象として摘出された FCI と燃料スロッシングの不確かさの影響評価を行った。特に最も大きな放出エネルギーが解析された燃料スロッシングの不確かさの影響評価ケースでは、炉心外への燃料流出を無視した上で 2 次元軸対象の体系で横方向の物質移動が一斉に中心軸に向かうという保守的な仮想を用いた解析を行った。このケースの結果を用いて原子炉容器の機械的健全性と格納容器（床上）へのナトリウム漏えい量を解析し、格納容器破損防止措置の有効性評価を行った。

2. 即発臨界超過現象における非線形性について

高速炉の溶融炉心において、炉心中心の下部に燃料が凝集して出力逸走が発生すると、その中心部の温度・圧力上昇により炉心物質は分散し、いったん反応度は未臨界となる。その後、分散した炉心物質は炉心外周部から再び炉心中心部へ揺り戻って集中することで再び反応度は即発臨界を超過する。この反応度の大きな増減を伴う炉心物質の集中と分散、いわゆる自励的スロッシングが炉心物質の炉心からの流出によって反応度レベルが十分に低下するまで繰り返される。

このように、高速炉の溶融炉心における出力変動は、炉心物質の流動が出力変動を生起し、その出力変動がその後の炉心物質の流動に影響を与えるという自己再帰的な現象である。特に、指数関数的に出力が上昇する出力逸走では物質配位のわずかな変動が反応度の変化を通して放出エネルギーに大きな影響を与えることも相まって、遷移過程における物質の運動と出力の変動は、事故シーケンスの初期状態の微少な違いや物質挙動の変動に対して鋭敏性を有する非線形挙動となる。

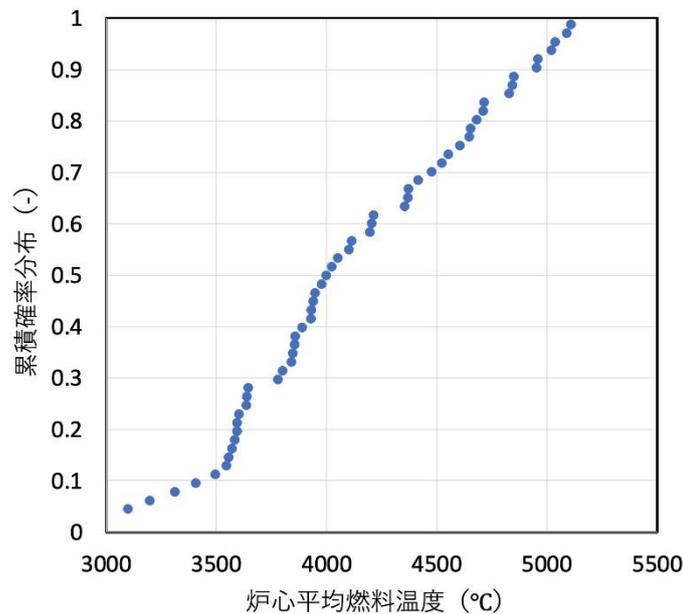
燃料スロッシングの不確かさ影響評価ケースでは、前述のように燃料凝集を促進する様々な仮想的かつ保守的な想定を用いた上で、さらに、放出エネルギーに対するこの非線形性の影響の評価を行った。

3. 非線形性の影響評価

エネルギー放出過程の非線形性の影響を評価するために初期タイムステップ幅を変えて初期状態の微少な違いとした多数の解析を実施し、最大の放出エネルギーを与える解析ケースを採用する方法を採った。解析ケース数は解析から得られる炉心平均燃料温度の最も高い値が上位 5% となる信頼水準が 95% を超えるように 59 ケース^[1]とした。

有効性評価における不確かさの影響評価では、これらの解析ケースの中で放出エネルギーを代表する評価指標である炉心平均燃料温度として最も高い約 5,110℃を与えた解析ケースの結果を

採用した。得られた炉心平均燃料温度の累積確率分布をメジアンランク法で求めた結果を第 1 図に示す。この炉心平均燃料温度の計算結果を用いて、Jeffreys の無情報事前分布を仮定した確率計算^[2]により、炉心平均燃料温度が約 5,110℃を超過する確率は約 0.83%となった。なお、この超過確率の計算方法を添付に示す。



第 1 図 各ケースにおける炉心平均燃料温度解析結果の分布

4. まとめ

「常陽」の格納容器損傷防止措置の有効性評価では、重要現象の不確かさの影響を評価する解析ケースにより、遷移過程の出力逸走によるエネルギー放出の上限値を求めた。この解析ケースでは、燃料凝集を促進する様々な仮想的かつ保守的な想定を用いた上で、遷移過程におけるエネルギー放出挙動が有する非線形性を考慮した保守的な評価とするために、初期状態の微少な違いを与えた多数の解析を実施した。

解析から得られる炉心平均燃料温度の最も高い値が上位 5%となる信頼水準が 95%を超えるケース数^[1]の解析を実施し、評価指標である炉心平均燃料温度が最も高くなった約 5,110℃を計算した解析ケースを有効性評価の不確かさ影響評価において採用した。この放出エネルギーを超過する確率は統計的分析^[2]によって約 0.83%と評価されており、十分に小さく押さえられている。

参考文献

[1] 学会標準 AESJ-SC-S001:2008 「統計的安全評価の実施基準：2008」

[2] 学会標準 AESJ-SC-RK001:2010 「原子力発電所の確率論的安全評価用のパラメータ推定に関する実施基準：2010」

添付 S I M M E Rによる ULOF 解析結果の統計的分析

炉心平均燃料温度の最高値を超えるか超えないかの on/off 事象（二項データ）として、炉心平均燃料温度の最高値を超える確率を評価する。学会標準 AESJ-SC-RK001:2010 で示されている Jeffreys の無情報事前分布を仮定した確率計算を行う。

$$\alpha_{post} = \alpha_{prior} + x$$

$$\beta_{post} = \beta_{prior} + n - x$$

$$\text{超過確率} = \alpha_{post} / (\alpha_{post} + \beta_{post})$$

これに事前情報無しであることから、 $\alpha_{prior} = \beta_{prior} = 1/2$ 、 $x=0$ 、 $n=59$ を代入して、炉心平均燃料温度が約 5, 110°C を超過する確率は約 0.83% となる。

遷移過程解析及び機械的エネルギー発生解析における
FCI 実験からの知見の適用性

「常陽」の炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下「ULOF」という。）及び過出力時原子炉停止機能喪失（以下「UTOP」という。）の事故シーケンスに対する格納容器破損防止措置の有効性評価においては、炉心損傷の進展の中で溶融燃料が冷却材のナトリウムと接触すれば両者の間の急激な熱伝達により冷却材の急激な沸騰や圧力発生に至る可能性があるため、その機械的影響が重要となる。以下には、遷移過程解析における溶融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）の特徴と取扱いについて述べる。

1. ULOF 及び UTOP の事故シーケンスの遷移過程における FCI

遷移過程においてはいくつかのモードで FCI の発生に至る可能性が考えられる。第 1 に、起因過程と同様に、未沸騰又は部分沸騰状態の燃料集合体において燃料要素が溶融すると、冷却材と接触・混合して FCI が発生する可能性がある。第 2 に溶融燃料が炉心上下や周囲の低温領域に移動して冷却材と接触・混合して FCI が発生する可能性がある。第 3 に低温状態にある制御棒下部案内管又は径方向集合体のラップ管が溶融燃料により破損した場合は内部の冷却材との間で FCI が発生する可能性がある。これらの FCI 自体は局所的な現象でありその発生圧力が過大になることはないが、FCI に駆動される燃料移動は大きな反応度効果を持つ。

第 1 の燃料要素溶融時の FCI は集合体のラップ管が健全な状態で発生する FCI であって炉心全体の燃料の凝集による大きなエネルギー発生を伴う厳しい即発臨界を引き起こすことはない。また、「常陽」の冷却材ボイド反応度は、ほぼ全炉心で負であるため、ULOF の事故シーケンスでの事故進展は低下した炉出力によって緩慢に進む。したがって、燃料の溶融は集合体内のナトリウムが沸騰によって排除されてドライアウトしてから起きることになり、この FCI が起きる可能性は極めて小さい。第 2 の炉心周囲の低温領域での FCI は炉心の損傷規模が拡大してから溶融した炉心物質が集合体の上下ピン束又は先行して破損している制御棒下部案内管内に移動して残存しているナトリウムと接触することで発生する。発生箇所を中心として燃料を分散させるため、厳しい即発臨界を引き起こすことはないが、偶発的に複数箇所と同時に発生して燃料を凝集させる状況を想定すれば、燃料の集中を駆動する可能性もある。第 3 の制御棒下部案内管破損時の FCI は後述する EAGLE 試験の知見によると発生する圧力は小さく、炉心内の燃料の動きを駆動することはないと考えられる。

以上のことから、「常陽」における遷移過程のように、事象進展が緩慢で炉心周辺に冷却材が残存した状態で炉心溶融が進行するような場合においては、第 2 のモードが重要となる。

2. 溶融 UO_2 とナトリウムの FCI の実験的知見

既存の溶融 UO_2 とナトリウムの FCI を実現した実験的知見を第 2.1 表にまとめる^{[1]~[6]}。また、代表的な試験である、CORECT-II、FARO-TERMOS、CAMEL 試験の試験装置の概念図を第 2.1 図～第 2.3 図に示す。様々な FCI の発生状況を想定した試験が行われている。大きな圧力ピークが測定されているのは CORECT-II 試験のケース 21 の約 12MPa、ケース 18 の約 7MPa、ケース 12B の約 6.6MPa であるが、前者 2 つの試験ケースは閉じ込められた狭い空間内に強制的にナトリウムを注入した条件での FCI、最後のケース 12B は高温融体上にナトリウムを注入する試験であり、いずれの試験も前述した第 2 のモードである炉心周囲で発生する FCI の発生状況を模擬した試験には該当しない。

また、FARO-TERMOS 試験においても約 6MPa の圧力ピークが測定されているが、この試験は約 140kg の溶融 UO₂ を 5m の高さからナトリウムプール中へ落下させた試験であり、炉心内の局所的な FCI の知見として用いるには適切ではない。炉心内での FCI の発生状況に近い状況を模擬した試験としては、CORECT-II ケース 22、CAMEL C6、EAGLE ID1 試験がある。これらの発生圧力は CORECT-II のケース 22 が約 4.3MPa、CAMEL C6 が約 4MPa、EAGLE ID1 は極めて緩慢で約 0.15MPa である。

3. 遷移過程解析における FCI の扱い

S I M M E R を用いた遷移過程の解析においては、炉心内の損傷領域の拡大と炉心物質の動きに従って解析されているが、「常陽」の遷移過程は低出力、かつ、低温（大半の燃料は固化状態）のまま推移するため、有意な FCI 現象は発生していない。他方、大きな反応度効果を駆動する可能性のある炉心周辺部の FCI 現象については、制御棒破損時に発生する FCI は EAGLE の知見に基づけば数気圧程度の極めて限定された圧力発生にとどまることが示されており、また CAMEL C6 又は CORECT-II ケース 22 のように強制的に高温融体とナトリウムを接触させた試験においても約 4MPa 程度の発生圧力である。FCI の不確かさに係る感度解析では基本ケースで燃料集中による即発臨界が発生する直前に、燃料集中を促進する位置にある外側炉心の制御棒下部案内管 2 カ所で同時に約 8MPa の圧力が発生するという仮想的な条件の下での保守的な解析を行ってその影響を評価した。

4. 大規模 FCI の発生可能性について

「常陽」MK-IV 炉心の燃料インベントリは高々 1 トン程度であり（大型軽水炉では 100 トン以上であるのに対して）、また、ULOF の事故シーケンスにおいてはそもそも大量の溶融燃料が冷却材のナトリウムと混合する状況は考えられない。一般に、大規模な FCI が発生するためには、安定膜沸騰条件下で溶融燃料とナトリウムとの大規模な粗混合状態が形成される必要があるとされている^[7]。一方、ナトリウム冷却高速炉においては、ナトリウムの熱伝導度が高いために溶融燃料とナトリウムの接触界面温度は安定膜沸騰の発生条件をはるかに下回り、液-液接触状態が維持されるため、大規模な粗混合状態が形成されることはない^[2]。したがって、大規模な FCI は原理的に回避できる。

5. まとめ

上述の通り、「常陽」MK-IVにおいては、炉心の燃料インベントリが高々1 トン程度であり、炉心損傷の事故シーケンスにおいて大量の溶融燃料が冷却材と混合する状況は考えられないこと、またナトリウム冷却炉においては、溶融燃料とナトリウム間に安定膜沸騰が発生し得ないために大規模な粗混合状態が形成されないことから、大規模な FCI は原理的に発生しない。

他方、大規模な FCI は無いとしても、炉心損傷の進展の過程で溶融燃料と冷却材が接触・混合して FCI (ナトリウム蒸気の発生) を生じることが当然考えられる。特に、全炉心規模で炉心が損傷した遷移過程において、炉心周辺で発生する FCI によって燃料が集中することによって即発臨界を超過する可能性については、実験的な知見に基づいた十分に保守的な条件を用いて不確かさを包絡する解析を S I M M E R -IV によって適切に行っている。

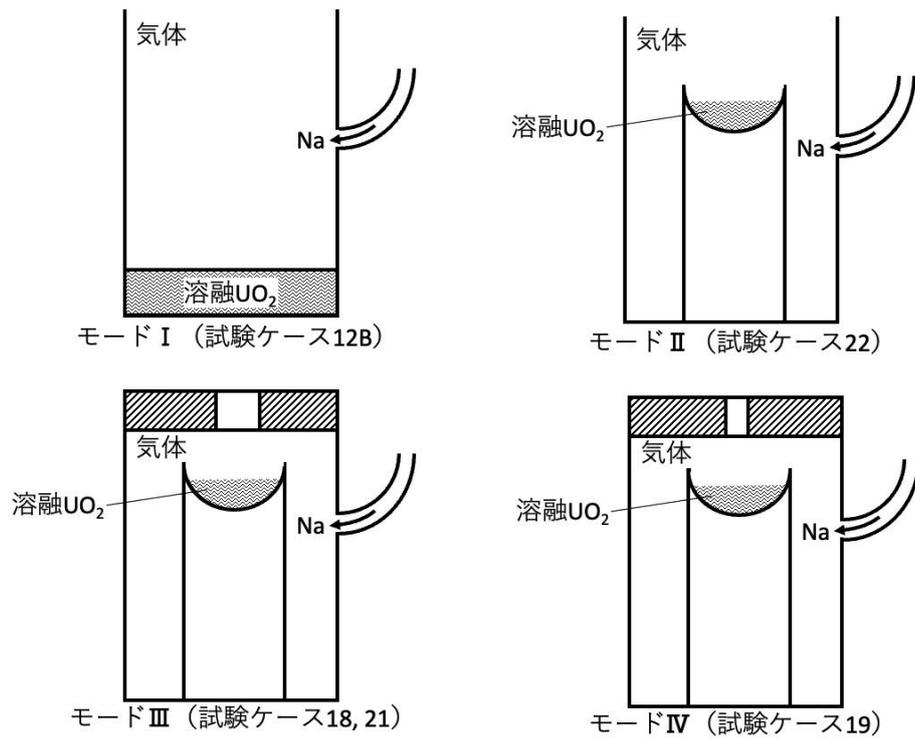
以 上

参考文献

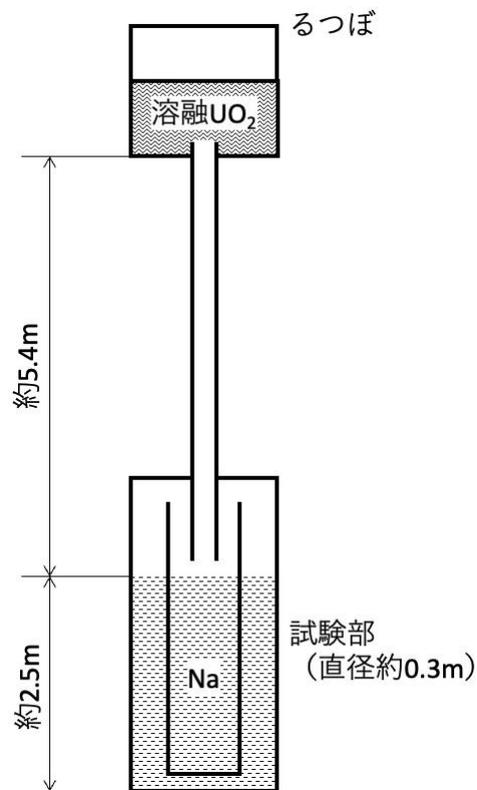
- [1] Anzieu, P., “The CORECT-II fuel-coolant interaction experiments: Interpretation and subassembly accident model,” Proc. of the LMFBR Safety Topical Meeting, Vol. IV, pp.251-259, Lyon (1982).
- [2] Fauske, H.K. and Koyama, K., “Assessment of Fuel Coolant Interactions (FCIs) in the FBR Core Disruptive Accident (CDA),” J. Nucl. Sci. and Tech., Vol.39, No.6, pp.601-614 (2002).
- [3] Johnson, T.R., et al., “Large-scale Molten Fuel-Sodium Interaction Experiments,” Proc. of the Fast Reactor Safety Meeting, pp.883-896, Biverly Hills, California (1974).
- [4] Magallon, D., et al., “Pouring of 100-kg-Scale Molten UO₂ into Sodium,” Nucl. Tech., Vol.98, No.1, pp.79-90 (1992).
- [5] Spencer, B.W., et al., “Results of recent reactor materials tests on dispersal of oxide fuel from a disrupted core,” Proc. of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, pp.877-882, Knoxville, Tennessee, (1985).
- [6] Konishi, K., et al., “The EAGLE project to eliminate the recriticality issue of fast reactors - Progress and results of in-pile tests -,” NTHAS5-F001, Fifth Korea-Japan Symp. on Nucl. Thermal Hydraulics and Safety, Jeju, Korea, Nov. 26-29, 2006.
- [7] Briggs, A.J., Steam explosions and reactor safety, CSNI report, No. 74, (1982).

第 2.1 表 UO₂ とナトリウムを用いた FCI 実験

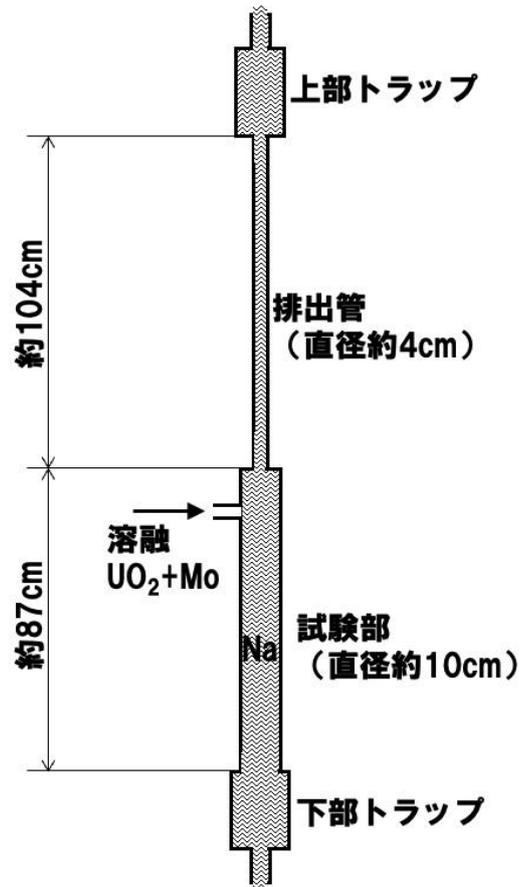
試験名	ケース	融体	質量(kg)	加熱方法	高温融体温度 (°C)	FCI発生状況	ナトリウム温度 (°C)	投入速度 (m/s)	発生圧力ピーク (MPa)	
CORECT-II	12B	UO ₂	4.15	高周波加熱	—	溶融UO ₂ を皿状のるつぼに入れ、その周囲下方向からナトリウム液位を上昇させる。 I～IVの試験modeがあり、mode IIIとIVは閉じ込められた狭い空間内でのFCI、mode Iは融体プールにナトリウムを上から注ぐ試験である。炉心近傍のFCIとして参考になるのは開放された空間で実施したmode IIである。	600	—	6.6	
	18	UO ₂	4.92	高周波加熱	—		III	685	—	7
	19	UO ₂	5.15	高周波加熱	—		IV	580	—	5
	21	UO ₂	4.86	高周波加熱	—		III	560	—	12
	22	UO ₂	5.13	高周波加熱	—		II	561	—	4.3
M-series	M1	UO ₂ -Mo	1.4	テルミット	—	約3～3.2kgのナトリウムプールへ融体を落下させる。	288	3.3	0.43	
	M2	UO ₂ -Mo	6.8	テルミット	—		299	18	0.69	
	M3	UO ₂ -Mo	3	テルミット	—		627	3.9	0.28	
FARO-TERMOS	T1	UO ₂	110	通電加熱	3,000	直径30cm、深さ約2mのプールに約5m上から融体を落下させる。主に炉容器外でのFCIを想定した試験である。	400	10	未計測	
	T2	UO ₂	140	通電加熱	3,000		400	10	6	
CAMEL	C6	UO ₂ -Mo	約2	テルミット	3,200	クリンチンリバー増殖炉の制御棒案内管を模した直径10.23cmの流路に2.54cm径のパイプから融体を噴出させる。背圧はC6が0.59MPa、C7が0.31MPaである。	503	—	4	
	C7	UO ₂ -Mo	約2	テルミット	3,200		503	—	未計測	
EAGLE	ID1	UO ₂ -SS	—	核加熱	3,000以上	核加熱で燃料ピン束を溶融して形成した炉心プールがナトリウムを内包するダクトを溶融破損してFCIが発生する。	400	—	約0.15	



第 2.1 図 CORECT-II 試験装置概念図



第 2.2 図 FARO-TERMOS 試験装置概念図



第 2.3 図 CAMEL 試験装置概念図

遷移過程解析における不確かさ影響評価の保守性について

SIMMER-IV及びSIMMER-IIIの有効性評価への適用性

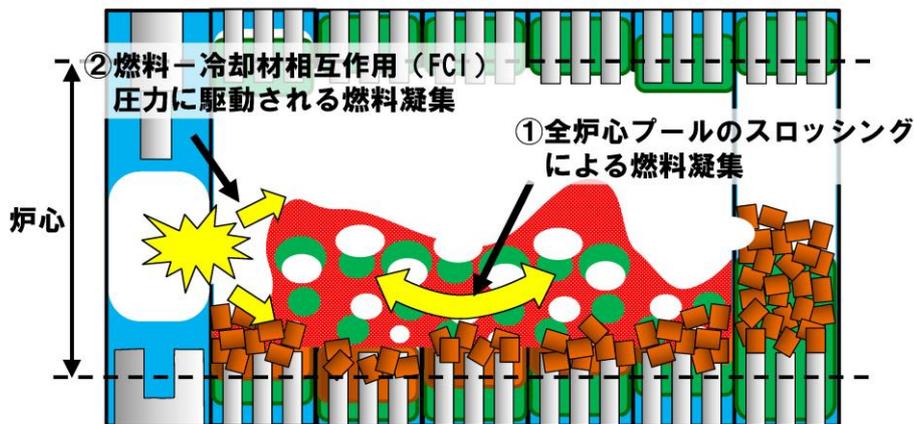
—不確かさ影響評価を必要とする重要現象—

- SIMMER-IV及びSIMMER-IIIは、コードの開発と並行して進めた検証及び妥当性確認研究を通じて、重要現象を解析する物理モデルの妥当性及び解析精度の確認を行った結果、有効性評価への適用性があるものとする。
- 一方で、有効性評価の評価項目に関わる「機械的エネルギーの発生」に関しては、次の2つの重要現象はエネルギー発生に直接影響を与えることから、不確かさの影響を感度解析を通じて確認する必要があると判断した。
 - 燃料凝集を引き起こすスロッシング現象については、水を用いたスロッシング拳動試験、鉛ビスマスを用いた高密度二相プールの流動拳動試験、燃料の核発熱による沸騰拳動試験、の検証解析による妥当性確認を積み重ねて妥当性を確認してきた。

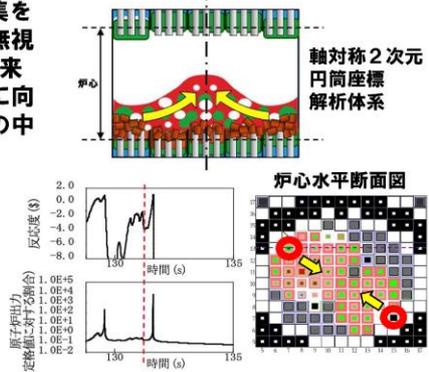
しかしながら、実スケールでの実機模擬性の高い試験データで検証されていないこと、及び燃料スロッシングは遷移過程における即発臨界超過によるエネルギー発生に直接影響する重要な現象であることを考慮して、遷移過程解析においては不確かさの影響を包絡する仮想的な条件での解析を実施する。

 - 燃料-冷却材相互作用 (FCI) 現象そのものの取扱いの妥当性は確認されているが、発生条件やFCIに駆動される燃料スロッシング現象は実験的に模擬していないことから、その影響を保守的に評価する想定を用いた解析を実施する。
- 有効性評価は最新の知見と計算コードを用いた最適評価を行うことを基本として、評価項目に大きな影響を与える重要現象のうち、不確かさの影響を評価する必要があると判断したのものに関しては、保守的かつ包絡的な不確かさ影響の評価を行った。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —遷移過程における重要現象の不確かさの影響評価—



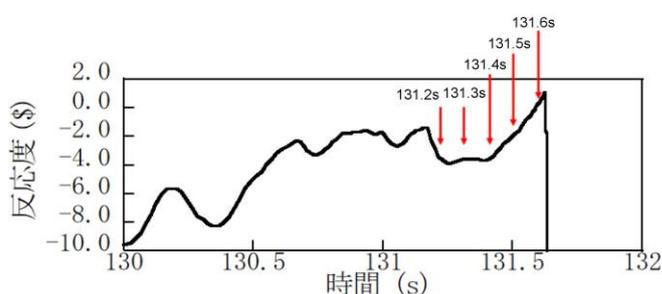
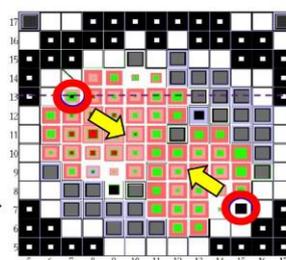
- ① 基本ケースは3次元体系で水平方向スロッシングによる燃料凝集を解析したが、ここでは燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視し、軸対称2次元円筒座標の解析体系で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動（大規模な一斉凝集）を強要した。
- ② 基本ケースの即発臨界超過の直前（約131秒）で、炉心物質を炉心中心に吹き寄せる2カ所の位置（右図赤丸）にある制御棒下部案内管におけるFCIの同時発生を仮定した。過去に実施されたナトリウムを用いたFCI実験の最大圧力が約40atmであるところ、約80atmの圧力が発生する量のナトリウムを強制的に炉心物質に混合させた。



ULOF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—

- FCIの発生状況の不確かさの影響を保守的に評価して燃料凝集量を増加させるために、131.2s以降の燃料凝集の過程で炉心物質を炉心中心に吹き寄せる2カ所の位置（右図赤丸）にある制御棒下部案内管におけるFCIの同時発生を仮定した。
- 過去に実施されたナトリウムを用いたFCI実験の最大圧力が約40atmであるところ、約80atmの圧力が発生する量のナトリウムを強制的に炉心物質に混合させた。
- さらに、FCIが複数のLGT位置で同時に発生することは考えられないが、燃料の集中を強制するために、2カ所のLGTで同時にFCIが発生するという、極めて保守的かつ仮想的な想定を用いた解析も実施した。
- 包絡的なFCIの発生条件を絞り込むために、FCIの発生時刻は、下図に示す131.2s、131.3s、131.4s、131.5s、131.6sとした。
- 解析ケースと結果を左下図に示す。最大の出力逸走となったのは、131.3sに2カ所同時にFCIが発生させたケースで炉心平均燃料温度4,070℃である。

炉心水平断面図



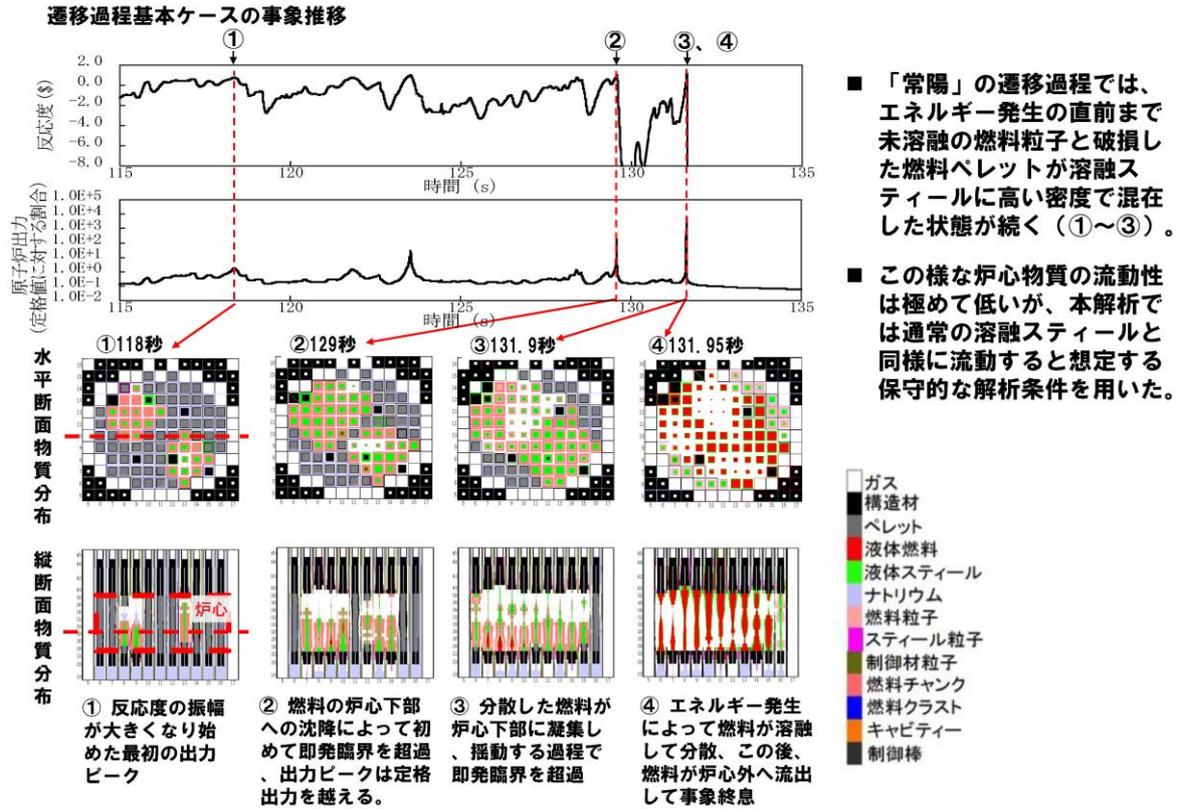
発生時刻(s)と場所	規格化出力最大値	積算出力(FPS)	炉心平均燃料温度(℃)
基本ケース	6,190	9.4	3,700
131.3(左上)	3,644	6.9	3,120
131.3(右下)	2,911	6.4	3,010
131.6(左上)	再臨界発生無し		
131.6(右下)	6,471	8.3	3,520
131.2(二カ所同時)	5,400	8.5	3,510
131.3(二カ所同時)	11,300	11.1	4,070
131.4(二カ所同時)	7,100	9.1	3,630
131.5(二カ所同時)	6,100	8.5	3,470
131.6(二カ所同時)	11,400	10.9	4,040

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —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℃	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℃	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℃	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*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ティール蒸気圧であるが、CABRI TP-A2炉内試験解析によってSIMMERコードは燃料からスティ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4200℃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—

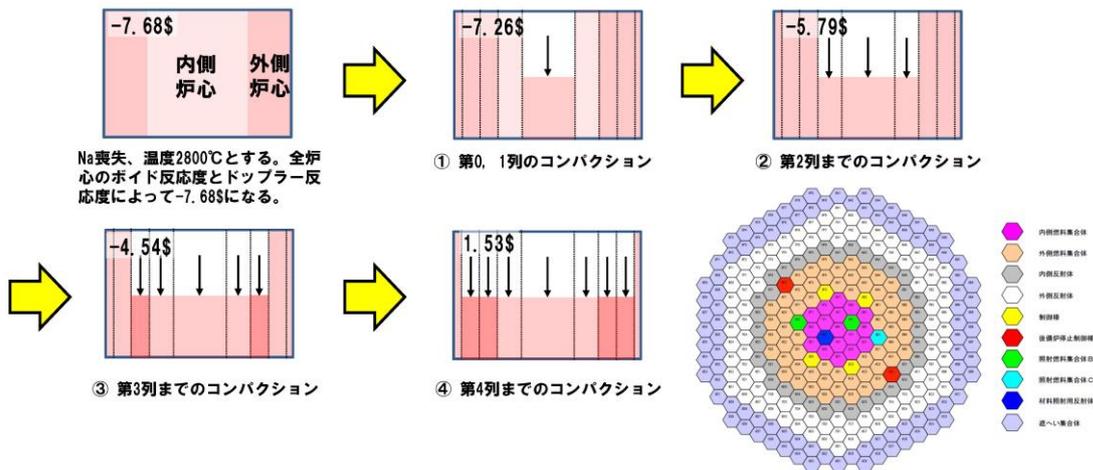


S I M M E Rによる遷移過程解析のまとめ

- S I M M E R-IV及びS I M M E R-IIIは、高速炉の崩壊炉心の多次元核熱流動挙動を総合的かつ機構論的に解析する手法として開発された。開発と並行して体系的な検証及び妥当性確認を積み重ねてきた結果、「常陽」における格納容器破損防止措置の有効性評価に十分適用できるものと判断している。
- 妥当性確認の結果、有効性評価の評価項目に係る重要現象を解析するためのモデルはおおむね妥当であると結論される一方で、即発臨界超過を引き起こす可能性のある2つの現象についての不確かさの影響評価を行う必要があることも確認された。
- これらの不確かさに関しては、有効性評価の感度解析において、その影響を保守的に評価するための仮想的な条件を含む解析条件の選定や取扱いを行うことにより、評価項目に関わる重要なパラメータである即発臨界超過に伴うエネルギー放出について包絡性のある解析を行った。

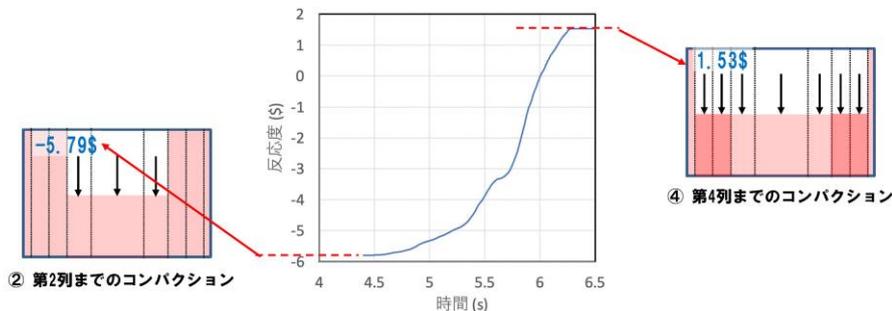
重力コンパクションによる簡易評価と
遷移過程解析基本ケースとの反応度挿入率の違いについて

- 溶融炉心の重力による1次元的なコンパクションによる反応度挿入を想定する。
- 定格運転状態で冷却材ナトリウムが失われるが、定格出力がそのまま維持され、各集合体の出力に応じて炉心軸方向中心平面の温度が燃料融点に達した時点でその集合体全体が重力によって自由落下して100%理論密度になると想定する。
- 静的な核計算によって各炉心列毎にコンパクションした状態の反応度変化を求め、一体当たりの反応度変化量と自由落下速度を用いて反応度挿入率を求める。
- 第4列（外側炉心）に属する集合体が落下する途中で即発臨界を超過する。



即発臨界超過時の反応度挿入率の簡易評価 (2/2)

- 第3列と第4列に属する集合体の重力コンパクションによる反応度の時間変化を求めた。1\$を超過するまでの最大の反応度挿入率は約16\$/s（約5.9s）、1\$を超過する時点の反応度挿入率は約7\$/s（約6.2s）である。
- 集合体がコンパクションするタイミングと即発臨界を超過する時点の不確かさを考慮すると、1次元的なコンパクションを想定した簡易評価での反応度挿入率はこれらを包絡する10\$/sから20\$/sとすることが適切と考えられる。



- SIMMER解析による評価の妥当性の傍証のため、炉心が重力落下でコンパクションしていくという単純な想定で反応度挿入率を計算した。この結果、SIMMER解析の方が、かなり大きい反応度挿入率を与えることを確認した。
- これはSIMMER解析では重力による軸方向の凝集による動きに加え、高Pu富化度の外側炉心燃料の内側炉心への移動や、溶融炉心の3次元的な揺動・分散・凝集に伴う反応度の増減の中で、反応度挿入率を評価しているためである。

再配置・冷却過程に係る損傷炉心物質の炉心からの流出の
不確かさ及びその影響評価について

1. 再配置・冷却過程の解析について

起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故は更に進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、崩壊熱による残留炉心物質の溶融と流出挙動に依存して大きな変動幅があるため、事象推移に関して基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況、及び残留炉心物質の溶融と炉心からの流出挙動（炉心物質の量及び形態）に応じた再配置挙動を検討し、想定される再配置場所での炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所としては、第 1.1 図に示すように、エネルギー放出が小さい緩慢なシーケンスにおいては下部プレナム底部及び炉心領域が、また、大きなエネルギー放出を伴う場合には上部プレナムに放出された損傷炉心物質が堆積する炉心支持台上面（炉心構造物を支持する水平構造物の上面）及び材料照射ラック底部が対象となる。

2. 損傷炉心物質の炉心からの流出の不確かさ

エネルギー放出が小さい緩慢なシーケンスでは、溶融炉心物質（燃料及びスティール）の一部は炉心部から周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに流出し固化する。遷移過程終状態の残留炉心物質は未溶融又は再固化した燃料と溶融スティールの混合物となり、崩壊熱によって長時間のうちに徐々に再溶融する。その後、炉心内で溶融した燃料は制御棒駆動機構下部案内管及び後備炉停止制御棒駆動機構下部案内管（以下「LGT」という。）を通じて下部プレナムへ流出し、そこでサブクールされたナトリウムによって効果的にクエンチ・微粒化して原子炉容器底部に粒子状のデブリベッドとして堆積する。溶融炉心物質の残りは炉心部及びその周辺に残留する。

第 2.1 図にそれぞれの再配置場所における燃料量を示す。下部プレナムへの損傷炉心物質の流出量は流出タイミングに依存する。基本ケースとして想定した流出タイミングは、

- ① 損傷炉心物質が崩壊熱によって徐々に溶融する状況で、溶融した損傷炉心物質が LGT を通じて順次下部プレナムへ流出する場合

である。流出タイミング①において、溶融した残留炉心物質の一部は LGT を通り下部プレナムへ流出するが、炉心に残留する燃料の量が初期燃料インベントリ（以下「インベントリ」という。）の約 50% を下回ると、発熱と炉心周辺構造への熱損失がバランスして燃料はそれ以上溶融しなくなり、下部プレナムへの流出は停止する。他方、遷移過程の基本ケースの終状態ではインベントリの約 30% が炉心周囲の反射体及び遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行して固化している。再配置・冷却過程では、炉心部残留量又は下部プレナムへの移行量を保守的に評価するため、炉心周囲への移行量を少なめのインベントリの約 20% と想定することとし、その場合下部プレナムに移行可能な溶融燃料はインベントリの約 30% である。

損傷炉心物質の炉心からの流出の不確かさを考える場合、下部プレナムへ流出し得る燃料量を最大限見積もるための流出タイミングは、

- ② 損傷炉心物質が溶融開始後も炉心内にとどまり、溶融量が蓄積した後に下部プレナムへ流出する場合

である。流出タイミング②では炉心物質の溶融量の増加と炉心物質の温度上昇の結果として炉心周囲への熱損失が増加し、崩壊熱の低下も重畳して、ある値以上は溶融量が増加しなくなる。炉心物質

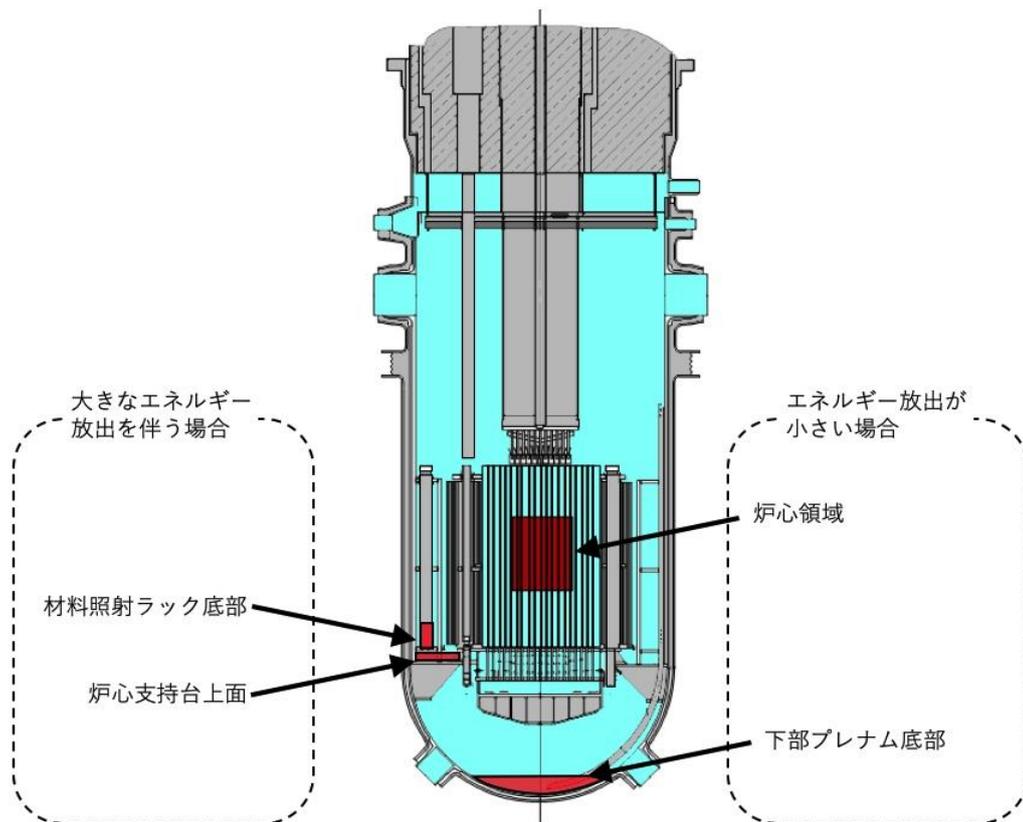
の最大溶解量として得られたインベントリの約 70%が損傷炉心物質の炉心からの流出量の不確かさの上限となる。

3. 損傷炉心物質の炉心からの流出の不確かさの影響評価

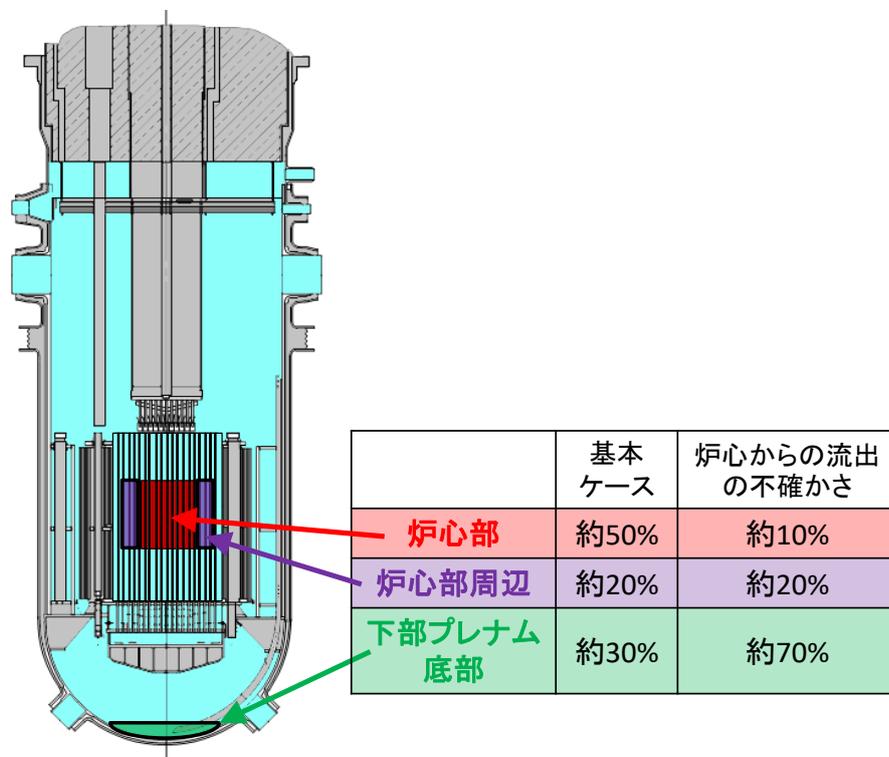
炉心からの流出量の不確かさの影響については、評価項目である「原子炉冷却材バウンダリの健全性」の観点から最も重要となる原子炉容器底部に形成されるデブリベッドの冷却性を解析した。具体的にはインベントリの約 70%の炉心物質からなるデブリベッドの冷却挙動を計算コードSuper-COPDのデブリ熱計算モジュールで解析した。デブリベッドの性状については、炉心物質を用いた試験結果等に基づいて、デブリ粒子径 400 μ m、空隙率 0.6 とする。原子炉容器底部にデブリベッドが形成される時刻は、崩壊熱の減衰の観点から保守的なタイミングとして、遷移過程の基本ケースの終状態における残留炉心物質のうちインベントリの約 70%の炉心物質が再溶解する時刻（事象発生から約 1,200 秒後）とする。第 3.1 図に原子炉容器底部に堆積したデブリベッド最高温度の履歴を示す。デブリベッド最高温度は事象発生から約 1,800 秒後に約 720 $^{\circ}$ Cまで上昇するが、その後は崩壊熱の減衰と共に低下した。

ここで、デブリベッドにより高温条件（最高温度約 720 $^{\circ}$ C）となる原子炉容器底部の鏡板では、原子炉容器自重、ナトリウム重量及びデブリベッド重量により発生する応力は 2.8MPa（1 次応力）であり、SUS304 について 900 $^{\circ}$ Cを超える温度条件で得られているクリープ試験結果（第 3.2 図）に対して有意に小さくクリープ破断は発生しないと判断できる。

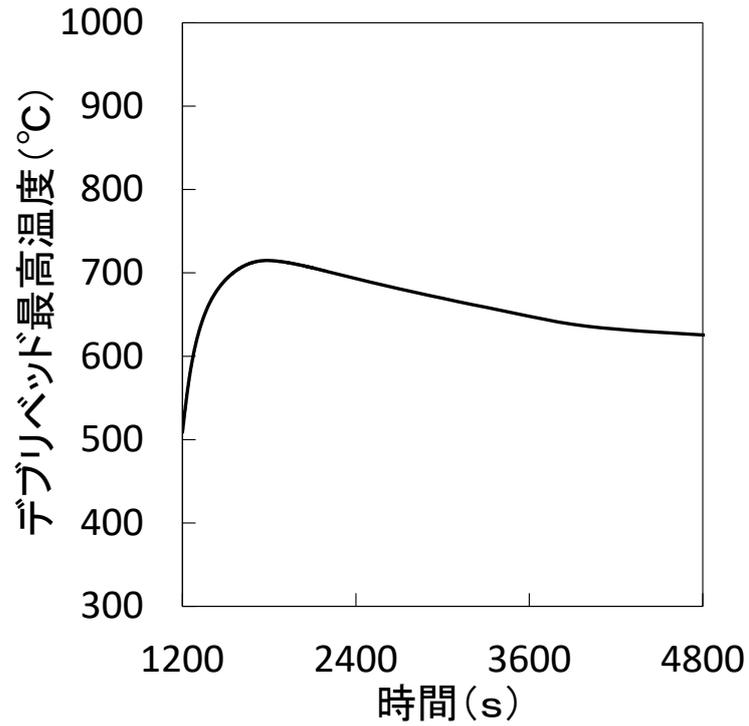
以上のことから、不確かさの影響を考慮しても、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドは周囲の冷却材や構造材による除熱と崩壊熱の低下によって安定的に冷却される。したがって、原子炉容器底部の鏡板がクリープ破損することはなく、また、炉心溶解物質等が原子炉容器内で安定に保持・冷却される。



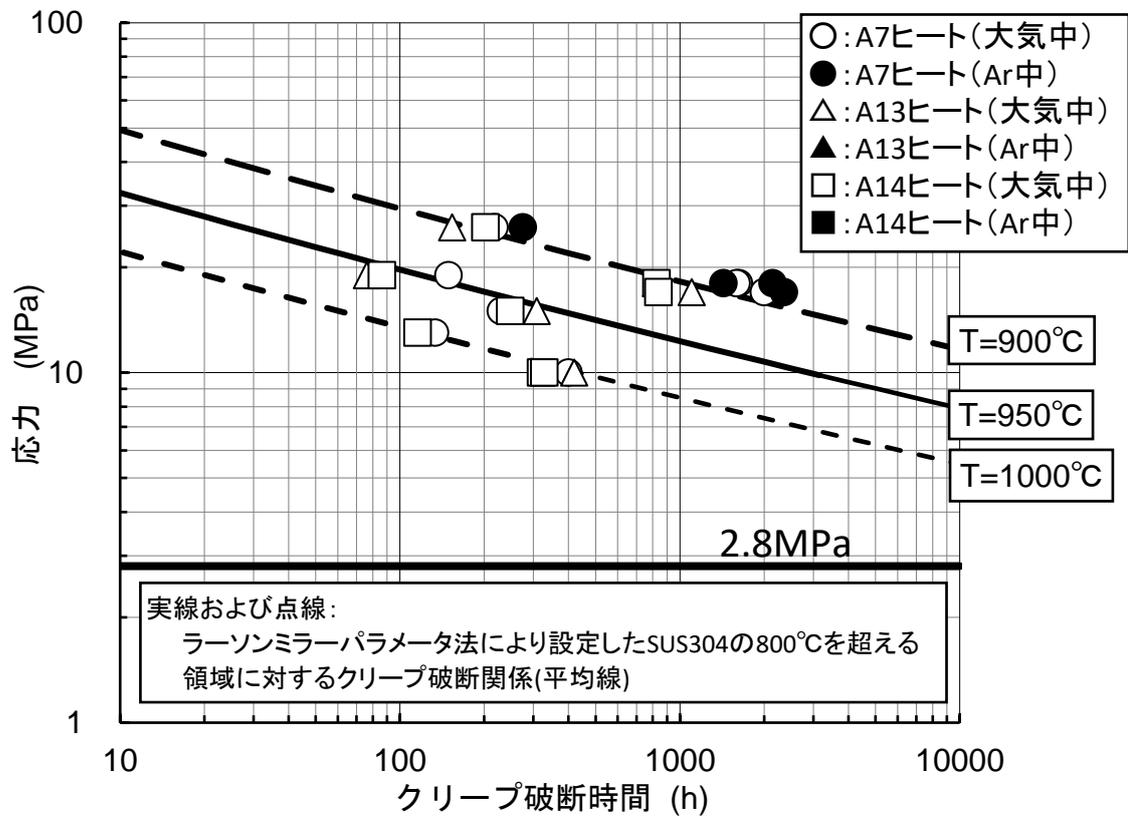
第 1.1 図 損傷炉心物質の最終的な再配置場所



第 2.1 図 それぞれの再配置場所における燃料量



第 3.1 図 デブリベッド最高温度の履歴



第 3.2 図 SUS304 のクリープ破断時間と応力の関係(900°Cから 1,000°C)

デブリベッドの冷却性解析における粒子径の評価方法とその影響について

1. デブリベッドの冷却性解析における粒子径の評価方法

「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価においては、デブリベッドの冷却性解析には計算コード Super-COPD のデブリベッド熱計算モジュール（以下、「DB モジュール」という）を使用した。DB モジュールではLipinski モデルを採用して内部発熱するデブリベッド内の熱移行や外部への除熱を計算するとともに、冷却性限界となるドライアウト条件を評価する。デブリベッドの粒子径は、熔融 UO_2 とナトリウムを用いた FCI 実験^{[1], [2]}で得られたデブリの粒径分布の質量中央値を用いた。軽水炉のシビアアクシデント解析コード MAAP の熔融炉心-コンクリート相互作用 (MCCI) モデルにおいても DB モジュールと同じ Lipinski モデルが採用されているが、BWR のコンクリート床上に形成された水プール内のデブリベッド冷却性解析^[3]において、軽水炉条件での FCI 実験^{[4], [5]}で得られた粒径分布の質量中央値を用いられている。すなわち、有効性評価においてデブリ粒径の代表値として質量中央値を使用するのは「常陽」と実用軽水炉と共通の考え方である。

一方、DB モジュールのモデルの妥当性は米国 Sandia 国立研究所の研究炉 ACRR で行われたナトリウム中の燃料デブリベッドを核加熱した D-10 試験の解析によって確認している。この解析ではデブリベッドの代表粒子径として Sauter 平均値を用い、試験で測定されたデブリベッド内の代表的な位置での温度変化を適切に再現できることを確認した。一般に、Sauter 平均値は質量中央値に比べて小さくなるため、デブリベッドの冷却性解析においてはより厳しい条件となる。そこで、ここではナトリウムを用いた FCI 実験^{[1], [2]}で得られた粒径分布の Sauter 平均値を用いた参考解析を実施した。

2. Sauter 平均値を用いたデブリベッド冷却性解析

FCI 模擬実験^{[1], [2]}の粒径分布の Sauter 平均値は第 1 表に示すように多くの実験では約 150 μ m 前後であり、最も小さな値を与える FRAG4 試験においては 130 μ m である。したがって、今回の参考解析の基本ケースの粒径を 150 μ m、粒径に係る不確かさ影響評価を行う際の粒径を 130 μ m とする。その他の重要なパラメータに係る不確かさ影響評価の条件は第 2 表に示す通りである。なお、解析の対象とした評価事故シーケンスは、下部プレナムへ移行する炉心物質の割合が最も多くなる「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」である。

この参考解析では、一部のケースにおいてデブリベッド内でナトリウムが沸騰する可能性があるが、DB モジュールではデブリベッド内のナトリウム沸騰挙動に特有の現象である蒸気のチャネリング（沸騰しているデブリベッド内に蒸気の通り道（チャンネル）ができて蒸気が抜けやすくなり、デブリベッドからの除熱が促進される現象）を考慮していない。このため、沸騰が生じたケースではチャンネル内の蒸気流による熱輸送とチャンネル周辺領域での熱伝導を同時に考慮することのできる Parallel conduction モデルを適用して冷却性解析を行う（第 1 図参照）。Parallel conduction モデルについては付録に示す。

解析結果を第 2 表に示す。基本ケースと不確かさ②ケース（粒径の不確かさ）ではデブリベッド内の冷却材は未沸騰で終始して冷却可能である。デブリベッド内の冷却材が沸騰するケースに対して、沸騰したデブリベッドにおける発熱密度の最大値（DB モジュールを用いて計算する）と、Parallel conduction モデルを用いてデブリベッド内の沸騰領域の厚みと実効熱伝導率の関係から計算したドライアウト発熱密度を比較して第 2 表に示す。デブリベッドが沸騰するケースでも、デブリベッドの深さは Parallel conduction モデルが適用可能な浅いベッドであり、発熱密度の最大値は冷却限界であるドライアウト発熱密度を下回り冷却可能である。なお、第 2 表のドライアウト発熱密度はナト

リウム蒸気のチャネリングを考慮していない Lipinski によるドライアウト予測モデルから求めた極めて保守的な発熱密度であるが、それでもなお解析結果は冷却性限界に対して余裕があることを確認した(同モデルの保守性に関しては、チャネリングが発生した D-4 試験の解析結果を付録に示す)。

3. まとめ

デブリベッドの冷却性解析で使用する粒径として、ナトリウムを使用した FCI 実験から得られた粒径分布の Sauter 平均値を用いた参考解析を実施した。基本ケースではデブリベッドは未沸騰のまままで冷却可能である。不確かさの影響評価ケースにおいては、一部のケースで冷却材の沸騰が生じた。沸騰が生じたケースではナトリウム蒸気のチャンネル形成による除熱促進を考慮できる Parallel conduction モデルを適用した。その結果、ナトリウムの沸騰が生じたケースにおいても保守的に評価したドライアウト限界に至ることなく、全てのケースで冷却可能であることを確認した。

参考資料

- [1] T. Y. Chu, "Fragmentation of Molten Core Material by Sodium," Proc. Int. Top. Mtg. LMFBR Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyon, France, July 19-23, 1982, Vol. III, p. 487, European Nuclear Society (1982).
- [2] D. Magallon, H. Hohmann and H. Schins, "Pouring of 100kg-scale molten UO₂ into sodium", Nuclear Technology, Vol. 98, No. 1, pp.79-90, 1992.
- [3] 「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて (第5部 MAAP) 添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について」資料 2-2-9、平成 27 年 10 月.
- [4] D. Magallon, "Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments," Nucl. Eng. Des., Vol.236, pp. 1998-2009, 2006.
- [5] M. Kato, et al., "Fuel Coolant Interaction Tests using UO₂ Corium under Ex-vessel Conditions," JAERI-Conf 99-005, Proc. of the Workshop on Severe Accident Research (SARJ-98), pp.304-309, Nov. 4-6, Tokyo, Japan, 1998.

第1表 FCI 試験におけるナトリウムプール温度条件と粒子径の代表値

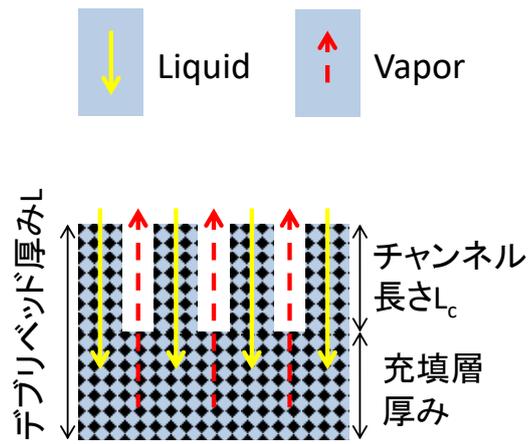
試験名	ナトリウム温度 [°C]	粒子径の質量中央値 [μm]	粒子径の Sauter 平均値 [μm]	備考
FRAG4	420	276.3	129.1	グラフ読取値の内挿で求める。
FRAG5	250	420	185.0	
FRAG6	690	461.5	148.9	
FRAG13	500	474	148.5	
FARO/TERMOS T1	400	約 500	146.7	「BOTTOM」「CENTER」「TOP」の平均値

第2表 参考解析の基本ケース及び不確かさ影響評価

	損傷炉心物質の量(%)	粒径 (μm)	空隙率	深さ (m)	沸騰有無	発熱密度の最大値* (MW/m ³)	ドライアウト発熱密度** (MW/m ³)	冷却
基本ケース	40	150	0.6	0.1561	未沸騰	-	-	可
不確かさ①	70	150	0.6	0.2077	沸騰	2.70	4.94	可
不確かさ②	40	130	0.6	0.1561	未沸騰	-	-	可
不確かさ③	40	150	0.5	0.1394	沸騰	3.85	7.40	可
深さ約 1.6 倍 (100%相当)	40	150	0.6	0.2495	沸騰	3.11	3.47	可

* 沸騰したデブリベッドにおける発熱密度の最大値を DB モジュールで計算

**Lipinski のドライアウト予測モデル (ナトリウム蒸気のチャネリングを考慮せず) で保守的に評価



第1図 Parallel conduction モデルの概念図

1. デブリベッドの深さと Parallel conduction モデル

デブリベッドはその高さによって、浅いベッド、中間ベッド、深いベッドにわけられる。第1図にそれぞれのベッドの概念図を示す。このうち、後述する判定基準によれば、「常陽」のデブリベッドはすべてのケースにおいて浅いベッドに該当するが、浅いベッドにおいては、デブリベッド内のナトリウムが沸騰した際に、ナトリウム蒸気のチャンネルが形成されて蒸気流により効率的なデブリベッドからの除熱が可能となる。

厚みの判定式として、Lipinski は以下の式を提唱した^[1]。

$$H_{s/allow} < 6L_c < H_{moderate} < 3\lambda_c < H_{deep} \quad (1)$$

λ_c は毛管ヘッド、 L_c はチャンネル長さであり、それぞれ次式で計算される。

$$\lambda_c = \frac{6\sigma \cos \theta (1 - \varepsilon)}{d\varepsilon(\rho_l - \rho_v)g} \quad (2)$$

$$L_c = \frac{\sqrt{150}\sigma \cos \theta J}{(\rho_p - \rho_l)g\varepsilon d} \quad (3)$$

ここで、 σ は冷却材の表面張力、 θ は冷却材と粒子の接触角（ナトリウムと UO_2 の接触角は $\cos \theta = 1$ ^[1]）、 ε はデブリベッドのポロシティ、 d はデブリ粒径、 ρ は密度、 g は重力加速度である。下付文字 v 、 l 、 p は、それぞれ、冷却材の気相、液相成分、デブリ粒子である。また、係数 J 、は

$$J = \frac{(s^{-1} - 1)^{0.175}}{\sqrt{5}} \quad (4)$$

であり、 s は飽和度（冷却材流路中の液相の体積割合）である。式(3)の毛管ヘッドはデブリベッドや冷却材の物性値等を代入して求めることができる。一方、式(3)のチャンネル長さは飽和度 s の関数となるので、もう1つの条件として圧力勾配の連続性

$$\frac{(1 - \varepsilon)q_c}{\rho_v g h_{lv} \varepsilon^3 d} \left[\frac{1.75q_c}{(1 - s)^5 h_{lv}} + \frac{150(1 - \varepsilon)\mu_v}{(1 - s)^3 d} \right] = (1 - \varepsilon)\rho_p + \varepsilon\rho_l \quad (5)$$

を用いる。 q_c はチャンネル領域下端境界の熱流束で、デブリベッドの発熱密度 Q が一定の場合、デブリベッド深さを L とすると、

$$q_c = Q(L - L_c) \quad (6)$$

である。式(3)と(5)が矛盾しないよう繰り返し計算によってチャンネル長さを決定する。

ここで、式(2)で求められるチャンネル長さがデブリ粒径に依存する理由について説明する。チャンネル領域の任意の位置 z において、チャンネル内を上昇するナトリウム蒸気圧と、デブリベッドの自重（粒子及びデブリベッド中の液体ナトリウムのヘッド圧）がバランスすると仮定すると、

$$P_v = [\rho_p(1 - \varepsilon) + \rho_l\varepsilon]g(L - z) \quad (7)$$

となる。また、 $P_l = \rho_l g(L - z)$ を用いて、

$$P_v - P_l = \{\rho_p(1 - \varepsilon) + \rho_l\varepsilon\}g(L - z) - \rho_l g(L - z) \quad (8)$$

となる。ここで、チャンネルと下の充填層の境界 ($L - z = L_c$) における圧力の連続性から、毛管力 P_c は次式であらわされる。

$$P_v - P_l = P_c = \frac{\sqrt{150}\sigma \cos \theta (1 - \varepsilon) J}{\varepsilon d} = \{\rho_p(1 - \varepsilon) + \rho_l \varepsilon\} g L_c - \rho_l g L_c \quad (9)$$

これを整理して、チャンネル長さの式(2)を得る。したがって、粒径が小さいほどチャンネル長さが長くなる理由は、毛管力が大きくなり、デブリベッドに流入する液体ナトリウム量が多くなる、すなわちデブリベッドから排出されるナトリウム蒸気圧も高くなるため、それによって支えられようきるチャンネル長さも長くなる。

Parallel conduction モデルは、沸騰領域で発生した蒸気がサブクール領域内に形成されるナトリウム蒸気のチャンネルを通して、デブリベッド上方冷却材に凝縮することによって熱が伝えられることを仮定する。この場合、沸騰領域の厚みはデブリベッド上面 ($z = L$) の温度をバルク冷却材温度 T_{bulk} として、サブクール領域の等価熱伝導率 K_B を用いて

$$L_{boil} = L - \sqrt{\frac{2K_B(T_{sat} - T_{bulk})}{Q}} \quad (10)$$

で与えられる。この式から、デブリベッドの深さ L が与えられた時に、沸騰領域の厚み L_{boil} と発熱密度 Q との関係を計算することができる。

2. Lipinski によるドライアウト発熱密度の予測

Lipinski によるドライアウト発熱密度予測モデルは、以下の式で表される^[2]。

$$\begin{aligned} & \frac{1.75(1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3 d h_{lv}^2} \left(\frac{1}{\rho_v(1 - s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right) q_d^2 + \frac{150(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 d^2 h_{lv}} \left(\frac{\mu_v}{\rho_v(1 - s)^3} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right) q_d \\ & + \frac{(1 - \varepsilon)w}{\varepsilon^3 d \rho_l s^3} \left(1.75w - \frac{3.5}{h_{lv}} q_d - \frac{150(1 - \varepsilon)\mu_l}{d} \right) \\ & = \frac{6 \cos \theta \sigma (1 - \varepsilon)}{\varepsilon d L_{boil}} + (\rho_l - \rho_v)g \end{aligned} \quad (11)$$

この式から、ドライアウト熱流束 q_d は飽和度 s に対する二次関数となるが、 q_d の最大値が当該デブリベッドにおけるドライアウト熱流束である。 q_d は騰沸領域の厚みで除したものが、ドライアウト発熱密度

$$Q_d = \frac{q_d}{L_{boil}} \quad (12)$$

である。このモデルは沸騰状態にあるデブリベッドに適用されるが、蒸気のチャネリングによる除熱を考慮していないため、ドライアウト発熱密度を過小評価することは明確である。なお、デブリベッド上部の領域のナトリウムが沸点以下 (サブクール) の場合には、デブリベッド上側にサブクール領域が存在するため、沸騰領域厚みはサブクール領域内での熱バランスから計算される。

3. Parallel conduction モデルの妥当性

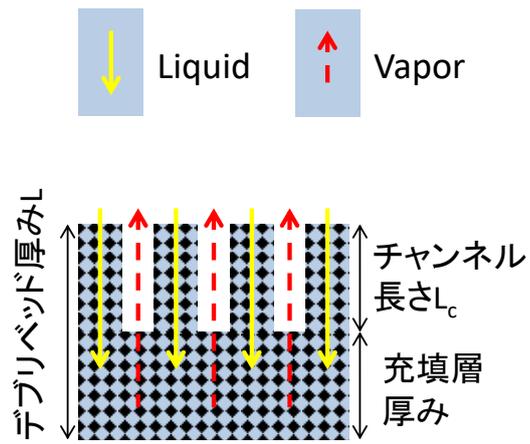
Parallel conduction モデルの妥当性は、デブリベッドのドライアウトが観測された D-4 試験の報告書^[3]の Figure 8.5-2 (第 2 図) に示されている (ナトリウムバルク温度 600°C の試験)。この試験では、ナトリウム蒸気のチャネリングが生じていることも報告されている。第 2 図は D-4 試験における発熱密度に対するデブリベッド内の沸騰領域の上端位置 (厚み) を Series conduction モデル (DB モジュールで採用) と Parallel conduction モデルを用いて計算し実線でプロットしたものである。この実線は沸騰領域の上端であるため、ドライアウトが発生するとすればこの実線の位置で発生することになる。

同じ沸騰領域厚みに対して Series conduction モデルが発熱密度を小さく評価しているのはサブクール領域内でのチャネリングが考慮されていないためにデブリベッドからの除熱を過小評価しているためである。一方、DB モジュールの妥当性検証に用いた D-10 試験ではチャネリングが発生しない条件であったため、DB モジュールで採用した Series conduction モデルで試験結果を適切に再現できていた。D-4 試験で観測されたドライアウト発生時の発熱密度は第 2 図で「OBSERVED DRYOUT」として示されており、Parallel conduction モデルによるドライアウト発熱密度及び発生位置とはほぼ一致し、ドライアウト発熱密度及び発生位置はそれぞれ約 20 MW/m³ 及び約 61mm である。

第 2 図には、いくつかのドライアウト発熱密度予測モデルによるドライアウト発生の予測結果を a から c の破線で示している。これらの予測モデルのうち、Lipinski の予測モデル (a の破線) はナトリウム蒸気のチャネリングを考慮していないため、試験結果に対して大幅に保守的な値を与える。これに対して、Gabor のモデル (c の破線) はチャネリングが発生した炉外試験に基づく実験相関式であり、D-4 試験結果とも良く対応している。Lipinski モデルで予測されるドライアウト発熱密度は試験で計測されたドライアウト発熱密度の約 1/4 という保守的な結果を与えることになるが、今回の参考解析では保守性を担保するために採用した。

参考資料

- [1] R. J. Lipinski, "A coolability model for postaccident nuclear reactor debris", Nuclear Technology, Vol. 65, No. 1, pp. 53-66, 1984.
- [2] R. J. Lipinski, "A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed", NUREG/CR-2646, SAND82-0765, 1982.
- [3] J. E. Gronager, M. Schwarz and R. J. Lipinski, "PAHR Debris Bed Experiment D-4", SAND80-2146, 1981.



第1図 Parallel conduction モデルの概念図



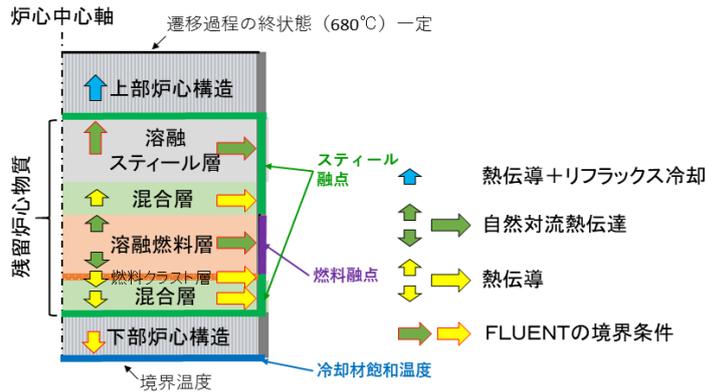
第2図 ドライアウト時の沸騰領域厚みと試験結果との比較 (Gronager, J.E. et al. [3])

FLUENT 解析に与える

損傷炉心物質から周囲への熱流束の設定について

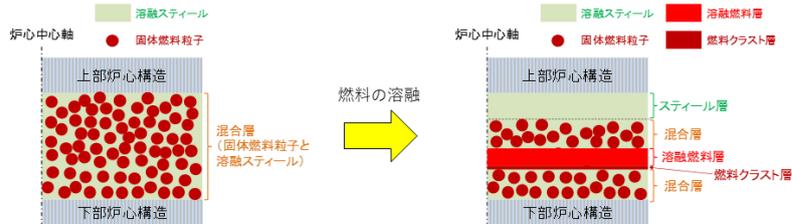
残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算 モデルの概要

- 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ティールが存在）、燃料クラスト層、構造材は熱伝導率、上部炉心構造（ビン束）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ティ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。

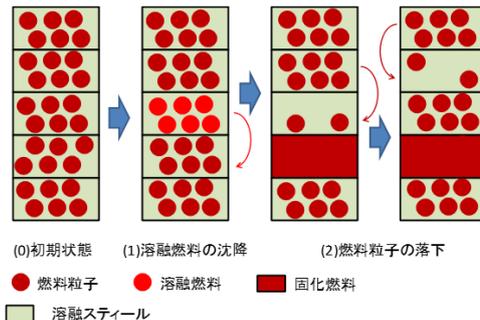


残留炉心物質の冷却性評価の伝熱計算 物質再分布計算

- 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ティ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ティールと入れ替え (※)、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。

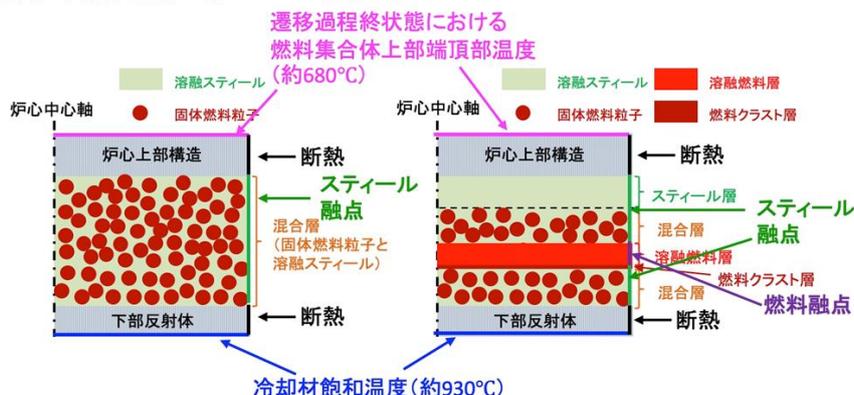


※ 崩壊熱による燃料の溶融、あるいは周囲への伝熱による溶融燃料の固化は、物質の再分布の時間スケールと比べて極めて緩慢に進行するため、本物質再分布モデルのようにステップ状に再分布を取り扱う簡易的な手法が適用できると考える。

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。



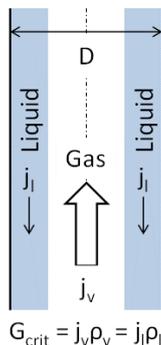
- これらの境界条件に基づいて評価した上下・径方向への熱流束を用いてFLUENTの解析を実施。
 - 炉心周囲のナトリウム温度が沸点を超えて除熱ができない場合
 - 残留炉心物質が周囲の構造材を溶融して拡大する。
 - 炉心周囲のナトリウム温度が沸点以下となり、除熱が可能との結果が得られた場合
 - 残留炉心物質は当初の炉心の範囲を超えて拡大することは無く、崩壊熱の低下とともに最終的には冷却されて固化する。

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



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

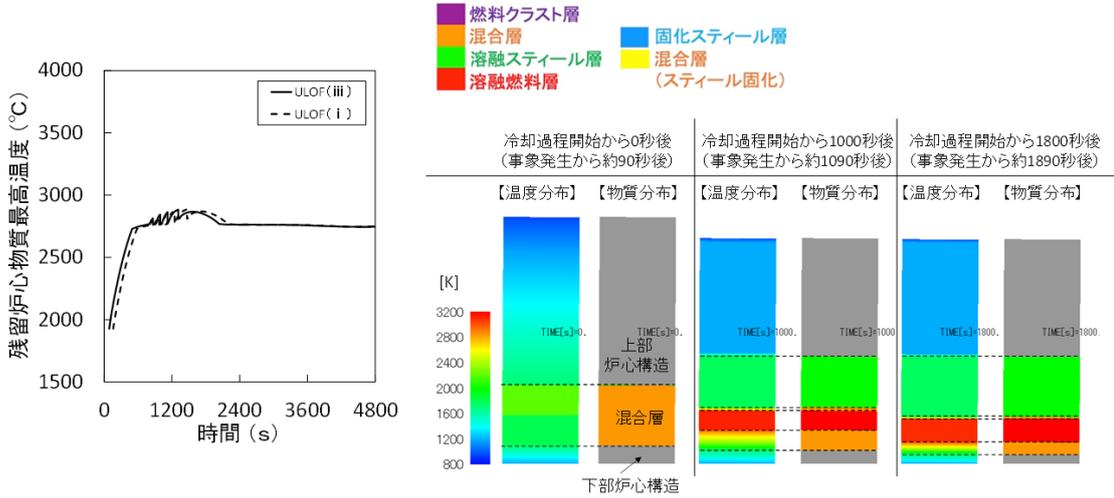
- C_w は定数で垂直円管では0.7~1.0の範囲^[2]。保守的に下限値の0.7として、「常陽」の炉心上部にあるピン束構造の幾何形状、ナトリウムの物性値を用いると、リフラックス冷却による単位流路面積当たりの除熱量として約3.3MW/m²を得る。
- これはULOFの残留炉心物質からの上方向への熱流束の最大値約1.05MW/m²に比べて十分に大きい。

[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中(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。



FLUENT解析における解析体系及び境界条件の設定について

ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 残留炉心物質の冷却性評価の概要

6. 残留炉心物質の冷却性評価

- 「③不確かさ影響評価ケース（炉心残留）」の残留炉心物質が下部プレナムへ流出せず炉心周囲への熱損失と崩壊熱がバランスした状態（炉心部に80%、ラッパ管間ギャップ部に20%）での炉心冷却解析を行う。

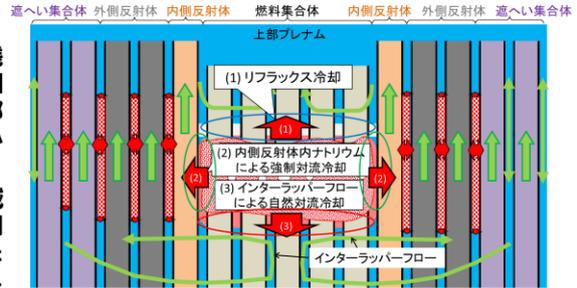
- 残留炉心物質及び集合体上部の領域は非計算領域として設定する。非計算領域の上面、下面及び側面に「伝熱計算モデル」によって別途解析された熱移行量の時間変化を設定し、以下の物理メカニズムによる冷却挙動を解析する。

(1) 上方向への熱移行：集合体ピン束内のナトリウム蒸気と液膜の環流による冷却（除熱量評価にCCFL相関式を使用）

(2) 径方向への熱移行：内側反射体内のナトリウム流れによる冷却と集合体間ギャップ内のナトリウムの自然対流（インターラッパフロー※）による冷却

(3) 下方向への熱移行：インターラッパフローによる冷却

- ギャップ部に侵入した炉心損傷物質からの熱移行をモデル化（閉塞したギャップ部は非計算領域として設定し、周囲の集合体ラッパ管、ギャップ部のナトリウムへの熱移行量の時間変化を設定）



残留炉心物質周辺の熱移行現象の概念図

モデル化



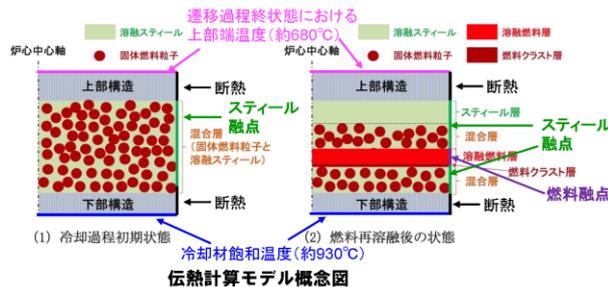
FLUENTによる残留炉心物質周辺の熱移行現象のモデル化概念図

(※) インターラッパフロー：ラッパ管間ギャップ部の隙間に存在する冷却材に生じる流れで炉心冷却効果がある。炉心内での温度変化に伴う浮力と隙間部の圧力損失とのバランスにより流れの様子が決まる。

ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 残留炉心物質の溶融挙動及び熱移行量の評価

6.1 残留炉心物質の溶融挙動

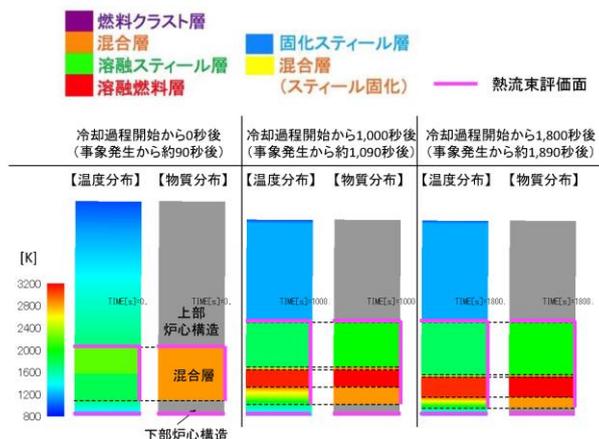
- 炉心部に残留する炉心物質から周囲への局所の熱移行挙動を解析するため、伝熱計算モデルを用いて残留炉心物質内部の温度変化、溶融・再分布挙動、及び周囲の構造物等への熱移行を1次元体系で解析し、FLUENTによる多次元熱流動解析の境界条件を提供する。
 - 固体燃料粒子と溶融スチールからなる混合層、燃料クラスト、及び固化スチール層内は熱伝導、溶融層は自然対流熱伝達相関式を用いて周囲への熱移行を解析する。
 - 解析体系は、残留炉心物質、上下の炉心構造を高さ方向1次元に要素分割して計算する。遷移過程解析の終状態に基づいて、下部反射体上端から約10cm下方でナトリウムの飽和温度（約930℃）、燃料ピン束上端で約680℃を境界条件とする。
 - 遷移過程解析の終状態における炉心損傷状態を踏まえて、内側及び外側燃料集合体の範囲で炉心が損傷し、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。溶融燃料及び溶融スチールが接する境界の温度はそれぞれの融点とする。



ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 残留炉心物質の溶融挙動及び熱移行量の評価

6.1 残留炉心物質の溶融挙動 (続き)

- 事象発生から約580秒後に燃料が再溶融を開始し、残留炉心物質最高温度は約2,890°Cまで上昇するが、その後崩壊熱の減衰と共に低下する。
- 炉心周囲への熱流束の最高値は事象発生から約1,000~1,200秒後に上方向が約0.26MW/m²、側面が約0.82MW/m²、下方向は事象発生から約3,000秒後に約0.29MW/m²となるが、その後崩壊熱の減衰と共に低下する。



ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 FLUENTによる残留炉心物質の冷却性評価に係る解析の概要

7. 解析体系の概要

7.1 モデル化の範囲

- ✓ 原子炉容器内のナトリウム液面下から、リークジャケット内側の領域を対象
- ✓ 炉心上部機構、炉心部（残留炉心物質内部と集合体上部の構造物が落下した領域を除く）、炉内燃料貯蔵ラック内ポット、高低圧プレナム、炉心支持構造物、原子炉容器（振止構造物含む）、リークジャケット、原子炉容器との間の窒素ガス領域、原子炉容器振止構造物内部の遮へいグラフィット（黒鉛ブロック）及び冷却材ナトリウム等を含む

メッシュ配置：流体要素は約500万、構造材要素は約210万

7.2 解析モデル (主な設定)

[原子炉容器]

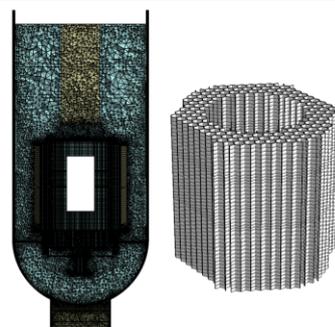
- 構造物の熱容量及び熱伝導、流体との共役熱伝達を考慮
- 炉心上部機構内部の冷却材は静止
- 構造物のないプレナム部に乱流モデル (Realizable k-ε) 適用
- 構造物を含む領域 (炉心部も同じ) は空隙率 (冷却材の体積割合) 及び圧力損失係数を考慮
- リークジャケット外面及び冷却材上面は断熱

[炉心部]

- ラツバ管間ギャップ部の熱伝達含む熱流動を考慮
- 燃料集合体、内側及び外側反射体、遮へい集合体、照射燃料集合体、材料照射用反射体、制御棒、後備炉停止制御棒を模擬 (設計条件に基づき、空隙率、圧力損失を設定)

[損傷炉心物質]

- 残留炉心物質及び集合体上部の領域は非計算領域として設定
- 非計算領域の上下面及び側面に「伝熱計算モデル」によって別途解析された熱移行量の時間変化を設定



解析モデル側面図 ギャップ部の損傷炉心物質の領域 (非計算領域)



集合体 (燃料集合体、反射体、遮へい集合体) 及びラツバ管間ギャップ部のメッシュ配置図

ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 FLUENTによる残留炉心物質の冷却性評価における不確かさの影響

7.3 不確かさの影響

評価指標（冷却材温度及び原子炉容器温度）に影響を及ぼす不確かさの要因を整理し、解析モデル及び解析条件を保守側に設定することで、不確かさの影響を考慮する。

評価指標	評価指標に影響を及ぼす要因	モデル化の方法	不確かさの考慮
冷却材温度（炉心部）	炉心残留量及び範囲	非計算領域として設定	不確かさ影響評価ケースとして多量の炉心残留条件を設定（損傷炉心物質が炉心領域に80%、径方向反射体領域の集合体間ギャップ内に20%）
	ギャップ閉塞部の範囲	非計算領域として設定	インターラッパーフローによる冷却が困難となる範囲を広く設定（インターラッパーフローが生じる範囲を抑制）
	残留炉心物質の熱移行量の時間変化	熱移行量の時間変化を境界面に設定	炉心残留量（多量の炉心残留条件）に基づき、時々刻々と変化する熱移行量の時間変化を考慮
	原子炉容器入口流量	一定値を設定	保守側の流量を設定（評価時間内で最も低い流量を設定）
	原子炉容器入口温度	一定値を設定	保守側の温度を設定（事象進展に伴う温度低下の考慮なし）
	炉心下端部からラッパ管間ギャップ部への漏れ流量	不透過の固体平板としてモデル化	高圧プレナムからラッパ管間ギャップ部への低温冷却材の供給を考慮しない
原子炉容器温度	リークジャケット外面熱移行	断熱条件を設定	遮へいグラファイト及び安全容器を介した熱移行なし
	炉上部プレナム冷却材上面熱移行	断熱条件を設定	上部の構造物（回転プラグ等）を介した熱移行なし
	振止構造物下端熱移行	一定値（350℃）を設定	コンクリート遮へい体冷却系による冷却効果を考慮しない

機械的エネルギー発生の解析における（初期熱エネルギーの不確かさ以外の）解析パラメータの不確かさの影響について

機械的エネルギー発生における重要現象

- 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

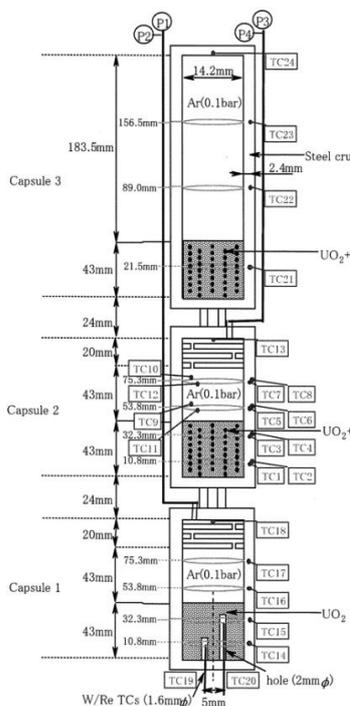
重要現象の検証課題とS I M M E Rの解析モデルの対応関係

重要現象	検証解析	S I M M E R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	空間依存動特性
燃料からスティールへの熱移行	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拳動に関する検証解析 (1/2) -燃料からスティールへの熱移行：CABRI TP-A2試験解析-

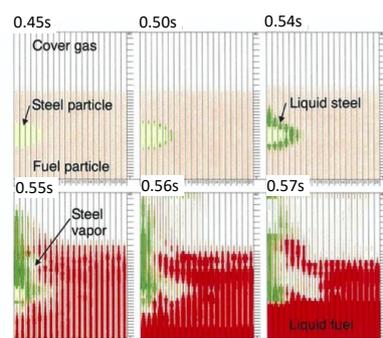
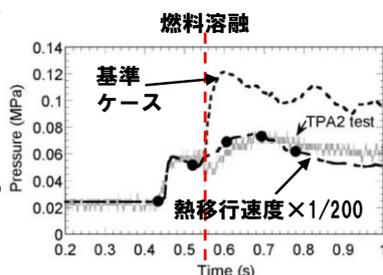
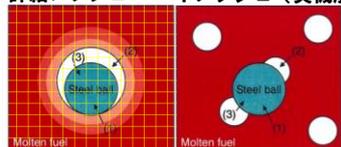
■ 試験と解析結果の概要

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、発生するスティール蒸気圧を測定した。



S I M M E R-IIIによる試験解析

詳細メッシュ 1メッシュ (実機解析)



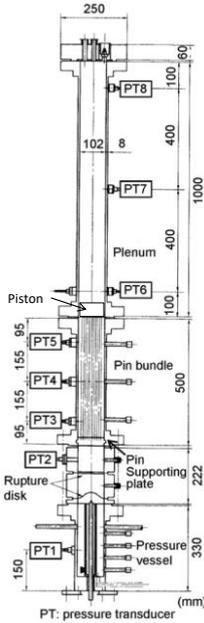
詳細メッシュを用いた単一スティール球のS I M M E R-IIIによる解析結果

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。

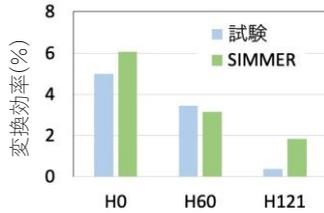
機械的エネルギー発生挙動に関する検証解析 (2/2) 一炉心上部構造による熱及び圧力損失：VECTORS試験解析一

■ 試験と解析結果の概要

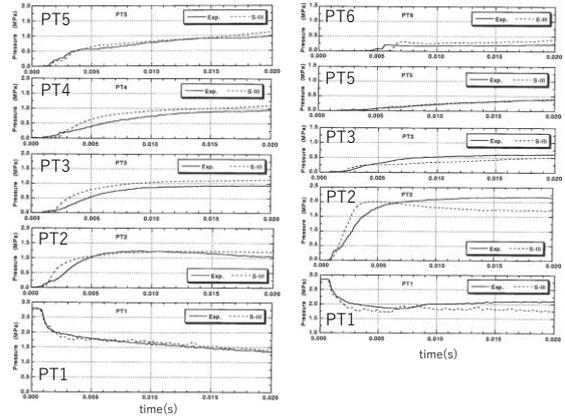
VECTORS試験は高温の水と水蒸気の混合物をピン束を模擬した流路の下部から放出し、ピン束の流動抵抗と熱損失による圧力損失、エネルギー損失を模擬した試験である。ピン束の出口に置かれた重さ約80gのピストンの運動エネルギーへの変換効率も測定された。



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

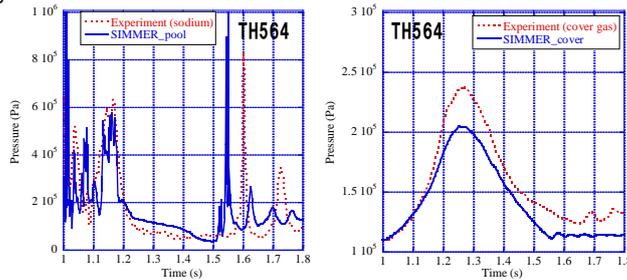
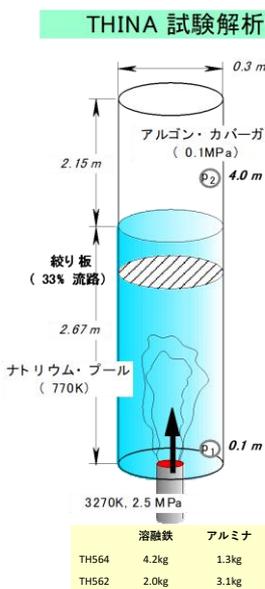
H60ケース圧力変化

重要現象の検証解析

一燃料-冷却材相互作用 (FCI)：THINA試験解析一

■ 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。



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

カバーガス圧力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。

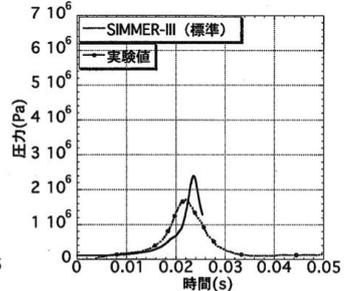
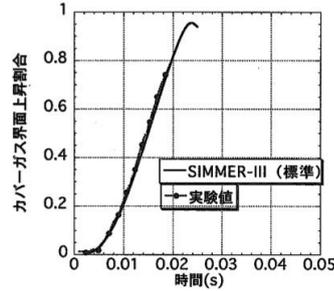
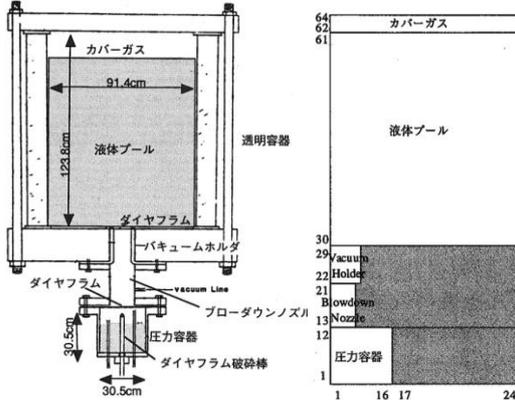
解析結果は圧力のピーク値と発生時刻をよく再現している。THINA試験は高速炉の炉心損傷事故で発生する温度条件と冷却材条件を模擬したものであり、圧力発生挙動を適切に解析できていることから、実機解析への適用性を有すると判断した。

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。

機械的エネルギー発生挙動に関する検証解析 — 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℃、蒸気体積率16.7%) 解析結果

OMEGA試験装置概略図 [1] SIMMER-III解析体系

カバーガス界面の上昇挙動、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SIMMER-III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.

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 機械的応答過程解析の解析条件

解析条件

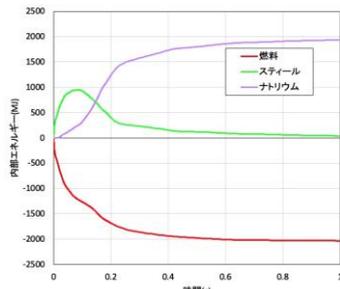
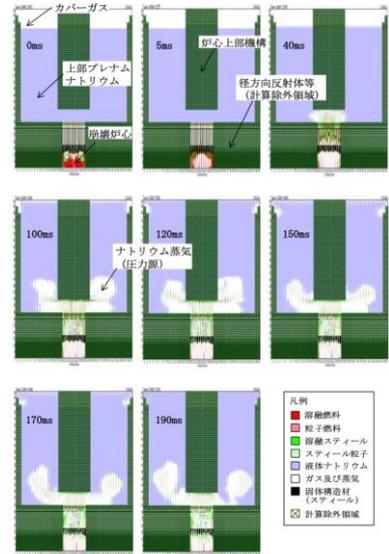
- 本解析の基本ケースでは、遷移過程の基本ケースにおいて炉心平均燃料温度が最大となる時点の炉心の物質及び温度配位を用いる。
- ULOFの機械的エネルギー発生に至る事象推移において考慮すべき不確かさ
 - 遷移過程までの事象推移における再臨界による熱エネルギー発生の不確かさ
 - 遷移過程における不確かさ影響評価ケースの炉心状態を初期状態とする
 - 燃料からスチールへの熱移行
 - CABRI TP-A2試験解析でSIMMERは200倍過大評価することが示されているため、熱移行速度を1/200倍としてその影響を評価する。
 - 炉心上部構造による熱及び圧力損失
 - 蒸気泡の成長
 - VECTORS、OMEGA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、実験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 (℃)	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	3.6	
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	3.4	

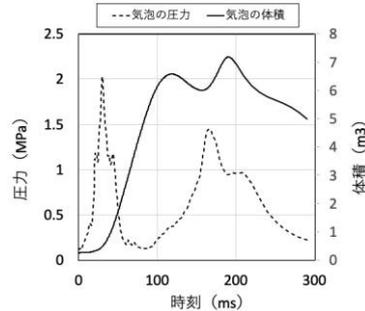
機械的エネルギー発生解析におけるエネルギー散逸について

機械的エネルギー発生過程におけるエネルギー散逸

- 初期に炉心平均温度約5110℃（内部エネルギー約2300MJ）であった燃料は最終的に約2000MJのエネルギーをスチール及びナトリウムに移行してナトリウムにクエンチされ、平均温度約1000℃となる。
- スチールの内部エネルギー、平均温度は燃料からの伝熱によって約100msでピーク値となった後、燃料から受けたエネルギーをほぼ全てナトリウムへ伝え、最終的に平均温度は約1160℃で一定となる。
- 上部プレナムの底部に放出される炉心物質とナトリウムとのFCIによって機械的エネルギーが発生するが、炉心物質の温度は炉心部での出力逸走直後の高温状態ではなく、以上のエネルギー散逸過程を経て温度が低下した状態である。

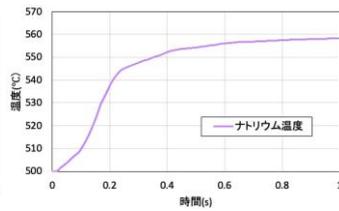
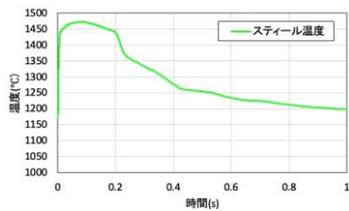
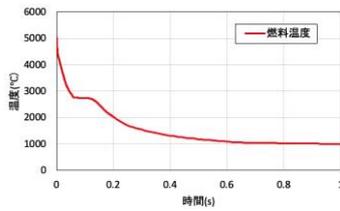


内部エネルギーの初期値からの時間変化



蒸気泡の成長と圧力変化

炉容器内物質分布の時間変化



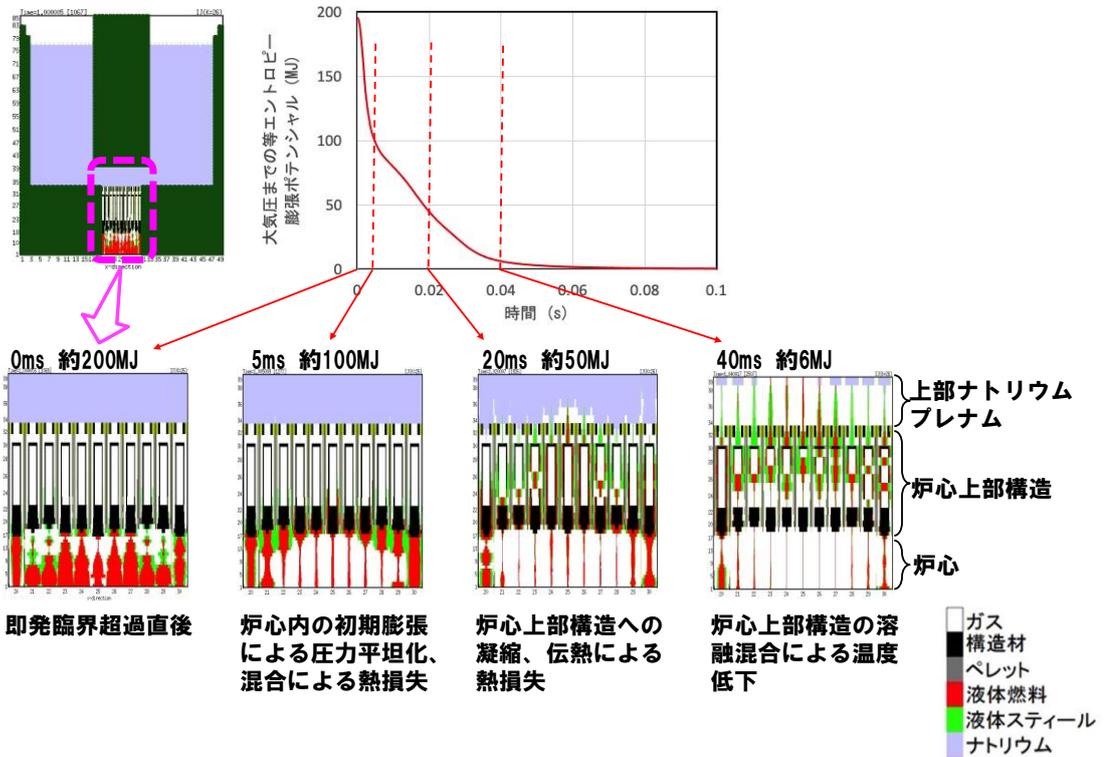
各物質成分の全体系における平均温度の時間変化

機械的エネルギー発生に係る極短時間挙動の解析への SIMMER の
適用性について

炉心膨張過程における機械的エネルギー低減

- 既許可の仮想事故解析においては、炉心で発生した熱エネルギーから機械的エネルギーへの換算は、熱力学的な仕事量のポテンシャルを簡易評価で求め、MK-III炉心で180MJであった。
- 本評価の不確かさの影響評価ケース（炉心燃料平均温度：約5,110℃）の熱力学的ポテンシャルとして等エントロピー膨張ポテンシャルを評価すると、カバーガス体積（約7.2m³）までの膨張で約53MJ、大気圧までの膨張（膨張体積は約420m³）で約200MJである。
- 現実には、炉心物質が膨張して機械的エネルギーが発生する過程において機械的エネルギーを大きく低減する以下の現象がある。
 - ① 炉心内の初期膨張による炉心圧力の平坦化、炉心内での温度差を有する燃料の混合効果、炉心内に残存する構造材への熱損失
 - ② 炉心物質が炉心上部の燃料集合体内構造、反射体を通過する際の流動抵抗、熱損失及び低温構造材の溶融混合
 - ③ 上部プレナム内に生成される蒸気泡界面への凝縮
- 遷移過程解析の基本ケースの即発臨界超過直後の炉心内には約90気圧の圧力差と約2,600℃の温度差が数10cmの距離に存在し、高圧領域の燃料の急速な膨張と低圧領域の低温燃料との混合によって、①は数ms～10数msの間に生じる。
- 炉心内では同時に溶融燃料から溶融スチールへの熱移行も生じる。この短時間の急速な伝熱挙動に関する実験的な知見としてCABRI試験計画で実施されたTP-A2試験がある。
 - 溶融燃料からの急速な伝熱によってステンレス液滴周囲にステンレスの蒸気層が形成され、伝熱速度は約1/200程度に抑制される。
 - 小規模なカプセル内の現象であり、①のように動的に攪拌される炉心内へのこの知見の適用には不確かさが存在する。

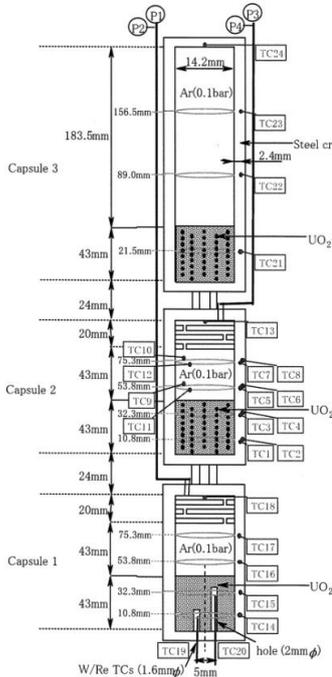
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 ー等エントピー膨張ポテンシャルの低下挙動ー



溶融燃料と溶融スティール間の過渡熱伝達 —CABRI TP-A2試験解析—

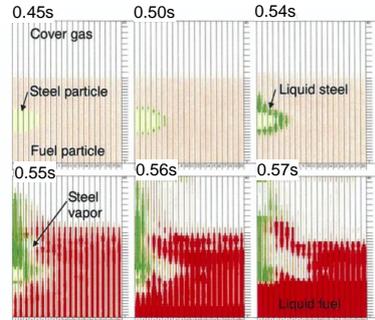
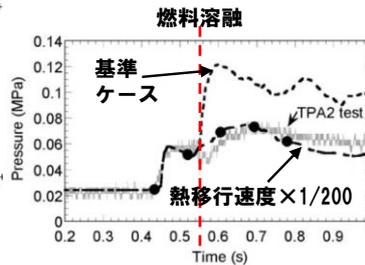
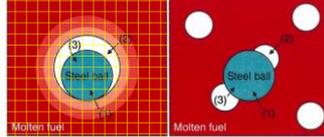
■ 試験と解析結果の概要

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、発生するスティ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 1メッシュ (実機解析)



詳細メッシュを用いた単一スティール球の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。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 機械的応答過程解析の解析条件

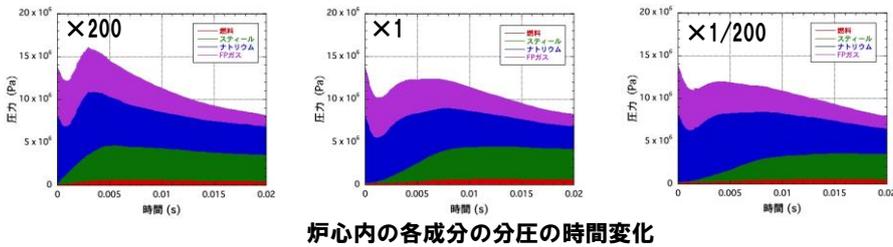
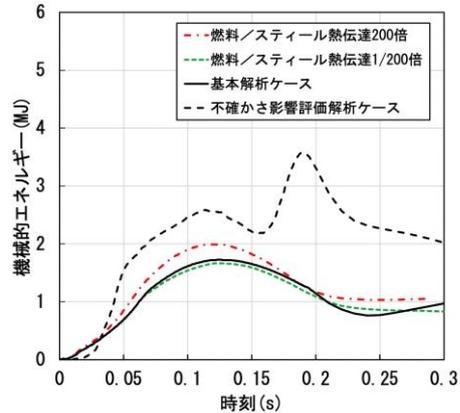
解析条件

- 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
 - 機械的エネルギー発生過程における上部プレナムでのFCI
 - 炉心上部構造によるエネルギー低減効果
- 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。

	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：3,699℃	接続時：5,109℃
炉心平均スティール温度	接続時：1,466℃	接続時：2,395℃
カバーガス圧力	0.1 MPa	0.1 MPa

炉心膨張過程における機械的エネルギー低減

- 基本ケースに対して、溶融燃料から溶融スチールへの熱伝達係数を200倍及び1/200倍とするパラメータ解析を実施し、その影響を評価した。
- 溶融燃料から溶融スチールへの熱伝達係数に対する機械的エネルギーの感度は最大で約15%程度であり、不確かさの影響評価の機械的エネルギーを超えることはない。
- 基本ケースでは炉心内のナトリウム蒸気及びFPガスの分圧が支配的であることがこの一因であると考えられる。

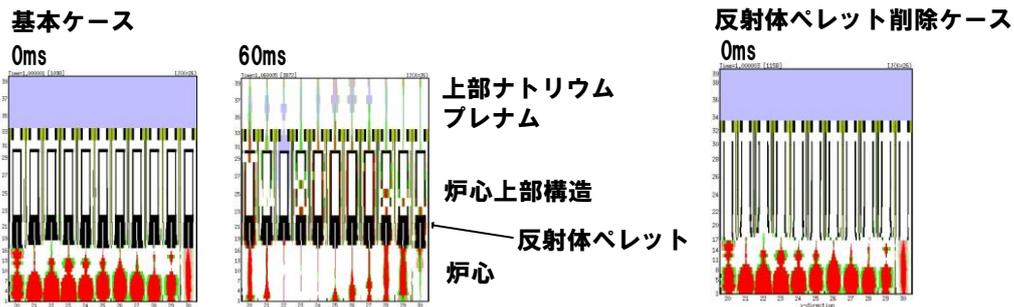


炉心内の各成分の分圧の時間変化

炉心膨張過程における機械的エネルギー低減

— 炉心上部構造物が機械的エネルギー低減効果に与える影響 —

- 炉心上部構造物（炉心上部の反射体ペレット）が機械的エネルギー低減に与える影響を確認することを目的として、反射体ペレットを削除したパラメータ解析を実施した。

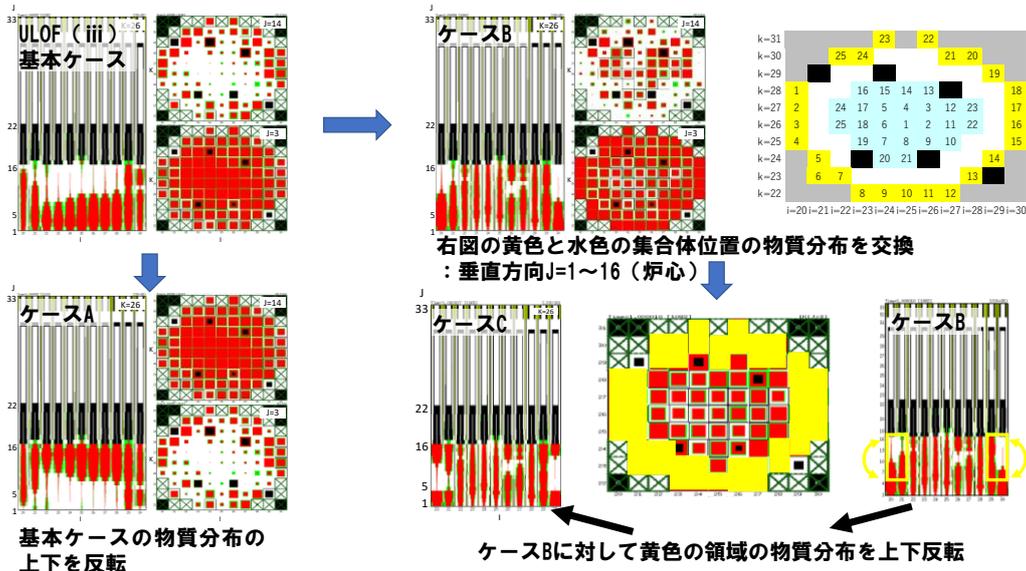


- 基本ケースの機械的エネルギーの発生値約1.7MJに対して、反射体ペレットを削除した体系における機械的エネルギーは約1.8MJ（約6%増加）であり、反射体ペレットによる機械的エネルギー低減効果を見逃したとしても、その影響は不確かさ影響評価ケース（約3.6MJ）を超えないことを確認した。
- なお、現実に炉心上部構造が炉心の圧力によって機械的な健全性を喪失する状況を想定すると、ピン束構造が複雑な変形を伴って集合体上部あるいは出口付近に閉塞を形成し、機械的エネルギーの低減に有効に働く効果が考えられる。

プラグ応答解析における FCI 挙動の不確かさの影響について

FCI挙動の不確かさの影響評価ケース

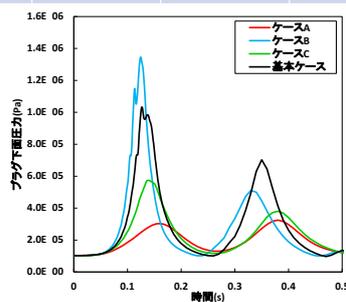
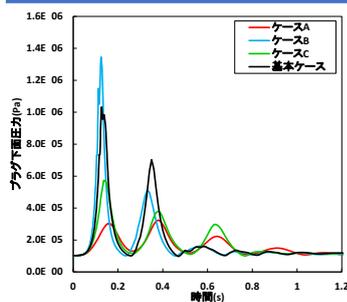
- ULOF (i) と ULOF (iii) の不確かさ影響評価ケース（遷移過程における発生エネルギーの不確かさの影響）プラグ下面の最大圧力の違いは、上部プレナム下部でのFCI挙動の違いによる。
- FCI挙動の基本ケースに対するFCI挙動の不確かさの影響の評価として、上部プレナム下部への炉心物質の放出パターンに影響を与えることを目的として、即発臨界超過直後の炉心内の物質配位を組み替えたパラメータ解析を実施した。
- パラメータ解析の対象は炉心平均燃料温度の高い ULOF (iii) とした。



FCI挙動の不確かさの影響評価結果

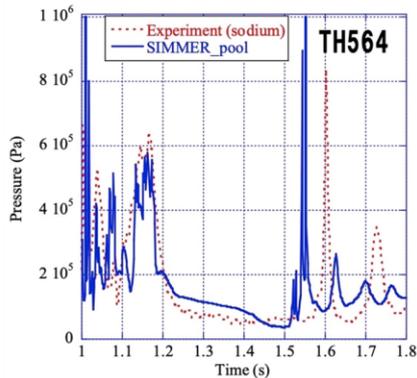
- 最も大きな機械的エネルギーとプラグ下面圧力の最大値を与えたケースはケースBである。
- ケースBでは、基本ケースに対して炉心の外側と内側の集合体を入れ替えたことにより、より高圧な炉心外側の溶融炉心物質が相対的に先行して上部プレナムへと排出され、その結果集合体出口における溶融炉心物質と液体ナトリウムとの混合が顕著となったためと考えられる。

	基本ケース	ケースA	ケースB	ケースC
炉心平均燃料温度(°C)	4200			
プラグ下面圧力の最大値(Pa)	1.04E+6	3.25E+5	1.35E+6	5.74E+5
プラグ下面圧力のピーク時刻(s)	0.127	0.380	0.125	0.139
機械的エネルギーの最大値(MJ)	2.57	0.909	2.86	1.53
機械的エネルギーのピーク時刻(s)	0.340	0.380	0.115	0.144
圧力源の最大膨張体積(m3)	6.53	4.37	6.80	5.58
圧力源の最大膨張時刻(s)	0.140	0.380	0.128	0.150



THINA試験解析の再現性によるFCI不確かさの影響評価ケース

- THINA試験解析におけるFCI現象の再現性については、下図に示すようにSIMMERによる解析結果はTHINA試験で測定された圧力波形の特徴を適切に捉えているものの、詳細な圧力波形を完全に再現しているとは言えず、FCIで発生する圧力過渡そのものに関する不確かさも残ると考えられる。
- このため、FCIで発生する圧力過渡の不確かさの影響を確認することを目的として、上部プレナム下部における炉心物質からナトリウムへの伝熱速度を定数倍することで、FCIによる発生圧力を保守的に解析するパラメータ解析を実施した。
- ULOF (i) 及び ULOF (iii) の基本ケースをパラメータ解析の対象として、それぞれ上部プレナム下部における炉心物質からナトリウムへの伝熱速度を定数倍する。SIMMERはTHINA試験における過渡圧力波形を適切に再現できているため、伝熱速度の倍率は2倍程度とすれば十分と考えられるが、ここでは念のため5倍とするケースも実施した。



THINA試験における
ナトリウムプール内の圧力変化

- パラメータ解析の結果を下表に示す。伝熱速度の影響は顕著ではなく、不確かさ影響評価ケースのそれぞれ約3.6MJと約3.4MJを超えないことが確認された。

	基本 ケース	伝熱速度 2倍	伝熱速度 5倍	不確かさ影響評 価ケース
ULOF (i)	約1.7 MJ	約1.8 MJ	約2.2 MJ	約3.6 MJ
ULOF (iii)	約2.5 MJ	約2.2 MJ	約2.1 MJ	約3.4 MJ

FCI挙動の不確かさの影響評価まとめ

- ULOF (i) と ULOF (iii) の基本ケースのうち炉心平均燃料温度の高い ULOF (iii) に対して、FCI挙動の不確かさが機械的エネルギー発生に与える影響の評価を行うことを目的として、機械的エネルギー解析の初期状態における炉心内の物質配位を組み替えたパラメータ解析を実施した。
- その結果、上部プレナム下部におけるFCIの挙動が大きく影響される結果となった。ただし、基本ケースの機械的エネルギー約2.6MJ、プラグ下面圧力の最大値約1.03MPaに対して、パラメータ解析ケースの中で最大となった値は、それぞれ約2.9MJ、約1.35MPaであり、遷移過程におけるエネルギー発生の不確かさ影響確認ケースの約3.4MJ、約1.8MPaを超えない。
- THINA試験解析におけるFCI現象の再現性によるFCI不確かさの影響の評価を行うことを目的として、上部プレナム下部における炉心物質からナトリウムへの伝熱速度を定数倍するパラメータ解析を実施した。伝熱速度の影響は顕著ではなく、機械的エネルギーは不確かさ影響評価ケースのそれぞれ約3.6MJと約3.4MJを超えないことが確認された。

外部電源喪失に起因する事故及びポンプ軸固着に起因する事故に
おけるナトリウム噴出の解析結果に差異が生じた理由

ULOF (i) とULOF (iii) の機械的応答過程の解析の比較

ULOF (i) とULOF (iii) の不確かさ影響評価ケース（遷移過程における発生エネルギーの不確かさの影響）において、初期の燃料及びステ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。

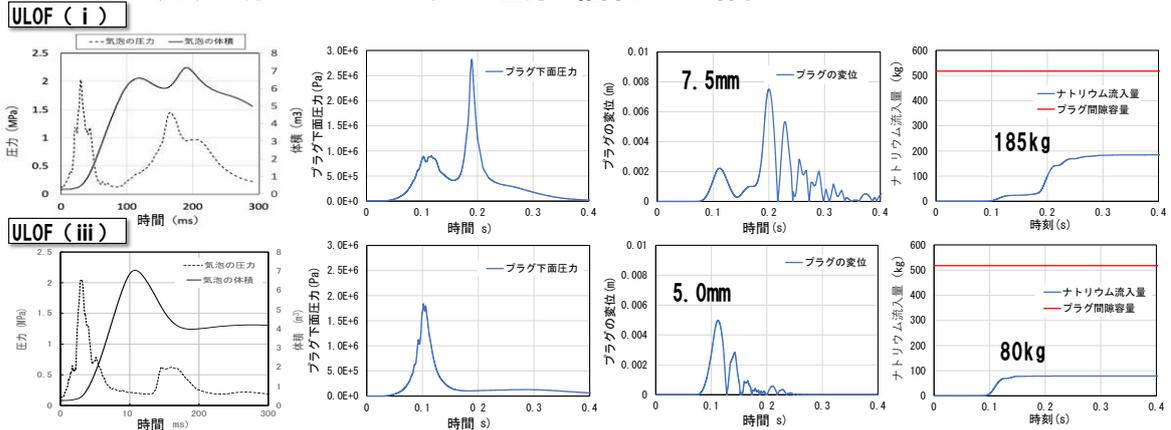
	ULOF (i)	ULOF (iii)
炉心平均燃料温度（初期値）（℃）	5,110	5,130
炉心平均ステール温度（初期値）（℃）	2,400	2,310
炉心平均圧力（初期値）（MPa）	13.1	12.4
機械的エネルギー（MJ）	3.6	3.4

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) : 7.5 (mm) / ULOF (iii) : 5.0 (mm)
- 大回転プラグの浮上に要する圧力は $2.75E+5$ (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。

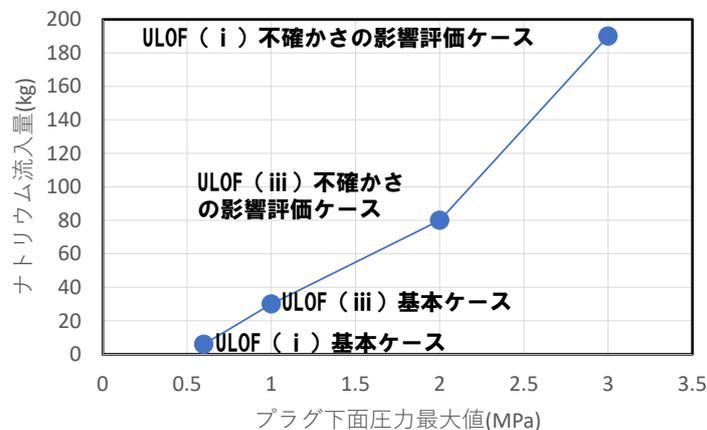


以下の理由によりULOF (i)の方がナトリウム流入量が顕著となったと言える。

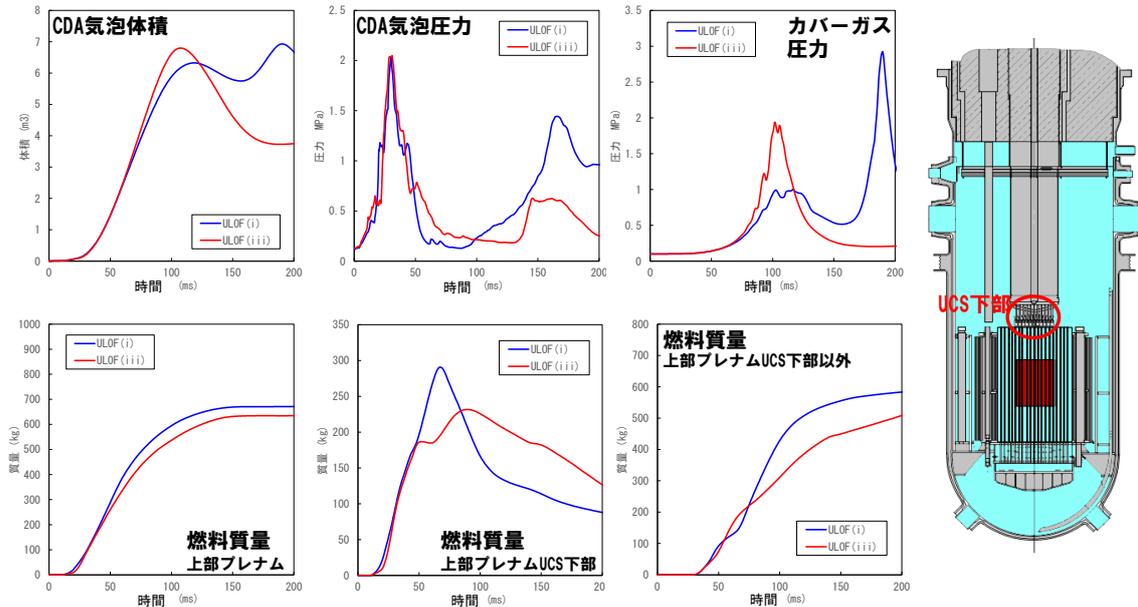
- ① プラグ下面に作用するピーク圧力及びプラグ変位がULOF (i)の方が大きい。
- ② プラグの浮上している時間がULOF (i)の方が長い。

プラグ下面の圧力の最大値とナトリウム流入量の関係

- 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SIMMER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、別に実施している。

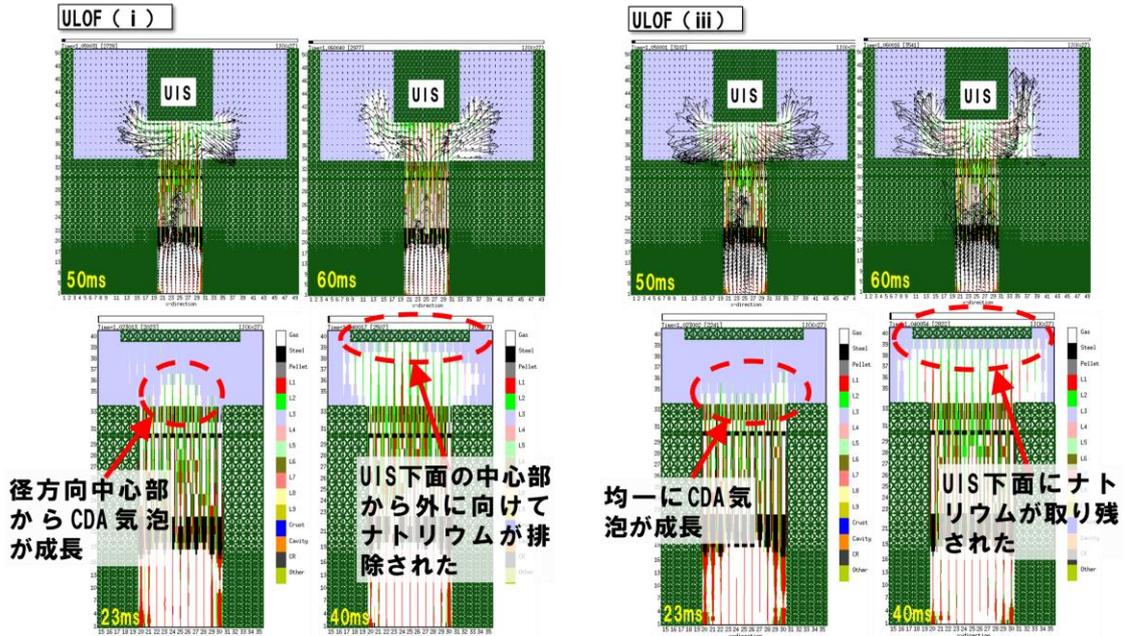


ULOF (i) とULOF (iii) のCDA気泡成長挙動の違い



- 150ms後のULOF (i) とULOF (iii) のカバーガス圧力の違いは、CDA気泡の圧力と体積の違いによる。
- この違いは、ULOF (i) ではULOF (iii) に比べて、上部プレナムに放出された燃料が炉容器壁側、すなわちUCSの下部よりも外側に放出されたため、100msで一旦収縮を始めたCDA気泡内で再度FCIが発生したことによると考えられる。

ULOF (i) とULOF (iii) のCDA気泡成長挙動の違い



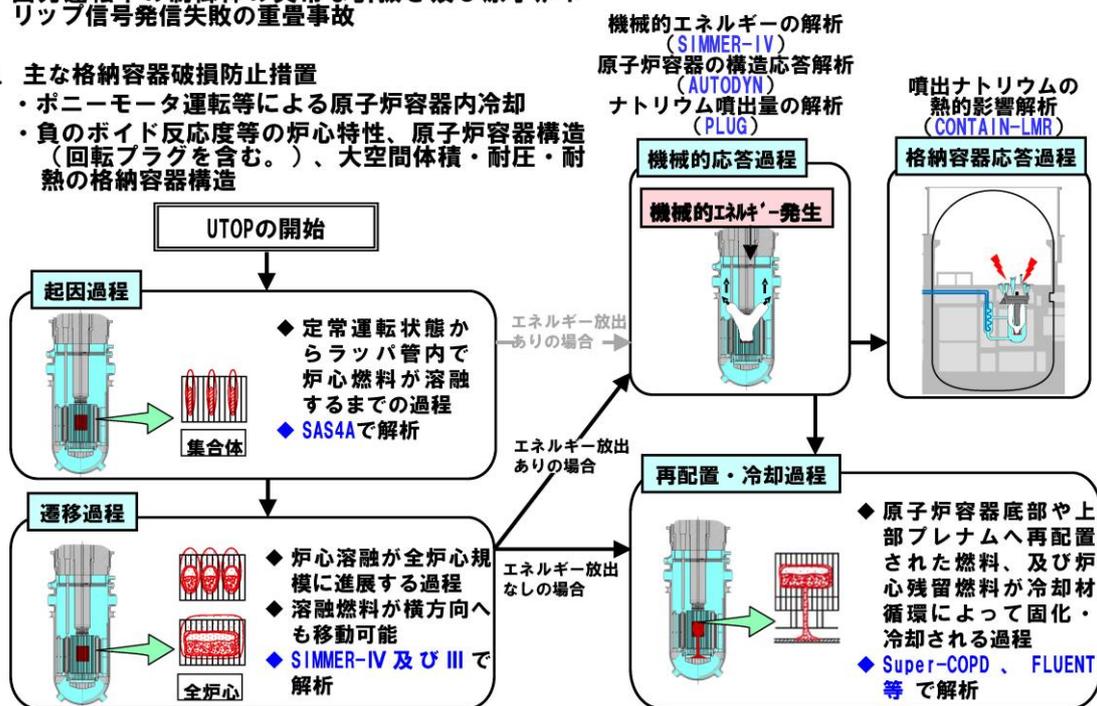
- ULOF (i) では、50ms～60msの間、UIS下部近傍の気相の速度ベクトルは主として上方及び径方向外側を向いているが、ULOF (iii) ではULOF (i) に対してUIS下面でのFCIによって下方への流速が強く発生し、炉心物質の上部プレナムへの分散が抑制されている。
- この原因は、ULOF (iii) ではCDA気泡成長挙動の違いのため、UIS下面により多くのナトリウムが残存し、FCIを促進したことにある。

UTOP 事象推移全体が ULOF に包絡されることについて

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

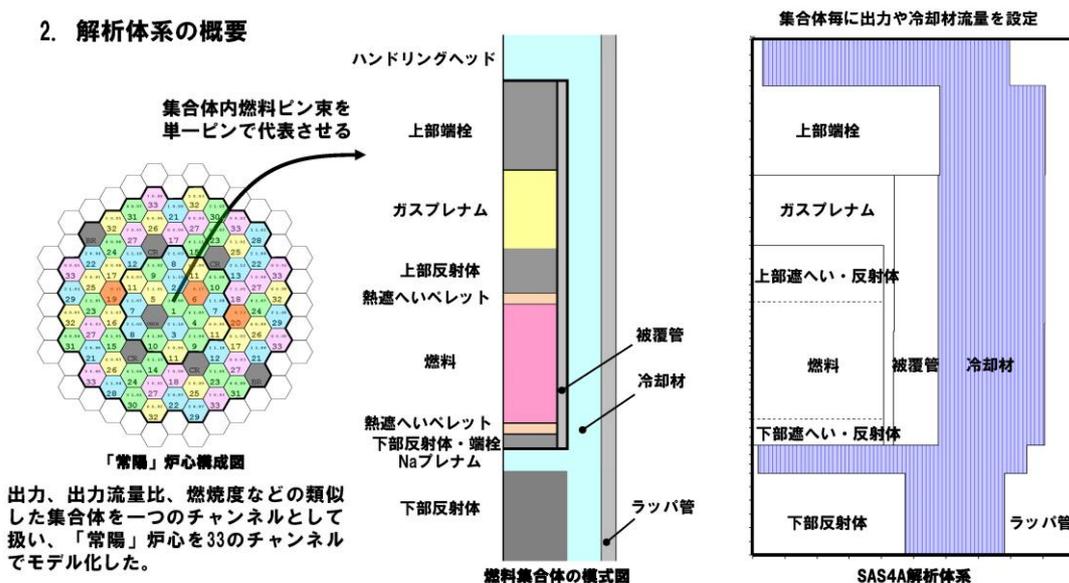
2. 主な格納容器破損防止措置
 - ・ポニーモータ運転等による原子炉容器内冷却
 - ・負のボイド反応度等の炉心特性、原子炉容器構造（回転プラグを含む。）、大空間体積・耐圧・耐熱の格納容器構造



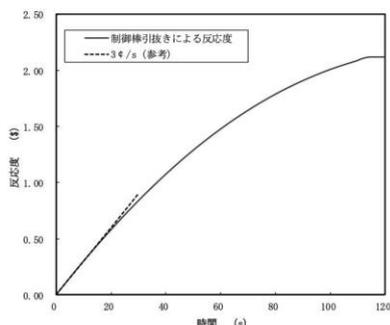
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 起因過程の解析手法及び解析体系

1. 計算コード
SAS4A

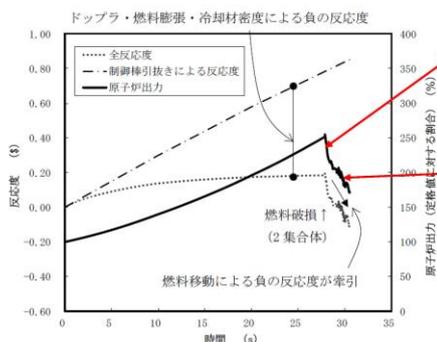
2. 解析体系の概要



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

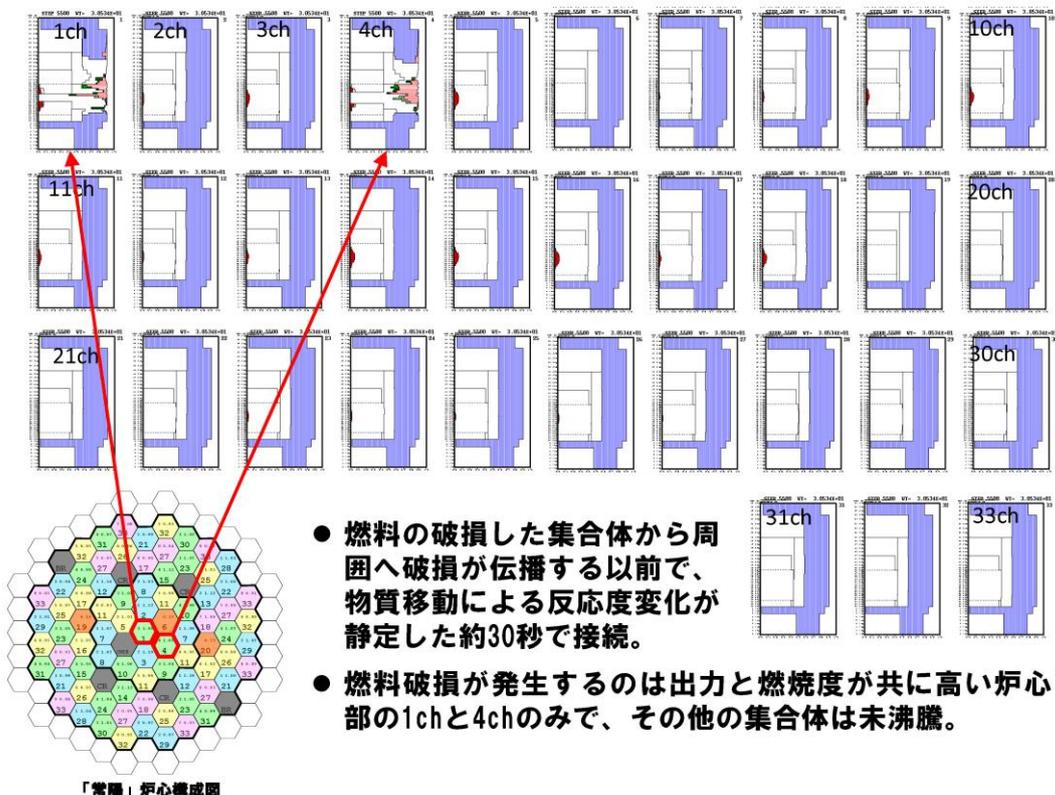
3. 主な解析条件

- 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（SAS4A）→遷移過程（SIMMER-IV/III）接続時の炉心状態



- 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。

「常陽」炉心構成図

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 起因過程の不確かさ影響評価

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 c/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×1.3、負値領域は×0.7
ドブプラ反応度	UTOPでは燃料温度が上昇し、負値となるため×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×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。

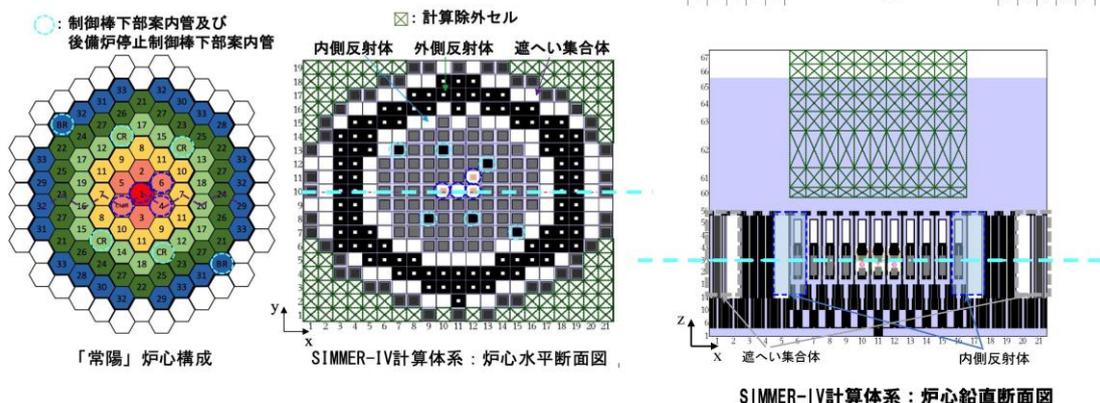
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析手法及び解析体系

1. 計算コード SIMMER-IV

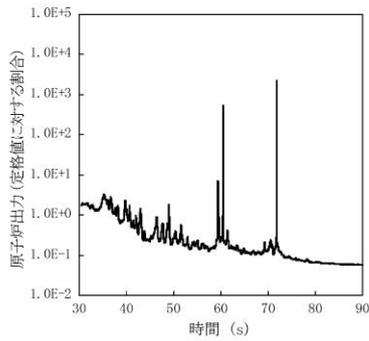
2. 基本ケース解析体系の概要

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。

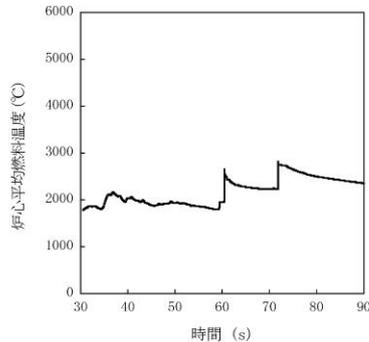
鉛直方向は低圧ブレナムからカバーガス領域までを、径方向は内側炉心から遮へい集合体までをモデル化する。



UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程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

3. 主な解析条件

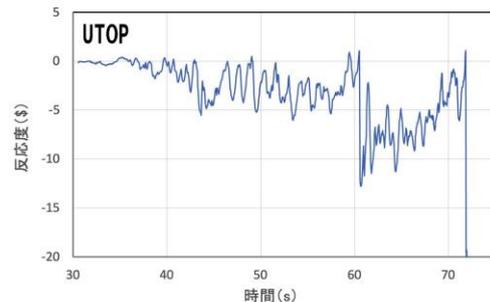
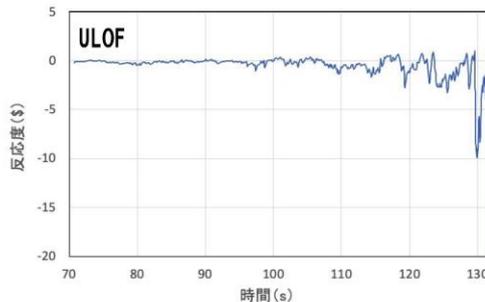
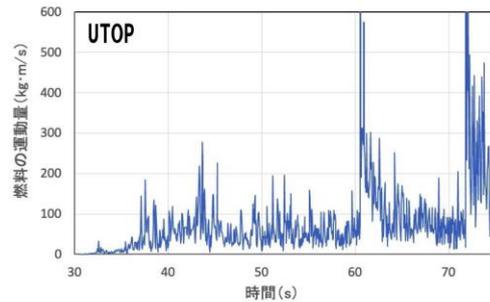
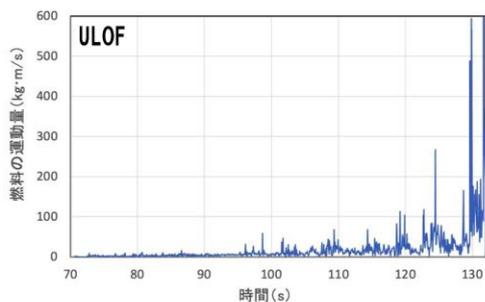
- 起因過程と同様に最大の反応度値を持つ制御棒1本が最大速度で引き抜かれるものとする。
- 健全状態で定格時冷却材流量を再現するように出入り口の圧力境界条件を設定する。その他の解析条件はULOFと同一の条件を用いる。

4. 基本ケースの主な解析結果

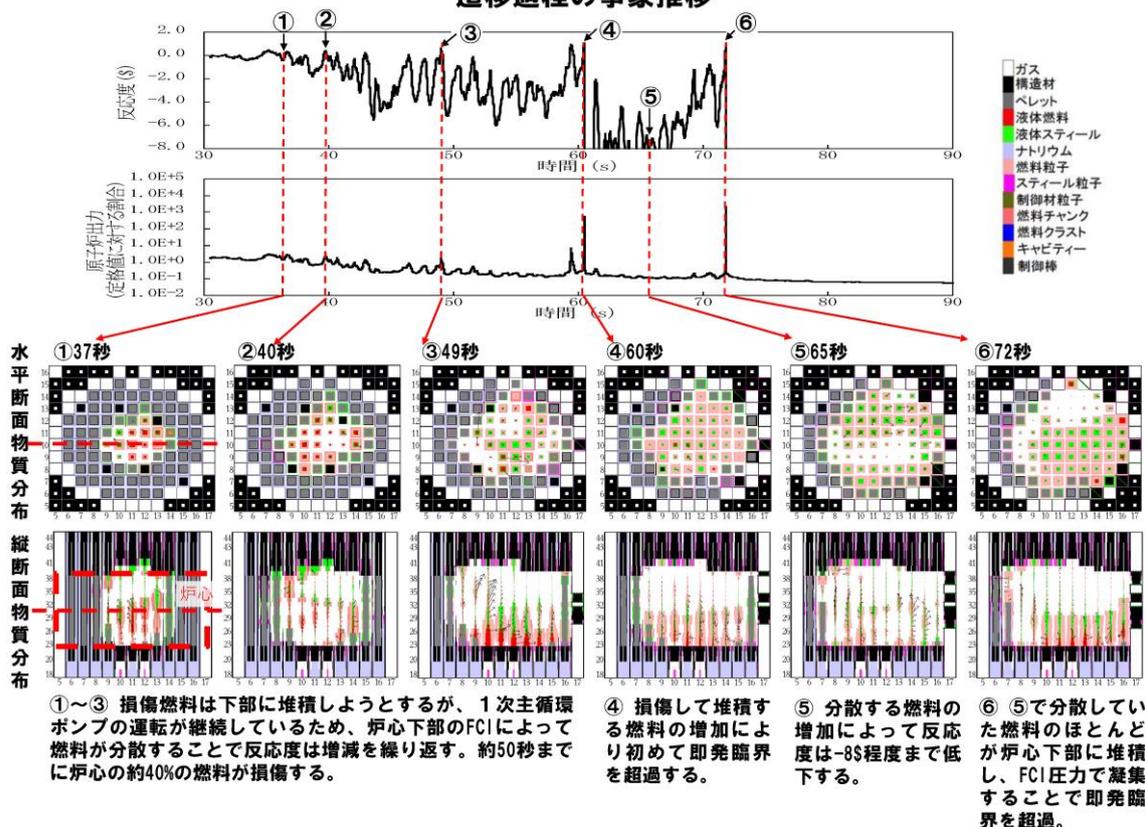
- UTOP開始から約50秒までに炉心燃料集合体の約40%が破損する。
- 1次主循環ポンプが運転を継続しているため、炉心下部の固化燃料とスチールによる閉塞が不完全な部分から流入するナトリウムとのFCIによって炉心物質が分散され、炉心下部への大規模な堆積を妨げる。このため、反応度と原子炉出力は増減を繰り返しつつも全体として低下する。
- 炉心下部への損傷燃料の堆積によって、事象開始後約60秒及び約72秒に反応度が即発臨界を超過するが、その場合でも大きなエネルギー放出に至ることはない。
- 約72秒での即発臨界超過後、ナトリウムとスチール蒸気圧によって炉心燃料の約30%が流出し、未臨界（ -30% 以下）となって移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°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

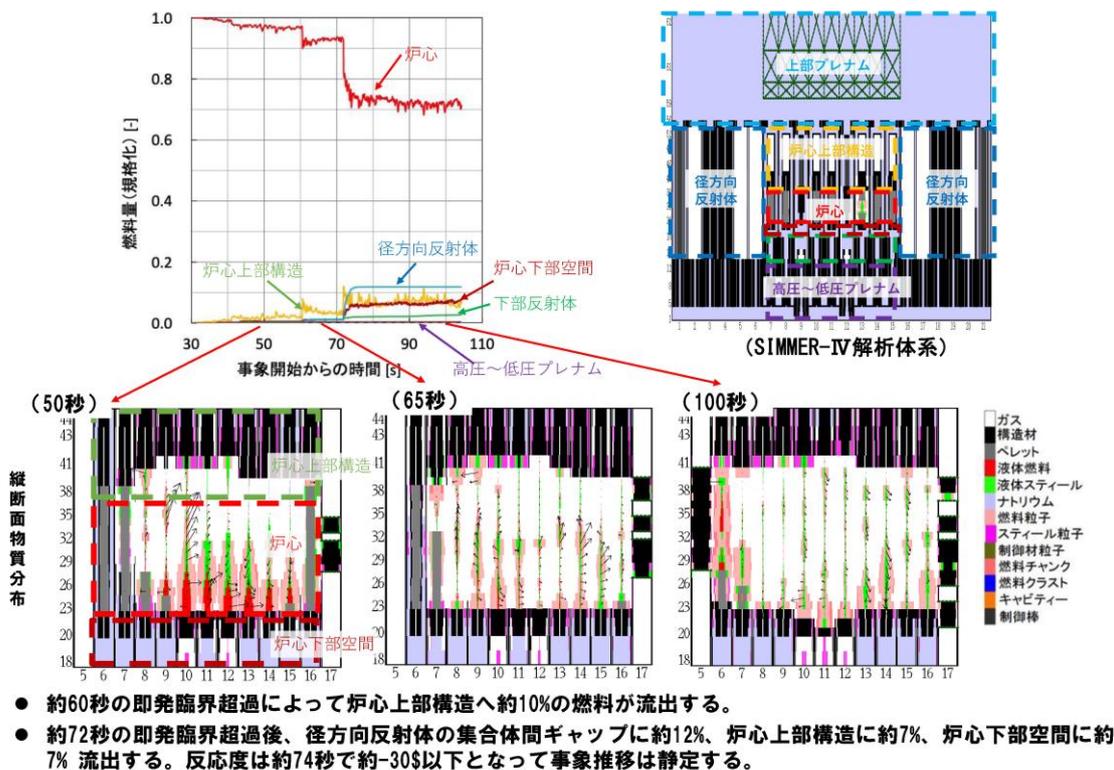
- 遷移過程解析開始からエネルギー発生までの燃料の運動量と反応度の時間変化を示す。
- UTOPでは炉心下部のFCIによる燃料分散が頻繁に発生し、炉心内の燃料の運動量、反応度ともに遷移過程の初期からULOFに比べて振幅が大きい。
- FCIが発生するのは炉心プールの下部であるため、燃料を分散させる方向に働き、燃料の堆積と燃料凝集が妨げられ、ULOFに比べて即発臨界超過によるエネルギー放出は抑制される。



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



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



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。

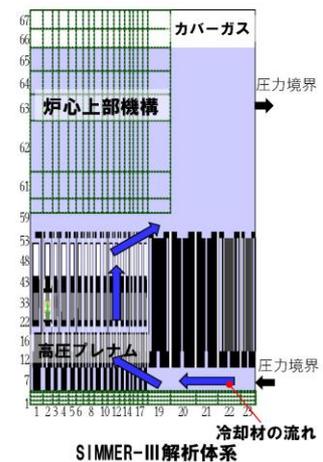
はじめに、SIMMER-IIIによるスロッシングの不確かさを包絡する解析ケースについて説明を行う。

6. 計算コード SIMMER-III

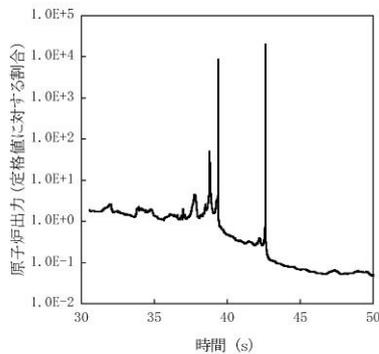
7. 解析体系の概要

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。

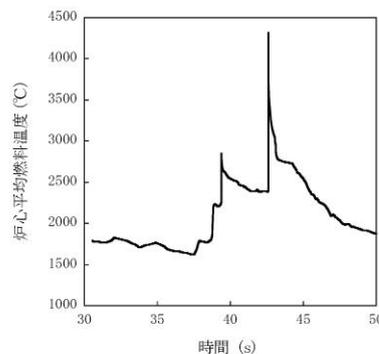
基本ケースにおけるB型・C型照射燃料集合体に加えて制御棒、後備炉停止制御棒も炉心燃料集合体に置き換える。



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

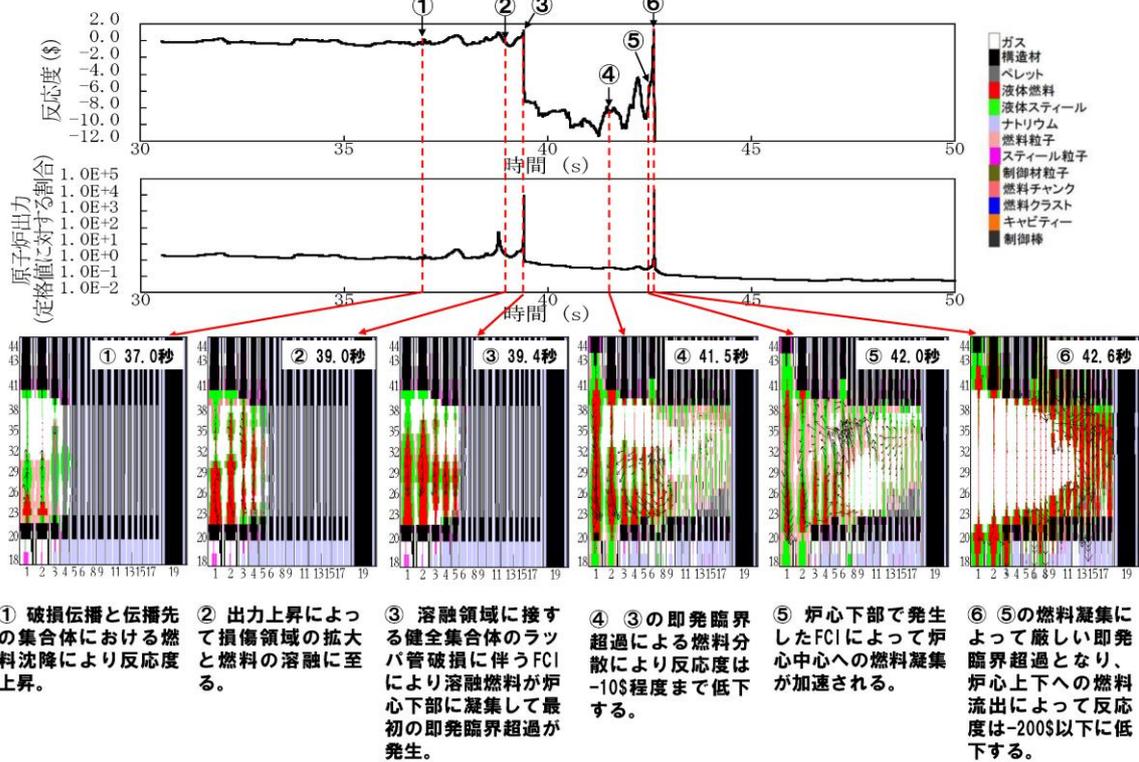
8. 主な解析条件

- 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。

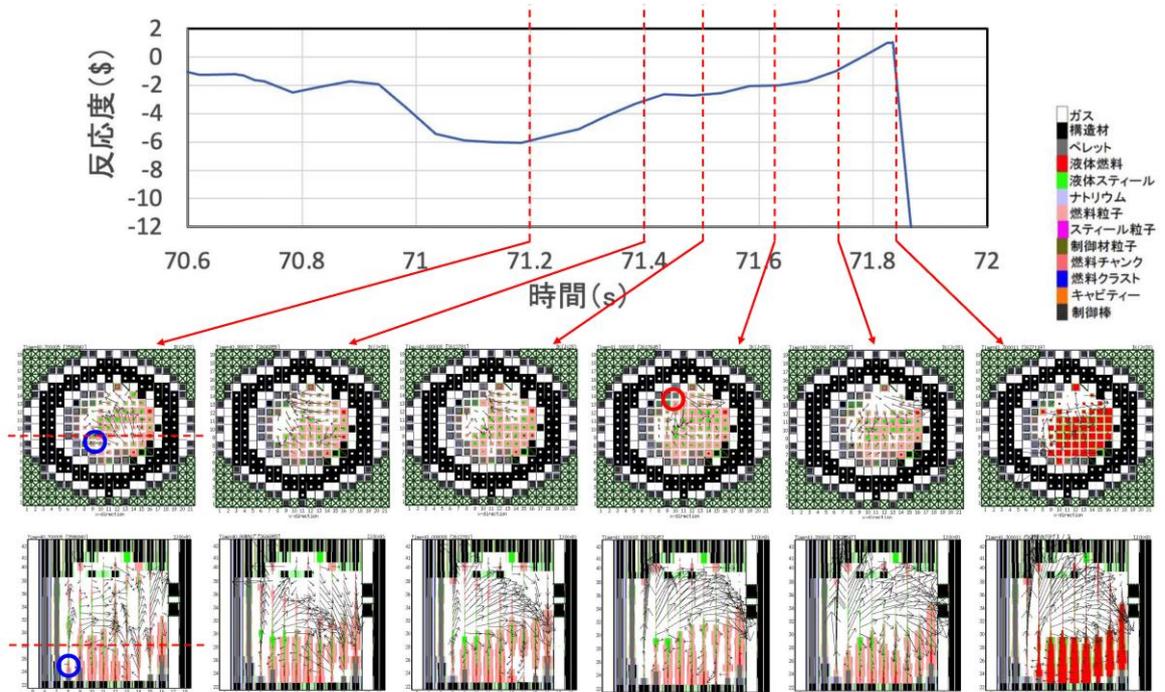
9. 主な解析結果

- 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

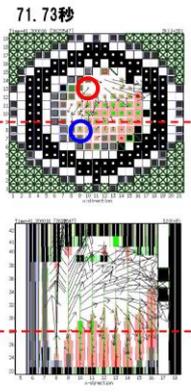
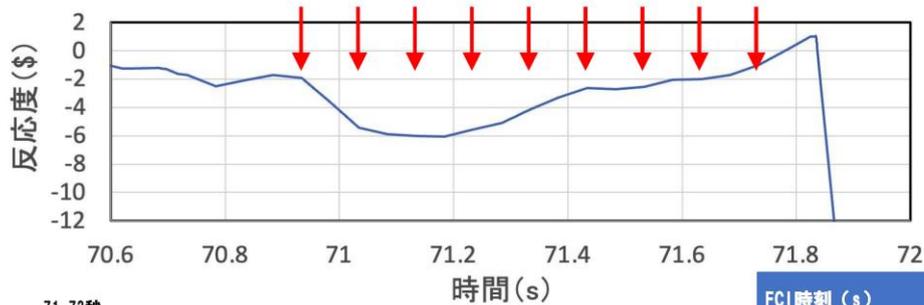


UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 FCIの不確かさの影響評価 (1/2)



- 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)



- 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 (℃)
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

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価
機械的応答過程解析の解析条件

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℃
炉心平均スティール温度	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

UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 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。

UTOP 遷移過程解析における炉心下部等での
FCI 挙動の不確かさ影響について

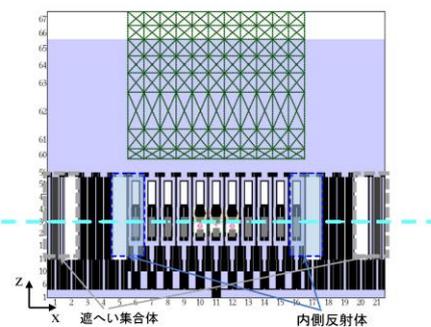
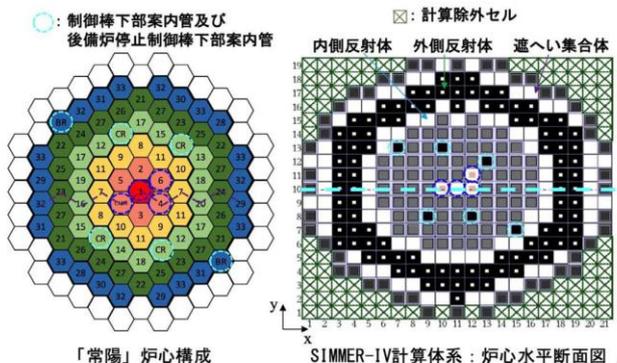
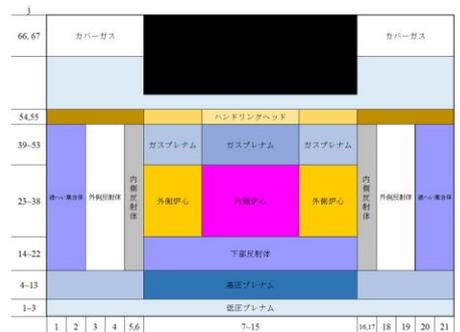
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析手法及び解析体系

1. 計算コード SIMMER-IV

2. 基本ケース解析体系の概要

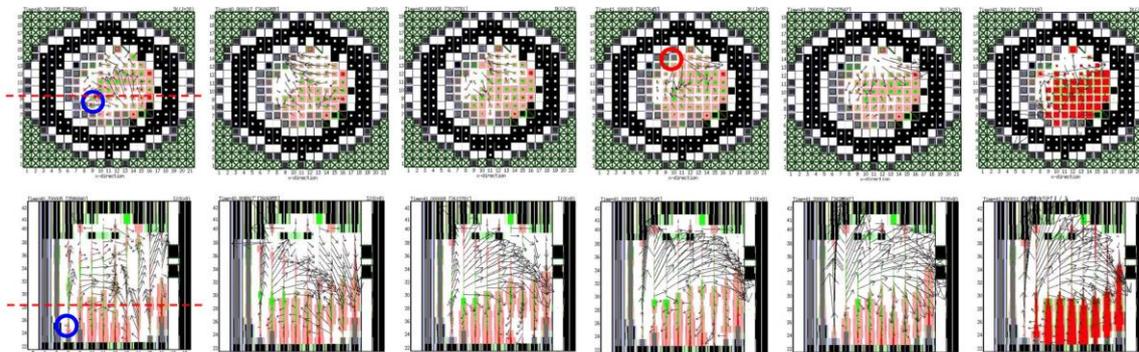
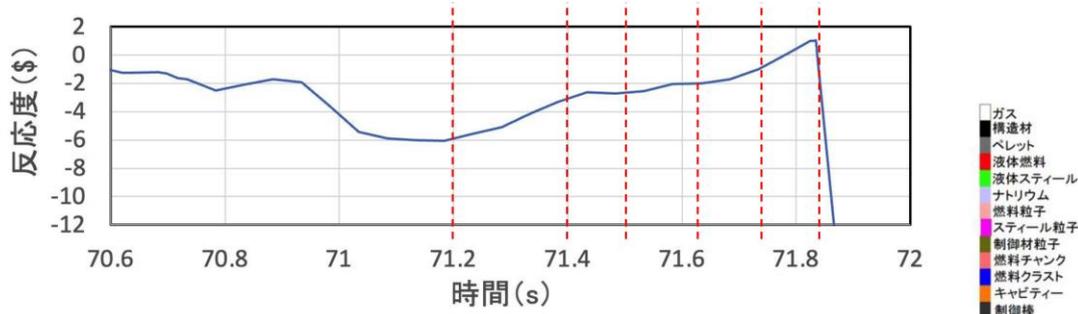
3次元直交座標（流体力学メッシュ：21×19×67）で全炉心の崩壊挙動を解析する。

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。



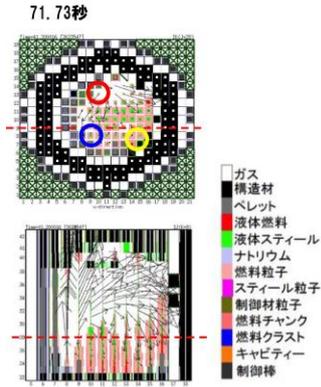
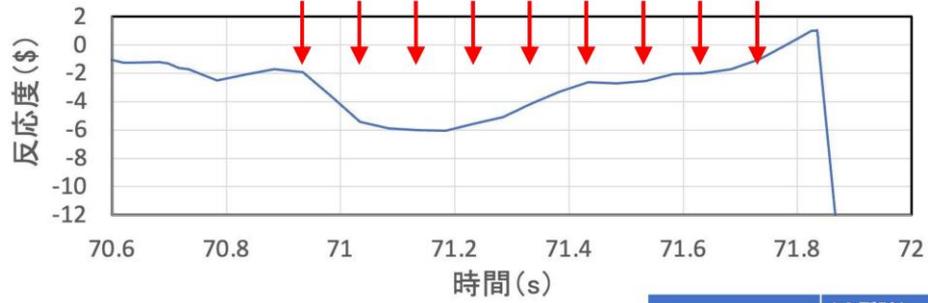
SIMMER-IV計算体系：炉心鉛直断面図

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（赤丸）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)



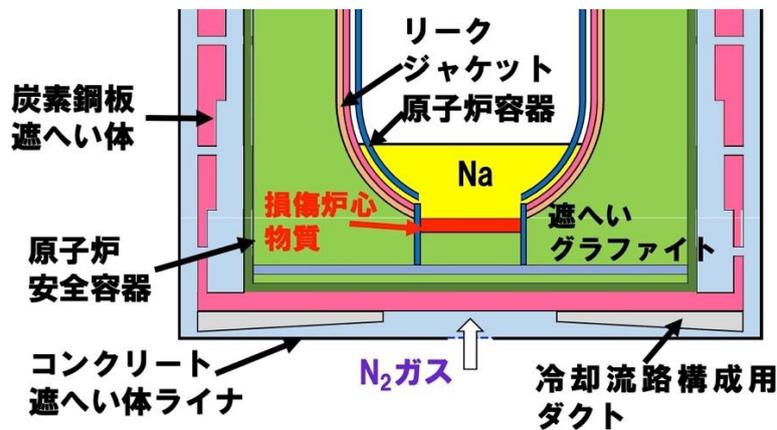
- 基本ケースでは約71.2sの水平断面図左下（青丸）炉心下部のFCIで吹き上げられた炉心物質が約71.6sの水平断面図上部のFCIによって水平断面図右下の炉心下部に集中することで、即発臨界を超過。
- この燃料集中を加速する水平断面図左上（赤丸）の炉心下部で約80atm程度のFCIを強制的に発生させる。時間は上図の矢印で示す70.93～71.73sまで0.1s間隔とする。
- 水平断面図の左上（赤丸）に右下（黄丸）も加えてFCIの同時2カ所発生を仮定して炉心中心領域に燃料を集中させるケースも実施した。

FCI時刻 (s)	1カ所FCI (°C)	2カ所FCI (°C)
基本ケース		
	約2,820	
70.93	約2,750	約3,300
71.03	約2,950	—
71.13	約3,600	約3,415
71.23	約2,840	約3,028
71.33	約3,410	—
71.43	約2,830	約3,030
71.53	約3,060	約3,090
71.63	約3,190	—
71.73	約2,750	約3,030
不確かさの影響評価ケース（燃料スロッシング）		約4,300

LORL 及び PLOHS の炉内事象過程における事象推移の扱いに関する考え方

LORL (i) 及び PLOHS (ii) の炉心損傷挙動では、原子炉停止後の長時間にわたって継続する崩壊熱によって原子炉容器内の冷却材が昇温・蒸発して徐々に液位が低下し、やがて炉心頂部が冷却材液面から露出すると、冷却材による燃料要素の除熱ができなくなる。これは、LORL (i) では事故開始から5日後、PLOHS (ii) では事故開始から21日後という、極めて緩慢な事象進展の結果である。その後、蒸発による冷却材の液位の低下が継続し、露出した燃料被覆管及びラップ管のスティールは強度を失って健全形状を維持することができず、燃料要素は上部から順次崩落していく。崩壊した炉心物質は冷却材の液位の低下に従って徐々にその厚みを増しながら、やがては炉心下方向の構造物を溶融・浸食し、遂には原子炉容器底部にまで落下する。原子炉容器底部の構造バウンダリも高温の損傷炉心物質を保持することはできず、クリープ破損により破損に至り、最終的には安全容器内の黒鉛ブロック上に落下・移行する (第1図参照)。

当該事故に対する格納容器破損防止措置の有効性評価においては、コンクリート遮へい体冷却系を用いた安全容器外面冷却による損傷炉心物質の冷却・保持を保守的に評価するため、炉心物質の全量が塊状で安全容器内に移行することを仮定するとともに、冷却材の液位が炉心頂部まで低下した時点の崩壊熱を用いた。これは炉心物質が安全容器に移行するまでの間の崩壊熱の減衰を無視し、かつ損傷炉心物質全量による安全容器への熱的負荷を想定するという極めて保守的な想定である。

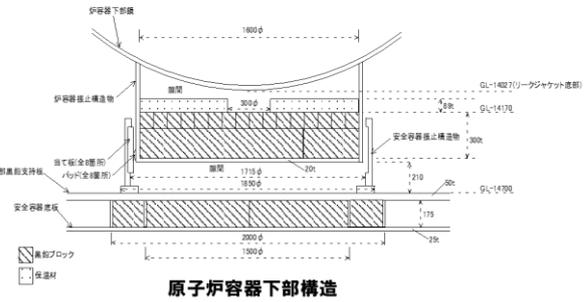


第1図 安全容器内に全量移行した炉心物質の概念図

損傷炉心物質の安全容器移行後の臨界性について

安全容器内での損傷炉心物質の臨界性の評価 (1/2)

- LORL等の崩壊熱除去機能喪失型の事象では、以下の事象推移で損傷炉心物質が安全容器内に移行する。安全容器内での臨界性について評価した。
- (1) 原子炉容器の冷却材液位が炉心頂部に達した後、液位よりも上に露出した炉心は被覆管の溶融によって崩壊し、溶融スチールと固体ペレットの混合物を形成する。
- (2) 液位の低下に従って炉心よりも下にある構造物は炉心からの熱負荷で溶融又はクリープ破損し、損傷炉心物質は下部プレナム内のナトリウム中へ落下する。
- (3) ナトリウム中に沈降した損傷炉心物質からの熱負荷とその荷重によって原子炉容器底部がクリープ破損し、損傷炉心物質は安全容器内の原子炉容器振れ止め構造物（以下「炉容器振止構造物」）内の遮へいグラファイト上に落下する。



損傷炉心物質の安全容器内への移行割合をパラメータとして、解析を実施

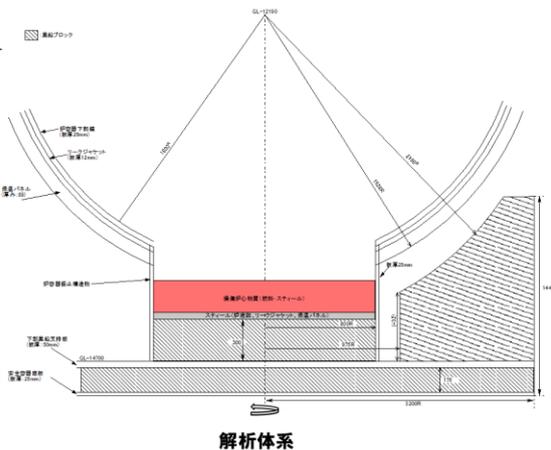
■ 解析条件

- ・解析コード：モンテカルロコードMVP
- ・解析体系等：安全容器内（原子炉容器下部）

損傷炉心物質及びスチール（原子炉容器下部鏡、リークジャケット、保温パネル）が炉容器振止構造物内に堆積。これらの温度は事象推移に基づき設定。

原子炉容器及び炉容器振止構造物の側板の熱膨張及びクリープ変形を想定し、炉容器振止構造物と下部黒鉛支持板の隙間はなくなるものとした。

制御棒及び後備炉停止制御棒（中性子吸収材）は損傷炉心物質内に全く移行しないものとした。



安全容器内での損傷炉心物質の臨界性の評価 (2/2)

- 損傷炉心物質の安全容器内への移行割合をパラメータとした解析より、最も厳しい条件である移行割合100%の場合においても実効増倍率は約0.53であり、再臨界のおそれがないことを確認

解析結果		
移行割合 (%)	実効増倍率	標準偏差
20	0.1414	0.069%
40	0.2542	0.051%
60	0.3558	0.048%
80	0.4468	0.039%
100	0.5261	0.035%

- 損傷炉心物質の堆積形状、混合状態等について、仮想的な条件も含めて以下の影響評価を実施し、何れも再臨界に至らないことを確認

- ・幾何形状（堆積半径、円錐状の堆積）
- ・混合状態（燃料／スチールの完全分離、内側炉心燃料・外側炉心燃料の分離）
- ・温度（室温）

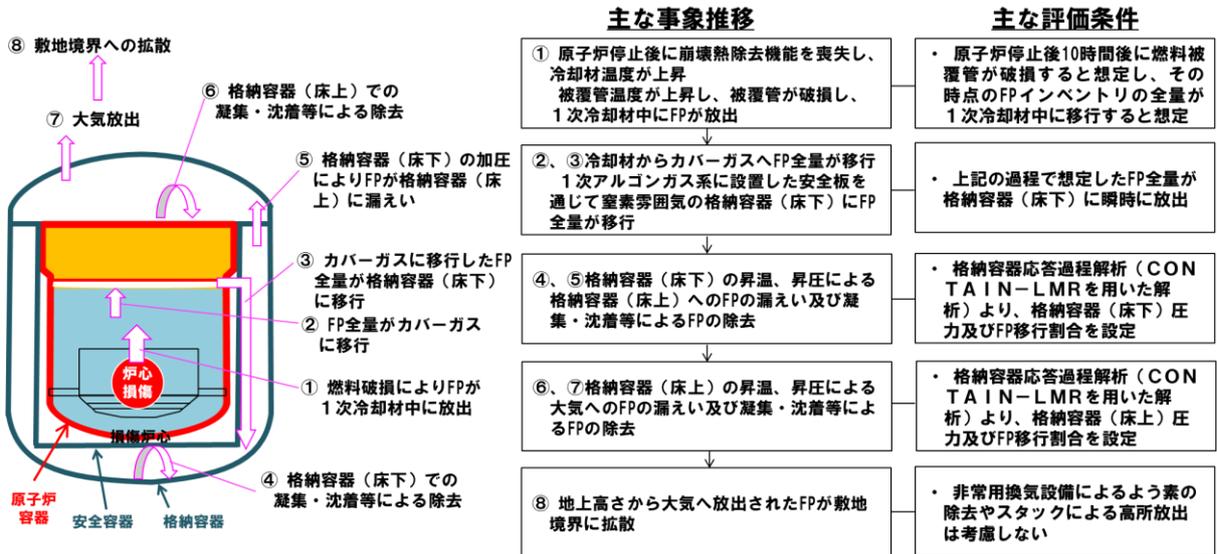
BDBA における敷地周辺の実効線量の評価

格納容器の機能が維持されている場合の各事象グループの影響の概要

事象グループ	影響度評価への感度が大きい事象推移の概要	影響の概要
① 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)	炉心の著しい損傷が生じるが、損傷炉心物質は原子炉容器内で安定的に冷却保持される。 炉心が損傷する過程で、主に希ガス及び揮発性の核分裂生成物（以下「FP」という。）が1次冷却材中に放出される。放出されたFPの一部は、1次アルゴンガス系等を通じて格納容器（床下）に漏えいする可能性があるが、大部分のFPは原子炉冷却材ハウダリ及び原子炉カバーガス等のハウダリ内に閉じ込め、貯留される。	FPの一部が格納容器（床下）に放出される可能性があるが、その放出割合は小さい。また、格納容器内が過度に昇温、昇圧されることはなく、格納容器（床下）から格納容器（床上）及び環境への移行割合も低く抑制できるため、被ばく評価結果はPLOHSに包絡される。 なお、格納容器破損防止措置の有効性評価では、格納容器（床上）でのナトリウムの燃焼を仮定しているが、これは格納容器の健全性を入念に確認するための仮定であり、被ばく評価は、実体の事象推移に基づきPLOHSに包絡されるとした。
② 過出力時原子炉停止機能喪失 (UTOP)	ULOFに同じ。	ULOFに同じ。
③ 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOHS)	物理的特性（負の反応度、冷却特性）により炉心の著しい損傷が回避されるため、影響度はULOFに包絡される。	—
④ 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失 (LORL)	炉心の著しい損傷が生じるが、損傷炉心物質は安全容器内で安定的に冷却保持される。 炉心が損傷する過程で、FPが1次冷却材中に放出される。放出されたFPは、1次アルゴンガス系等を通じて格納容器（床下）に漏えいし、同時に放出されるナトリウムの反応等による格納容器（床下）の加圧により、格納容器（床上）に移行し、格納容器（床上）から環境に放出される。 なお、安全容器外の1次主冷却系からの漏えいの場合は、コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却、また、1次補助冷却系からの漏えいの場合は、主冷却系の自然循環除熱により炉心の著しい損傷が回避されるため、影響度は安全容器内での漏えい事象に包絡される。	FPの一部が格納容器（床下）に放出されるが、同時に放出されるナトリウムの反応等による格納容器内の昇温、昇圧はPLOHSに比べて小さいため、格納容器（床下）から格納容器（床上）への移行割合及び格納容器（床上）から環境への移行割合もPLOHSに包絡される。このため、被ばく評価結果はPLOHSに包絡される。
⑤ 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS)	炉心の著しい損傷が生じるが、損傷炉心物質は安全容器内で安定的に冷却保持される。 炉心が損傷する過程で、FPが1次冷却材中に放出される。放出されたFPは、1次アルゴンガス系等を通じて格納容器（床下）に漏えいし、同時に放出されるナトリウムの反応等による格納容器（床下）の加圧により、格納容器（床上）に移行し、格納容器（床上）から環境に放出される。	FPの一部が格納容器（床下）に放出され、同時に放出されるナトリウムの反応等による格納容器内の昇温、昇圧により、格納容器（床下）から格納容器（床上）への移行、格納容器（床上）から環境への移行が生じる。 格納容器（床下）は窒素雰囲気内に維持されており、上記の移行割合は過大とならず、敷地境界における実効線量は低く抑制される（約2mSv）。
⑥ 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失 (SBO)	受動的な安全特性（自然循環除熱）により炉心の著しい損傷が回避されるため、影響度の大きい事象推移はない。	—
⑦ 局所的燃料破損 (LF)	ULOFに同じ。	ULOFに同じ。

PLOHS時の敷地境界の実効線量の評価（1/2）

事象推移及び移行割合の概要



主な評価条件の設定値等

	燃料→1次冷却材	1次冷却材→カバーガス	カバーガス→格納容器（床下）	格納容器（床下）→格納容器（床上）	格納容器（床上）→大気	大気→敷地境界への拡散
評価条件の設定	希ガス：100% よう素：100%	希ガス：100% よう素：100%	希ガス：100% よう素：100%	格納容器応答過程解析より圧力及びFP移行割合を設定	格納容器応答過程解析より圧力及びFP移行割合を設定	地上高さから拡散（非常用換気設備等考慮せず）

PLOHS時の敷地境界の実効線量の評価（2/2）

主な評価条件及び評価結果

炉心損傷後において、格納容器の機能が維持されている場合について、敷地境界における実効線量を評価した。評価に当たっては、被ばく経路、対象核種、気象等の条件は設計基準事故（DBA）の条件と同様とした。

なお、PLOHSに至った場合、敷地境界においては、被ばく低減の観点から屋内退避等の防護措置が実施されるが、本評価では保守的な評価となるようこれらの防護措置は考慮しないこととした。

○炉内蓄積量	標準平衡炉心サイクル末期の平均燃焼度約39,000MWd/tに基づき、累積核分裂収率を使用した解析より設定
○格納容器への移行割合	希ガス及びよう素100%（放出開始までの減衰は考慮）がカバーガスに移行し、その全量が格納容器（床下）に移行するものとして設定
○環境への移行割合	希ガスは格納容器応答過程解析より格納容器内圧を0.032kg/cm ² g（一定、7日間）とし、格納容器漏えい率（保守的にDBAと同じ）に基づき移行量を計算、よう素は格納容器応答過程解析より移行割合を設定
○物理的半減期による減衰	考慮（ただし、よう素は格納容器内移行後の減衰を保守的に無視）
○原子炉停止から放出開始までの時間	10時間（熱的制限値到達時点）
○環境中への実効放出継続時間	10時間
○放出高さ	地上放出（非常用換気設備のフィルタによる除去及び主排気筒放出は期待しない）
○大気中拡散	気象指針（DBAと同じ）
○気象条件	DBAと同じ（敷地境界X/Q, D/Qの97%値） ただし、敷地境界近傍において周辺公衆の長時間滞在が想定される方位に限るものとし、X/Q, D/Qは南610mの値を使用
○被ばく経路	外部被ばく（希ガスからのガンマ線）及び内部被ばく（よう素の吸入摂取）
○よう素吸入に係る呼吸率、実効線量係数	小児（1次冷却材漏えい事故及び1次アルゴンガス漏えい事故と同じ）

格納容器外への放出量及び敷地境界における実効線量

	炉内蓄積量	格納容器内移行 （炉心→格納容器内）	大気移行 （格納容器内→格納容器外）	大気放出量	実効線量
希ガス	$1.3 \times 10^{18} \text{Bq}$	約25% $3.3 \times 10^{17} \text{Bq}$ （10h減衰後100%）	約2.4% $7.7 \times 10^{15} \text{Bq}$	約0.6% $7.7 \times 10^{15} \text{Bq}$	約1.6mSv
よう素 （I-131換算）	$1.9 \times 10^{17} \text{Bq}$	約84% $1.6 \times 10^{17} \text{Bq}$ （10h減衰後100%）	$2.0 \times 10^{-4} \%$ $3.1 \times 10^{11} \text{Bq}$	約 $1.7 \times 10^{-4} \%$ $3.1 \times 10^{11} \text{Bq}$	約0.32mSv

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リスクに
ついて

第一使用済燃料貯蔵建物（以下「第 1SFF」という。）及び第二使用済燃料貯蔵建物（以下「第 2SFF」という。）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する。

1. 第 1SFF 及び第 2SFF の概要

第 1SFF 及び第 2SFF は、使用済燃料貯蔵設備（水冷却池）を有し、缶詰缶に封入された使用済燃料等を貯蔵している（第 1.1 図）。ただし、第 2SFF の貯蔵ラック B にあっては、燃料集合体以外の炉心構成要素を缶詰缶から取り出して貯蔵している。

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、第 1SFF 又は第 2SFF に移送される（第 1.2 図）。

(1) 現在の貯蔵量及び崩壊熱

第 1SFF 及び第 2SFF の既貯蔵体数並びに貯蔵燃料の内訳を第 1.1 表、第 1.2 表に示す。

2023 年 3 月時点において、MK-III 炉心、MK-II 炉心、MK-I 炉心で使用した燃料は、それぞれ最短で約 15 年、約 22 年、約 41 年の冷却期間となる。使用済の MK-III 燃料、MK-II 燃料及び MK-I 燃料 1 体あたりの崩壊熱は、F P G S - 3 コードによる解析結果に 10% の余裕を見込み、それぞれ約 63W、約 60W、約 22W となる。ここでは、実際の照射履歴を考慮せず、それぞれ許認可上の最高燃焼度まで連続照射されたものとして解析した。

以上の保管体数及び崩壊熱より、第 1SFF 及び第 2SFF の水冷却池の崩壊熱の合計は、それぞれ約 24kW、約 3kW となる。なお、ブランケット燃料は崩壊熱が無視できる程度に小さいことから、ここでは考慮しないこととした。

第 1.1 表 第 1SFF 及び第 2SFF の最大貯蔵体数及び現貯蔵体数 (2021 年 5 月時点)

貯蔵箇所	最大貯蔵体数	現貯蔵体数*1		
		燃料	燃料以外	合計
第 1SFF	600	500	8	508
第 2SFF (貯蔵ラック A *2)	350	228	9	237
第 2SFF (貯蔵ラック B *2)	450	0	324	324

*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)。

*2 貯蔵ラック A は、缶詰缶に封入した炉心構成要素を保管し、貯蔵ラック B は、燃料集合体以外の炉心構成要素を缶詰缶から取り出して保管するものである。

第 1.2 表 貯蔵燃料内訳 (2021 年 5 月時点)

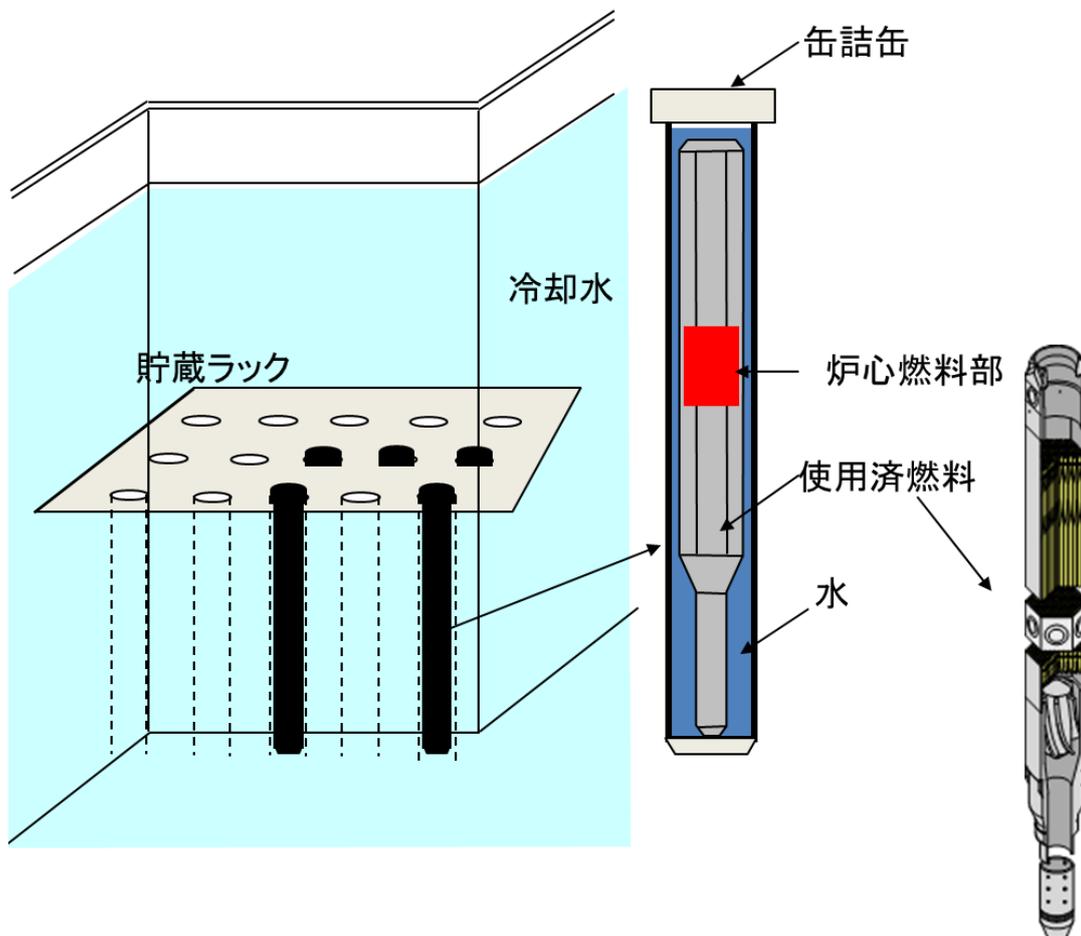
核物質防護情報 (管理情報) が含まれているため公開できません。

*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)。

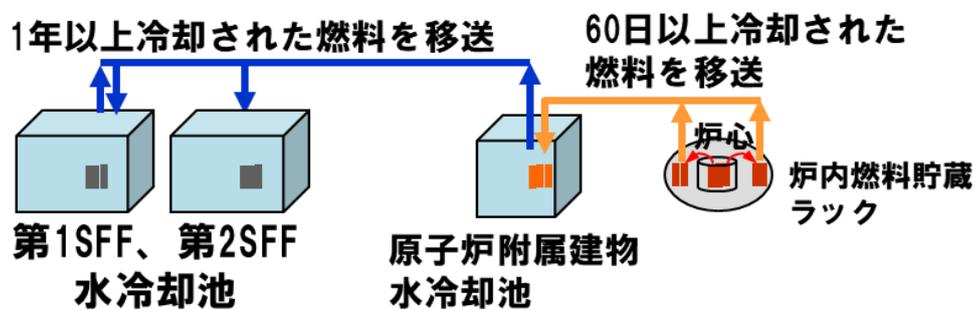
*2 MK-III 炉心第 6' サイクル (2007 年 (平成 19 年) 5 月) 以前に使用した燃料。

*3 MK-II 炉心は 2000 年 (平成 12 年) 6 月に運転終了。

*4 MK-I 炉心は 1981 年 (昭和 56 年) 12 月に運転終了。



第 1.1 図 使用済燃料の貯蔵方法の概要



第 1.2 図 使用済燃料の第 1SFF 及び第 2SFF への移送の概要

2. 冷却水喪失時の使用済燃料の健全性評価

第1SFF及び第2SFF水冷却池における冷却水喪失時の使用済燃料の健全性を評価する。判断基準は、缶詰缶の封入水が沸騰しない温度として、缶詰管封入水温度が100℃未満であることとする。

2.1 崩壊熱計算条件

・FPGS-3コードにより、炉心燃料集合体が最高燃焼度に達するまで燃焼させ、下記の工程により水冷却池に貯蔵されるものとし、それぞれの炉心燃料集合体の冷却期間を考慮し10%の余裕を見込んだ崩壊熱を求める。これによる第1SFF及び第2SFFの水冷却池の崩壊熱は、それぞれ約21kW、約25kWとなる。また、1.(1)に示す既貯蔵燃料による崩壊熱との合計は、それぞれ約44kW、約28kWとなる。なお、2.2.4計算式①室温の計算にあつては、それぞれ50kW、30kWとして計算する。

・サイクル運転（1サイクル：60日定格出力運転、19日停止）を繰り返す工程とする。ここでは、定期事業者検査期間は考慮しない。

・第1SFF水冷却池にあつては100体（空き容量92体を切り上げて100体の空きがあるものとして設定）、第2SFF水冷却池にあつては150体（空き容量113体を切り上げて150体の空きがあるものとして設定）に達するまで炉内燃料貯蔵ラックでの60日及び原子炉附属建物水冷却池での365日の計425日冷却した炉心燃料集合体を10体ずつ貯蔵するものとする。また、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ものとする。

・2.2.4計算式②封入水の温度計算にあつては、原子炉運転中において集合体出力が最大となる炉心第3列の外側燃料集合体を対象として、FPGS-3コードによる計算値に10%を乗じた値約386Wを切り上げて、燃料集合体1体の崩壊熱を400Wとする。

2.2 計算方法

2.2.1 物性値

本評価で用いた物性値を第 2.1 表に示す。

2.2.2 缶詰缶寸法等

使用済燃料を封入している缶詰缶の寸法を第 2.2 表に示す。缶詰缶に封入されている炉心燃料集合体の寸法等についても第 2.2 表に示す。

2.2.3 冷却池室寸法

本評価で用いた各建屋冷却池室の寸法を第 2.3 表に示す。

第 2.3 表の寸法を用いて、水冷却池室内の空気体積とコンクリート壁の熱通過量を算出した。値を第 2.4 表に示す。

2.2.4 計算式

①室温

室温 T_a は、以下の式で計算した。

$$T_a(t_i) = T_a(t_{i-1}) + \{Q_{out}(t_i) - (h_a \times (T_a(t_{i-1}) - T_{out})) \times (t_i - t_{i-1})\} \div C_a W_a$$

T_{out} : 外気温 (40°C)

②封入水

缶詰缶内表面温度 T_{ci} は、以下の式で計算した。

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

$Q_{out}(t_i)$: 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 の一つ前の時間を示す。

$T_a(t_i)$: 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 体あたりの発熱量 (W)

h_{can} : 通過熱量 (W/°C)

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

缶詰缶封入水の温度 T_w は、以下の式で計算した。

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

T_w : 缶詰缶封入水温度 (°C)

T_{ci} : 缶詰缶内表面温度 (°C)

2.3 計算結果

2.2 項の計算方法で第 1SFF 及び第 2SFF における冷却水喪失時の缶詰缶温度を算出した。缶詰缶温度は、十分な時間経過により温度上昇が収束し、缶詰管封入水温度がほぼ一定値となる 7200 秒後の温度とした。結果を第 2.5 表に示す。缶詰缶内封入水温度は、第 1SFF : 75.7℃、第 2SFF : 74.5℃であり、共に 100℃未満であり、使用済燃料の健全性は確保される。

第 2.1 表 物性値

項目		変数	値	出典
空気	比熱	C_a	1009 J/kg℃	伝熱ハンドブック p. 416 (340K)
	密度	ρ_a	1.024 kg/m ³	
	熱伝導率	k_a	0.029 W/mK	
水	比熱	C_w	4216.1 J/kg℃	伝熱ハンドブック p. 382 (360K)
	密度	ρ_w	958.4 kg/m ³	
	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	伝熱工学資料 改訂第 5 版
	表面熱伝達率	h_c	17 W/m ² K	「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)
缶詰缶	熱伝導率	k_{can}	$0.132 + 1.3 \times 10^{-4} * T$ W/cm℃ T:温度(℃)	International Nickel Company

第 2.2 表 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 m ²	$2 \times \pi \times r_{cano} \times L_{canh}$
炉心燃料 集合体	発熱長さ	L_{cp}	0.524 m	ペレット部 0.5m 熱遮へいペレット部 0.024m の和
	ラップ管 外対辺距離	d_{wro}	0.0785 m	
	ラップ管 等価外半径	r_{wro}	0.0412 m	$\sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}} d_{wro}$
缶詰缶 封入水	水重量	W_w	12.293 kg	$\pi(r_{cani}^2 - r_{wro}^2) \times L_{canh} \times \rho_w$

第 2.3 表 冷却池室寸法

核物質防護情報（管理情報）が含まれているため公開できません。

第 2.4 表 水冷却池室空气体積及びコンクリート熱通過量

項目	記号	建屋	値	計算式
空气体積	V	第 1SFF	8449.4 m ³	
		第 2SFF	5896.8 m ³	
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 th:壁厚さ $\sum \frac{1}{\left(\frac{1}{h_c} + \frac{th}{k_c} + \frac{1}{h_c}\right)}$
		第 2SFF	3558.1 W/°C	

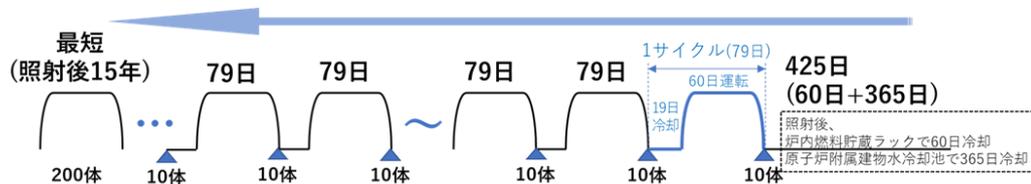
第 2.5 表 計算結果

項目	缶詰缶内水温度
第 1SFF	75.7°C
第 2SFF	74.5°C

3. 冷却水喪失時の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率評価

実効線量率の評価条件を以下に示す。

- ・最大貯蔵量が、第1SFFが600体、第2SFFで800体（使用済燃料：350体、使用済反射体等：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、健全性評価と同様に、炉内燃料貯蔵ラック及び原子炉附属建物水冷却池での冷却を経て貯蔵されるものとする（第3.1図）。また、反射体も同様の工程とする。それぞれの線源設定の詳細は次項以降に述べる。
- ・外部からの支援が受けられるまでの7日間の敷地境界における実効線量率を求める。



第3.1図 燃料集合体貯蔵工程

3.1 燃料集合体の線源設定

ORIGENコードにより、燃料集合体が最高燃焼度に達するまで燃焼させ、下記の工程により使用済燃料貯蔵設備-貯蔵ラックAに貯蔵されるものとして、それぞれの燃料集合体の冷却期間を考慮し、燃料集合体350体合計のガンマ線放出率（第3.1表）を求める。

- ・サイクル運転（1サイクル：60日定格出力運転、19日停止）を繰り返す工程とする。ここでは、定期事業者検査期間は考慮しない。
- ・第2SFF水冷却池に、150体（空き容量113体を切り上げて150体の空きがあるものとして設定）に達するまで炉内燃料貯蔵ラックでの60日及び原子炉附属建物水冷却池での365日の計425日冷却した燃料集合体を10体ずつ貯蔵するものとする。また、既貯蔵中燃料集合体の200体は、ブランケット燃料集合体とMK-II炉心燃料集合体であり、2000年6月以前に使用した燃料集合体であるが、保守的に一律15年間冷却のMK-IV炉心燃料集合体とみなして合算する。

3.2 反射体の線源設定

ORIGENコードにより、反射体の設計寿命である最大中性子照射量まで照射し、下記工程により使用済燃料貯蔵設備-貯蔵ラックBに貯蔵されるものとし、それぞれの反射体の冷却期間を考慮して、反射体450体合計のガンマ線放出率（第3.1表）を求める。

- ・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。

3.3 遮蔽計算及びスカイシャインガンマ線計算

DOT 3.5 コード（2次元 RZ 体系）により、第 2SFF 天井外面のガンマ線束を求めるとともに、同コードによりスカイシャインガンマ線計算を行う。ここで、水冷却池の冷却水は喪失したものとし、缶詰缶内の封入水は考慮する。

線源領域は、径方向を貯蔵ラック全体とみなし、軸方向高さは収納管内の燃料集合体高さとする。燃料と反射体線源部の体系は、貯蔵ラック A、貯蔵ラック B それぞれの燃料集合体高さまでの体積を保存し、中心に燃料領域を設けてその外側に反射体領域を巻いたモデルとする。

線源強度は、第 3.1 表のガンマ線放出率をそれぞれ線源領域とする貯蔵ラック A、B の体積で除した値で設定する。

実効線量の評価点は、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。

3.4 計算結果

評価点の 7 日間の実効線量は、第 1SFF 及び第 2SFF の合計で 1.9mSv である（第 3.2 表）。

4. リスクの評価結果

水冷却池の冷却水が喪失することを仮定し、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。

その結果、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）を下回ることを確認した。

以上より、第 1SFF 及び第 2SFF の事故により、5mSv を超過することはなく、リスクは小さいと判断できる。

第 3.1 表 燃料集合体 350 体及び反射体 450 体合計のガンマ線放出率

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	0.500	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

第 3.2 表 評価点の実効線量

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。

使用済燃料貯蔵設備の冷却機能が失われ、使用済燃料の
損傷が想定される事故の拡大を防止するための措置に
使用する設備等（資機材）の仕様等

使用済燃料貯蔵設備の冷却機能が失われ、使用済燃料の損傷が想定される事故の拡大を防止するための措置に使用する設備等（資機材）の仕様等を以下に示す。

(1) 可搬式ポンプ及びホース

可搬式ポンプ及びホースは、「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。

i) 可搬式ポンプ：1台（最大吐出量：840ℓ/min／最大揚程：30m） ※ 予備：1台



ii) ホース（消火用ホース）：8本（20m/本） ※ 予備：2本



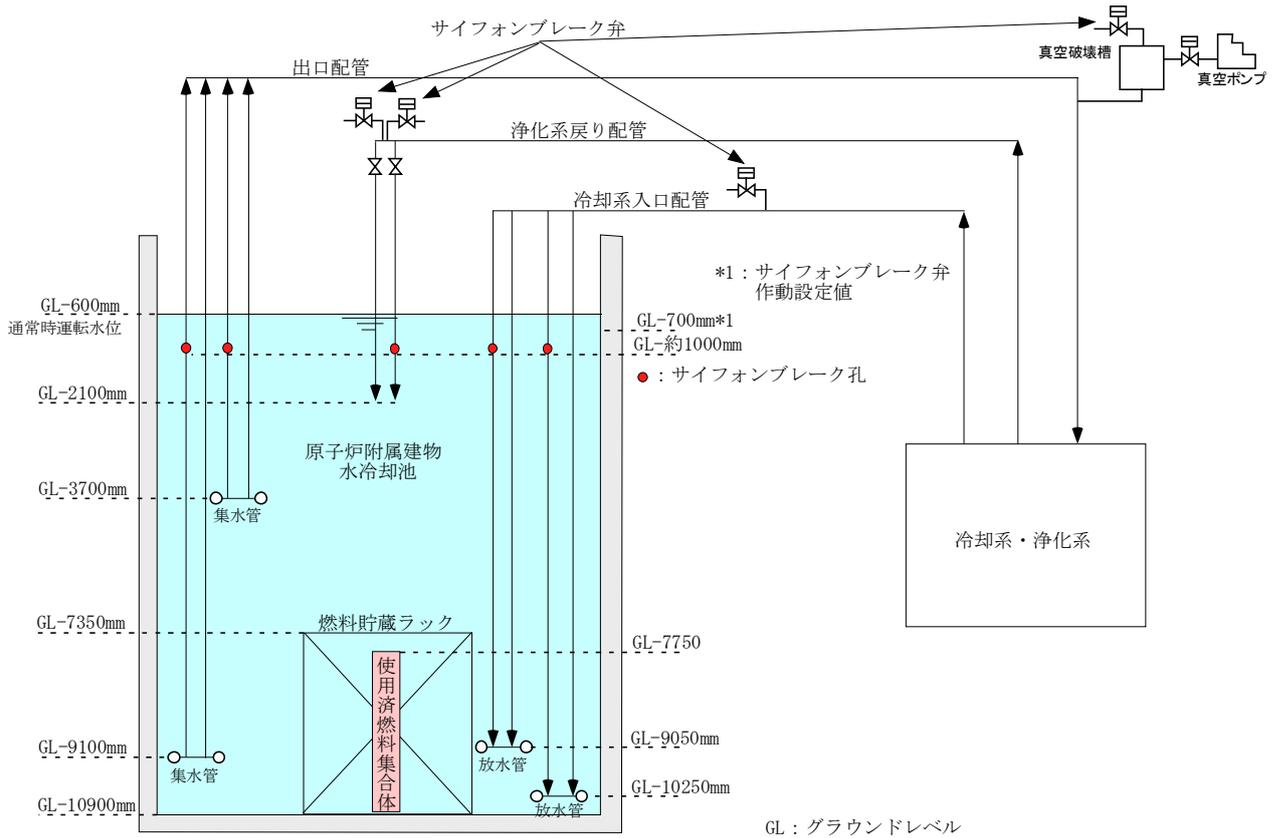
iii) 水源：夏海湖（過去最低貯水量：約 193,000m³）



(2) 水冷却浄化設備サイフンブレーカー

使用済燃料貯蔵設備は、水冷却浄化設備の配管破断が生じた場合に、サイフォン現象等により、使用済燃料等の冠水が維持できない状況に至ることがないようにサイフンブレーカーを有する。

水冷却浄化設備サイフンブレーカーの配置を第1図に示す。水冷却浄化設備サイフンブレーカーは、サイフンブレーク弁とサイフンブレーク孔から構成している。設計基準の範囲で想定される事象に対しては、水位が低下した場合に、所定の水位で各配管に設置したサイフンブレーク弁が自動で「全開」となり、サイフォン現象による水冷却池の水位の低下は抑止される。サイフンブレーク孔は、通常状態において、水面下となる配管に開口部を設けたものであり、水位の低下による開口部の開放による受動的なサイフンブレーク機能を有する。「使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故」にあつては、サイフンブレーク孔によって、水冷却池の水位の低下を抑止できる。



第1図 水冷却浄化設備サイフンブレーカーの配置

水冷却池に水を供給するための措置の概要

「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」では、夏海湖から原子炉附属建物の水冷却池へ水を供給するための措置を講じることとしている。以下に、当該措置に係る手順及び各手順の所要時間等を示す（第1表参照）。

i) 事故発生の判断

事故発生後、事故発生の判断は、「使用済燃料貯蔵設備冷却機能喪失事故」においては、全交流動力電源喪失により、また、「使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故」においては、水冷却池の水位低警報の発報により確認する。なお、これらの判断に要する所要時間は同じである。

所要時間 : 10分

作業に必要な要員数 : 1名

ii) 水冷却池の点検と監視

事故発生後、水冷却池の水位、冷却水の水温等のパラメータにより水冷却池の状態を点検する。以降、監視を継続する。

所要時間 : 10分

作業に必要な要員数 : 1名

iii) 可搬式ポンプ及びホースを用いた夏海湖からの給水の準備

第1図に夏海湖から給水する場合の可搬式ポンプ及びホースの配置例を示す。第1図に示す位置に可搬式ポンプ及びホースを配置し、水冷却池への給水の準備を行う。以降、水冷却池の水位を監視しながら、適宜水冷却池への給水を行う。

所要時間 : 60分

作業に必要な要員数 : 4名

第1表 使用済燃料の損傷を防止するための措置に係る手順及び各手順の所要時間

必要な要員と作業項目			経過時間(分)								備考
			10	20	30	40	50	60	70	80	
手順の項目	要員(名) (作業に必要な要員数)	手順の内容	▽異常事象発生(外部電源喪失又は水冷却浄化設備の配管の破断) ▽事故発生の判断 ▽水冷却池の状態の点検と監視 ▽可搬式ポンプ及びホースを用いた給水準備								
	当直長	・運転操作指揮	[Bar chart showing 60 minutes of activity]								
状況判断	運転員A	1 ・事故発生の判断	[Bar chart showing 10 minutes of activity]								・「使用済燃料貯蔵設備冷却機能喪失事故」においては、全交流動力電源喪失により、また、「使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故」においては、水冷却池の水位低警報の発報により判断する。 ・事故発生後、水冷却池の水位、冷却水の水温等のパラメータにより水冷却池の状態を点検し、以降、監視を継続する。
	作業員A	1 ・水冷却池の点検と監視	[Bar chart showing 10 minutes of activity labeled '点検'] [Bar chart showing 50 minutes of activity labeled '監視(継続)']								
使用済燃料損傷防止措置	作業員B、C、D、E	4 ・水冷却池への可搬式ポンプ及びホースを用いた夏海湖からの給水準備*1	[Bar chart showing 60 minutes of activity]								・可搬式ポンプ及びホースを配置し、夏海湖から水冷却池への給水の準備を行う。

*1: 水冷却池への給水は、水冷却池の水位を監視しながら実施

使用済燃料の損傷を防止するための措置の有効性の評価においては、第1表の可搬式ポンプ及びホースを用いた給水までの所要時間(80分)に対して、要員の招集時間も考慮して保守的に2日と設定する。

核物質防護情報（管理情報）が含まれているため公開できません。

第1図 夏海湖から取水する場合の可搬式ポンプ及びホースの配置例

水冷却池の水位の変化に係る評価条件

使用済燃料貯蔵設備の冷却機能が失われ、使用済燃料の損傷が想定される事故の拡大を防止するための措置が有効であることを確認するため、「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」を想定し、当該事故時において水冷却池の水位の変化を解析し、水冷却池の水位の基準を下回らないことを評価する。以下に、当該評価に係る主要な条件を示す。

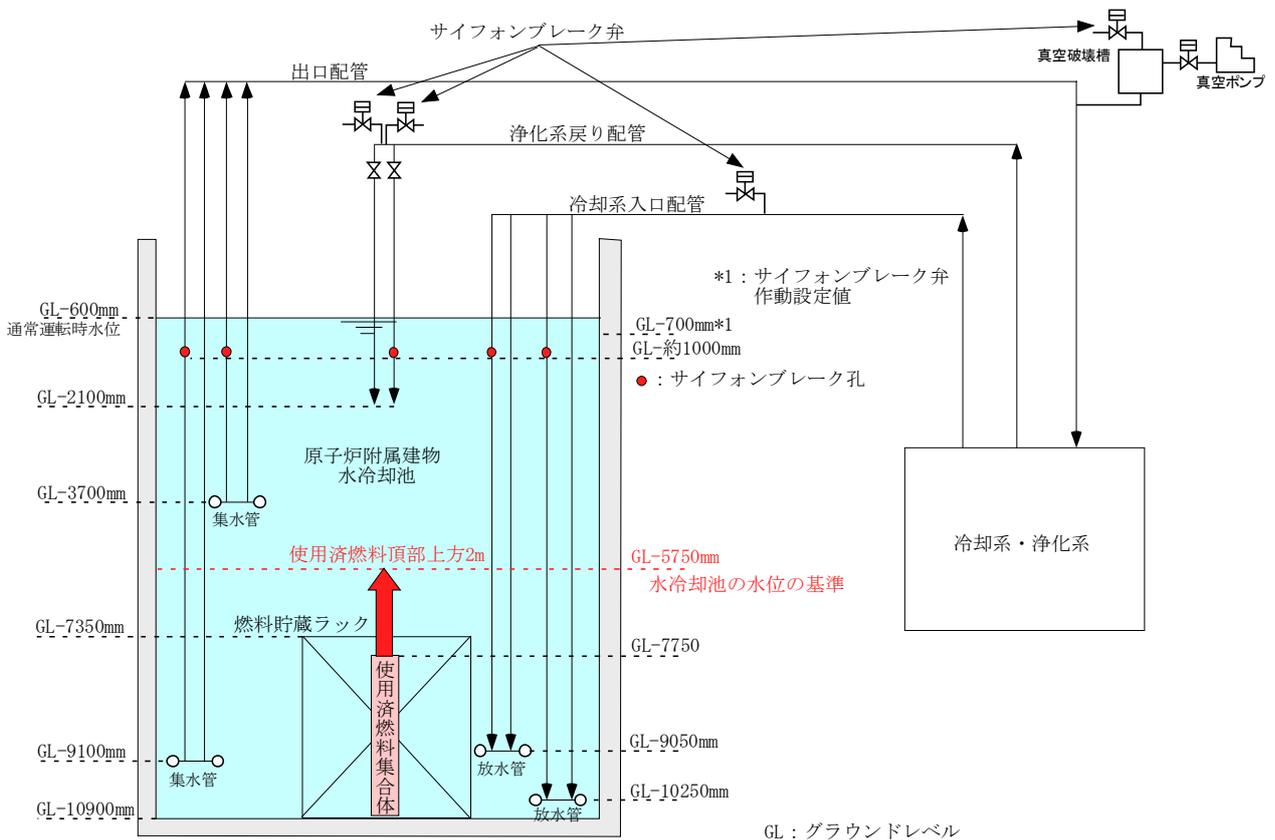
- 1) 有効性評価では、「添付書類 8 10.10 多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止のための資機材」の「使用済燃料貯蔵設備の冷却機能が失われ、使用済燃料の損傷が想定される事故」に係る資機材を用いたものを対象とし、措置が有効であることを合理的に判断できる時点までを対象とする。
- 2) 水冷却池の初期水位は、通常運転時の水位（グラウンドレベル基準-0.6m）に対して、使用済燃料貯蔵設備冷却水喪失事故における水冷却浄化設備サイフォンブレーカーの作動等を考慮して、保守的にグラウンドレベル基準-1.1mとする。使用済燃料貯蔵設備冷却機能喪失事故の初期水位も同じ値を設定しているため、解析結果も同じとなる。
- 3) 水冷却池の初期水量は、上記の初期水位に応じた 580m³とする。
- 4) 水冷却池の初期水温は、管理値に基づき 42℃とする。
- 5) 水冷却池からの除熱は、水冷却池側面及び底面は断熱を仮定し、水面からの無風状態での冷却水の蒸発によるもののみ考慮する。
- 6) 使用済燃料貯蔵設備の水冷却池に貯蔵された使用済燃料の崩壊熱は、以下の条件により算出される 135kW を用いる。
 - ・ 5 サイクル運転（1 サイクル：60 日定格出力運転、19 日停止）、定期検査 6 ヶ月を繰り返す工程とする。また、崩壊熱は、炉心燃料集合体が一様に最高燃焼度に達するものとして計算した値を用いる。
 - ・ 炉内燃料貯蔵ラックにおいて、1 サイクル冷却した炉心燃料集合体を 10 体ずつ水冷却池に 121 体（水冷却池の貯蔵容量 200 体から 1 炉心分 79 体を除いた値）に達するまで貯蔵し、その後、炉心燃料集合体を 1 炉心分（79 体）水冷却池に移動することを仮定する。
 - ・ 事故発生までの崩壊熱の減衰は考慮するが、事故発生後の崩壊熱の減衰は考慮しないものとする。
- 7) 可搬式ポンプ及びホースにより、水冷却池に水を供給するための措置に必要な期間は、保守的に約 2 日間とする。
- 8) 措置として整備する設備の単一故障は仮定しない。

水冷却池の水位の基準の設定

使用済燃料貯蔵設備の冷却機能が失われ、使用済燃料の損傷が想定される事故の拡大を防止するための措置が有効であることを確認するための「水冷却池の水位の基準」は、以下のとおり設定する。

- ① 放射線の遮蔽に必要な水位を確保すること。
- ② 使用済燃料頂部が冠水していること。

なお、放射線の遮蔽に必要な水位は使用済燃料頂部よりも高くなることから、放射線の遮蔽に必要な水位を水冷却池の水位の基準とする。具体的には、使用済燃料貯蔵設備における直接線及び散乱線によるガンマ線実効線量率の評価より、線量率が $20 \mu\text{Sv/h}$ 以下となる水位として、使用済燃料頂部より上方 2m（グラウンドレベル基準：-5.75m）を設定する。第 1 図に水冷却池の概略図を示す。



第 1 図 水冷却池の概略図