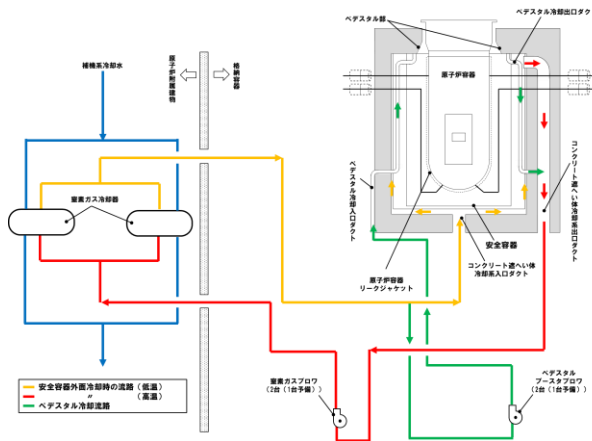


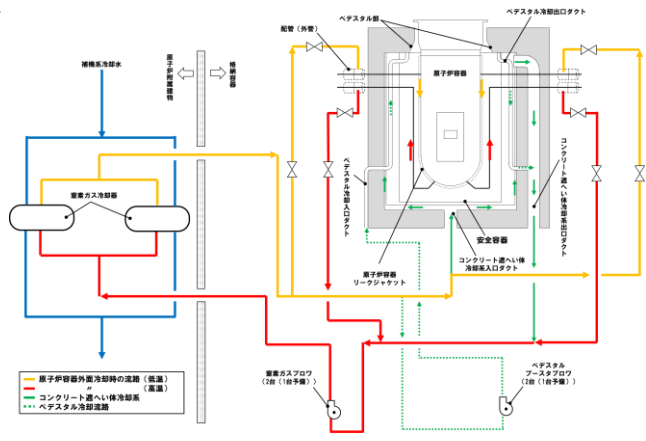
コンクリート遮へい体冷却系による外面冷却の試験及び実現性

安全施設、資機材	目的	ベDESTAL部を除く冷却材窒素ガス流路	運転条件
通常運転時	コンクリート遮へい体及びベDESTAL部を冷却し、制限温度以下に保持する。	原子炉容器ビットのコンクリート遮へい体と安全容器の間隙部（第1図）	通常運転時のコンクリート遮へい体及びベDESTAL部におけるガンマ発熱の冷却であり、除熱量は小さい。
原子炉容器外面冷却による崩壊熱除去運転時※1	原子炉容器内の健全炉心の崩壊熱を除去し、炉心損傷を防止する。	原子炉容器とリークジャケットの間隙部（第2図）	原子炉停止後の崩壊熱の冷却であり、除熱量が大きい。窒素ガス流路の切替え及び冷却水流量の増大に係る操作が必要である。
安全容器外面冷却による損傷炉心物質冷却時	安全容器内に移行した損傷炉心物質の崩壊熱を除去し、安全容器内で損傷炉心物質を安定冷却保持する。	原子炉容器ビットのコンクリート遮へい体と安全容器の間隙部（第1図）	原子炉停止後の崩壊熱の冷却であり、除熱量が大きい。通常運転時と窒素ガスの流路は同じであるが、冷却水流量及び窒素ガス流量の増大に係る操作が必要である。

※1:原子炉容器外面冷却による崩壊熱除去は、運転開始初期の性能試験において、崩壊熱を原子炉出力で模擬した実証試験を実施しており、成立性及び機能を確認している信頼性の高い措置である。



第1図 コンクリート遮へい体冷却、安全容器外面冷却



第2図 原子炉容器外面冷却

原子炉容器外面冷却に関する窒素ガス流路の切り替え及び冷却水の増大に係る手順

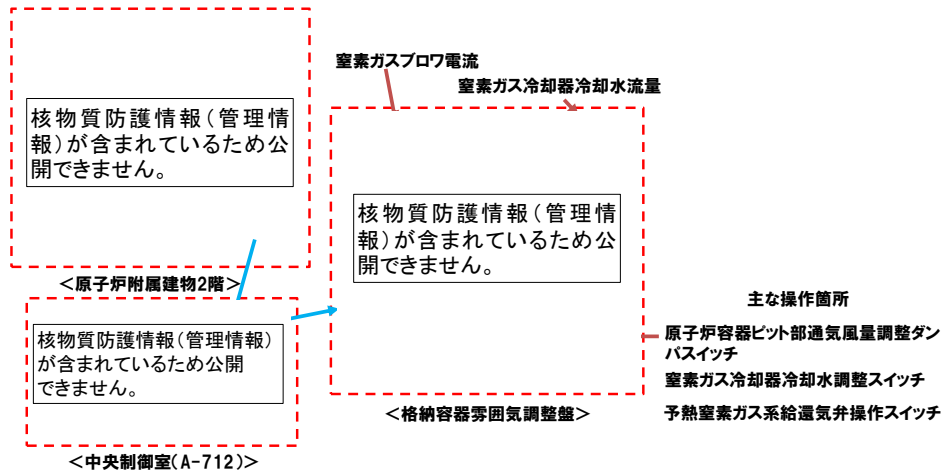
－ 手順概要(1) －

- (1) 主冷却系及び補助冷却系での強制循環冷却並びに自然循環冷却による崩壊熱除去機能が喪失した場合、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により、原子炉の崩壊熱を除去するため、運転員は以下の操作を実施する。
- (2) コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガス流路を、原子炉容器ピット部から予熱窒素ガス系に切り替える。
- (3) コンクリート遮へい体冷却系窒素ガス冷却器の通水流量を増加させる。

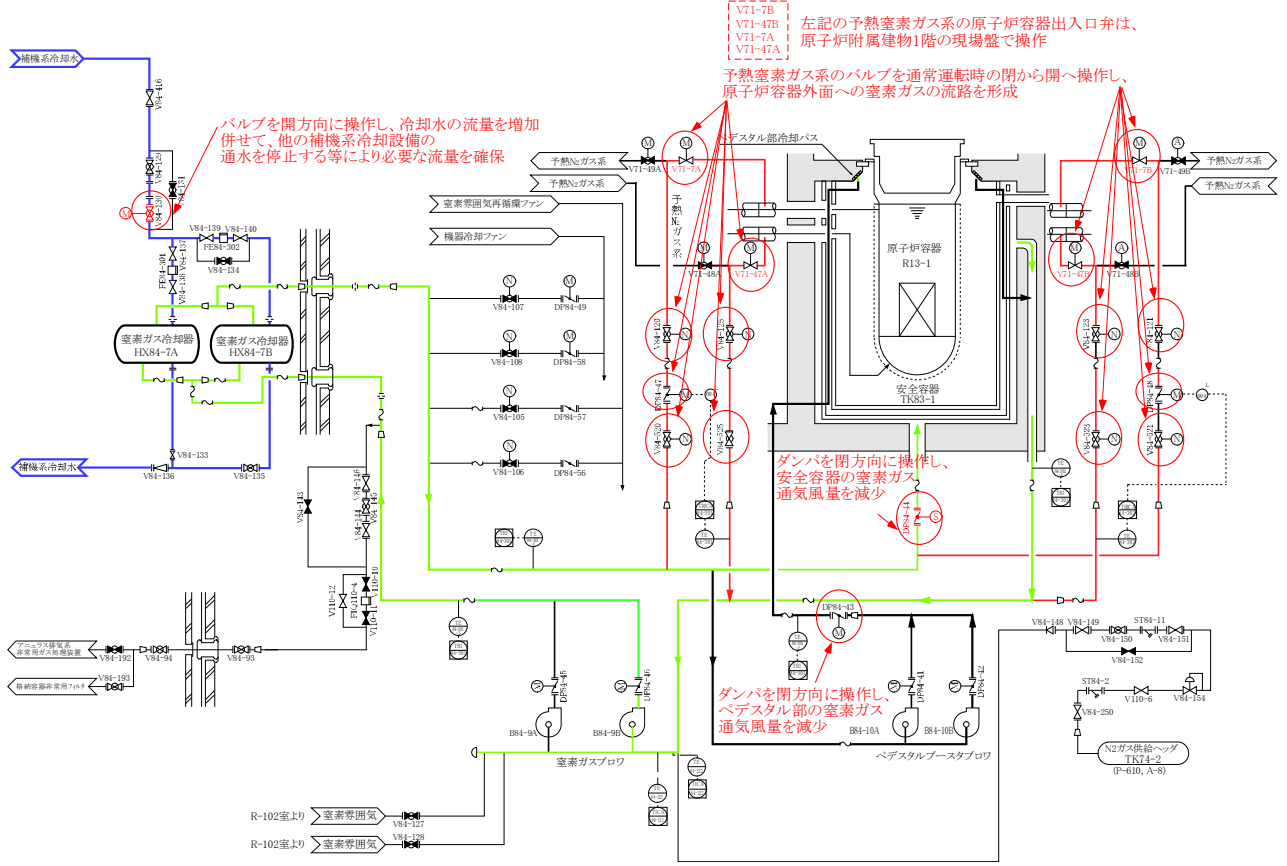
なお、補機系揚水ポンプ出口流量の増加、又は、補機冷却水系の他の機器への通水停止によるコンクリート遮へい体冷却系窒素ガス冷却器の通水流量の増加も可能である。

上記の操作は、補助冷却設備の強制循環失敗と判断した時点(事象発生約30分後)で、操作を開始する手順とし、中央制御室で、運転員2名により30分以内に操作を実施することが可能である。予熱窒素ガス系の原子炉容器出入口弁(V71-7A、47A、V71-7B、47B)は、原子炉附属建物1階の現場盤で操作する必要があるが、上記の30分以内に操作を実施することが可能である。

他方、冷却材漏えい率を保守的に約1kg/sとして評価した場合でも、主冷却系による循環流路を喪失し、崩壊熱除去機能を喪失するのは、事象発生の約150分後であり、操作を実施するのに十分な猶予時間が確保される。なお、本原子炉施設では、1m³の原子炉冷却材の漏えいにより、おおよそ、0.1m原子炉容器液位が低下する。



原子炉容器外面冷却に関する窒素ガス流路の切り替え及び冷却水の増大に係る手順 — 手順概要(2) —



1 次補助冷却系サイフォンブレイク止弁の誤開の防止対策及び誤開の影響について

1次補助冷却系サイフォンブレークの誤開の影響

- 1次補助冷却系のサイフォンブレーク止弁は、1次補助冷却系のナトリウム漏えいの検知（2 out of 28）、原子炉容器の冷却材液位低低（NsL-320mm）、ボニーモータ1台停止の条件が成立した場合に「開」となり、これらの故障時に誤って「開」となることはない。また、1次補助冷却系のサイフォンブレーク止弁は、誤操作防止のために、操作スイッチにカバーを設置するとともに、運転中は操作禁止タグを取り付けることから、運転員の単一の誤操作により、誤って「開」となることはない。
- 上記の対策にも関わらず、仮に、1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁が誤って「開」となった場合の影響は以下のとおりである。

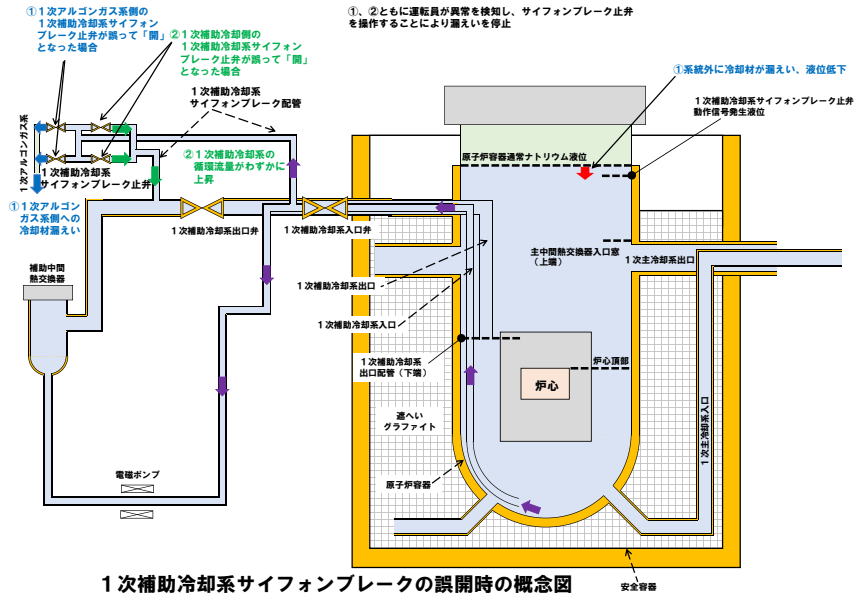
① 1次アルゴンガス系側の1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁が誤って「開」となった場合

1次アルゴンガス系と1次補助冷却系入口配管が連通する。通常運転時において、1次アルゴンガス系と1次補助冷却系入口配管が連通した場合、1次補助冷却系入口配管は、原子炉容器高圧プレナムから冷却材が流入しており、圧力は10kPa [gage] 以上である。

他方、1次アルゴンガス系は、1kPa [gage] 以下に制御されていることから、アルゴンガスが原子炉冷却材バウンダリ内に混入することはない。影響は原子炉冷却材の1次アルゴンガス系側への漏えいとして現れる。本原子炉冷却材の漏えいによる除熱能力低下の影響は設計基準事故の1次冷却材漏えい事故に包絡されるとともに、運転員が異常を検知し、操作することにより、漏えいを停止できる。

② 1次補助冷却系側の1次補助冷却系サイフォンブレーク止弁が誤って「開」となった場合

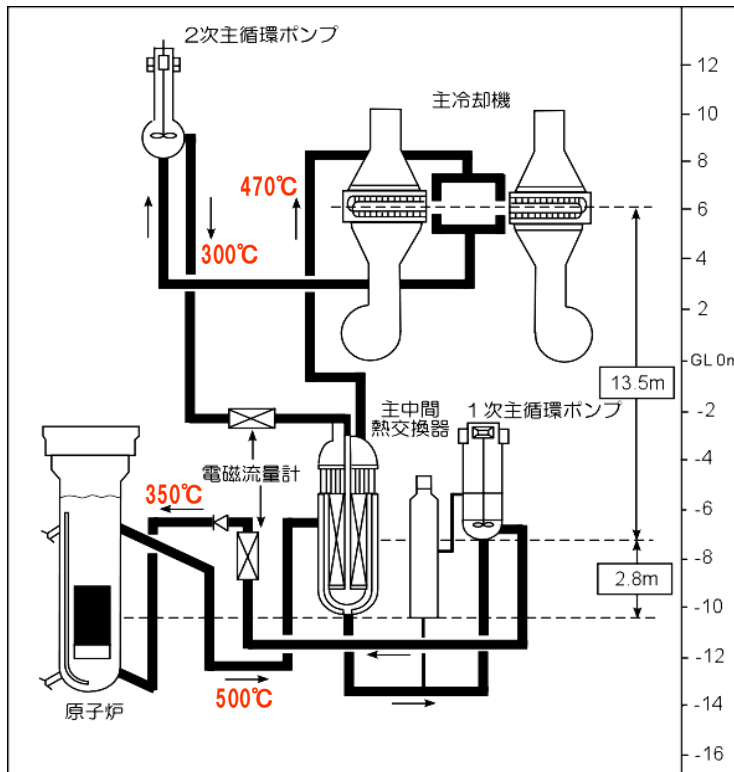
1次補助冷却系入口配管と1次補助冷却系出口配管が連通する。この場合、1次補助冷却系の循環流量がわずかに上昇することが想定されるが、原子炉の冷却機能への影響は小さく、運転員が異常を検知し、操作することにより、漏えい（連通）を停止できる。



1次補助冷却系サイフォンブレークの誤開時の概念図

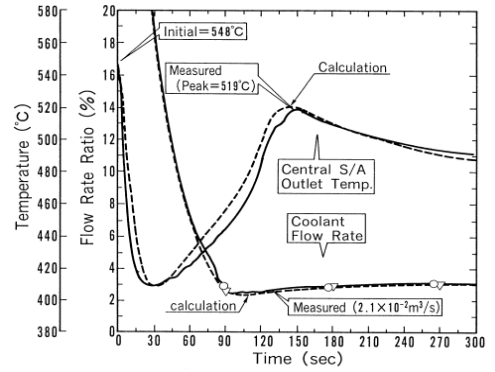
「常陽」における自然循環試験の実績について

自然循環は「常陽」での自然循環試験により実証



自然循環が可能な機器配置

過去の自然循環試験結果 (MK-II炉心)



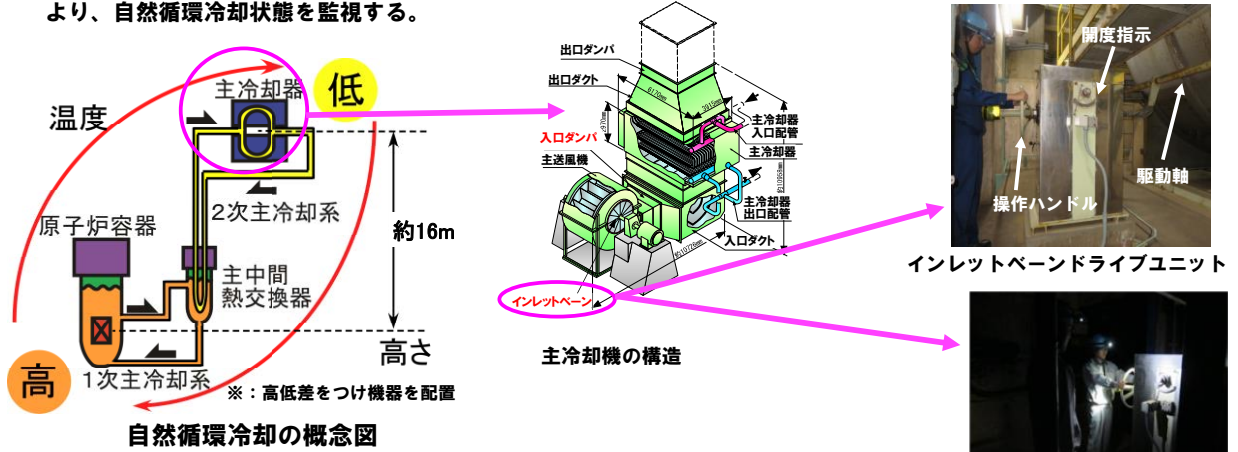
注) 図中の温度は、原子炉熱出力140MWの状態

- 1次主冷却系の温度差：150°C
- 2次主冷却系の温度差：170°C

SBO 時の崩壊熱除去に係る過冷却の防止及び訓練実績について

SBO時の主冷却系の自然循環冷却

- 原子炉停止後の崩壊熱除去期間中に、全交流動力電源が喪失し、強制循環冷却に失敗した場合に、主冷却系の自然循環により崩壊熱を除去
- 適切な高低差で機器を配置し、冷却材の密度差を駆動力とした信頼性の高い措置であり、強制循環機能喪失に伴い、受動的に自然循環冷却に移行し（運転員操作不要）、運転員は1次主冷却系及び2次主冷却系の温度及び流量等により、自然循環冷却状態を監視する。



自然循環冷却の概念図

【全交流動力電源喪失時の主冷却機の自然通風除熱の制御】

- SBO時の原子炉停止直後は、無停電電源により機能する温度制御系及びタンクに蓄えられている圧縮空気により駆動するインレットペーン等により、冷却材温度は自動で制御され、自然循環により崩壊熱を除去する。この際、インレットペーンの開度は、自動的に9.5%を上限に制御し、過冷却を防止する。
- 全交流動力電源喪失が長期間続いた場合、無停電電源系による自動制御機能を喪失する。このため、仮設発電機からの給電又は仮設計器により冷却材温度等を監視し、手でインレットペーン等の開度を調整する手順を整備する。
- 自動制御機能の喪失前に、運転員を必要個所に配置することにより、自動制御機能の喪失直後に手動操作を実施可能な手順とする。また、手動操作時にあってもインレットペーンの開度は、9.5%を上限とし、過冷却を防止する手順とする。



夜間のSBOを想定した訓練

炉心損傷後の廃止措置の検討

燃料破損検出系の概要

1. 燃料破損検出系の概要^{1), 2)}

燃料破損検出系として、第1図に示すように1次主冷却系配管に遅発中性子法(DN法)燃料破損検出設備が、また、カバーガス系にカバーガス法(CG法)燃料破損検出設備が設けられている。

(1) 遅発中性子法(DN法)燃料破損検出設備

遅発中性子法は、燃料の破損によって冷却材中に放出された核分裂生成物(FP)からの遅発中性子を検出する方法であり、検出対象となる主要な遅発中性子先行核とその半減期は、Br-87(55s)、Br-89(4.5s)、I-137(21.7s)である。「常陽」では、第2図に示すように計測設備がA、B各ループに1基ずつ1次主冷却系配管に近接して設置されており、この位置では炉心部を通過したナトリウムの輸送遅れ時間により、遅発中性子が約20~40秒で中性子検出器に到達し、炉心で発生し漏洩してくる中性子の影響を受けずに遅発中性子を計測できる。

Aループ側の遅発中性子法燃料破損検出設備を第3図に示す。中性子検出器にはBF₃比例計数管とB-10比例計数管を用い、検出効率を上げるため、高速中性子を熱中性子化する減速材として黒鉛ブロックが用いられている。また、冷却材ナトリウムの放射化によるNa-24(15h)、Na-22(2.6y)およびNa-23(n,p)反応で生成するNe-23(38s)からのガンマ線を遮蔽するため、配管と検出器の間に鉛遮蔽体を設置し、さらにその外側をバックグラウンドの熱中性子を遮蔽するためのボラールとポリエチレンの熱中性子遮蔽体で囲んでいる。

一方、Bループ側遅発中性子法燃料破損検出設備では、第4図に示すように減速材としてポリエチレンが用いられ、遅発中性子を減速するためのポリエチレン減速体、バックグラウンド成分の中性子を吸収するB₄C入ポリエチレン遮蔽体、ガンマ線を遮蔽する鉛遮蔽体からなる。中性子検出器にはBF₃比例計数管とB-10比例計数管が用いられる。

(2) カバーガス法(CG法)燃料破損検出設備

カバーガス法は、燃料破損時にカバーガス中に移行したFPガス(Kr、Xe)を検出する方法である。この原理は、Kr-88(2.8h)やXe-138(15m)のβ⁻崩壊によって生じるRb-88やCs-138が正の電荷を持っているので、これを負に帯電した金属ワイヤに吸着させ、ワイヤをガンマ線遮蔽したチャンバ内に駆動して、そこでRb-88やCs-138がβ⁻崩壊する際に放出するベータ線またはガンマ線を検出する方法である。

カバーガス法燃料破損検出設備の概略を第5図に示す。カバーガスの一部をコンプレッサにより吸引し、ペーパートラップでカバーガス中に含まれるナトリウムを除去した後プレシピテータチェーンに導き、プラスチックシンチレーションカウンタによりベータ線またはガンマ線を検出する。

2. 検出感度

燃料破損検出系は以下の検出機能を有しており、1本の燃料要素の破損により、1次冷却系ナトリウム中等の核分裂生成物の濃度が運転上の制限(遅発中性子法燃料破損検出設備及びカバーガス法燃料破損検出設備のそれぞれにおいて設定)を超えたことを速やかに検出できる。また、運転員は中央制御室の警報及び盤において、運転上の制限を超過したことを検知し、速やかに原子炉を停止することができる。原子炉施設保安規定において、遅発中性子法燃料破損検出設備又はカバーガス法燃料破損検出設備のいずれか一方でも運転上の制限値を超えた場合の措置として、原子炉

を停止することを定めている。

(1) 遅発中性子法燃料破損検出設備

「常陽」でこれまでに実施した燃料破損検出技術の実証試験において、燃料要素 1 本で開口破損が生じれば、大洗研究所（南地区）原子炉施設保安規定に定める運転上の制限（バックグラウンドの値の 5 倍）を超過する検出感度を有することを確認している²⁾。

(2) カバーガス法燃料破損検出設備

「常陽」でこれまでに実施した燃料破損検出技術の実証試験において、燃焼初期の燃料要素 1 本に蓄積される希ガス FP の放出が生じれば、大洗研究所（南地区）原子炉施設保安規定に定める運転上の制限（バックグラウンドの値の 10 倍）を超過する検出感度を有することを確認している³⁾。なお、新燃料を 1 日照射した時点での破損を仮定して計算すると、燃料要素 1 本からの FP ガスの放出により、バックグラウンドの約 100 倍の計数値となる。

3. 検出時間

(1) 遅発中性子法燃料破損検出設備

「常陽」でこれまでに実施した燃料破損検出技術の実証試験結果から、遅発中性子先行核の輸送時間遅れは約 1 分であり、燃料破損発生約 1 分後には、燃料破損を検知し、中央制御室に警報を発することが可能である。

(2) カバーガス法燃料破損検出設備

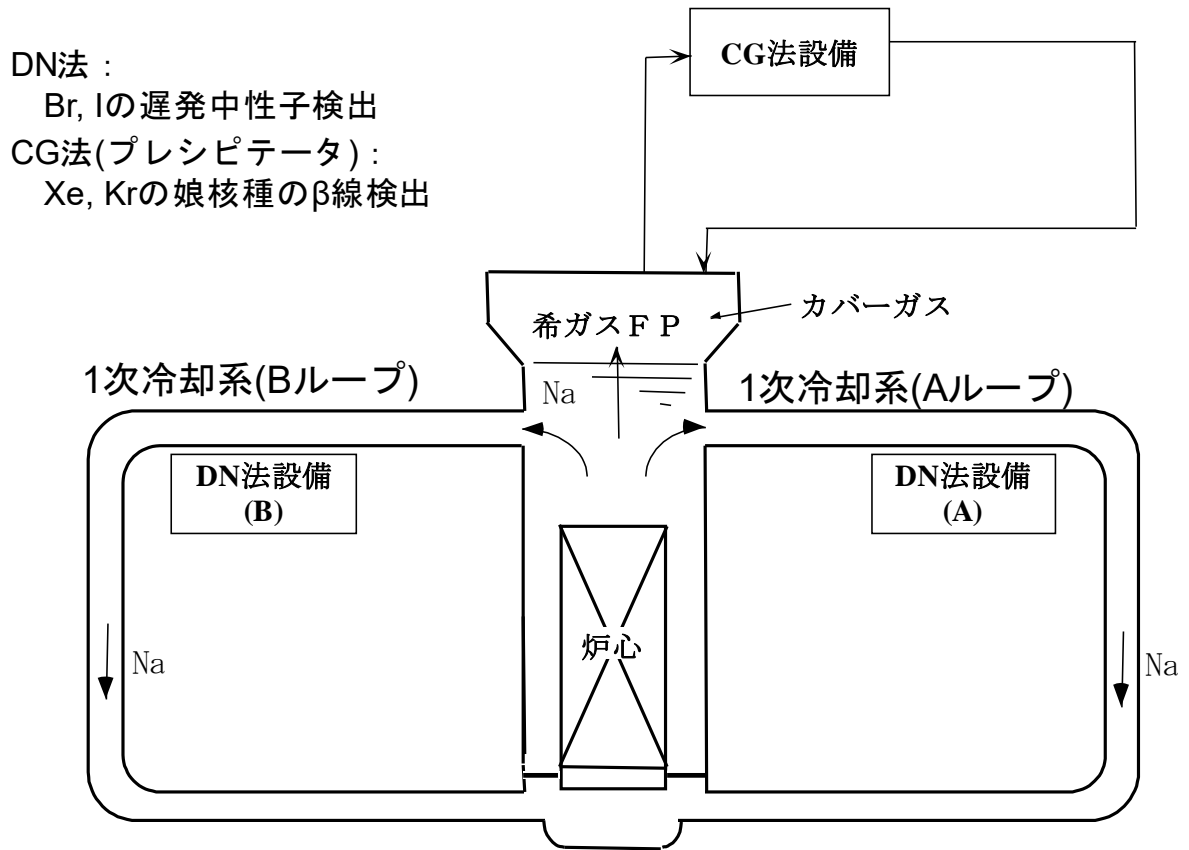
「常陽」でこれまでに実施した燃料破損検出技術の実証試験結果から、カバーガス法燃料破損検出設備の検知に要する時間は、保守的に評価して約 40 分であり、燃料破損発生約 40 分後には、燃料破損を検知し、中央制御室に警報を発することが可能である。

なお、遅発中性子法燃料破損検出設備等により、燃料破損の兆候が確認された場合は、カバーガス法燃料破損検出設備の随時の計数率を監視することも可能である。この場合、カバーガスの輸送時間遅れは約 2 分であり、カバーガスの吹き付け時間の約 10 分を加えた約 12 分後には計数率の監視が可能となり、遅発中性子法燃料破損検出設備の計数率と併せて、燃料破損の検知による原子炉停止の判断に使用できる。

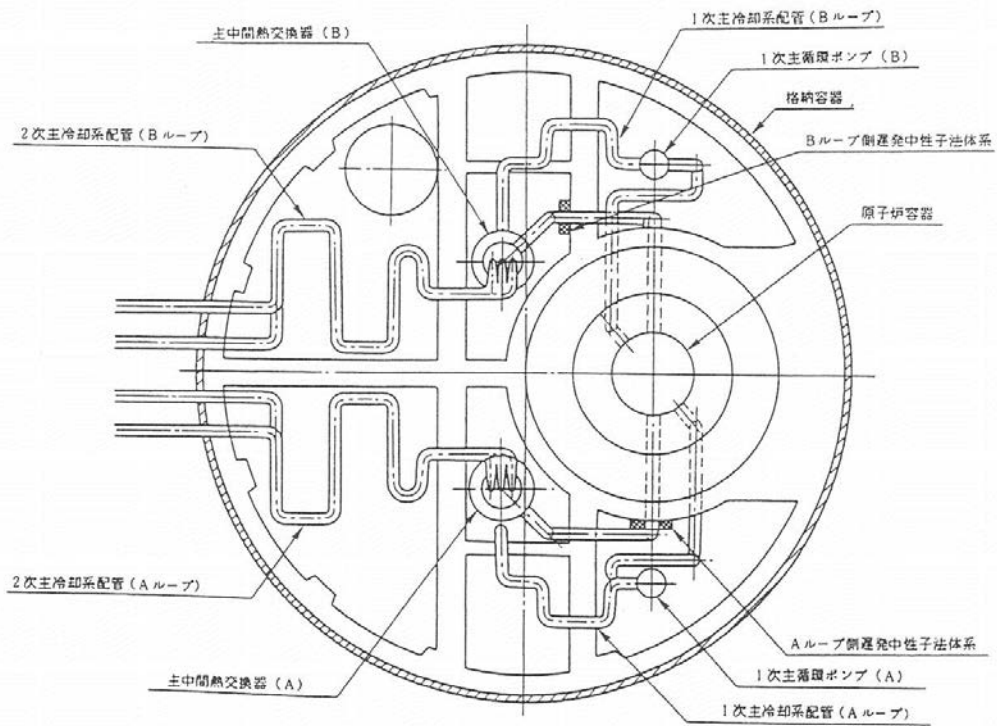
1) 青山卓史、鈴木惣十；「高速実験炉「常陽」における計測技術」 PNC TN9420 96-058, (1996).

2) 大戸敏弘他；「「常陽」における燃料破損検出技術の開発と実施試験」動燃技報 No. 68, p. 45-51 (1988).

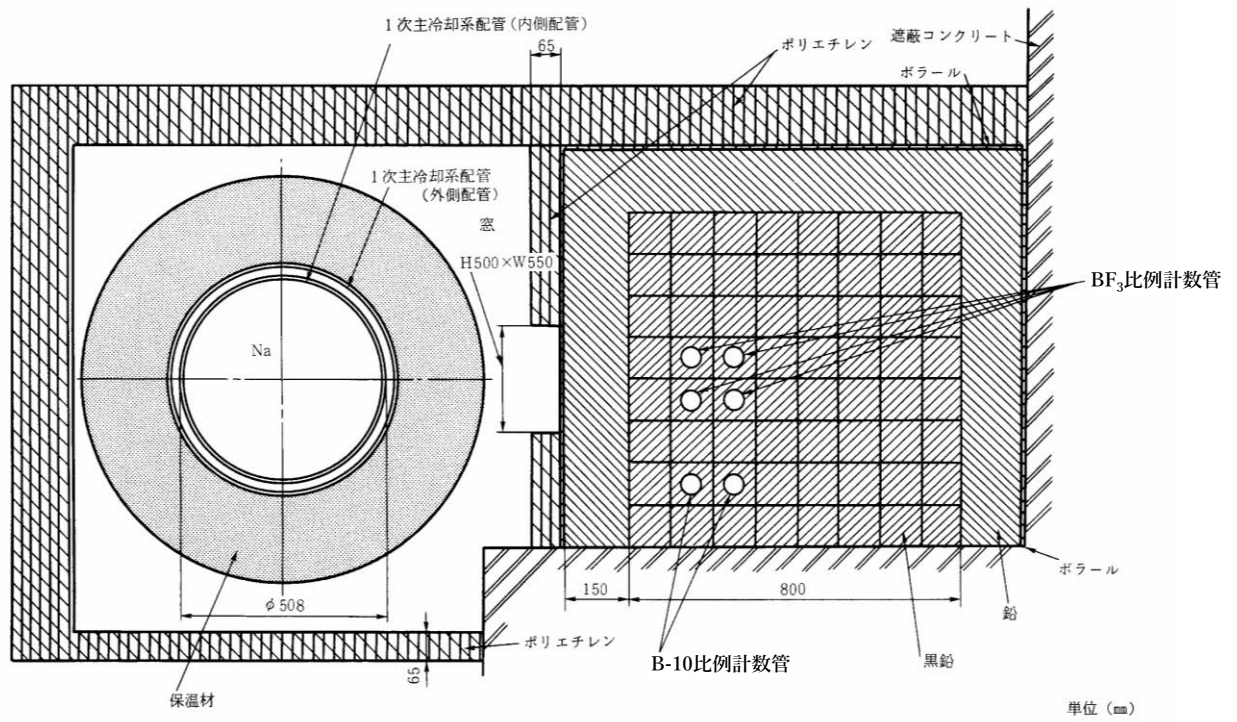
3) 伊藤主税他；「「常陽」における燃料破損模擬試験」 JNC TN 9410 2005-003



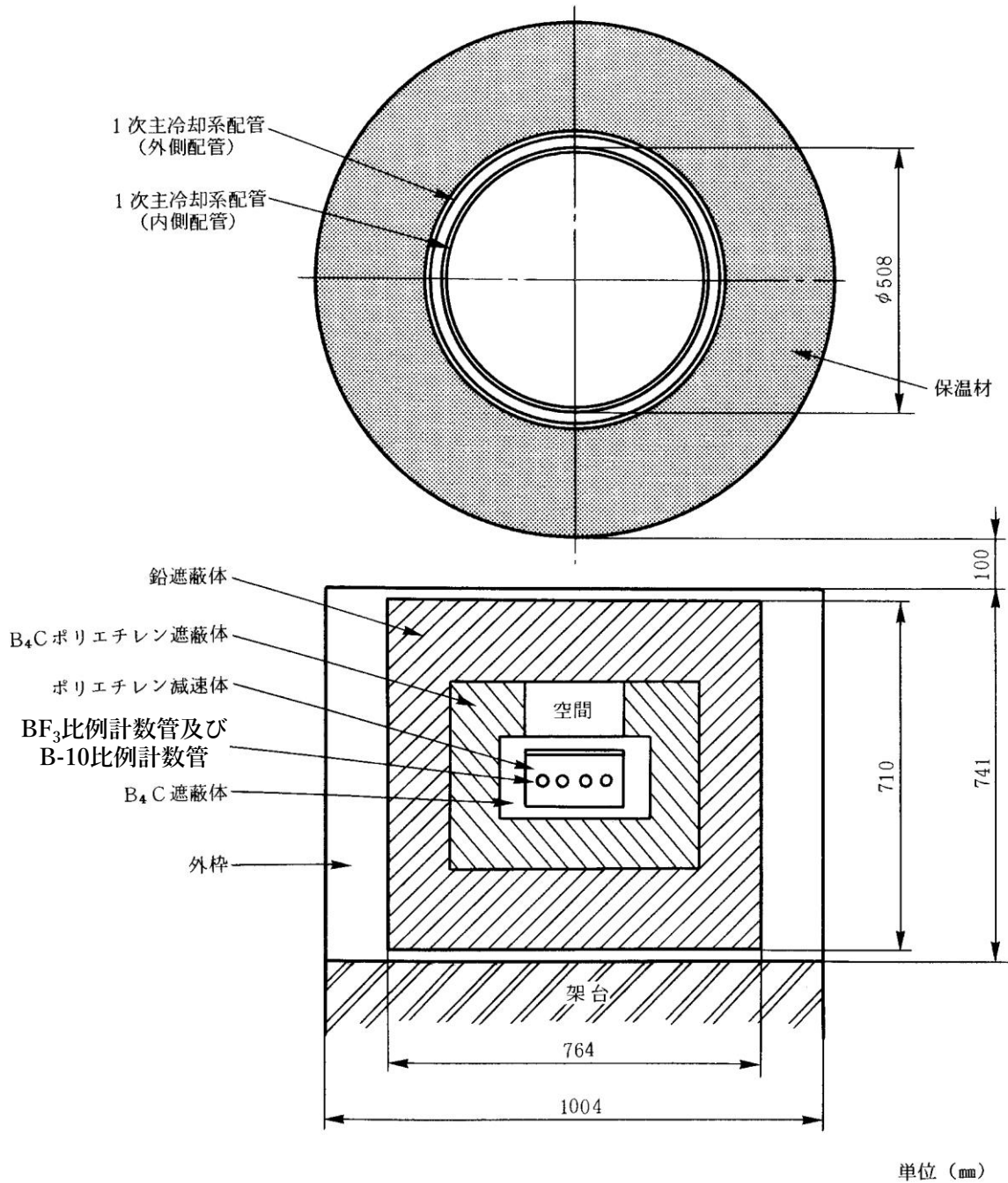
第1図 「常陽」の燃料破損検出系



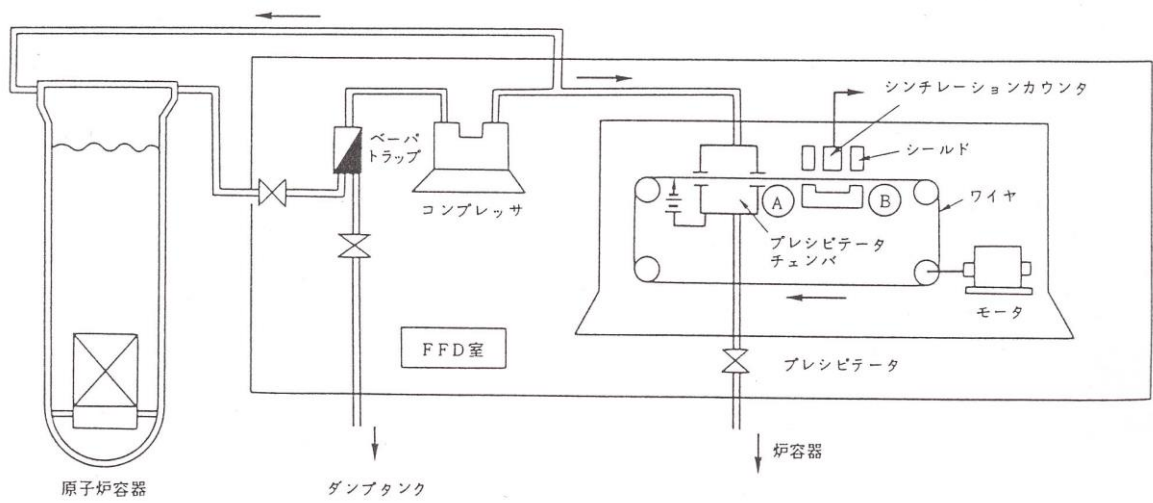
第2図 遅発中性子法燃料破損検出設備及び1次主冷却系配管の配置図



第3図 Aループ側遅発中性子法燃料破損検出設備



第4図 Bループ側遅発中性子法燃料破損検出設備



第5図 カバーガス法燃料破損検出設備

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材の主な関連設備

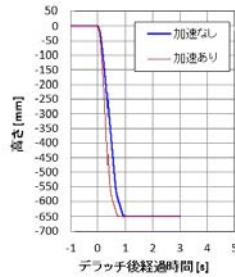
炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材の主な関連設備を以下に示す。

- ① 資機材の計測制御設備
- ② 非常用ディーゼル電源系
- ③ 交流無停電電源系
- ④ 直流無停電電源系
- ⑤ 主冷却器インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備（アキュムレータタンクより下流側）
- ⑥ 補助冷却器インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備（アキュムレータタンクより下流側）
- ⑦ 補機冷却設備（補機系揚水ポンプ、補機系冷却塔ブロワ等を含む。）

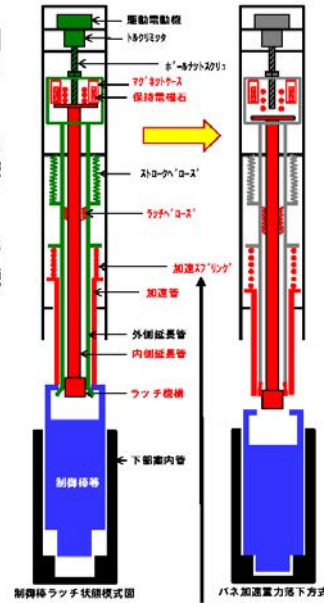
制御棒の落下速度による影響評価

スプリング加速がない場合の制御棒及び後備炉停止制御棒の落下速度

- 原子炉スクラム時において、制御棒及び後備炉停止制御棒（制御棒等）は自重落下に加え、スプリングによる加速を受けて炉心に落下・挿入される。
- ここでは、スプリング加速がない場合の落下速度（スクラム反応度曲線）及び炉心部最高温度評価への影響について確認する。
- スプリング加速がない場合の落下速度への影響について、「常陽」の制御棒挿入性評価に用いている汎用機構解析コードADAMSによる解析により、90%核的挿入時間の差は約0.2秒と小さいことを確認した。



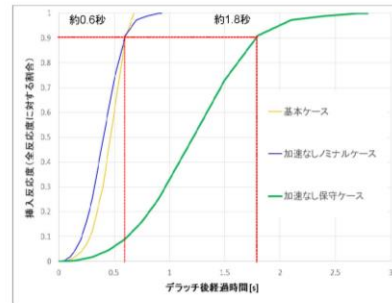
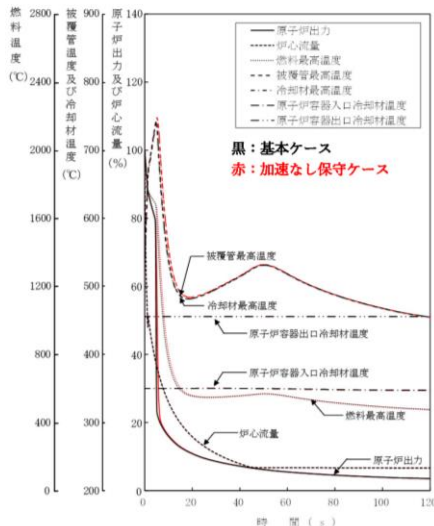
スプリング加速の有無による
制御棒等の落下速度への影響



原子炉スクラム時には、保持電磁石の励磁断により、制御棒等は、自重で落下するとともにスプリングにより加速されて炉心に落下・挿入（バネ加速重力落下方式）

後備炉停止制御棒の落下速度による炉心部最高温度評価への影響

- ULOF (iii) の基本ケースを対象として、後備炉停止制御棒の落下速度による影響を評価
- スプリング加速なしのADAMS解析値に対して、保守的に1/3倍の落下速度を仮定し、基本ケースの90%核的挿入時間（約0.6秒）より約1.2秒遅延する挿入反応度曲線（加速なし保守ケース）での解析を実施

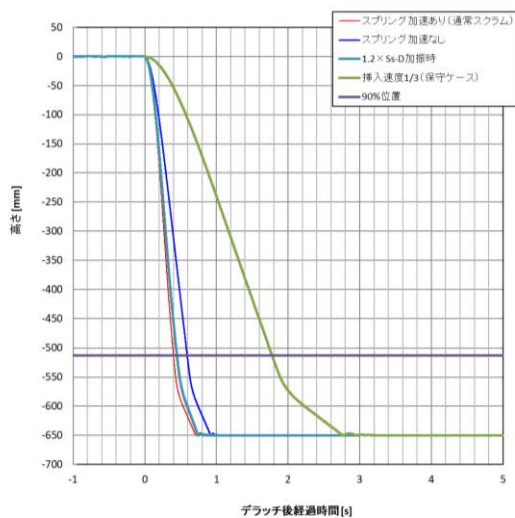


影響評価用スクラム反応度曲線

項目	基本ケース	加速なし保守ケース
燃料最高温度	約1,800°C	約1,800°C
被覆管最高温度	約743°C	約748°C
冷却材最高温度	約741°C	約746°C

→後備炉停止制御棒の落下速度を遅くした結果、被覆管最高温度及び冷却材最高温度は共に約5°C高くなるが、落下速度による影響は小さいことを確認

加速なし保守ケースの設定について



- 加速なし保守ケース（挿入速度1/3）では、設計基準地震動を超える地震を裕度をもって包絡するように挿入曲線を設定する。
- 基準地震動 S_s を超える地震（ S_s 超過地震）に対する評価では、 S_s -D波による応答の1.2倍を想定している。
- S_s -D波による原子炉容器応答の1.2倍の加振時における制御棒挿入は、ADAMS解析では通常スクラム時（スプリング加速あり、加振なし）より挿入時間が遅れるものの、スプリング加速を考慮しないケースよりも挿入は早く（左図）、スプリング加速を考慮しないケースが保守的となる。
- 安全余裕として、スプリング加速を考慮しないケースに一定の上乗せをしたケースを仮定し、解析における挿入曲線とする。ここでは、工学的判断として落下速度を1/3に設定する。

UTOP の有効性評価における制御棒の異常な引抜きによる反応度添加率の設定について

UTOP の有効性評価における制御棒の異常な引抜きによる反応度添加率の設定における反応度価値の計算では、実験値と計算値の比や炉心サイズの不確かさ等を考慮した補正係数の最大値を適用し、反応度価値変化率（微分反応度相対値）の計算では、基本ケースにあつては、BOC 位置からの引き抜き、不確かさ影響評価ケースにあつては、変化率が最大（炉心中央近傍）となる位置からの引き抜きを適用した（第 1 表）。なお、不確かさ影響評価ケースの $\Delta k/k/s$ 単位の反応度添加率は、核設計で求め、MK-IV 炉心の核的制限値として設定する最大反応度添加率（ $0.00016 \Delta k/k/s$ ）と同じである。

また、 ϕ/s 単位への換算に用いた実効遅発中性子割合は、基本ケースにあつては、標準平衡炉心の計算値とし、不確かさ影響評価ケースにあつては、計算値に 10%の不確かさを考慮した。

運転時の異常な過渡変化の「出力運転中の制御棒の異常な引抜き」では、上記の不確かさ影響評価ケースの計算値にさらに裕度を見込むために数値を切り上げ、既許可と同じ反応度添加率として $5 \phi/s$ を設定しているが、上記のように UTOP の有効性評価における不確かさ影響評価ケースで使用している $4.2 \phi/s$ は不確かさとして想定する幅として十分な保守性を有している。

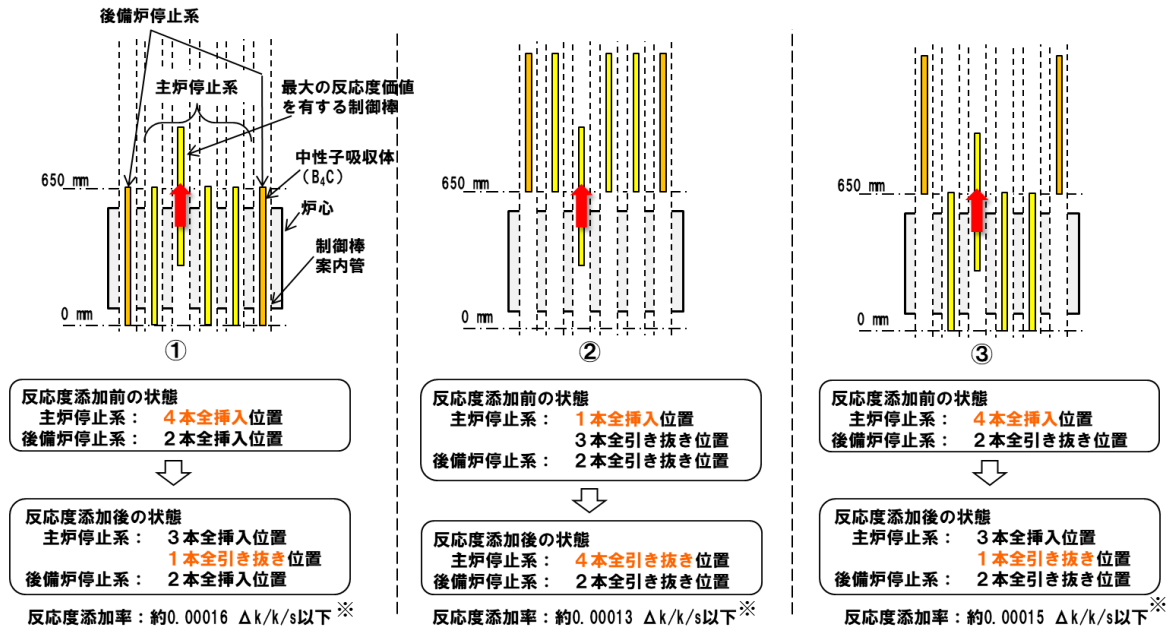
第 1 表 反応度添加率の設定

項目	基本ケース	不確かさ影響評価ケース	異常な過渡変化
引き抜き制御棒の反応度価値	$2.8\% \Delta k/k$ ※1	$3.0\% \Delta k/k$ ※2	$3.0\% \Delta k/k$ ※2
引き抜き開始位置	401mm	傾きが最大となる位置	傾きが最大となる位置
反応度価値変化率	$2.1 \times 10^{-3} \text{ mm}^{-1}$ ※3	$2.4 \times 10^{-3} \text{ mm}^{-1}$ (一定)	$2.4 \times 10^{-3} \text{ mm}^{-1}$ (一定)
実効遅発中性子割合	0.43%	0.38%	0.38%
反応度添加率	$3.0 \phi/s$	$4.2 \phi/s$	$5 \phi/s$

※1：後備炉停止制御棒全引き抜き時の反応度価値（第 1 図パターン③参照）。

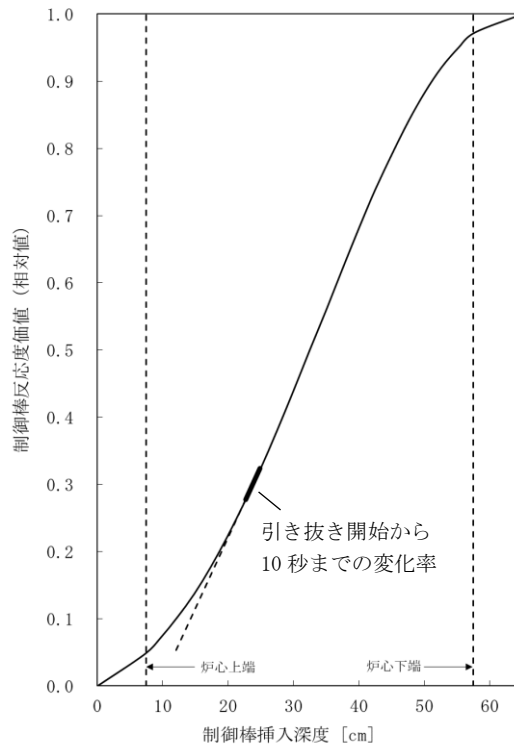
※2：後備炉停止制御棒全挿入時の反応度価値（第 1 図パターン①参照）。

※3：制御棒引き抜き開始から 10 秒までの変化率（401mm→約 423mm）であり、その後 115 秒で 0 となるように徐々に減少（第 2 図）。



※：反応度値変化率が最大のときの反応度添加率を示す。

第1図 反応度値の設定における制御棒パターン



第2図 制御棒ストローク曲線

BDBA 評価における破損箇所及び破損規模の想定について

「1次冷却材漏えい事故」における配管破損規模の想定

1次冷却材の漏えいが生じると、原子炉冷却材液位が低下するとともに炉心流量が減少し、炉心の安全な冷却に支障を来す可能性があるため、「1次冷却材漏えい事故」において、1次冷却材漏えいによる炉心冷却能力の低下について評価している。

「1次冷却材漏えい事故」における破損位置及び破損形態の想定では、燃料被覆管及び冷却材温度を高く評価するために、破損口からの漏えい流速が大きくなる1次主循環ポンプと原子炉容器の間の1次冷却系主配管に接続するドレン系統の小口径配管（以下「小口径配管」という。）の破断を仮定している。

また、炉心冷却能力の解析では、炉心流量がステップ状に減少するものとし、炉心流量の減少幅は破損口からの最大の漏えい流速を包絡する80kg/sとしている。

小口径配管の破断の漏えい口の大きさ（約22cm²）は、1次冷却系主配管における割れ状の漏えい口（Dt/4）の大きさ（約5cm²（1次主循環ポンプ出口～原子炉容器入口の配管））を包絡する保守的な仮定である。

この仮定は、既許可で漏えい口を設定した際^[1]に、板厚（t）を口径（D）に便宜的に置換する式を小口径配管に適用できなかったこと、及び小口径配管の破断を仮定しても判断基準を満足することから、保守的な仮定として、小口径配管の破断を仮定したものである。

なお、液位確保に関しては、1次主冷却系及び1次補助冷却系は、主要機器を二重容器とするとともに主要配管を内管と外管より成る二重管とし、二重壁内の空間容積を制限すること等により、1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器において万一ナトリウム漏えいが生じた場合でも、原子炉容器等の冷却材液位を1次主冷却系の循環に支障を来すことなく安全に炉心の冷却を行うことができるレベル以上に保持することができる。

上記の漏えい口の仮定は、既許可からの変更はなく、十分に保守的であり、安全設計上想定すべきものを包絡するものである。参考までに、ナトリウム冷却炉の設計の特徴及び配管破損に関する最新知見を踏まえた破損口の評価を添付1に示す。

[1]：配管破損の形態と大きさについて（PNC TN243 81-06）

「常陽」 1次主冷却系等の配管破損の特徴及び最新知見を踏まえた破損開口面積の評価

1. 配管破損の特徴

原子炉冷却材バウンダリを構成する配管には、以下に示す対策を講じており、設計条件において、配管の破断が生じることはない。また、配管エルボに代表される応力集中部における熱膨張応力や熱応力等による疲労（クリープ疲労）破損が、相対的に、最も注意すべき破損様式となるが、設計にあつては、当該破損様式も考慮しており、設計条件の下で配管の破損が生じることはない。

- (i) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器には、高温強度とナトリウム環境効果に対する適合性が良好なステンレス鋼を使用する。
- (ii) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管は、エルボを用いて引き回し、十分な撓性を備えたものとする。
- (iii) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器は、冷却材温度変化による熱応力、設計地震力等に十分耐えるよう設計する。
- (iv) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器の腐食を防止するため、1次冷却材の純度を適切に管理する。

ここで、相対的にリスクの大きい疲労破損の発生を想定した場合、当該破損は、疲労き裂が進展し、配管肉厚を貫通した形態となる。この場合、配管の内圧が低いため、肉厚貫通時点又はそれ以前のき裂から急速な伝播型破断が生じるおそれはない。

2. 最新知見を踏まえた破損開口面積の評価

最新知見において、 $24 \leq D/t \leq 127$ の範囲の配管における破損開口面積は $Dt/4$ 、 $D/t < 24$ の範囲の小口径配管における破損開口面積は $6t^2$ で評価できる^[1]。当該式を用いた「常陽」配管の破損開口面積を第1表に示す。破損開口面積は1次冷却材漏えい事故で想定している 22cm^2 を大幅に下回る。

第1表 破損開口面積

区画	配管（内管）仕様 (D：配管外径、t：肉厚)	D/t	破損開口面積 (cm^2)
原子炉容器出口～ 主中間熱交換器入口	20B 配管 (D：508.0mm、t：9.5mm)	約 53	約 12^{*1}
1次主循環ポンプ出口 ～原子炉容器入口	12B 配管 (D：318.5mm、t：6.5mm)	49	約 5^{*1}
充填・ドレン系統	2B 配管 (D：60.5mm、t：3.5mm)	約 17	約 0.7^{*2}

*1： $Dt/4$ （適用範囲 $24 \leq D/t \leq 127$ ）

*2： $6t^2$ （小口径配管であるため、 $12t=D/2$ の換算を実施せず）

[1] : 配管破損の形態と大きさについて (PNC TN243 81-06) ※

※ 破損開口面積の評価式の導出においては、冷却材漏えい事故を想定するための工学的モデルとして、以下の (i)、(ii) の仮定を設けている。

(i) 供用開始時点において、大きなき裂状欠陥が存在すると仮定する。

(ii) 設計条件を超える過大な荷重サイクルにより、この初期欠陥から疲労き裂が進展し、壁厚貫通により冷却材の漏えいが生じると仮定する。

また、破損開口幅の評価条件のうち、 D/t 比、配管内圧、配管物性値の温度を保守的に設定するとともに、主冷却系配管については、破損開口長さも保守的に $D/2$ としている。

LBB (Leak before break) の概念とは内部流体を含む構造物中に欠陥が存在し、それが運転中に進展して貫通に至ったとしても、材料の靱性が十分に高いか、または作用する応力が低ければ、漏えいを検知することにより破断することなしに適切な対応処置が講じることができ、すなわち全断面瞬時破断（いわゆるギロチン破断）は起こらないとする概念である（日本機械学会 発電用原子力設備規格 配管破損防護設計規格（JSME S ND1-2002）より）。

1. 配管破損の想定規模

上記に示すように、LBB は、全断面瞬時破断の発生を防止するための概念である。「常陽」の1次冷却系配管は、延性に富む SUS304 を使用していることに加え、その内圧は低く、亀裂の肉厚貫通時点またはそれ以前の亀裂から急速な伝播型破断が生じることはないため全断面瞬時破断のような大規模な破損が生じ難い条件を有しており、漏えい先行型破損(Leak before break)が確保される。

他方、配管破損の想定規模(Dt/4)はもんじゅの1次冷却材漏えい事故に対する安全評価を行うにあたって採用された配管破損の想定規模であり、高速炉の特徴を踏まえた破損の様相および形態を踏まえて破壊力学に基づき設定されたものである^[1]。このなかでは、急速な伝播型破断が生じないことは、延性に富む SUS304 を使用していることに加え、その内圧は低いことから基本的な前提条件とされている。

「常陽」の配管において貫通亀裂が発生し、Dt/4 の破損口の面積よりナトリウムの漏えいが生じた場合には、原子炉容器内液位が「炉内ナトリウム液面低」の原子炉トリップ設定値に至った時点で、「炉内ナトリウム液面低」の原子炉トリップ信号により原子炉は自動停止するため、貫通亀裂発生後にも運転が継続され、亀裂が成長し開口面積が拡大することはない。また、貫通亀裂が生じナトリウム漏えいが発生した場合、ナトリウム漏えい検出器により、ナトリウム漏えいが検出され、中央制御室に警報を発するため、これらの警報に応じて、運転員は手動で原子炉を停止することができる。

上記のとおり「常陽」の1次冷却系配管は延性に富む SUS304 を使用していることに加え、その内圧は低いことならびに貫通亀裂からの漏えいにより「炉内ナトリウム液面低」により自動停止することから、漏えい先行型破損が確保され、配管破損の想定規模はDt/4となる。

2. 貫通亀裂の成長による不安定破壊への進展

1次冷却系配管は延性に富む SUS304 を使用していることに加え、その内圧は低いため、亀裂が急速に伝播することはない。また、応力腐食割れも想定されないことから、主たる亀裂進展の駆動力はプラントの運転にともなう繰返し熱応力となる。

この繰返し熱応力は、起動と停止のサイクル等で発生するものであるが、1.に示したDt/4の貫通亀裂は、安全評価のために、実際のプラントにおいて熱応力が発生する繰返し回数を大きく超える仮想的な繰返し数を設定し評価されている。

このため貫通亀裂が成長するには、仮想的な繰返し数をさらに上回る期間の運転が必要となることから、微小な貫通亀裂の成長を考慮する必要はない。

他方、上記のとおり1次冷却系配管は延性に富む SUS304 を使用していることに加え、その内圧は

低いため不安定破壊の発生に至る亀裂の長さは極めて大きく、既往の評価に準ずる^[1]と亀裂長さはメートルのオーダーである。

したがって、貫通亀裂が発生した上に、 $Dt/4$ を超えて成長し、液面低により原子炉が停止することなく不安定破壊に至るまで拡大することはない。

[1] 配管破損の形態と大きさについて (PNC TN243 81-06)

想定亀裂長さ 12t の設定の考え方

配管系における応力集中部には、エルボの横腹部が該当する。当該部において、繰返し荷重による疲労破損で生じる貫通亀裂は、軸方向に発生することが想定される。

過去に実施されたエルボの横腹部やエルボの端点等に人工欠陥を設けた試験体に対する高温疲労試験では、エルボ横腹部の人工欠陥から亀裂が進展・貫通することが確認されており、この想定は妥当である^[1]。

また、既往検討における配管の軸方向の亀裂の進展解析では、亀裂が貫通した際に、亀裂長さ(l)が最も大きくなるのは純曲げ応力の場合であることが確認されており、その場合の亀裂長さ(l)は、板厚(t)に対して次式で与えられる^[2]。

$$l=12t \quad \dots \dots (1)$$

エルボ横腹部に人工欠陥を有した複数のエルボの疲労試験においては、貫通時の亀裂長さは 8t 以下であり、12t を下回ることを確認している^{[1], [3]}。また、亀裂長さの算定に用いた解析プログラムの妥当性についても確認している^[4]。上記設定では、円筒の軸方向亀裂の貫通時長さに、円筒の曲率は影響を及ぼさないため、小口径と大口径を区分する必要はない。

なお、JIS 規格において、「呼び径 3B 以上であって、Sch10S 以下又は呼び径が 4B 以上で Sch20S 以下のステンレス鋼管」では $D/t \geq 24$ であることから、式(1)を次式のように変換し、開口幅 $t/2$ を乗じて $Dt/4$ と設定している。一方、当該規格に該当しない小口径配管 (2B) については、本変換を実施せずに、亀裂長さ 12t に開口幅 $t/2$ を乗じて $6t^2$ としている。

$$l \approx 12t \leq D/2 \dots \dots (2)$$

[1] Y. Sakakibara, et al, “Fatigue crack propagation from surface flaw of elbows”, Transaction of SMiRT 6, Vol.E, 1981

[2] 動力炉・核燃料開発事業団, “配管破損の形態と大きさについて”, PNC TN243 81-06, 1981

[3] Daniel Garcia-Rodriguez and Y.Sakakibara, “Fatigue Crack Propagation Experimental Evaluation and Modeling in an Austenitic Steel Elbow From a LMFBR Primary System Piping”, Proceedings of ASME pressure vessel piping conference, PVP2014-28388, 2014

[4] 動力炉・核燃料開発事業団, “大口径ナトリウム配管の不安定破壊評価について”, PNC TN9410 93-051, 1992

「1次冷却材漏えい事故」における小口径配管の破断の代表性

1次冷却材の漏えいが生じると、原子炉冷却材液位が低下するとともに炉心流量が減少し、炉心の安全な冷却に支障を来す可能性があるため、「1次冷却材漏えい事故」において、1次冷却材漏えいによる炉心冷却能力の低下について評価している。

「1次冷却材漏えい事故」における破損位置及び破損形態の想定では、燃料被覆管及び冷却材温度を高め評価するために、破損口からの漏えい流速が大きくなる1次主循環ポンプと原子炉容器の間の1次冷却系主配管に接続するドレン系統の小口径配管（以下「小口径配管」という。）の破断を仮定している。

また、炉心冷却能力の解析では、炉心流量がステップ状に減少するものとし、炉心流量の減少幅は破損口からの最大の漏えい流速を包絡する80kg/sとしている。

小口径配管の破断の漏えい口の大きさ（約22cm²）は、1次冷却系主配管における割れ状の漏えい口（Dt/4）の大きさ（約5cm²（1次主循環ポンプ出口～原子炉容器入口の配管））を包絡する保守的な仮定である。

上記の漏えい口の仮定は、既許可からの変更はなく、十分に保守的であり、安全設計上想定すべきものを包絡するものである。参考までに、1次冷却材漏えいの起因となる可能性がある原子炉冷却材バウンダリー一覧と当該部からの漏えい流速の計算値を添付5に示す。

1 次冷却材漏えいの起因となる可能性がある原子炉冷却材バウンダリー一覧

1. 配管破損の特徴

原子炉冷却材バウンダリーを構成する配管には、以下に示す対策を講じており、設計条件において、配管の破断が生じることはない。また、配管エルボに代表される応力集中部における熱膨張応力や熱応力等による疲労（クリープ疲労）破損が、相対的に、最も注意すべき破損様式となるが、設計にあつては、当該破損様式も考慮しており、設計条件の下で配管の破損が生じることはない。

- (i) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器には、高温強度とナトリウム環境効果に対する適合性が良好なステンレス鋼を使用する。
- (ii) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管は、エルボを用いて引き回し、十分な撓性を備えたものとする。
- (iii) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器は、冷却材温度変化による熱応力、設計地震力等に十分耐えるよう設計する。
- (iv) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器の腐食を防止するため、1次冷却材の純度を適切に管理する。

ここで、相対的にリスクの大きい疲労破損の発生を想定した場合、当該破損は、疲労き裂が進展し、配管肉厚を貫通した形態となる。この場合、配管の内圧が低いため、肉厚貫通時点又はそれ以前のき裂から急速な伝播型破断が生じるおそれはない。

2. 原子炉冷却材バウンダリーを構成する配管の破損開口面積の評価の一覧

$24 \leq D/t \leq 127$ の範囲の配管における破損開口面積は $Dt/4$ 、 $D/t < 24$ の範囲の小口径配管における破損開口面積は $6t^2$ で評価できる（添付 1 参照）。当該式を用いて計算した漏えい流速を第 1 表に示す。漏えい流速は 1 次冷却材漏えい事故で想定している 80kg/s を大幅に下回る。なお、1 次純化系及び 1 次オーバフロー系は、1 次主冷却系の流路に直接接続していないため、漏えいにより直接的に炉心流量が減少しないため、第 1 表に記載していない。

第1表 原子炉冷却材バウンダリを構成する配管からの漏えい流速の一覧

系統	区画	配管（内管）仕様 (D：外径、t：肉厚)	破損開口 面積 (cm ²)	漏えい流 速(kg/s)
1次主冷却系	原子炉容器出口～主中間熱交換器入口（ホットレグ配管）	20B 配管 (D:508.0mm、t:9.5mm)	約12	約20
1次主冷却系	1次主循環ポンプ出口～原子炉容器入口（コールドレグ配管）	12B 配管 (D:318.5mm、t:6.5mm)	約5	約20
1次補助冷却系	原子炉容器出口～補助中間熱交換器入口（ホットレグ配管）	4B 配管 (D:114.3mm、t:4.0mm)	約1	約1
1次補助冷却系	補助電磁ポンプ出口～原子炉容器入口（コールドレグ配管）	3B 配管 (D:89.1mm、t:4.0mm)	約1	約3
充填・ドレン系統※1	1次主循環ポンプ出口～原子炉容器入口（コールドレグ配管）	2B 配管 (D:60.5mm、t:3.5mm)	22	80

※1：1次冷却材漏えい事故で想定している破損

DBAにおける配管破損の想定

- 「常陽」の原子炉冷却材バウンダリを構成する配管には、以下に示す対策を講じており、設計条件において、配管の破断が生じることはない。また、配管エルボに代表される応力集中部における熱膨張応力や熱応力等による疲労(クリープ疲労)破損が、相対的に最も注意すべき破損様式となるが、設計にあっては、当該破損様式も考慮しており、設計条件の下で配管の破損が生じることはない。
 - (i) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器には、優れた高温強度を有しナトリウム環境効果に対する適合性が良好なステンレス鋼を使用
 - (ii) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管は、エルボを用いて引き回し、十分な撓性を備えたものとする。
 - (iii) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器は、冷却材温度変化による熱応力、設計地震力等に十分耐えるよう設計
 - (iv) 1次主冷却系及び1次補助冷却系の配管・機器の腐食を防止するため、1次冷却材の純度を適切に管理
- 他方、配管が破損すると原子炉冷却材流量及び液位が低下すること、及び先行炉でナトリウム漏えいが発生していることから、異常事象として、ナトリウム漏えいを想定する必要がある。
- ナトリウム漏えいの想定における漏えい口の大きさの設定は、DBA及びBDBAともに既往知見 [1] に準じてナトリウム配管のエルボ部に対して設定しているが、BDBAの有効性評価における条件設定においては、現実的な条件を用いた最適評価を行うことを基本とするため、設計基準事故の想定に含まれる保守性を合理化することで、より現実的な漏えい口の大きさを設定している。
- BDBAにおける漏えい口の大きさの評価においては、大きく保守性を有する亀裂長さや破損口の形状の仮定について、合理的な値を適用しており、DBAの想定よりも、より現実的な t^2 (t:配管板厚) を漏えい口の大きさとして設定している。
- t^2 の配管の漏えい口の大きさは、後述の「配管破損規模の想定の保守性」に示すとおり、ナトリウム漏えい速度を大きく見積もるための保守性を確保している。また、後述の「配管の破損部位の想定」に示すとおり、供用開始時点において、大きな亀裂状欠陥が存在することや、設計条件を超える応力サイクルにより、この初期欠陥から、疲労により亀裂が成長し、肉厚貫通により冷却材漏えいが生じると仮定するなど、実際に発生するとは考えにくい想定が含まれているため、設計条件の下で同様の規模の配管の破損が生じる可能性は極めて低い。
- なお、 t^2 の配管の漏えい口の大きさは、国内外先行炉で発生したナトリウム漏えい事象の規模と比較しても、ナトリウム漏えい速度を大きく見積もる保守的なものである。

[1] 動力炉・核燃料開発事業団, “配管破損の形態と大きさについて”, PNC TN243 81-06, 1981

配管破損規模の想定の保守性

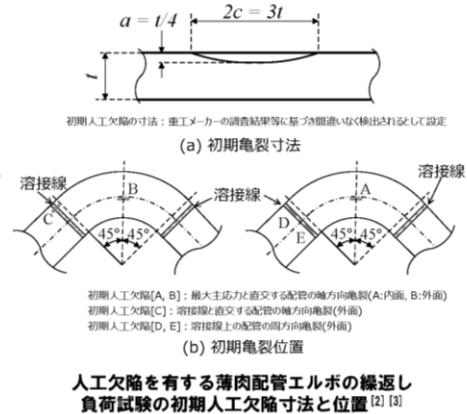
- 配管の漏えい口の大きさは既往知見^[1]に基づき設定
 - ・ 既往知見^[1]では、ナトリウム漏えい速度を大きく見積もるため、貫通時の亀裂中央の開口幅(δ)の算定条件として、低エネルギー配管*1の分類条件に準じて運転圧力1.9MPaとした上で、運転温度を650℃ (δ の算出に用いる縦弾性係数を14,700kg/mm²とする。)としている。これは、 δ の算出において、 δ は内圧(p)に比例し、縦弾性係数(E)に反比例するため、内圧を通常運転圧力よりも高くした上で、温度を通常運転温度より高くし、縦弾性係数を小さくすることで、 δ を保守的に大きく評価するためである。
- 本評価においても、ナトリウム漏えい速度を大きく見積もるため、保守的に既往知見^[1]と同等の条件としている。これは圧力においては、「常陽」の1次主冷却系配管の通常運転圧力の最大部位における約5kg/cm² (約0.49MPa) より3倍以上保守的な条件であり、温度においては通常運転温度350℃ (コールドレグ配管) に対して300℃高く、縦弾性係数で約15%以上保守的な条件である。
- 加えて、「常陽」の1次主冷却系配管のD/tは60以下であるのに対して、既往知見^[1]と同等にJISにおけるステンレス鋼鋼管では、 $D/t \leq 127$ となることを踏まえて δ の算出において保守的に $D/t=127$ として展開しているほか、設計基準事故を超える事象において開口面積として算定された $0.76t^2$ に対して保守的に約1.3倍大きく数値を丸めて t^2 を設定している。

*1: 既往知見^[1]では「moderate energy fluid system」について中エネルギー流体系配管と邦訳して表現しているが、本件では[原子力規制庁, “原子力発電所の内部漏水影響評価ガイド”, 原規技発第1408064号, 2014”]に合わせて低エネルギー配管と表現した。

[1] 動力炉・核燃料開発事業団, “配管破損の形態と大きさについて”, PNC TN243 81-06, 1981

配管の破損部位の想定の妥当性

- 配管の漏れ口の大きさは既往知見^[1]に基づき設定
 - 既往知見^[1]では、配管の破損要因について、18の因子を抽出、破損防止対策を整理した上で、配管の破損の様相を検討している。結論として、高速炉の配管の特徴である高温構造に起因する破損の様相としては、エルボのような応力集中部における熱膨張応力、熱応力による疲労（クリープ疲労）破損が支配的であるとしている。ただし、このような破損に対しては、特に注意した設計を行っており、設計条件の下でこれが生じるとは考えられないと補足されている。加えて下記の（１）及び（２）を仮定している。
 - （１） 供用開始時点において、大きな亀裂状欠陥が存在すると仮定
 - （２） 設計条件を超える応力サイクルにより、この初期欠陥から、疲労により亀裂が成長し、肉厚貫通により冷却材漏れが生じると仮定
 - 「常陽」の主冷却系配管等においてもエルボを用いた引き回しを行い、エルボの撓性によって管自体及び端点機器の熱膨張を吸収する設計としており、エルボの中央部（横腹部）で相対的に大きな応力集中が生じる。このため繰返し荷重による疲労（クリープ疲労）により生じる貫通亀裂は既往知見^[1]と同様にエルボの中央部（横腹部）の軸方向（配管長手方向）と想定した。加えて既往知見^[1]と同様に上記の（１）及び（２）を仮定した。このため既往知見^[1]に準じた評価により t^2 を設定している。
 - 過去に実施されたエルボの中央部（横腹部）やエルボ端点の溶接部に人工欠陥を設けた試験体（右図）に対する複数体の室温及び高温疲労試験では、エルボ中央部（横腹部）の軸方向の人工欠陥からのみ亀裂が進展・貫通することが試験的に示されており、この想定は妥当であると考えられる^{[2][3]}。
 - なお、「常陽」の主冷却系配管等では製造時に外観検査が実施されていることに加えて設計条件を超える応力サイクルが発生するような運転がされることはなく、上記（１）及び（２）の仮定が実際に発生するとは考えにくい。

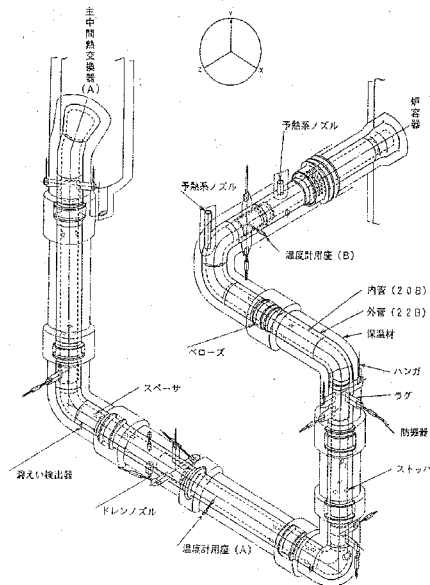


[1] 動力炉・核燃料開発事業団, “配管破損の形態と大きさについて”, PNC TN243 81-06, 1981
 [2] Y. Sakakibara, et al, “Fatigue crack propagation from surface flaw of elbows”, Transaction of SMIRT 6, Vol. E, 1981
 [3] Daniel Garcia-Rodriguez and Y. Sakakibara, “Fatigue Crack Propagation Experimental Evaluation and Modeling in an Austenitic Steel Elbow From a LMFR Primary System Piping”, Proceedings of ASME pressure vessel piping conference, PVP2014-28388, 2014

外管による原子炉容器液位確保機能

- 1次主冷却系及び1次補助冷却系設備の機器・配管類は、二重管で構成され、万一、内管からナトリウムが漏れ出した場合には、外管がナトリウム漏れ量を抑制する機能を有する（設計基準事故対処設備）。
- 外管は、以下のとおり、内管と独立性を有する設計、管理とすることで必要な信頼性を確保している。
 - ① 通常運転中は窒素雰囲気中に設置され、内面がナトリウム環境となる内管とは使用条件が異なる。また、窒素雰囲気中であるため、材料腐食及び減肉は起こらない。
 - ② ヘローズやスペーサにより、内管と外管の機械的干渉を防止する設計としている。
 - ③ 内管と外管のギャップ部には予熱窒素ガスを流通させており、外管の破損を単独で検出可能な設計としている。
 - ④ 外管は、ナトリウム漏れ時の温度、重量条件で設計しており、内管の破損により従属的に破損する可能性は極めて低い。
 - ⑤ サーベイランス試験による監視を実施している原子炉容器及び1次主冷却系配管（内管）と同じSUS304を使用し、熱過渡及び照射条件は原子炉容器等より緩和されることから、材料劣化による破損のリスクは極めて小さい。

なお、炉心損傷防止措置の安全容器及び漏れループのサイフォンブレイクによる液位確保は、設計基準事故対処設備である外管と異なる方法での液位確保方策であり、多様性、独立性及び位置的分散を有する措置を講じている。



配管の漏えい口の大きさについて

配管の漏えい口の大きさについては、既往知見^[1]に基づき t^2 (t は配管厚さ)とする。なお、既往知見^[1]では、JIS規格では呼び径 3B 以上であって、Sch10S 以下または呼び径が 4B 以上で Sch20S 以下のステンレス鋼管では、 $D/t \geq 24$ (D は配管外径)となることに基づき、貫通時の想定亀裂長さ $12t$ を $D/2$ に置き換え、加えて JIS 規格ではステンレス鋼管は $D/t \leq 127$ であることに基づき想定する漏えい亀裂を長さ $D/2$ 、幅 $t/2$ のスリット状と算定したことから、配管の漏えい口の大きさを配管の外径を用いた $Dt/4$ として設定しているが、本件ではこのような置き換えを行わないで板厚により配管の漏えい口の大きさを設定する。具体的には既往知見^[1]に基づき式を展開することで以下のとおり配管の漏えい口の大きさとして t^2 を設定した。

1) 貫通時の亀裂長さ (ℓ)^[1]

$$\ell = 12t \tag{1}$$

2) 貫通時の亀裂中央の開口幅 (δ)^[1]

$$\delta = \frac{4\ell M}{E} \sigma_{\theta}^m = \frac{2\ell M D p}{Et} \tag{2}$$

ここで、 E : 縦弾性係数

σ_{θ}^m : 周方向膜応力,

$$M: \text{形状係数}, M = 1.6 + \sigma_{\theta}^m = \frac{pD}{2t} \quad 0.29\lambda$$

$$\lambda = \sqrt[4]{12(1-\nu^2)} \times \frac{\ell}{2} / \sqrt{\frac{Dt}{2}}$$

D : 配管外径

ν : ポアソン比

(3) 貫通時の亀裂開口面積 (S)

貫通時の亀裂開口面積 (S) を長さ (ℓ) で幅 (δ) である楕円形とすると、上記の (1) 及び (2) より貫通時の亀裂開口面積 (S) は次式で与えられる。

$$S = \pi \times \frac{\ell}{2} \times \frac{\delta}{2} \tag{3}$$

(4) 「常陽」の設計想定外事象における配管の漏えい口の大きさ (S_d)

設計想定外事象における配管の漏えい口の大きさとして、漏えいナトリウム量を多く見積もるために式 (2) について、既往知見で条件とされたのと同等^[1]に低エネルギー配管^{注)}の最高運転圧力 1.9MPa とした上で、運転温度を 650°C (式 (2) における縦弾性係数を 144157MPa とする) とし、さらには既往知見^[1]と同じく JIS におけるステンレス鋼管では、 $D/t \leq 127$ となることを踏まえて式 (2) を

展開すると以下となる。

式(2)におけるMは、 $\ell = 12t$ 、ポアソン比(ν)を0.3とすると。

$$M = 1.6 + 0.29\lambda$$

$$\begin{aligned}\lambda &= \sqrt[4]{12(1-\nu^2)} \times \frac{\ell}{2} / \sqrt{\frac{Dt}{2}} = 1.285 \times \ell / \sqrt{Dt} \\ &= 1.285 \times 12t / \sqrt{Dt} = 15.42 \sqrt{\frac{t}{D}}\end{aligned}$$

これより

$$M = 1.6 + 0.29\lambda = 1.6 + 0.29 \times 15.42 \sqrt{\frac{t}{D}}$$

式(2)で算定される δ は上記Mおよび $\ell = 12t$ から

$$\begin{aligned}\delta &= \frac{2\ell MDp}{Et} = \frac{2 \times 12t}{Et} \left(1.6 + 4.472 \sqrt{\frac{t}{D}} \right) Dp \\ &= \frac{24}{E} \left(1.6 \left(\frac{D}{t} \right) + 4.472 \sqrt{\frac{D}{t}} \right) pt\end{aligned}$$

ここで $D/t \leq 127$ を適用すると

$$\begin{aligned}&\leq \frac{24}{E} (1.6 * 127 + 4.472\sqrt{127})pt \\ &\leq 6086 \frac{pt}{E}\end{aligned}$$

ここで、 p は1.9MPa、縦弾性係数は144157MPa(14700×9.80665)とすることから

$$\delta \leq 8.02 \times 10^{-2}t \quad (4)$$

したがって、式(1)により想定亀裂長さ $12t$ とすると、式(3)より開口面積として次式が導かれる。

$$S \leq \pi \times \frac{12t}{2} \times \frac{8.02 \times 10^{-2}t}{2} = 0.76t^2 \quad (5)$$

ここで、さらに漏えいナトリウム量を多く見積もるために係数を丸めると次式となる。

$$S \leq 0.76t^2 \leq S_A = t^2 \quad (6)$$

注) 既往知見^[1]では「moderate energy fluid system」について中エネルギー流体系配管と邦訳して表現しているが、本件では[原子力規制庁, “原子力発電所の内部溢水影響評価ガイド”, 原規技発第 1408064 号, 2014”]に合わせて低エネルギー配管と表現した。

参考文献

[1] 動力炉・核燃料開発事業団, “配管破損の形態と大きさについて”, PNC TN243 81-06, 1981

想定した開口面積の発生確率の検討

「常陽」の事象選定のための PRA では、LORL に至る起因事象として考慮した部位での 1 次冷却系内管及び外管の破損確率の算定にあたっては、評価の煩雑さを避けるため保守的に漏えい規模による区別をせず、すなわち特定の規模の漏えいを除外することなく、単純に漏えいに至る破損を考慮して算定した。

このため、想定破損部位において開口面積を設定する考え方に照らすと、保守的な頻度及び確率評価となっている。

なお、漏えい規模による区別をしていないことから、漏えい規模の確率分布を推定した研究※1は適用していないが、同報告書において調査されたナトリウム漏えい事象と比較して、「常陽」の漏えい規模の想定は過小ではないことを確認している。また、同様に、配管破断を伴うような漏えい量、漏えい率の事象は発生していないことを確認している。

※1 JNC-TN9400-2005-017 「もんじゅ」レベル 1PSA のためのナトリウム漏洩事象における漏洩規模の確率分布の推定

LF 時の燃料破損検出時の原子炉停止と
放射性物質の閉じ込め・貯留の手順

■ LF時の燃料破損検出時の原子炉停止と放射性物質の閉じ込め・貯留の手順

手順	要員 (作業に必要な要員数)	操作 時間	主な監視パラメータ
(1) 燃料破損検出系の警報が発報し、その指示値が原子炉施設保安規定に定める運転上の制限(カバーガス法燃料破損検出設備:バックグラウンドの値の10倍の計数率)を超過したことを確認した場合、運転員に以下の操作の実施を指示	当直長	40分程度*1	・燃料破損検出系の警報
(2) 手動スクラムボタンによる原子炉手動停止	運転員(1名)	20分以内で実施可能	
(3) (2)により制御棒等が挿入できない場合、以下の①~③の操作を順に実施(いずれかの一つの操作が有効であれば、制御棒等が挿入され原子炉は停止) ① 励磁制御棒全数スイッチの「切」 ② 各制御棒又は各後備炉停止制御棒の励磁スイッチの「切」 ③ 各制御棒又は各後備炉停止制御棒の励磁電源スイッチの「切」			
(4) (3)によっても制御棒等の挿入ができない場合、各制御棒の駆動機構又は各後備炉停止制御棒の駆動機構スイッチを「挿入」として個別に挿入			
(5) 原子炉カバーガス中の放射性物質を閉じ込めるため、1次アルゴンガス系排気ラインの隔離弁を「全閉」		5分以内で実施可能	

*1: 燃料破損検出系の検出時間

炉心燃料集合体の瞬時完全閉塞について

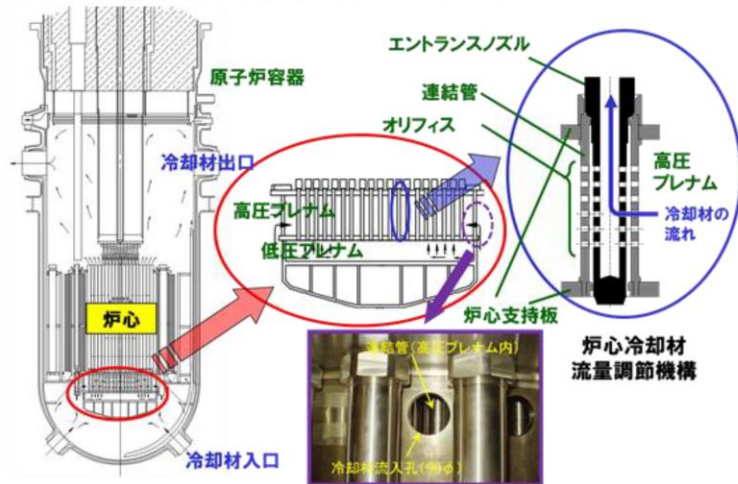
炉心燃料集合体の瞬時完全閉塞 (TIB: Total Instantaneous Blockage) について

炉心燃料集合体の瞬時完全閉塞は、炉心燃料集合体冷却材入口部において流路が瞬時に完全に閉塞すると仮想した事象である。これは、DBAで想定している冷却材流路閉塞（1 サブチャンネル閉塞）、BDDBAで想定している流路閉塞事象（千鳥閉塞）を上回る閉塞規模を仮想したものである。

炉心燃料集合体の瞬時完全閉塞は、事故の起因を仮想しているため、その発生頻度を評価できない事象である。

「常陽」では、炉心燃料集合体のエントランスノズル部の多孔化等の防止対策により、炉心燃料集合体は瞬時に完全閉塞しない構造である。防止対策を以下に示す。

- (i) 高圧プレナム内には90φ以下のものしか入らない。
- (ii) 高圧プレナムの燃料領域（0～5列）まで進入するには、6～10列の連結管（φ65mm（集合体ピッチ81.5mm））を通過する必要がある、その隙間は約8mmである。
- (iii) 炉心燃料集合体の連結管（エントランスノズル）には周方向6カ所の冷却材流入孔が設置されており、8mm以下の異物により6方向全てが同時に閉塞することはない。



千鳥格子状閉塞の具体的想定の適切性

1. はじめに

炉心に混入する可能性のある異物の種類として、従来の検討から、油、酸化物、金属粉などが考えられる。油の混入については、「常陽」では設備設計によって防止対策が施されている。また、カバーガス雰囲気への酸素等の反応ガスの混入による酸化物の形成については、ナトリウム純化系の動作により、プラント運転中のナトリウム純度は管理されており、過度な混入に対して検知が可能である。しかし、何らかの要因によって混入した金属片や金属粉等については、検知することが難しく、閉塞物を形成し得る異物の代表として考えられる[1]。

異物の形成によって高速炉プラントの健全性に大きな影響を与える箇所として、燃料要素の冷却性や健全性の観点から、多数の燃料要素が密に配置される燃料集合体内の燃料要素束部が考えられる。ただし、第1図に示すように、燃料集合体のエントランスノズルには、流量配分を決める流入孔が複数箇所に設定されており、その流入孔を超える大きさの粒子の混入は物理的に困難である[2]。

2. 流路閉塞の形成に関する実験的知見

燃料集合体内での閉塞の発生・成長挙動を調べるため、燃料集合体内に粒状異物を流入させた試験が複数行われている[3~9]。

(1) ドイツにおける研究

ドイツ[3, 4]において、第2図に示すようにグリッドスペーサとワイヤスペーサを有するそれぞれの燃料集合体を対象とした閉塞試験が行われ、「常陽」と同じワイヤスペーサ型燃料集合体では、軸方向に厚さを有する閉塞が形成されるが、径方向の広がりは限定的であることが確認されている。

(2) フランスにおける研究

フランス[5, 6, 7]において、1mm程度の粒子を混入させたABACUS試験が行われており、第3図に示すように、ドイツでの試験と同様に軸方向に厚さを有する閉塞が形成され得ることが示されている。

(3) 日本における研究

日本[8, 9]においても、粒子の混入による燃料集合体内での閉塞形成のメカニズムを確認するため、燃料要素径(7.5mm)及びワイヤ径(1.3mm)となる271本の燃料要素で構成される模擬燃料集合体を対象に、粒子径(1.2mm~2mm)、濃度(10~1000ppm)、燃料集合体通過流速(2.8~5.6m/s)の条件で、材質(密度)を変えた粒子を用い、閉塞の発生・成長等が観察され、第

4 図に示すように、サブチャンネル（燃料要素間あるいはラップ管で囲まれる冷却材流路）の中央部にワイヤスペーサが位置する高さを基点として、ワイヤにより通過口径が最小となる位置での捕捉を核として閉塞が成長し、隣接サブチャンネルではワイヤスペーサ巻きピッチの 1/6 の距離ずれた高さとなるとの知見が得られている。また、第 5 図に示すように燃料集合体内で閉塞を形成する粒状異物の粒子径の特性について分析され、ワイヤ径相当の粒子径以下の異物は閉塞を生じないこと、サブチャンネルを閉塞する大きさの粒子径の異物は燃料要素東部に流入できず、閉塞の形成に寄与しないことが示されている。試験の結果、ワイヤスペーサによる燃料要素東体系では、第 6 図に示すように、燃料要素東部に流入しうる異物のうち、大きい粒子が、ワイヤスペーサを含むサブチャンネルに補足され、それを起点に粒子が集積してポーラス状の閉塞が生じるとともに、1 つの燃料要素の周囲 6 サブチャンネルが同時に閉塞することではなく、千鳥格子状に閉塞する可能性が高いことが示されている。

これらの知見は、先に述べたドイツ及びフランスでの試験結果と整合するものである。

(4) 閉塞形成位置に関する知見

ドイツ、フランス、日本での試験結果ともに、燃料集合体に流入した粒子は、サブチャンネル中のワイヤスペーサがフィルタの様に作用し、燃料要素東部の入口部で閉塞が多く発生することが示されている。

3. 評価事故シーケンスにおける閉塞形態の想定

本評価事故シーケンスでは、第 2 章で述べた実験的知見に基づいて千鳥格子状の閉塞を想定した（「第 13 条（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止）に係る説明書 別紙 18」参照）。また、100MW 炉心の炉心燃料集合体内、冷却材最高温度が最も高くなる第 3 列外側燃料集合体を対象としている。軸方向位置について、実験的知見から、流路閉塞は燃料要素東部入口に形成される可能性が高いことが示されているが、被覆管破損の観点での保守的な設定として、被覆管温度が最も高くなる発熱上端部に閉塞を設定した。さらに、当該箇所の初期温度について、保守側の評価となるように、閉塞物を設定しない状態で燃料要素内の最高温度が熱的制限値となる条件を設定した。閉塞形態は、閉塞粒子よりも熱伝導のよい冷却材が存在するポーラス状閉塞ではなく、冷却材が存在しない空隙のない中実の閉塞とした。閉塞物の高さについては、実験的知見では、ワイヤスペーサ巻きピッチの 1/6 の高さ毎に閉塞が配置されることが示されており、閉塞高さはそれ以下になると予想される。ただし、本評価事故シーケンスでは、保守的な設定として、ワイヤスペーサ巻きピッチ 20.9cm の 1/3 となる約 7cm を閉塞高さとした。

参考文献

- [1] 羽賀，局所事故に関する研究の現状と展開，PNC-TN2410 87-002，(1987)。
- [2] M. Nishimura, Y. Fukano, K. Kurisaka, and K. Naruto, Updating of Local Blockage Frequency in the Reactor Core of SFR and PRA on Consequent Severe Accident in Monju, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 54, No. 11, (2017), pp. 1178-

1189.

- [3] G. Karsten, W. Kramer, K. Schleisiek, and G.F. Schultheiss, Investigation of Local Disturbances in LMFBR Fuel Assemblies, Reactor Safety Aspects of Fuel Behavior, Vol. 1, (1981), pp.1-253 - 1-264.
- [4] G.F. Schultheiss, On Local Blockage Formation in Sodium Cooled Reactors, Nuclear Engineering and Design, Vol.100, (1987) pp.427 - 433.
- [5] G.L. Fiorini, J. Rion, and R. Vidil, The ABACUS Program: Experimental Study of Phenomenology Involving Subassembly Blockage; Computer Codes, Proceedings of the LMFBR safety topical meeting, Lyon, (1982) pp.19 - 23.
- [6] C. Le Rigoleur, P. Anzieu, G.L.Fiorini, J. Moreau, B. Carlucc, and M. Boschiero, Subassembly Accidents in the "RAPIDE 1500" associated Programs of R and D, Proceedings of the international topical meeting on fast reactor safety, Vol.I, Holiday Inn World's Fair, Knoxville, (1985) pp.111 - 117.
- [7] G. L. Fiorini, R. Coudray, J. Raffailhac, P. Sardain, and B. Valentin, Research and Development supporting the Fourth Category Subassembly Accident Analysis in the RNR 1500, Science and technology of fast reactor safety, (1987), pp.465 - 471.
- [8] K. Koyama, K. Satoh, F. Bando, Y. Tsukui, S. Kuroki, H. Endo, F. Kasahara, Y. Hashiguti, K. Kumasaka, Study on Local Blockage in FBR Fuel Subassembly, Proceedings of International conference on fast reactors and related fuel cycles, Vol. 3, Kyoto, Japan, (1991), pp.3.5/1 - 3.5/10.
- [9] 坂東、小平、津久井、黒木、佐藤、異物流入閉塞模擬試験による燃料局所閉塞の研究、日本原子力学会「1990秋の大会」、(1990) , F45.

著作権の関係から公開できません。

(出典：[2] M. Nishimura, Y. Fukano, K. Kurisaka, and K. Naruto, Updating of Local Blockage Frequency in the Reactor Core of SFR and PRA on Consequent Severe Accident in Monju, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.54, No.11, (2017), pp.1178-1189. Fig.1)

第1図 燃料集合体入口部のエントランスノズル形状

著作権の関係から公開できません。

(出典：[4] G.F. Schultheiss, On Local Blockage Formation in Sodium Cooled Reactors, Nuclear Engineering and Design, Vol.100, (1987) pp.427-433. Fig.5)
第2図 燃料集合体内における閉塞形態の比較 (ドイツでの閉塞試験結果)

著作権の関係から公開できません。

(出典：[5] C. Le Rigoleur, P. Anzieu, G.L.Fiorini, J. Moreau, B. Carluéc, and M. Boschiero, Subassembly Accidents in the “RAPIDE 1500” associated Programs of R and D, Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, Vol. I, Holiday Inn World’s Fair, Knoxville, (1985) pp.111-117. Fig.4)

第3図 ワイヤスペーサ型燃料集合体中での閉塞形態 (ABACUS 試験)

著作権の関係から公開できません。

(a)

(b)

((a)出典：[8] K. Koyalna, K. Satoh, F. Bando, Y. Tsukui, S. Kuroki, H. Endo, F. Kasahara, Y. Hashiguti, K. Kumasaka, Study on Local Blockage in FBR Fuel Subassembly, Proceedings of International conference on fast reactors and related fuel cycles, Vol. 3, Kyoto, Japan, (1991), pp.3.5/1 - 3.5/10. Fig.6)

((b)出典：[9] 坂東、小平、津久井、黒木、佐藤、異物流入閉塞模擬試験による燃料局所閉塞の研究、日本原子力学会「1990 秋の大会」、(1990) , F45. 図2)

第4図 燃料集合体内での粒状異物による閉塞の様子 (日本での試験)

著作権の関係から公開できません。

(出典：[8] K. Koyalna, K. Satoh, F. Bando, Y. Tsukui, S. Kuroki, H. Endo, F. Kasahara, Y. Hashiguti, K. Kumasaka, Study on Local Blockage in FBR Fuel Subassembly, Proceedings of International conference on fast reactors and related fuel cycles, Vol.3, Kyoto, Japan, (1991), pp.3.5/1 - 3.5/10.、Fig.4)

第5図 燃料集合体内で閉塞を形成する粒状異物の粒子径の特性

著作権の関係から公開できません。

(出典：[8] K. Koyalna, K. Satoh, F. Bando, Y. Tsukui, S. Kuroki, H. Endo, F. Kasahara, Y. Hashiguti, K. Kumasaka, Study on Local Blockage in FBR Fuel Subassembly, Proceedings of International conference on fast reactors and related fuel cycles, Vol.3, Kyoto, Japan, (1991), pp.3.5/1 - 3.5/10. Fig.7)

第6図 燃料集合体内で形成される千鳥格子状閉塞の様子

LF 時の燃料破損の想定

冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故が発生すると、閉塞された流路に接する燃料要素の被覆管最高温度及び冷却材最高温度は、それぞれ約 720℃及び約 640℃まで上昇するが、熱設計基準値を超えず、被覆管が内圧により機械的に破損することはない。また、燃料最高温度は約 2,360℃であり、評価項目を満足する。

しかしながら、長期間高温に維持されることを想定すると、クリープ破損が生じる可能性があり、閉塞された流路に接する燃料要素がクリープ破損した場合、燃料要素の内部に蓄積されていた核分裂生成ガスが放出され、隣接する燃料要素に衝突することで、隣接する燃料要素の被覆管温度が上昇するため、クリープ破損が生じることを想定した評価を実施している。

ここで、本評価事故シーケンスでは、保守的な仮定をしているため、クリープ破損に至るが、最適評価を適用した場合の事象推移は以下のとおりである。

本評価事故シーケンスでは初期温度を熱的制限値に設定しているため、冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故が発生すると、閉塞された流路に接する燃料要素の被覆管最高温度は、約 100℃上昇し、約 720℃となる。

他方、最適評価におけるホットチャンネルの被覆管最高温度（540℃）に約 100℃の温度上昇を考慮した場合、被覆管最高温度は約 640℃となり、通常運転時末期のクリープ寿命分数和は 1.0 を超えず、最適評価では設計上破損しない。

また、上記の通常運転時末期の使用期間は、燃焼度が 90,000MWd/t に達するまでの約 12 サイクル使用した場合であり、実体の炉心の運用では、5 から 8 バッチであることから、保守的な評価である。

なお、集合体の各サブチャンネルは出力及び冷却材流量の分布を有しており、燃料被覆管最高温度が最も高い燃料被覆管のクリープ寿命分数和が 1.0 に達した時点での集合体平均のクリープ寿命分数和は 0.5 以下であり、集合体内のクリープ寿命分数和は大きなばらつきを有している。また、被覆管のクリープ破損強度は同一の製造ロットにおいても、大きなばらつきを有している。さらに、核分裂生成ガスの放出による温度上昇は過度にならず、かつ極めて短時間である。

以上のことから、LF 時にクリープ破損が生じ、運転員が原子炉を手動停止するまでに、クリープ破損が生じる燃料要素の数は 1 本となる。

LF の格納容器破損防止措置の有効性評価

■ LFの格納容器破損防止措置の有効性評価

- 冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故において閉塞の発生した燃料集合体における燃料の損傷を仮定し、さらに、炉心損傷防止措置が機能しないことを仮定した場合、炉心の著しい損傷に至る可能性がある。
- 炉心の著しい損傷に至るには、閉塞が生じた燃料集合体で冷却材の沸騰、被覆管及び燃料の溶融が発生し、さらに、ラツバ管が溶融破損することで隣接する燃料集合体へ燃料の損傷が伝播する必要がある。
- 海外炉で行われた100例を超える破損燃料継続照射（破損後最大継続照射期間：320日）では、隣接する健全な燃料要素に破損が伝播した事例はなく、当該事例は、高速炉用燃料要素の破損後挙動の一般的な傾向を示しており、「常陽」において、一部の燃料要素に破損が生じた後、長期にわたってその集合体を継続使用した場合に、隣接する燃料要素への破損伝播が生じる可能性は極めて小さい。また、仮に破損伝播が発生する場合でも、LFは単一の燃料集合体の異常に起因する炉心局所の事故であり、その伝播は極めて緩慢である。
- この燃料集合体の損傷の伝播挙動は、1次主循環ポンプの運転が継続した状態で燃料集合体の損傷が伝播するUTOPと類似の挙動となるが、制御棒の誤引抜きによる反応度印加と原子炉出力上昇がないため、UTOPよりも緩慢な挙動となり、原子炉容器及び格納容器に対する影響はUTOP、さらにはUTOPの事故影響を包絡するULOFに包絡されと考えられる。
- 以上より、冷却材流路閉塞（千鳥格子状）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。

1 次主循環ポンプ軸固着時の主循環ポンプ停止インタロック

原子炉の通常運転時において、1次冷却系の主循環ポンプ2基は、定格流量で運転している。何らかの機械的原因により1次主循環ポンプ1台の軸が固着した場合には、当該ループの「1次主循環ポンプトリップ」及び「1次冷却材流量低」の原子炉トリップ信号により原子炉は自動停止する。

原子炉スクラム時には、原子炉出力は直ちに低下するため、熱過渡による冷却系機器の疲労損傷を低減することを目的に、原子炉スクラム時において、1次冷却系主循環ポンプの流量を自動的に低流量に調節する。また、1次冷却系主循環ポンプの異常停止時には、健全側の1次冷却系主循環ポンプの損傷を防止するために、健全側の1次冷却系主循環ポンプの主電動機を停止しポニーモータ運転に移行する。

なお、1次冷却系主循環ポンプ軸固着と原子炉停止機能喪失の重畳事故時に、健全側の1次主循環ポンプの運転を継続できれば影響を緩和できる可能性があるが、1次冷却系主循環ポンプ下部軸受けには、ポンプ自身が加圧吐出しているナトリウムを用いた静圧軸受けを採用していることから、1次冷却系主循環ポンプ1台運転によるポンプ吐出圧（すなわち全系統圧損）が低下すると、ポンプ下部軸受性能が低下し、高回転数での運転はできないことから、健全側の1次主循環ポンプの主電動機による運転継続を対策とすることはできない。

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）。

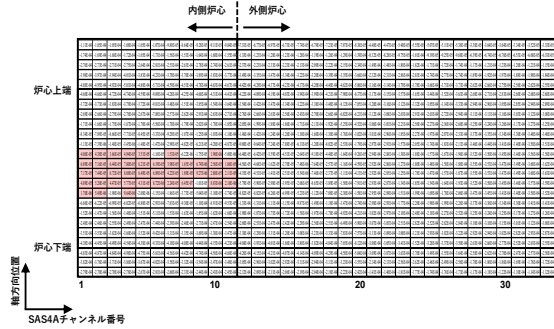


図1 冷却材密度反応度（ボイド反応度）マップ（SAS4A）

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

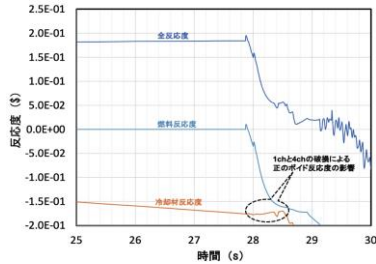


図3 UTOP起因過程における各反応度の推移

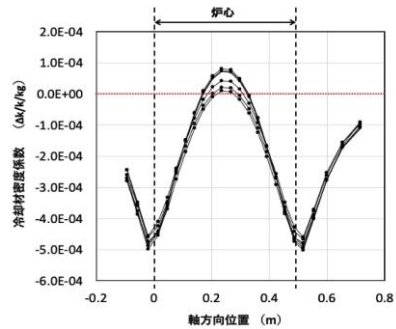
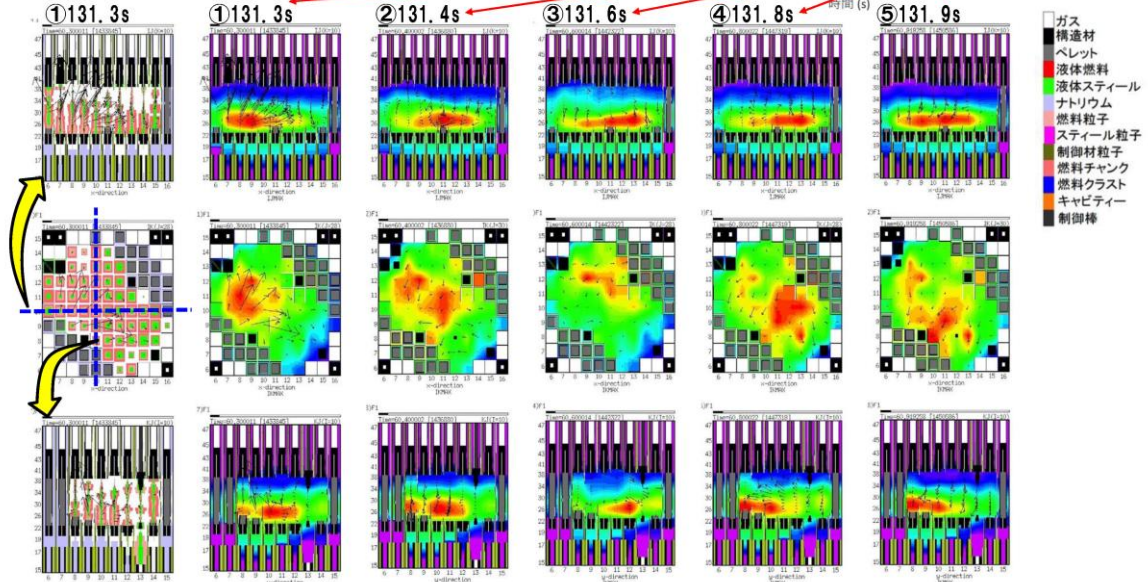
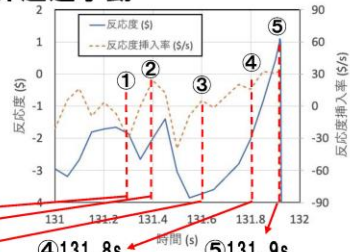


図2 内側炉心のボイド反応度の軸方向分布

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

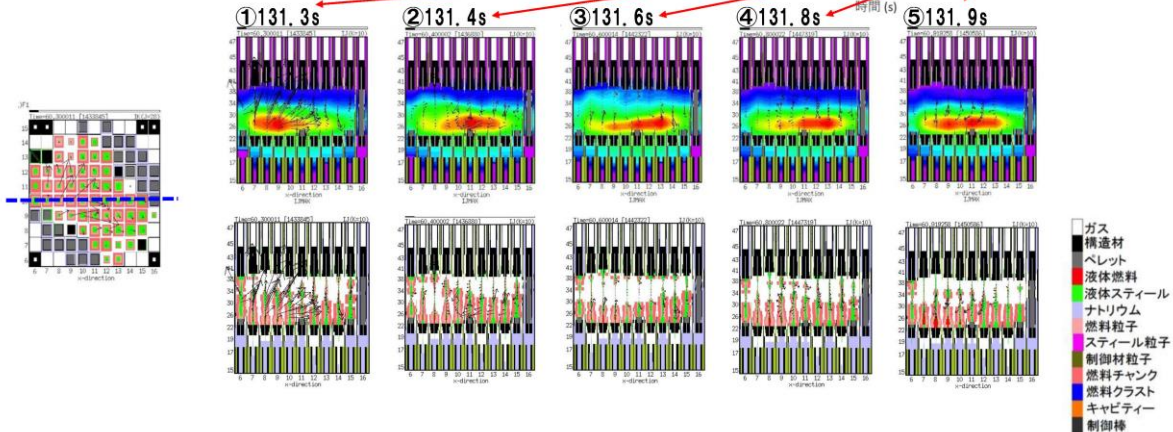
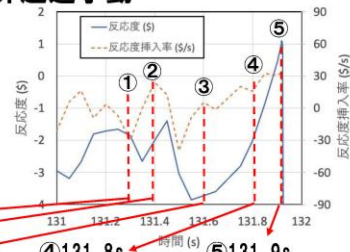
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 —基本ケースにおける即発臨界超過挙動—

- 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。



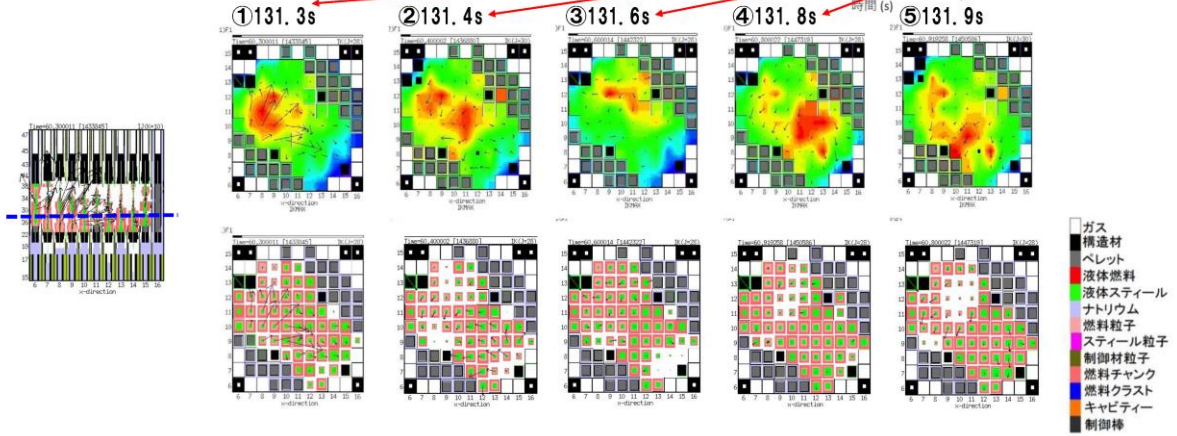
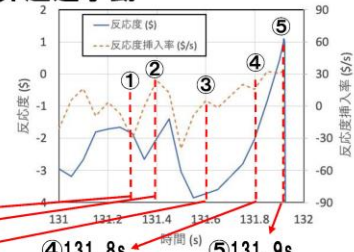
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 —基本ケースにおける即発臨界超過挙動—

- 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。



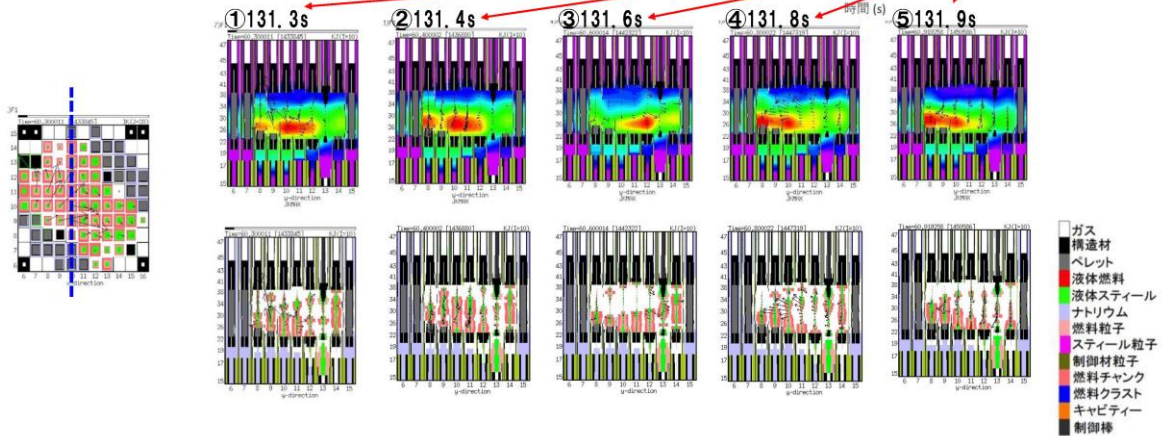
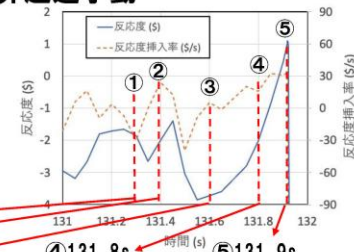
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 -基本ケースにおける即発臨界超過挙動-

- 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。

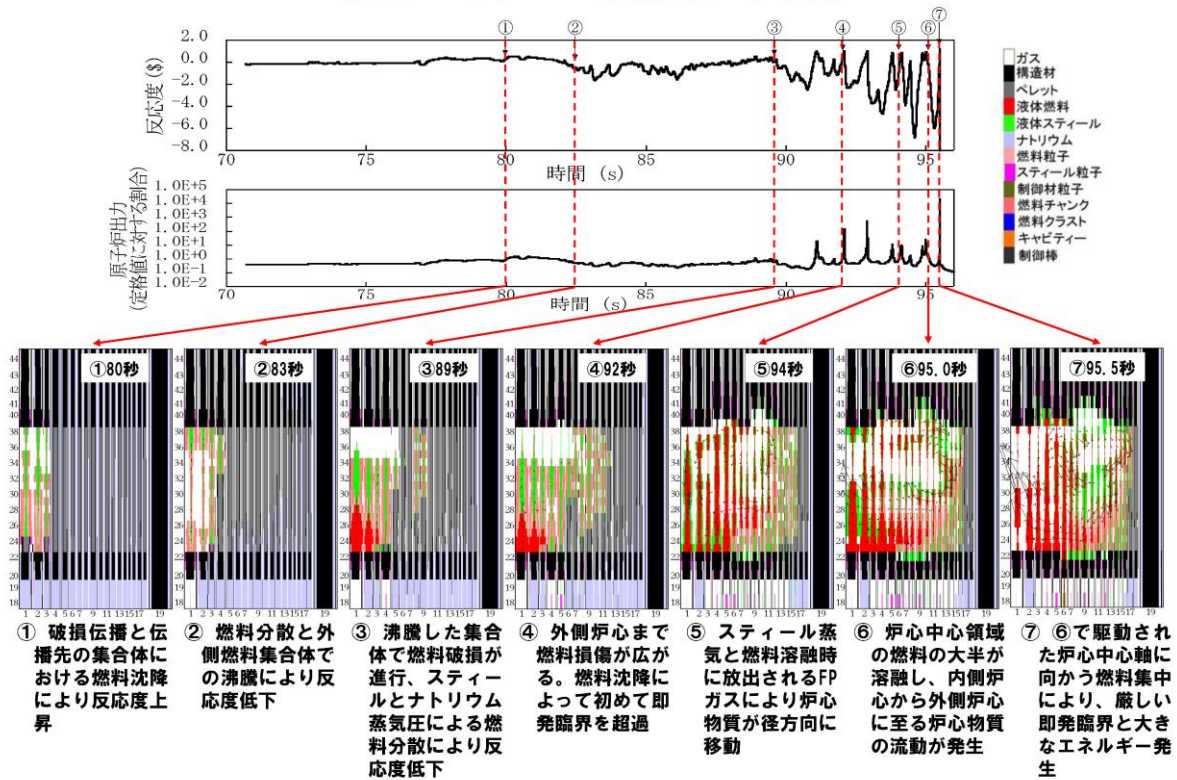


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 -基本ケースにおける即発臨界超過挙動-

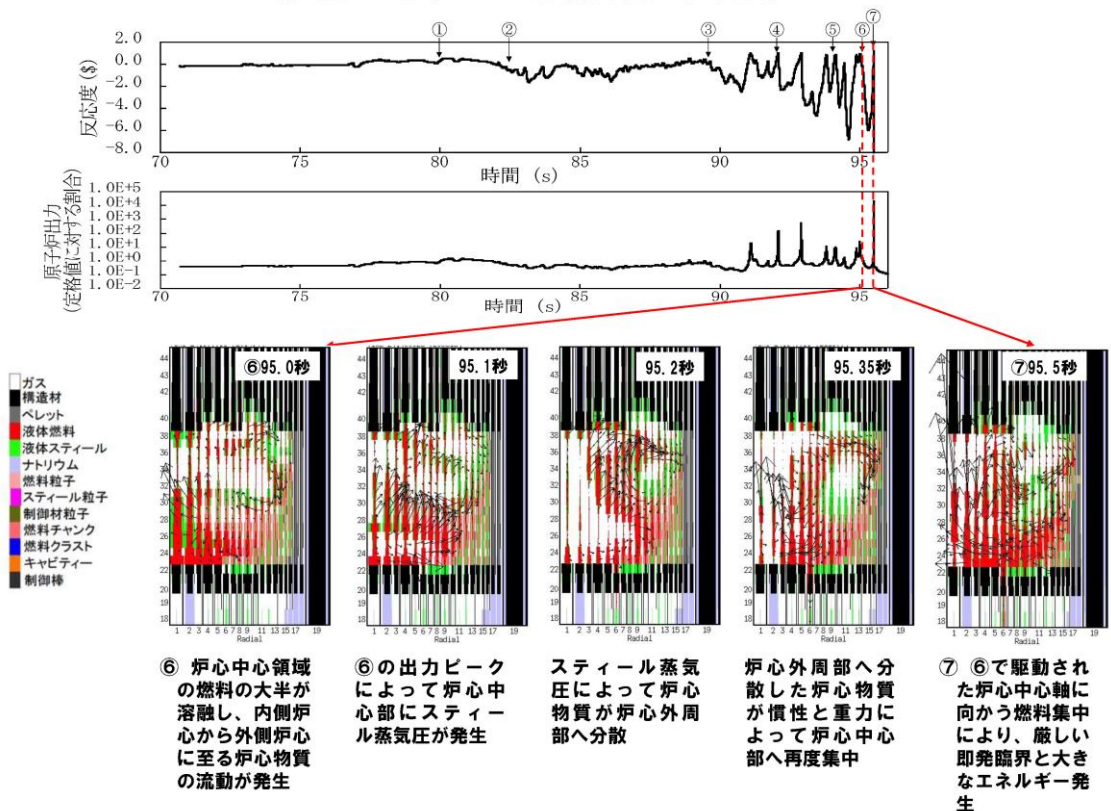
- 即発臨界超過直前（131.9s）までの燃料の発熱密度の空間分布の時間変化を示す。
- 燃料が全体として水平断面左下から右上へ移動し、揺れ戻って再度左下に集中した時点で即発臨界を超過する。



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—

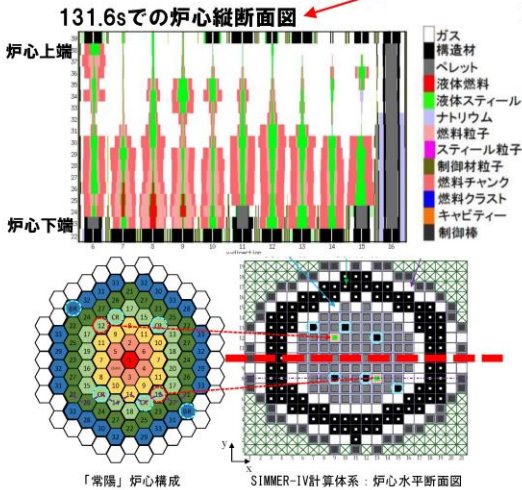
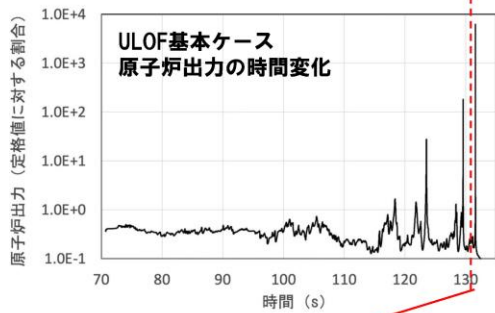


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 —遷移過程の不確かさの影響評価の事象推移—

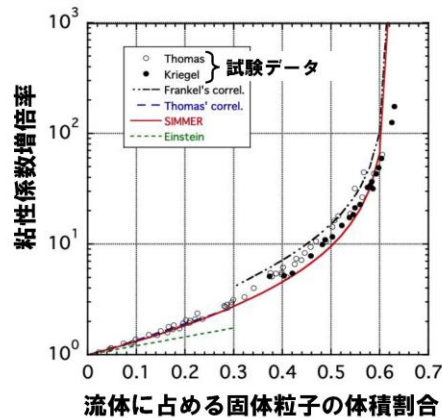


遷移過程解析における炉心物質の粘性の影響について

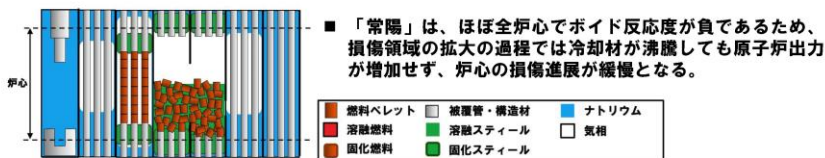
「常陽」ULOF遷移過程基本ケースの炉心状態



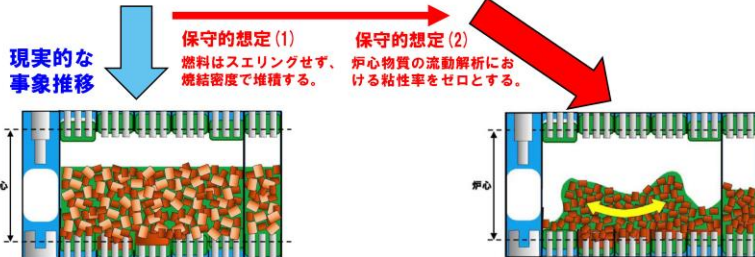
- 「常陽」は、ほぼ全炉心でボイド反応度が負であるため、損傷領域の拡大の過程で原子炉出力が増加せず、炉心の損傷進展が緩慢となる。
- 全炉心規模に損傷が拡大する遷移過程においても、最後の即発臨界超過による出力逸走の直前まで炉心は固体の燃料粒子のデブリベッドの間隙を溶融したスティールが占め、固体粒子の体積割合は約0.8前後である。
- この様な炉心物質の実効的な粘性は、極めて大きく（下図）、現実には炉心物質はほとんど流動できない。



「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。

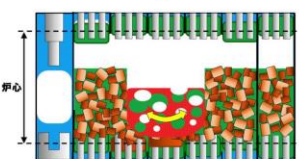


現実的な事象推移

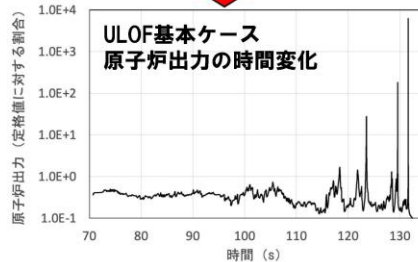
- 保守的想定 (1) 燃料はスエリングせず、焼結密度で堆積する。
- 保守的想定 (2) 炉心物質の流動解析における粘性率をゼロとする。

- 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。



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

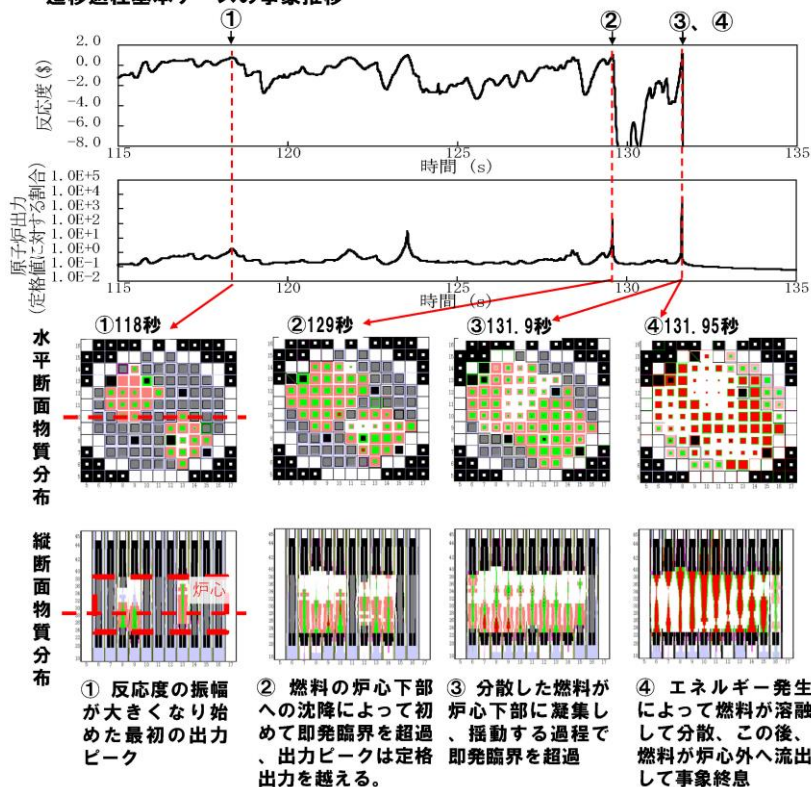
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 一遷移過程解析の保守性とエネルギー発生解析結果のまとめ一

	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。

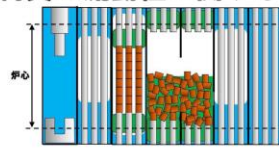
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 一炉心物質の流動性に関する保守的想定一

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。

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



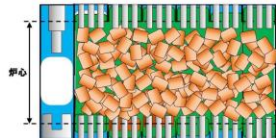
■ 「常陽」はほぼ全炉心でボイド反応度が負であるため、損傷領域の拡大の過程では冷却材が沸騰しても炉出力が増加せず、炉心の損傷進展が緩慢となる。

現実的な
事象推移

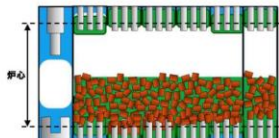
保守的想定(1)
燃料はスエリングせず、
焼結密度で堆積する。

保守的想定(2)
炉心物質の流動解析にお
ける粘性率を0とする。

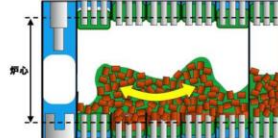
「常陽」解析における
炉心スロッシングによ
るエネルギー発生



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

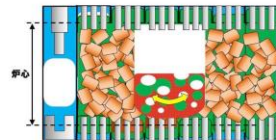


■ 損傷した炉心は燃料粒子がデブリベッド状に堆積し、その隙間を溶融したスティールが埋める。この状態の炉心物質の流動性は極めて小さく、ほとんど流動しないと考えられる。

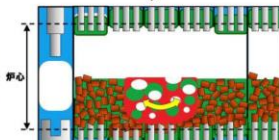


■ 本来流動性が極めて低い未溶融の固体燃料粒子と溶融スティールが混在した炉心物質も粘性率0で揺動するとの想定を用いて解析を実施した。

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



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



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

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、その間隙を熔融スチールが占めると、燃料デブリベッドの高さは約 0.29m、熔融スチ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チ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チ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チール

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]

著作権の関係から公開できません。

第 2 図 DEH I-28 試験の可視化画像^[1]

著作権の関係から公開できません。

第 3 図 燃料の崩壊スペクトル^[2]

著作権の関係から公開できません。

第 3a 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。

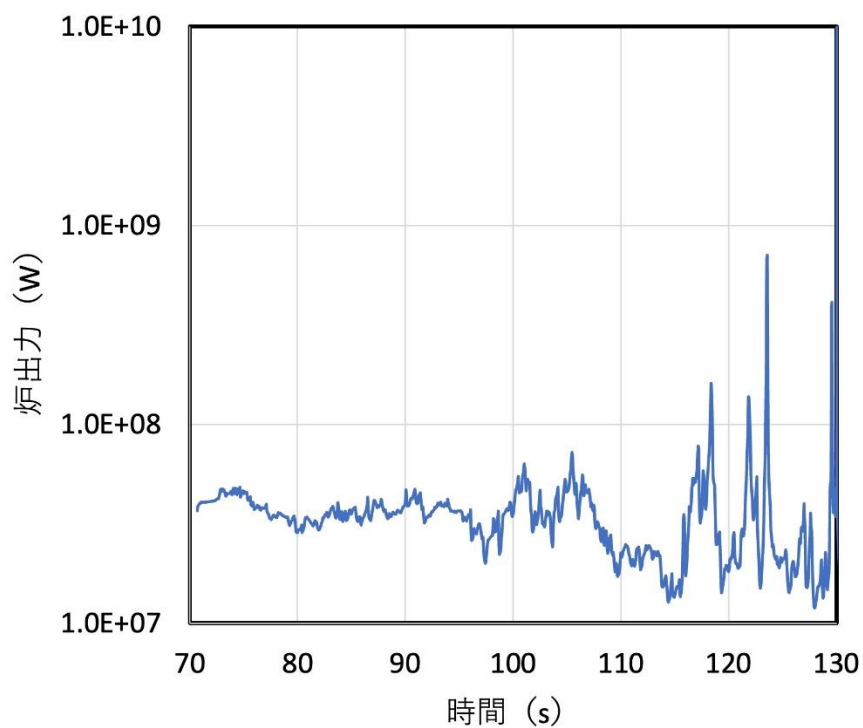
第4図 燃料破損マップ^[2]

著作権の関係から公開できません。

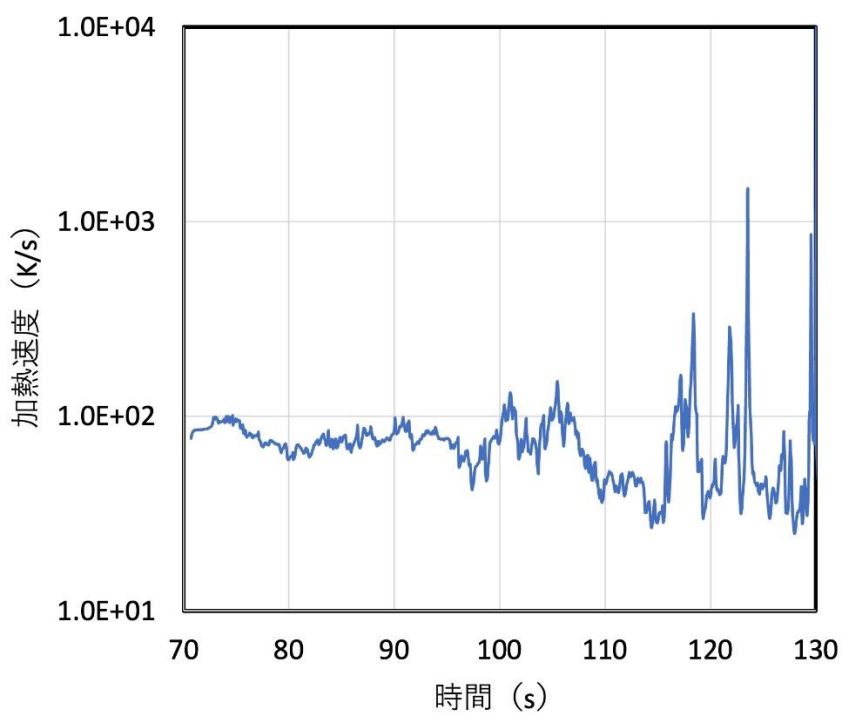
第 5 図 DEH I-28 試験ペレットの径方向温度分布の時間変化^[1]

著作権の関係から公開できません。

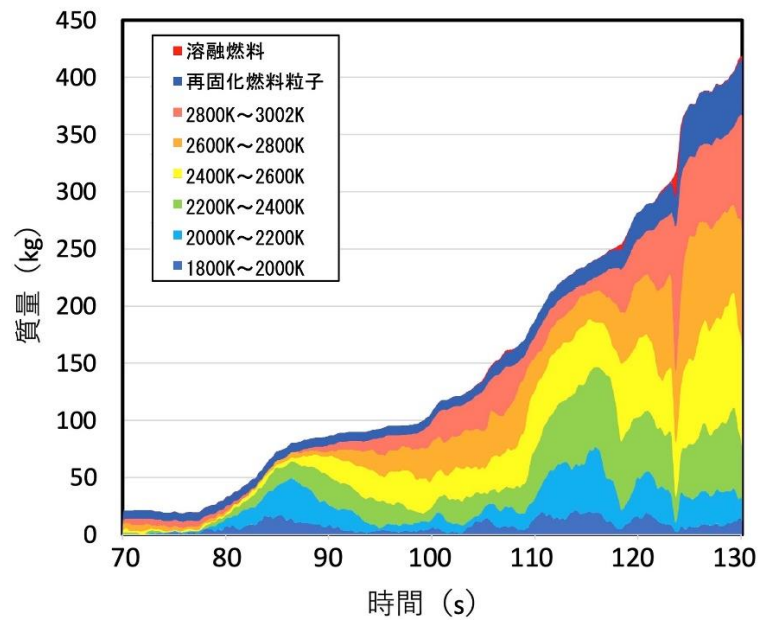
第 6 図 DEH I-28 試験後の非再組織化領域の断面金相写真^[1]



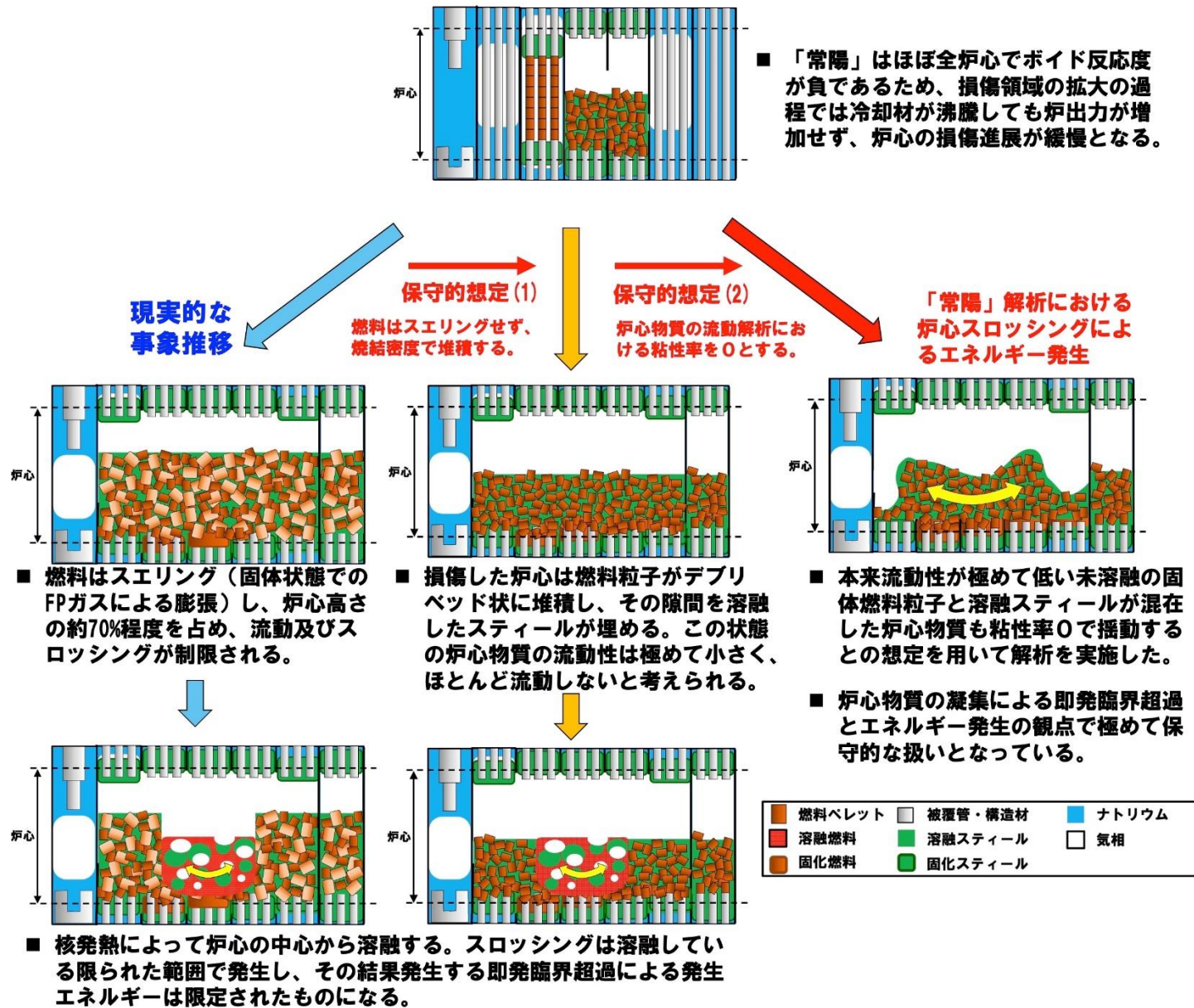
第7図 「常陽」ULOF (i) 基本ケースの炉出力履歴



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熔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.

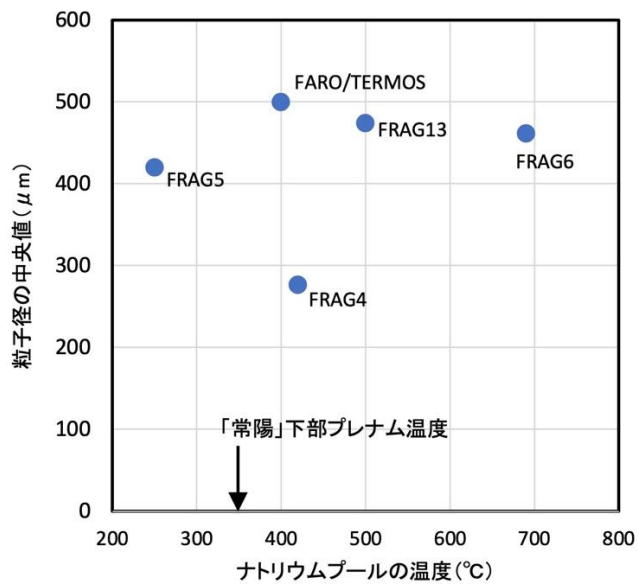
第1表 ナトリウムプール温度条件と粒子径の中央値

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)

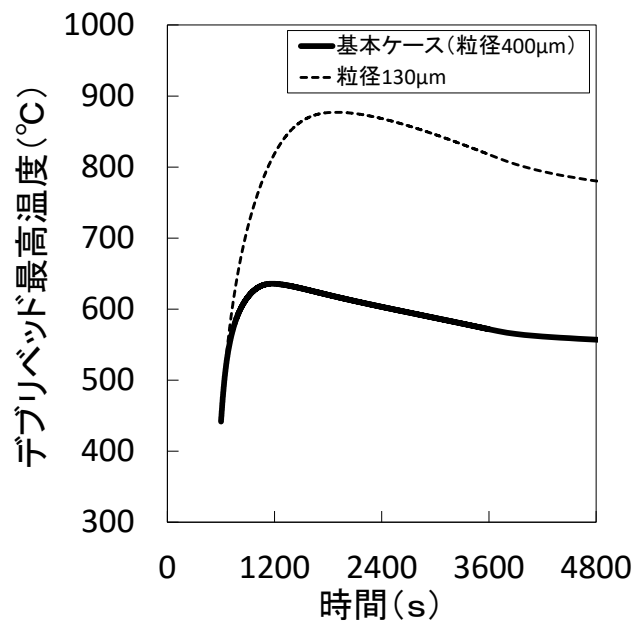
著作権の関係から
公開できません。

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。

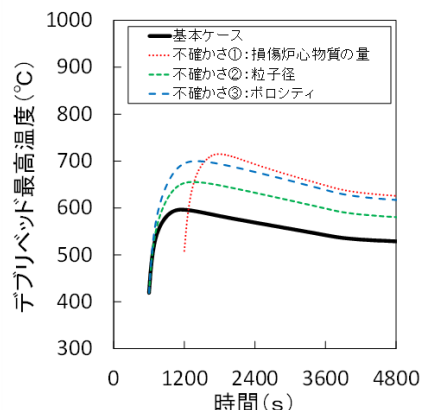
著作権の関係から
公開できません。

[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

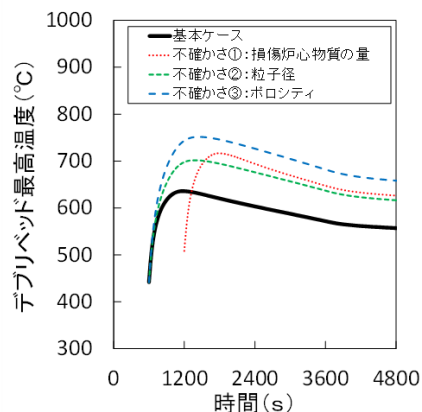
- 感度解析では重要なパラメータにおける不確かさの影響評価のために、基本ケースで使用したパラメータの値を1つずつ計算結果を厳しくするように保守側に变化させた解析を実施する。
- 下部プレナムに移行した損傷炉心物質は、周囲に大量にある冷却材との熱平衡が達成されるものと仮定して、デブリベッドと周囲の冷却材の初期温度は、炉心インベントリの40%及び70%のケースに対して、それぞれ約440℃及び約510℃とする。
- 原子炉容器底部にデブリベッドが形成される時刻は、残留炉心物質の冷却において、炉心インベントリの約40%及び約70%の燃料が再溶融する時刻を保守的に切り下げ、炉心インベントリの40%及び70%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



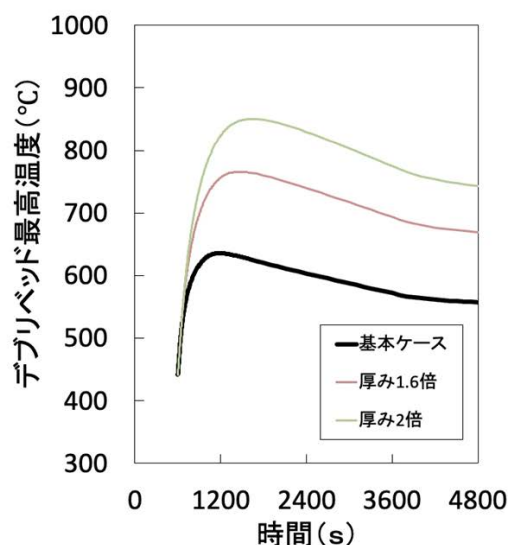
ULOF (iii) の格納容器破損防止措置の有効性評価 原子炉容器底部に堆積したデブリベッド厚みの感度解析

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。

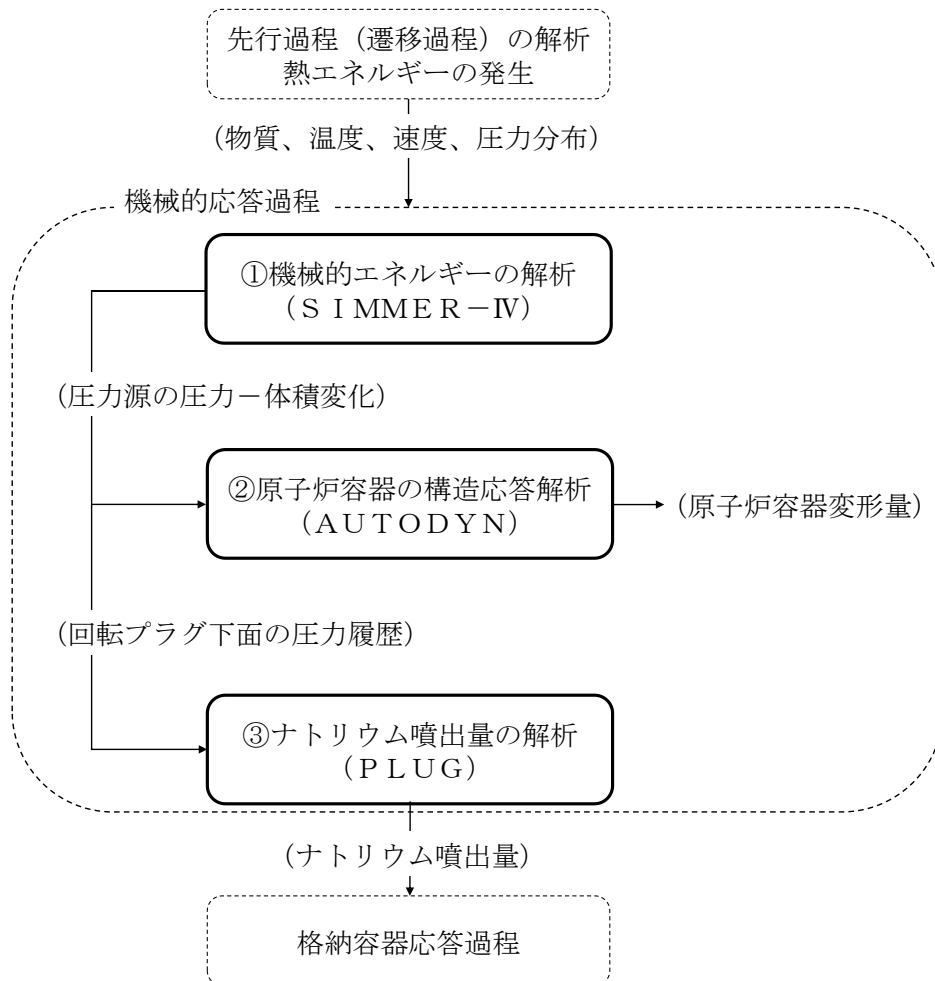
以上のことから、発生する機械的エネルギーの不確かさを考慮したとしても、格納容器（床上）へのナトリウムの噴出は生じないことが確認できた。これにより、評価項目の一つである「ナトリウム

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。

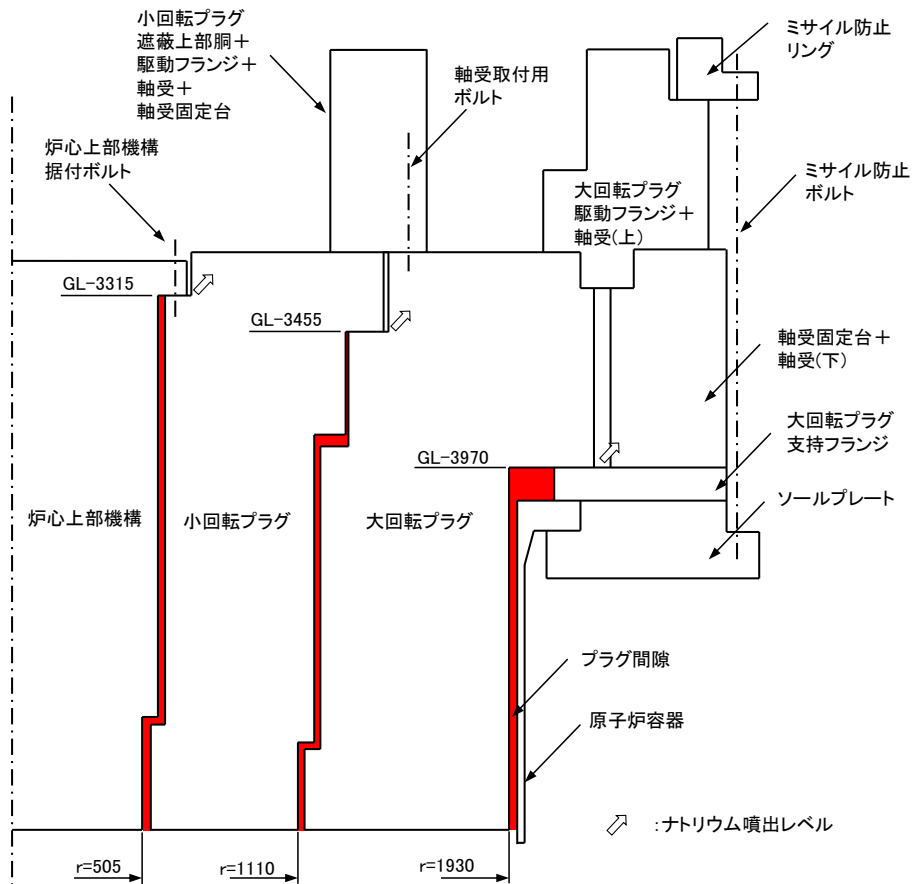
第 4.1.1 表 各回転プラグの重量、受圧面積、固定ボルトの材質、外径、有効長及び本数

	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

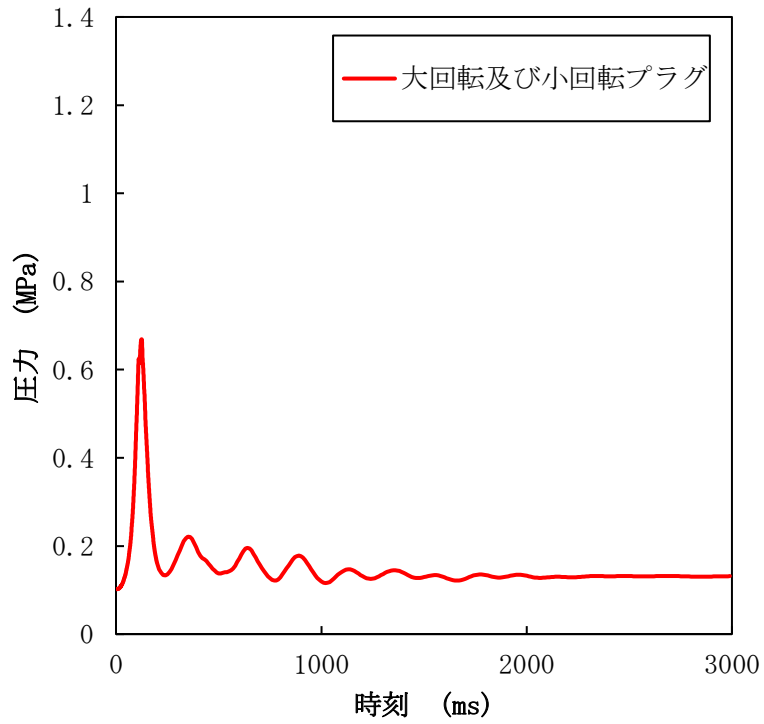
※ 大回転プラグのボルトはねじ山部外径ではなく、軸力を支持する支柱部の外径



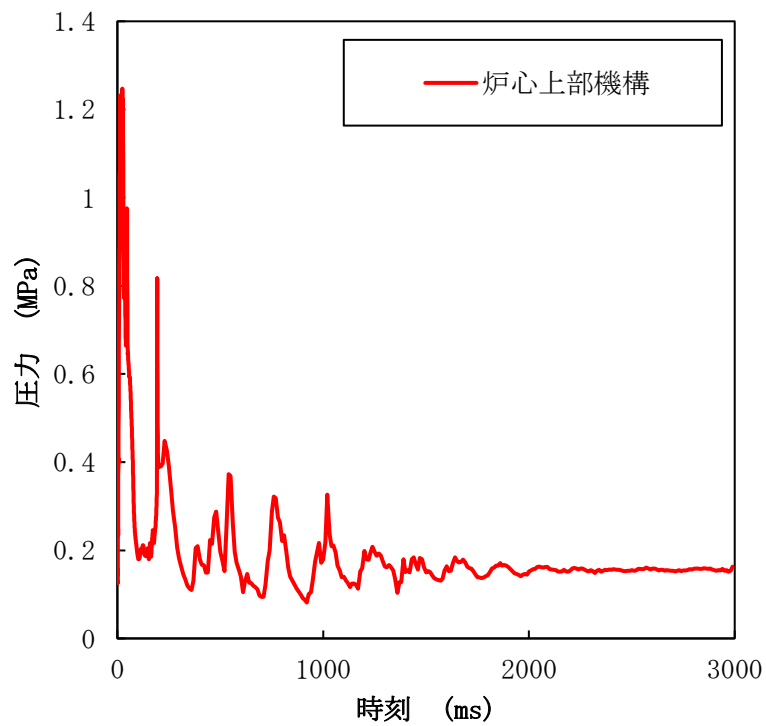
第1図 機械的応答過程の解析の流れ



第 4. 1. 1 図 PLUGによるナトリウム噴出量の解析の解析体系

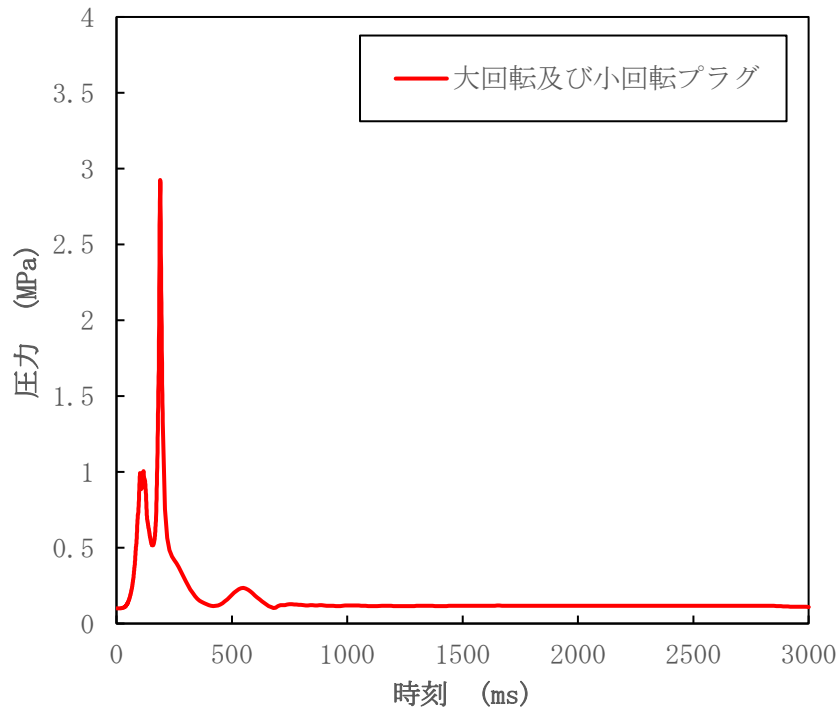


(A) 大回転プラグ及び小回転プラグの下面に作用する圧力

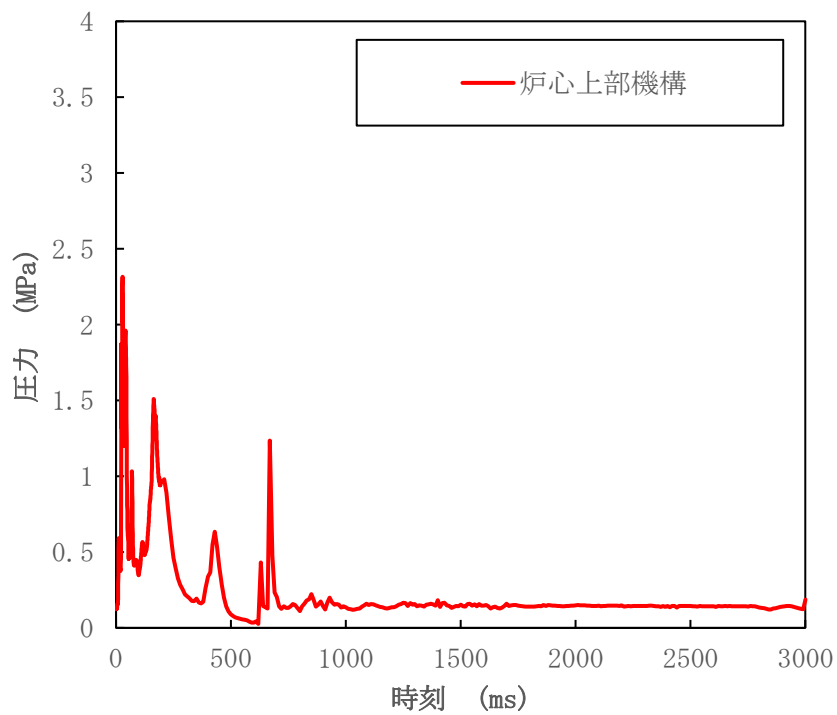


(B) 炉心上部機構の下面に作用する圧力

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)

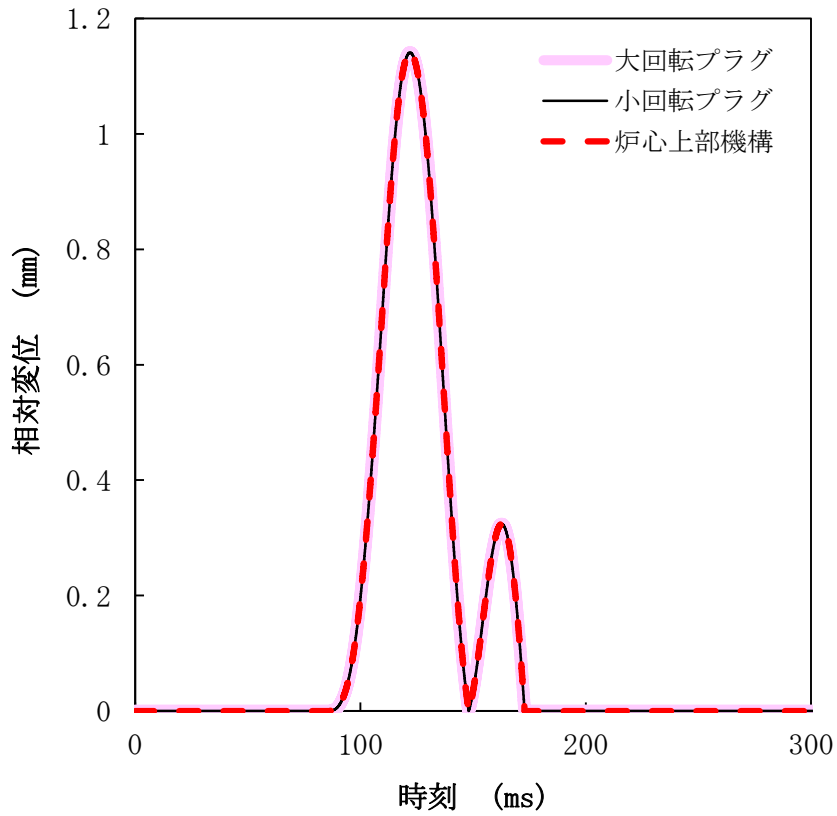


(A) 大回転プラグ及び小回転プラグの下面に作用する圧力

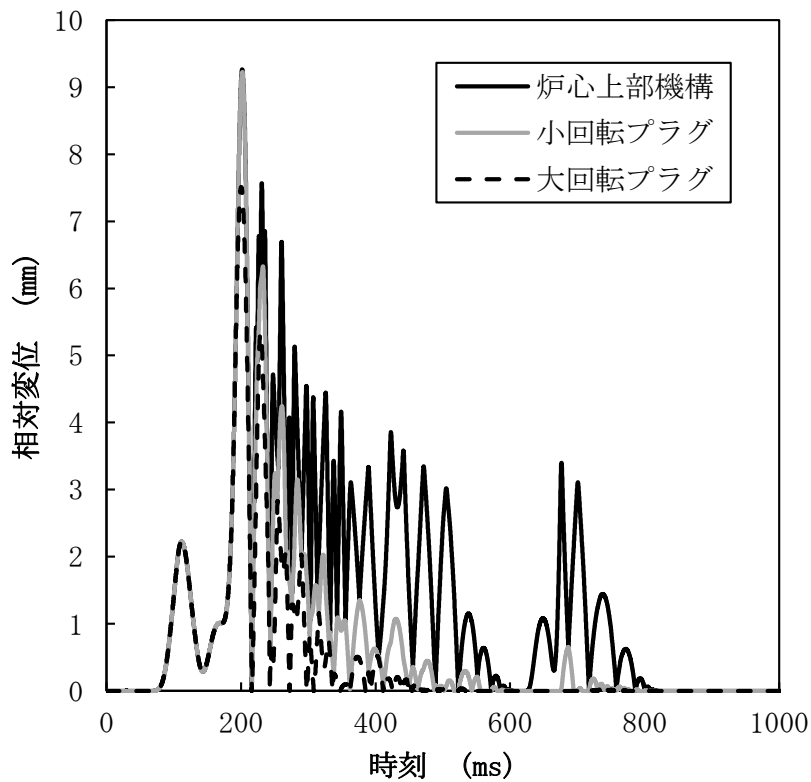


(B) 炉心上部機構の下面に作用する圧力

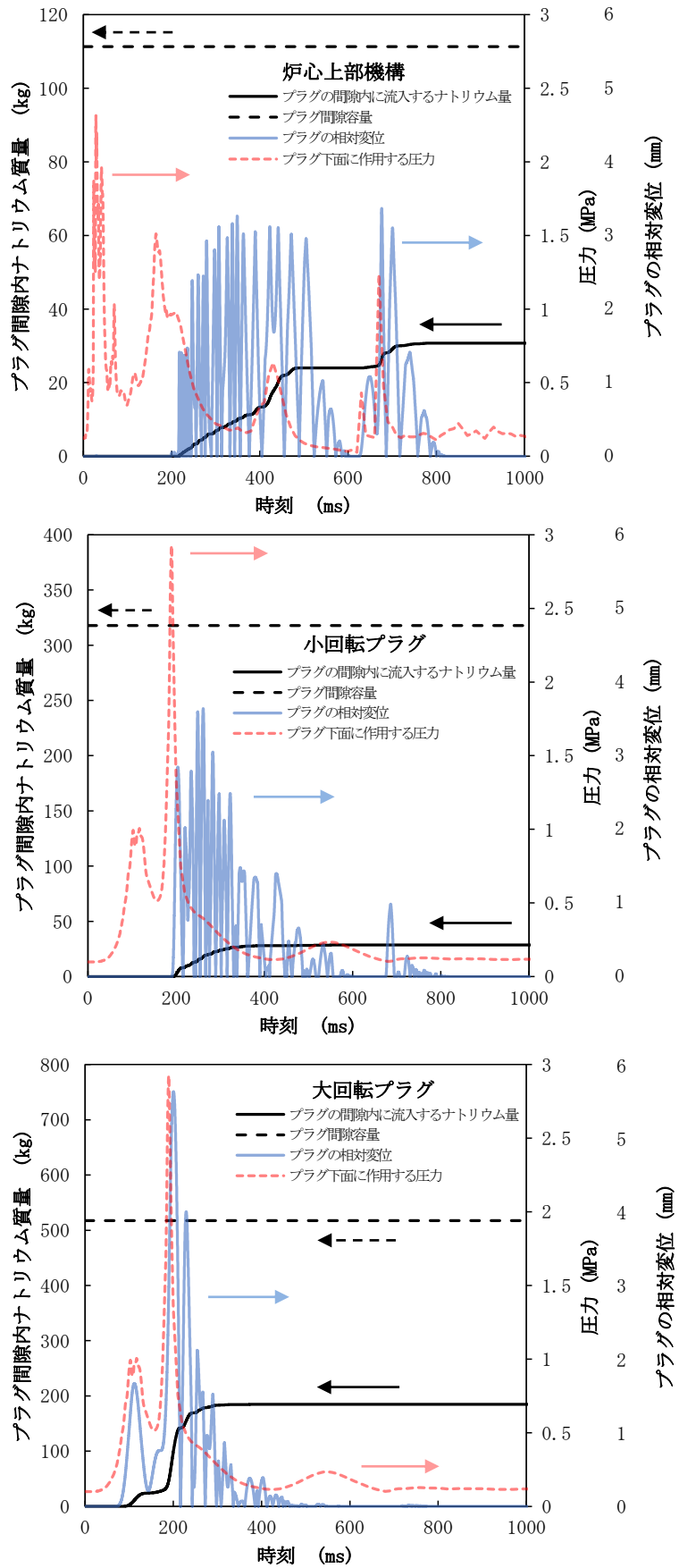
第 4. 3. 1 図 回転プラグ下面に作用する圧力履歴 (不確かさを考慮したケース)



第 5. 1. 1 図 各回転プラグの動的応答（基本ケース）



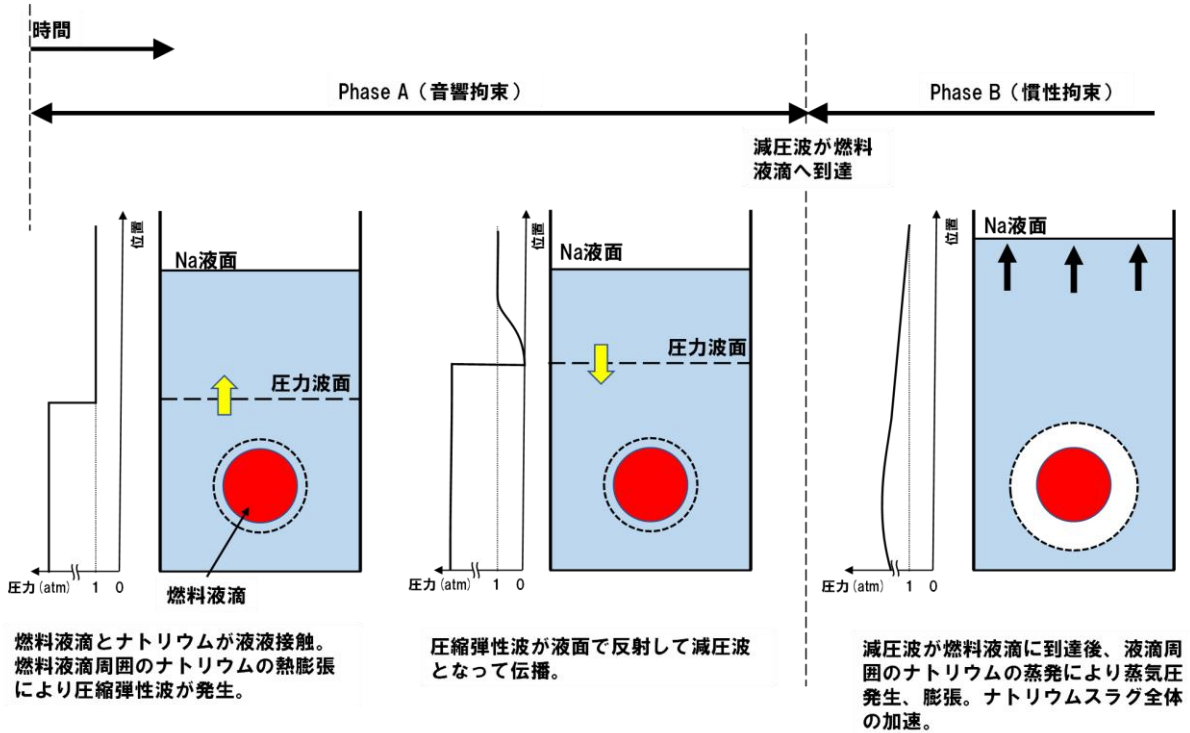
第 5. 2. 1 図 各回転プラグの動的応答（不確かさを考慮したケース）



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



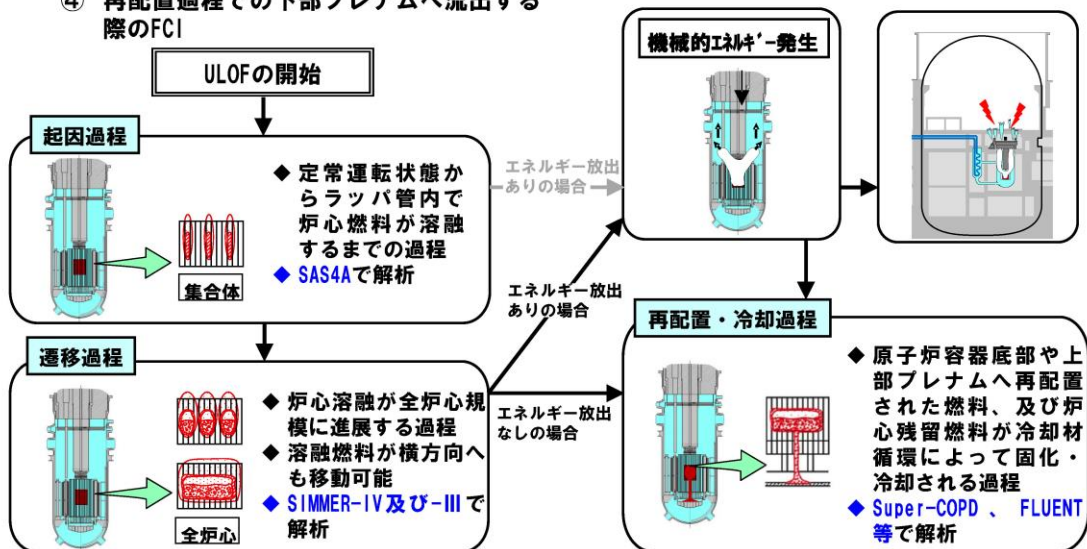
「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (1/4)

■ 「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)

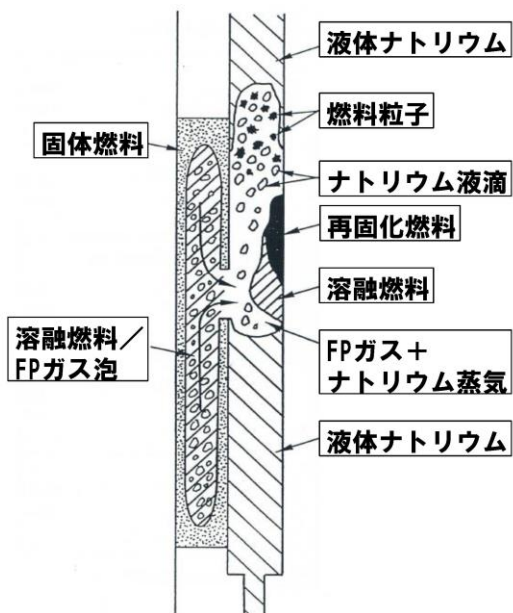
噴出ナトリウムの熱的影響解析
(CONTAIN-LMR)



「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (2/4)

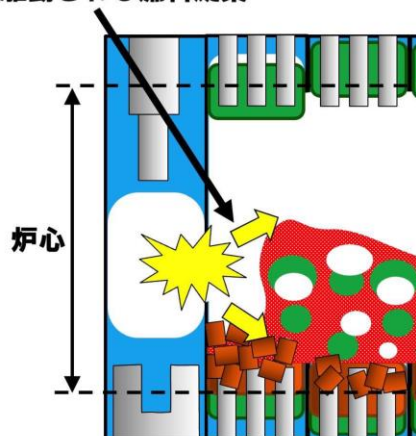
- ①起因過程における燃料破損時のFCI、②遷移過程における炉心内又は炉心近傍でのFCIでは、溶融燃料そのものが二相状態であるか、又はすぐ近傍に二相の炉心プールが存在するためにPhase Aが問題になることはない。

①起因過程における燃料破損時のFCI



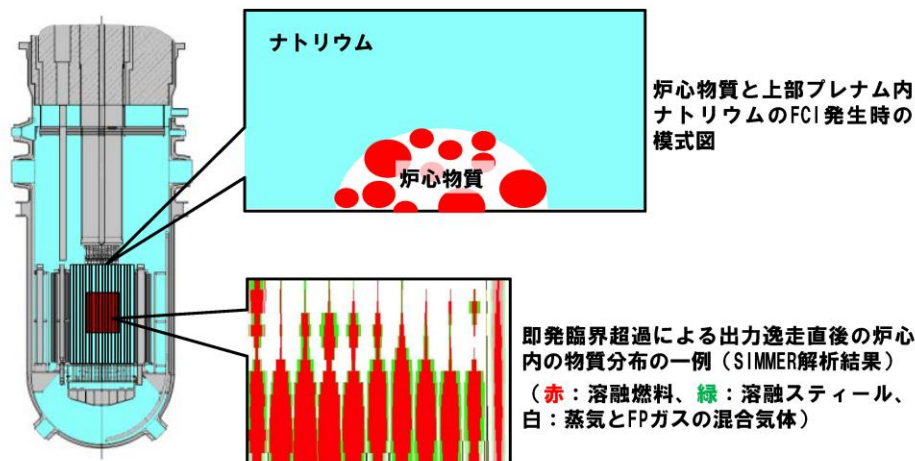
②遷移過程における炉心内又は炉心近傍でのFCI

燃料-冷却材相互作用 (FCI) 圧力に駆動される燃料凝集



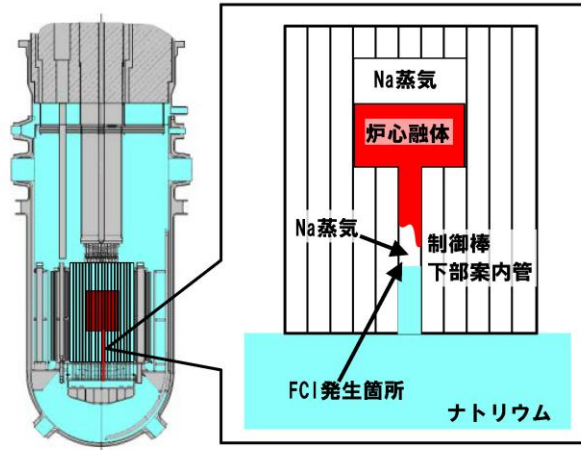
「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (3/4)

- 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。



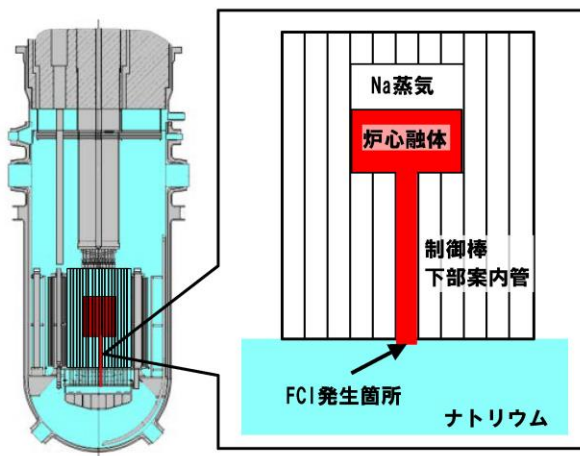
「常陽」のULOF事象推移でのFCIにおけるPhase A (4/4)

- 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)

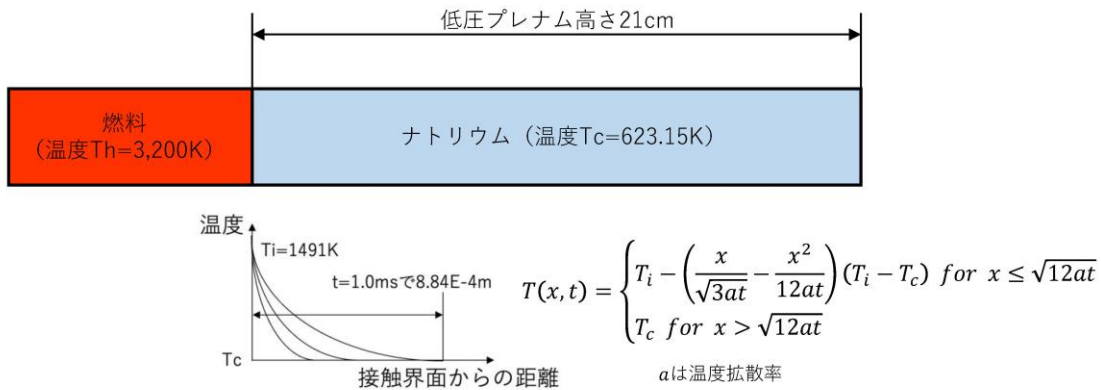
- 「常陽」のULOFにおいて発生するFCIに関してはいずれの場合にもPhase Aの発生は考慮する必要はないと考えられるが、ここでは、敢えて④のFCIにおいて低圧プレナムのナトリウムプールに単相状態の溶融燃料が浸入してPhase Aが発生する場合を仮想して、その発生圧力と影響の評価を行う。



- 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)

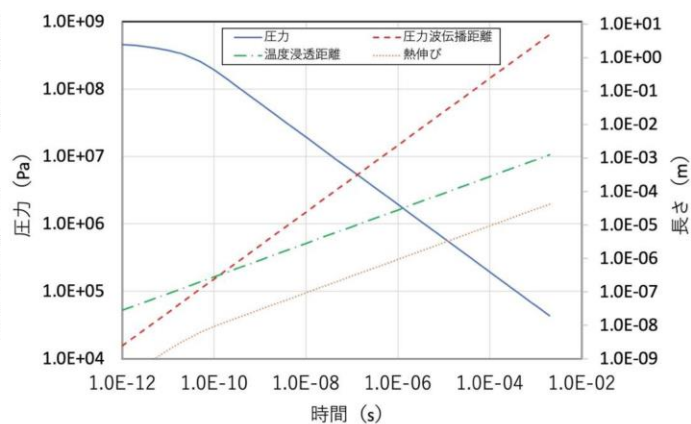
- 保守性と簡易化のために、液-液接触界面から低圧プレナム内に広がる3次元的な圧力波の伝播は考えず、接触界面から下方向に伝播する1次元的な圧力波として解析を行う。
- 溶融燃料の温度を3,200K、ナトリウムの温度を623.15K (350℃) とする。両者の液-液接触境界面の接触温度 T_i は熱物性のみから定まり、約1,491Kで一定となる。
- ナトリウム側では、境界温度を T_i として熱伝導によって時間とともに温度境界層が発達していく。このナトリウム側の温度上昇に伴う熱膨張によってナトリウム側に発生する単相圧力がいわゆるFCIにおけるPhase A圧力である。実際には燃料側の温度低下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

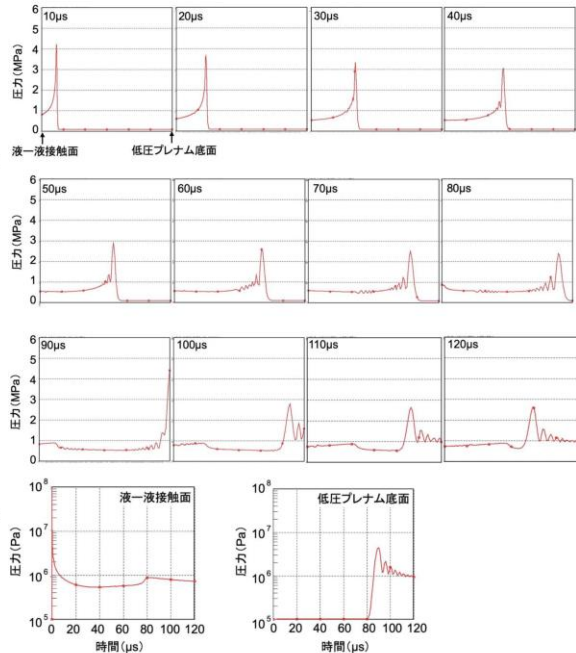
- この温度分布からPhase Aの継続時間である約1ms後のナトリウムの熱伸びを求めると約 3×10^{-5} (m)となる。低圧プレナムの底板 (厚み35mm、直径1,730mm) の中心がこの伸びだけ下向きにたわむとしても底板内の引っ張り応力は100MPa程度であり、底板の引張強さ (約400MPa) よりも十分に小さく、Phase Aの圧力は構造的にはほとんど影響を与えない。
- 接触境界面からの圧力波の到達距離に対して、温度浸透距離内の熱伸びによる歪みが均一に分布すると仮定して発生圧力を求めた。

- 時刻0の極限では圧力は単調に増大していくが、線膨張率 α 、体積弾性率 κ と温度差 ΔT から定まる $\alpha \kappa \Delta T$ が上限値で約500MPa。
- 時間の経過とともに圧力は急速に低下し、約21cm離れた低圧プレナムの底面に圧力が到達する約 $87 \mu s$ の時点では数〜約10気圧程度まで低下する。



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 (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物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。

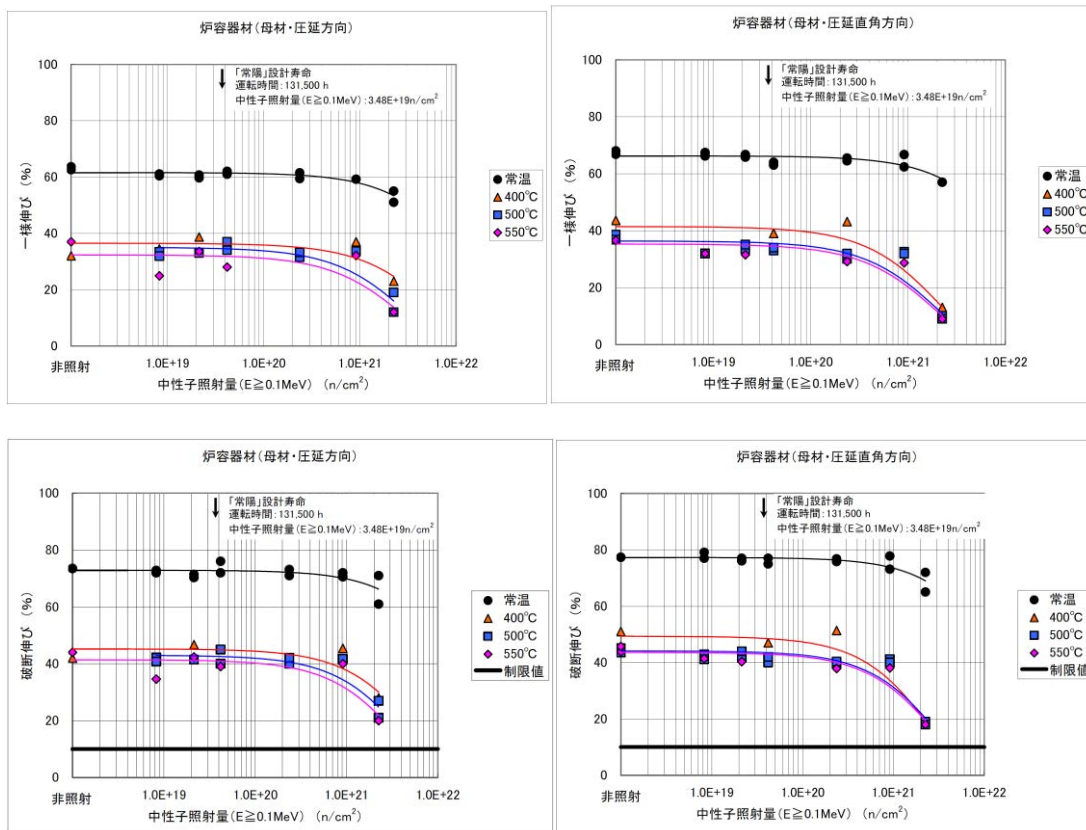
歪み速度効果については、火薬爆発力を利用した高温衝撃引張試験の結果において 0.2%耐力、引張強さは静的試験に比して増加する傾向があり、破断伸びについても静的試験に比して大きくなる傾向があることが報告^[3]されていることから、保守的にこれらを考慮しないこととしている。

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

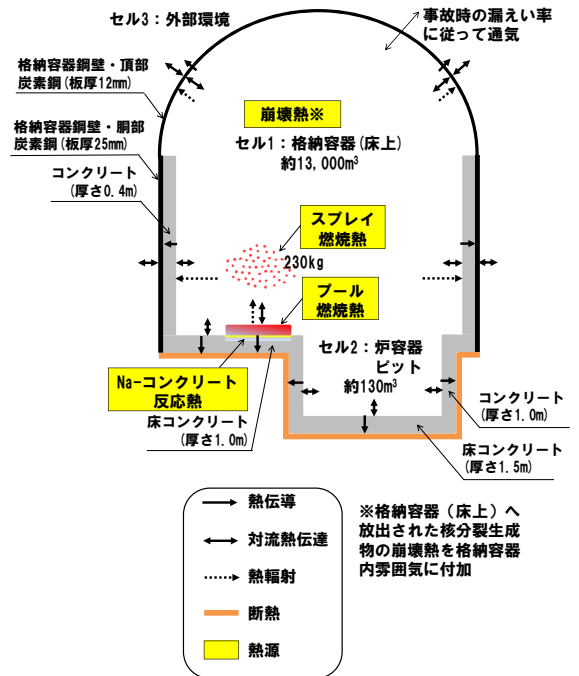
3. 解析条件

(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



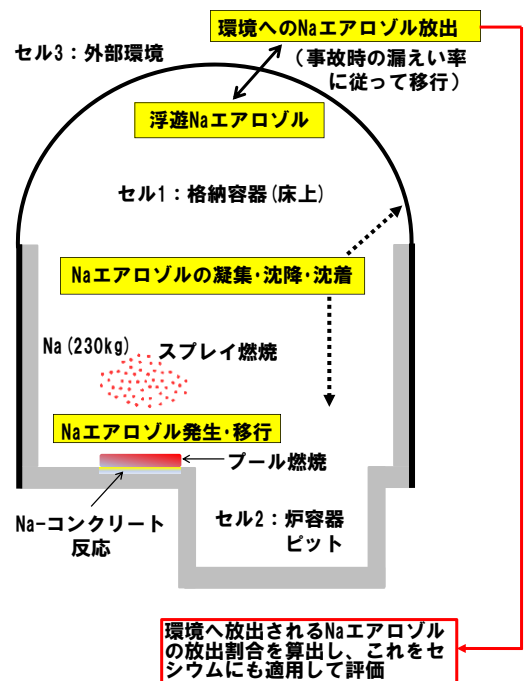
ULOF の格納容器破損防止措置の格納容器応答過程 セシウム挙動の評価方法

(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より大きいため（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。



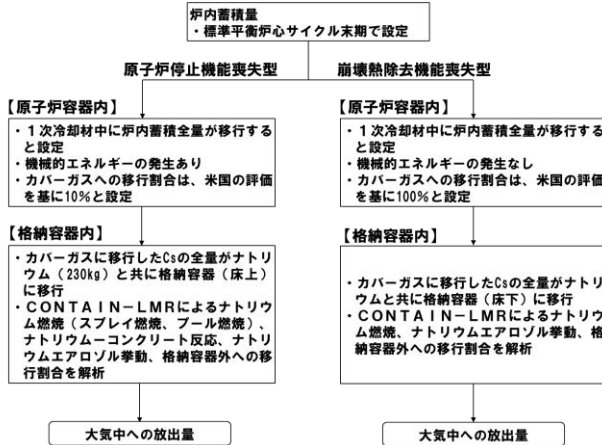
BDBA 時の Cs-137 の放出量の評価及び中央制御室の実効線量の評価

BDBA時のCs-137の放出量の評価 (1/3)

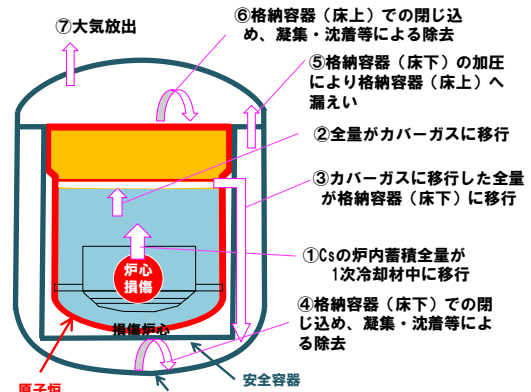
炉心損傷時の格納容器の機能が維持されている場合におけるCs-137の移行について検討した。

放射性物質の移行は原子炉停止機能喪失型と崩壊熱除去機能喪失型で移行割合、移行経路が異なるため、両者の評価を実施した。

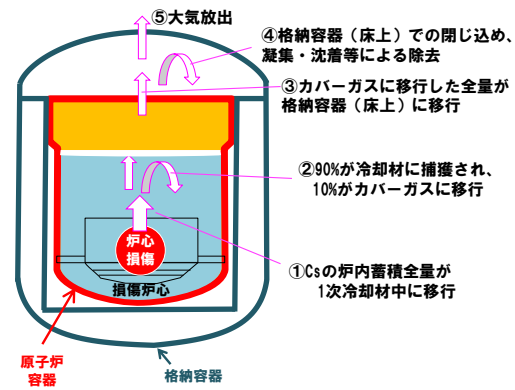
なお、本評価は、評価事故シーケンスに対する格納容器破損防止措置の有効性評価の事象推移に基づいているが、原子炉停止機能喪失型では原子炉冷却材ナトリウムの格納容器への噴出・燃焼を仮定しており、また、崩壊熱除去機能喪失型では最終ヒートシンクの喪失及び原子炉冷却材ナトリウムの格納容器への漏えいを想定しており、原子炉施設が大規模に損壊する厳しい状態を想定している。



Cs-137放出量の評価フロー



崩壊熱除去機能喪失型の評価の概念図



原子炉停止機能喪失型の評価の概念図

BDBA時のCs-137の放出量の評価 (2/3)

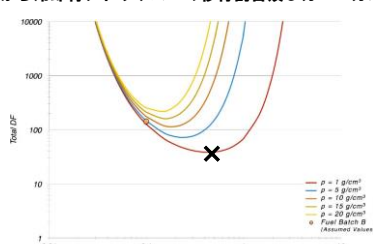
1. 炉内蓄積量の評価

Cs-137の炉内蓄積量は、Meek & Riderの累積核分裂収率を使用した解析結果より 3.9×10^3 TBqとする。なお、燃焼度は標準平衡炉心サイクル末期の平均燃焼度約39,000 MWd/tとする。

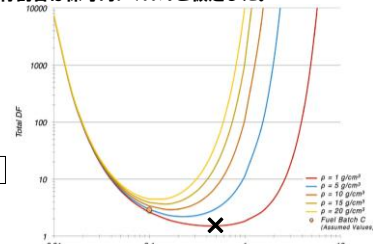
2. 燃料、冷却材ナトリウム、カバーガス、格納容器への移行割合の評価

(1) 米国アルゴンヌ国立研究所におけるソースタームの計算^[1]に基づく評価

冷却材ナトリウムからカバーガスへの移行割合について、米国のアルゴンヌ国立研究所が、ナトリウム冷却型高速炉の許認可に向けて開発しているIFR Pool Scrubbing Codeによる下図の評価結果に基づき、DF（除染係数）が最小となるエアロゾル粒子密度、エアロゾル粒子径の計算値から、常陽の条件（ナトリウムプール高さ約4.5m）を適用して、常陽におけるDFを約15と評価した。その結果、停止機能喪失事象のDFを約15と評価し、停止機能喪失事象の放出量の評価では、保守的にDFを10（移行割合10%）と設定した。また、崩壊熱除去機能喪失事象では、保守的にDFを1（移行割合100%）と設定した。なお、燃料から冷却材ナトリウムへの移行割合及びカバーガスから格納容器への移行割合は保守的に100%と仮定した。



停止機能喪失事象における揮発性FPの除染係数



崩壊熱機能喪失事象における揮発性FPの除染係数

(2) 米国オークリッジ国立研究所等におけるソースタームの実験及び米国のナトリウム冷却炉の事故における知見等に基づく評価

(1) のIFR Pool Scrubbing Codeで考慮している物理現象はブラウン運動に伴うエアロゾル粒子の拡散、慣性衝突、重力沈降及び凝縮であり、エアロゾルの熱泳動、凝集等が考慮されておらず、保守的な解析結果である。

米国のオークリッジ国立研究所等で実施された実験の結果及び米国のナトリウム冷却炉の事故で得られた知見と比較すると、保守性が大きいと考えられるため、実験的な知見に基づいた評価を実施した。

Berthoud等の炉外試験^[2]において、ナトリウム中のセシウムの保持率は 10^3 オーダ（移行割合0.1%オーダ）の結果が得られており、停止機能喪失事象に対する実験的知見に基づいたDFは100と設定する。米国のナトリウム冷却炉でFP放出に至った事故の調査^[3]においても、カバーガス中でセシウムが検出されていないことから、DFを100と設定することは保守性の観点で妥当と考えられる。また、崩壊熱除去機能喪失事象では冷却材温度が高温となることから、DFは10と設定する。

なお、セシウムがナトリウム液面界面からの蒸発により放出されるが、停止機能喪失事象ではナトリウム温度が低く、かつ、機械的エネルギーによるカバーガスバウンダリの開口時間も1秒以内であることから、蒸発による放出の影響は無視できる。崩壊熱除去機能喪失事象では、蒸発による影響が生じるが、蒸発が生じて、気相への移行割合は 10^{-3} オーダと評価されており、気相中への拡散は抑制される^[4]。

[1] M. Bucknor, et al., "An Assessment of Fission Product Scrubbing in Sodium Pools Following a Core Damage Event in a Sodium Cooled Fast Reactor", International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Next Generation Nuclear Systems for Sustainable Development (FR17), IAEA-CN245-055, 26-29 June, 2017.
 [2] G. Berthoud, et al., "Experiments on Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Aerosol Source Terms After Severe Accidents", Nuclear Technology, 81, 257-277, 1988.
 [3] Argonne National Laboratory, "Regulatory Technology Development Plan Sodium Fast Reactor Mechanistic Source Term Development", ANL-ART-3, 2015.
 [4] R. P. C. Schram, et al., "Source Term Calculations of the ALMR", ECN-R-95-021, 1995.

BDBA時のCs-137の放出量の評価 (3/3)

3. 格納容器から大気への移行割合の評価

格納容器から大気への移行割合は、CONTAIN-LMRによる停止機能喪失事象（ULOF）及び崩壊熱除去機能喪失事象（PLOHS）に対する格納容器破損防止措置の有効性評価の結果から求めている。解析は、CONTAIN-LMRのフローネットワークモデル、凝集・沈着モデル等により、ナトリウムエアロゾルのセル間移行、重力沈降・凝集・沈着挙動を解析し、ナトリウム燃焼を伴うナトリウムエアロゾルの格納容器から大気への移行割合を計算し、Cs-137はナトリウムエアロゾルと同様の挙動を示すものとして、格納容器から大気への移行割合を設定した。

4. 格納容器外への放出量

(1) 計算に基づく評価

事象	炉内蓄積量 (TBq)	炉心から格納容器への移行割合 (%)	格納容器から大気への移行割合 (%)	大気放出量 (TBq)
停止機能喪失 (ULOF)	3.9×10^3	10	0.083	0.33
崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS)	3.9×10^3	100	1.1×10^{-4}	4.4×10^{-3}

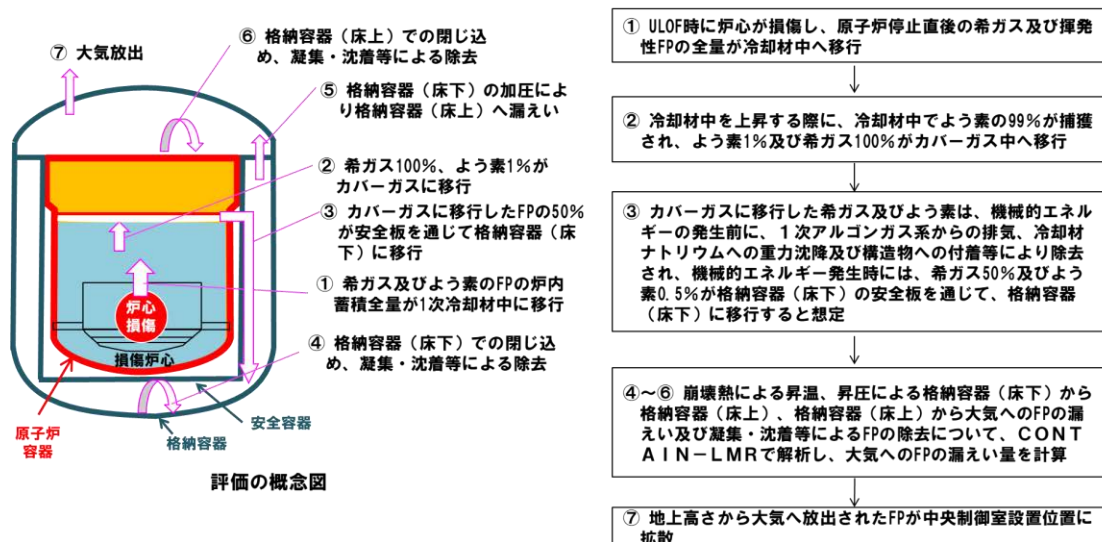
(2) 実験及び米国のナトリウム冷却炉の事故における知見等に基づく評価

事象	炉内蓄積量 (TBq)	炉心から格納容器への移行割合 (%)	格納容器から大気への移行割合 (%)	大気放出量 (TBq)
停止機能喪失 (ULOF)	3.9×10^3	1	0.083	0.033
崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS)	3.9×10^3	10	1.1×10^{-4}	4.4×10^{-4}

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、アニ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/l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経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 (i)」という。）、1次主循環ポンプ軸固着事故及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故（以下「ULOF (iii)」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よう以下のとおり保守的に設定する。また、その概要をULOF (i) 及びULOF (iii)、UTOPについて第2.1表、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 $4.2\phi/s$ 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 (i) 及びULOF (iii) 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 (i) 及びULOF (iii) 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 (i) 及びULOF (iii) 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 (i) 及びULOF (iii) 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 (i) 及び ULOF (iii) 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 (i) 及び ULOF (iii) 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 (i)

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 (i) 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、SAS4A 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、反応度推移につい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、破損後の挙動につい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のではなく、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 (i) 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 ULOF (iii)

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、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、初めに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、全体の半数ほどの集合体が沸騰に至るが、被覆管の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 4 集合体、燃料崩壊に至った集合体は 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 (iii) 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、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47.1秒でチャンネル12のラップ管の温度が融点まで上昇し、SAS4A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炉心の損傷に至る集合体数が増加した。しかしながら、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7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7集合体に増加しているが、その内の5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。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も5集合体に留まり、燃料崩壊に至る集合体数は基本ケースと同じ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。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も5集合体に留まり、燃料崩壊に至った集合体数は基本ケースと同じ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、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 (iii) 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 4.3.1 表に示す。また、反応度履歴を第 4.3.1 図及び第 4.3.2 図に、出力履歴を第 4.3.3 図及び第 4.3.4 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°C から最大値の約 1,800°C 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 4.3.5 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 (i) 及び ULOF (iii))

項目	不確かさの幅	幅の設定方法
FP ガス保持量	100% (\times 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 \times 0.7) (正值 \times 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 \times 0.7 とし、ナトリウムボイド反応度が正值の領域では反応度の値を \times 1.3 とする。
ドップラ反応度	30% (\times 1.3)	幅の値は同上 ULOF (i) 及び ULOF (iii) では燃料温度が低下して正值となるため、反応度の値を \times 1.3 とする。
燃料の軸伸び	30% (\times 1.3)	幅の値は同上 ULOF (i) 及び ULOF (iii) では燃料温度が低下して正值となるため、反応度の値を \times 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) (正值×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值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 (i))

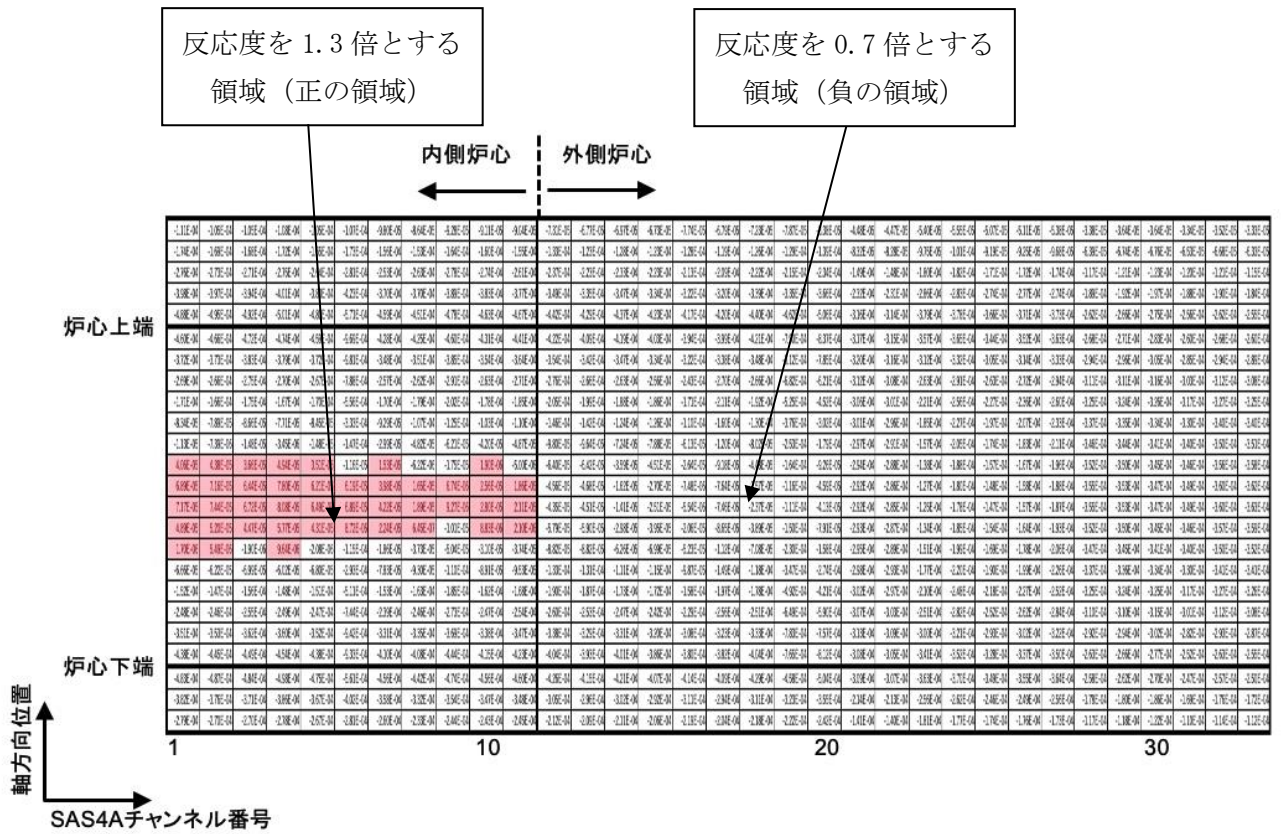
解析ケース	解析結果					
	沸騰開始 (秒)	燃料の 崩壊開始 (秒)	最大出力 (%)	最大 全反応度 (%)	ラップ管 溶融 (秒)	損傷 集合体数 (体)
基本ケース	45.5	70.3	< 100	< 0.0	71.7	2
ナトリウムボイド 反応度ケース	39.4	59.3	< 100	< 0.0	60.0	5
ドブプラ 反応度ケース	44.5	68.6	< 100	< 0.0	70.7	2
燃料の軸伸びケース	44.8	67.9	< 100	< 0.0	69.4	2
FP ガス 保持量ケース	45.5	70.3	< 100	< 0.0	71.3	2

第 4.2.1 表 感度解析の結果 (ULOF (iii))

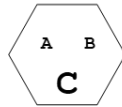
解析ケース	解析結果					
	沸騰開始 (秒)	燃料の 崩壊開始 (秒)	最大出力 (%)	最大 全反応度 (%)	ラップ管 溶融 (秒)	損傷 集合体数 (体)
基本ケース	28.3	51.4	< 100	< 0.0	52.3	4
ナトリウムボイド 反応度ケース	23.5	45.9	< 100	< 0.0	47.1	7
ドブプラ 反応度ケース	27.8	51.1	< 100	< 0.0	51.8	5
燃料の軸伸びケース	28.0	50.1	< 100	< 0.0	51.6	5
F P ガス 保持量ケース	28.3	51.4	< 100	< 0.0	52.3	4

第 4.3.1 表 感度解析の結果 (UTOP)

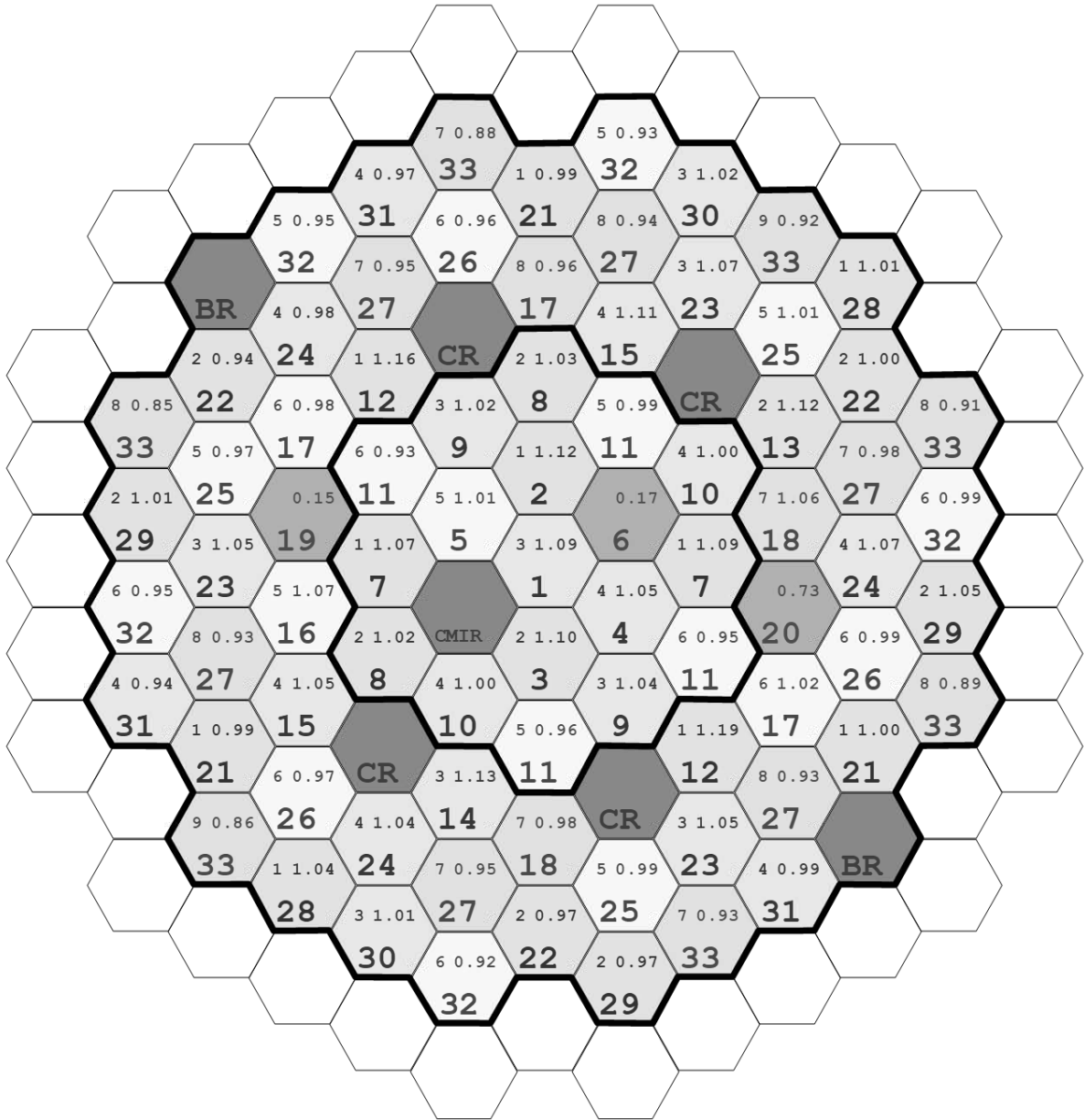
解析ケース	解析結果					
	沸騰開始 (秒)	燃料要素 破損開始 (秒)	最大出力 (%)	最大 全反応度 (%)	ラップ管 溶融 (秒)	損傷 集合体数 (体)
基本ケース	-	27.9	255	0.195	31.6	2
制御棒引抜き 反応度ケース	-	20.2	270	0.244	23.6	2
ナトリウムボイド 反応度ケース	-	26.3	257	0.203	30.2	2
ドップラ 反応度ケース	-	25.6	259	0.208	29.4	2
燃料の軸伸びケース	-	26.2	257	0.202	30.4	2
燃料破損条件ケース (溶融割合 0%ケース)	-	21.1	206	0.183	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



第 2.1 図 SAS4A解析体系における冷却材密度反応度マップ

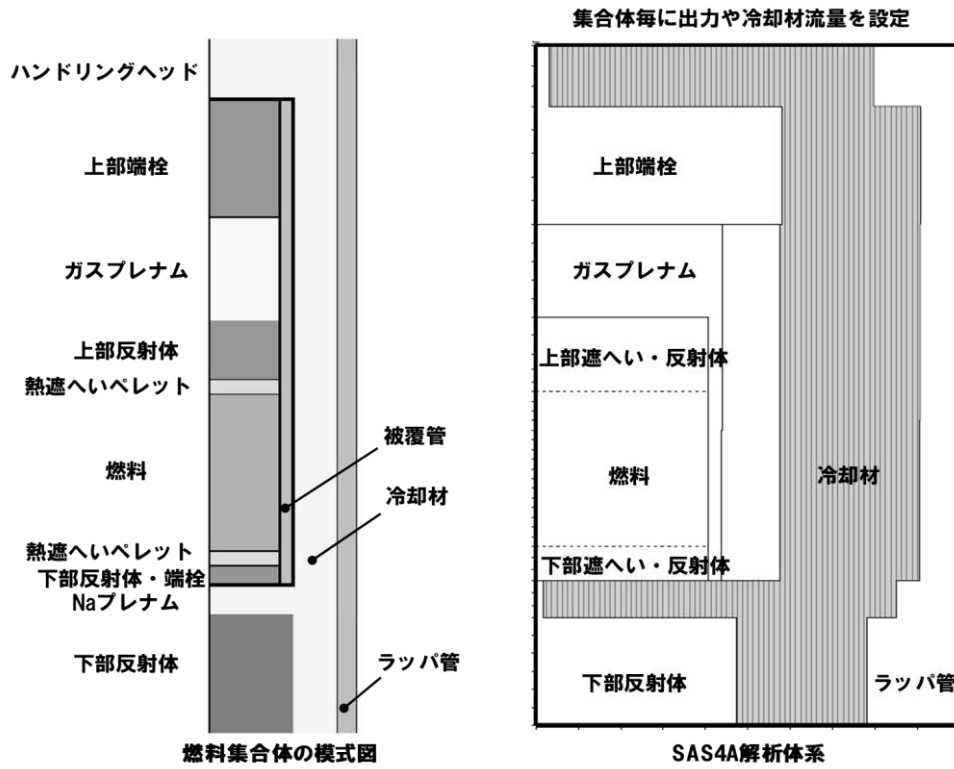


A : バッチ数
 B : 出力-流量比
 C : SAS4A 解析上のチャンネル番号

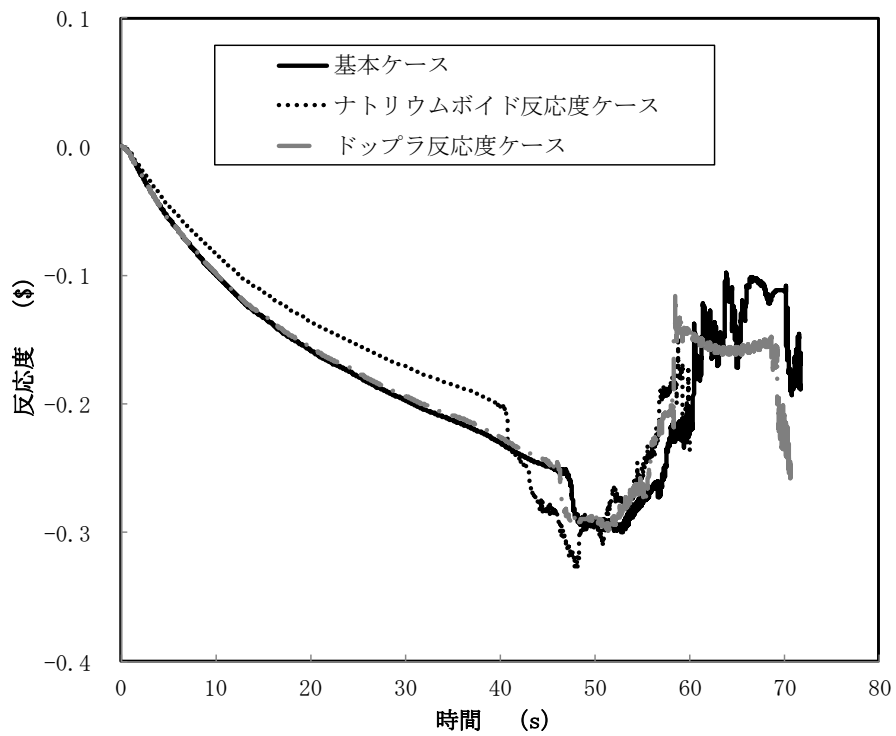


※ CR : 制御棒、BR : 後備炉停止制御棒、CMIR : 材料照射用反射体
 Ch. 6 及び Ch. 19 : B 型照射燃料集合体、Ch. 20 : C 型照射燃料集合体

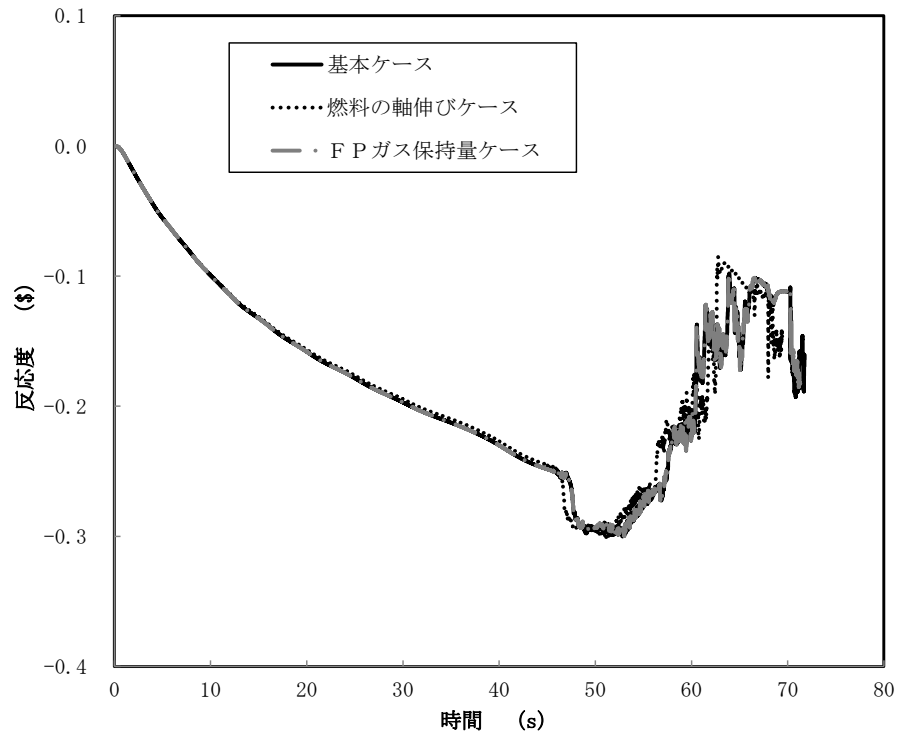
第 3.1 図 SAS4A 解析におけるチャンネルの配置図



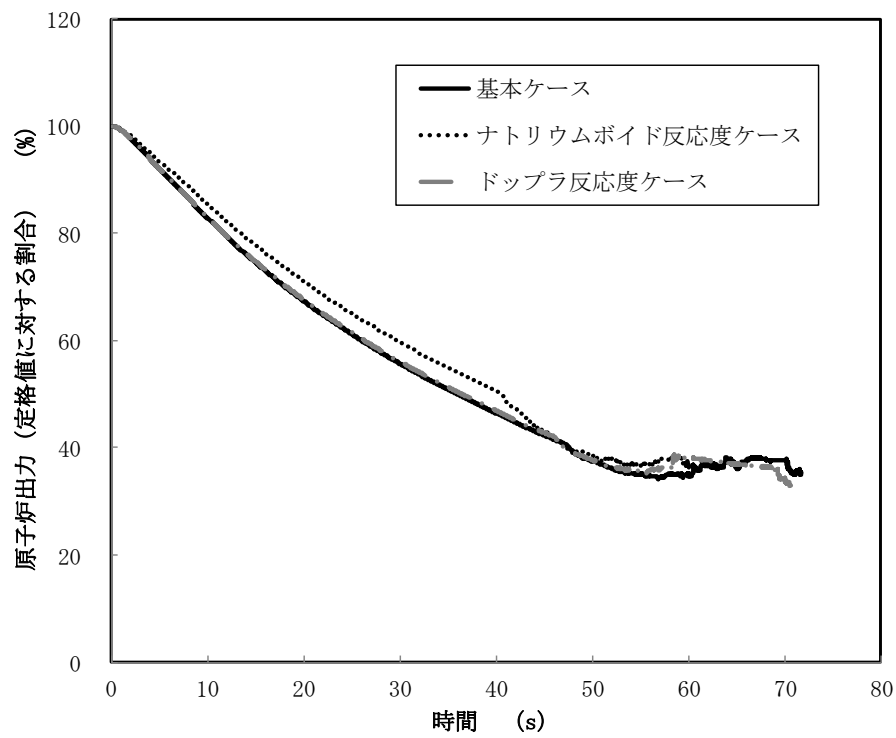
第 3.2 図 炉心燃料集合体の模式図と S A S 4 A 解析体系



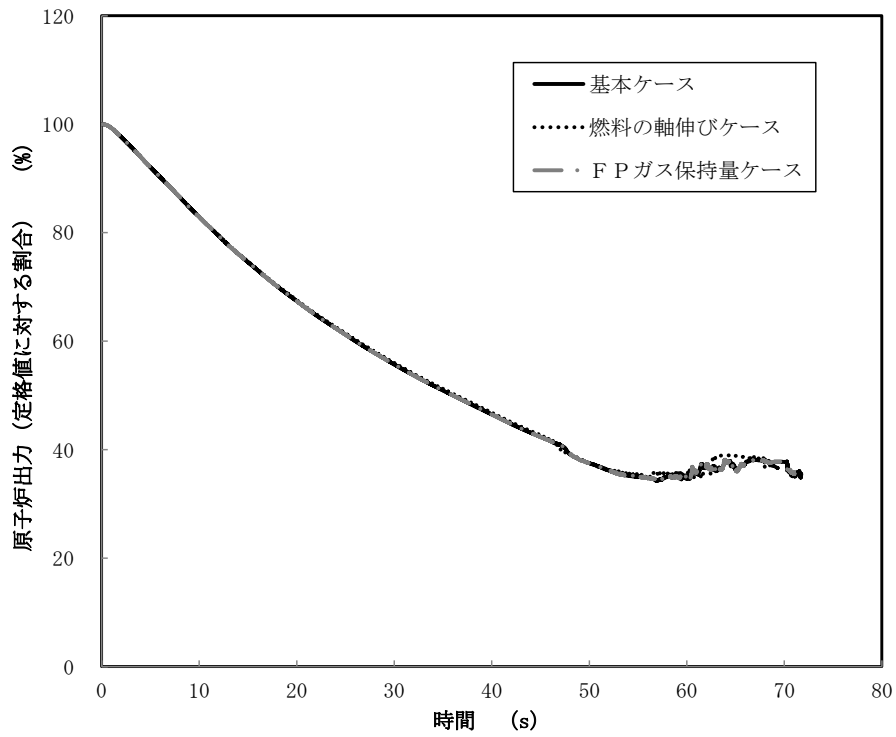
第 4.1.1 図 反応度履歴 (ULOF (i)) (1/2)



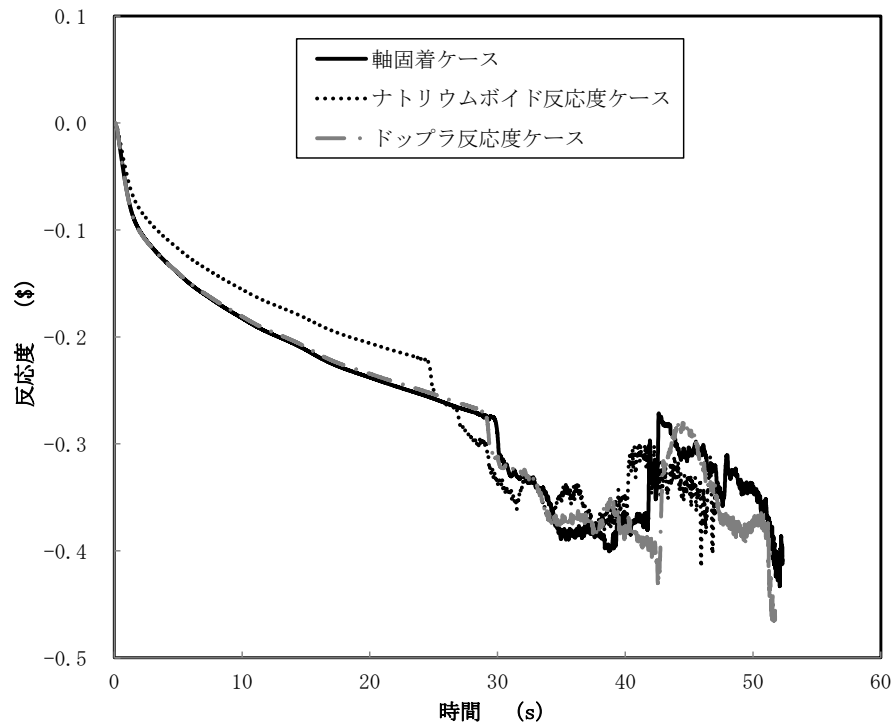
第 4.1.2 図 反応度履歴 (ULOF (i)) (2/2)



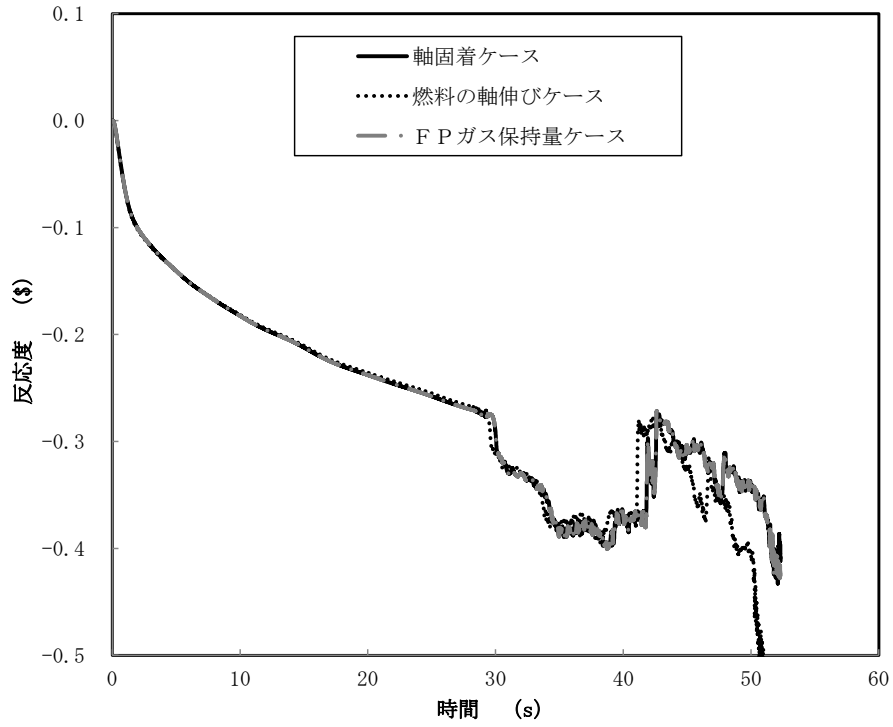
第 4.1.3 図 出力履歴 (ULOF (i)) (1/2)



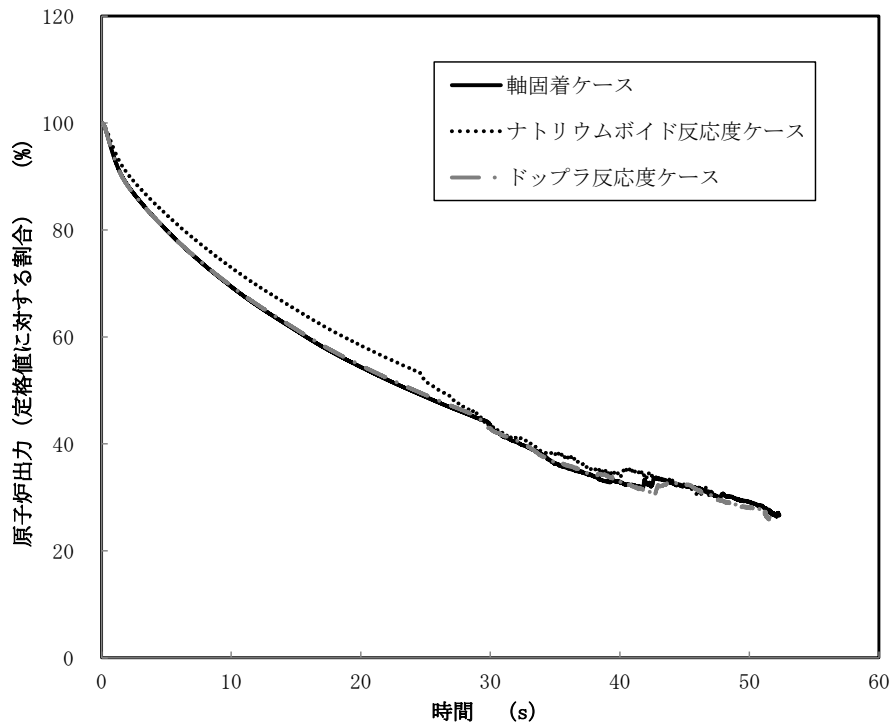
第 4.1.4 図 出力履歴 (ULOF (i)) (2/2)



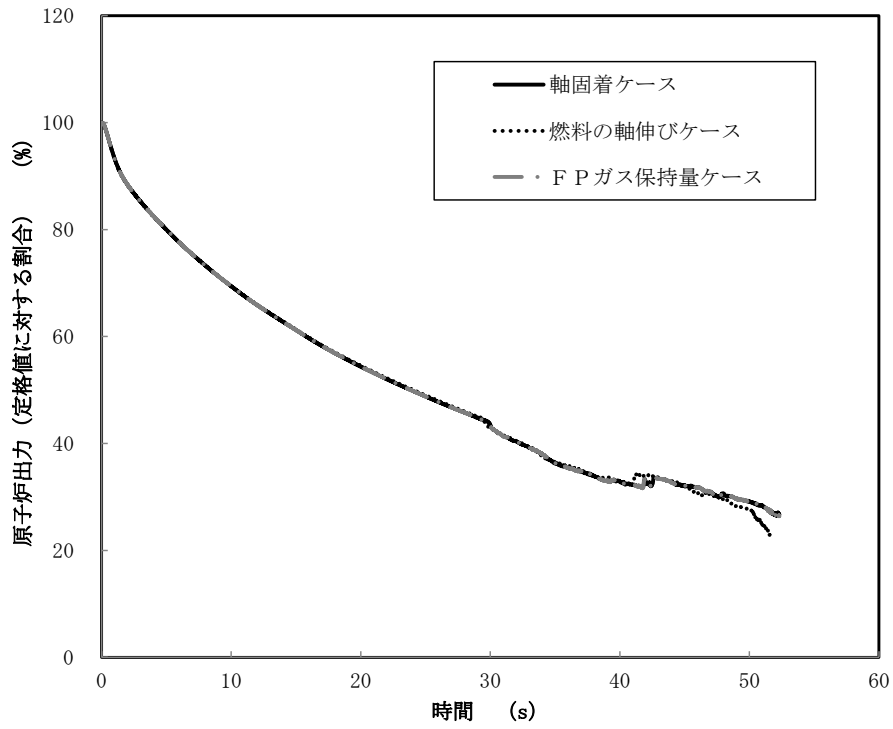
第 4.2.1 図 反応度履歴 (ULOF (iii)) (1/2)



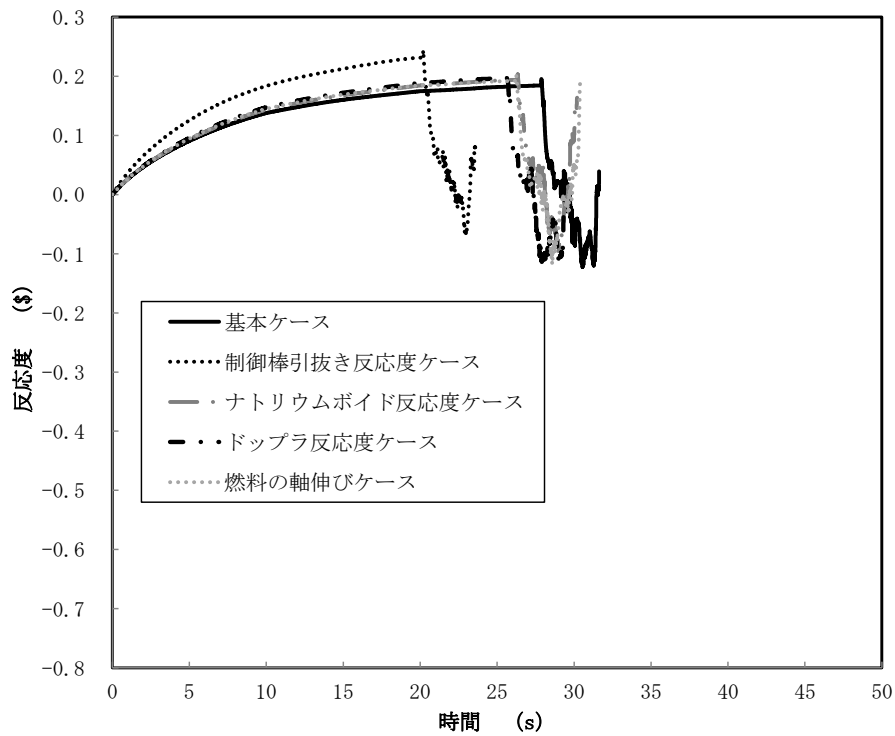
第 4.2.2 図 反応度履歴 (ULOF (iii)) (2/2)



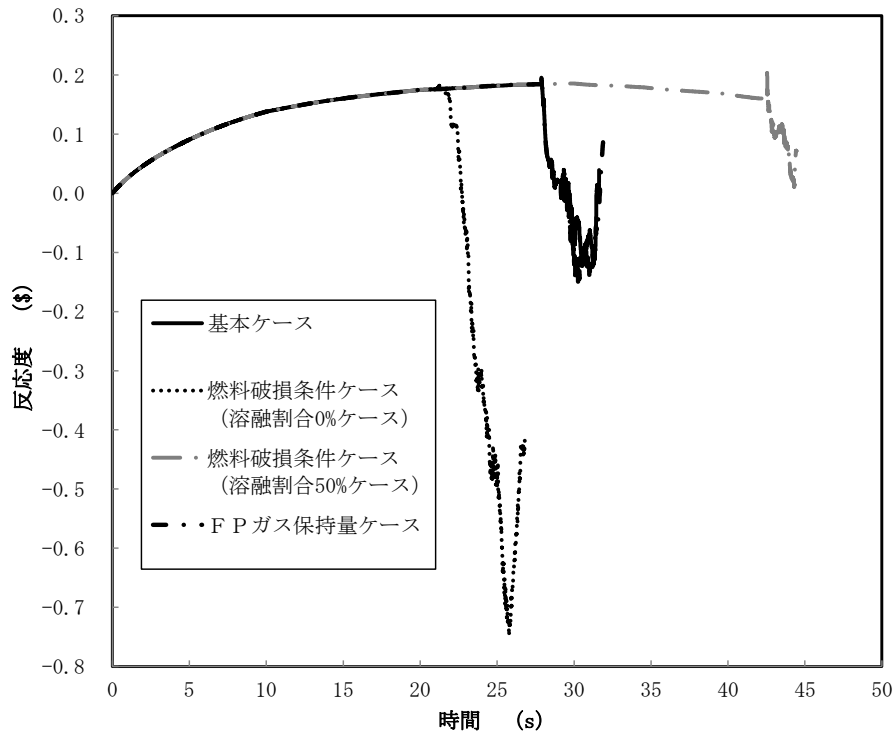
第 4.2.3 図 出力履歴 (ULOF (iii)) (1/2)



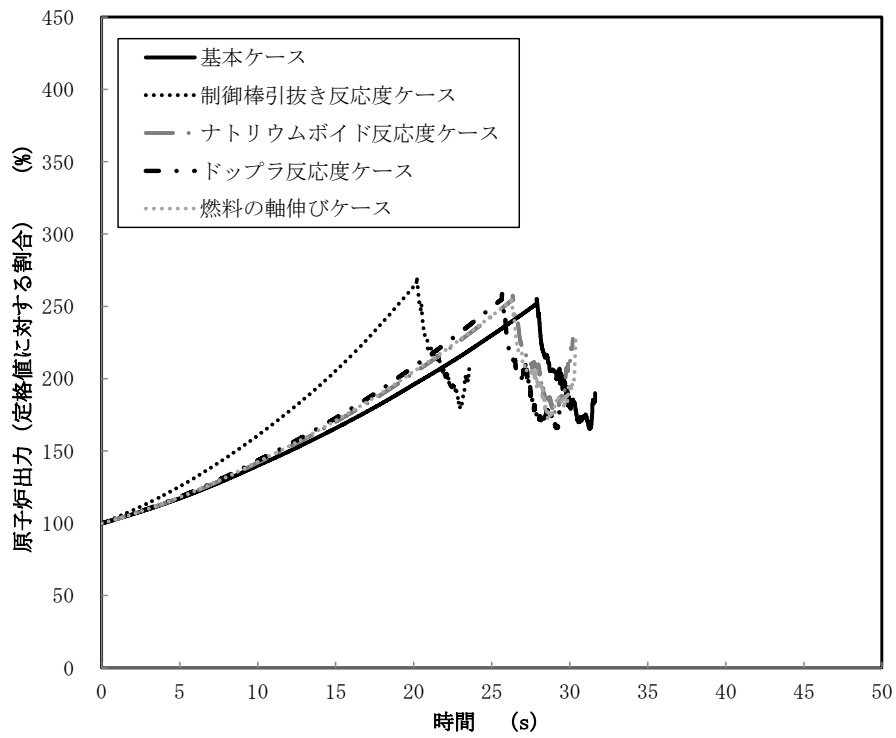
第 4.2.4 図 出力履歴 (ULOF (iii)) (2/2)



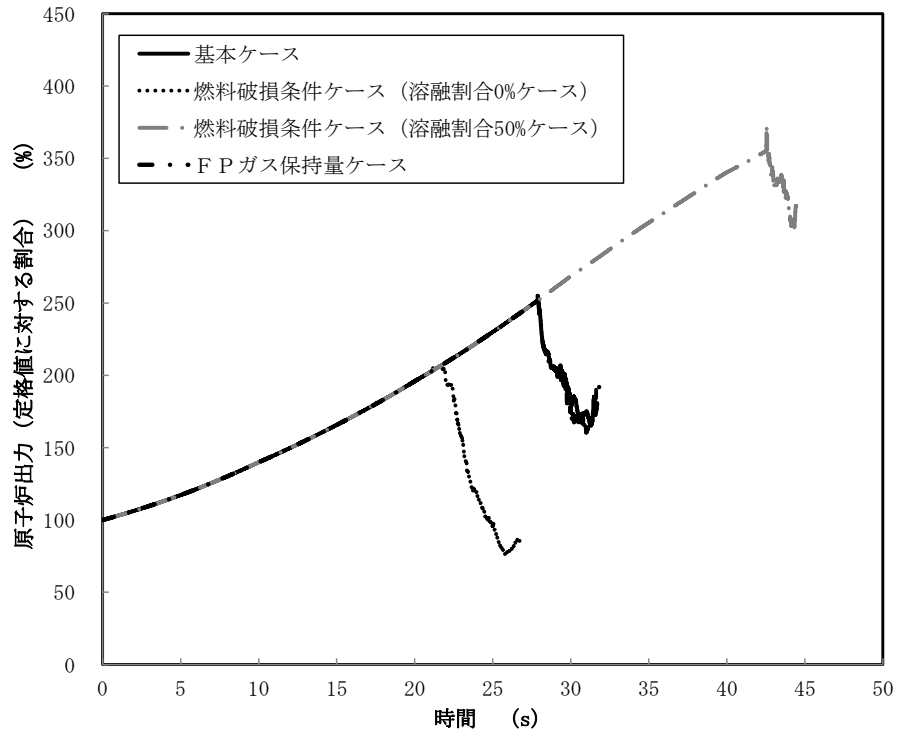
第 4.3.1 図 反応度履歴 (UTOP) (1/2)



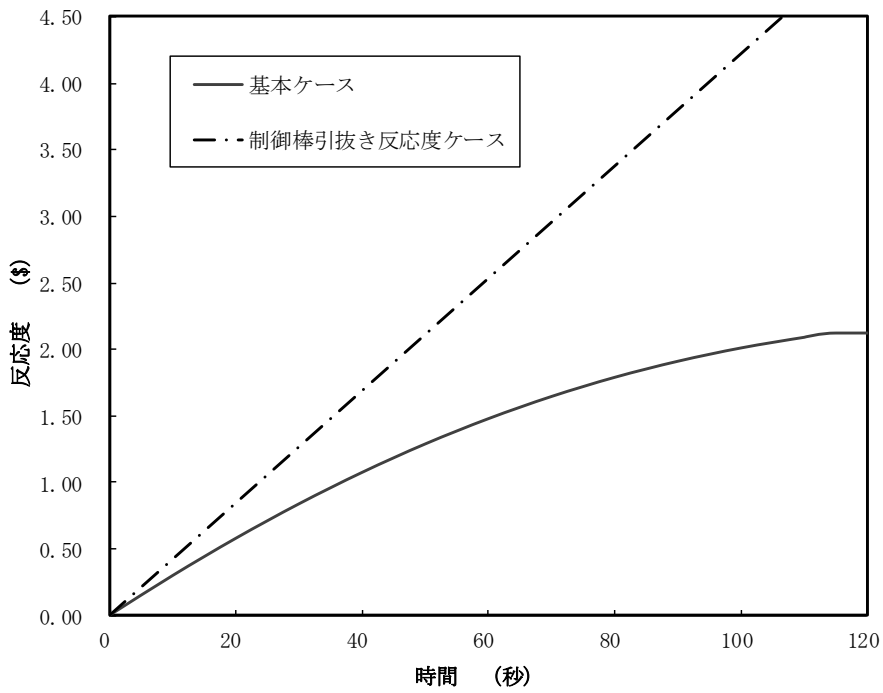
第 4.3.2 図 反応度履歴 (UTOP) (2/2)



第 4.3.3 図 出力履歴 (UTOP) (1/2)



第 4.3.4 図 出力履歴 (UTOP) (2/2)



第 4.3.5 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

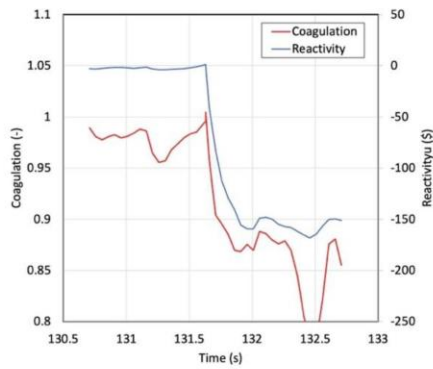
$$V_c = - \int_{core} \bar{\rho}_f \vec{e}_G \cdot \vec{v}_f dV / \int_{core} \bar{\rho}_f dV$$

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

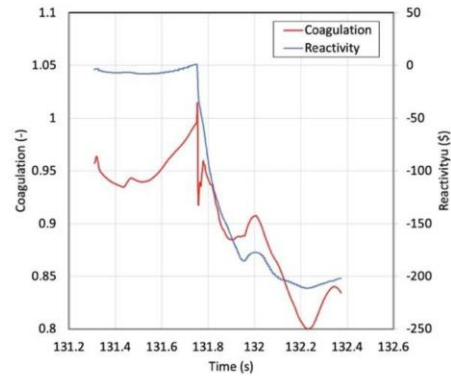
■ 燃料凝集に寄与する燃料質量の割合

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。

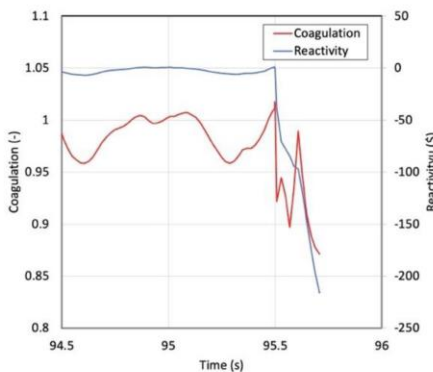
燃料凝集量の評価



基本ケース

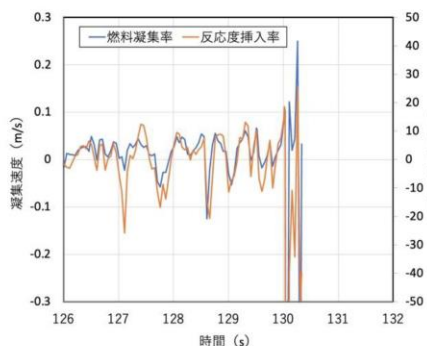


不確かさの影響評価ケース1 (FCI)

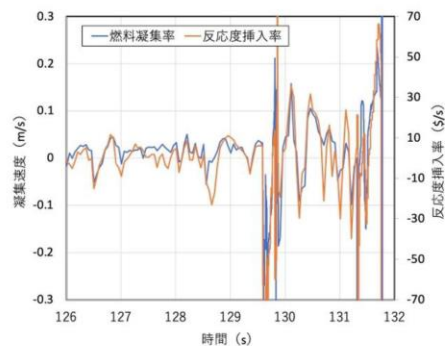


不確かさの影響評価ケース2 (燃料スロッシング)

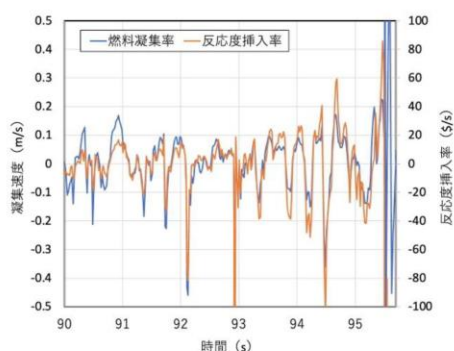
燃料凝集率の評価



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。

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

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

- 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

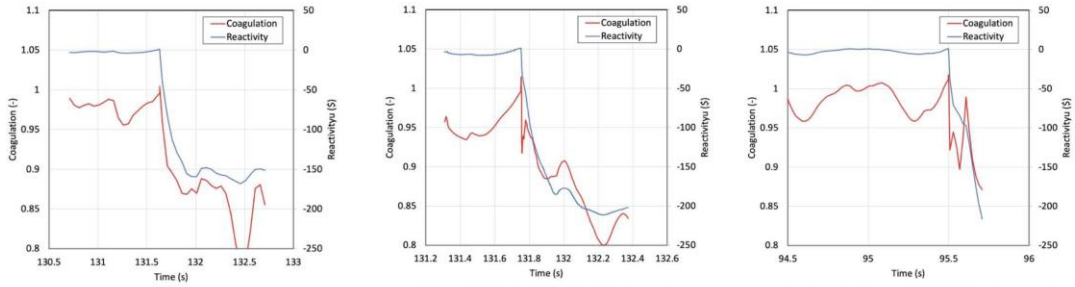
即発臨界超過時の燃料凝集量の評価 (3/5)

【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

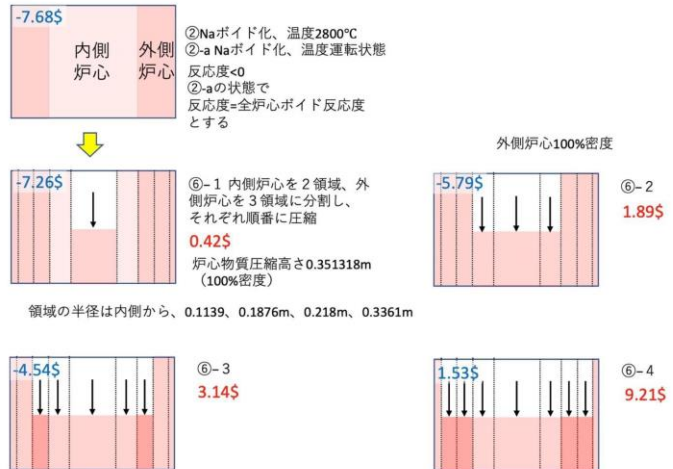
即発臨界超過時の燃料凝集量の評価 (4/5)

【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

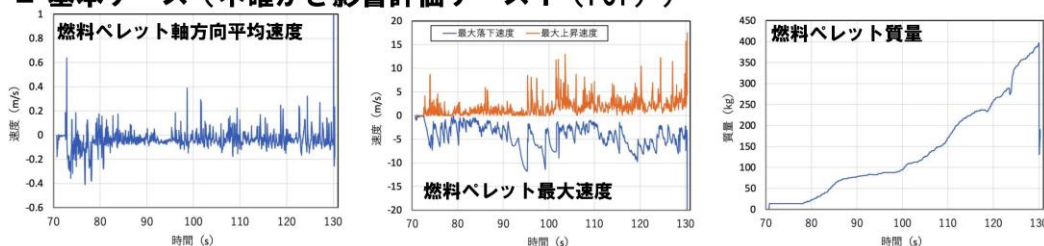
燃料粒子（ペレット）の落下挙動

- 「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。

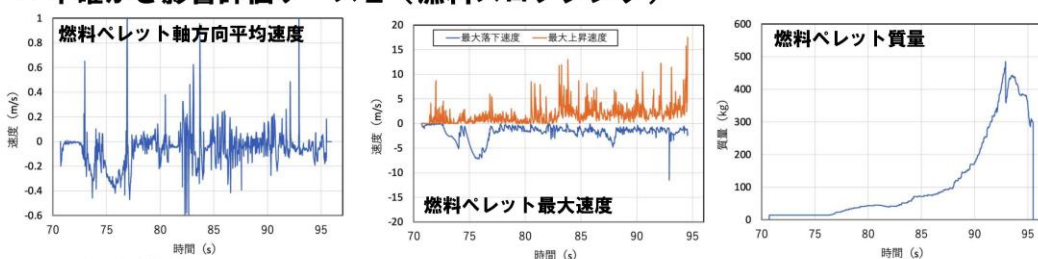
*1: 沸騰領域拡大後に燃料ピンが緩慢に崩壊する「常陽」では、沸騰拡大後の燃料崩壊前にプレナムガスが放出されてしまうため、プレナムガス圧駆動による加速は生じない。

燃料粒子（ペレット）の落下挙動

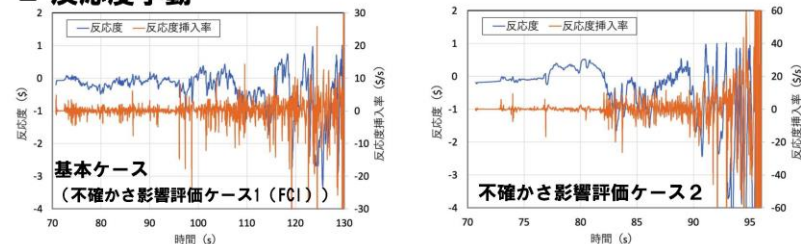
■ 基本ケース（不確かさ影響評価ケース1（FCI））



■ 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



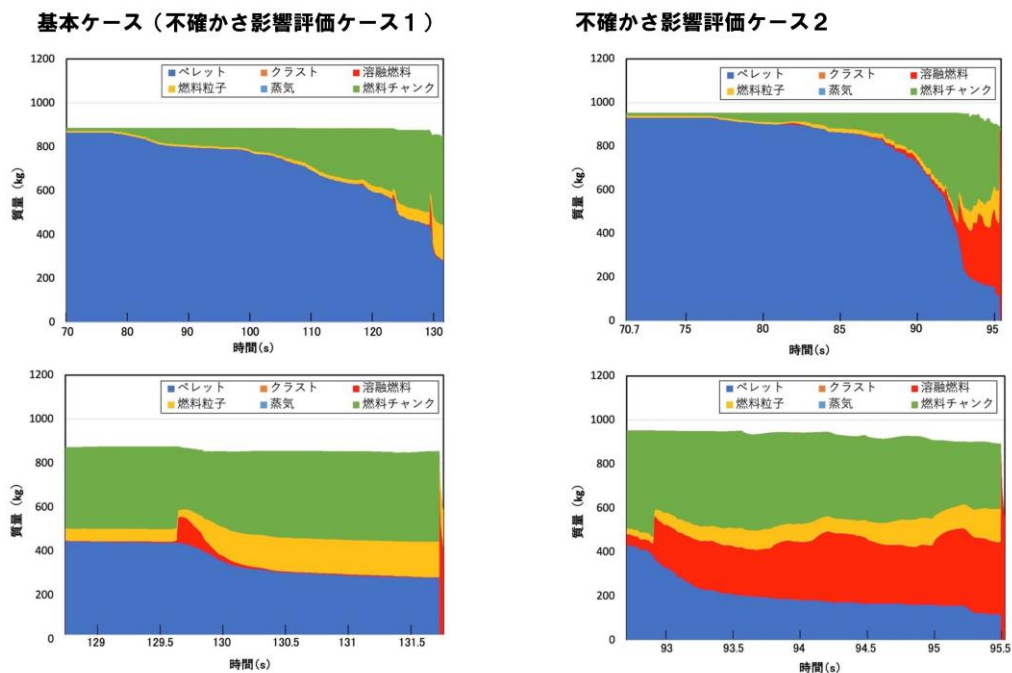
燃料粒子（ペレット）の落下挙動の反応度変化への影響

- 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

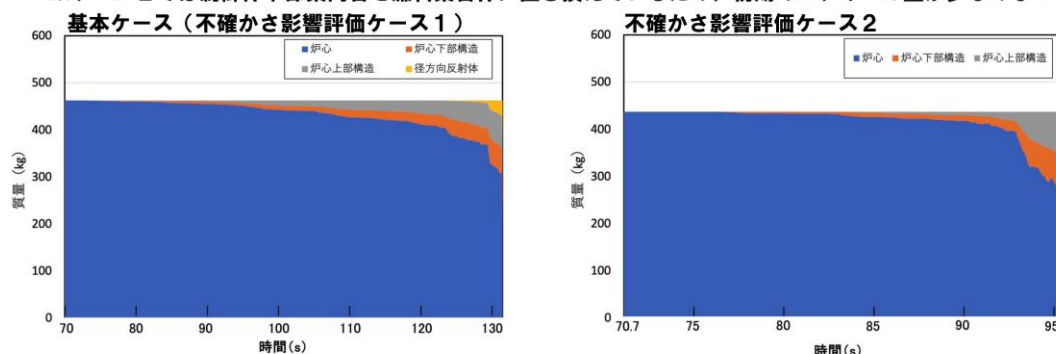
- 基本ケース（不確かさ影響評価ケース1）、不確かさ影響評価ケース2について遷移過程における燃料成分の質量の時間変化を示す。

※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。

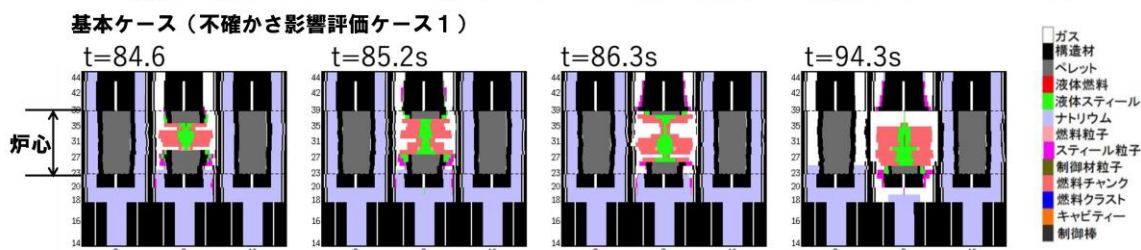


全炉心スティール量の時間変化及びその要因

- 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。

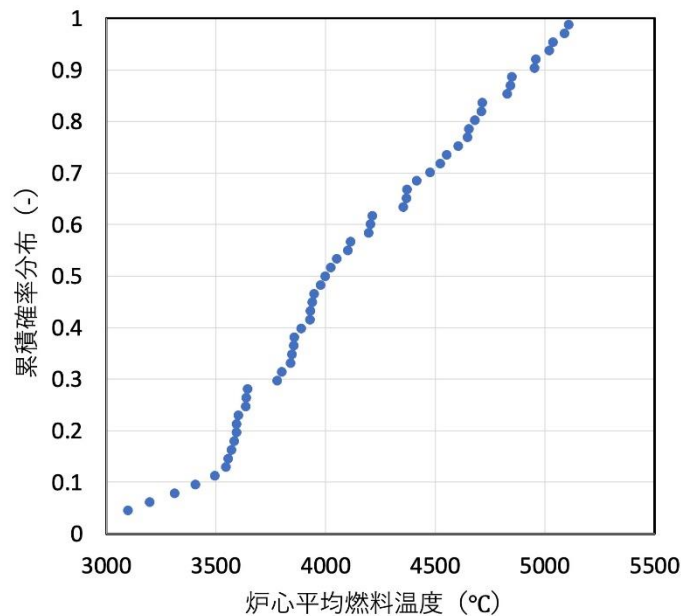
燃料スロッシングの不確かさ影響評価ケースでは、前述のように燃料凝集を促進する様々な仮想的かつ保守的な想定を用いた上で、さらに、放出エネルギーに対するこの非線形性の影響の評価を行った。

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の解析における
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]} 【遷移過程における溶融燃料－冷却材相互作用（FCI）の想定について：別紙 8-19-別添 1】。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の熔融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

SIMMER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熔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熔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熔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考慮した解析を S I M M E R -IV によって適切に行っている。

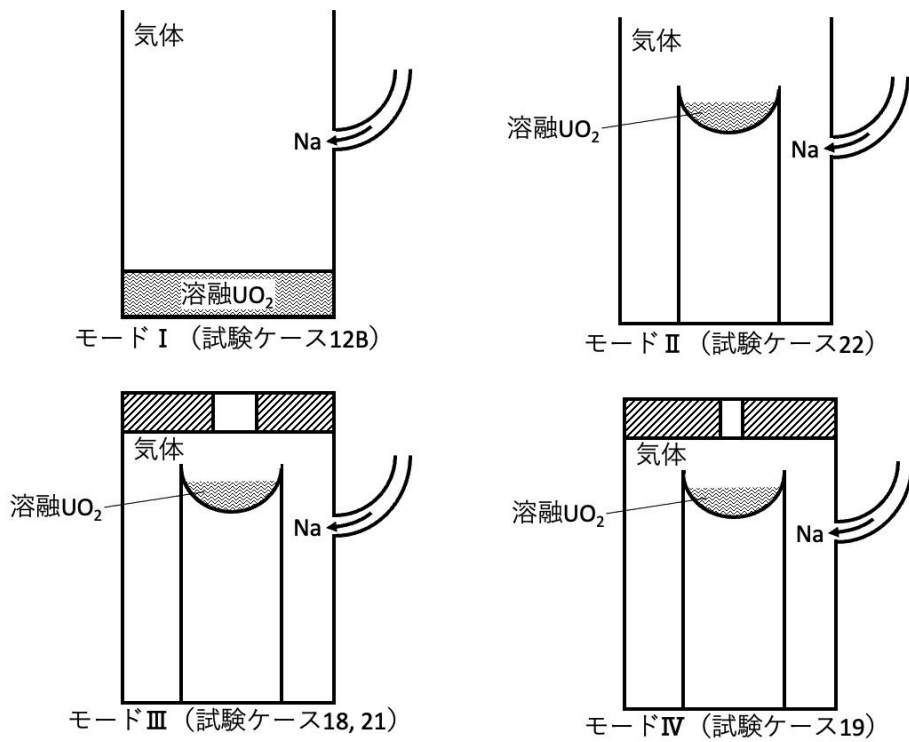
以 上

参考文献

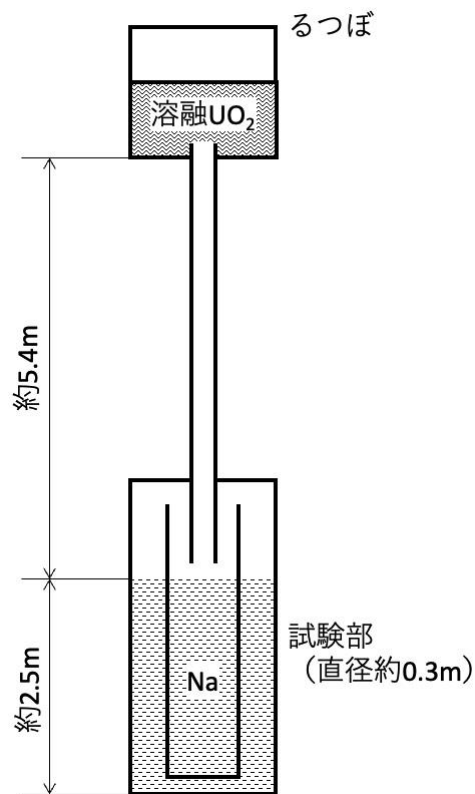
- [1] Anzieu, P., “The CORECT-II fuel-coolant interaction experiments: Interpretation and subassembly accident model,” Proc. of the LMFBR Safety Topical Meeting, Vol. IV, pp.251-259, Lyon (1982).
- [2] Fauske, H.K. and Koyama, K., “Assessment of Fuel Coolant Interactions (FCIs) in the FBR Core Disruptive 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, Beverly 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

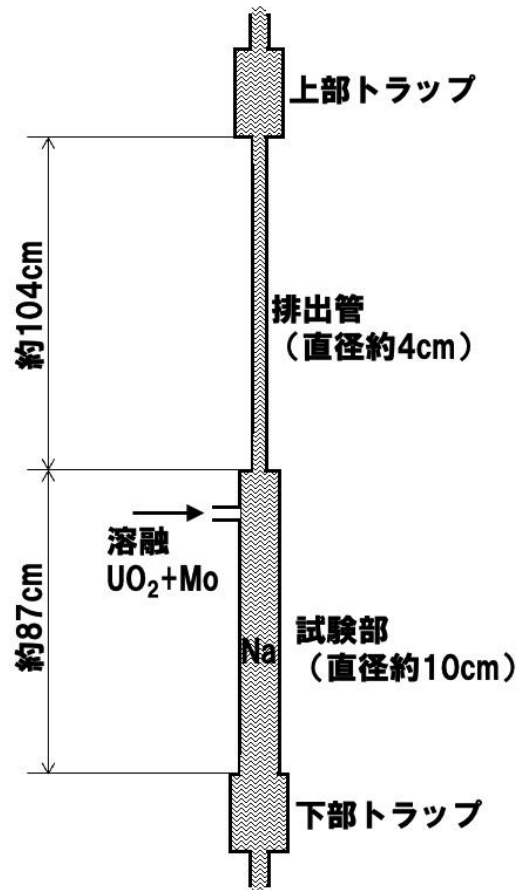
試験名	ケース	融体	質量 (kg)	加熱方法	高温融体温度 (°C)	FCI発生状況		ナトリウム温度 (°C)	投入速度 (m/s)	発生圧力ピーク (MPa)
CORECT-II	12B	UO ₂	4.15	高周波加熱	—	溶解UO ₂ を皿状のるつぼに入れ、その周囲下方向からナトリウム液位を上昇させる。 I～IVの試験modeがあり、modeIIIとIVは閉じ込められた狭い空間内でのFCI、modeIは融体プールにナトリウムを上から注ぐ試験である。炉心近傍のFCIとして参考になるのは開放された空間で実施したmodeIIである。	I	600	—	6.6
	18	UO ₂	4.92	高周波加熱	—		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解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解破損して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

遷移過程における溶融燃料－冷却材相互作用（FCI）の想定について

「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 UO_2 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

SIMMER 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 カ所まで同時に約 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、熔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熔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) を生じることは当然考えられる。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考慮した解析を S I M M E R - I V によって適切に行っている。

以 上

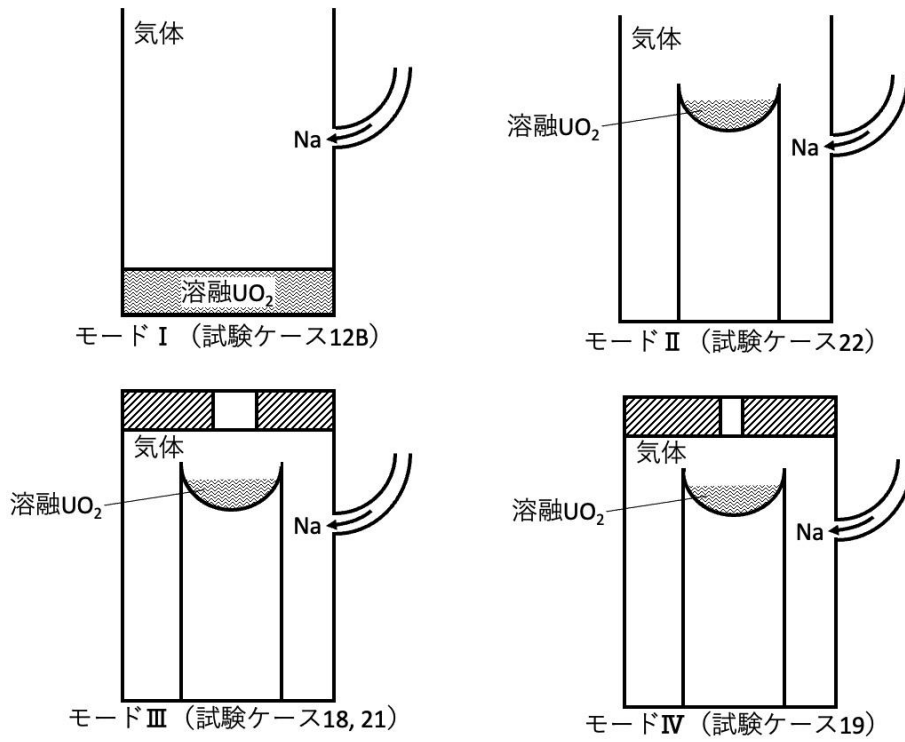
参考文献

- [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, Beverly 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).

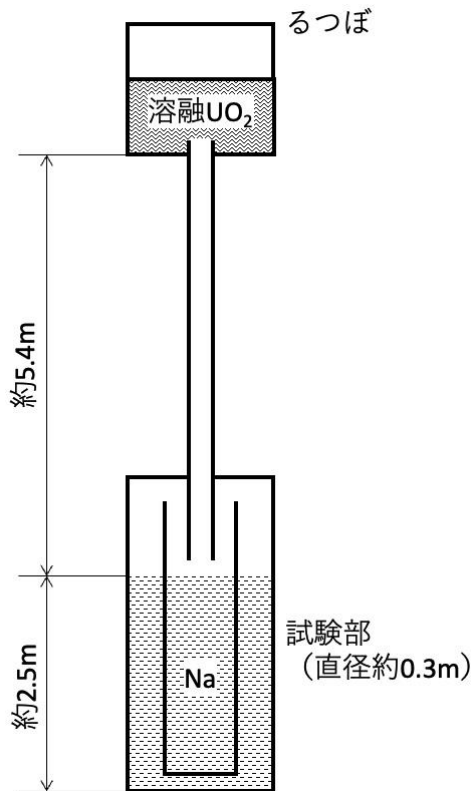
第 2.1 表 UO₂とナトリウムを用いた FCI 実験

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	—	溶解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、modeIIIとIVは閉じ込められた狭い空間内でのFCI、modeI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modeIIである。	I	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解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解破損してFCIが発生する。		400	—	約0.15

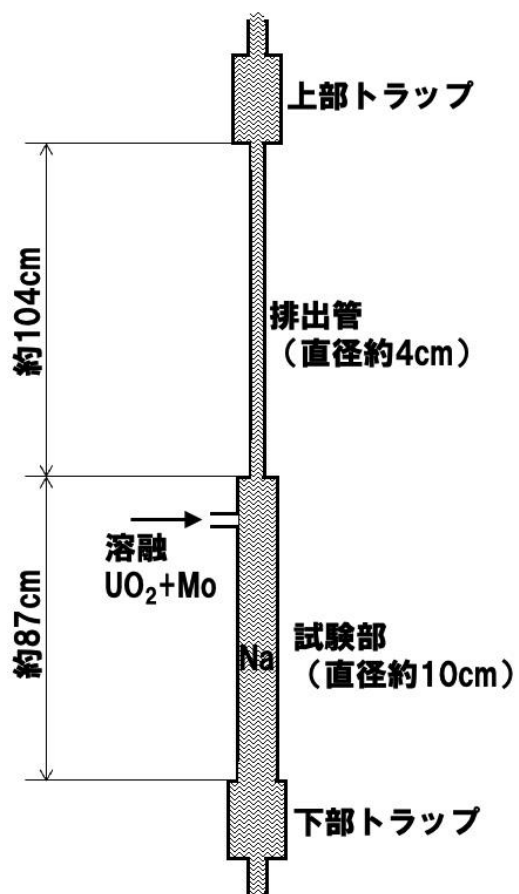
53 条(1)-別紙 8-19-別添 1-5



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

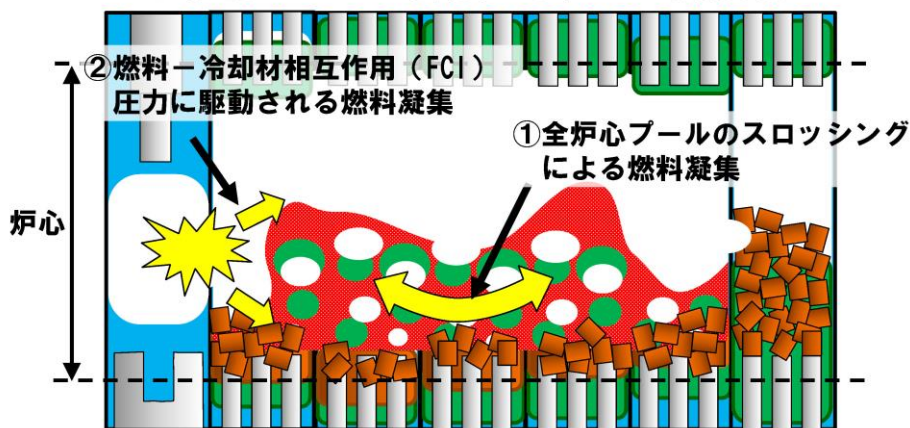
—不確かさ影響評価を必要とする重要現象—

- 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。

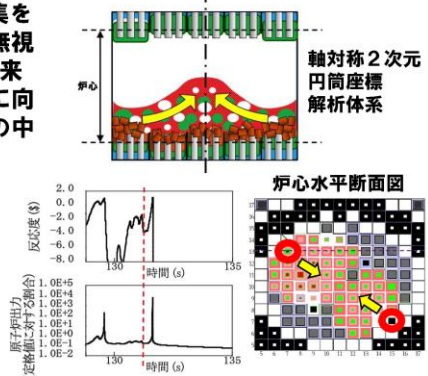
しかしながら、実スケールでの実機模擬性の高い試験データで検証されていないこと、及び燃料スロッシングは遷移過程における即発臨界超過によるエネルギー発生に直接影響する重要な現象であることを考慮して、遷移過程解析においては不確かさの影響を包絡する仮想的な条件での解析を実施する。

 - 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—



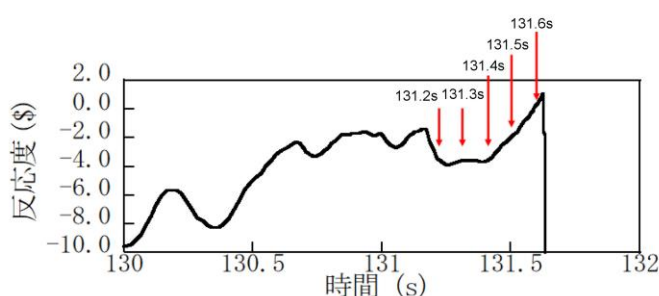
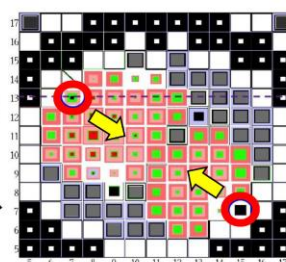
- ① 基本ケースは3次元体系で水平方向スロッシングによる燃料凝集を解析したが、ここでは燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視し、軸対称2次元円筒座標の解析体系で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動（大規模な一斉凝集）を強要した。
- ② 基本ケースの即発臨界超過の直前（約131秒）で、炉心物質を炉心中心に吹き寄せる2カ所の位置（右図赤丸）にある制御棒下部案内管におけるFCIの同時発生を仮定した。過去に実施されたナトリウムを用いたFCI実験の最大圧力が約40atmで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



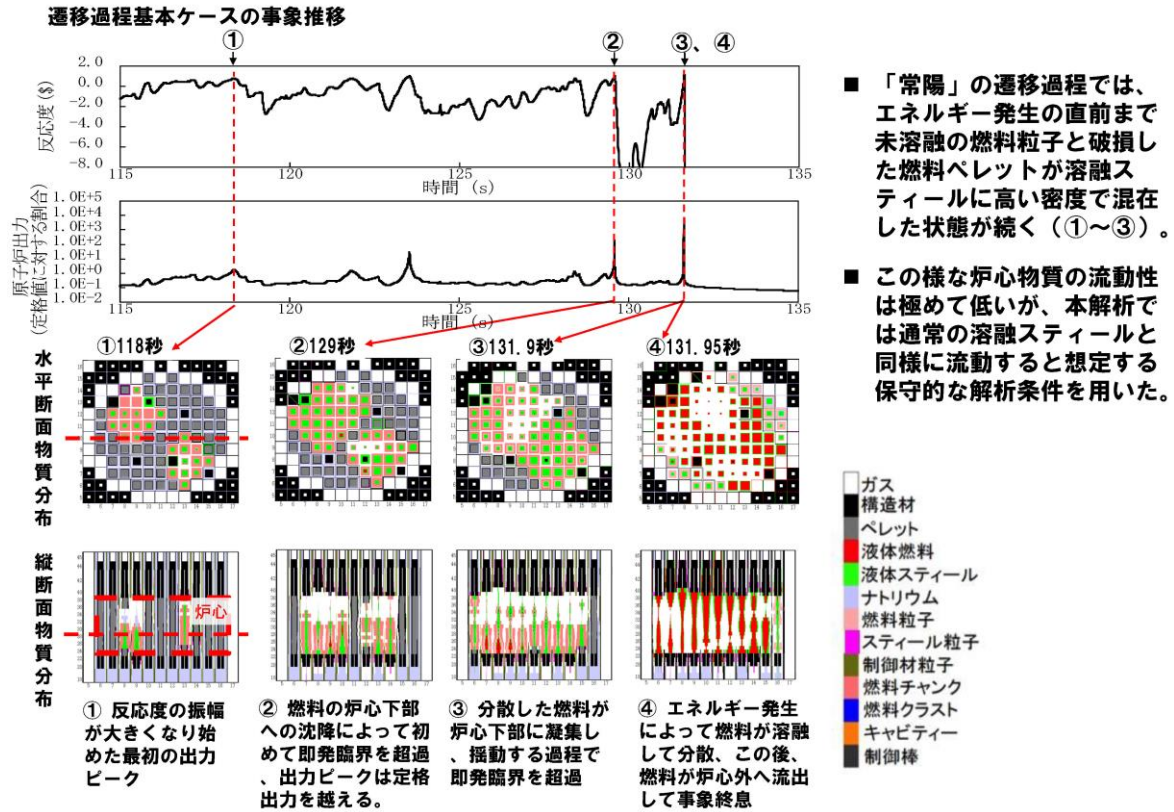
発生時刻(s)と場所	規格化出力最大値	積算出力(FPS)	炉心平均燃料温度(℃)
基本ケース	6,190	9.4	3,700
131.3(左上)	3,644	6.9	3,120
131.3(右下)	2,911	6.4	3,010
131.6(左上)	再臨界発生無し		
131.6(右下)	6,471	8.3	3,520
131.2(二カ所同時)	5,400	8.5	3,510
131.3(二カ所同時)	11,300	11.1	4,070
131.4(二カ所同時)	7,100	9.1	3,630
131.5(二カ所同時)	6,100	8.5	3,470
131.6(二カ所同時)	11,400	10.9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

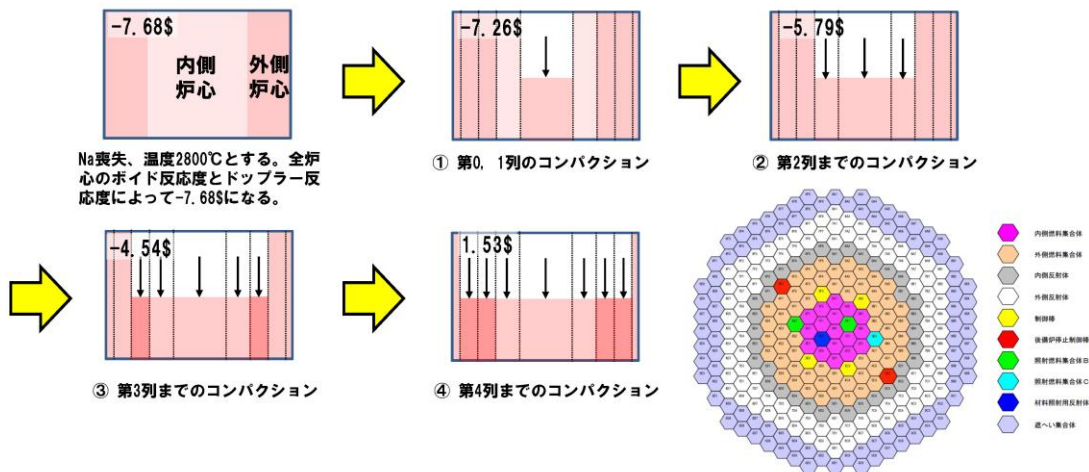


S I M M E Rによる遷移過程解析のまとめ

- 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。

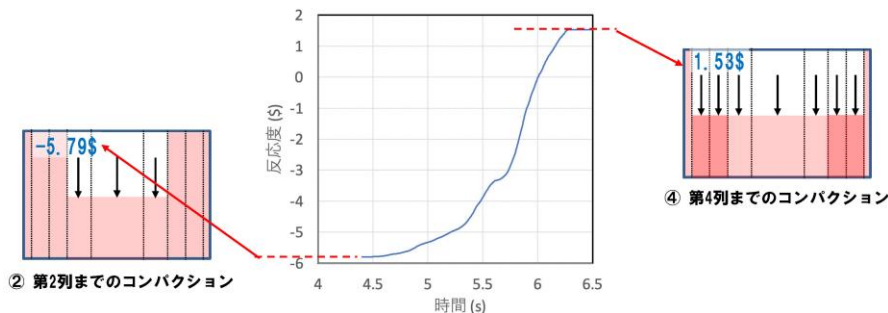
重力コンパクションによる簡易評価と
遷移過程解析基本ケースとの反応度挿入率の違いについて

- 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。



- S I M M E R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、S I M M E R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S I M M E R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

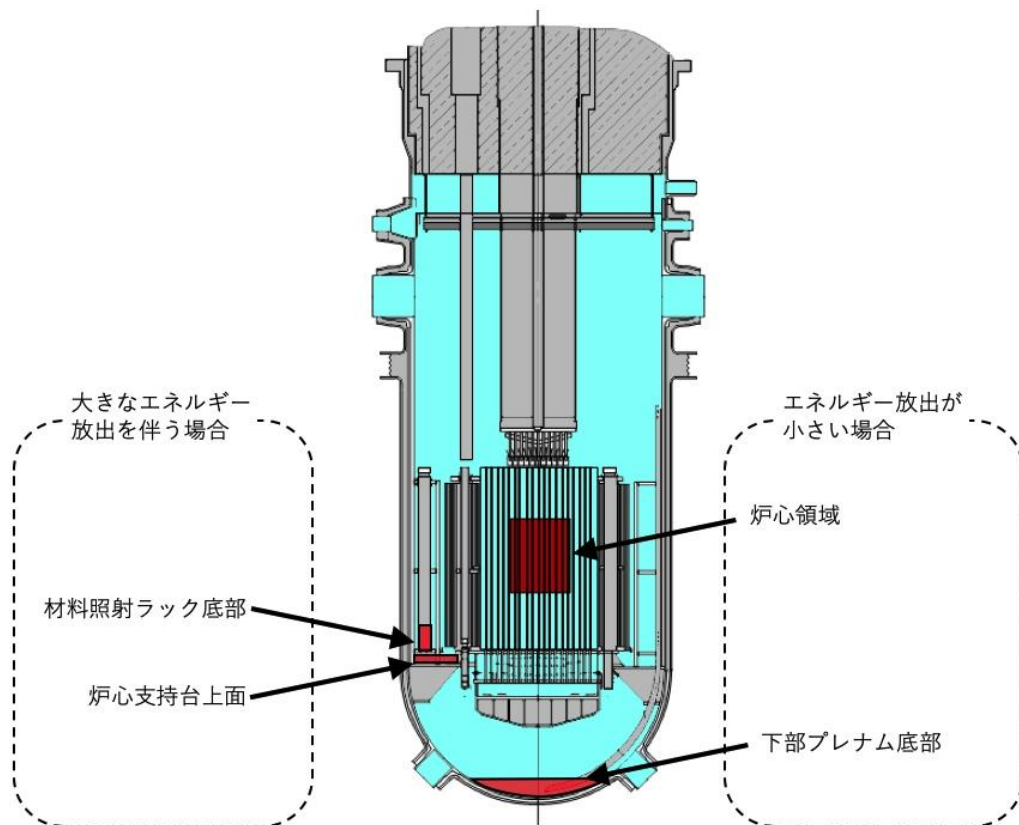
の最大溶融量として得られたインベントリの約 70%が損傷炉心物質の炉心からの流出量の不確かさの上限となる。

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

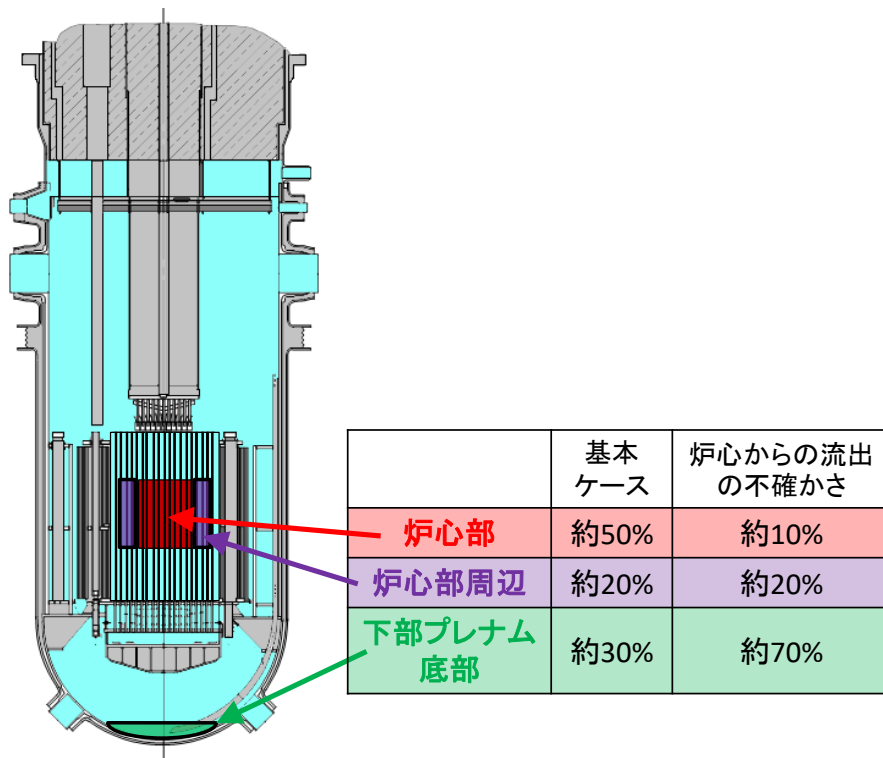
炉心からの流出量の不確かさの影響については、評価項目である「原子炉冷却材バウンダリの健全性」の観点から最も重要となる原子炉容器底部に形成されるデブリベッドの冷却性を解析した。具体的にはインベントリの約 70%の炉心物質からなるデブリベッドの冷却挙動を計算コードSuper-COPDのデブリ熱計算モジュールで解析した。デブリベッドの性状については、炉心物質を用いた試験結果等に基づいて、デブリ粒子径 400 μ m、空隙率 0.6 とする。原子炉容器底部にデブリベッドが形成される時刻は、崩壊熱の減衰の観点から保守的なタイミングとして、遷移過程の基本ケースの終状態における残留炉心物質のうちインベントリの約 70%の炉心物質が再溶融する時刻（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。

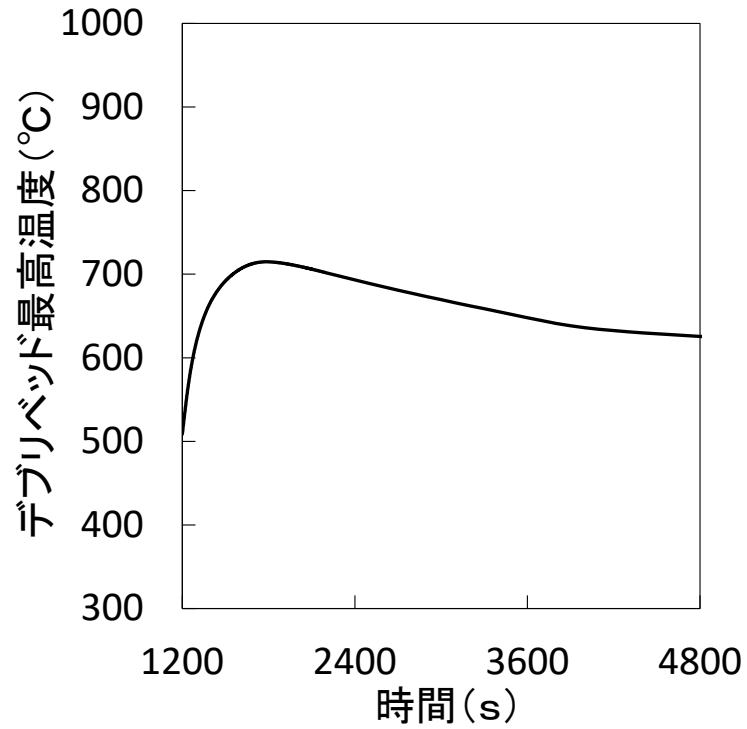
以上のことから、不確かさの影響を考慮しても、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドは周囲の冷却材や構造材による除熱と崩壊熱の低下によって安定的に冷却される。したがって、原子炉容器底部の鏡板がクリープ破損することはなく、また、炉心溶融物質等が原子炉容器内で安定に保持・冷却される。



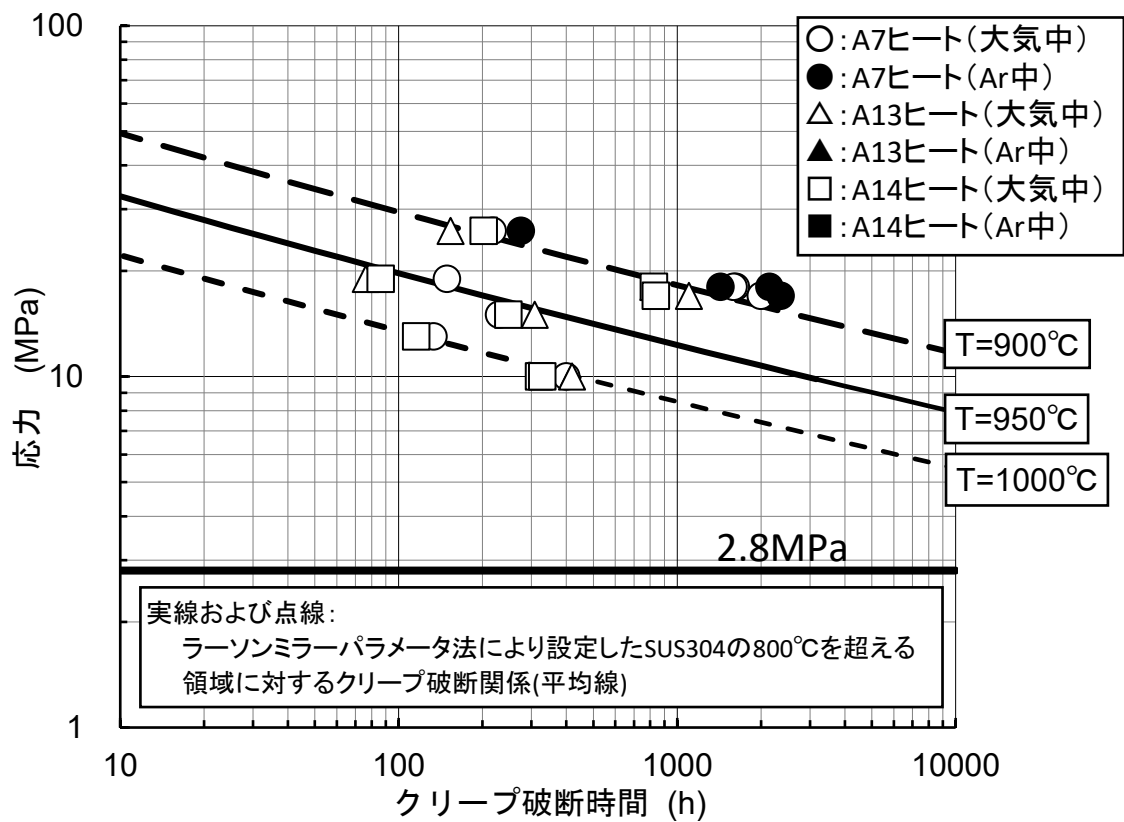
第 1.1 図 損傷炉心物質の最終的な再配置場所



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

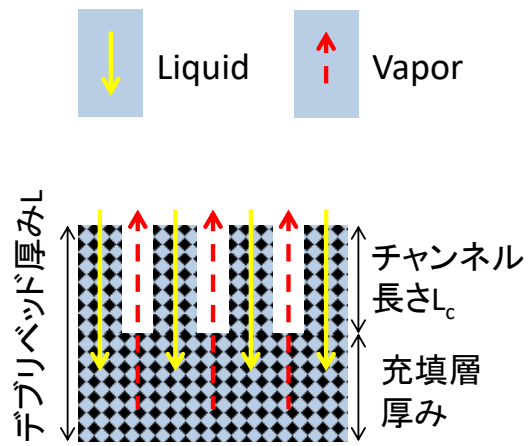
試験名	ナトリウム温度 [°C]	粒子径の質量中央値 [μm]	粒子径の Sauter 平均値 [μm]	備考
FRAG4	420	276.3	129.1	グラフ読取値の内挿で求める。
FRAG5	250	420	185.0	
FRAG6	690	461.5	148.9	
FRAG13	500	474	148.5	
FARO/TERMOS T1	400	約 500	146.7	「BOTTOM」「CENTER」「TOP」の平均値

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じょ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

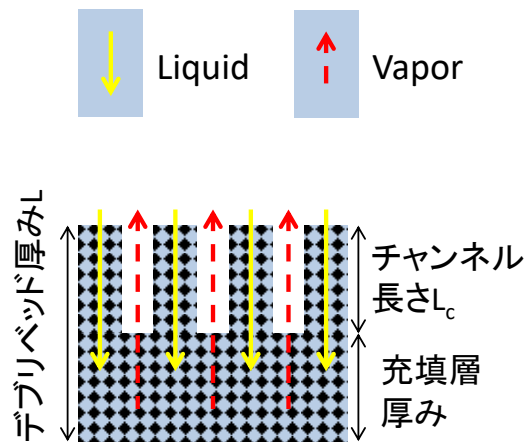
Parallel conduction モデルの妥当性は、デブリベッドのドライアウトが観測された D-4 試験の報告書^[3]の Figure 8.5-2 (第 2 図) に示されている (ナトリウムバルク温度 600°C の試験)。この試験では、ナトリウム蒸気のチャネリングが生じていることも報告されている。第 2 図は D-4 試験における発熱密度に対するデブリベッド内の沸騰領域の上端位置 (厚み) を Series conduction モデル (DB モジュールで採用) と Parallel conduction モデルを用いて計算し実線でプロットしたものである。この実線は沸騰領域の上端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



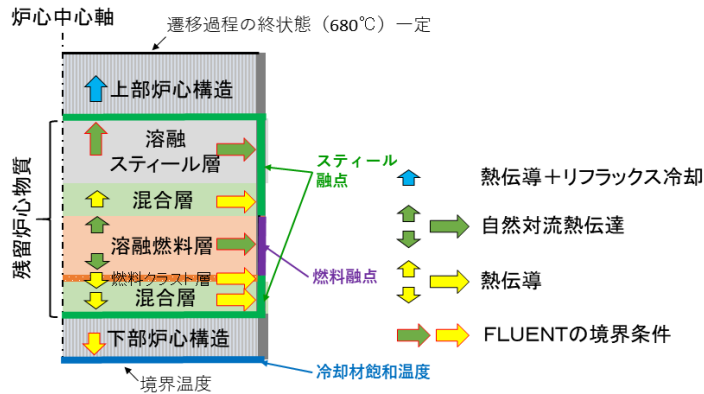
第2図 ドライアウト時の沸騰領域厚みと試験結果との比較 (Gronager, J.E. et al. [3])

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

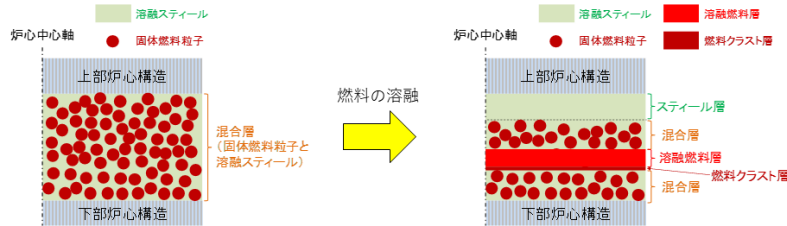
- 残留炉心物質の冷却性を評価するために使用した伝熱計算モデルは、炉心物質内部の発熱と周囲への伝熱の熱収支及び炉心物質が溶融した際の物質再分布を1次元体系で計算する簡易モデルである。
- 溶融領域内は自然対流熱伝達係数、混合層（燃料粒子デブリベッドの間隙に溶融スティールが存在）、燃料クラスト層、構造材は熱伝導率、上部炉心構造（ビン束）内は熱伝導と冷却材によるリフラックス冷却を考慮して伝熱を計算する。
- 溶融燃料及び溶融スティールが接する固体境界をそれぞれの融点として熱流束を計算し、FLUENTの境界条件となる残留炉心物質から3方向（上方向、下方向、径方向）への熱流束を計算する。



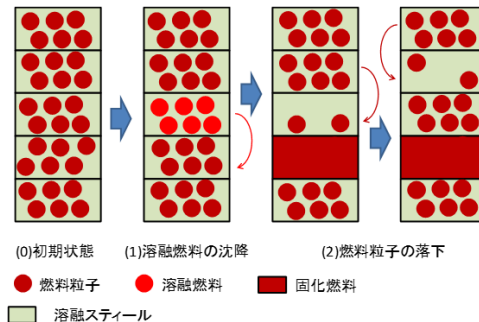
【伝熱計算モデル：別紙 8-24-別添 1】

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。

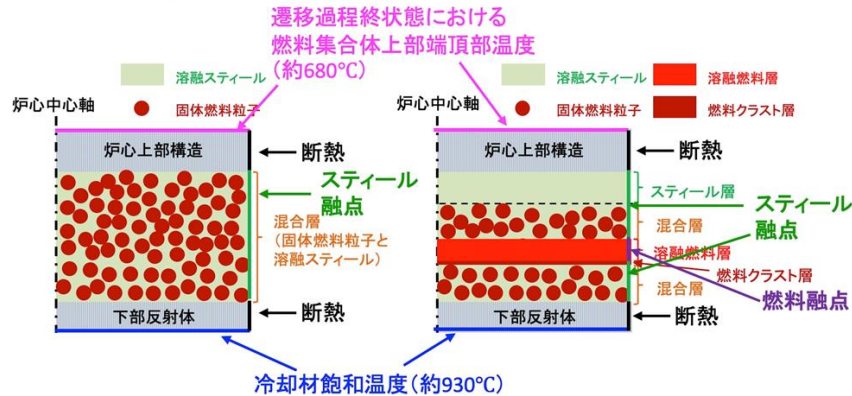


※ 崩壊熱による燃料の溶融、あるいは周囲への伝熱による溶融燃料の固化は、物質の再分布の時間スケールと比べて極めて緩慢に進行するため、本物質再分布モデルのようにステップ状に再分布を取り扱う簡易的な手法が適用できると考える。

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。



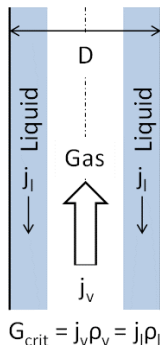
- これらの境界条件に基づいて評価した上下・径方向への熱流束を用いてFLUENTの解析を実施。
 - 炉心周囲のナトリウム温度が沸点を超えて除熱ができない場合
 - 残留炉心物質が周囲の構造材を溶融して拡大する。
 - 炉心周囲のナトリウム温度が沸点以下となり、除熱が可能との結果が得られた場合
 - 残留炉心物質は当初の炉心の範囲を超えて拡大することは無く、崩壊熱の低下とともに最終的には冷却されて固化する。

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



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

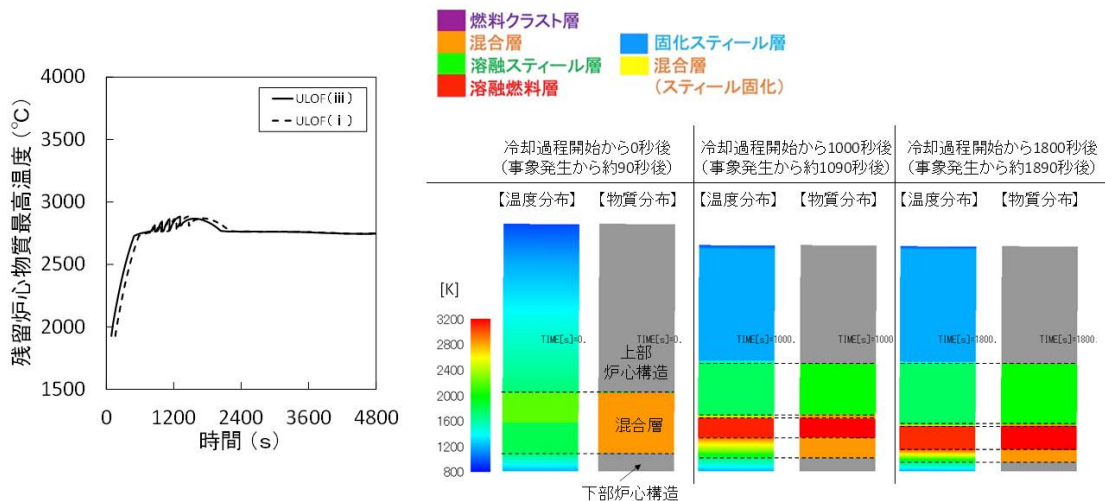
- C_w は定数で垂直円管では0.7~1.0の範囲^[2]。保守的に下限値の0.7として、「常陽」の炉心上部にあるピン束構造の幾何形状、ナトリウムの物性値を用いると、リフラックス冷却による単位流路面積当たりの除熱量として約3.3MW/m²を得る。
- これはULOFの残留炉心物質からの上方向への熱流束の最大値約1.05MW/m²に比べて十分に大きい。

[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秒後に燃料が再熔融し始め、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・側面ともに約1.05MW/m²、下方は事象発生後約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。



損傷炉心物質の冷却性評価の伝熱計算モデル

1. はじめに

ULOF の再配置・冷却過程における残留炉心物質及び材料照射ラック底部に堆積したデブリベッド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。

残留炉心物質の冷却性評価においては、残留炉心物質の内部がスチールの蒸気圧が発生するような高温となることを確認するとともに、原子炉容器内全体の熱流動を解析する 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、横方向）への熱流束履歴を計算する。初期条件として温度分布や崩壊熱を与えて、炉心溶融プール及び炉心上部／下部構造を高さ方向 1 次元に要素分割して熱収支及び物質再分布を計算し、残留炉心物質の温度分布及び 3 方向への熱流束履歴を計算する。

また、材料照射ラック底部に堆積したデブリベッドの冷却性評価においては、デブリベッドを空隙のある固体円筒としてモデル化してその内部で冷却材が沸騰するような高温となることを確認する。初期条件として温度分布や崩壊熱を与えて、デブリベッドを高さ方向 1 次元に要素分割して熱収支を計算し、円筒内の温度分布を計算する。

2. 熱収支計算モデル

炉心物質の物質混合と溶融状態の様々な状況を区別するため、溶融燃料層、溶融スチール層、混合層（固体燃料粒子及び溶融スチールの混合層又は固体燃料粒子、固体スチール粒子及び冷却材の混合層）及び燃料クラスト層を考慮し、それぞれについて実効的な熱伝導率又は熱伝達率を求めて熱収支を計算する。要素分割は高さ方向 1 次元であるが、径方向への除熱についても、溶融層では自然対流による熱伝達、混合層では内部発熱のある径方向熱伝導を考慮する。エネルギー方程式は以下の通りである。

$$M_k \frac{de_k}{dt} = Q_{dh,k} - Q_{rm,k} \quad (1)$$

ここで、M は質量、e は比エンタルピー、t は時間、 Q_{dh} は崩壊熱による発熱量、 Q_{rm} は除熱量、下付文字 k は要素番号である。除熱量について、混合層及び燃料クラスト層は熱伝導で計算し（当該領域を以下「熱伝導領域」という。）、溶融燃料層及び溶融スチール層は自然対流熱伝達を仮定し複数要素を一つの領域にまとめて熱伝達率を用いて計算する（当該領域を以下「熱伝達領域」という。）。軸方向熱移行量は、要素 k の中心から要素境界までの熱移行量及び要素境界から要素 k+1 の中心までの熱移行量が等しくなると仮定して、要素境界温度を求めることによって計算する。径方向熱移行量は、要素 k の中心から径方向境界までの距離と温度差を求めることによって計算する。軸方向の自然対流熱伝達率について、溶融燃料層は平行平板間の体積発熱プールの自然対流に対する Steinberner-Reiner の Nu 数相関式^[1]、溶融スチール層は下面が加熱された非発熱流体の自然対流に対する Churchill の Nu 数相関式^[2]で得た熱伝達率を適用して熱移行量を計算する。また、径方向熱伝達率の評価には、SCARABEE 炉内試験でその適用性が確認された Nu 数相関式を用いる^[3]。

3. 物質再分布計算モデル

再配置・冷却過程初期状態の残留炉心物質は、全体が第1図(1)に示すように一様な混合層を仮定する。混合層において燃料が再熔融すると第1図(2)に示すとおり、密度差により物質再分布(熔融燃料の沈降及び固体燃料粒子の落下:密度の高い熔融燃料が沈降し、密度の低い熔融スチールが上側へ排除される。また、沈降した熔融燃料の体積分だけ固体燃料粒子が落下する。)が生じるものとする。第2図に熔融燃料の沈降及び固体燃料粒子の落下モデルの概念図を示す。本モデルのアルゴリズムは次のとおりである。

第2図(1)の初期状態は熔融スチール及び燃料粒子の混合物が存在しているが、第2図(1)において、ある要素で燃料の熔融が生じると、熔融した燃料は下の要素に移行する。ここで、熔融した燃料は、下の要素の熔融スチールの体積分のみ移行できる。一方、熔融燃料の沈降により排除された熔融スチールは、上の要素に移行するものとする。すなわち、 $\alpha_{f,liq}$ 、 $\alpha_{s,liq}$ をそれぞれ、要素中の熔融燃料及び熔融スチールの体積割合とすると、

$$\alpha_{f,liq,k+1}\Delta z_{k+1} \leq \alpha_{s,liq,k}\Delta z_k \quad (2)$$

のとき、要素 k+1 の熔融燃料を同体積の要素 k の熔融スチールと入れ替える。

$$\alpha_{f,liq,k+1}\Delta z_{k+1} > \alpha_{s,liq,k}\Delta z_k \quad (3)$$

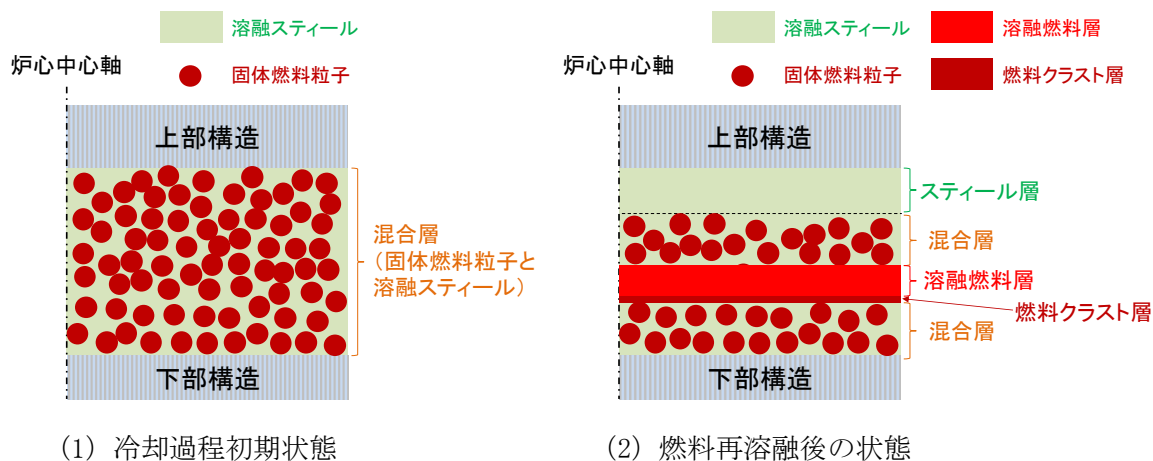
の場合は、要素 k の熔融スチールを同体積の要素 k+1 の熔融燃料と入れ替える(この場合、要素 k+1 の熔融燃料は一部残ることになる)。物質の入れ替えを行うとともに平均温度を計算する。この操作を k=1 から解析体系の上端である k=kmax まで行う。

第2図(2)では、ある要素の下の要素の燃料粒子の体積割合がある最大値(以下「ALPMXI」という)より小さい場合、燃料粒子の落下が生じる。燃料粒子の落下により排除された熔融スチールは、上のセルに移行するものとする。すなわち、 $\alpha_{f,sol}$ を要素中の固体燃料粒子の体積割合とすると、

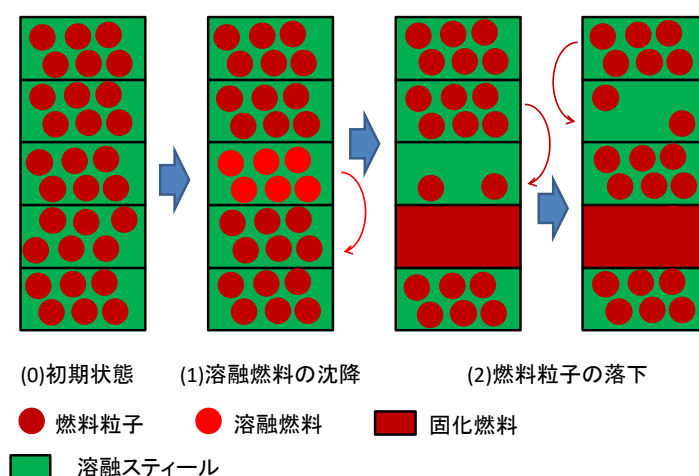
$$(1 - \alpha_{f,liq,k}) \times ALPMXI - \alpha_{f,sol,k} > 0 \quad (4)$$

のとき、要素 k の熔融スチールを上式左辺の体積分の要素 k+1 の固体燃料粒子と入れ替える。要素 k+1 の固体燃料粒子の体積が上式左辺の体積分より小さい場合は、要素 k+1 の固体燃料粒子の全量が要素 k へ移行する。物質の入れ替えを行うとともに平均温度を計算する。この操作を k=1~kmax まで行う。再配置・冷却過程における崩壊熱による燃料の熔融又は周囲への伝熱による固化は物質移動に比較して極めて緩慢であり、本モデルのような簡易的な手法で物質再分布を扱うことが可能である。

熱収支及び物質再分布の計算後、融点(混合層については燃料融点)を超えた要素は熱伝達領域にまとめ、熔融層の平均温度を計算する。



第1図 典型的な炉心物質の状態 (概念図)



第2図 溶融燃料の沈降／燃料粒子の落下モデルの概念

参考文献

[1] Steinberner, U., Reineke, H.-H., Turbulent buoyancy convection heat transfer with internal heat sources, Proceedings 6th International Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, August, 1978.

[2] Churchill, S. W., Heat Exchanger Design Hand Book, 2.5.8, (1983), VDI-Verlag GmbH, Hemisphere

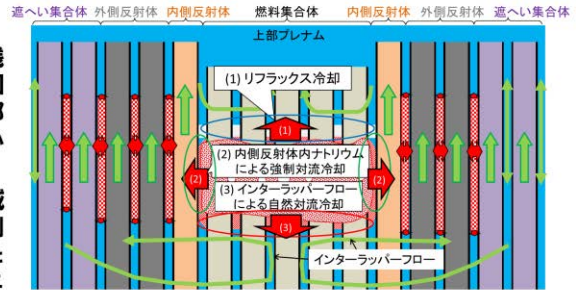
[3] Breton, J. P., Jamond, C., Camous, F. and Santamarina, A., "The SCARABEE molten and boiling pool test series BF experimental results, modeling and interpretation", Proceedings of the 1990 International Fast Reactor Safety Meeting, Vol. II, Snowbird, Utah, 12-16 August 1990, pp. 357-366.

FLUENT解析における初期温度、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



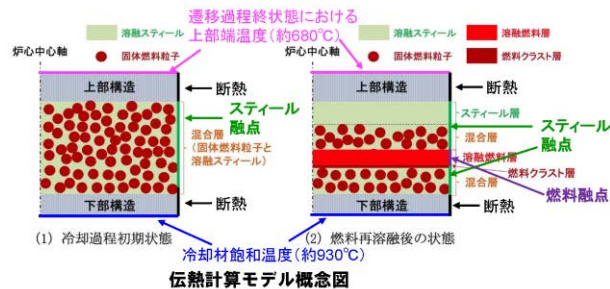
FLUENTによる残留炉心物質周辺の熱移行現象のモデル化概念図

(※) 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

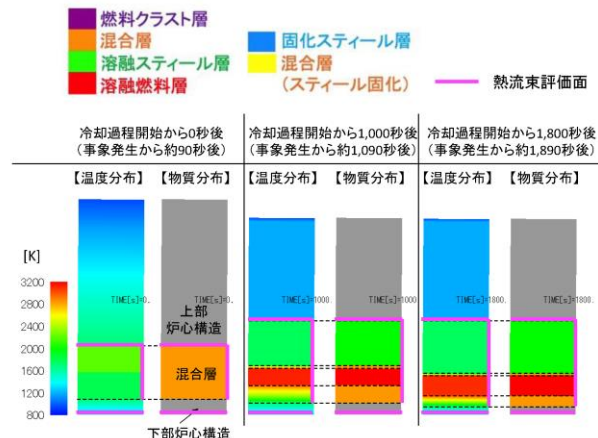
- 炉心部に残留する炉心物質から周囲への局所の熱移行挙動を解析するため、伝熱計算モデルを用いて残留炉心物質内部の温度変化、溶融・再分布挙動、及び周囲の構造物等への熱移行を1次元体系で解析し、FLUENTによる多次元熱流動解析の境界条件を提供する。
 - 固体燃料粒子と溶融スチールからなる混合層、燃料クラスト、及び固化スチール層内は熱伝導、溶融層は自然対流熱伝達相関式を用いて周囲への熱移行を解析する。
 - 解析体系は、残留炉心物質、上下の炉心構造を高さ方向1次元に要素分割して計算する。遷移過程解析の終状態に基づいて、下部反射体上端から約10cm下方でナトリウムの飽和温度（約930℃）、燃料ピン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

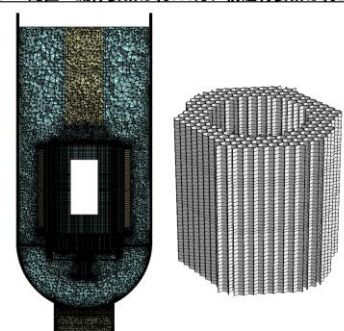
- 構造物の熱容量及び熱伝導、流体との共役熱伝達を考慮
- 炉心上部機構内部の冷却材は静止
- 構造物のないプレナム部に乱流モデル (Realizable k-ε) 適用
- 構造物を含む領域 (炉心部も同じ) は空隙率 (冷却材の体積割合) 及び圧力損失係数を考慮
- リークジャケット外面及び冷却材上面は断熱

[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

【再配置・冷却過程の初期温度について】

1. 残留炉心物質の冷却における冷却過程開始時点の温度条件

4.3.3.1 外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故、(6)措置の有効性評価、(ii)格納容器破損防止措置、i)基本ケース、iii.再配置・冷却過程の解析における「9)…冷却過程開始時点の炉心条件として、残留炉心物質の温度は最高約 1,930℃、構造材及び冷却材温度について、支持板下方の領域は約 350℃、炉心周辺領域を除く支持板上方の領域は約 500℃並びに炉心周辺領域は約 460℃とする。」の設定根拠はそれぞれ以下の通りである。

● 残留炉心物質の温度

本条件は、ii.遷移過程の解析の結果を引き継いで設定している。遷移過程中、損傷炉心物質は下部空間部(下部反射体上端)まで下方向に浸食するものの、構造スチールの体積割合が大きい下部反射体上端で浸食が一旦停止する。冷却過程開始時点の残留炉心物質を、下部空間部に浸食して周辺のスチール構造との熱交換によって温度低下した残留炉心物質(以下「残留炉心物質下側」という。)と、その上部に存在する比較的温度の高い残留炉心物質(以下「残留炉心物質上側」という。)の2領域に分けて条件を設定した。それぞれの領域で、遷移過程の解析結果より燃料とスチールの平衡温度を求めると、残留炉心物質上側は約 2120K、残留炉心物質下側は約 1720K となる。これをそれぞれ保守的に切り上げた 2200K(約 1,930℃)、1800K(約 1,530℃)を冷却過程開始時点の残留炉心物質の温度として設定している。

● 構造材及び冷却材温度

1次主冷却系流量等の境界条件をSuper-COPDで計算した際に得られた冷却過程開始時点における各領域(支持板下方の領域、炉心周辺領域を除く支持板上方の領域、炉心周辺領域)の温度をそれぞれ用いている。

2. 上部プレナムにおけるデブリベッド冷却における冷却過程開始時点の温度条件

4.3.3.1 外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故、(6)措置の有効性評価、(ii)格納容器破損防止措置、i)基本ケース、iii.再配置・冷却過程の解析における「11)…約 5,110℃の損傷炉心物質が上部プレナムに放出されて燃料集合体頂部位置まで沈降した際の損傷炉心物質の温度を保守的に切り上げた 600℃とする。」の設定根拠は次の通りである。本条件は、ii)不確かさの影響評価、iv.機械的応答過程の不確かさの影響評価の結果を引き継いで設定している。上部プレナムに放出され、上部プレナム内のナトリウムと熱平衡となって燃料集合体頂部位置まで沈降した燃料及びスチール温度はともに約 590℃である。これを保守的に切り上げた 600℃を冷却過程開始時点の損傷炉心物質の温度として設定している。

機械的エネルギー発生解析における（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

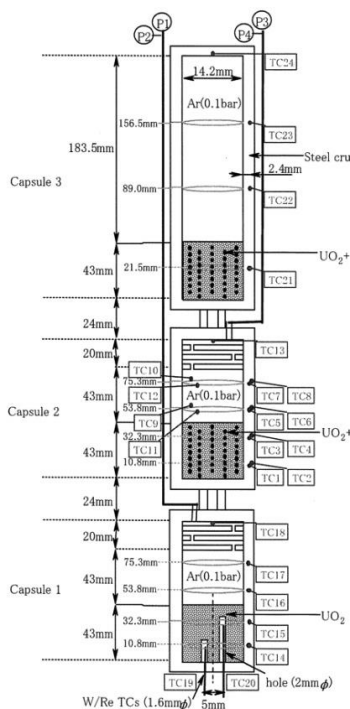
重要現象の検証課題とS I M M E Rの解析モデルの対応関係

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-

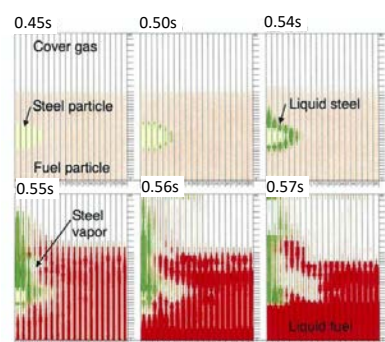
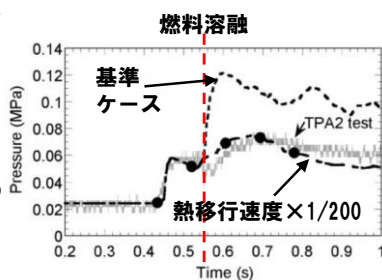
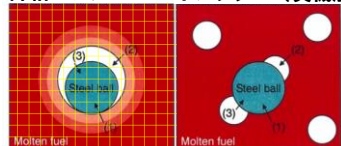
■ 試験と解析結果の概要

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)



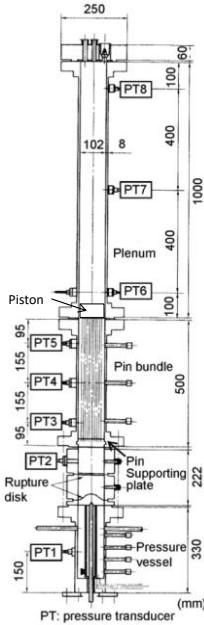
詳細メッシュを用いた単一スティール球のS I M M E R-IIIによる解析結果

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。

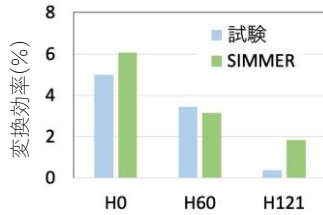
機械的エネルギー発生挙動に関する検証解析 (2/2) 一炉心上部構造による熱及び圧力損失：VECTORS試験解析一

■ 試験と解析結果の概要

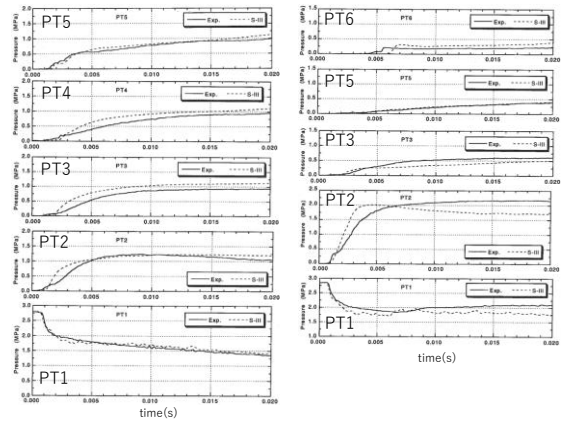
VECTORS試験は高温の水と水蒸気の混合物をピン束を模擬した流路の下部から放出し、ピン束の流動抵抗と熱損失による圧力損失、エネルギー損失を模擬した試験である。ピン束の出口に置かれた重さ約80gのピストンの運動エネルギーへの変換効率も測定された。



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

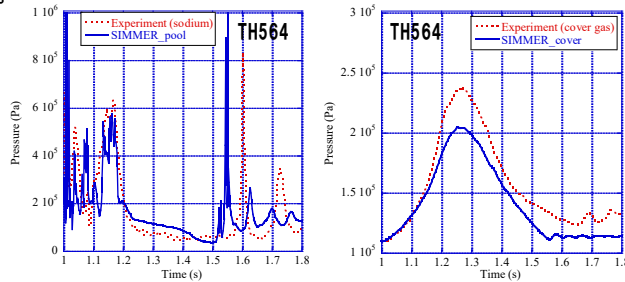
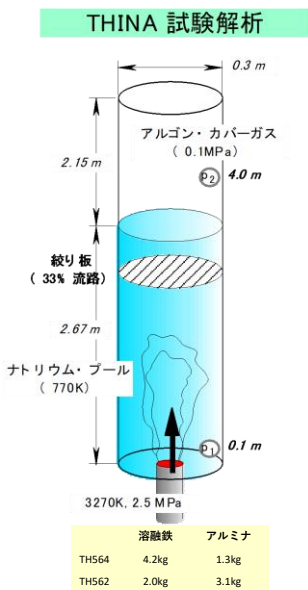
H60ケース圧力変化

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。

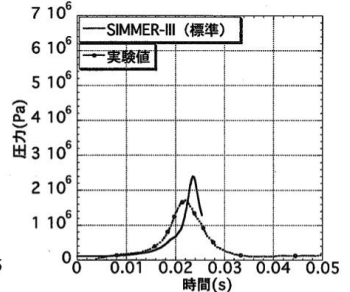
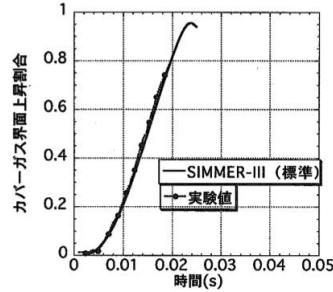
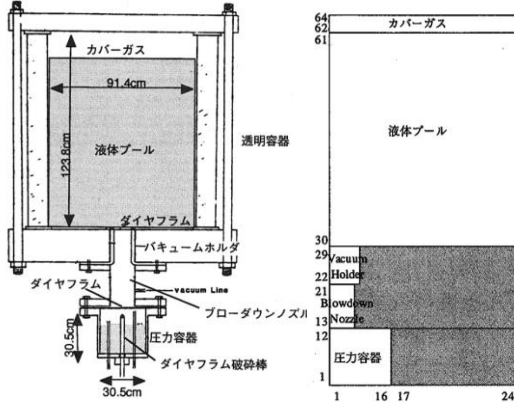
解析結果は圧力のピーク値と発生時刻をよく再現している。THINA試験は高速炉の炉心損傷事故で発生する温度条件と冷却材条件を模擬したものであり、圧力発生挙動を適切に解析できていることから、実機解析への適用性を有すると判断した。

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

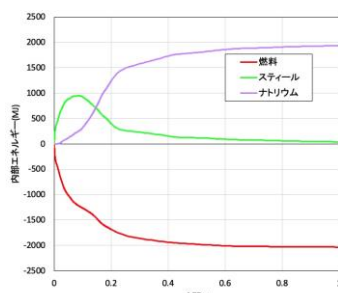
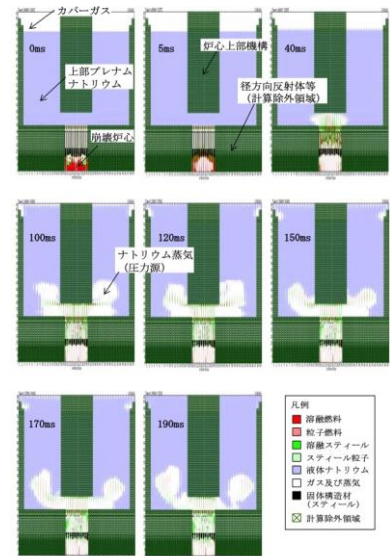
- 本解析の基本ケースでは、遷移過程の基本ケースにおいて炉心平均燃料温度が最大となる時点の炉心の物質及び温度配位を用いる。
- ULOFの機械的エネルギー発生に至る事象推移において考慮すべき不確かさ
 - 遷移過程までの事象推移における再臨界による熱エネルギー発生の不確かさ
 - 遷移過程における不確かさ影響評価ケースの炉心状態を初期状態とする
 - 燃料からスチールへの熱移行
 - CABRI TP-A2試験解析でSIMMERは200倍過大評価することが示されているため、熱移行速度を1/200倍としてその影響を評価する。
 - 炉心上部構造による熱及び圧力損失
 - 蒸気泡の成長
 - VECTORS、OMEGA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

	ケース名	炉心平均燃料温度 (°C)	機械的エネルギー (MJ)
ULOF (i)	基本ケース	約3,700	1.8
	炉心上部構造による熱損失×1/2		2.1
	炉心上部構造による熱損失×1/5		2.3
	蒸気泡の成長の凝縮速度×1/2		1.9
	蒸気泡の成長の凝縮速度×1/5		2.2
	炉心F-S熱伝達×1/200		1.7
	上部反射体削除		1.9
遷移過程不確かさ影響評価ケース2	約5,110	3.6	
ULOF (iii)	基本ケース	約4,200	2.6
	炉心上部構造による熱損失×1/2		3.1
	炉心上部構造による熱損失×1/5		3.3
	蒸気泡の成長の凝縮速度×1/2		2.8
	蒸気泡の成長の凝縮速度×1/5		3.3
	炉心F-S熱伝達×1/200		2.1
	上部反射体削除		2.1
遷移過程不確かさ影響評価ケース2	約5,130	3.4	

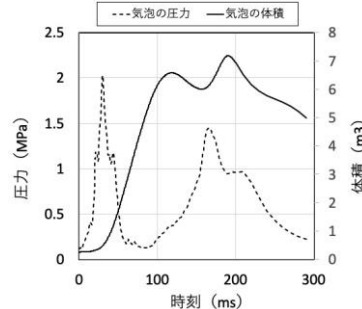
機械的エネルギー発生解析におけるエネルギー散逸について

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。

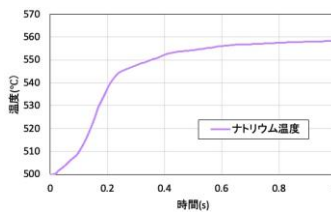
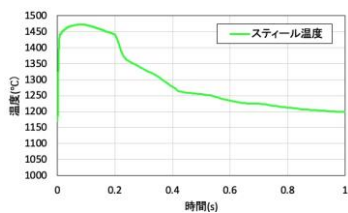
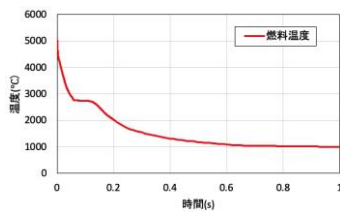


内部エネルギーの初期値からの時間変化



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

これまでの「常陽」の設置許可申請においても原子炉立地審査指針に基づく仮想事故として損傷炉心の即発臨界超過によるエネルギー放出の評価が行われてきた。

今回の設置変更申請前の既許可の仮想事故の「炉心溶融再臨界事故」はア priori に再臨界（即発臨界超過）の発生を想定するもので、大きな機械的エネルギー発生に対して原子炉施設（特に格納容器）の健全性を評価することを目的に、「常陽」の当初申請以来同じ考え方が踏襲されてきた。有効破壊エネルギーの計算は、即発臨界超過後の出力逸走で生じた高温高压の燃料の膨張に伴う機械的エネルギーへの変換を理論上もっとも変換効率が大きくなる大気圧までの断熱変化を仮定して熱力学的に行われた、いわば熱力学的仕事ポテンシャルであり、MK-III炉心では約180MJであった。

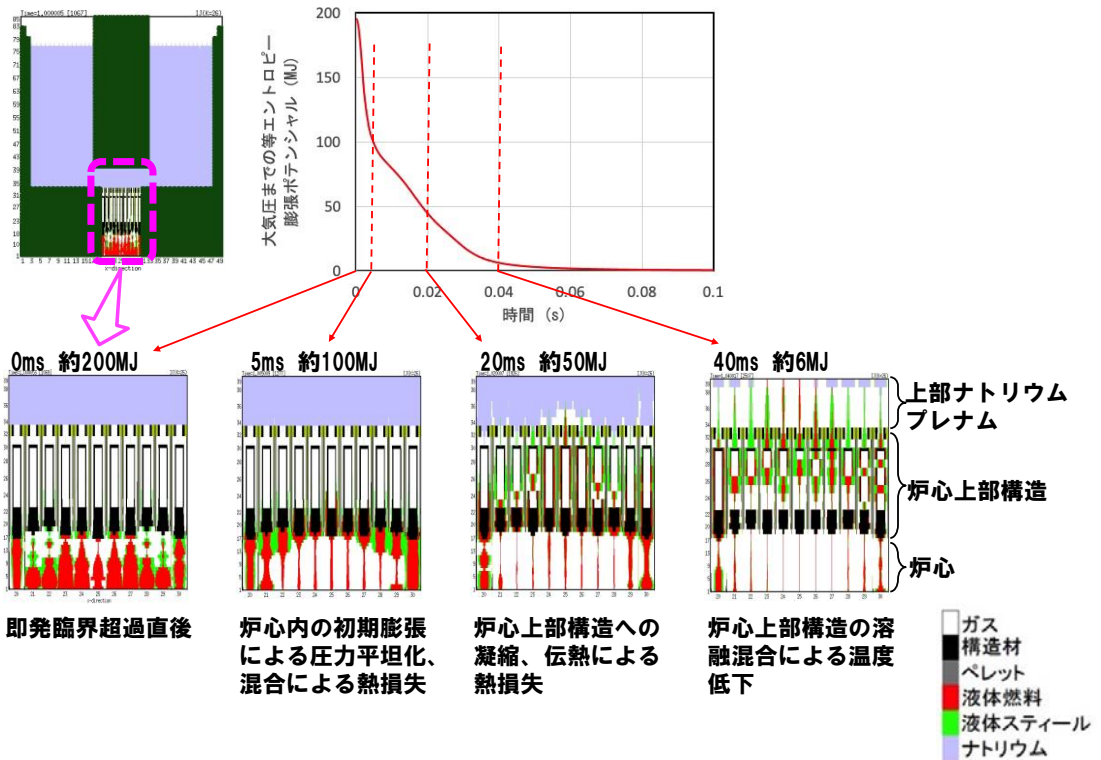
一方、今回の機械的エネルギーの発生の解析は、多次元熱流動解析コード（SIMMER-IV）を使用して、原子炉容器内の冷却材の加速と運動エネルギー、カバーガスの圧縮エネルギー等へのエネルギー変換とその間の熱的、流体力学的相互作用や損失を機構論的に解析している。その結果、機械的エネルギーは熱力学的仕事ポテンシャルと比べて大きく低減され、不確かさの影響評価において発生する機械的エネルギーとして約3.6MJを得た。

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。

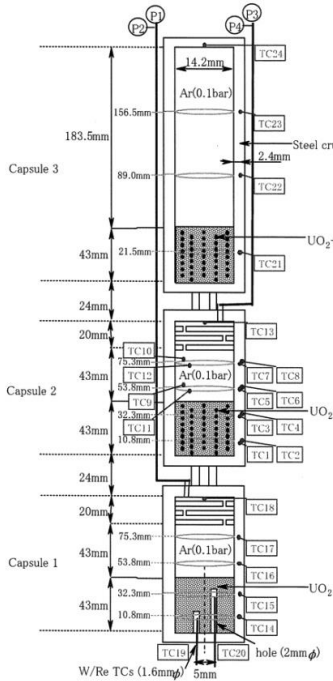
ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
 ー等エントロピー膨張ポテンシャルの低下挙動ー



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—

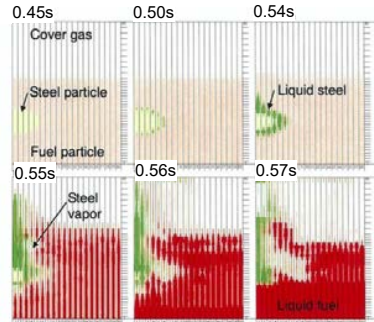
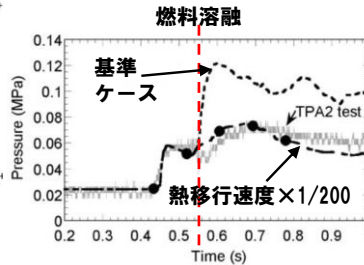
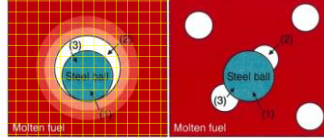
■ 試験と解析結果の概要

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

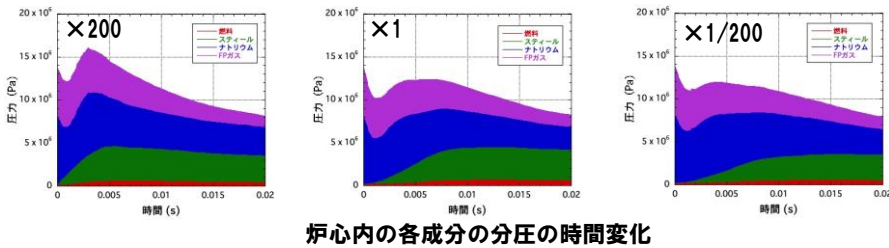
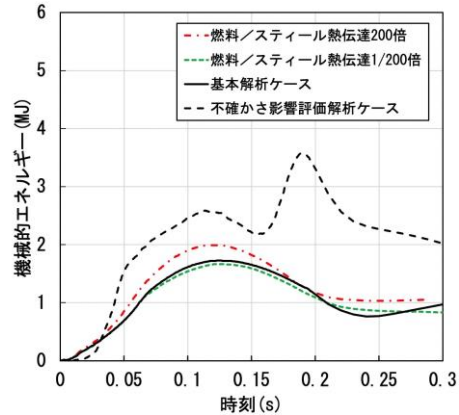
解析条件

- 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。

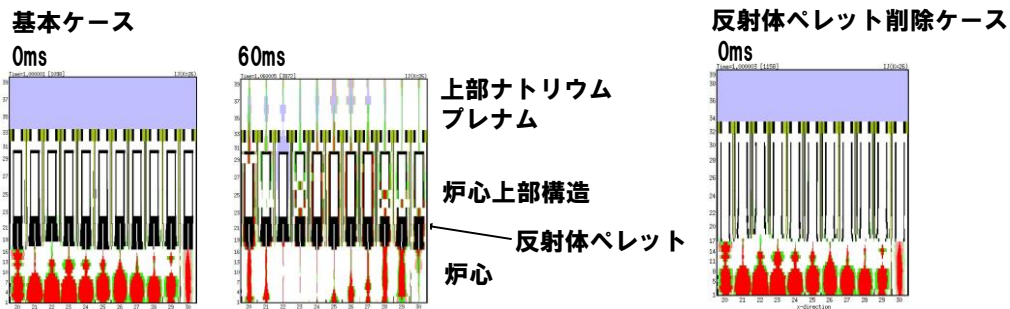


炉心内の各成分の分圧の時間変化

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。

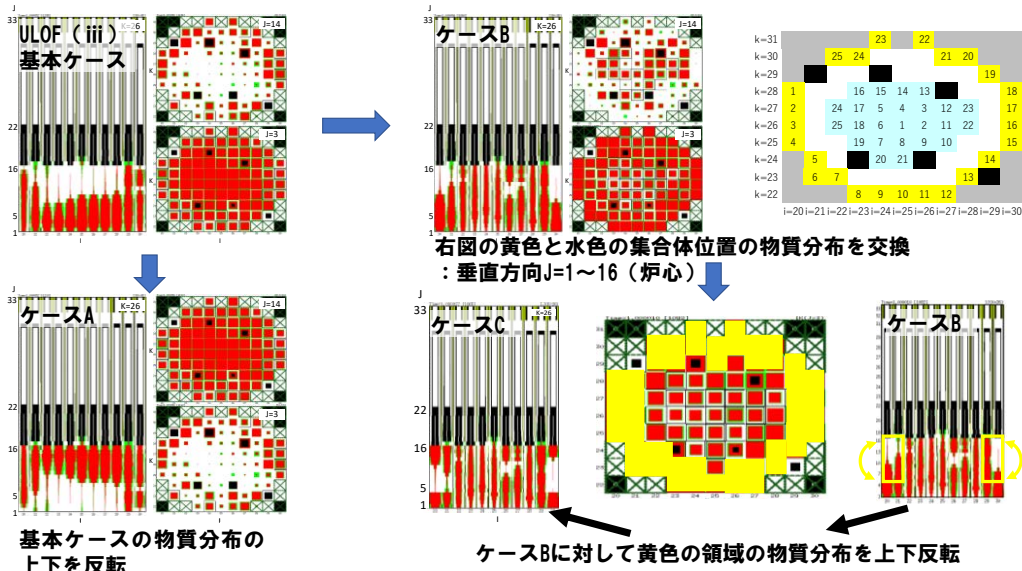


- 基本ケースの機械的エネルギーの発生値約1.7MJに対して、反射体ペレットを削除した体系における機械的エネルギーは約1.8MJ（約6%増加）であり、反射体ペレットによる機械的エネルギー低減効果を見逃したとしても、その影響は不確かさ影響評価ケース（約3.6MJ）を超えないことを確認した。
- なお、現実に炉心上部構造が炉心の圧力によって機械的な健全性を喪失する状況を想定すると、ピン束構造が複雑な変形を伴って集合体上部あるいは出口付近に閉塞を形成し、機械的エネルギーの低減に有効に働く効果が考えられる。

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

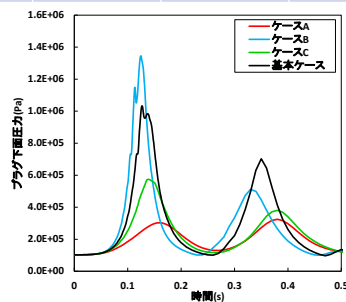
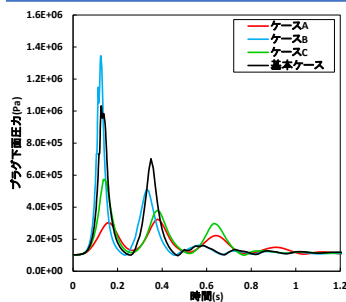
- ULOF (i) と ULOF (iii) の不確かさ影響評価ケース（遷移過程における発生エネルギーの不確かさの影響）プラグ下面の最大圧力の違いは、上部プレナム下部でのFCI挙動の違いによる。
- FCI挙動の基本ケースに対するFCI挙動の不確かさの影響の評価として、上部プレナム下部への炉心物質の放出パターンに影響を与えることを目的として、即発臨界超過直後の炉心内の物質配位を組み替えたパラメータ解析を実施した。
- パラメータ解析の対象は炉心平均燃料温度の高い ULOF (iii) とした。



FCI挙動の不確かさの影響評価結果

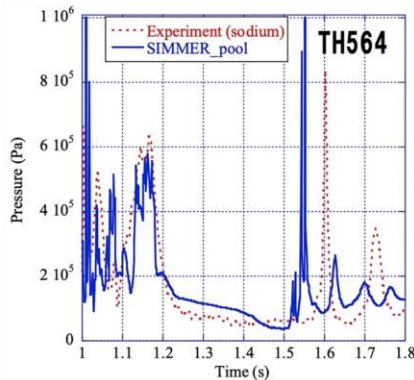
- 最も大きな機械的エネルギーとプラグ下面圧力の最大値を与えたケースはケースBである。
- ケースBでは、基本ケースに対して炉心の外側と内側の集合体を入れ替えたことにより、より高圧な炉心外側の溶融炉心物質が相対的に先行して上部プレナムへと排出され、その結果集合体出口における溶融炉心物質と液体ナトリウムとの混合が顕著となったためと考えられる。

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

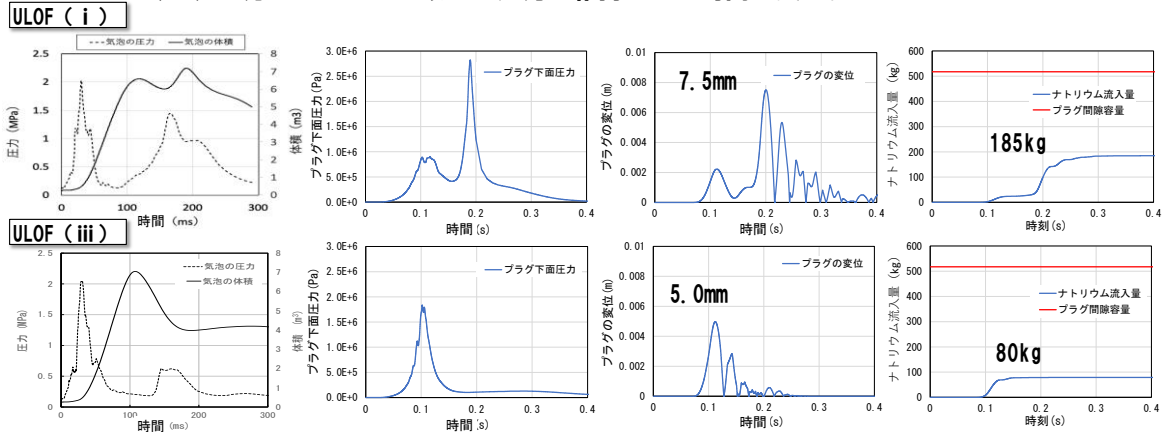
	ULOF (i)	ULOF (iii)
炉心平均燃料温度（初期値）（℃）	5,110	5,130
炉心平均スチール温度（初期値）（℃）	2,400	2,310
炉心平均圧力（初期値）（MPa）	13.1	12.4
機械的エネルギー（MJ）	3.6	3.4

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。

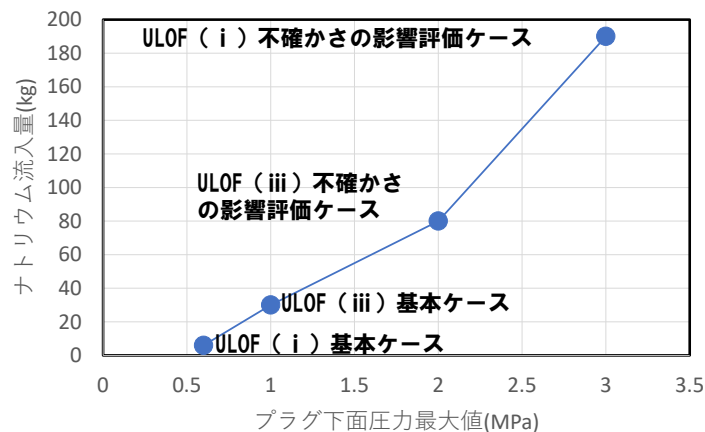


以下の理由によりULOF (i)の方がナトリウム流入量が顕著となったと言える。

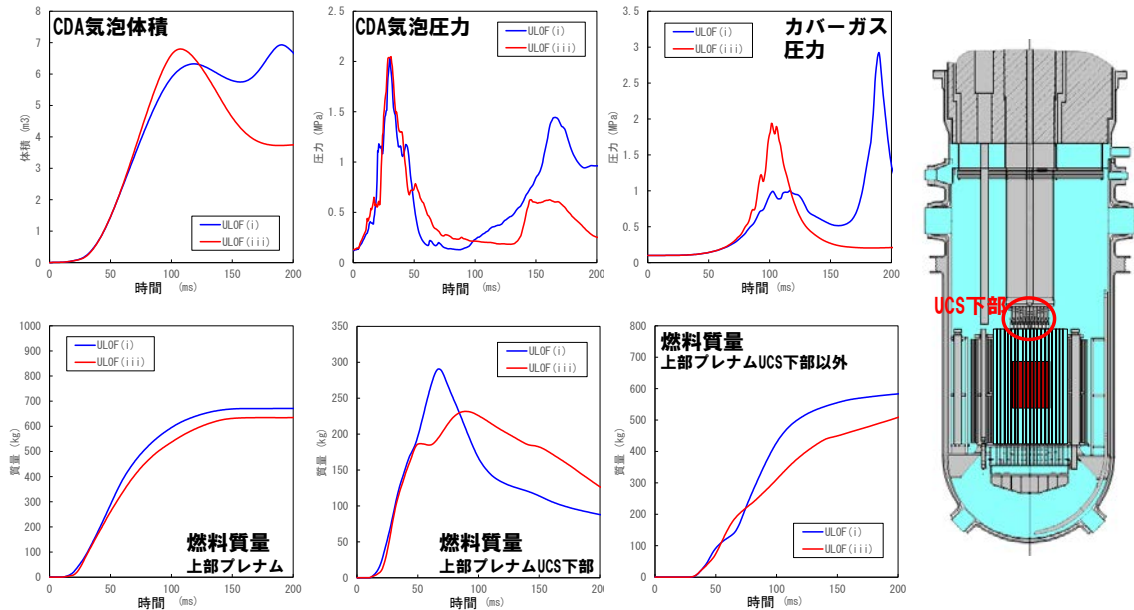
- ① プラグ下面に作用するピーク圧力及びプラグ変位がULOF (i)の方が大きい。
- ② プラグの浮上している時間がULOF (i)の方が長い。

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。

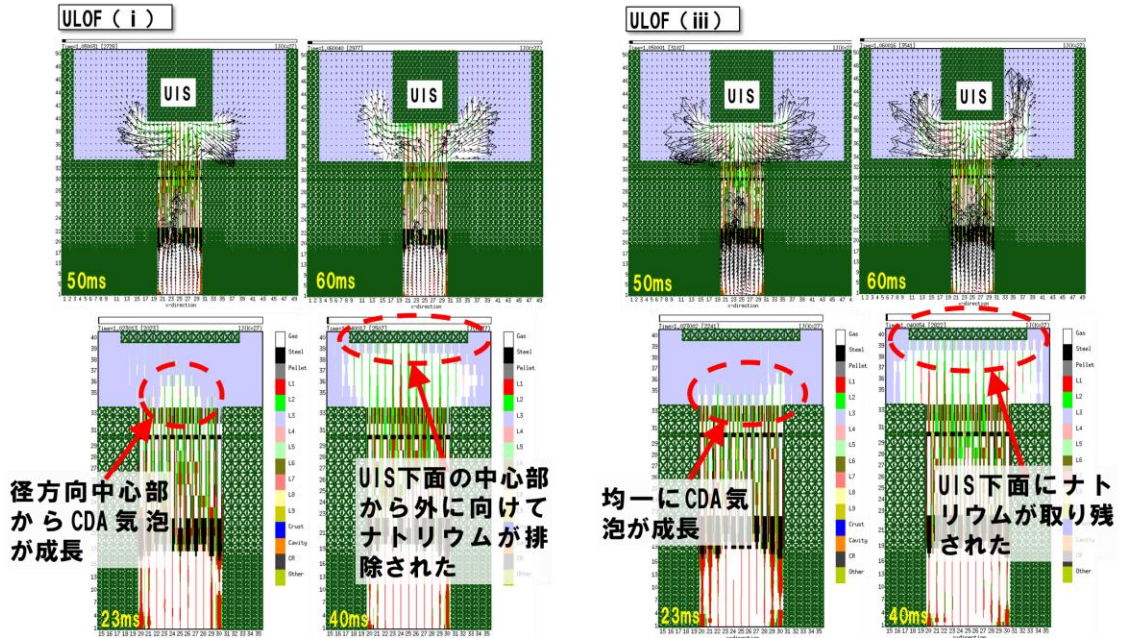


ULOF (i) とULOF (iii) のCDA気泡成長挙動の違い



- 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



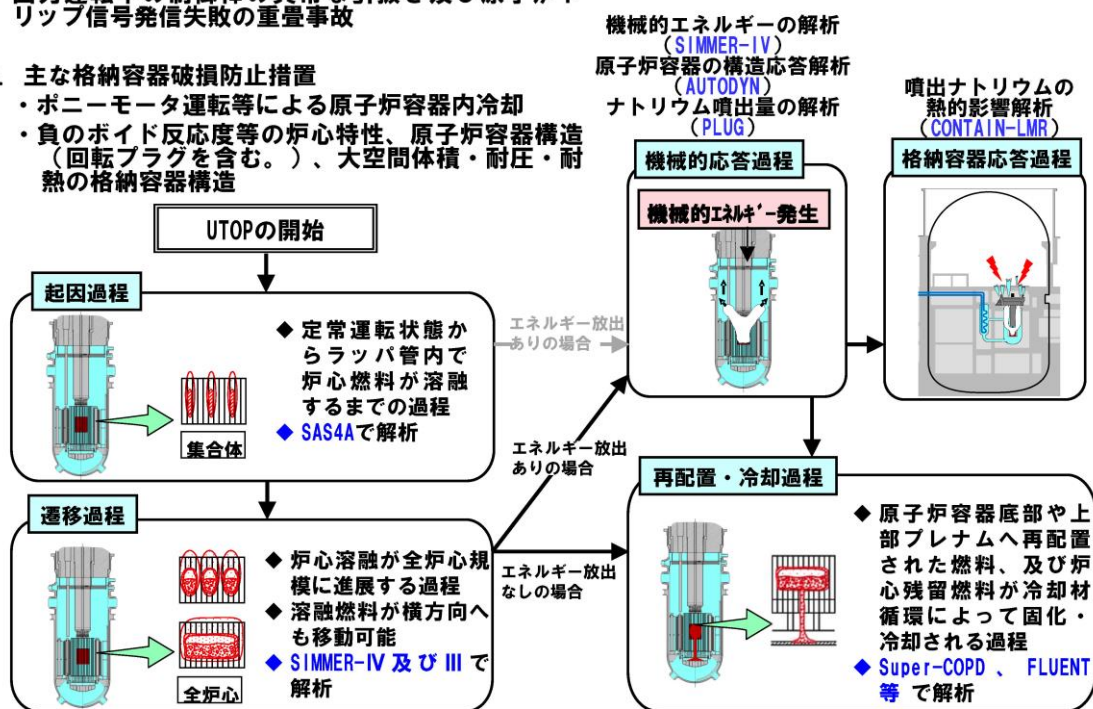
- ULOF (i) では、50ms～60msの間、UIS下部近傍の気相の速度ベクトルは主として上方及び径方向外側を向いているが、ULOF (iii) ではULOF (i) に対してUIS下面でのFCIによって下方への流速が強く発生し、炉心物質の上部プレナムへの分散が抑制されている。
- この原因は、ULOF (iii) ではCDA気泡成長挙動の違いのため、UIS下面により多くのナトリウムが残存し、FCIを促進したことにある。

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

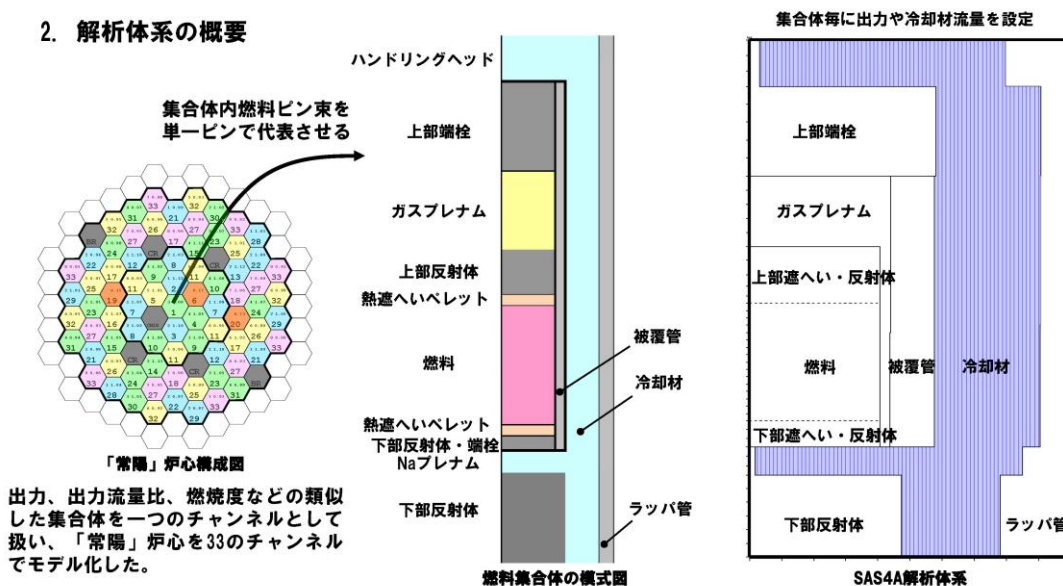
2. 主な格納容器破損防止措置
 - ・ポニーモータ運転等による原子炉容器内冷却
 - ・負のボイド反応度等の炉心特性、原子炉容器構造（回転プラグを含む。）、大空間体積・耐圧・耐熱の格納容器構造



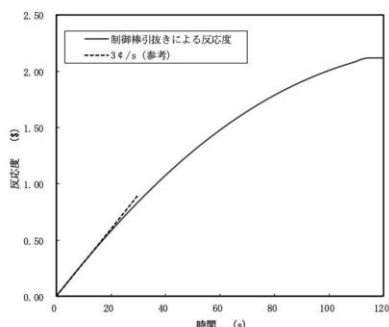
UTOPの格納容器破損防止措置の有効性評価 起因過程の解析手法及び解析体系

1. 計算コード
SAS4A

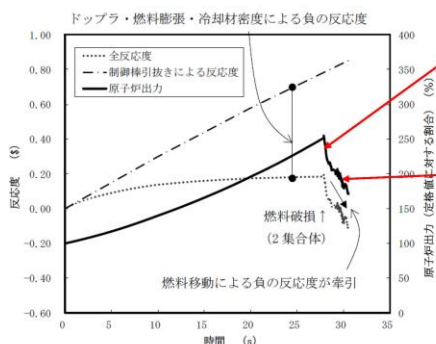
2. 解析体系の概要



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

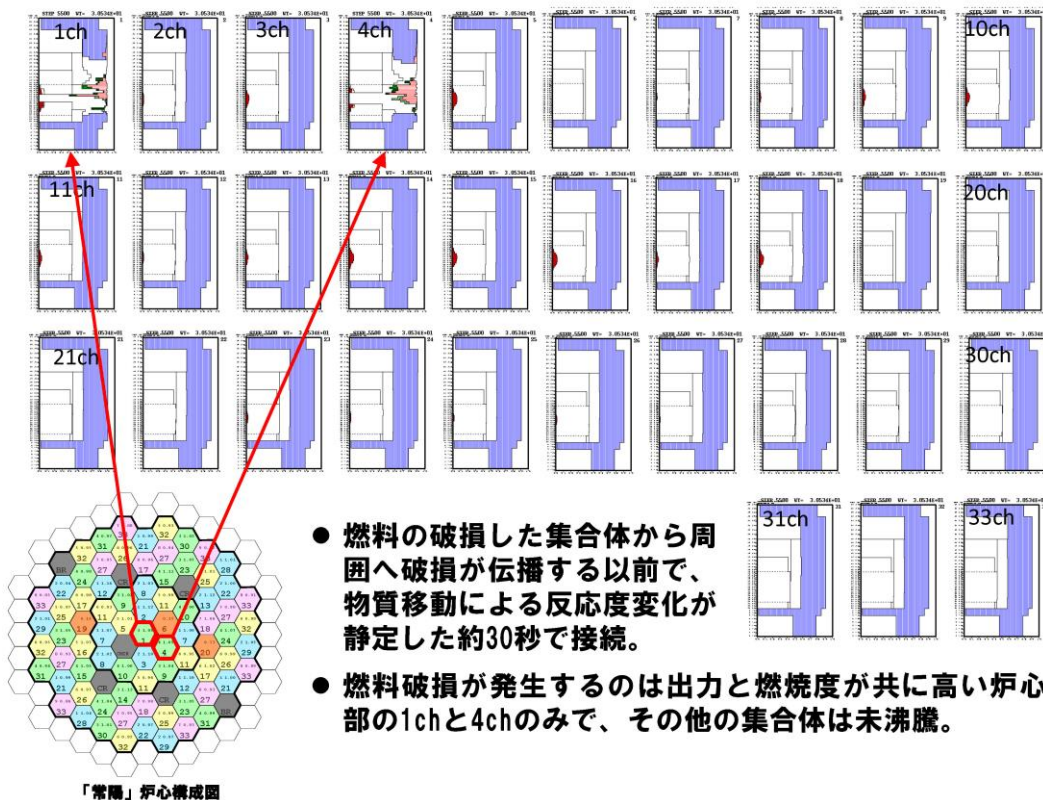
3. 主な解析条件

- 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。