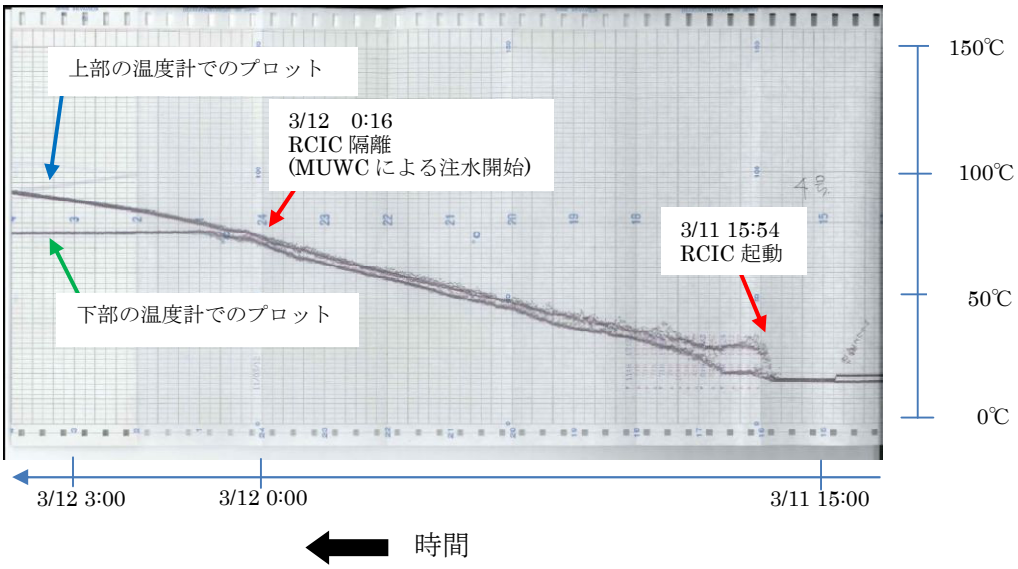


図８　福島第二原子力発電所４号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（1/2）

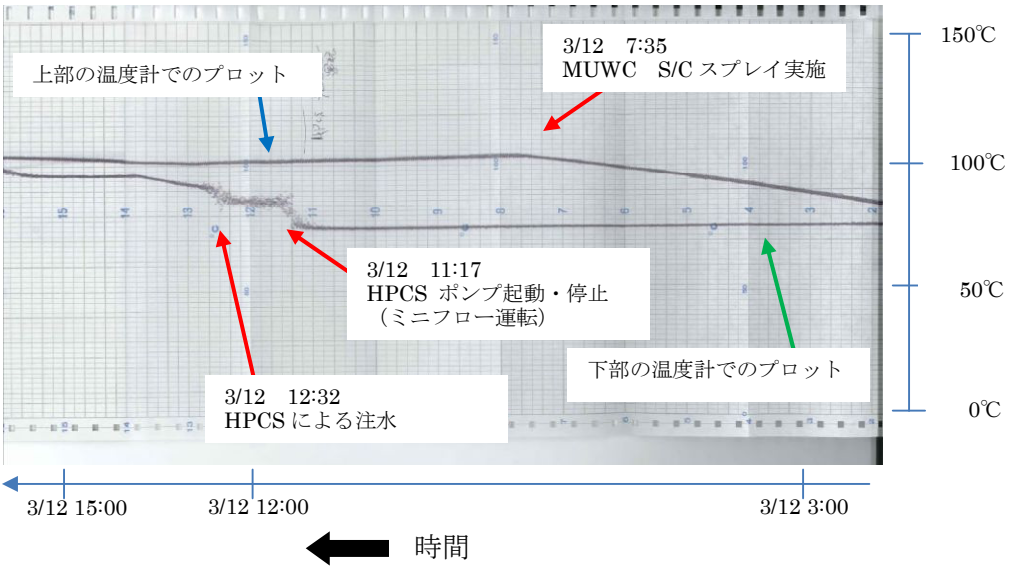


図９　福島第二原子力発電所４号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（2/2）

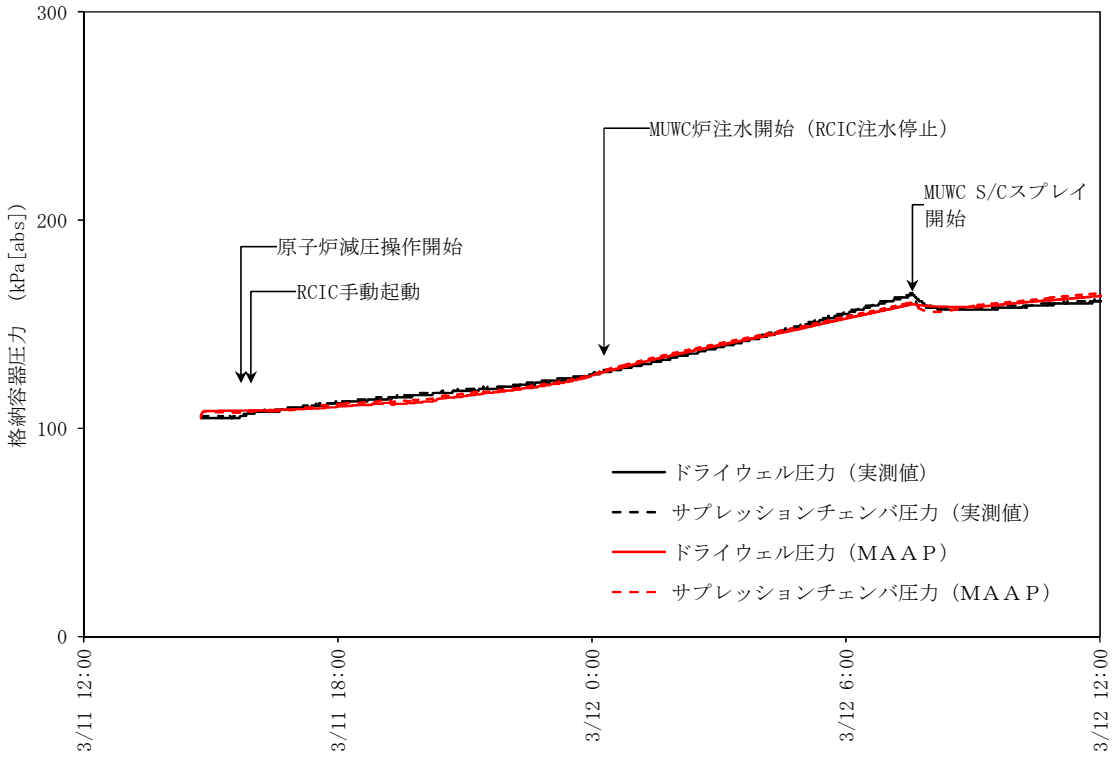


図 10　福島第二原子力発電所４号機の格納容器圧力変化

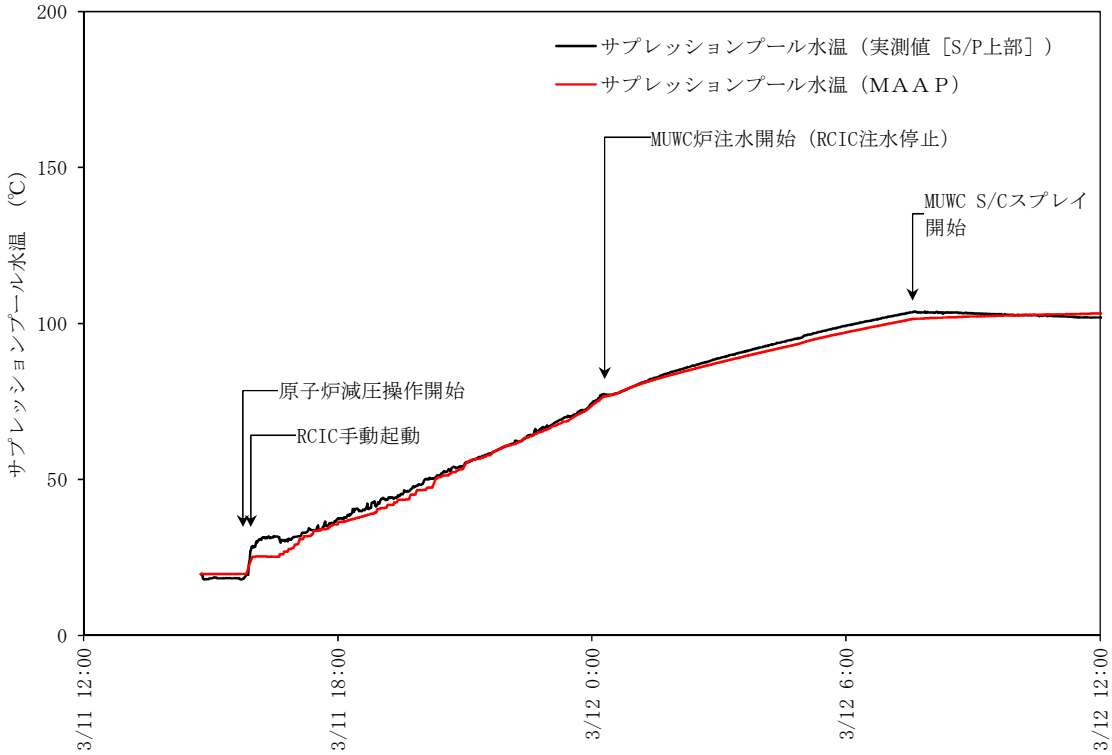


図 11　福島第二原子力発電所４号機のＳ／Ｐ水温変化

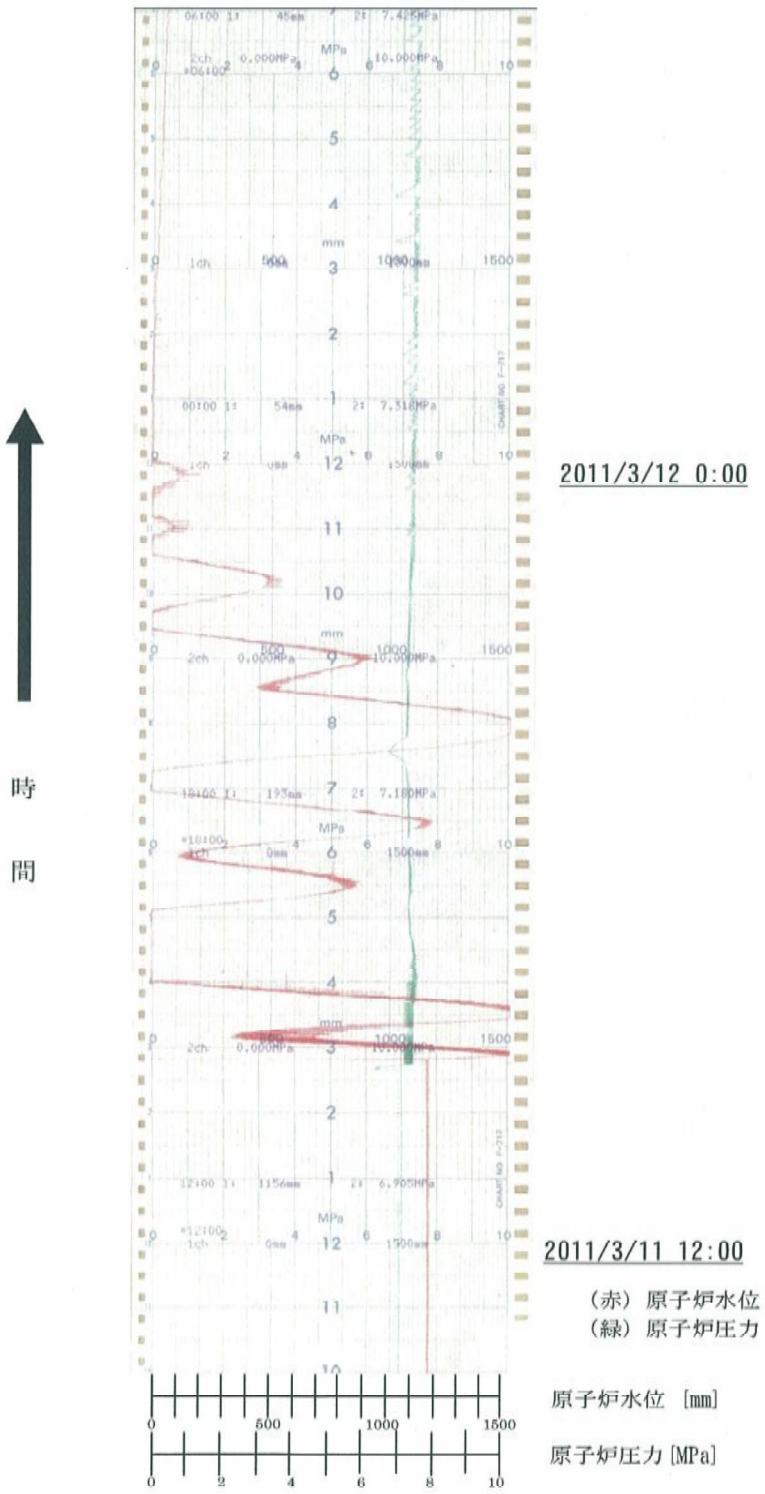


図 12　福島第一原子力発電所３号機の原子炉水位と原子炉圧力の変化※3

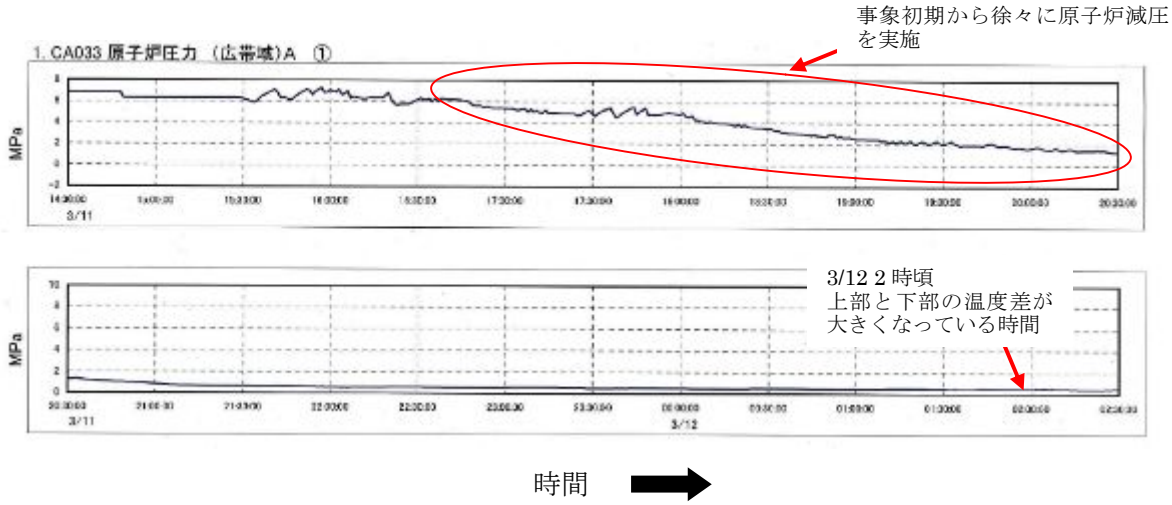


図 13　福島第二原子力発電所２号機の原子炉圧力の変化（プロセス計算機データ）※3

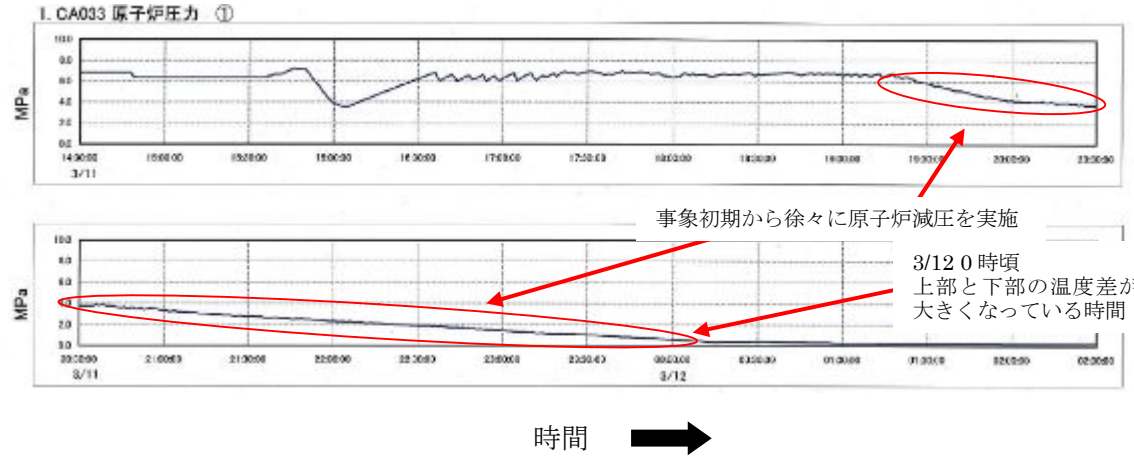


図 14　福島第二原子力発電所４号機の原子炉圧力の変化（プロセス計算機データ）※3

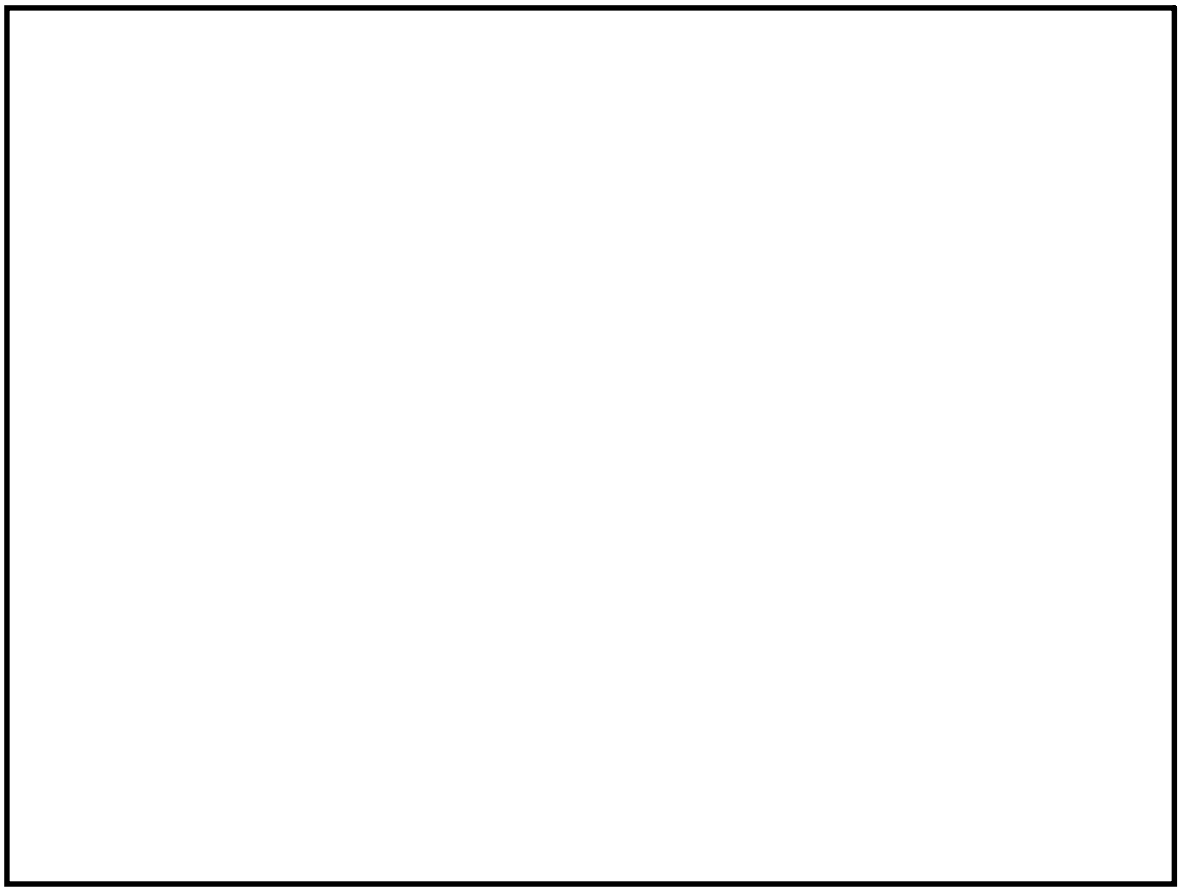


図 15　圧力抑制プール温度計各検出器（熱電対）等の概要図（例：2F-4）

※1：福島原子力事故調査報告書（平成 24 年６月 20 日）
８．４　福島第一３号機の対応とプラントの動き
http://www.tepco.co.jp/cc/press/2012/1205628_1834.html

※2：東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会最終報告
（平成 24 年 7 月 23 日）　Ⅱ．５ 福島第二原子力発電所における事故対処
http://www.cas.go.jp/jp/seisaku/icanps/

※3：福島第一・第二原子力発電所の状況
http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/index-j.html

別添２　実験知見を踏まえたＭＡＡＰコードの有効性評価への適用性について

1.　はじめに

ＭＡＡＰコードのモデルは国内外で実施されたシビアアクシデントに関わる実験に対するベンチマーク解析によって妥当性が確認されているが，ＭＡＡＰコードのＢＷＲへの適用性を確認するため，ＢＷＲ特有の現象に関連した実験について調査し，得られた知見を整理する。

ＢＷＲの炉心は以下の特徴を有している。

・　燃料チャンネルや十字型制御棒を含む構成である。
・　制御棒駆動機構の存在により炉心下部構造が複雑である。
・　制御棒の制御材として B_4C が採用されている。

これらの特徴がシビアアクシデント時の事象進展に及ぼす影響について調べるため，これまでに実施されたシビアアクシデント関連の実験の中で，炉心損傷過程に関わるものに着目し，ＢＷＲ体系を模擬した実験や B_4C 制御棒を用いた実験について概要をまとめるとともに，　ＭＡＡＰコードの有効性評価への適用性を確認する。

2.　ＢＷＲ関連実験

ＢＷＲの B_4C 制御棒ブレードや燃料チャンネルを模擬した体系による実験としては，米国サンディア研究所（SNL）の DF-4 実験と XR 実験やドイツのカールスルーエ原子力研究センター（KIT，旧 FZK）の CORA 実験等の炉心溶融挙動実験がある。この中で XR 実験ではＢＷＲ炉心の下部構造を模擬した体系での実験が行われている。

また，B_4C ペレット制御棒を用いた試験としては，KIT（旧 FZK）の QUENCH-07/09 実験やフランス放射線防護・原子力安全研究所（IRSN）の PHEBUS-FPT3 実験，BECARRE 実験がある。これらの実験は EPR で採用される B_4C ペレット制御棒を対象とした実験であるが，B_4C の影響評価の観点からここに含めることとする。

以下で各実験について概要をまとめる。

(1)　DF-4 実験

DF-4 実験は 1986 年に SNL の ACRR（Annular Core Research Reactor）で実施されたＢＷＲに対する最初の炉心損傷実験であり，炉心損傷過程についての情報全般を得ることを目的として行われた。

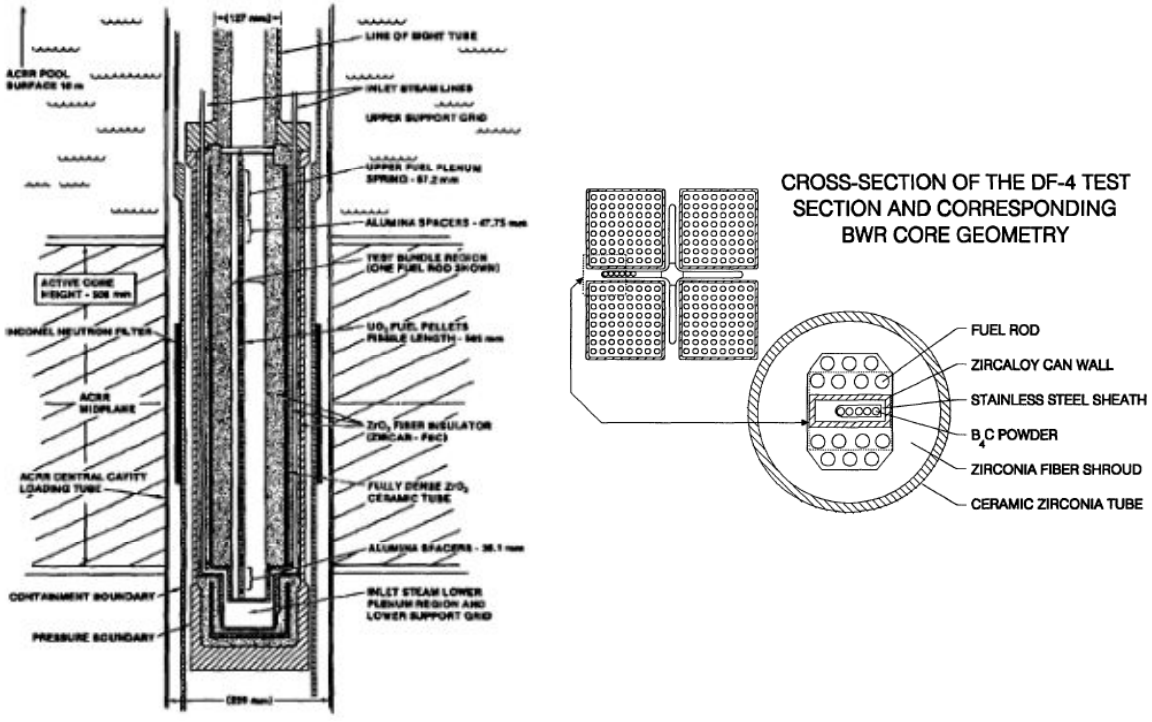
①実験の内容

DF-4 実験装置とテストセクションの断面を別図 2-1 に示す。

テストバンドルは長さ 0.5ｍの燃料棒 14 本，B_4C 制御棒，チャンネルボックスで構成され，ACRR の円筒状のテスト部に設置された後に下部から供給される水蒸気雰囲気下で核加熱することにより炉心損傷を模擬する。

②実験結果の概要

制御棒は B_4C とステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で早期に溶融した。燃料棒に関しては，温度上昇に伴いほとんどの燃料被覆管は融点を超えた温度で溶融し下方に流下したが一部は酸化されて溶融せずに炉心に残った。また，燃料はほとんどが炉心に残った。制御棒とチャンネルボックス壁の 90%が溶融して下方にリロケーションした。



別図 2-1　DF-4 実験装置とテストセクション断面の概要

(2)　XR 実験

XR 実験は SNL の Ex-Reactor(XR)プログラムにおいて実施された炉心溶融実験で XR1-1,-2 と XR2-1 の３つの実験が行われた。XR1-1,-2 は燃料棒を含まないシンプルチャンネル実験であり，XR2-1 は燃料棒も含んだフルジオメトリ実験である。これらの実験はＢＷＲの炉心下部構造を模擬した体系で炉心上部が溶融した場合の炉心下部の損傷進展を調べることを目的として行われた。ここでは XR2-1 実験について概要をまとめる。

①実験の内容

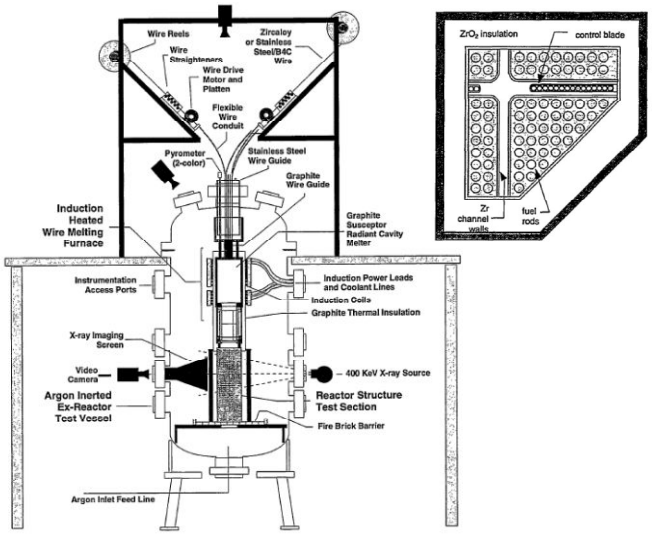
XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要を別図 2-2-1 に示す。

テストセクションは，長さ 0.5ｍの燃料棒 64 本，B_4C 制御棒，チャンネル壁で構成される炉心模擬部とその下部に配置されたＢＷＲ炉心下部構造模擬部とで構成されている。

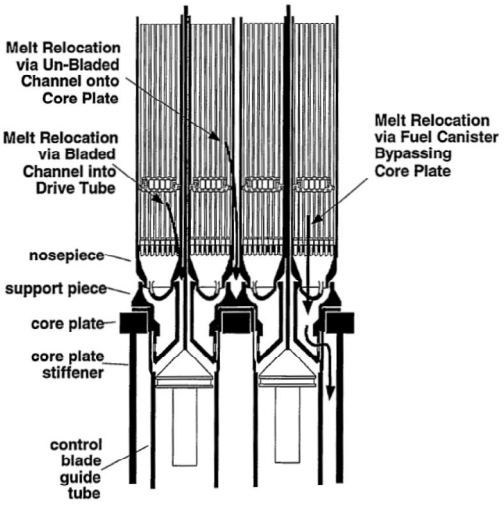
実験は，Ar ガスで不活性化された状態でテストセクション上部から誘導加熱により生成された模擬溶融物（B_4C，ステンレス，Zr）を流入させることにより炉心上部が溶融した場合の溶融物の下部へのリロケーションとその後の炉心下部の損傷進展を模擬している。

②実験結果の概要

制御棒成分との共晶反応によりチャンネル壁が損傷し，炉心溶融早期に燃料やバイパス部の形状が崩壊した。炉心下部構造には大規模な破損は発生せず，また，小規模なものを除いては流路閉塞も発生しなかったので溶融物（流入溶融物と一部テストセクションの溶融物）の 70%以上は構造物の隙間の流出経路（別図 2-2-2）を通って継続的に下部プレナムに落下した。



別図 2-2-1　XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要



別図 2-2-2　炉心溶融物の流出経路の概要

(3)　CORA 実験

CORA 実験はシビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・溶融進展を把握するために国際的な協力の枠組みの中で KIT にて実施された。19 の実験のうちの６つの実験が B_4C 制御棒を用いてＢＷＲの炉心を模擬したテストバンドルを用いて実施された。

①　実験の内容

CORA 実験装置とＢＷＲ模擬実験のベースとなる CORA-16 実験のテストバンドルの概要を別図 2-3 に示す。テストバンドル下部には水で満たされたクエンチシリンダーが設置されており，このシリンダーの上部挿入によりテストバンドルを冠水させることができる。

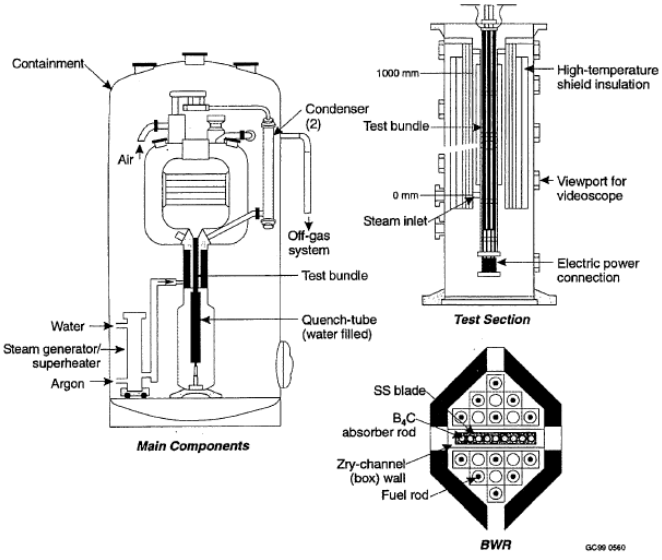
実験では燃料棒を内蔵ヒーターによって電気加熱するとともに下部から水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することにより炉心の溶融進展挙動を模擬する。

他の５つの実験は CORA-16 実験をベースケースとしてパラメータを変化させたもので，クエンチさせたケース（CORA-17），バンドルサイズを大きくしたケース（CORA-18），事前にジルカロイ表面を酸化させておいたケース（CORA-28），スローヒートアップケース（CORA-31），スローヒートアップで水蒸気量を減少させたケース（CORA-33）である。

②　実験結果の概要

CORA-16 実験では，最初に加熱領域の頂部で B_4C と制御棒ブレードのステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で制御棒ブレードが溶融した。この溶融物とチャンネルボックスとの共晶反応によりジルカロイが液化し，引き続いて溶融したジルカロイが UO_2 燃料を液化するとの事象進展が見られた。テストバンドルの上半分ではチャンネルボックスが残っておらず，これらの溶融物が下部でリロケーションし径方向に広がって冷却材流路をブロックした。なお，テストバンドル下部では制御棒は焼結状態で残った。この事象進展プロセスは他のケースでも基本的に同様であった。CORA-17 実験ではクエンチ時に水素ガスが発生しているが，これはクエンチ時に表面の酸化された Zr が剥がれ落ちることによって，未酸化の Zr が水蒸気と反応したためと考えられる。

CORA-18 実験ではバンドルサイズの影響は小さいことが示された。CORA-28 実験では酸化膜が共晶反応を抑制すること，CORA-31 実験では温度上昇が遅いこととその間の酸化膜の形成によりともに事象進展が抑制された。CORA-33 実験では CORA-31 実験よりも温度や水素ガス発生量が小さい結果が得られた。



別図 2-3　CORA 実験装置とテストセクション（CORA-16 実験）断面の概要

(4)　QUENCH-07/-09 実験

QUENCH 実験は KIT（旧 FZK）によって燃料棒再冠水時の水素ガス発生挙動を調べるために実施された一連の実験である。ここでは B_4C 制御棒が用いられた QUENCH-07/-09 実験についてまとめる。

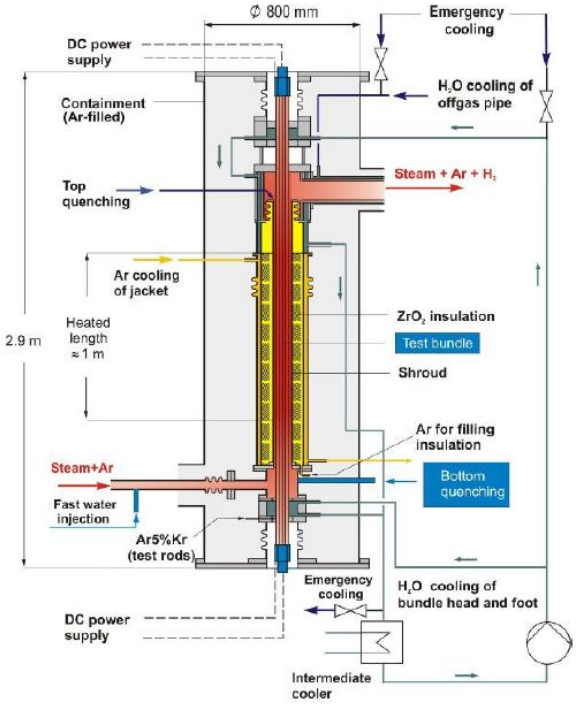
①　実験の内容

QUENCH-07/-09 実験装置の概要とテストセクションの断面図を別図 2-4-1, 別図 2-4-2 に示す。テストセクションは燃料棒 20 本と中央に位置する 1 本の B_4C 制御棒により構成される。

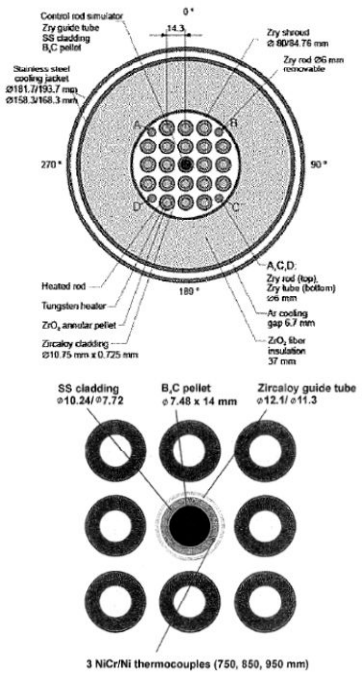
実験では事前に燃料棒を～2,000K に昇温した後に底部から水又は水蒸気を注入して再冠水状態を模擬している。なお，QUENCH-09 実験は再冠水前に 11 分間水蒸気流量を減少させて水蒸気枯渇状態を模擬している。

②　実験結果の概要

B_4C を用いた実験ではステンレスやジルカロイとの共晶反応によりジルカロイの融点より低い温度で B/C/Zr を含んだ溶融物が生成され，B_4C を用いない実験に比べて溶融が促進すること，及び，溶融物の酸化に起因すると考えられる H_2，CO，CO_2，CH_4 の生成が確認された。B_4C 酸化割合は QUENCH-07 実験で 20%，QUENCH-09 実験で 50%であり，B_4C 酸化が H_2 発生量全体に寄与した割合は各々2.4%，2.2%であった。また，再冠水時の H_2 発生量は各々0.12kg，0.4kg であった。両実験での H_2 発生量の差は，酸化した燃料棒が水蒸気枯渇状態に置かれると燃料被覆管表面の ZrO_2 相が減少して酸素ガスを取り込みやすい状態となったため再冠水時に H_2 発生量が増加したと考えられている。



別図 2-4-1　QUENCH 実験装置の概要



別図 2-4-2　QUENCH-07/-09 実験のテストセクション断面の概要

(5)　PHEBUS-FPT3 実験

PHEBUS-FPT3 実験は IRSN，フランス電力及び EU を中核とする国際協力プログラムである PHEBUS-FP 計画の中でシビアアクシデント時の燃料溶融，ＦＰの放出，移行挙動を調べる目的で実施された５つの実験の中の１つであり，B_4C 制御棒を用いて行われた。

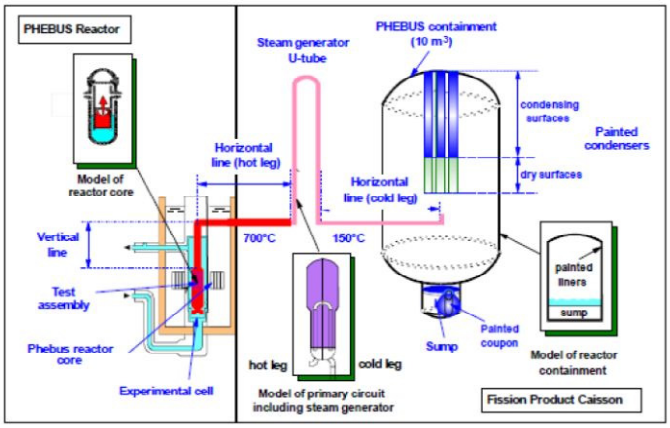
①　実験の内容

PHEBUS-FP 実験設備全体の概要を別図 2-5-1 に示す。また，実験用セルの概要とテストセクション断面図を別図 2-5-2 及び別図 2-5-3 に示す。テストセクションは燃料棒 20 本と中央に位置する１本の制御棒で構成される。FPT3 では B_4C 制御棒が用いられた。

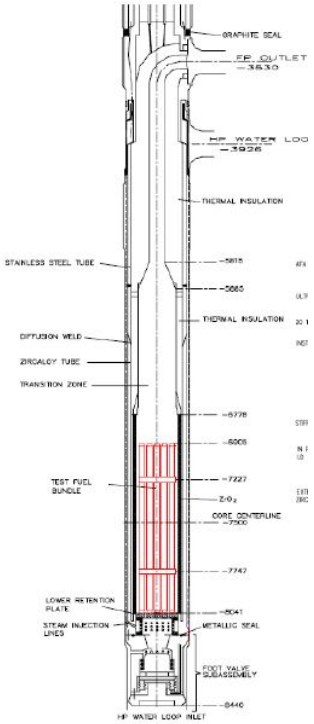
実験では実験用セル内に設置したテストセクションを PHEBUS 炉で核加熱し，放出された放射性物質を蒸気発生器や格納容器で捕集する。

②　実験結果の概要

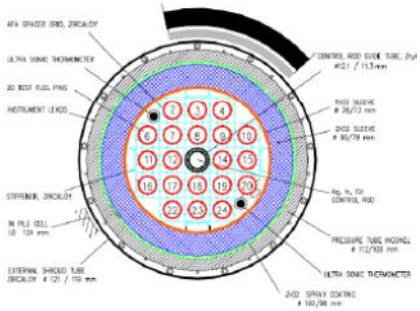
FPT3 実験では他の Ag-In-Cd 制御棒を用いた実験に比べて格納容器中における有機よう素割合が大幅に増加することが確認された。格納容器内のガス状よう素中の有機よう素の割合は燃料損傷時期が約５％で，その後最大 30%となった後も長期にわたって約 10～20%に保たれた。



別図 2-5-1　PHEBUS-FP 実験設備の概要



別図 2-5-2　PHEBUS-FP の実験用セルの概要



別図 2-5-3　PHEBUS-FP の
テストセクション断面の概要

(6)　BECARRE 実験

BECARRE 実験は IRSN の国際ソースターム計画（ISTP）の中で，シビアアクシデント時の B_4C 制御棒の崩壊過程や PHEBUS-FPT3 実験の課題であった B_4C の酸化による有機よう素の生成挙動を調べることを目的として行われた。

①　実験の内容

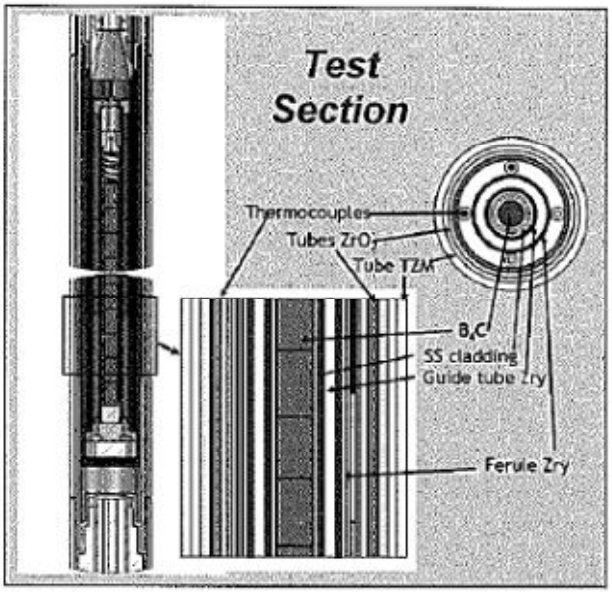
BECARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面を別図 2-6 に示す。

テストセクションは長さ 0.6ｍの B_4C 制御棒のみで構成されており，実験では下部から水蒸気を供給する条件下でテストセクションを加熱し制御棒の崩壊過程を模擬する。

②　実験結果の概要

B_4C の酸化により CO_2 や CO の発生量は増加した。これにより水蒸気中の酸素ガスが消費された結果，ステンレスの酸化による H_2 発生量は減少した。また，PHEBUS-FPT3 で観測された B_4C の酸化による CH_4 の生成はほとんど観測されなかった。

その後の原因検討により，BECARRE 実験のような低圧条件（～２bar）においては B_4C の酸化によって CH_4 は生成しにくく，高圧条件（100bar 以上）で CH_4 が生成しやすくなることが確認されている。



別図 2-6　BECARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面

3.　得られた知見のまとめ

ＢＷＲ特有の現象に関連したシビアアクシデント関連実験として，ＢＷＲ体系を模擬した実験やB_4C制御棒を用いた実験について調査した結果から得られた知見を以下にまとめる。

1) 炉心溶融は最初にB_4Cとステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で制御棒が溶融し，この溶融物とチャンネルボックスとの共晶反応によりジルカロイが液化し，引き続いて溶融したジルカロイがUO_2燃料を液化するとの順で事象進展する。
2) XR2-1 実験では炉心下部構造には大規模な破損は発生せず，また，小規模なものを除いては流路閉塞も発生しなかったが，溶融物の流出経路については今後の福島第一原子力発電所事故の検証評価を待つ必要があると考えられる。
3) B_4C や B/C/Zr を含んだ溶融物の酸化によりH_2，CO，CO_2，CH_4が生成される。
4) CH_4は低圧条件(～２bar)においては生成しにくく，高圧条件(100bar 以上)で生成しやすい。

4.　有効性評価への適用性

1)に示した，制御材（B_4C)との共晶反応によるステンレスやジルカロイの融点低下については，本文「3.3.6　溶融炉心の挙動モデル」において述べたとおり，ＭＡＡＰコードではこれらの実験の知見に基づいてモデル化がなされている。また，CORA 実験におけるベンチマーク解析において再現性も確認されていることから，妥当性があると判断できる。

2)における溶融物の流出経路については，ＭＡＡＰコードでは，溶融炉心の下部プレナムへの落下は，炉心支持板が破損するか，クラストが破損して溶融炉心を保持できなくなった場合に開始する。一方，燃料支持金具等の炉心下部構造物を介して溶融炉心が下部プレナムへ移行する場合，これらの構造物との熱的な相互作用によって，その経路で一部が固化する等の現象が想定される。したがって，これらの現象を考慮していない現状の評価は，原子炉圧力容器下部ヘッドへの熱負荷を計算する上で，保守的な扱いと言える。

3)及び 4)における，制御材（B_4C）の反応による非凝縮性ガスの発生については，QUENCH 実験では EPR(ＰＷＲ)における体系を模擬し，ステンレスの被覆管に入れられたB_4Cが Zr 製の案内管中に収まる構造となっているのに対し，ＢＷＲ実機の炉心では，制御棒は十字型をしており，B_4C に対するステンレスの割合が多い。このため，B_4C がステンレスとの共晶反応によって溶融して混ざり合い，水蒸気との接触による酸化反応が阻害され，非凝縮性ガスの発生量は更に少なくなると考えられる。また，BECARRE 実験において確認されているように，減圧されている場合にはB_4C の酸化によって CH_4 は生成しにくいと考えられ，PHEBUS-FPT3 実験で観測されたような有機よう素の大量発生は起きない可能性が高い。

以上より，ＢＷＲ特有の現象に関連した実験から得られた知見を踏まえた場合にも，評価結果に与える影響は小さく，有効性評価への適用性を有するものと考えられる。

別添３　審査会合における指摘事項の回答

１．指摘事項１（資料 No.MAAP-1）

インターフェイスシステム LOCA の有効性評価において，原子炉建屋の作業環境評価で考慮している物理事象を説明するとともに，どのようにモデル化しているか説明すること。また、原子炉建屋のモデル化の格納容器温度・圧力の評価への影響を説明すること。

【回答】

（１）インターフェイスシステム LOCA の評価について

インターフェイスシステム LOCA を想定して，原子炉建屋の作業環境評価を行う場合には，冷却材の流出とそれに伴う原子炉建屋内の圧力・温度の上昇，蒸気等の気体の建屋内の移動を評価する。この評価に対しては，例えば下記の方法が適用できる。

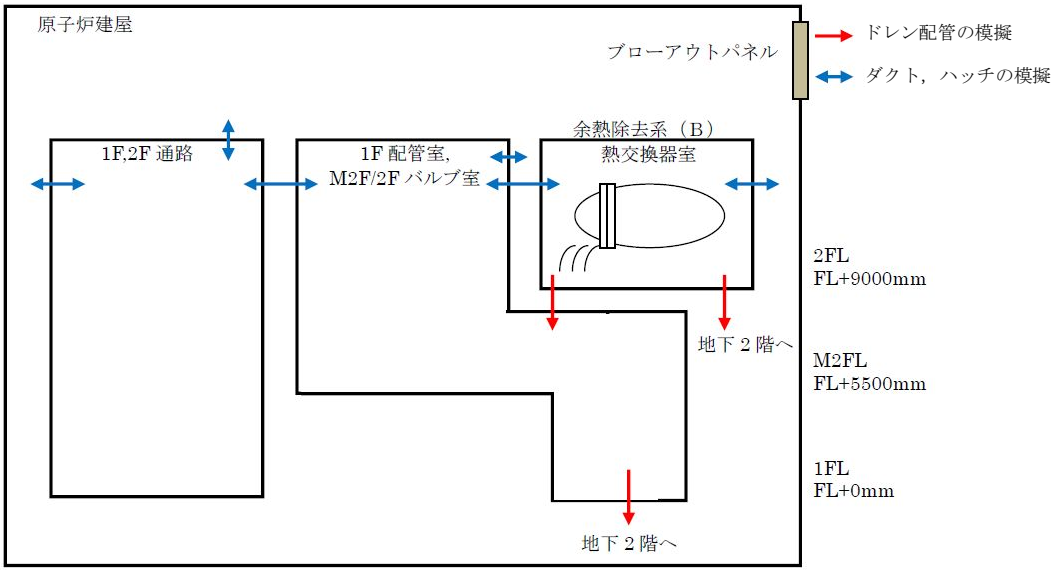
・対象とする原子炉建屋内の各作業区画をノードとしてモデル化

・漏えいを想定する区画に対して，冷却材の流出を考慮

・空調ダクト，ハッチ等によって他区画への開口部がある場合にはジャンクションで接続し，気体・水の移動を考慮

上記の方法に基づいた MAAP による原子炉建屋モデル化の概要（例）を別図 3-1-1 に示す。原子炉建屋及び建屋内の各作業区画をモデル化し，余熱除去系(B)熱交換器室における漏えいを考慮している。また，図中の赤及び青の矢印は，それぞれドレン配管及びダクト，ハッチによる他区画への開口部を示している。

原子炉建屋内各区画間のジャンクションを介した気体・水の移動とそれに伴う質量及びエネルギーの変化，気体と水の間の熱伝達等の熱水力挙動は，MAAP コードでは，原子炉格納容器に適用されるモデル（3.3.4 格納容器モデル（2）原子炉格納容器の熱水力モデル）と同じ計算モデルによって評価している。



別図 3-1-1　MAAP による原子炉建屋モデル化の概要（例）

（２）原子炉建屋のモデル化について

原子炉建屋のモデル化により，原子炉格納容器から原子炉建屋への放熱評価が可能となり，放熱に伴う原子炉格納容器内の熱水力挙動の現実的評価が可能となる。この際，格納容器内雰囲気から原子炉格納容器本体並びにその周囲のコンクリート製生体遮へい壁を介した原子炉建屋への放熱が評価されるモデルとしているが，生体遮へい壁のコンクリートは熱伝導率が低いために内部の温度勾配が大きく，厚さが約２ｍあるため，原子炉建屋への放熱量そのものが小さいことから，格納容器温度・圧力への影響は小さい。

２．指摘事項２（資料 No.MAAP-2）

解析モデルのエネルギー方程式について，非線形性の強い式の場合にどのように解決されているか説明すること。

【回答】

MAAP コードでは，状態変数をその時間変化率を用いた時間積分にて算出しており，この過程で使用するタイムステップは，誤差を抑えるため，状態変化が急激となる場合には短くなるように，変化率が大きい状態変数によって調整される。非線形性が強い式に対しても，その式による状態変化が急激となる場合にタイムステップを短くすることにより対応している。

同様の考え方で設定した許容変化率を用いている「4.2.1 TMI 事故解析」及び「4.2.2 CORA 実験解析」にて，燃料被覆管酸化モデルの妥当性を確認しており，MAAP による解析で得られた水素発生量，燃料被覆管の温度変化は，それぞれ TMI 事故の分析結果，CORA 実験における測定データと良く一致している。以上より，非線形性が強くなる化学反応の評価においても現状のタイムステップの設定で評価可能と考えられる。

３．指摘事項３（資料 No.MAAP-3）

格納容器スプレイの効果について，代替設備における注水量を到達する距離等による局所的な差異を考慮した上で１ノードで評価することの妥当性を説明すること。

【回答】

１．NUPEC で実施された低流量スプレイ試験について

シビアアクシデント時を想定した低流量での格納容器代替スプレイによる FP 除去について，（財）原子力発電技術機構による検討「重要構造物安全評価に関する総括報告書」（2003 年 3 月）において，BWR の格納容器を模擬した試験が行われている。

試験装置はスプレイ落下高さが実機相当となる大型容器にて実施し，一般的なスプレイ試験の模擬方法と同様に試験容器と実機との体積比に応じた低流量スプレイを試験条件としている。この試験条件は，スプレイによる熱交換効率が極めて高いためノズル近傍で急速に凝縮が進み，試験容器内に十分なミキシングの駆動力が生ずるとの考え[1]に基づいている。なお，凝縮に影響を及ぼす液滴径も適切に模擬するため試験装置のスプレイノズルは実機のものを使用し，ノズル個数は実機と同様のスプレイ流量を模擬できるように実機との体積比に応じた個数としている。

試験では，このような体系下において試験容器底部からエアロゾル（CsI）が連続的に供給され，試験容器頂部から連続的にスプレイされる状況において，試験容器内のエアロゾルの濃度変化の測定を行っている。別図 3-3-1 に示されるように実験結果から，スプレイ流量が低流量であっても，試験容器頂部・胴部・底部いずれのエアロゾル濃度も速やかに低下することが確認されている。スプレイが直接カバーする範囲の狭い頂部においても短時間でエアロゾル濃度が低下するのは，慣性衝突だけでなく，蒸気凝縮に伴う拡散泳動によりエアロゾル除去効果が促進されるためとされている。

[1] Kitani, S., "Containment Spray Experiments for Pressure Suppression," ICLAS '78 (the 1st International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems)

２．実験解析による比較について

MAAP コードで見込まれるスプレイによるエアロゾルの除去効果を実験結果の図にプロットしたものを別図 3-3-2 示す。実験結果との比較により，MAAP コードでも実験結果と同様の除去効果が見込むことが出来る。

また，上述の比較は試験容器全体に対して行ったものであるが，スプレイによる直接のエアロゾルの除去効果を見込みにくい（非スプレイ領域の多い）試験容器頂部（直径 1.8m）部分のみに着目した場合の MAAP コードとの比較を別図 3-3-3 に示す。この場合，MAAP コードで見込まれるスプレイによるエアロゾルの除去効果は保守側の結果を与えている。

これらのことから，低流量での格納容器代替スプレイ時においても，格納容器（ドライウェル）内を 1 ノードとして扱い，MAAP コードで用いているスプレイ効果を見込むことは妥当と考える。

【補足：実験体系と実機の比較について】

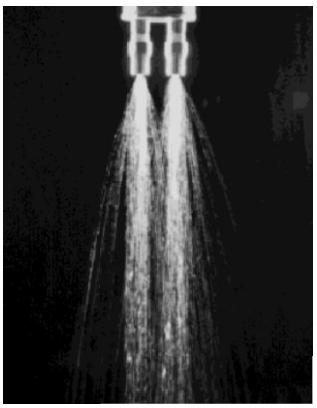
低流量時のスプレイは別図 3-3-1（右上写真）に示すようにスプレイの拡がりは小さく，流下液滴は試験容器壁には衝突することなく落下する状態となっている。この観測結果から，スプレイノズルからのスプレイの拡がり範囲を試験容器壁に到達しない程度である 0.3m と仮定すると，全断面積に対するスプレイがカバーする断面積の比は，試験容器頂部において約 3%となる。一方，実機において同様にスプレイの広がりを 0.3m と仮定すると，全断面積に対するスプレイがカバーする断面積の比は約６％と見積もられる（スプレイヘッダの大直径が最も大きい Mark-I 改良型格納容器の場合。別図 3-3-4 参照）。さらに，実機におけるスプレイはノズルの各吹出口が相互に角度をもって設けられているため下方向だけでなく斜め方向にもスプレイされ，低流量時の拡がり径は約 [redacted]m[2]との知見も得られている（別図 3-3-5 参照）。

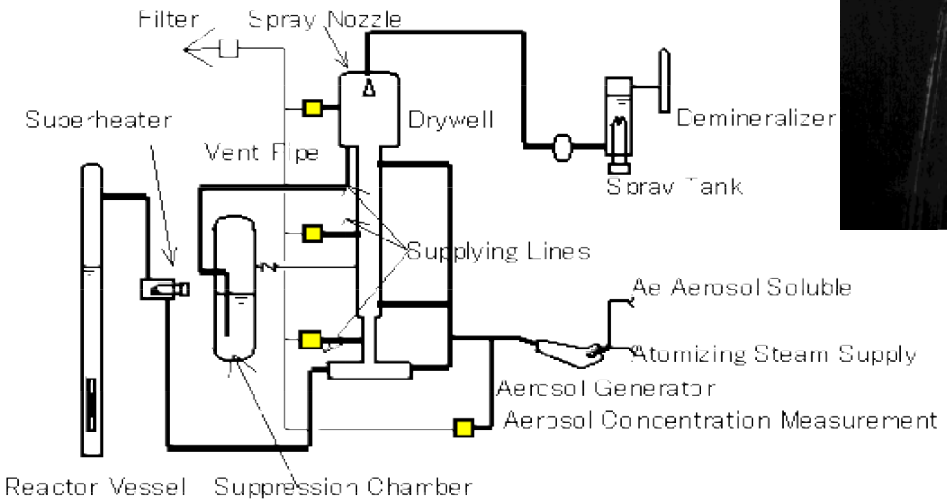
また，実験体系では試験容器の中心部にまとめたスプレイ体系となっているのに対して，実機では容器外側壁近傍から分散させたスプレイを行う体系となっており，スプレイにより不均一さが生じにくい体系になっていると考えられる。

これらのことから，実機の方がスプレイによるエアロゾル除去効果が得られる体系となっていると考える。

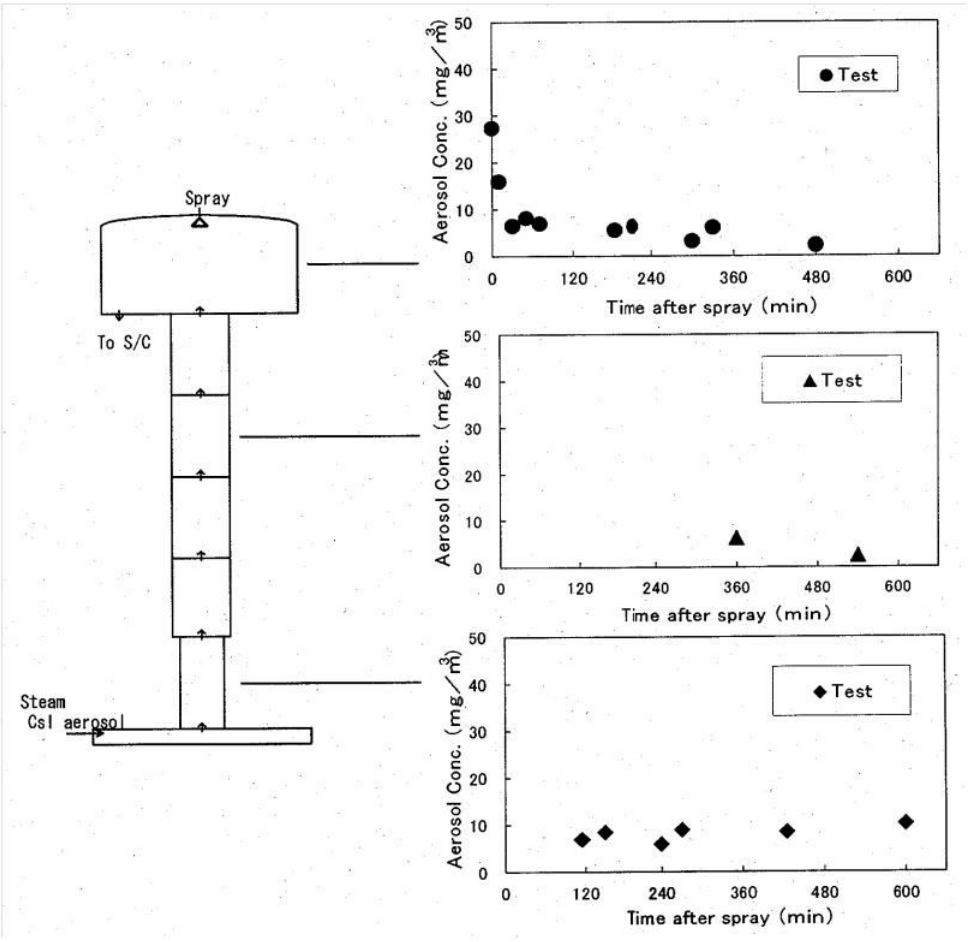
[2] 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(Phase 2)、
平成 4 年度下半期（最終報告書)，平成 5 年 3 月

スプレイは試験容器（胴部直径 0.5 m）の
内壁にかからない状態

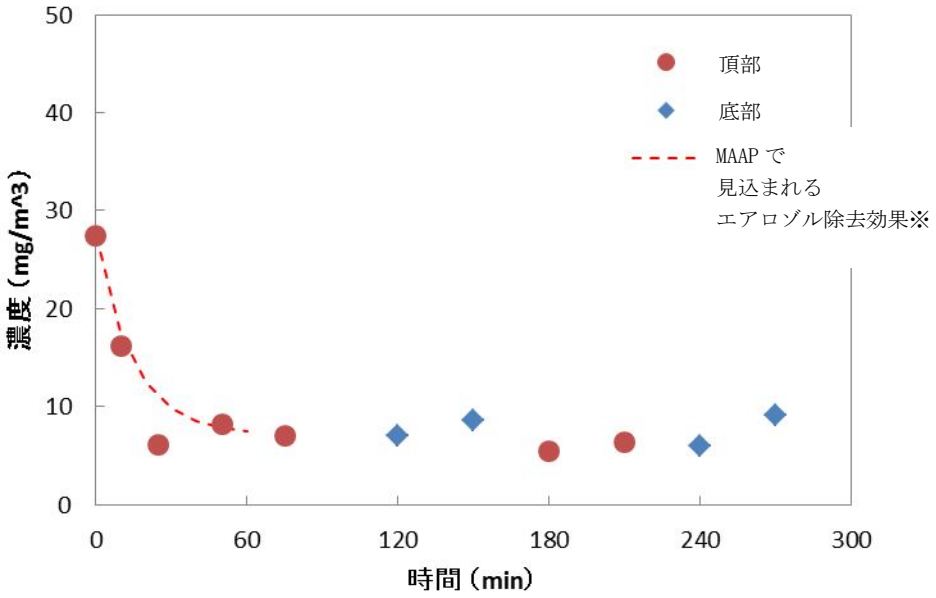




試験容器
　高さ：18 m
　頂部直径
　胴部直径
　底部直径

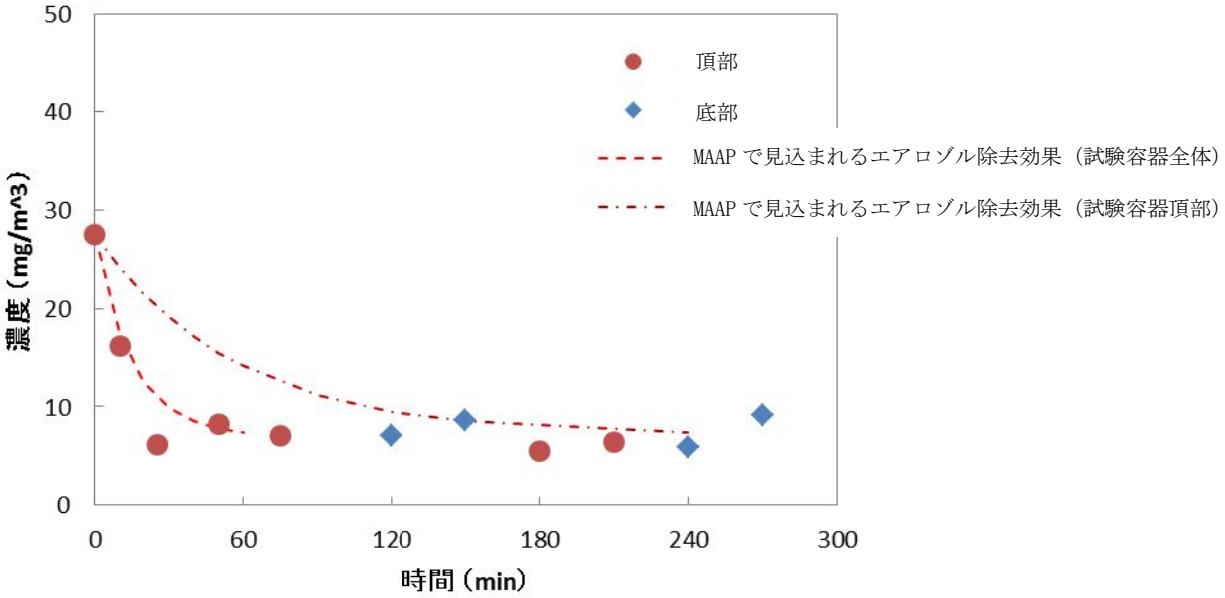


別図 3-3-1　格納容器代替スプレイによるエアロゾル除去効果の例

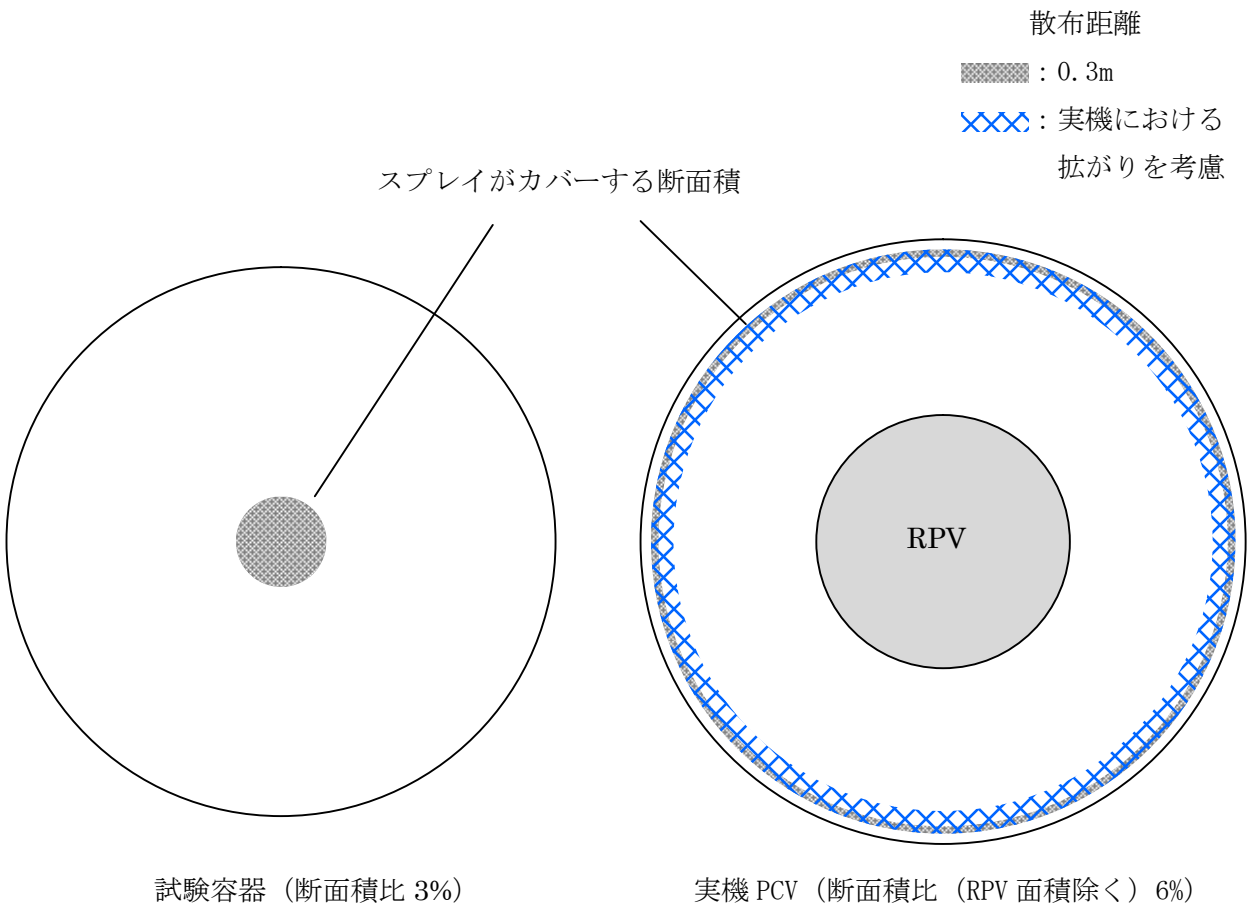


別図 3-3-2　実験結果と MAAP で見込まれるエアロゾル除去効果の比較

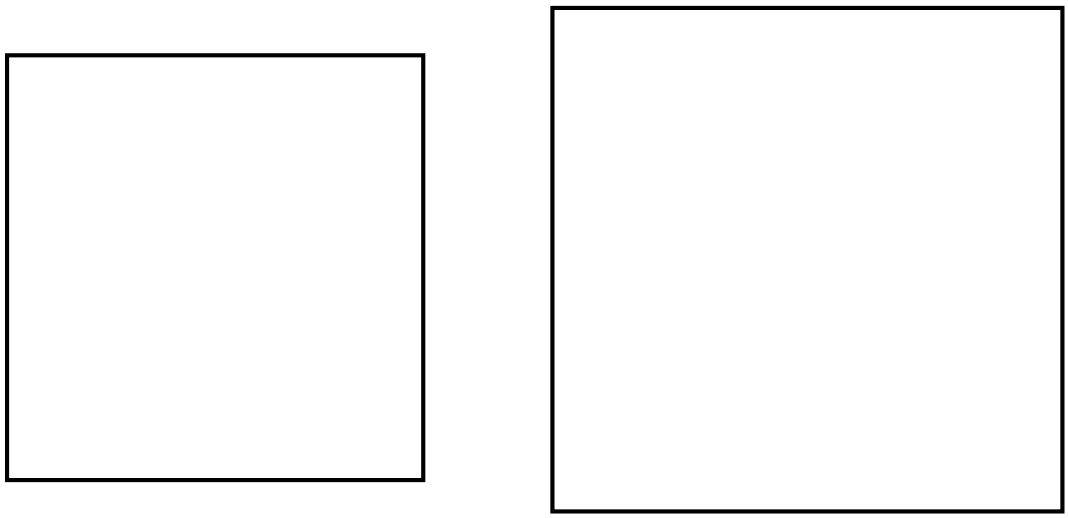
※：エアロゾルが連続供給される実験体系であることから，
スプレイにより，エアロゾル濃度は静定時エアロゾル濃度
（60 分から 300 分の平均値）に漸近すると仮定



別図 3-3-3　実験結果と MAAP で見込まれるエアロゾル除去効果の比較
（試験容器頂部に着目した場合）



別図 3-3-4　実験体系と実機のスプレイカバー範囲（断面積）の比較（概念図）



別図 3-3-5　実機格納容器スプレイノズルと低流量スプレイ散水状態[2]

４．指摘事項４（資料 No. MAAP-4）

リロケーションモデルにおいて炉心溶融の過程（溶融，崩落等）における力学的なバランスをどのように扱っているか温度別に整理して説明すること。

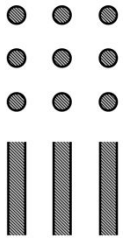
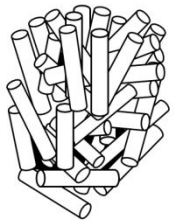
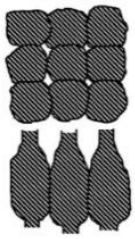
【回答】

MAAP コードでは，炉心部を多数のノードに分割し，燃料崩壊や溶融といった状態変化，およびそれらに伴うノード間の質量・エネルギー移動がモデル化されている。基本的には隣接するノード間の質量・エネルギーバランスに基づくモデルとなっている。

以下に，MAAP コードが想定するリロケーションモデルを示すとともに，力学的なバランスについても説明する。

ａ．MAAP コードが想定する炉心ノード状態

MAAP コードでは，空隙率と炉心ノード内の溶融度に応じ，別図 3.4-１に示す６つの炉心ノード状態（タイプ）が考慮されている。燃料破損，燃料溶融，溶融物の流下（キャンドリング），固化による燃料径の増加により，空隙率は次第に小さくなる。また，ノード内の燃料のほぼ全量が溶融した場合，溶融プールが形成される。

<table>
<tr><td rowspan="2">空隙率</td><td colspan="2">溶融度</td></tr>
<tr><td>溶融無し又は部分溶融状態</td><td>全量溶融状態</td></tr>
<tr><td>1</td><td colspan="2">
空洞
（タイプ０）</td></tr>
<tr><td>１未満
～
 </td><td>  
燃料が自立
（タイプ１）　燃料が崩壊
（タイプ２）</td><td>―</td></tr>
<tr><td>
～
０．１以上</td><td> 
流路減少状態
（タイプ３）</td><td>―</td></tr>
<tr><td>０．１未満</td><td>
流路閉塞状態
（タイプ４）</td><td>
溶融プール状態
（タイプ５）</td></tr>
</table>

別図 3-4-１　MAAP コードにおける炉心ノード状態

b．炉心ノード状態の変化と燃料の移動について

MAAP コードでは，各炉心ノードの損傷の段階（崩壊，溶融等）を以下により判定し，各ノードは各タイプへ変化し、下部または径方向に移動する。

・キャンドリングの発生

炉心温度上昇により，燃料被覆管表面で溶融が発生すると，溶融物は液膜となって燃料に沿って流下し，下部ノードへと移動する。この様子は，蝋燭が融けていくプロセスに類似していることから，キャンドリングと呼ばれている。

溶融物は，重力と粘性力を考慮した速度で流下し，温度の低い燃料被覆管表面で完全に固化するか，閉塞ノード（タイプ４）に達するまで流れる。

・燃料崩壊

ヒートアップ開始から，各炉心ノードでは，温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる（ K と 時間から Larson-Miller パラメータを設定)。燃料崩壊が判定されると，その位置より上方のノードに存在する燃料は支えがなくなり，本来の形状を維持できなくなることから瓦礫状となり，燃料崩壊位置から下の各ノードの空隙を埋めるような形で落下する（タイプ２)。その際，燃料崩壊位置から上のノードは全て燃料が落下し空洞状態となる（タイプ０)。

なお，燃料崩壊の判定は，温度と時間を変数とした関数であらわされており，位置による荷重は考慮されていない。

・閉塞ノードの形成

キャンドリングにより流下した溶融燃料および落下してくる固形物により，それを受け取るノードの空隙が減少する（タイプ３)。 さらにノード内が詰まる（空隙率 0.1）と，閉塞した状態が発生する（タイプ４)。この状態になったノードは，蒸気やガス流を通さなくなる（閉塞ノードの形成)。

ただし，タイプ３だけでなく， 溶融は発生し，直下のノードに空隙が存在する限り，その溶融物は下方へ流下する（キャンドリング)。

なお，タイプ３やタイプ４は空隙率で分類されているもので，いずれも固形物と溶融物が混在している状態にある。

更なる温度上昇により，ノード内燃料がすべて溶融すると，溶融プール状態（タイ

プ５）となる。タイプ５は，溶融した燃料が完全にノードを満たしている状態であるため，上方から溶融物，固形物がタイプ５のノードに入り込んでくることはない。

・閉塞ノードの破損

一つもしくは複数の閉塞したノード（タイプ４）が発生すると，

この判定により，固体層が破損すると，その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として，直下のノードが閉塞すれば，同様の判定が行われることになり，次第に溶融物が下方へと移動していく。

なお，炉心最下端ノードである炉心支持板位置については，後述の炉心支持板破損判定が行われる。

ｃ．半径方向への溶融物移動

MAAP コードでは，直下のノードに空隙がないなど，軸方向へ流れることができない場合で，かつ径方向の隣接ノードに空隙が存在する場合にのみ径方向への溶融物の移動が発生する。溶融物は水頭差と径方向流動に対する摩擦抵抗がバランスする速度で流れる。

ｄ．炉心境界の破損と溶融物の流出

炉心境界（下方向：炉心支持板，横方向：炉心最外周境界）の MAAP における取り扱いを以下に示す。

・炉心支持板の破損

炉心支持板の破損は，温度と破損時間の関係式から判定される。

・炉心領域最外周境界の破損

TMI において，溶融プールが側面クラストの破損により，下部プレナムへ落下したとする分析に基づき，炉心側面の破損がモデル化されている。

・下部プレナムへのリロケーション

炉心支持板の破損もしくは，炉心領域最外周境界の破損が発生すると，溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへのリロケーションが発生すると，炉心支持板が制御棒駆動機構（CRD）ハウジング／制御棒（CR）案内管によっ

て支えられるモデルとなっていることから，下部プレナムに落下した溶融炉心によってCRDハウジング／CR案内管が溶融すると，炉心支持板の保持機能喪失により，炉心領域の燃料がその損傷形状にかかわらず下部プレナムへ移動する。

e．事故進展挙動

以下，MAAPコードで，時間経過に伴って，どういった物理現象に伴い，状態変化が生じるかについてのBWR-5,Mark-Ⅰ改良型格納容器プラントのTQUVシーケンスにおける解析例を示す。

＜炉心損傷初期＞

炉心損傷初期の状態変化について，炉心中央部の軸方向への移動に着目して説明する。別図3-4-2は事故後約1.3時間において，上部からのキャンドリングによる溶融物を受け，いくつかのノードで流路が狭まった状態（タイプ３）を示している。流路が狭くなると，下からの蒸気流・ガス流が制限されることで，その上部のノードの温度が上昇し，燃料崩壊を起こす（タイプ２）。これにより，それより上方の炉心が瓦礫状となり下方に移動しながら堆積している。その結果，最上段ノードでは空洞（タイプ０）が発生している。この状態が別図3-4-3に示す状態である。

更なる溶融物の降下および崩壊燃料が下方の空隙を埋めていくことで，流路が閉塞したノード（タイプ４）が複数発生する。この状態が別図3-4-4である。

別図3-4-5は、炉心全体において、閉塞領域が下方向に更に進展した状態を表している。

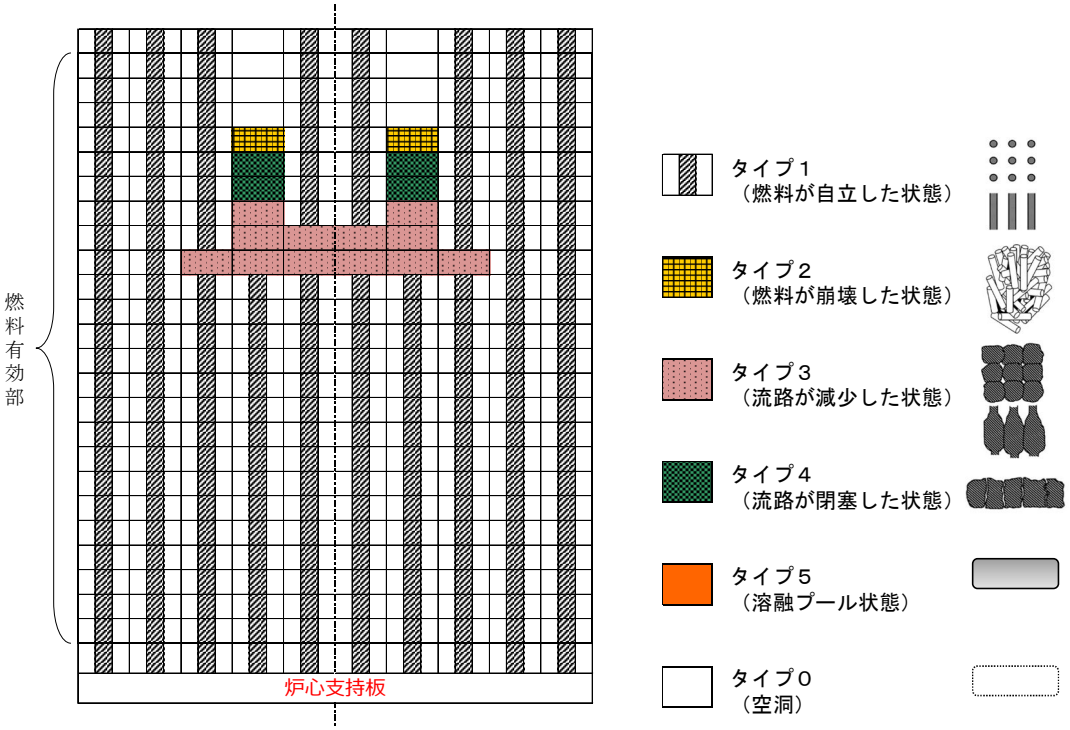
＜炉心損傷後期＞

別図3-4-6は炉心損傷が更に進展した状態を表している（事故後約2.7時間)。炉心損傷後期になると，固体物の落下およびキャンドリングによる更なる溶融炉心の下方向への移動が進展し，空隙を更に埋めることで，燃料が存在するすべてのノードで閉塞した状態（タイプ４）となっている。その結果，上半分のノードはほぼ空洞状態（タイプ０）となっている。

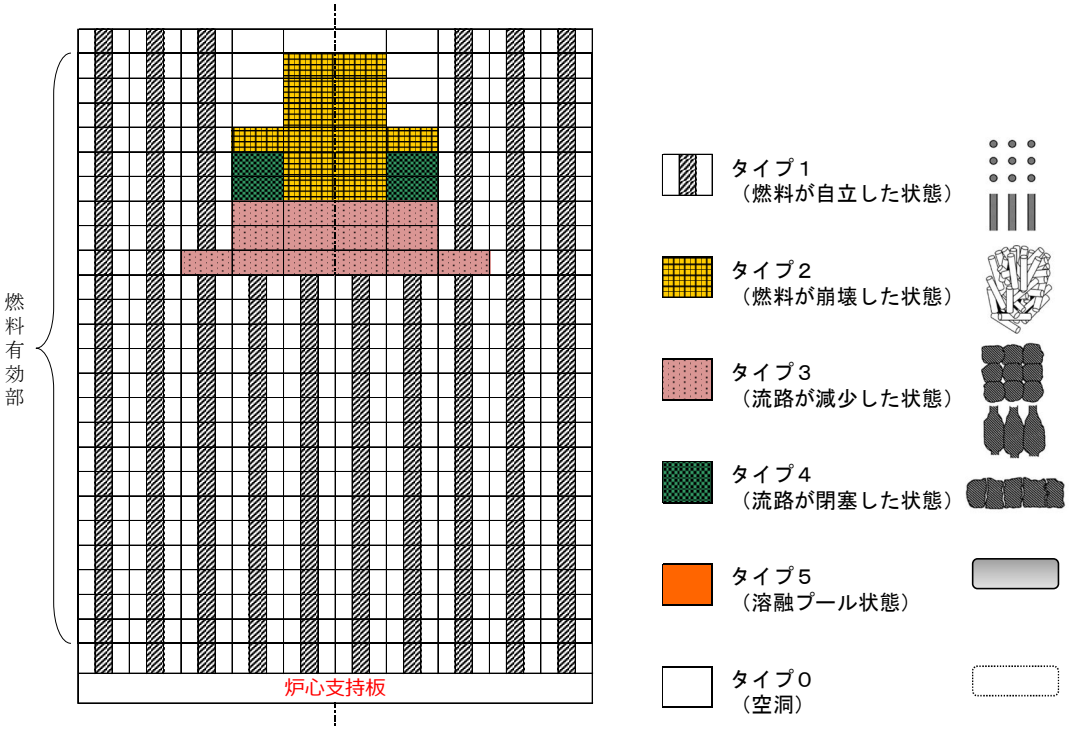
別図3-4-6に示す状態では中心部分で温度が上昇することにより，中心部分で完全に溶融した状態（タイプ５）が発生する。別図3-4-7がこの状態を表している。

f．まとめ

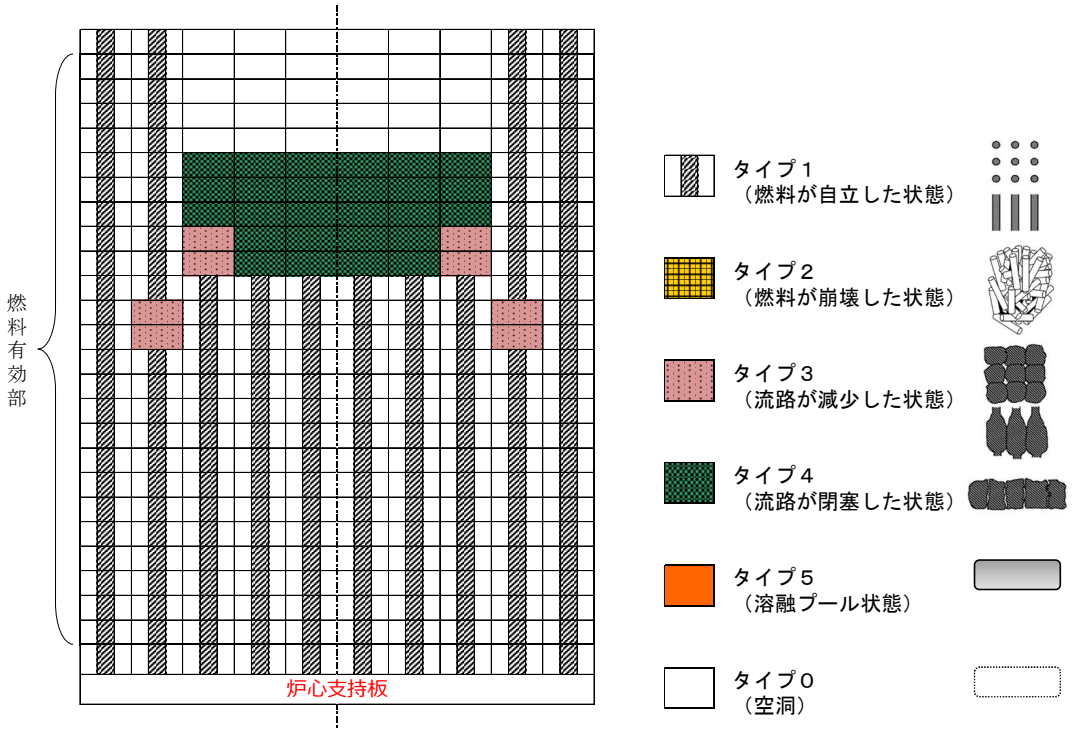
MAAPコードにおけるリロケーションモデルは以上のとおりである。MAAPコードでは，炉心ノード状態をタイプ別に分け，それぞれのタイプの変化を空隙率，溶融度，燃料崩壊判定などにより模擬している。TMIの知見を適宜取り込むことにより，必要に応じて力学的バランスを考慮したモデルとしている。



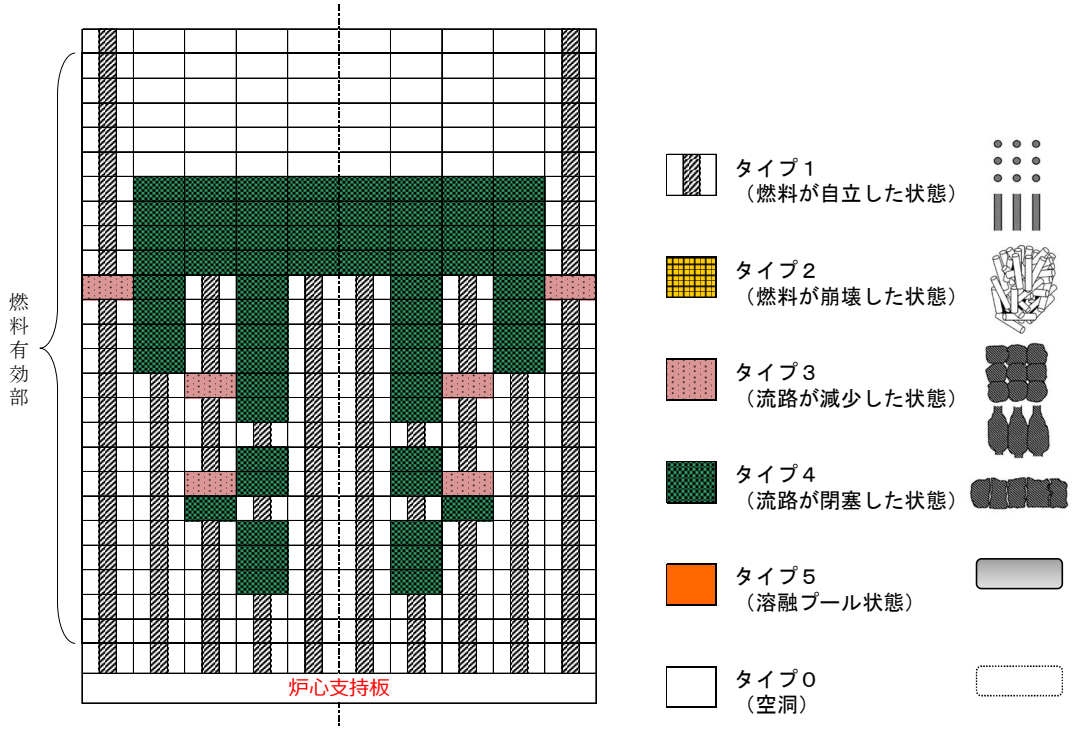
別図 3-4-2　炉心損傷状態（事故後約 1.3 時間）
（キャンドリングにより流路が減少した状態）



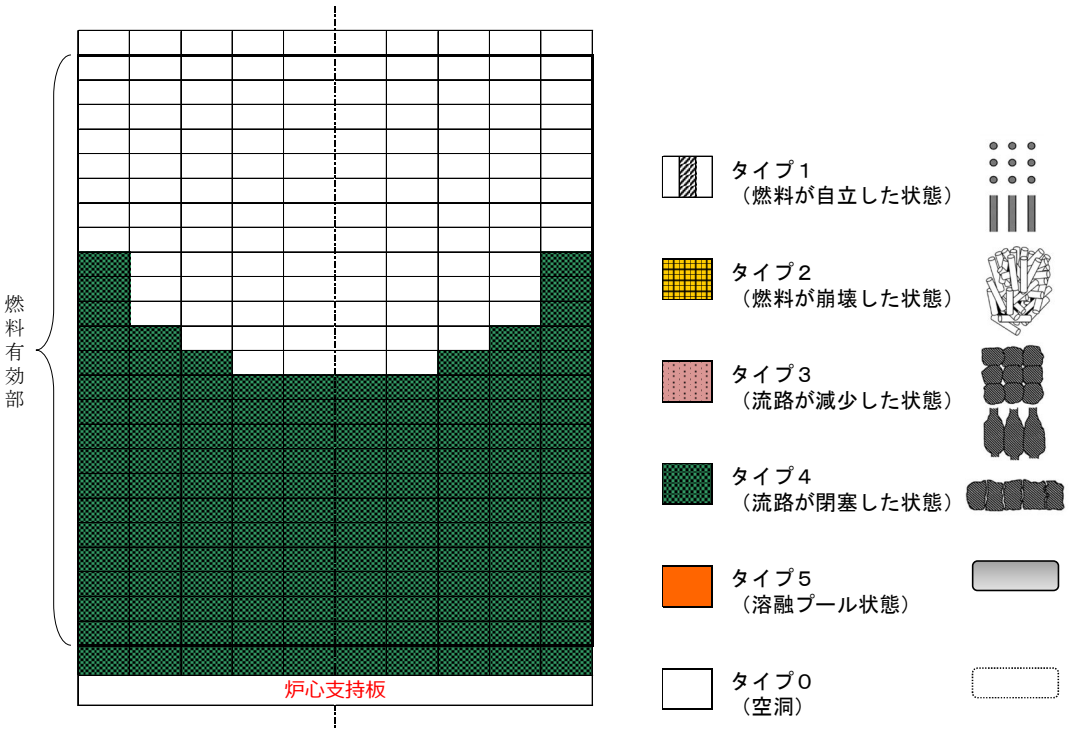
別図 3-4-3　炉心損傷状態（別図 3-4-2 の状態から 2 秒経過後）
（燃料崩壊が生じた状態）



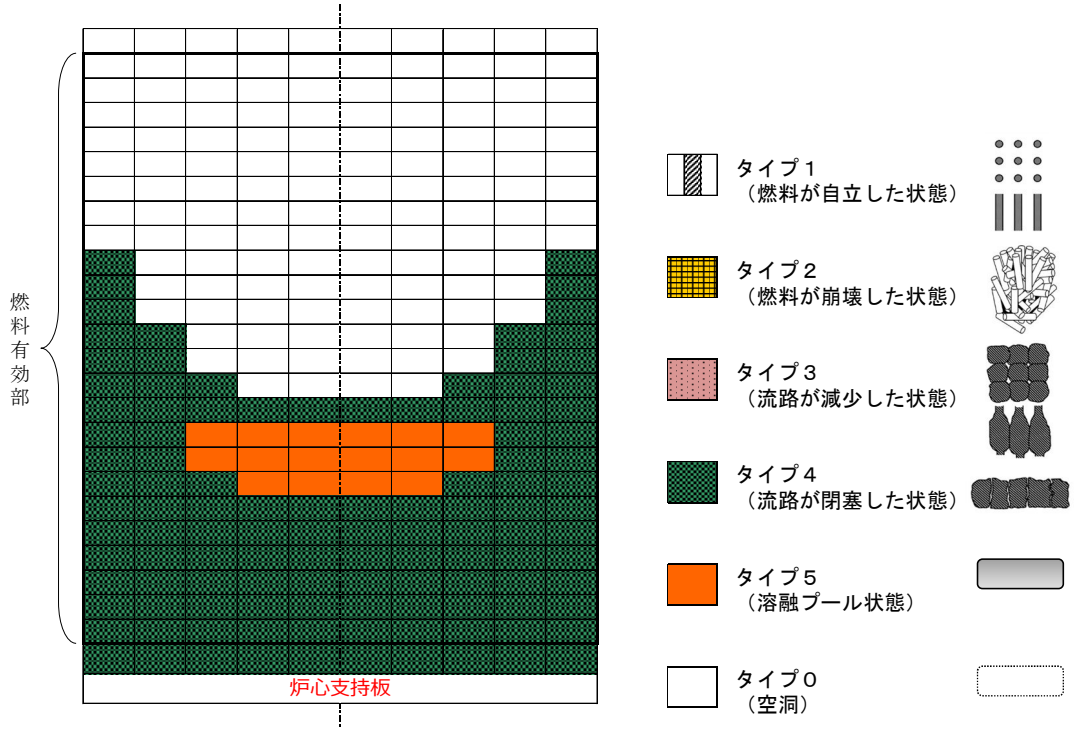
別図 3-4-4　炉心損傷状態（別図 3-4-3 から約 200 秒経過後）
（崩壊した燃料によりノードが閉塞した状態）



別図 3-4-5　炉心損傷状態（事故後約 1.6 時間）
（流路閉塞が進展した状態）



別図 3-4-6　炉心損傷状態（事故後約 2.7 時間）
（炉心全体の流路が閉塞した状態）



別図 3-4-7　炉心損傷状態後期（事故後約 2.9 時間）
（溶融プールが形成された状態）

５．指摘事項５（資料 No.MAAP-5）

ハフニウム CR の影響をどのように扱っているか説明すること。

【回答】

MAAP コードでは，制御棒において用いられるハフニウム（Hf）の制御材はモデル中で取り扱っていない。Hf は周期表において第 4 族元素に属し，核的特性を除いた，化学的性質は同じ族に属し，燃料被覆管やチャンネルボックスに用いられているジルコニウム（Zr）と非常によく似かよったものとなっている。別表 3-5-1 に Hf と Zr の物理特性を示す。

密度，比熱及び融点は Zr に比べて高いことから，炉心の溶融進展挙動への影響が考えられるものの，化学的には高温でのハロゲンとの反応を含め，Zr と非常によく似ていることや，Hf 制御棒を採用しているプラントにおいても，その本数の割合は 1/8 程度であることから，寄与としての影響は小さいと考えられる。

別表 3-5-1　ハフニウム(Hf)とジルコニウム(Zr)の物理特性[2]

	Hf	Zr
密度	13.28 g/cm^3 (25℃)	6.51 g/cm^3 (20℃)
熱伝導率	23 W/(m·K)	22.7 W/(m·K)
比熱	155.4 J/(mol·K) (25 °C)	25.2 J/(mol·K) (25 °C)
融点	2222 ℃	1857 ℃

［参考文献］

[1] TLR-046 Rev.2, “沸騰水型原子力発電所　ハフニウム型制御棒について（改良炉心用）”, 平成 18 年 11 月,株式会社　東芝

[2] 村上 雅人, ”元素を知る事典” 第 1 版, 株式会社 海鳴社, 2004 年

[3] 馬淵 久夫, ”元素の事典” 第 1 版, 株式会社 朝倉書店, 1994 年

６．指摘事項６（資料 No.MAAP-6）

事業者自身が行った実験解析の結果の例をどこかで説明すること。

【回答】

MAAP コードの妥当性確認のための実験解析は,MAAP コードの保守･改良を行う米国EPRI が実施し,MAAP ユーザーズマニュアルにその結果を記載して,ユーザーに提供している。また，実験解析，ベンチマーク解析等については MAAP ユーザーズグループ会議にて議論を行う機会が設けられている。

新規バージョンが配布された際に事業者側では，付属のインプットデータを用いて解析を実施し，付属のアウトプットデータとの一致を確認するとともに，一部の代表的なケースについて，確認解析も実施している。これらに加えて，MAAP ユーザーズグループを通じて，コードに係る最新情報を入手している。

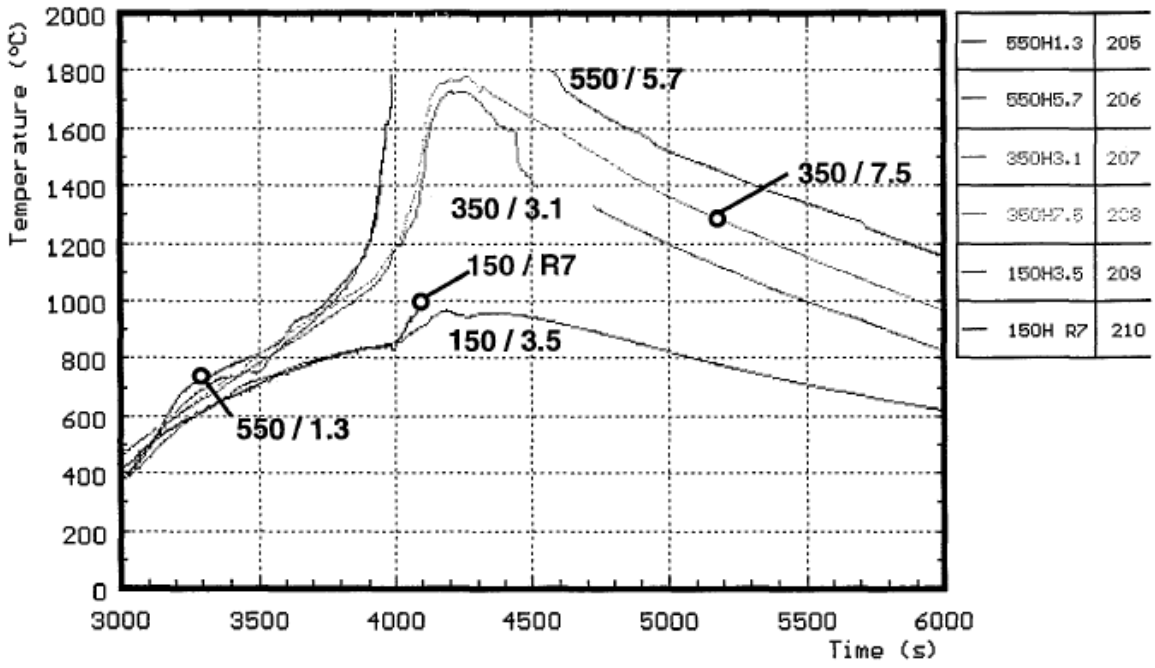
事業者側での確認解析においては，入手可能な入力データを用いた代表的なベンチマーク解析を実施し，MAAP ユーザーズマニュアルの実験解析結果や公開されている実験結果との比較を実施しているが，ここでは，4.2 章に示した実験解析のうち，BWR において特徴的な炉心構成を模擬した実験である CORA 実験の中から，試験バンドルのサイズが大きく，より実機の体系に近い CORA-18 実験を対象として解析結果を示す。

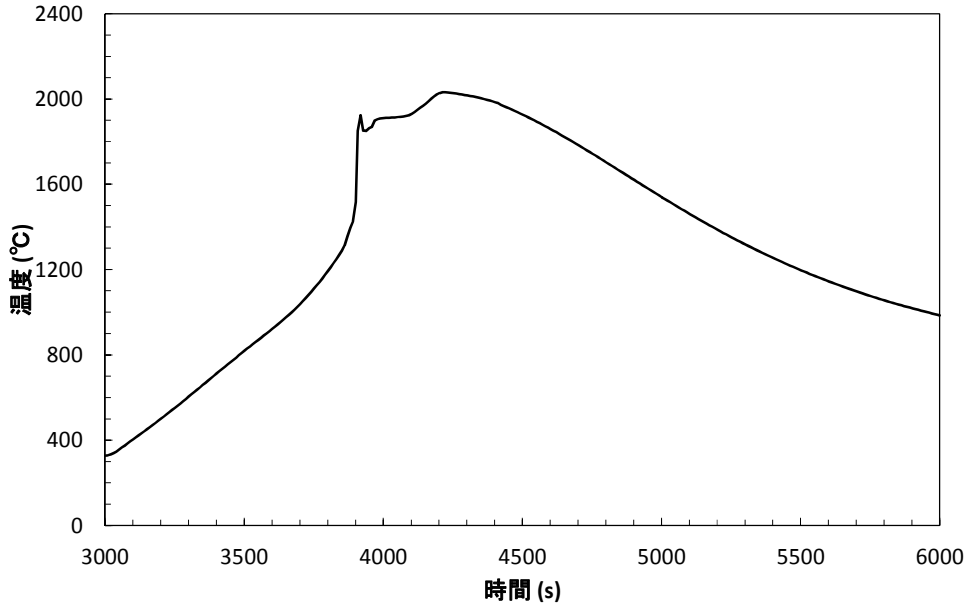
別図 3-6-1 から別図 3-6-3 に CORA-18 実験でのエレベーション 550mm における燃料被覆管の温度変化，チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示す。温度挙動は実験結果に比べて高い温度で推移するものの，全体的な温度挙動は，実験期間全体において測定値の温度挙動をよく再現している。

［参考文献］

[1] FZKA-6030, S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher, “Large Bundle PWR Test CORA-18: Test Results”, April 1980

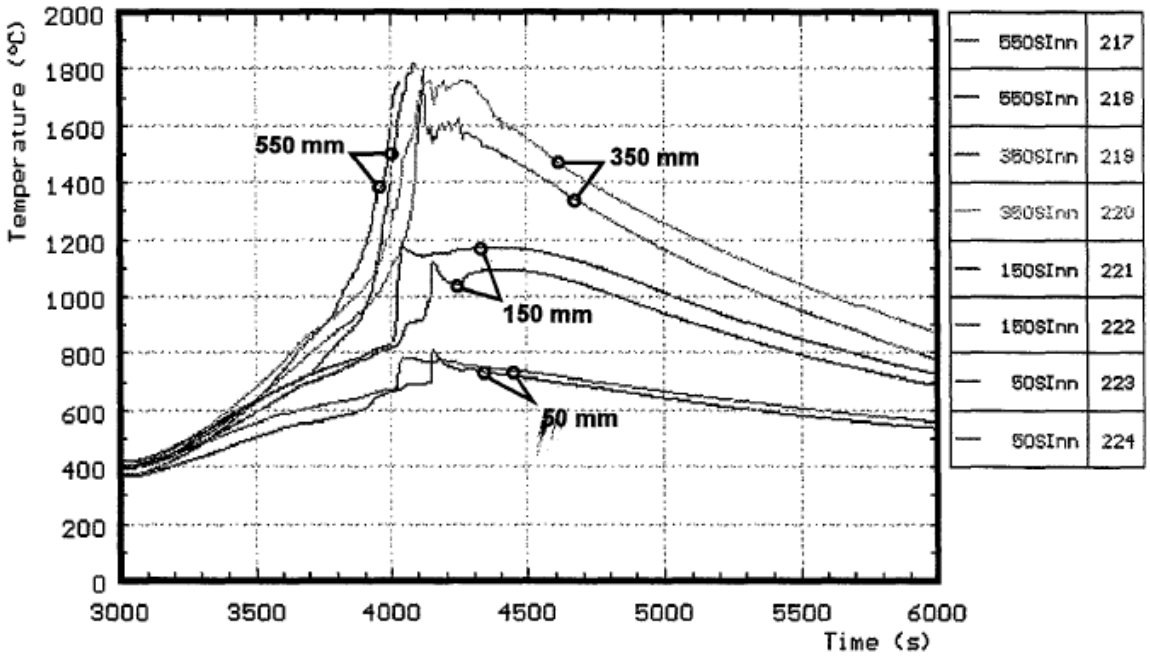
[2] MAAP4 User’s Manal

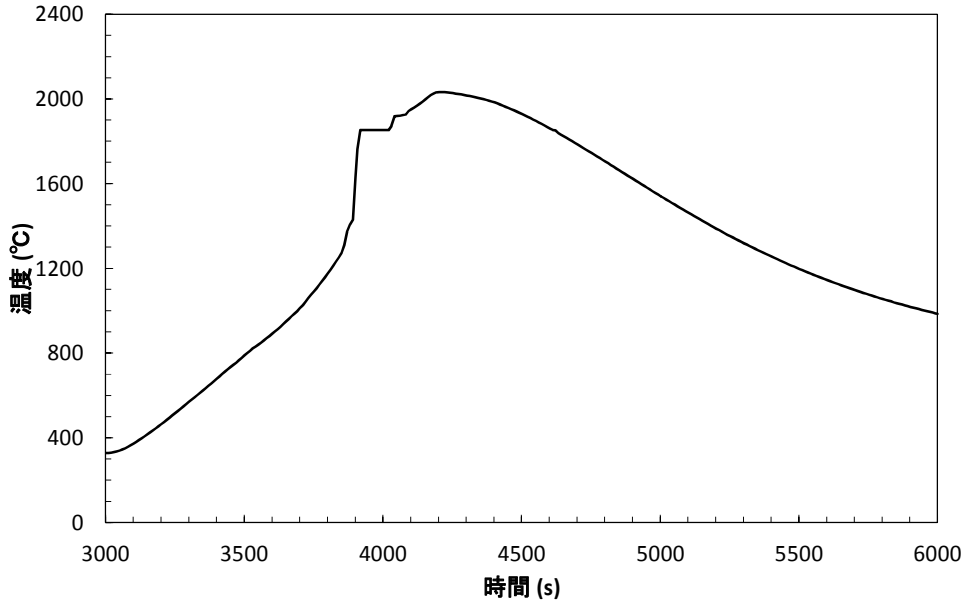




別図 3-6-1　CORA-18 実験 燃料被覆管温度変化（エレベーション 550mm）

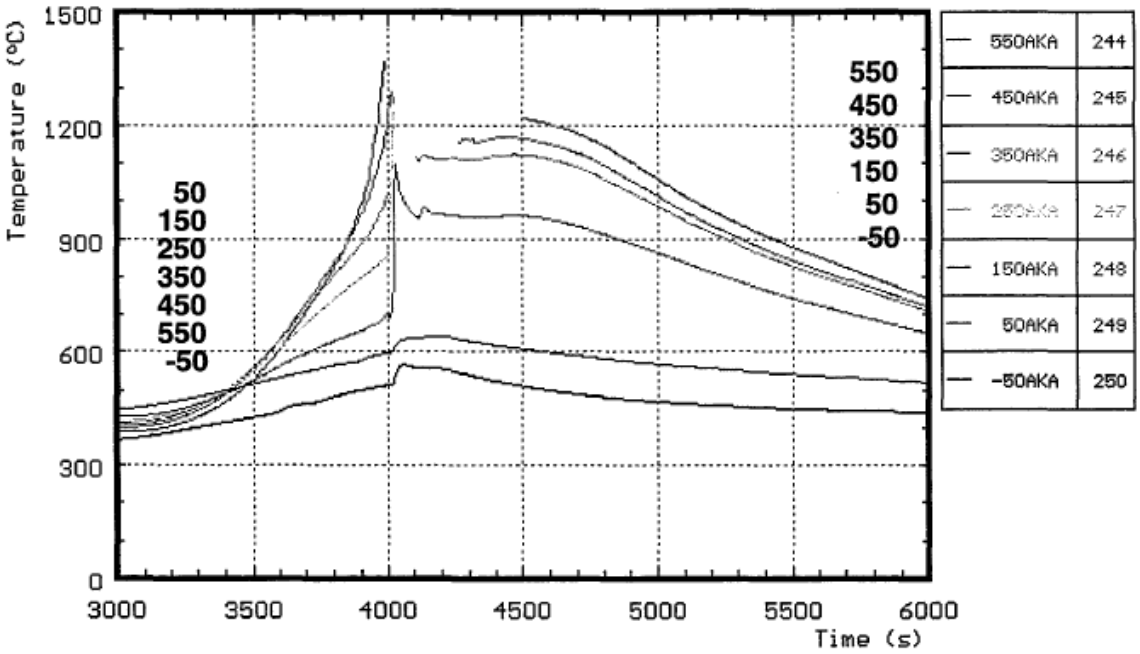
（上：参考文献[1] ／ 下：事業者による解析結果）

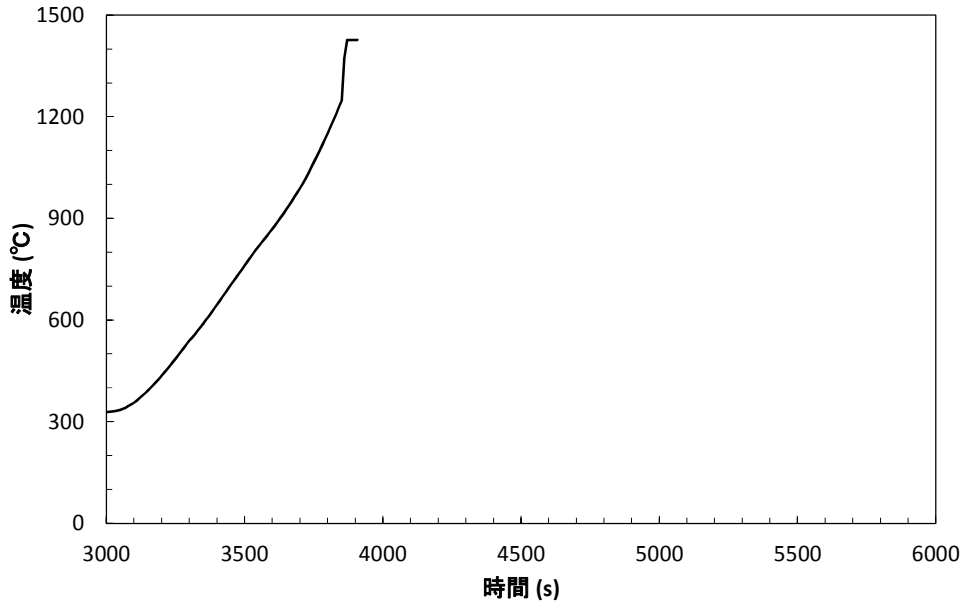




別図 3-6-2　CORA-18 実験 チャンネルボックス温度変化（エレベーション 550mm）

（上：参考文献[1] ／ 下：事業者による解析結果）





別図 3-6-3　CORA-18 実験 制御棒温度変化（エレベーション 550mm）

（上：参考文献[1] ／ 下：事業者による解析結果）

７．指摘事項７（資料 No.MAAP-7）

CORA 実験解析の条件と有効性評価の条件の違いを説明すること。

【回答】

CORA-18 実験を対象として，有効性評価の条件との比較を示す。

別表 3-7-1 に有効性評価と CORA-18 実験に用いられた燃料集合体の主要諸元を示す。解析条件はこれらの主要諸元に基づいて与えており，燃料棒の形状や材質に関しては同様の条件となっている。

別表 3-7-1　燃料集合体の主要諸元

	有効性評価 9×9 燃料(A 型)	CORA-18
ペレット直径(cm)	約 0.96	約 0.91
ペレット材	UO_2	UO_2
被覆管外径(cm)	約 1.12	約 1.075
被覆管厚さ(mm)	約 0.71	約 0.725
被覆管材料	Zr(ジルカロイ-2)	Zr(ジルカロイ-4)
燃料棒有効長さ(m)	約 3.71	約 1.0

［参考文献］

[1] FZKA-6030, S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher, “Large Bundle PWR Test CORA-18: Test Results”, April 1980

「4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析)」において各重要現象の妥当性確認で示した実験解析における主要実験条件と有効性評価における条件の比較を別表 3-7-2 に示す。

別表 3-7-2　主要実験条件と有効性評価における条件の比較

実験	主要実験条件		有効性評価における条件 (BWR-5/Mark-I 改良型)	備考
CORA (4.2.2)	燃料集合体	表 4.2-2	9×9 燃料(A)型	BWR の燃料体系を模擬しており，バンドルサイズがより実機体系に近い CORA-18 実験では，測定データと良く一致。
	温度条件	図 4.2-9 ～ 図 4.2-16	実験条件と同様 (3.3.6 章に示したモデルにより評価)	反応温度，溶融温度は物質によって決まるが，実機相当の物質を使用。
HDR (4.2.3)	格納容器内自由体積(m^3)	約 11,400	D/W 約 8,800 W/W 空間部 約 5,300	実機スケール相当。
CSTF (4.2.4) ABCOVE (4.2.8)	格納容器内自由体積(m^3)	約 850	D/W 約 8,800 W/W 空間部 約 5,300	体積は 1/10 程度と小規模であるが，高さに大きな相違はない。(ABCOVE 実験では，CSTF 実験の格納容器体系試験装置を使用)
	格納容器高さ (m)	約 20	D/W 約 38 S/C 円管部断面直径 約 10	
ACE (4.2.5)	温度条件	図 4.2-36, 37, 38	添付 3　図 5-1-1b 等	コンクリート侵食時の温度条件は同様。
	コンクリート組成	表 4.2-6	添付 3　表 4-2	プラントに用いられているコンクリートの種類によって，組成や物性値を指定。
	溶融物組成	表 4.2-5	UO_2, Zr, ZrO_2, SUS 等全炉心相当の構造物が溶融	L7 実験では，BWR 相当の溶融炉心を模擬。
SURC-4 (4.2.6)	温度条件	図 4.2-40	添付 3　図 5-1-1b 等	コンクリート侵食時の温度条件は同様。
	コンクリート組成	玄武岩系	添付 3　表 4-2	プラントに用いられているコンクリートの種類によって，組成や物性値を指定。
	溶融物組成	ステンレス, 模擬 FP,Zr	UO_2, Zr, ZrO_2, SUS 等全炉心相当の構造物が溶融	実機の組成と異なるが，熱的に実機に近い条件となっており，コンクリートへの熱移動，侵食挙動は同様。
PHEBUS-FP (4.2.7)	被覆管温度	図 4.2-47 ～ 図 4.2-50	実験条件と同様 (3.3.6 章に示したモデルにより評価)	反応温度，溶融温度は物質によって決まるが，実機相当の物質を使用。

８．指摘事項８（資料 No.MAAP-8）

TMI の結果から考えられた溶融炉心ブロッケージなど，MAAP 固有モデルについて説明すること。

【回答】

TMI 事故後の分析・評価によれば，以下のような推定がなされている[1]。

- 一次冷却材ポンプ停止後，一次冷却材のボイルオフによって炉心損傷が生じ，炉心の約 50%が溶融した。溶融物は下方向に流れ，炉心底部付近で閉塞領域を形成した。
- 一次冷却材ポンプの再起動による原子炉への注水によって，溶融物は急冷によって微細化し，デブリベッドが形成された。このデブリベッドのうち，20ton が再溶融した後，側面のクラストを崩壊させて，下部プレナムへ落下した。

MAAP コードでは，このような分析に基づいた以下のような物理現象モデルを採用している。

(1) 炉心損傷進展に伴う炉心閉塞

TMI において，炉心底部付近で閉塞領域を形成したとする分析に基づき，炉心溶融物の流下による燃料外径の増加や燃料棒の膨れによる炉心流路の減少をタイプ 3(冷却材流路が減少した状態）とタイプ 4（冷却材流路が閉塞した状態）でモデル化し，タイプ 4 となった炉心ノードでは，炉心流路が閉塞され，蒸気及び非凝縮性ガスが通過しない状態を模擬している。

(2) 側面クラストの崩壊

TMI において，溶融プールが側面クラストの破損により，下部プレナムへ落下したとする分析に基づき，炉心側面の破損がモデル化されている。

また，側面の破損が発生した場合，溶融物は下部プレナムへ移行する。

また，上記の物理現象モデルを採用した上で，TMI 事故とのベンチマーク結果に基づいたモデルとしては以下が挙げられる[2]。

(a) 炉心崩壊挙動

MAAP コードでは，炉心ノードがある温度に達してから崩壊（タイプ 1（燃料自立）からタイプ 2（燃料崩壊）への遷移）するまでの時間を Larson-Miller パラメータ手法による累積損傷割合の計算に基づいて判定している。TMI 事故とのベンチマーク結果に基づき，炉心ノードの崩壊について，炉心ノード温度 [redacted] K と [redacted] 時間から Larson-Miller パラメータを設定している。

(b) 炉心損傷進展に伴う炉心閉塞挙動

上述のタイプ 3（冷却材流路が減少した状態）から炉心流路が閉塞するタイプ 4（冷却材流路が閉塞した状態）への遷移には，TMI 事故とのベンチマーク結果に基づき，炉心ノードの空隙率 0.1 で判定している。一方，MELCOR コードでは，炉心ノードの空隙率の最小値を 0.05 とした上で全閉塞しないモデルとしており，炉心閉塞モデルは MAAP コードの特徴である。

［参考文献］

[1] B. R. Sehgal, “NUCLEAR SAFETY IN LIGHT WATER REACTORS”

[2] Electric Power Research Institute, “Modular Accident Analysis Program (MAAP)-MELCOR Crosswalk Phase 1 Study,” November 2014

[3] 電力中央研究所，MAAP5.01 及び MELCOR2.1 を用いた軽水炉代表プラントの過酷事故解析 平成 26 年 6 月

９．指摘事項９（資料 No.MAAP-9）

複雑かつ表面積の大きいセパレータ、ドライヤにおける FP 沈着の考え方（知見・検証・モデル化）およびミラーインシュレイターによる断熱効果の扱いについて説明すること。

【回答】

（１）セパレータ，ドライヤにおける FP 沈着について

MAAP コードでは，原子炉圧力容器（RPV）内 FP の RPV 内構造物（ヒートシンク）への沈着は「(a) FP 蒸気の構造物表面への凝縮」「(b) FP エアロゾルの構造物への重力沈降」としてモデル化されている。これらの沈着率は，沈着面の等価沈着長さ（＝FP の存在する RPV 内ノード体積／沈着面積）から求められ，この等価沈着長さが短くなると沈着率が大きくなる。

(a) FP 蒸気の構造物表面への凝縮

構造物の形状を考慮できるように，構造物の全表面積を沈着面積として等価沈着長さを算出するようモデル化されている。これにより，セパレータ，ドライヤといった複雑形状の構造物では，単純形状の構造物と比べて等価沈着長さが短くなる（沈着率が大きくなる）。

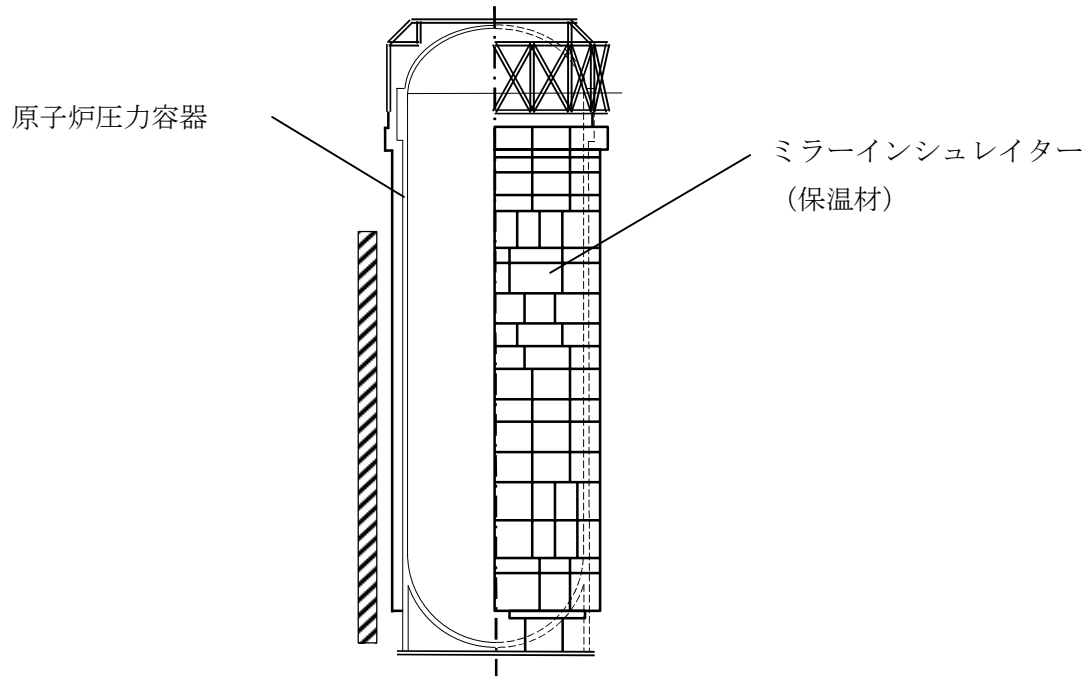
(b) FP エアロゾルの構造物への重力沈降

RPV 内構造物（ヒートシンク）の水平面の面積から等価沈着長さが算出されるようモデル化されている。

MAAP コードの FP エアロゾルの沈着モデルの妥当性は ABCOVE 実験（4.2.8 参照）との比較により妥当性確認が行われており，FP 蒸気の沈着モデルは CSE 実験[1]の知見に基づいている。

（２）ミラーインシュレイターによる断熱効果について

RPV 廻りのミラーインシュレイター（保温材）は，複数枚の層状の金属プレートによってモデル化されており，それぞれの金属プレートの表面温度から輻射熱伝達を計算し，最終的に RPV 外面から格納容器雰囲気への輻射熱伝達係数が求められる。また，RPV 本体と保温材のギャップ部等からの対流による格納容器雰囲気への熱伝達も考慮されており，ヒートシンクに沈着した FP の崩壊熱から格納容器雰囲気への伝熱は，RPV 外面温度及び格納容器雰囲気温度をもとに，これらの輻射及び対流の熱伝達を考慮して計算される。



別図 3-9-1　ミラーインシュレイター（保温材）の概要図

［参考文献］

[1] R. K. Hilliard and L. F. Coleman. "Natural Transport Effects on Fission Product Behavior in the Containment Systems Experiments". BNWL-1457, December, 1970.

10．指摘事項 10（資料 No.MAAP-10）

実験解析におけるジャンクションの設定値の決め方について説明するとともに，実機における設定値の決め方について考え方を説明すること。

【回答】

MAAP コードでは，原子炉圧力容器，原子炉格納容器及び原子炉建屋をノードと呼ばれる領域で分割しており，これら各領域間を結合するために，ジャンクションと呼ばれる流体の流れを評価できるモデルを用いて評価している。このうち，原子炉圧力容器内や逃がし安全弁による原子炉圧力容器から原子炉格納容器への流路などは，MAAP コードにて個別にモデル化されている。ここでは，原子炉格納容器及び原子炉建屋におけるジャンクションについて説明を行う

(1)ジャンクションの設定値について

ジャンクションは，原子炉格納容器や原子炉建屋のノード間の流体の移動を考慮する場合に設定し，気体及び液体の流れを評価する。これらジャンクションを介した流量は，気体では圧力差及び密度差，液体では圧力差及び密度差に加えて水頭差による駆動力と流動抵抗が釣り合うように求められる。ジャンクション内に水位が形成されると，気相，液相それぞれで流体の流れを評価する。ここでは代表して，気体の流れについて説明する。気体の流れについては，以下の式(1)によって流量を計算する。

$$K\left|W^{n-1}\right|W = P_1 - P_2 + \rho_2 g\left(Z_2 + L - Z_1\right) \qquad (1)$$

K ：ジャンクションの流動抵抗

（$n=2$ のとき(1/m-kg)，$n=1$ のとき(1/m-s)）

W ：ジャンクションの流量（kg/s）

n ：流動状態に依存した乗数（-）

P ：ノード圧力（Pa）

ρ ：ノード内の気相密度（kg/m^3）

g ：重力加速度（m/s^2）

Z ：ジャンクションの接続高さ（m）

L ：ジャンクション長さ（m）

ジャンクションに関連する入力として以下を与えることとなる。

・ 流れ方向（「水平」，「垂直」）
・ 接続位置（接続高さ Z ）
・ 開口部形状（幅 X_W，高さ X_H）
・ 長さ L
・ 流路面積 A

なお，流れ方向を「水平」と選択した場合は，接続位置がノード間で同じとなり，また，ジャンクション長さは評価に使用されないため，右辺第三項は 0 となる。

実機におけるノード分割では，壁などに囲まれた物理区画を模擬したノード（区画）として設定し，吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ，同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定している。別図 3-10-1 に実機におけるジャンクションの設定例を示す。

入力については，実機の設計情報に基づいて与えている。ジャンクションの入力の与え方の一例として，別図 3-10-1 に○で示した，ペデスタルからドライウェルへの開口部を模擬したジャンクションの入力の設定方法について以下に述べる。

この開口部はペデスタルからドライウェルに繋がる水平の流路となっているため，流れ方向を水平とする。ペデスタルの床から，開口部下端までの高さを接続高さとして入力するが，水平ジャンクションの場合は，先述した通り式(1)で使用している項は 0 となる。開口部は矩形であり，実際の形状からジャンクションの幅，高さを与える。この開口部が貫通するペデスタル壁の厚みをジャンクションの長さとして与えるが，水平ジャンクションの場合は，先述した通り評価には使用されない。さらに，開口部の面積をジャンクションの流路面積として与え，これらの入力に基づき，式(1)によってジャンクションの流量が評価される。

なお，ジャンクションの流動抵抗 K については，MAAP の実験解析から導出されたものではなく，一般的な知見[1]に従っているものである。通常の流れにおいては，流動状態に依存した乗数 n は 2 となり，この場合の流動抵抗は以下の式から算出される。

(2)

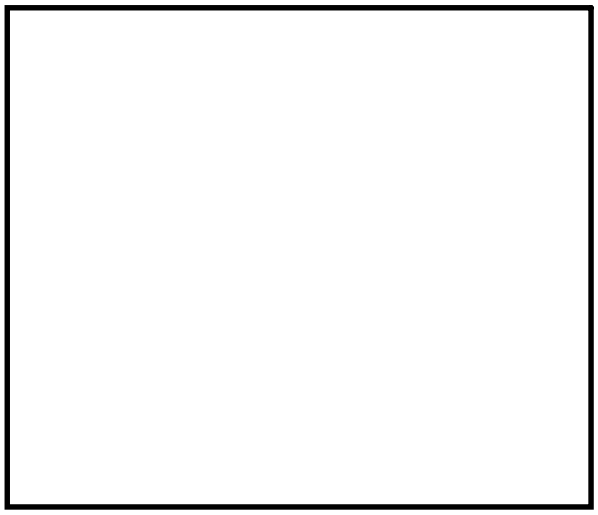
(3)

ここで，wは理想気体を仮定したモデルによる流量であり，以下の式(4)によって求められる。

(4)

ここで， である。

また，対向置換流※が発生するような場合にはnを1として，このときの流動抵抗Kは以下の式(5)で与えられる。



(5)

※：密度差のある場合の流れの現象を考慮したもの。差圧の小さな2つの区画の間に大きな開口部があるような状況において，重い相が流路の下方から軽い相側に流れ，軽い相を押すと，圧力のバランスをとるために，軽い相の一部が重い相の上部から逆に流れ込むような状態を想定している。

(2)実験解析によるジャンクションの模擬について

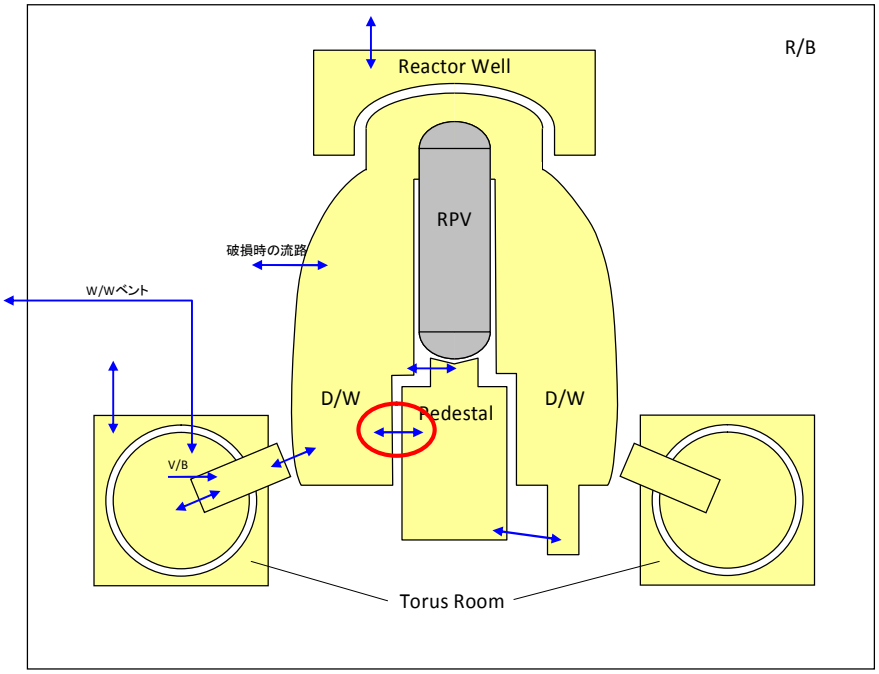
CSTF 実験解析（4.2.4 章）においても実機と同様の考え方に基づき，上部区画全体，遮へい壁と燃料取替キャビティより外側となる下部区画，及び燃料交換キャビティにノード分割し，アイスコンデンサ下部扉，漏えいパス及び再循環ファン流路等をジャンクションとして設定している。これらのジャンクションの入力についても実験装置の形状に従って

入力を与えている。本実験解析に用いたノード分割数やジャンクションの数は有効性評価における実機解析と同等であるが，実験解析結果は実験結果をよく再現している。

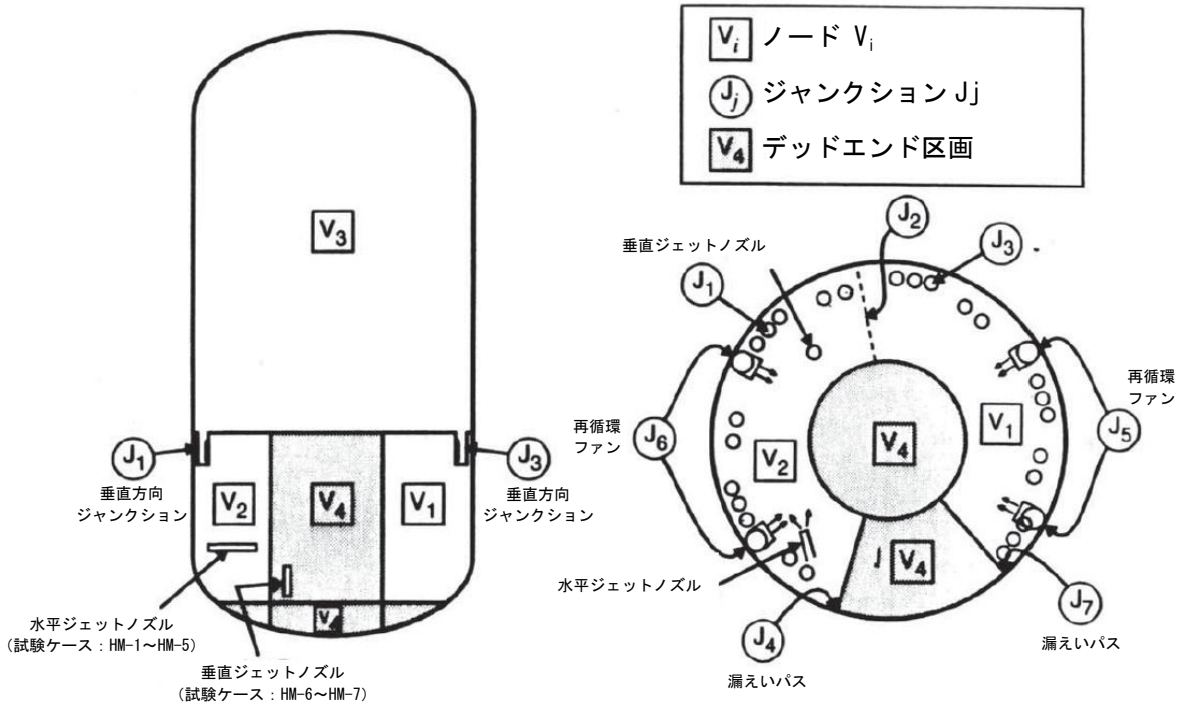
なお，HDR 実験解析（4.2.3 章）では，壁に囲まれた複数の区画を有する格納容器を模擬するためにノード分割数が多くなっているが，ノード分割やジャンクションの設定は基本的に実機と同様の考え方に基づいており，このような複雑な体系においても，実験結果はよく再現されている。

［参考文献］

[1]機械工学便覧基礎編　流体工学（日本機械学会）

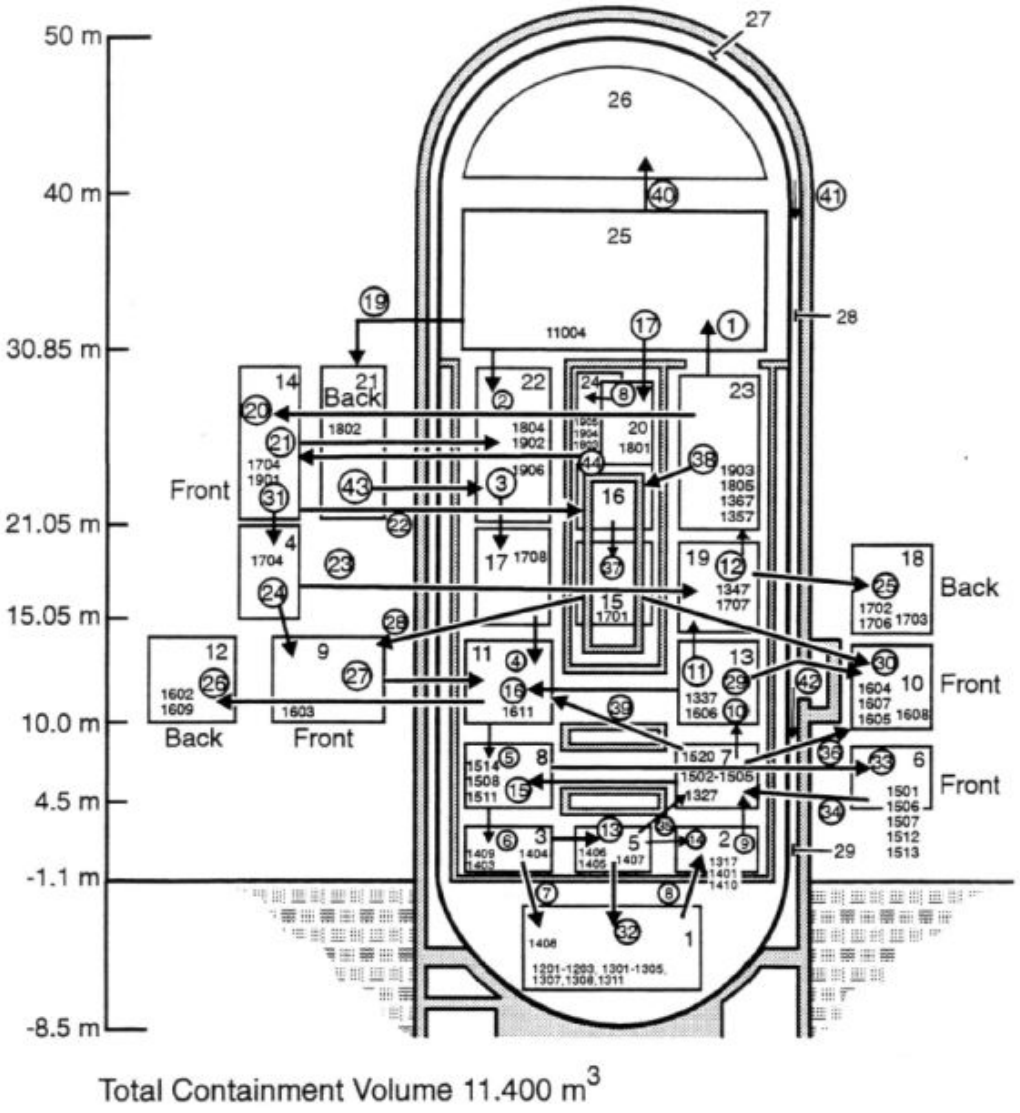


別図 3-10-1　MAAP ノード分割図の例（図 3.3-6）



出典：MAAP4 User's Manual,EPRI

別図 3-10-2　CSTF 実験ベンチマーク解析　MAAP ノード分割（図 4.2-30）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

別図 3-10-3　HDR 実験解析におけるノード分割（図 4.2-18）

空白ページ

添付１

高圧溶融物放出
／格納容器雰囲気直接加熱の防止について

目次

1. まえがき ..... 添付 5-1-3

2. 現象の概要 ..... 添付 5-1-3

3. 不確かさに関する整理 ..... 添付 5-1-3

4. 感度解析と評価 ..... 添付 5-1-16

5. まとめ ..... 添付 5-1-66

付録１　Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験 ..... 添付 5-1-67

付録２　溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に
用いる係数の妥当性 ..... 添付 5-1-69

付録３　溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達における
ギャップ冷却について ..... 添付 5-1-71

参考文献 ..... 添付 5-1-72

1. まえがき

高圧溶融物放出（HPME：High Pressure Melt Ejection，以下「HPME」という。）／格納容器雰囲気直接加熱（DCH：Direct Containment Heating，以下「DCH」という。）の防止に関して，解析モデルに関する不確かさの整理を行い，感度解析により有効性評価への影響を確認した。

2. 現象の概要

溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムに落下し，原子炉が高圧の状態で，原子炉圧力容器下部ヘッドが破損すると，溶融炉心が破損口から噴出し，その後，高速のガス流によって，溶融炉心が微粒子化して原子炉格納容器内に飛散放出されるため，原子炉格納容器内雰囲気を直接加熱し，格納容器圧力及び温度が急上昇する。

溶融炉心の飛散は，高圧条件下で溶融炉心が原子炉圧力容器外に噴出される場合に発生するが，その圧力にはしきい値があり，原子炉を減圧させることにより，溶融炉心の飛散を抑制あるいは緩和できることが知られている（付録1参照）。そこで，ＢＷＲプラントでは，HPME／DCH 発生の防止のための対策として，逃がし安全弁を手動で開放することにより原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下まで減圧させることとしており，その効果が重大事故等対策の有効性評価において確認できる。

3. 不確かさに関する整理

格納容器破損防止対策の有効性評価においては，HPME／DCH 発生防止策の有効性を評価するために原子炉圧力が高く維持されるシーケンスを選定し，逃がし安全弁による手動開放により，溶融炉心の飛散が生じないとされている原子炉圧力約 2.0MPa[gage]以下まで減圧できることを示している。

本事故シーケンスにて想定する事象進展を図 3-1 に示す。また，本シーケンスにおけるＢＷＲ５，Mark-Ⅰ改良型格納容器プラントの原子炉圧力の応答例を図 3-2 に示す。事象発生時には炉心は冠水状態にあるが，給水喪失，逃がし安全弁からの冷却材流出により炉水位が低下し，事象発生から約 1.1 時間後に逃がし安全弁２弁により原子炉の減圧を行う。炉心燃料や構造材は溶融を開始し，溶融プールを形成しつつ，溶融炉心は炉心部下方へ落下する。約 2.9 時間後に溶融炉心が炉心支持板から下部プレナムへ落下し始め，溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉圧力容器内ＦＣＩ）により発生した水蒸気により原子炉圧力容器内は加圧されるが，逃がし安全弁は２弁開維持されているため，速やかに減圧する。約 4.3 時間後に原子炉圧力容器が破損に至るが，この時原子炉圧力は約 0.4MPa[gage]であり，2.0MPa[gage]を大きく下回っている。原子炉圧力容器破損後は，格納容器圧力と均圧する。

なお，原子炉内構造材は共晶体を形成し，燃料ペレットより低い融点で溶融することから，溶融炉心に先行して炉心下部にリロケーションする可能性が考えられるが[1]，下部プレナムには冷却材が存在することから，早期に溶融した金属成分は炉心下部で固化すると考えられる。しかし，事象が進展し，溶融炉心が下部プレナムにリロケーションする場合には，金属成分は下部プレナムでの溶融プール形成過程で再溶融して取り込まれると考えられることから，原子炉内構造物が先行溶融したとしても，原子炉圧力容器破損のタイミングが大きく変わることはないと言える。

上記の事象進展において，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に影響する要因としては，①原子炉の減圧挙動，②原子炉圧力の上昇に係る物理挙動，③原子炉圧力容器の破損時期が挙げられる。原子炉の減圧挙動については，逃がし安全弁による原子炉の減圧操作を実施することから，逃がし安全弁による原子炉圧力変化の不確かさの影響を受ける可能性がある。原子炉圧力の上昇に係る物理挙動としては，原子炉内での蒸気及び非凝縮性ガスの発生による加圧が考えられる。原子炉圧力容器破損前に，これらの物理挙動の影響が顕著に現れる下部プレナムでの溶融炉心と冷却材の相互作用について，不確かさの影響を確認する。原子炉圧力容器の破損時期に関しては，原子炉圧力容器の破損時期が早まることで，破損時の原子炉圧力が高くなる可能性があるため，その不確かさの影響を確認する。

以上を踏まえて，次の項目について不確かさを整理する。

・逃がし安全弁による原子炉圧力変化

・下部プレナム部での溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉圧力容器内ＦＣＩ）

・原子炉圧力容器の破損時期

HPME／DCH の不確かさを確認するために，上記項目に係る影響因子を図 3-3 及び表 3-1 にまとめる。

（1）逃がし安全弁による原子炉圧力変化

逃がし安全弁による原子炉の減圧挙動は，逃がし安全弁の容量，開放時の質量流量により決まる。弁容量は，プラント設計として設計圧力及び質量流量（気相）が定まっているため，設計圧力に近い高圧での弁質量流量の不確かさは小さい。

原子炉圧力 2.0MPa[gage]以上では，逃がし安全弁から放出されるガス単相流は臨界流になることから，低圧での弁質量流量の不確かさについては，臨界流に着目し，以下のとおり整理する。

原子炉減圧時，逃がし安全弁からはガス単相が放出される。ガス単相流の臨界流現象は，

次のように説明できる。

原子炉圧力容器の圧力 P_1 と逃がし安全弁からの放出先の圧力 P_2 に対して，質量流量 G は以下のように表すことができる。ここで，ρ_1 は圧力 P_1 での流体の密度，κ は比熱比を示す。

$$G = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa - 1} P_1 \rho_1} \sqrt{\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{2/\kappa} - \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{(\kappa+1)/\kappa}}$$

臨界状態では，背圧 P_2 が低下しても質量流量が一定であることから，$\delta G/\delta P_2=0$ より，

$$\frac{P_c}{P_1} = \left(\frac{2}{\kappa + 1}\right)^{\kappa/(\kappa-1)}$$

となり，臨界流量 Gc と臨界流速 Uc は以下となる[2]。

$$G_c = \sqrt{\kappa P_c \rho_c}$$

$$U_c = \sqrt{\frac{\partial P}{\partial \rho}}$$

ＭＡＡＰに組み込まれている臨界流モデル（Henry-Fauske モデル）においても，蒸気単相の場合は上式が使用されている。

図 3-4 に Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量の計算結果を実験と比較した結果を示す。図 3-4 に示すとおり，この式で計算された臨界流量は実験と良く一致しており[3]，不確かさは小さい。

したがって，蒸気単相流の弁質量流量の不確かさは小さいと言える。

（２）下部プレナム部での溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉圧力容器内ＦＣＩ）

下部プレナム部での原子炉圧力容器内ＦＣＩは，細粒化した溶融炉心（デブリ粒子）により下部プレナム部に存在する冷却材が加熱され，急速な水蒸気発生により，原子炉圧力容器内の圧力上昇（圧力スパイク）を引き起こす現象である。冷却材の状態，溶融炉心の状態及びこれらの相互作用として分けて考えることができることから，不確かさの要因は以下に分けて考える。

・下部プレナム部の冷却材の状態

・溶融炉心の落下量及び粒子化

・冷却材とデブリ粒子との伝熱

a．下部プレナム部の冷却材の状態（サブクール度，水位）

原子炉圧力容器内ＦＣＩによる水蒸気発生のし易さは冷却材のサブクール度に依存するが，逃がし安全弁開放により原子炉は減圧沸騰するため，下部プレナム部の冷却材は飽和水である。したがって，水蒸気発生のし易さの観点では，不確かさは小さいといえる。

また，原子炉内の冷却材の量に関しては，評価事故シーケンスでは原子炉注水に失敗するため，冷却材の変動要因は，崩壊熱と原子炉減圧に伴う減少のみであり，解析モデルは，一般的な質量及びエネルギ保存則に基づいているため，不確かさは小さいといえる。

b．溶融炉心の落下量及び粒子化（溶融落下流量，溶融ジェット径，溶融炉心粒子化割合）

溶融炉心が下部プレナムに落下する際の急激な水蒸気発生は，溶融炉心と水の接触面積に依存するため，その要因となる以下について，それぞれの観点で検討する。

・溶融落下流量

・溶融ジェット径

・溶融炉心粒子化割合

なお，上記に加えて「デブリ粒子径」についても接触面積に影響する要因であるが，冷却材とデブリ粒子の伝熱の観点で検討する。

(a)溶融落下流量

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，溶融炉心のリロケーションにより炉心支持板にまで拡がった溶融プールを保持している溶融プールのクラストが融解し，溶融炉心が炉心支持板の開口部を通って下部プレナムへ落下していく過程であり，粒子化割合が一定で落下流量が大きい場合には，落下時の水蒸気発生量が増加し，圧力スパイクが大きくなる。下部プレナムへの溶融落下流量は，炉心部溶融デブリの下方への落下流量を最大として，炉心支持板の開口面積が小さい場合には開口面積に応じた落下流量に制限される。これに対し，解析モデルでは，溶融落下流量は，炉心支持板の開口面積には依存せず，炉心部の溶融デブリの下方ノードへの落下流量により計算される。リロケーション時の落下流量は，炉心部のデブリの溶融挙動に依存し，不確かさが存在する。ＭＡＡＰでは溶融落下流量に対して直接感度を与えることができないため，溶融落下流量に影響のあるパラメータとして，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度を選定して，感度解析を実施する。

(b)溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，溶融炉心のリロケーションにより炉心支持板にまで拡がった溶融プールを保持している溶融プールのクラストが融解し，溶融炉心が炉心支持板

の開口部を通って下部プレナムへ落下する過程である。これに対し，解析モデルでは，ノード単位でクラストの融解を取り扱い，溶融ジェット径は，炉心支持板の開口部の面積の等価直径相当を入力条件として与えたものから計算される。したがって，実現象では解析よりも溶融ジェット径が小さい場合が考えられる。この観点で不確かさが存在し，溶融ジェット径により，溶融炉心と水の接触面積が左右され，水蒸気発生の観点で影響があることから，溶融ジェット径の感度を確認する。

(c)溶融炉心粒子化割合

溶融炉心が冷却材に落下する際に，エントレインにより溶融炉心の一部が細粒化する。細粒化量に関して，ＭＡＡＰでは，Ricou-Spalding 式で評価される。Ricou-Spalding 式は，エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレイン速度（m/s）は，次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o\left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}}\right)^{1/2} u_{dj} \qquad (1)$$

ここで，E_o：エントレインメント係数

u_{dj}：ジェット速度［m/s］

ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_w：水密度［kg/m^3］

水中でのジェット速度を一定と仮定し，水面から垂直方向に積分すると，プール底部（水深；ΔH_{pool}）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o\left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}}\right)^{1/2} \Delta H_{pool} \qquad (2)$$

(2)式を用いて，溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため，粒子化割合Φ_{ent}は次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^{\ 2} - d_{dj}^{\ 2}}{d_{dj,o}^{\ 2}} \qquad (3)$$

以上の評価式において，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径，圧力（わずかではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融ジェット径については前項により感度を確認する。また，下部プレナム水位（水量）

は，不確かさが小さいと考えられる。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験であるFARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定しており，推奨範囲は，□～□となっているため，粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。FARO 実験条件は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，下部プレナムの水位は２～３m 程度，原子炉圧力容器内の冷却材は飽和温度，雰囲気圧力は 0.4MPa[gage]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分と言える。

c．冷却材とデブリ粒子との伝熱

水中にエントレインされた高温のデブリ粒子は，その周囲を蒸気膜が覆う状態となり，デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。ＭＡＡＰでは，エントレインメントしたデブリ粒子の温度を，これら熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また，デブリ粒子から水への伝熱は，デブリ粒子の径に直接依存する。ＭＡＡＰでは，デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には，粒子径ファクタ（モデルパラメータ）が乗じられている。

デブリ粒子ファクタについては，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験である FARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定しており，推奨範囲は □～□となっているため，デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。FARO 実験条件は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，下部プレナムの水位は２～３m 程度，原子炉圧力容器内の冷却材は飽和温度，雰囲気圧力は 0.4MPa[gage]程度であり，実験条件は有効性解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分と言える。

（３）原子炉圧力容器の破損時期

HPME／DCH 防止の観点では，原子炉圧力容器が破損する時点で，逃がし安全弁の開放により原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を下回っていれば達成されると言える。原子炉減圧挙動については，（１）で考察済みであり，ここでは原子炉圧力容器が破損する時間について考える。原子炉圧力容器の破損が早まる場合には，その時点での原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を超えた状態となる可能性がある。

原子炉圧力容器が破損する時期に関係する物理現象としては，炉心溶融進展や溶融炉心のリロケーションがある。炉心水位の低下及びジルコニウムー水反応により炉心上部からヒートアップして燃料被覆管や燃料が溶融して下部へ移動し，そこで冷却されてクラストを形成する。あるいは，燃料被覆管が損傷すると燃料ペレットが崩壊して堆積する。その後，クラストや堆積した燃料ペレットが溶融し，溶融領域が拡大する。その際，原子炉内構造材の一部が溶融プールの中に溶け込む。さらに，溶融プールのクラストが破損し，溶融炉心が下部プレナムへ移行する。ＭＡＡＰではこれらの物理現象を詳細に模擬しているが，現象自体に不確かさが存在する。原子炉圧力容器の破損時期に間接的に影響を与える要因としては，炉心ヒートアップ，炉心崩壊挙動，溶融炉心の伝熱が挙げられる。ＭＡＡＰでは原子炉圧力容器の破損モードとして，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，計装配管，クリープ破損等の複数の破損形態を模擬している。有効性評価では制御棒駆動機構ハウジングの溶接部の破損が最初に発生するため，それ以外の破損形態を仮定することは原子炉圧力容器の破損を遅らせる方向となる。ここでは制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損に関する不確かさに着目し，感度解析を実施する。これらの不確かさ要因について以下のとおり検討する。

a. 炉心ヒートアップ

炉心水位が低下すると，燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際，燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウムー水反応による酸化反応熱が加わりヒートアップが加速される。また，炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され燃料被覆管バーストが発生し，更に酸化反応を促進させる可能性がある。これらの挙動は原子炉圧力容器の破損時期に影響を与えるため，炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施する。しかしながら，ＭＡＡＰでは炉心ヒートアップ速度に対して直接感度を与えることができないため，炉心ヒートアップ速度に直接影響のあるパラメータとして，ジルコニウムー水反応速度を選定した。

b. 炉心崩壊挙動

炉心がヒートアップすると，燃料棒の体系から，燃料ペレットが崩壊した状態となる。燃料ペレットが崩壊すると，燃料棒体系の場合に比べて水蒸気による冷却が困難となり，溶融状態へ至る事象進展が早くなる。燃料棒の体系から燃料ペレットが崩壊した状態に移行する時間や温度には不確かさが存在することから，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度に関する感度解析を実施する。本感度解析は，溶融落下流量の感度解析の感度パラメータと同じであることから，溶融落下流量の感度解析とともに実施する。

c. 溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し，上面が水プールで覆われる状況では，溶融炉心は冷却され，そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。

ＭＡＡＰでは，下部プレナムに落下した溶融炉心について，上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し，また溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。金属層は上面水プールが透過しにくいと考えられることから，金属層の下部に位置する溶融炉心の冷却における伝熱には不確かさがあり，ＭＡＡＰではこの不確かさを示すパラメータとして限界熱流束に乗じられた感度係数を設定することができる。

感度係数については，ＭＡＡＰでは不確かさ解析等の知見[4]から［　　］～［　　］の範囲での設定が想定されており，その範囲の中間値がデフォルトとして設定されている（付録２参照）。感度係数が小さい場合には，溶融炉心が冷却されにくくなり，原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱に関する感度解析を実施する。

d. 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

溶融炉心が下部プレナムに堆積し原子炉圧力容器との間にギャップが生じている状況では，そのギャップに水が浸入するため溶融炉心が冷却され，そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの，溶融炉心重量が多い場合にはギャップ幅が小さくなり，気液対向流現象によりギャップに十分な水が流れ込まないことも報告されている[5]。また，制御棒駆動機構ガイドチューブ等の貫通部及びその溶接部を持つ体系での実験はこれまでなされていない。このように，ギャップによる冷却には不確かさがあり，これが小さい場合には，溶融炉心が冷却されにくくなり，原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって，下部プレナム内の溶融炉心とのギャップでの除熱量に関する感度解析を実施する。

e. 原子炉圧力容器の破損判定

制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損については，せん断応力による判定とひずみによる判定を併用している。せん断応力による判定では，データに基づく温度依存の限界せん断応力との比較によって破損判定を行っており，不確かさは小さいと判断している。一方，ひずみによる判定では，破損時の最大ひずみをインプットとして与え，これとの比較によって破損判定を行っている。したがって，溶接部破損時の最大ひずみに関する感度解析を実施する。

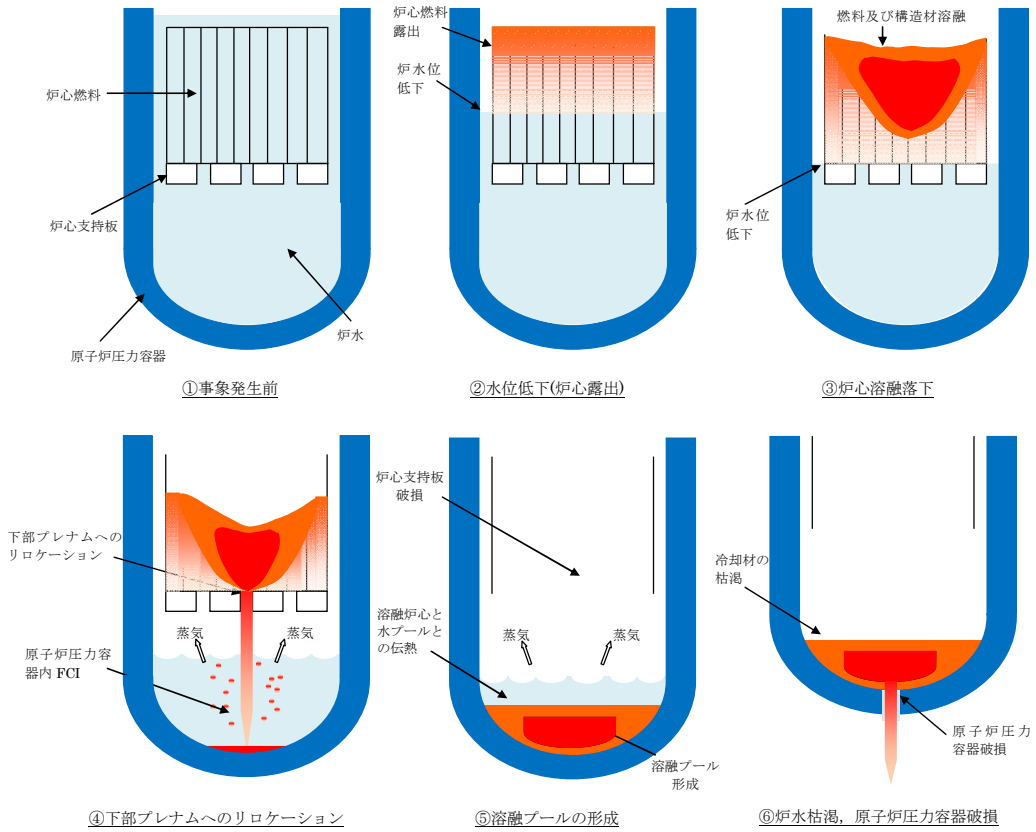


図 3-1　HPME／DCH 防止の有効性評価において想定する事象

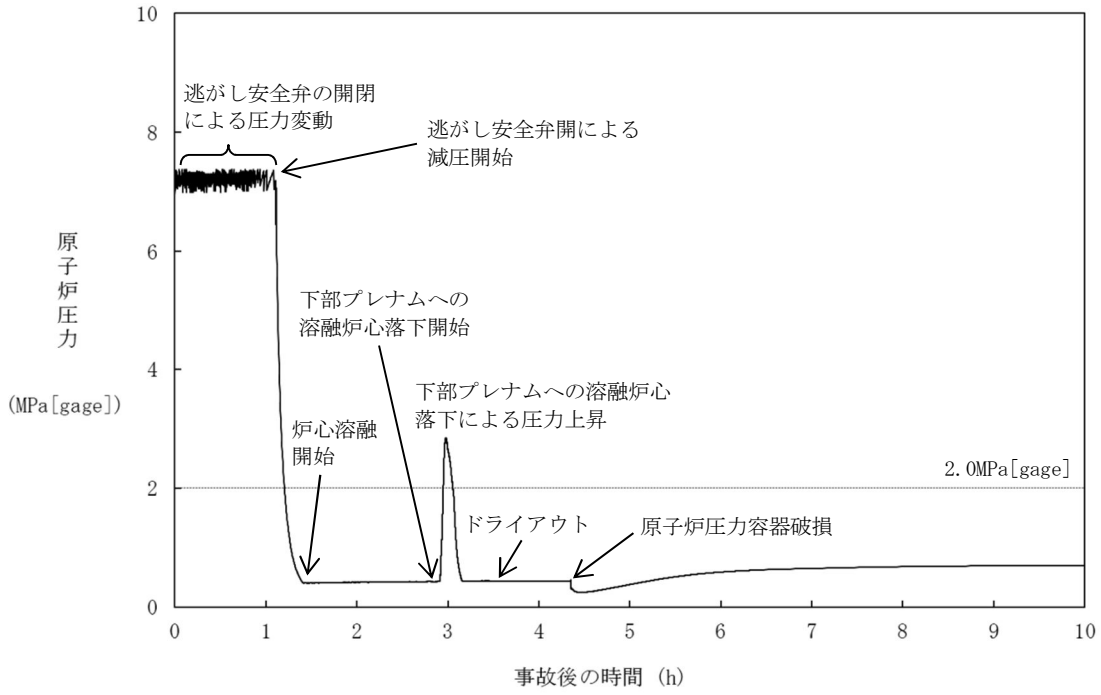


図 3-2　原子炉圧力の挙動

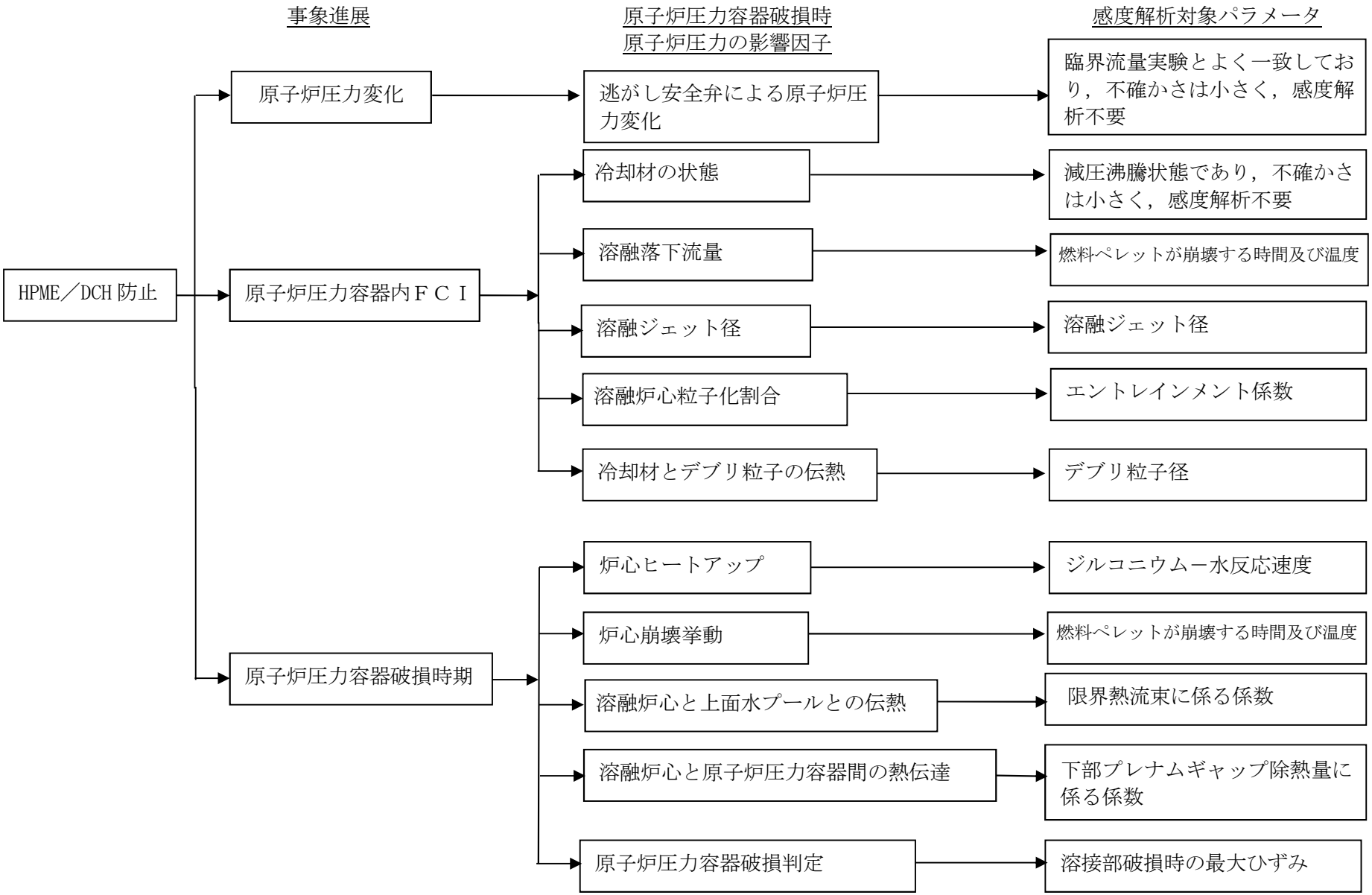


図 3-3　HPME／DCH 防止における不確かさに関する流れ図

表 3-1　HPME／DCH 防止の不確かさに関する整理結果（1/2）

影響因子	実機での実現象	有効性評価上の取扱い	感度解析条件
逃がし安全弁による原子炉圧力変化	逃がし安全弁開によって，原子炉内冷却材が放出され，その過程において，原子炉圧力容器内で減圧沸騰が発生すると想定される。	サブクールから二相状態まで適用可能な臨界流モデル及び臨界流にならない場合は差圧に基づく質量流量を計算するモデルを使用して評価される。	臨界流量実験とよく一致しており，不確かさは小さく，感度解析不要
下部プレナム部の冷却材の状態	原子炉圧力の手動減圧によって，原子炉は減圧沸騰し，下部プレナム部の冷却材は飽和状態を維持すると想定される。	一般的な質量及びエネルギ保存則に基づいて評価される。	減圧沸騰状態であり，不確かさは小さく，感度解析不要
溶融落下流量	下部プレナムへの溶融落下流量は，炉心部溶融デブリの下方への落下流量により決まると想定される。	炉心部溶融デブリの下方への落下流量により評価される。	燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
溶融ジェット径	溶融プールのクラストが破損し，炉心支持板の開口部に沿って，溶融炉心が下部プレナムに落下すると想定される。	溶融ジェット径は炉心支持板の開口部面積の等価直径相当として入力。	溶融ジェット径
溶融炉心粒子化割合	溶融ジェット径が大きいため，水中に落下する溶融炉心のうち，エントレインされる部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型の溶融ジェットに対して，Ricou-Spalding の式によって評価される。	エントレインメント係数
冷却材とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から水への膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達による熱流束によって評価される。	デブリ粒子径

表 3-1　HPME／DCH 防止の不確かさに関する整理結果（2/2）

影響因子	実機での実現象	有効性評価上の取扱い	感度解析条件
炉心ヒートアップ	炉心露出状態において，崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度が上昇すると想定される。	炉心露出状態において，崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度上昇が評価される。	ジルコニウムー水反応速度
炉心崩壊挙動	燃料被覆管が酸化反応によって脆化し，燃料ペレットが崩壊して流路に堆積すると想定される。	炉心の温度履歴に応じて，燃料ペレットが崩壊した状態として評価される。	燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
溶融炉心と上面水プールとの伝熱	溶融プール，クラスト，金属層の上に粒子ベッドが堆積するが，原子炉内への注水に失敗することから，粒子ベッドはいずれ溶融すると想定される。	溶融炉心と上面水プールとの伝熱によって評価される。	限界熱流束に係る係数
溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達	原子炉圧力容器がクリープしているため，溶融炉心の下部クラストと原子炉圧力容器の間にギャップが生じ，そのギャップに水が浸入して冷却されるが，浸入量は限られるため，原子炉圧力容器はいずれ破損すると想定される。	溶融炉心と原子炉圧力容器の間のギャップでの除熱量に係る係数を入力。	下部プレナムギャップ除熱量に係る係数
原子炉圧力容器破損判定	貫通部のせん断応力，貫通部のひずみ，原子炉圧力容器本体のクリープ等によって原子炉圧力容器が破損すると想定される。	貫通部のせん断応力，貫通部のひずみ，原子炉圧力容器本体のクリープ破損判定基準に対する割合等から原子炉圧力容器破損が評価される。	溶接部破損時の最大ひずみ

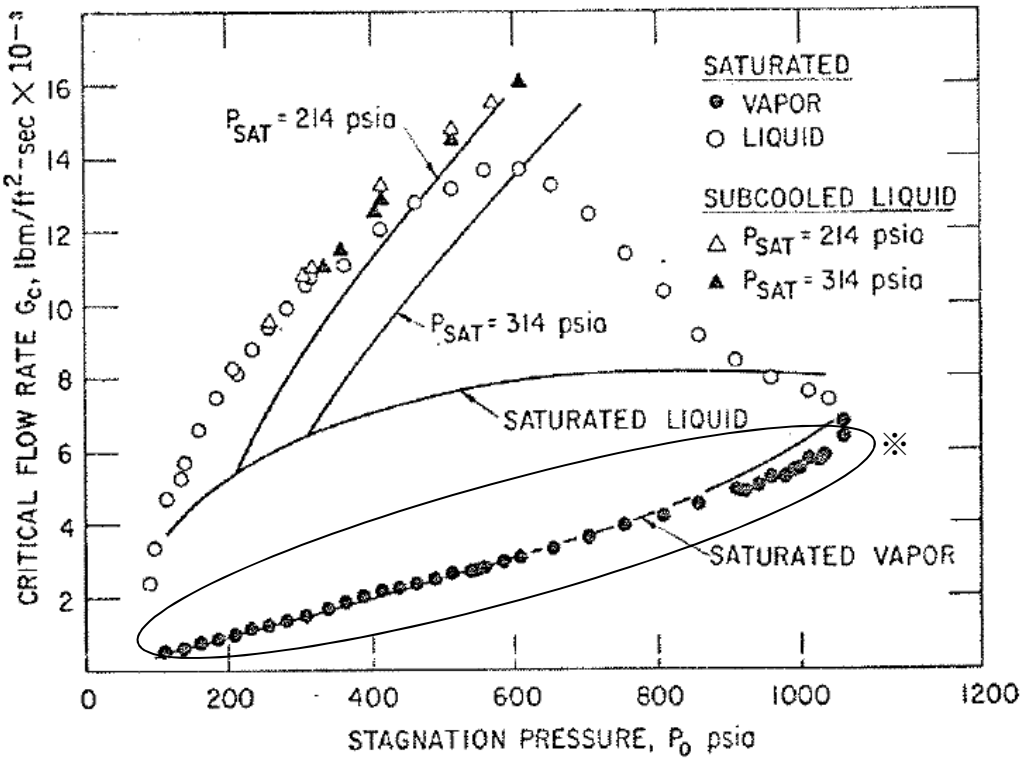


図 3-4　Henry-Fauske モデルと実験の圧力対臨界流量の比較[3]

※：囲み部分は蒸気単相の実験結果との比較を示す。

4. 感度解析と評価

4.1 パラメータ感度解析

３章では，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に影響する因子を表 3-1 にまとめた。これらの影響因子に係る不確かさは，主に溶融炉心の落下挙動及び他の物質との相互作用に起因するものであり，プラント型式には依存しないと考えられる。ここでは，代表プラントをＢＷＲ５，Mark-Ⅰ改良型格納容器プラントとして，不確かさを評価するためのパラメータ感度解析を実施する。対象シーケンスは「高圧注水・減圧機能喪失（ＴＱＵＸ）」とする。

（１）溶融落下流量（燃料ペレットが崩壊する時間及び温度）

a.解析条件

下部プレナムへの溶融落下流量は，炉心部溶融デブリの下方への落下流量に影響する。下部プレナムへの落下時の開口面積も落下流量に影響するが，開口面積としては，炉心支持板に存在する開口部の水力等価直径相当である［　］m が与えられている。実際には溶融進展は炉心領域によって相違があり，炉心全体からのデブリの溶融落下が同時には発生しないことを考えると，［　］m より小さくなる可能性はあるものの，更に大きな漏えいが発生する可能性は低いと考えられる。なお，開口直径［　］m とした場合，開口面積と堆積デブリ圧力から決まる溶融落下流量は約 600kg/s 程度と推定されるが，この値はベースケースの溶融落下流量と同等である。

炉心部溶融デブリの下方への落下流量については，炉心崩壊挙動に伴う不確かさがあると考えられる。ＭＡＡＰでは溶融落下流量に対して直接感度を与えることができないため，溶融落下流量に影響のあるパラメータとして，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度を選定する。

ベースケースでは，炉心ノードの崩壊について，炉心ノード温度［　］K と［　］時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが，感度解析では，更に炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し，炉心ノード温度［　］K と［　］時間（あるいは［　］K と［　］秒）から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する（表 4-1 参照）。なお，実際には炉心ノードの温度履歴に応じて，炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

表 4-1　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析条件

項目	炉心ノード崩壊の パラメータ（炉心温度）	設定根拠
ベースケース	□K	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

b.解析結果

図 4-1-1，図 4-1-2，図 4-1-3，図 4-1-4，図 4-1-5，図 4-1-6，図 4-1-7 及び図 4-1-8 に,燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料溶融時に現れる。感度解析ケースにおいては，燃料ペレットの崩壊を判定する温度を低くしたことで，より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展する。感度解析ケースでは，リロケーション時の溶融落下流量が大きくなるのに伴い下部プレナムに落下する溶融炉心量の増加率も大きくなる（図 4-1-6 参照）ため，圧力スパイクのピーク値もベースケースと比較してわずかに高くなっている。なお，溶融落下流量は，ベースケースではピーク値約 850kg/s であるのに対して，感度解析ケースではピーク値約 1160kg/s となった。

このように，溶融落下流量（炉心崩壊挙動）は圧力スパイクに感度があるものの，感度解析ケースにおいても，圧力スパイクにより原子炉圧力容器破損に至ることはなく，また，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力についても 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

c.評価

燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の圧力スパイクに対する感度はわずかであり，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（2）溶融ジェット径

a.解析条件

下部プレナムでの水深が一定で，溶融ジェット径が小さくなる場合には，粒子化割合が増加し，粒子化デブリと冷却材との伝熱速度が増加することから，圧力スパイクが大きくなると考えられる。溶融ジェット初期径として,ベースケースでは炉心支持板の水力等価直径相当である□m を与えているが，感度解析としてクラスト破損面積が小さ

くなる場合を想定し，その 1/10 倍の [redacted]m を設定する（表 4-2 参照）。感度を確認する上ではベースケースの 1/10 倍のジェット径を確認すれば十分と言える。

表 4-2　溶融ジェット径の感度解析条件

項　目	破損口の初期径	設定根拠
ベースケース	[redacted]m	炉心支持板の水力等価直径相当
感度解析ケース	[redacted]m	クラスト破損面積が小さい場合を想定

b.解析結果

図 4-2-1，図 4-2-2，図 4-2-3，図 4-2-4，図 4-2-5，図 4-2-6，図 4-2-7 及び図 4-2-8 に，溶融ジェット径の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムへ移行するのは，溶融プールに形成されたクラストが破損し，炉心支持板の流路から溶融炉心が下部プレナムへ流れ落ちるためである。溶融ジェット径の最大値は炉心支持板の水力等価直径となる。溶融炉心の下部プレナムへの移行後は，溶融ジェット径を小さくしたケースにおいて,細粒化割合が大きくなる。粒子化割合が増加した結果圧力スパイクも大きくなり，圧力上昇幅は感度解析ケースの方がわずかながら高くなっているが，差は小さい。原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力はどちらも約 0.4MPa[gage]であり感度はない。

また，原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は，下部プレナムへの溶融炉心落下後，制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが，ベースケース及び感度解析ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1 に到達し，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c.評価

溶融ジェット径の圧力スパイクに対する感度はわずかであり，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（3）エントレインメント係数

a.解析条件

細粒化割合には不確かさがあり，細粒化割合が大きい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。エントレインメント係数は，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最大値と最小値□，□を設定する（表 4-3 参照）。

表 4-3　エントレインメント係数の感度解析条件

項　目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値

b.解析結果

図 4-3-1，図 4-3-2，図 4-3-3，図 4-3-4，図 4-3-5，図 4-3-6，図 4-3-7 及び図 4-3-8 に，エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心の下部プレナムへの移行時，原子炉圧力の上昇は，感度解析ケース（最大値）の方がわずかながら高い結果となっているが，差は小さい。原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器の破損時点では原子炉圧力は約 0.4MPa[gage]と同程度の値となっている。また，原子炉圧力容器の破損時期はほぼ同等である。

また，原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は，下部プレナムへの溶融炉心落下後，制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが，ベースケース及び感度解析ケースの２ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1 に到達し，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c.評価

エントレインメント係数の圧力スパイクに対する感度はわずかであり，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

（4）デブリ粒子径

a.解析条件

デブリ粒子径には不確かさがあり，デブリ粒子径が小さい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。デブリ粒子径に係る係数は，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最小値と最大値□，□を設定する（表 4-4 参照）。

表 4-4　デブリ粒子径の感度解析条件

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値

b.解析結果

図 4-4-1，図 4-4-2，図 4-4-3，図 4-4-4，図 4-4-5，図 4-4-6，図 4-4-7 及び図 4-4-8 に，デブリ粒子径の感度解析結果を示す。

本パラメータは，溶融炉心の下部プレナムへの落下時（約 2.9 時間後）の挙動に影響する。感度解析ケース（最小値）においては粒子径が小さくなっていることから，圧力スパイクによる上昇幅はベースケースと比較してわずかに大きくなっているものの，感度としてはわずかである。また，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力についても，ほぼ感度はなくどちらのケースも約 0.4MPa[gage]である。また，ベースケースと感度解析ケースの２ケースでは原子炉圧力容器の破損時期はほぼ同じ結果となっている。これは，溶融炉心が下部プレナムへ移行した時の圧力上昇挙動が同等であるためである。

また，原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は，下部プレナムへの溶融炉心落下後，制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが，ベースケース及び感度解析ケースの２ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1 に到達し，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c. 評価

デブリ粒子径の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（5）ジルコニウムー水反応速度

a. 解析条件

炉心のヒートアップ速度には不確かさがあるため，ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度を選定した。ジルコニウムー水反応速度の感度をみるため，ジルコニウムー水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウムー水反応速度の係数）は，ジルコニウムー水反応の計算のみに使用され，熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径，長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより，酸化反応熱の発生速度，水素ガス発生速度，酸化ジルコニウム生成速度が大きくなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が早まる方向へ作用する。この係数は，ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき１倍を与えている。これは，ヒートアップ時には燃料被覆管破裂が発生する場合に破裂部の燃料被覆管内面の酸化もあるが，燃料被覆管内面の酸化は，限定された破裂部のみで生じること，炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから，炉心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。これに対し，感度解析のパラメータの振り幅としては，炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として，仮想的な厳しい想定ではあるが，２倍とする（表 4-5 参照）。

表 4-5　ジルコニウムー水反応速度の感度解析条件

項目	ジルコニウムー水反応速度の係数	設定根拠
ベースケース	１倍	燃料被覆管表面積に基づく値
感度解析ケース	２倍	燃料被覆管表面積に基づく値の２倍

b. 解析結果

図 4-5-1，図 4-5-2，図 4-5-3，図 4-5-4，図 4-5-5，図 4-5-6，図 4-5-7 及び図 4-5-8 に，ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料ヒートアップ時に現れる。ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度の係数を２倍にしたことで，ジルコニウムー水反応による酸化反応熱が増加することから，下部プレナムへのリロケーションはわずかに早くなっ

ている。以上のように，感度解析ケースにおいては事象の進展がわずかに早くなるものの，原子炉圧力容器の破損時点での 原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

なお，燃料被覆管酸化反応の特徴について JAERI 文献[6]によると，雰囲気の変化が燃料被覆管酸化反応に与える影響として，ジルコニウムー水反応によって生じた水素濃度が高くなると，燃料被覆管酸化反応速度が著しく低下することが報告されている。これは水素濃度が増大することによって水蒸気濃度が低下することで，燃料被覆管酸化反応が遅くなるという負のフィードバックが働くためである。ＭＡＡＰでもこの挙動は模擬されており，水蒸気の金属表面への拡散速度は，雰囲気中の水蒸気質量割合に依存する取扱いとなっている。水素ガスが発生し，水素質量割合が大きくなることにより，相対的に水蒸気質量割合が小さくなり，金属表面への水蒸気の拡散速度も小さくなることから，ジルコニウムー水反応速度が抑制される取扱いとなっている。

以上から，炉心ヒートアップ速度が速くなると，初期には水素ガス生成が進むが，水素濃度が高くなると，燃料被覆管酸化反応は抑制される方向になる。

c.評価

ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度は，２倍の振り幅でも事象進展の速さに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（６）炉心崩壊挙動（燃料ペレットが崩壊する時間及び温度）

a.解析条件

炉心がある温度に達してから，燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは，一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）には，不確かさがあると考えられるため，その感度を確認する。

ベースケースでは，炉心ノードの崩壊について，炉心ノード温度 [ ]K と [ ]時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが，感度解析では，更に炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し，炉心ノード温度が [ ]K と [ ]時間（あるいは [ ]K と [ ]秒）から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する（表 4-6 参照）。なお，実際には炉心ノードの温度履歴に応じて，炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

表 4-6　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析条件

項目	炉心ノード崩壊の パラメータ（炉心温度）	設定根拠
ベースケース	□K	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

b.解析結果

図 4-1-1，図 4-1-2，図 4-1-3，図 4-1-4，図 4-1-5，図 4-1-6，図 4-1-7 及び図 4-1-8 に,燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料溶融時に現れる。感度解析ケースにおいては，燃料ペレットの崩壊を判定する温度を低くしたことで，より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展することから，下部プレナムへのリロケーション開始時刻が早く，初期に落下するデブリ量も多くなるため，圧力スパイクのピーク値もベースケースと比較してわずかに高くなっている。また，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力は，ほぼ感度はなくどちらのケースも約 0.4MPa[gage]である。

このように，燃料ペレットの崩壊の判定は圧力スパイクにわずかに感度があるものの，感度解析ケースにおいても原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

（7）下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱

a.解析条件

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の熱伝達には不確かさがあり，ベースケースでは，限界熱流束に係る係数として，パラメータの取りうる推奨範囲である□～□の中間値□を与えている。感度解析ケースでは水への熱伝達が制限される値としてベースケースの 1/2 倍である□を設定する（表 4-7 参照）。

表 4-7　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件

項目	限界熱流束に係る係数	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	水への熱伝達が制限される値

b. 解析結果

図 4-6-1，図 4-6-2，図 4-6-3，図 4-6-4，図 4-6-5，図 4-6-6，図 4-6-7，図 4-6-8 に，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は，感度解析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少することになる。その結果，感度解析ケースにおいて，原子炉圧力容器の破損時間はわずかに早くなっているが，感度は小さい。

c. 評価

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の原子炉圧力容器の破損時刻に対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（８）溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

a. 解析条件

溶融炉心と下部プレナムのギャップに存在する水による除熱量には不確かさがあり，ベースケースではギャップへの熱流束に係る係数として□を与えている。この係数は，下部プレナムギャップの水による除熱量に係るファクタとして定義され，ベースケースではギャップによる除熱量の評価式により計算された除熱量がそのまま適用される。有効性評価では最初に貫通部の溶接部破損が生じているが，貫通部近傍でのギャップ冷却は実験例がなく，ギャップ水による除熱量が平板体系と比較してどの程度になるかには不確かさがある。以上より，感度解析ケースでは，溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模擬するための設定として係数を□とした評価を実施する（表 4-8 参照）。

表 4-8　溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達の感度解析条件

項目	下部プレナムギャップの除熱量に係る係数	設定根拠
ベースケース	□	当該変数のノミナル値
感度解析ケース	□	溶融炉心と下部プレナムが接触

b.解析結果

図 4-7-1，図 4-7-2，図 4-7-3，図 4-7-4，図 4-7-5，図 4-7-6，図 4-7-7 及び図 4-7-8 に，下部プレナムギャップの除熱量に係る係数の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムに移行した後，感度解析ケースにおいては，下部プレナムギャップによる除熱がないため，下部ヘッドの温度が若干早く上昇し，クリープ破損割合や貫通部破損割合は感度解析ケースの方がわずかだが上昇が早い傾向となる。

ただし，このパラメータは下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさず，ドライアウト前においても，下部プレナムギャップからの除熱量はクラストからの伝熱量と比較して十分小さいことから（付録３参照），原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻に対する感度としては小さい。また，いずれのケースも原子炉圧力容器の破損時点において，原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

c.評価

溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達の原子炉圧力容器の破損時刻に対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（９）溶接部破損時の最大ひずみ

a.解析条件

溶接部破損は，事象進展に伴う溶接部のひずみ量と最大ひずみを比較することで，その発生を判定している。ここで，溶接部破損時の最大ひずみとして，ベースケースでは□を与えているが，不確かさがあると考えられることから，感度を確認するためにその 1/10 倍の□を設定する（表 4-9 参照）。

表 4-9　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析条件

項　目	溶接部破損時の 最大ひずみ	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	実験の不確かさを大幅に上回る設定として 1/10 倍

b.解析結果

図 4-8-1，図 4-8-2，図 4-8-3，図 4-8-4，図 4-8-5，図 4-8-6，図 4-8-7 及び図 4-8-8 に，溶接部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。感度解析ケースは，原子炉圧力容器破損に至る判定の基準を変更したものであるため，溶接部が破損する時点までの原子炉圧力の挙動は同等である。溶接部破損割合は，貫通部溶接部に係るせん断応力とそれに対する最大引張強度の関係，及び溶融炉心からの伝熱による溶接部ひずみと許容できる最大ひずみの関係から計算される。リロケーション時には原子炉圧力が過渡的に上昇することから，内外圧差によるせん断応力が大きくなり，溶接部破損割合が増加している。原子炉圧力が低下した後は，せん断応力は低下するが，溶接サポート部の最大引張強度が，溶融炉心からの伝熱により低下するため，溶接部破損割合はゼロにはならない。その後，下部プレナムの溶融炉心からの伝熱により，下部ヘッドにひずみが生じ始めた時点でベースケースと感度解析ケースでは差異が生じる。感度解析ケースにおいては，溶接部破損時の最大ひずみを 1/10 倍としたことで，溶接部破損割合がベースケースよりも早く上昇し，原子炉圧力容器の破損時刻が早まっている。ただし，原子炉圧力容器の破損時間の変化としては約 13 分と小さく，感度解析ケースにおいても溶接部破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

c.評価

溶接部破損時の最大ひずみの原子炉圧力容器の破損時刻に対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

（１０）感度解析パラメータの組み合わせ

a.解析条件

これまで解析したケースでは，原子炉圧力容器下部プレナムに溶融炉心が落下した

過程で大量の水蒸気が生成され，原子炉圧力は短時間に高いピークが発生した。これは，溶融炉心が水中に落下した過程で粒子化が進み，水への伝熱面積が増大したことが支配的な要因である。この過程で溶融炉心の冷却は進み，下部プレナムに堆積した溶融炉心の温度は低下する。その後，下部プレナムに溜まっていた水がドライアウトすることで蒸気発生が収まる。組み合わせケースでは，原子炉内ＦＣＩに係る影響因子については，下部プレナムへの溶融炉心落下後の原子炉圧力上昇が大きくなるように，原子炉圧力容器の破損時期に係る影響因子については原子炉圧力容器の破損時期が早くなるように，これまでに実施した感度解析パラメータを組み合わせる条件とした。表 4-10 に組み合わせケースの条件の一覧を示す。

表 4-10　感度解析パラメータの組み合わせ条件

項　目	ベースケース	組み合わせケース	設定根拠
炉心ノード崩壊のパラメータ（炉心温度）	□K	□K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定
溶融ジェット径	□m	□m	クラスト破損面積が小さい場合を想定
エントレインメント係数	□	□	ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値
デブリ粒子径ファクタ	□	□	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値
ジルコニウム－水反応速度の係数	１倍	２倍	燃料被覆管表面積に基づく値の２倍
限界熱流束に係る係数	□	□	水への熱伝達が制限される値
溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達	□	□	溶融炉心と下部プレナムが接触する場合を想定
溶接部破損時の最大ひずみ	□	□	実験の不確かさを大幅に上回る設定として 1/10 倍

b. 解析結果

図 4-9-1 にこれまでの感度解析と感度解析パラメータの組み合わせケースについて主要な事象進展を示す。図 4-9-2，図 4-9-3，図 4-9-4，図 4-9-5，図 4-9-6，図 4-9-7，

図 4-9-8 及び図 4-9-9 に，感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析結果を示す。

図 4-9-1 より，組み合わせケースでは，原子炉圧力容器の破損時刻は，ベースケースに比べて約 19 分早くなっており，他の感度解析結果と比較しても，最も早く原子炉圧力容器破損に至っているが，原子炉圧力容器破損時の圧力は，逃がし安全弁の開放により原子炉減圧されていることにより 2.0MPa[gage]を十分下回る約 0.5MPa[gage]となっている。これらの挙動について以下のとおり考察する。

①原子炉の加圧事象

下部プレナムへのリロケーション時の原子炉の加圧挙動は，溶融炉心と水の接触による急激な水蒸気生成により支配され，これらに影響するパラメータとして,溶融ジェット径，エントレインメント係数，デブリ粒子径等がある。これらの不確かさを感度解析により考慮した結果，原子炉圧力のピーク圧は，ベースケースよりわずかに上昇しているが，リロケーション時の圧力上昇は一時的なものであり，原子炉圧力容器破損時には原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を大きく下回っている点でベースケースと同等である。

②原子炉圧力容器破損（原子炉圧力容器破損タイミング）

原子炉圧力容器破損（原子炉圧力容器破損タイミング）については，溶融炉心からの熱負荷，破損形態等により支配され，これらに影響するパラメータとして，ジルコニウムー水反応速度,燃料ペレットが崩壊する時間及び温度,下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱,溶接部破損時の最大ひずみがある。これらの不確かさを感度解析により考慮した結果，原子炉圧力容器破損のタイミングは，ベースケースよりも約 19 分早く原子炉圧力容器破損に至る結果となったが，原子炉圧力は原子炉圧力容器破損時間に対して十分早い段階で 2.0MPa[gage]を下回っている結果に変わりはない。

以上のとおり，パラメータの組み合せを考慮した感度解析ケースでは，圧力スパイクが大きく現れ，原子炉圧力容器破損タイミングが早くなるが，原子炉圧力容器破損の前に原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を十分下回る結果となった。

c.評価

下部プレナムへの溶融炉心落下挙動の不確かさにより，原子炉の圧力挙動にも不確かさがある。加圧現象が短時間に大きく現れる場合についても，原子炉圧力容器破損前には原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を十分に下回ることを確認した。

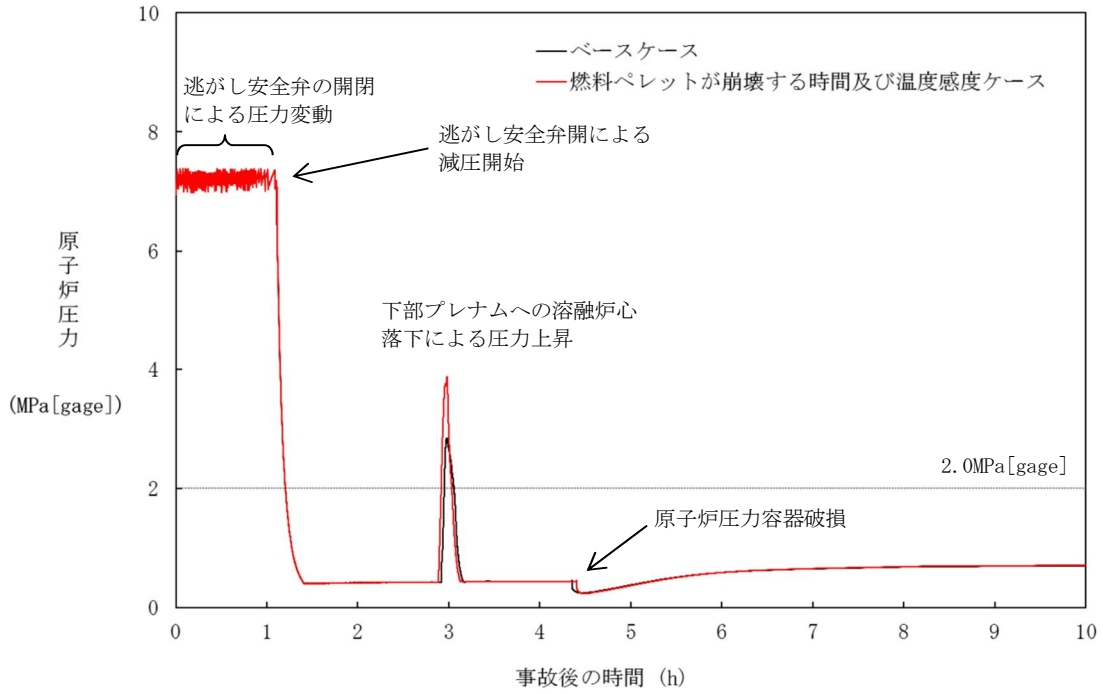


図 4-1-1　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（１）

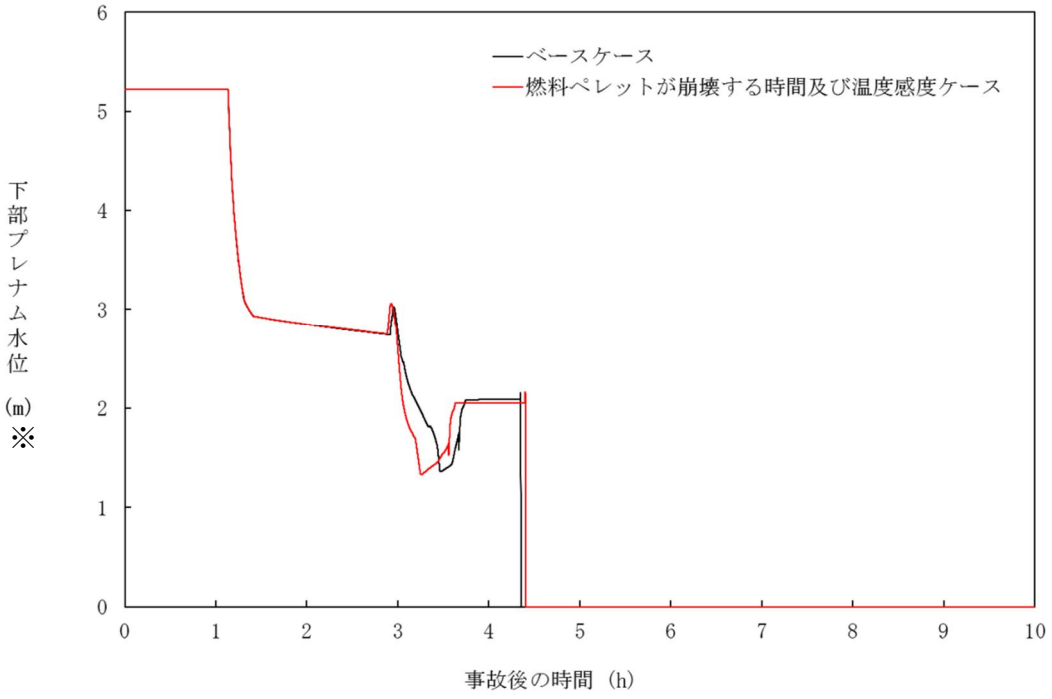


図 4-1-2　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

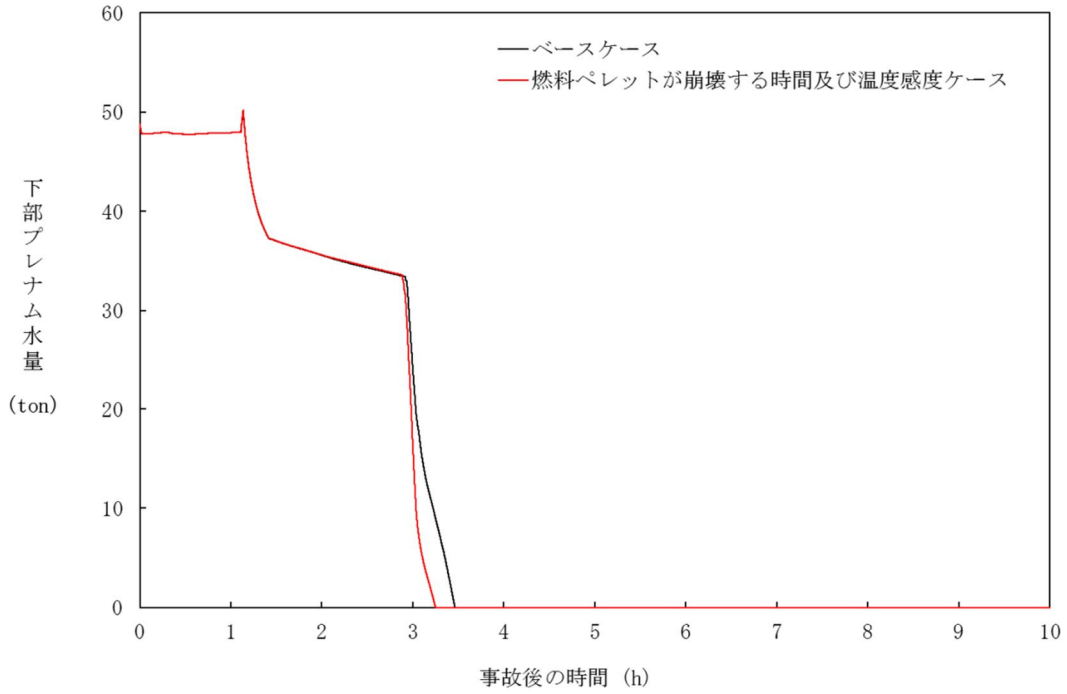


図 4-1-3　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（３）

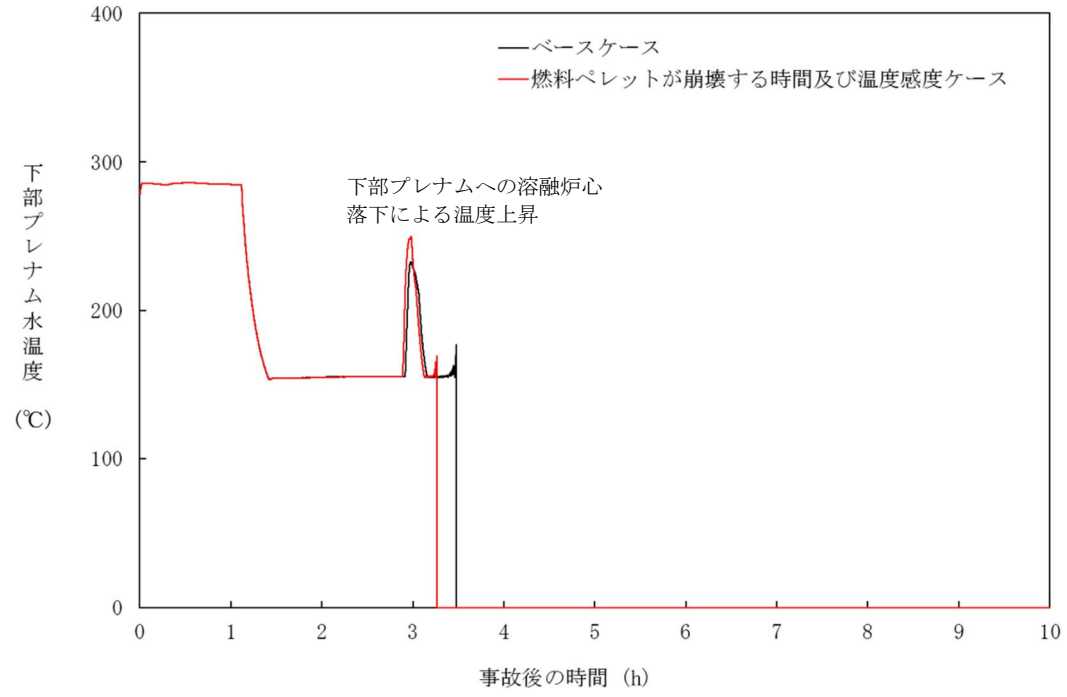


図 4-1-4　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（４）

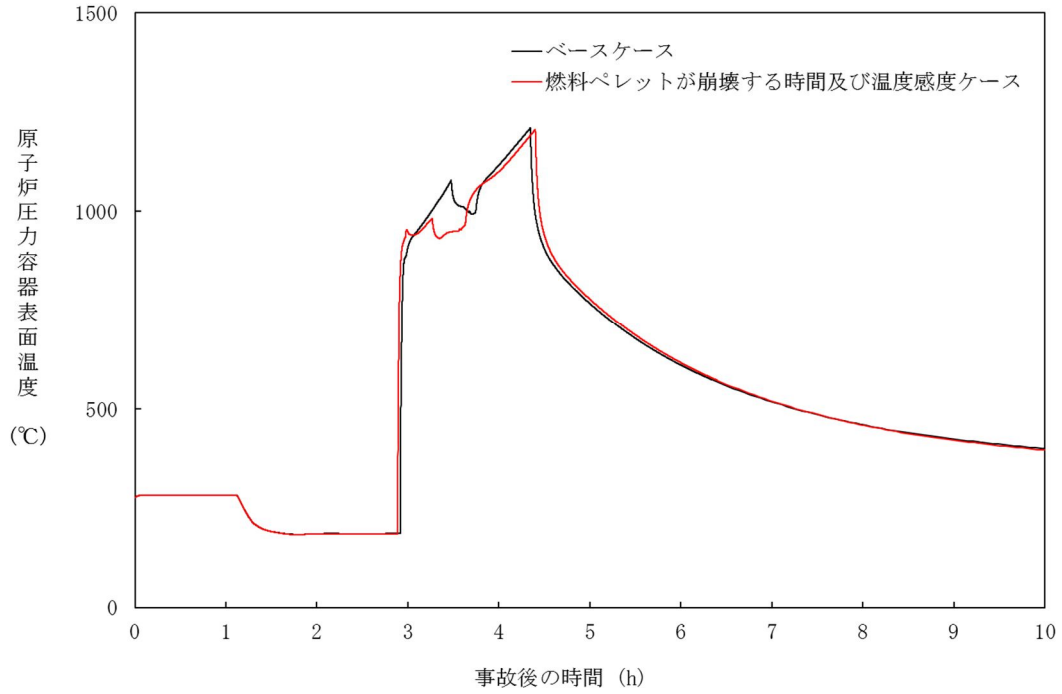


図 4-1-5　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（５）

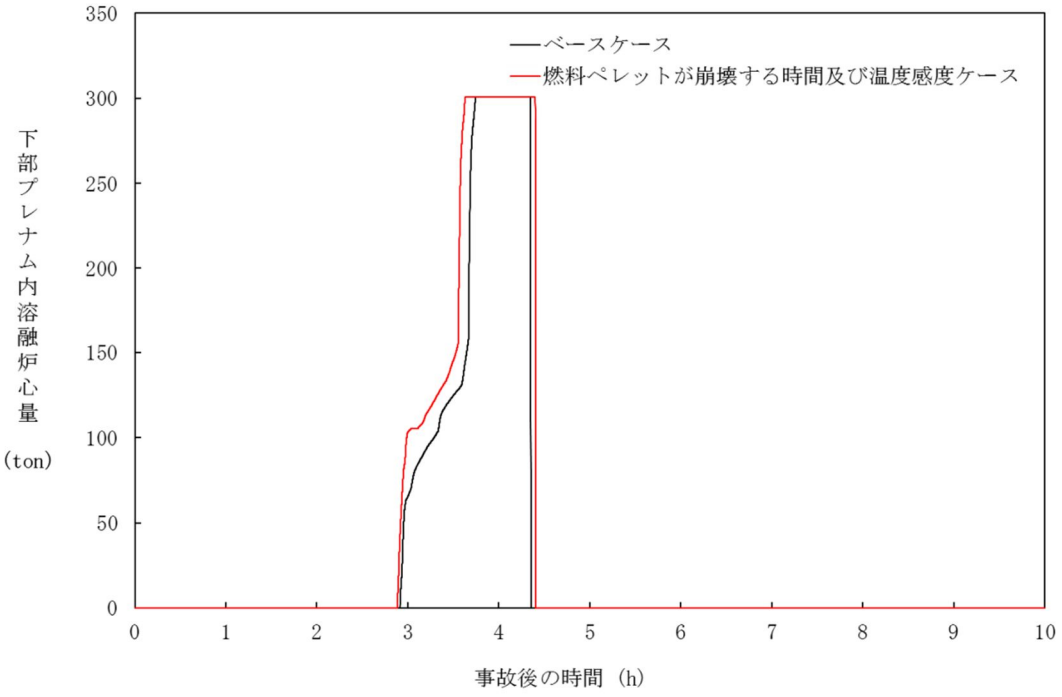


図 4-1-6　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（６）

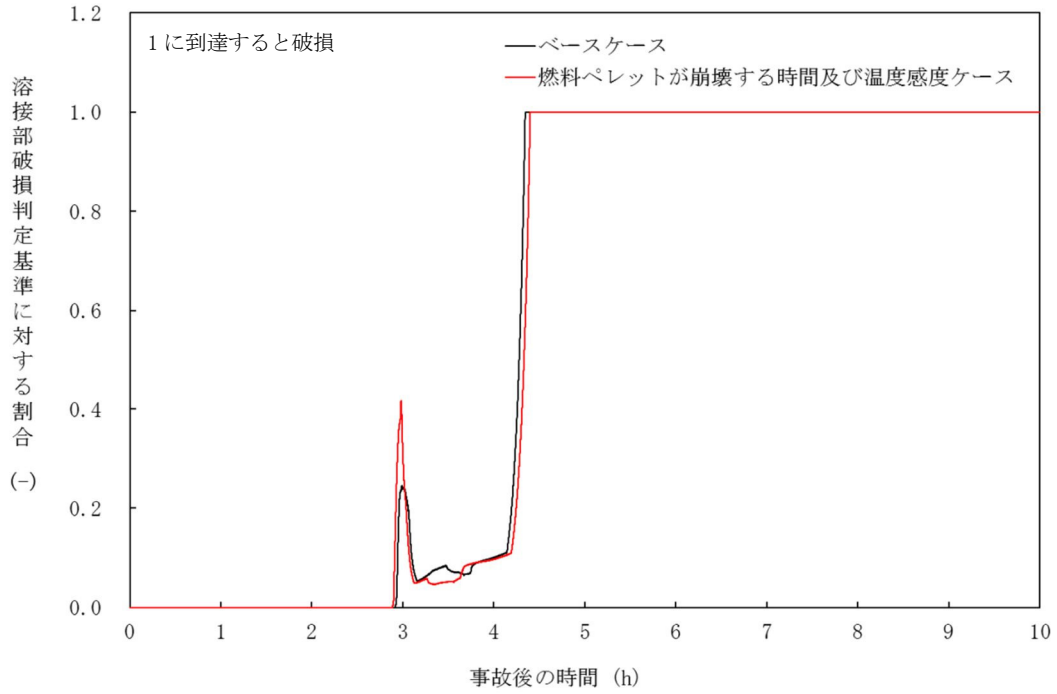


図 4-1-7　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（７）

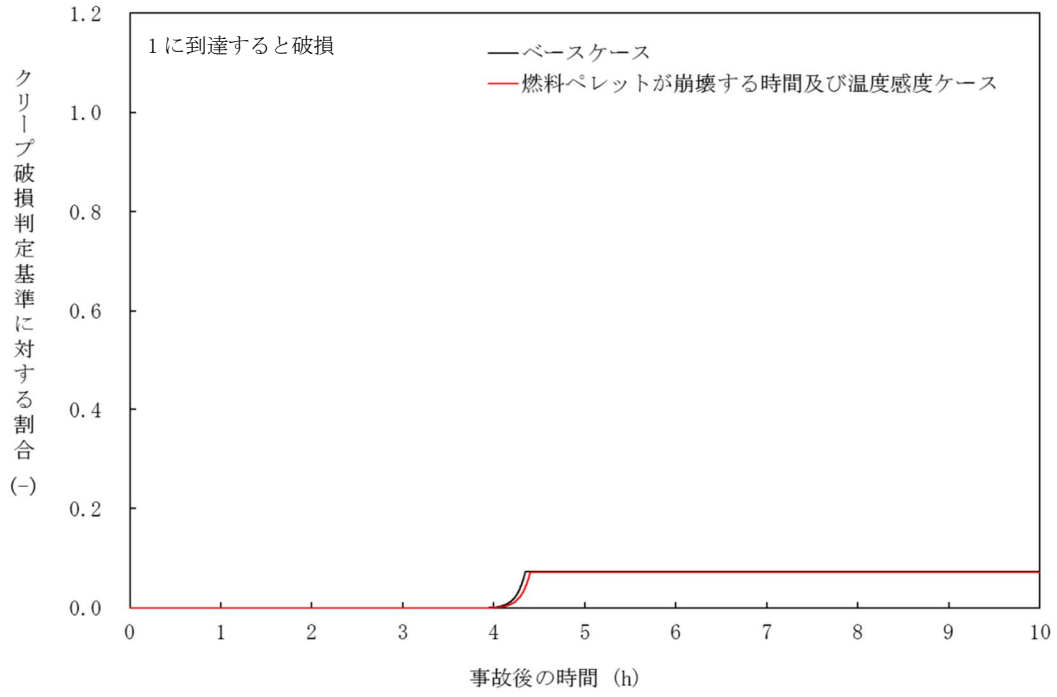


図 4-1-8　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（８）

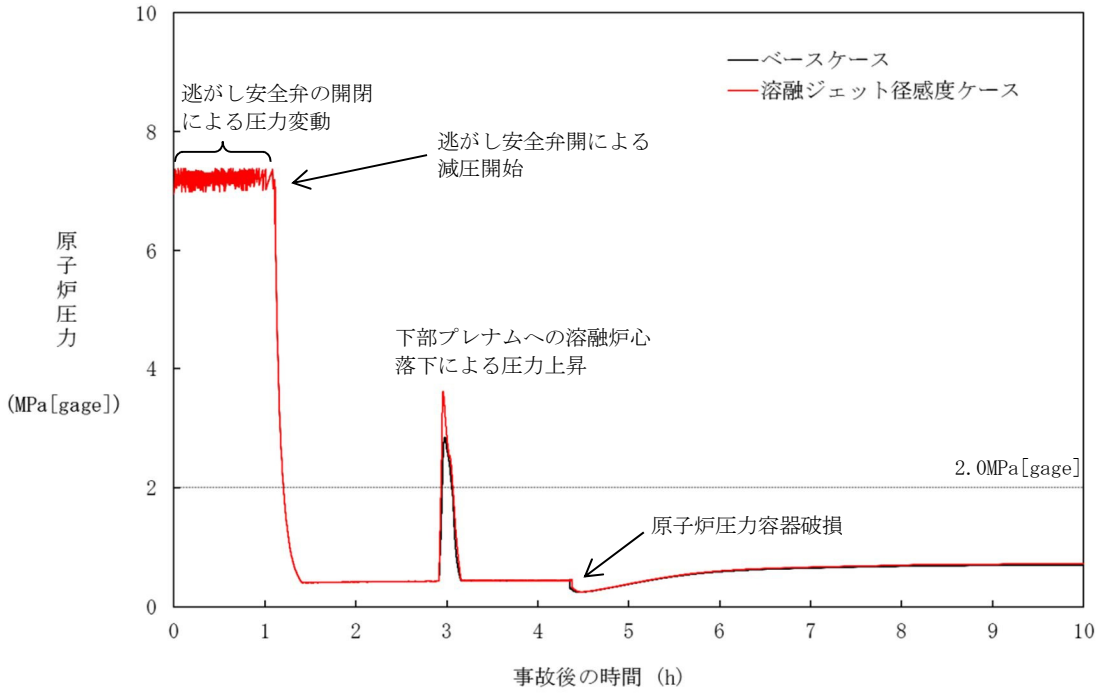


図 4-2-1　溶融ジェット径の感度解析（１）

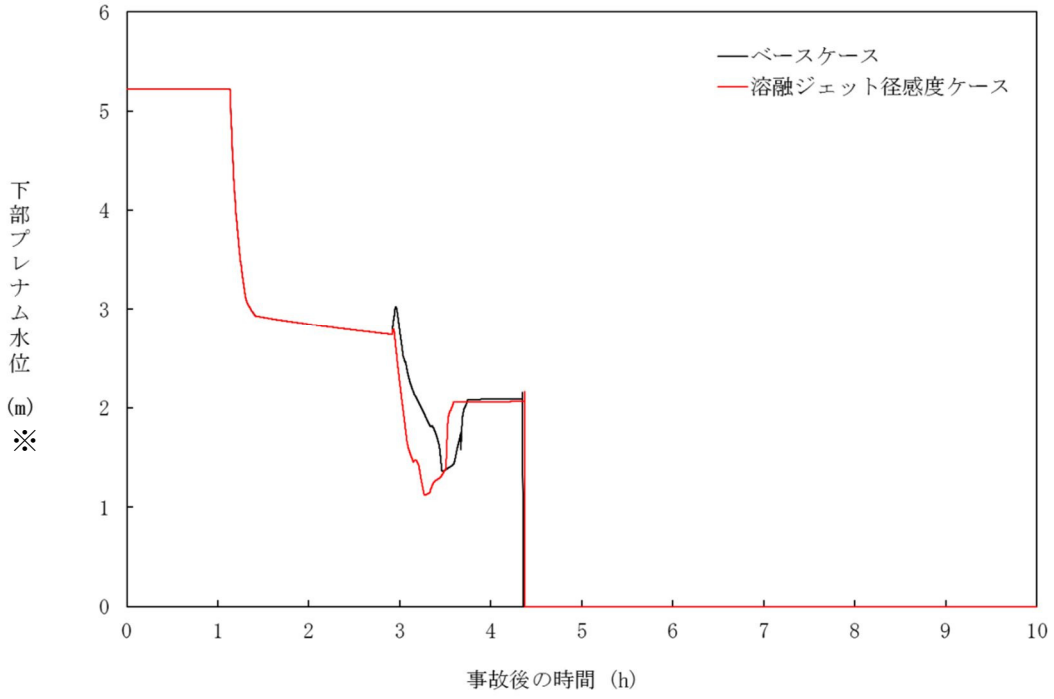


図 4-2-2　溶融ジェット径の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

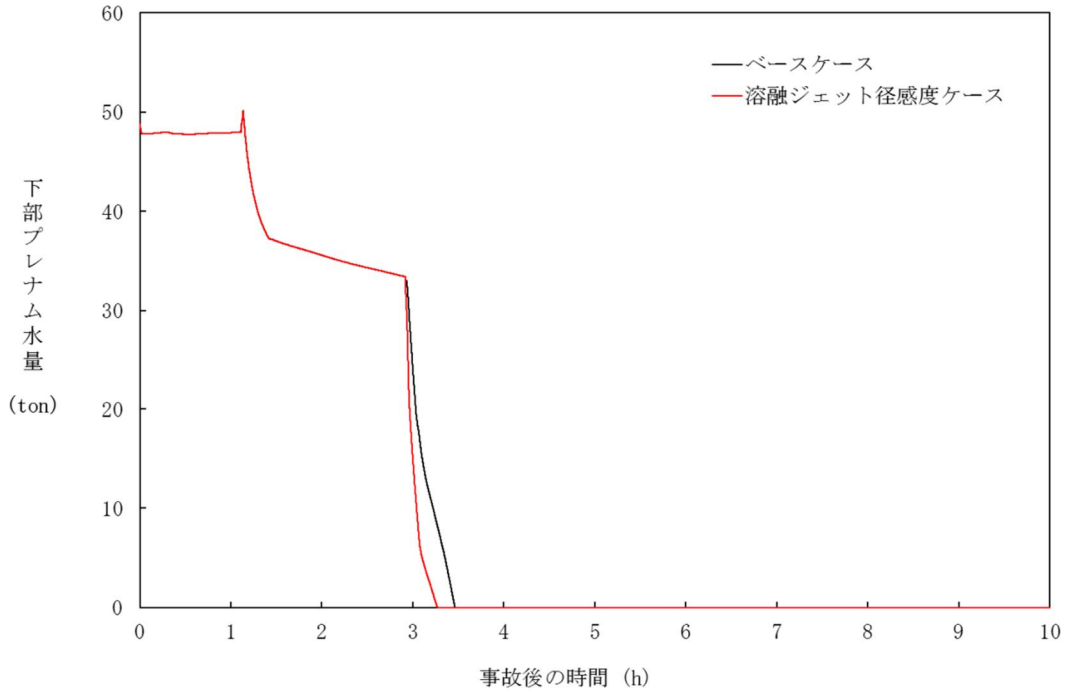


図 4-2-3　溶融ジェット径の感度解析（３）

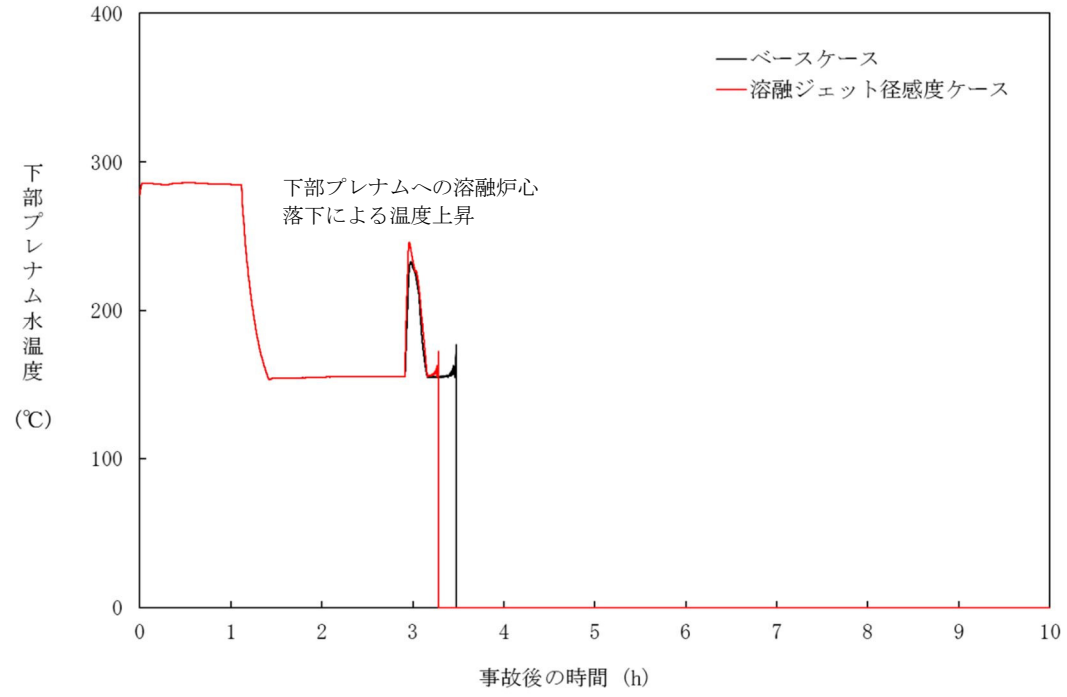


図 4-2-4　溶融ジェット径の感度解析（４）

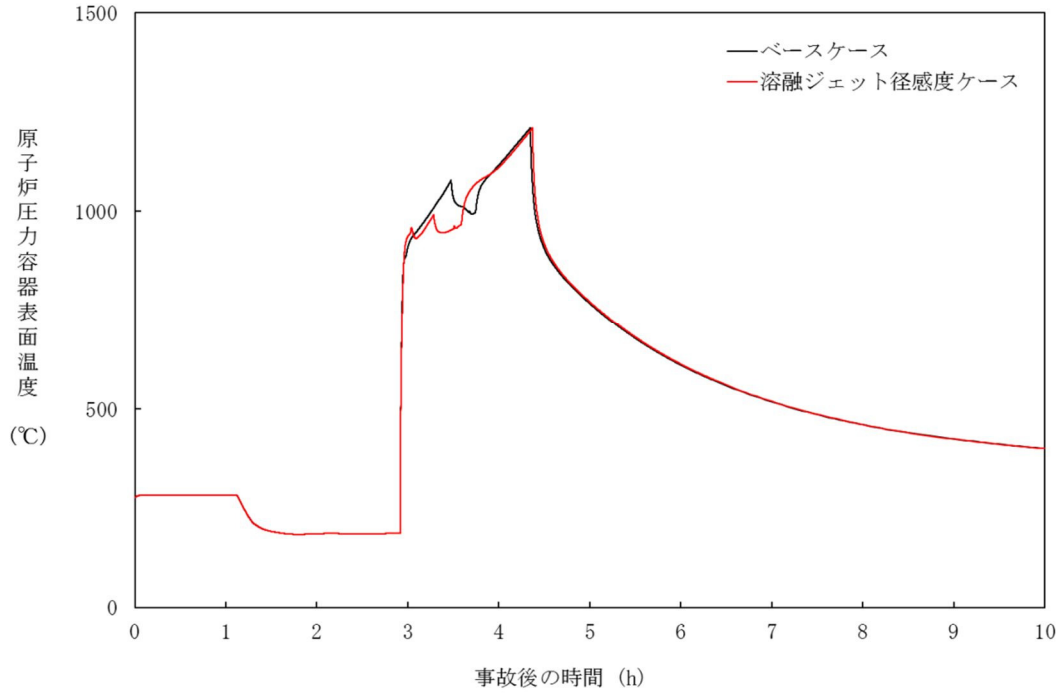


図 4-2-5　溶融ジェット径の感度解析（５）

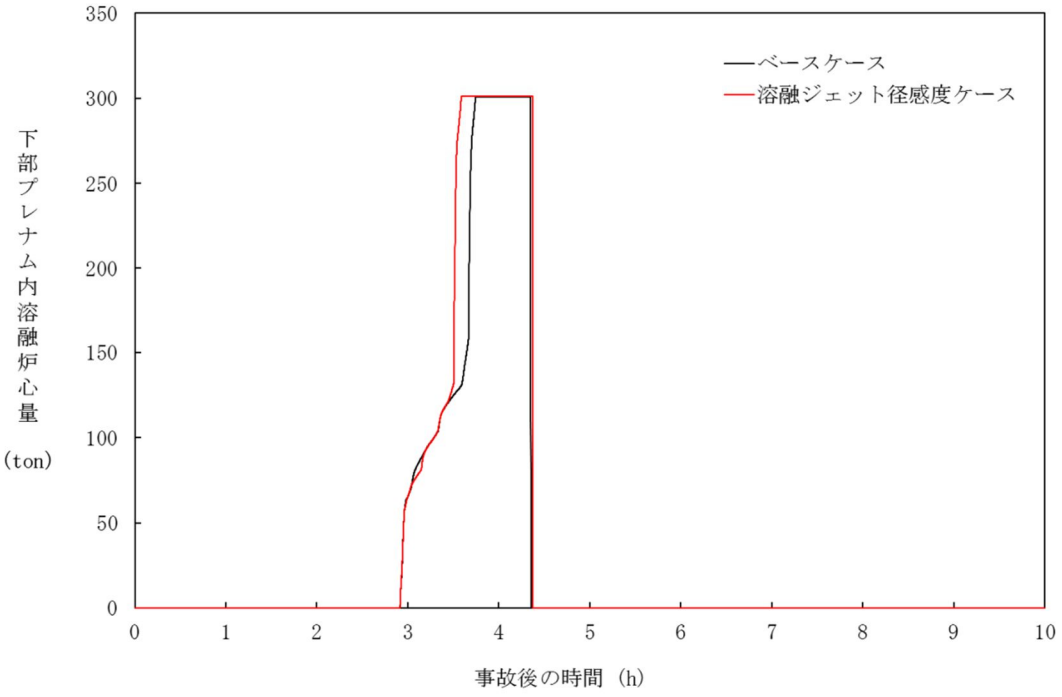


図 4-2-6　溶融ジェット径の感度解析（６）

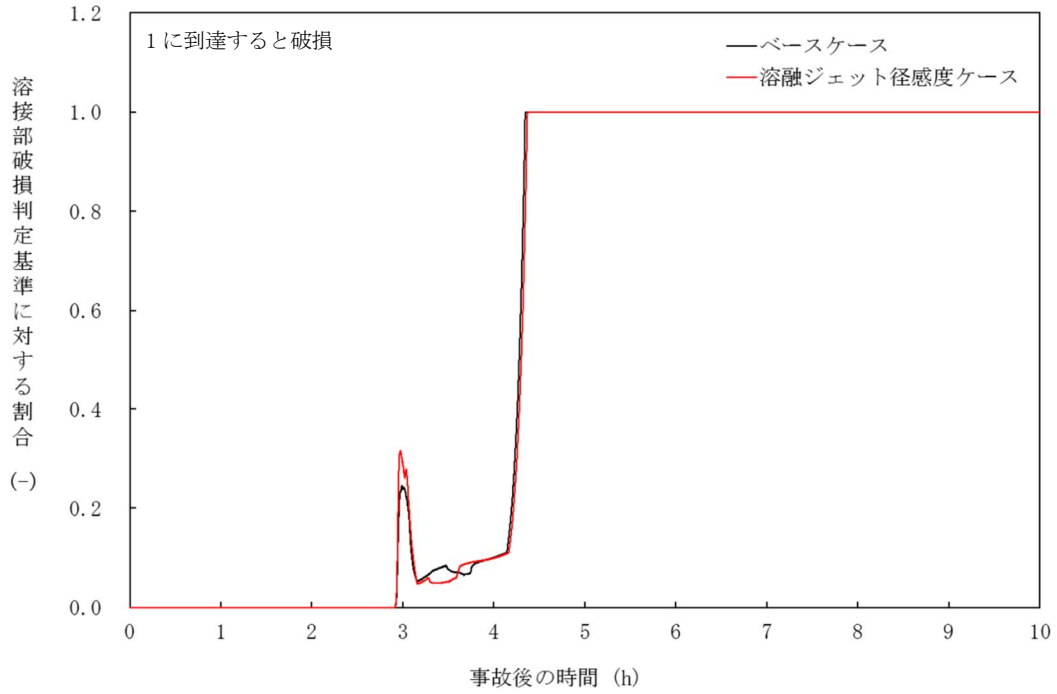


図 4-2-7　溶融ジェット径の感度解析（７）

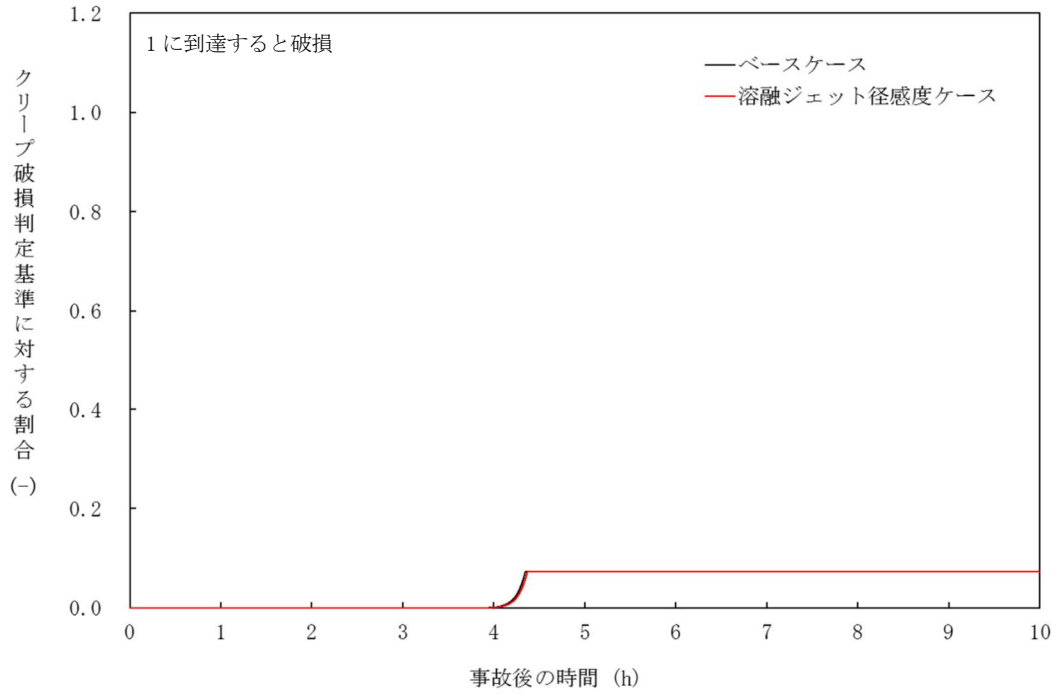


図 4-2-8　溶融ジェット径の感度解析（８）

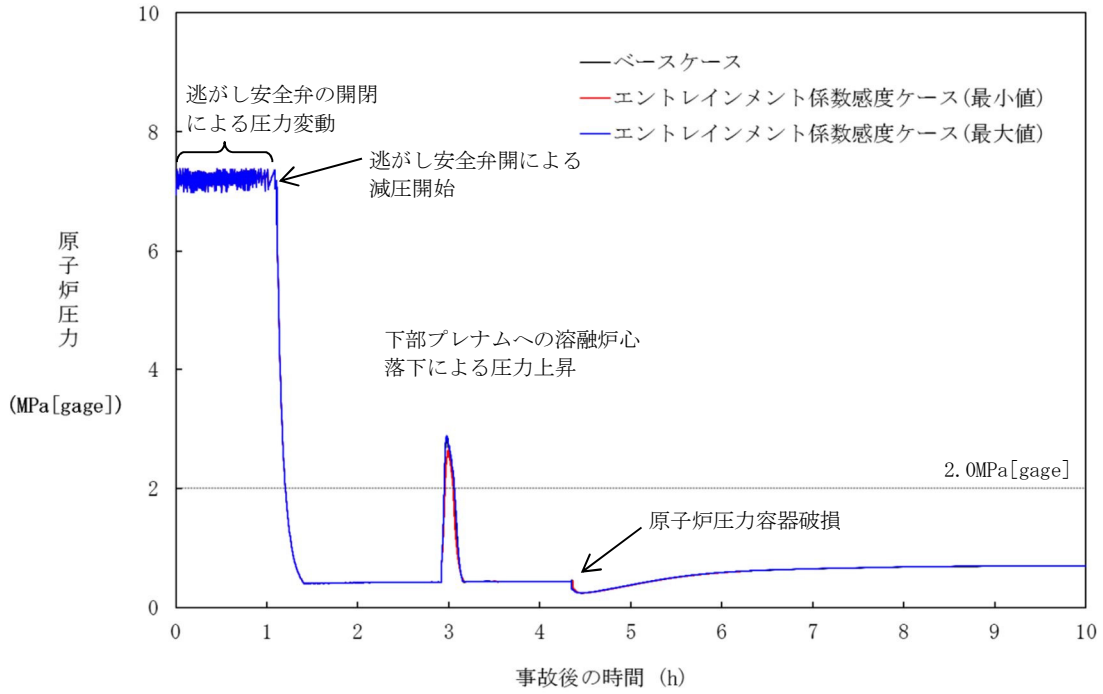


図 4-3-1　エントレインメント係数の感度解析（１）

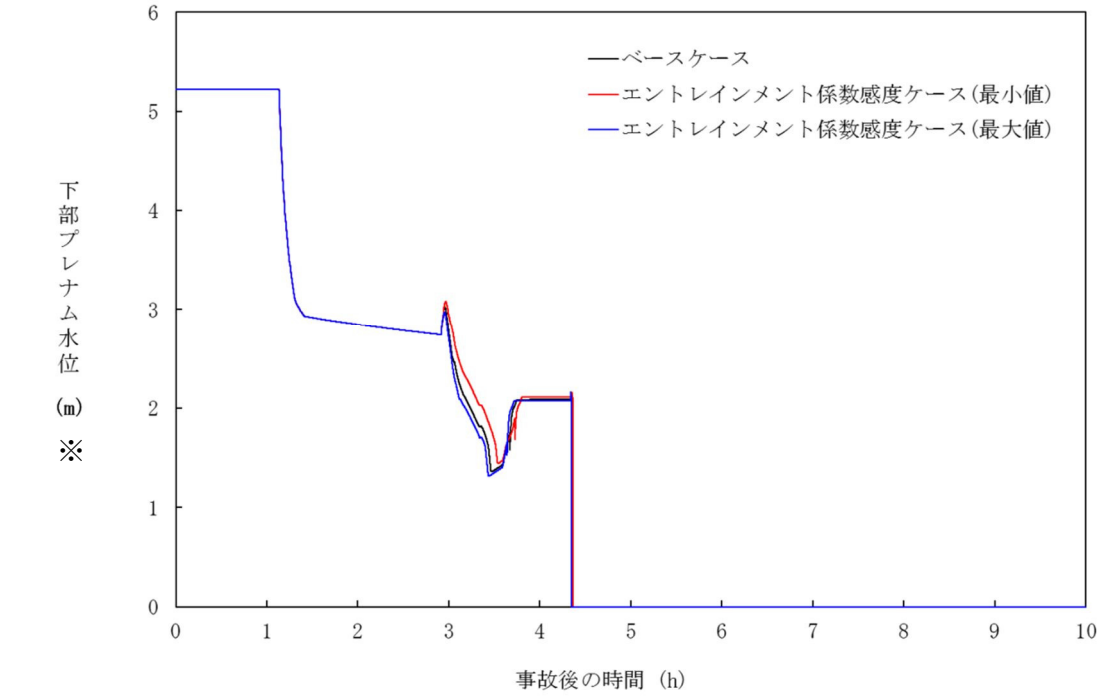


図 4-3-2　エントレインメント係数の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

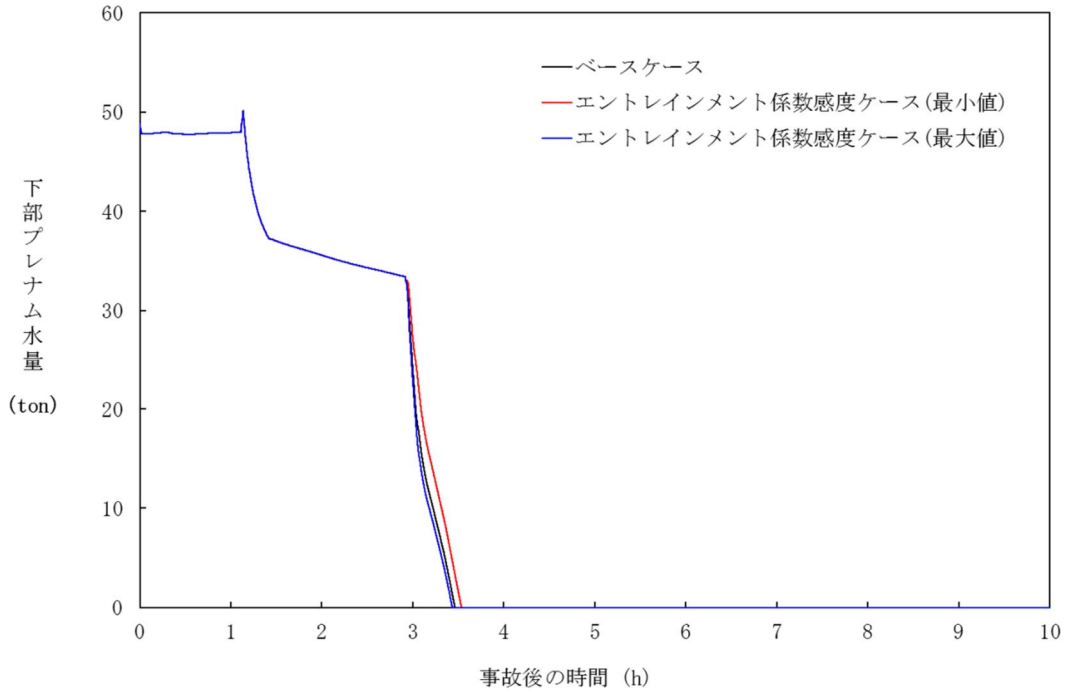


図 4-3-3　エントレインメント係数の感度解析（３）

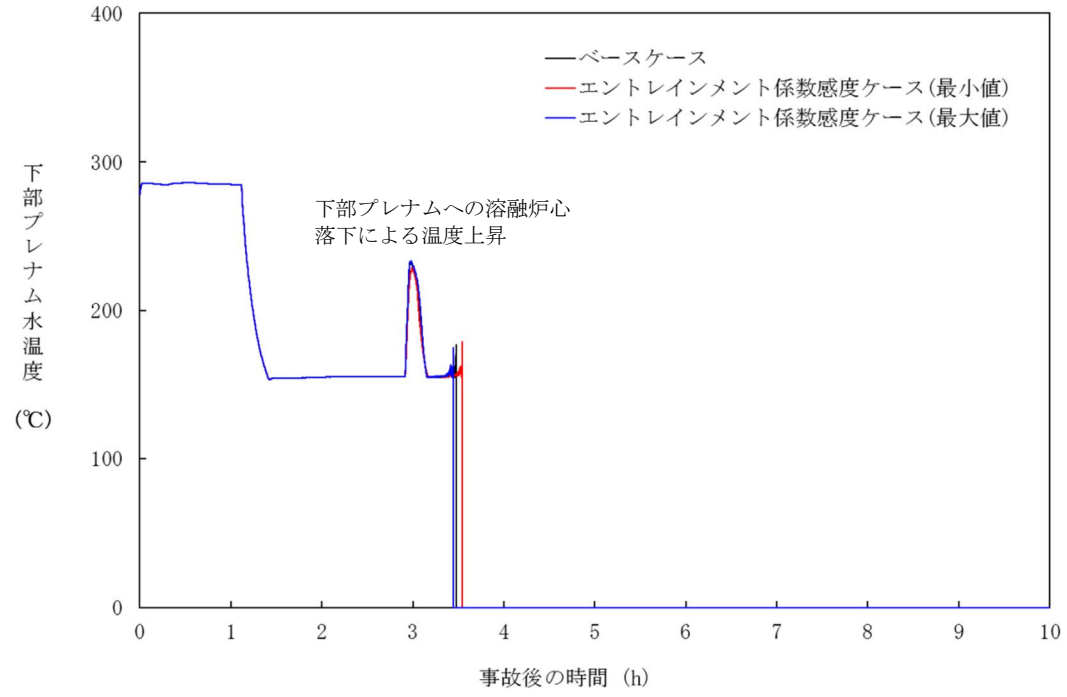


図 4-3-4　エントレインメント係数の感度解析（４）

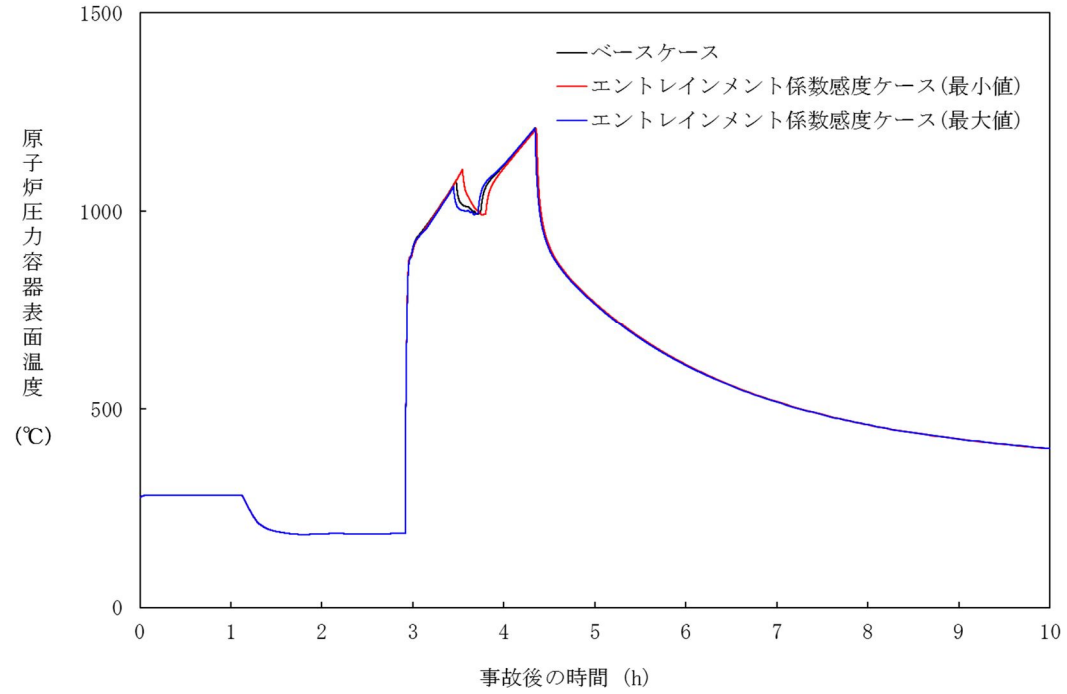


図 4-3-5　エントレインメント係数の感度解析（５）

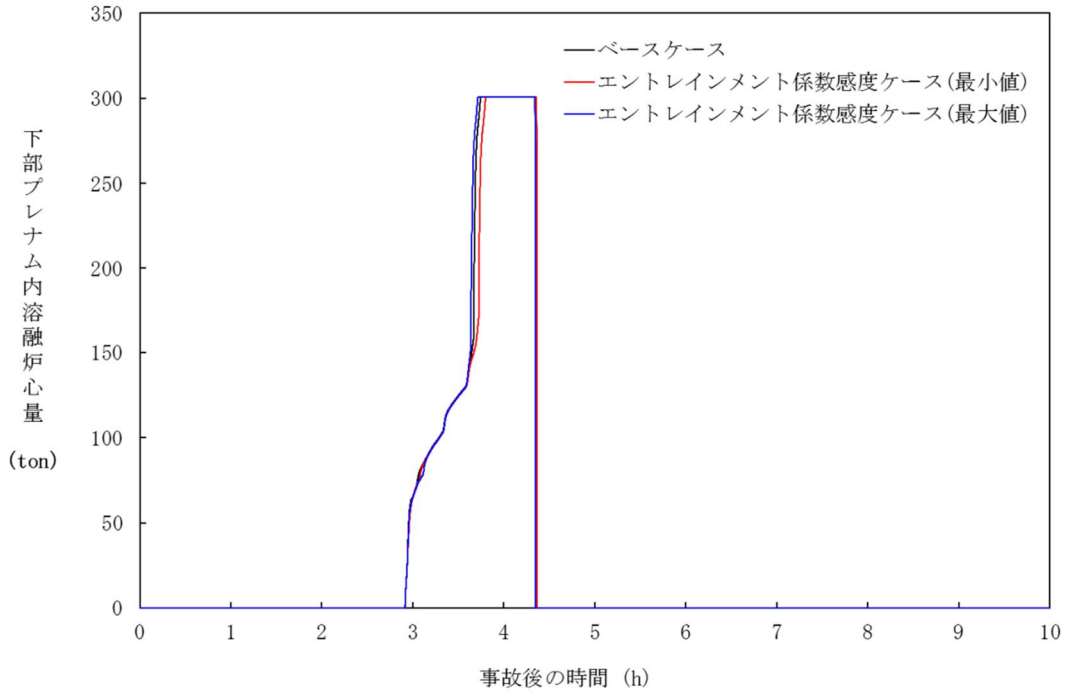


図 4-3-6　エントレインメント係数の感度解析（６）

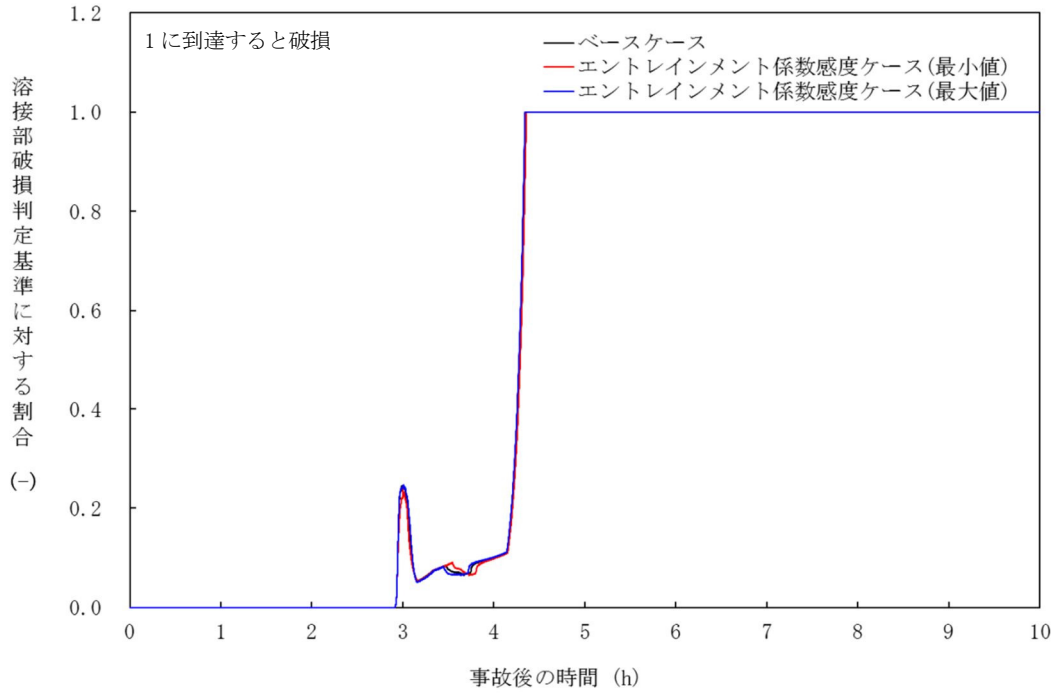


図 4-3-7　エントレインメント係数の感度解析（７）

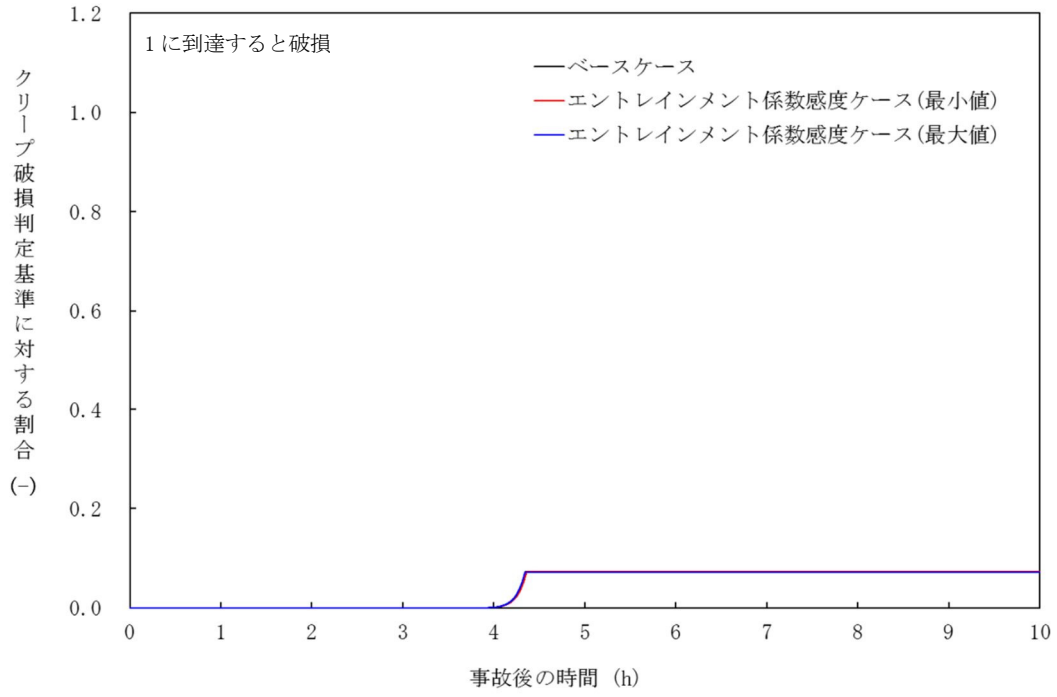


図 4-3-8　エントレインメント係数の感度解析（８）

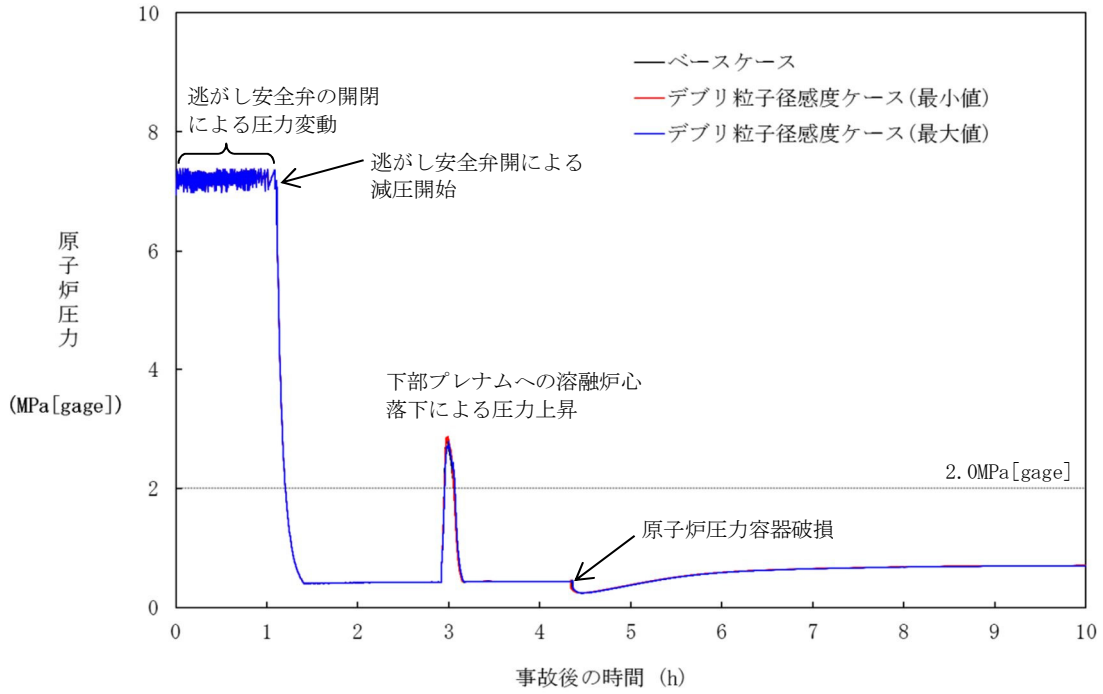


図 4-4-1　デブリ粒子径の感度解析（１）

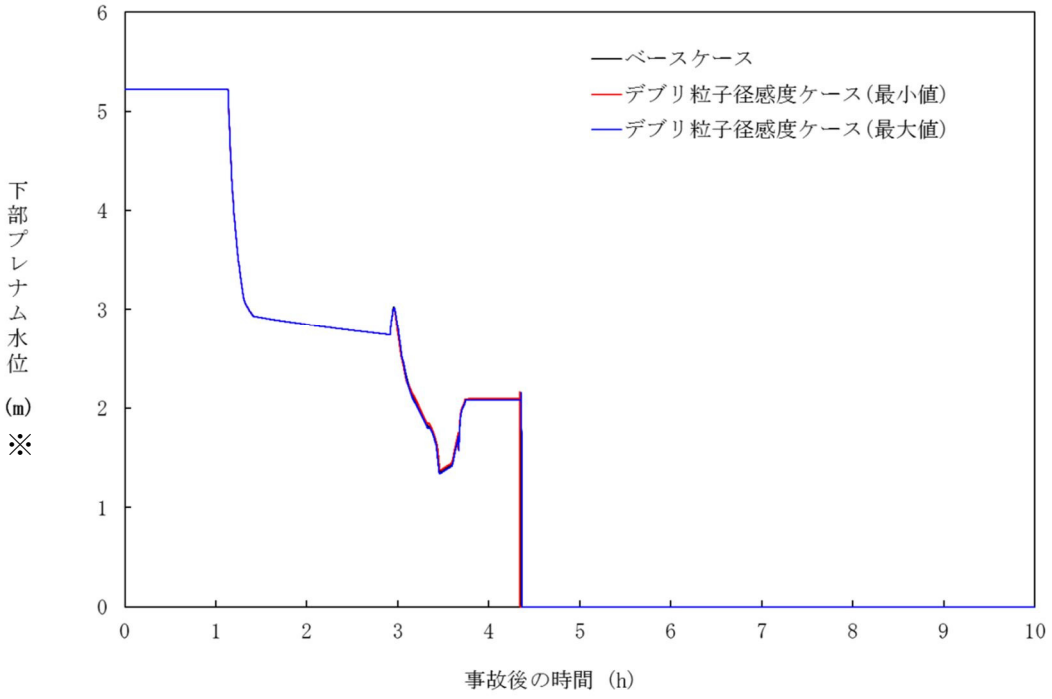


図 4-4-2　デブリ粒子径の感度解析（２）

※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

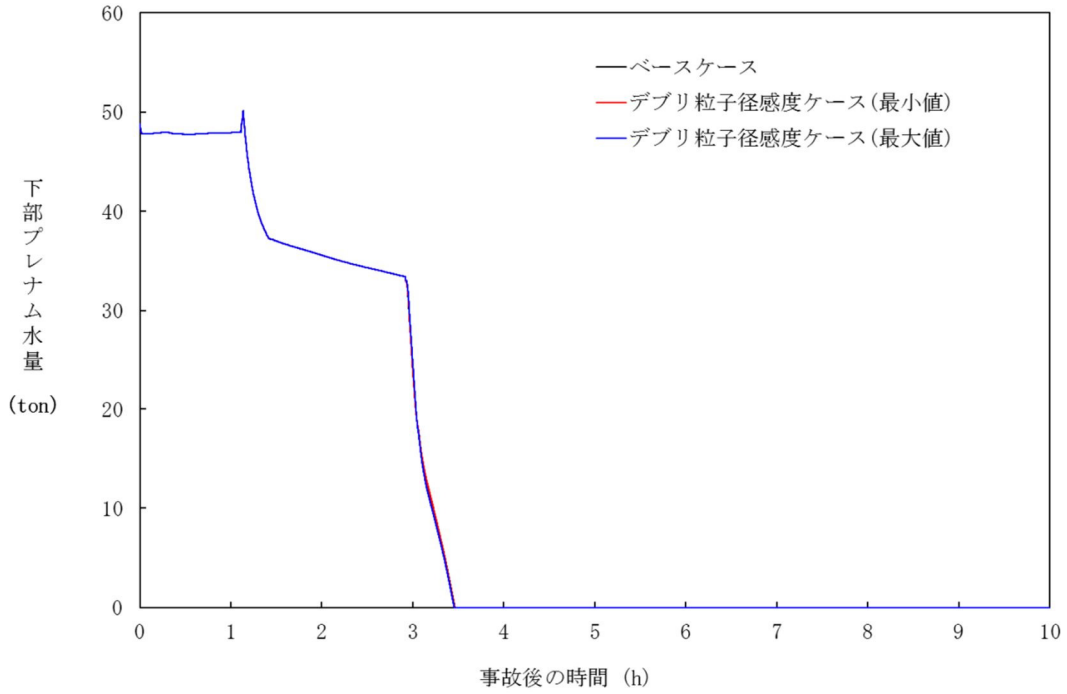


図 4-4-3　デブリ粒子径の感度解析（３）

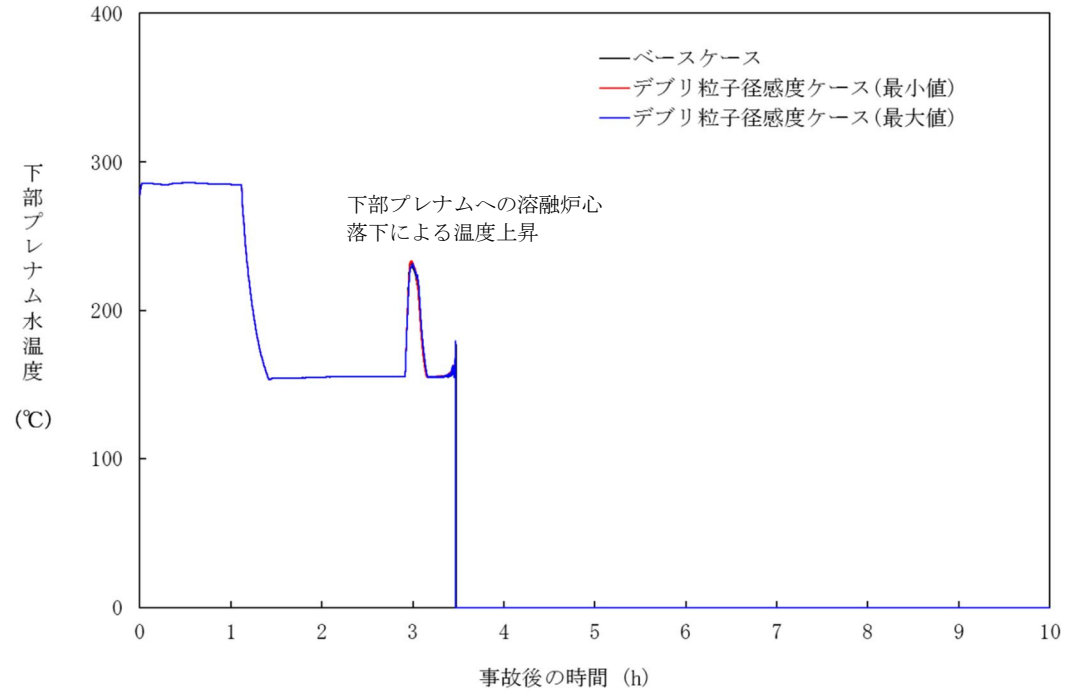


図 4-4-4　デブリ粒子径の感度解析（４）

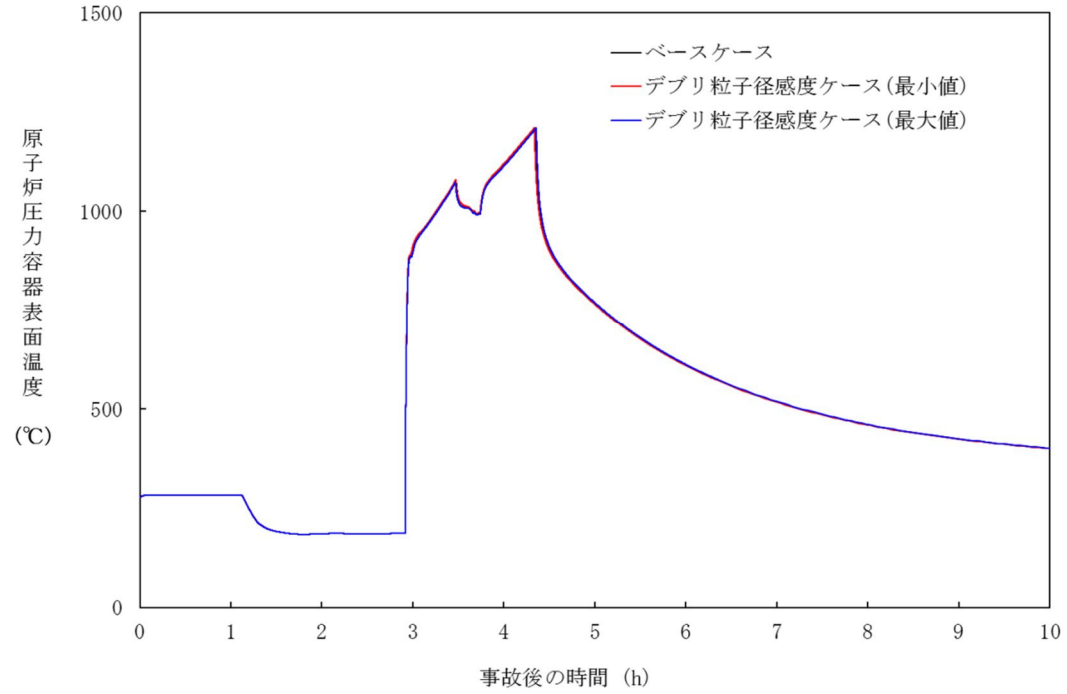


図 4-4-5　デブリ粒子径の感度解析（５）

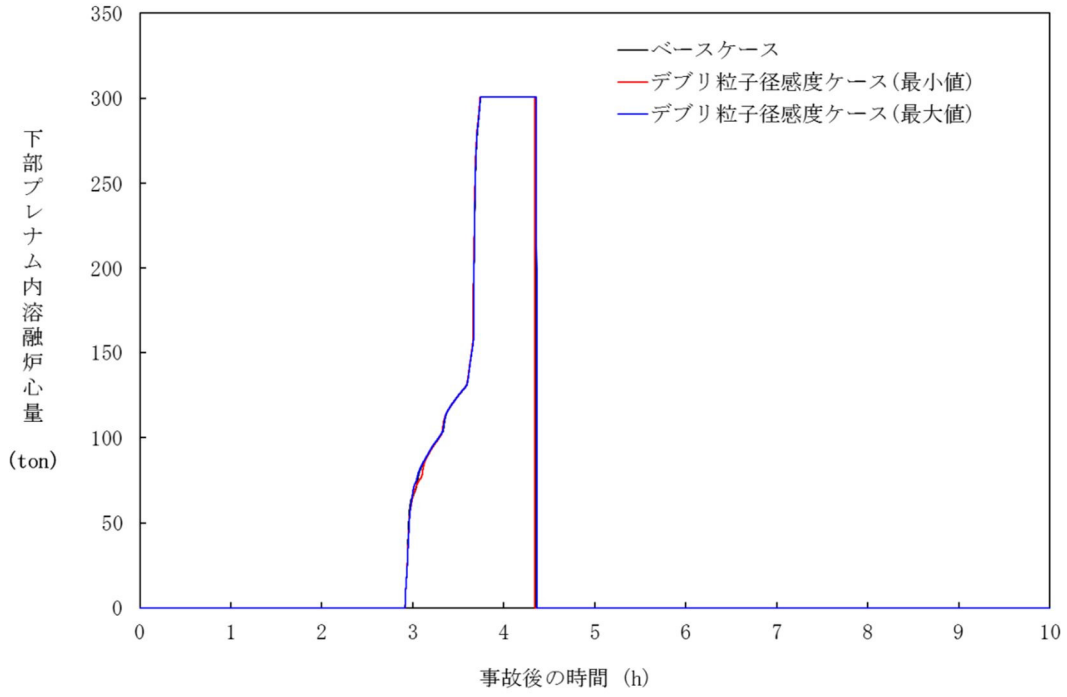


図 4-4-6　デブリ粒子径の感度解析（６）

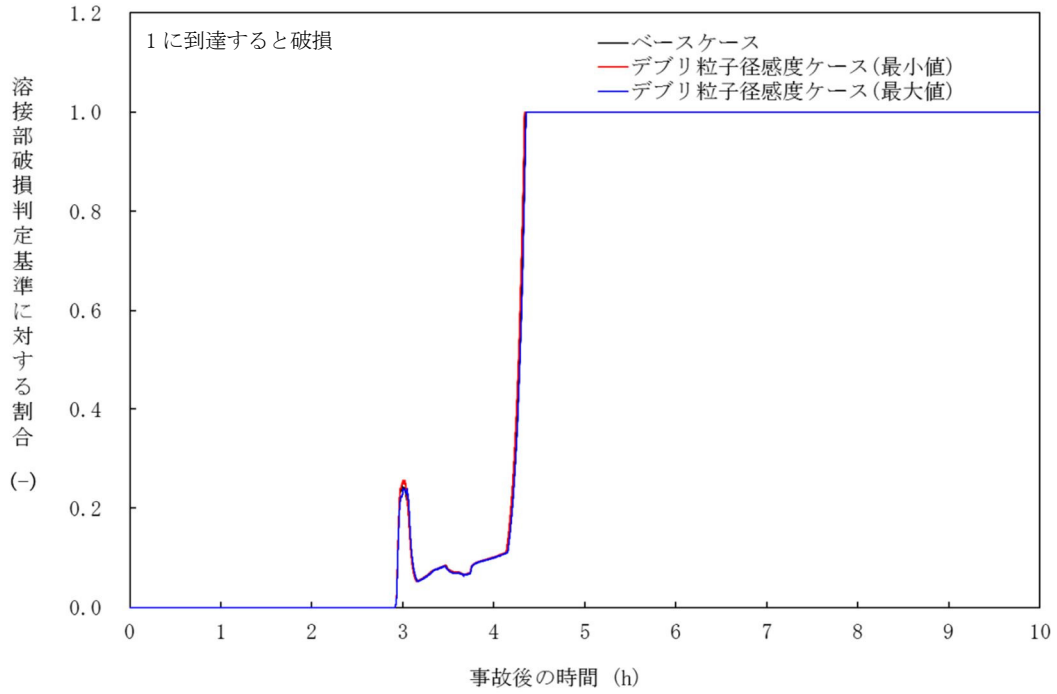


図 4-4-7　デブリ粒子径の感度解析（７）

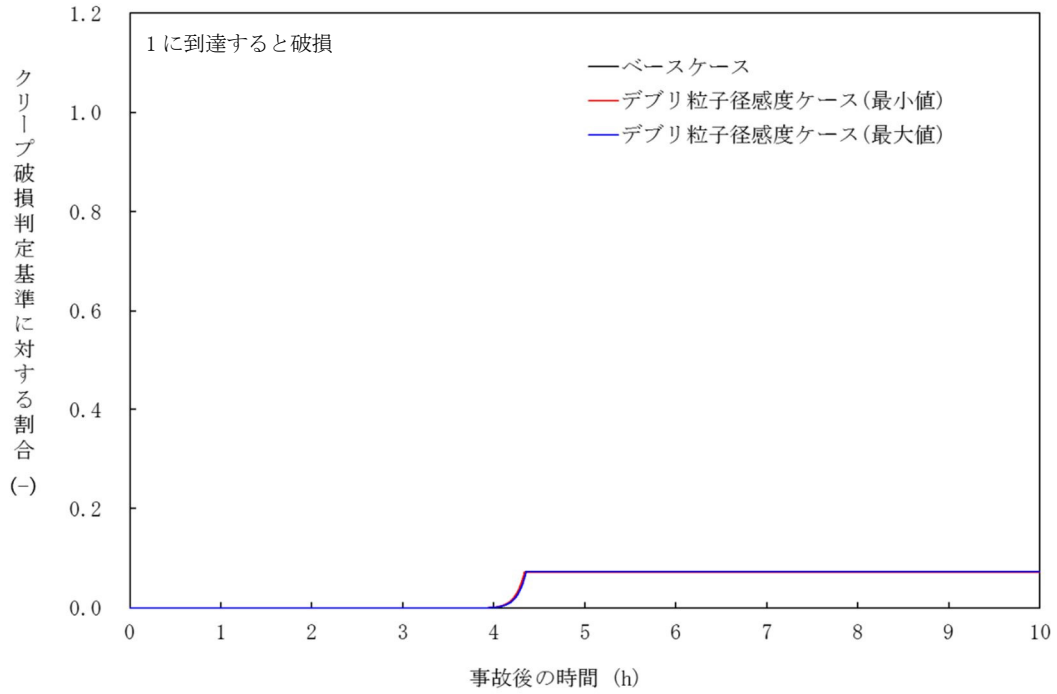


図 4-4-8　デブリ粒子径の感度解析（８）

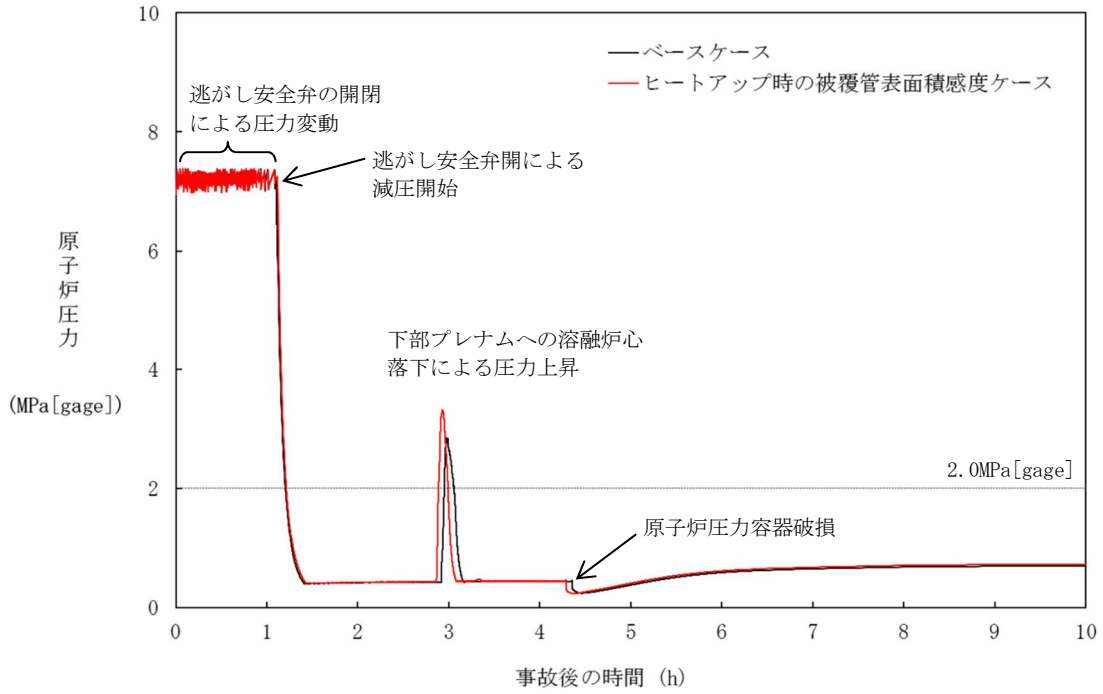


図 4-5-1　ジルコニウムー水反応速度の感度解析（１）

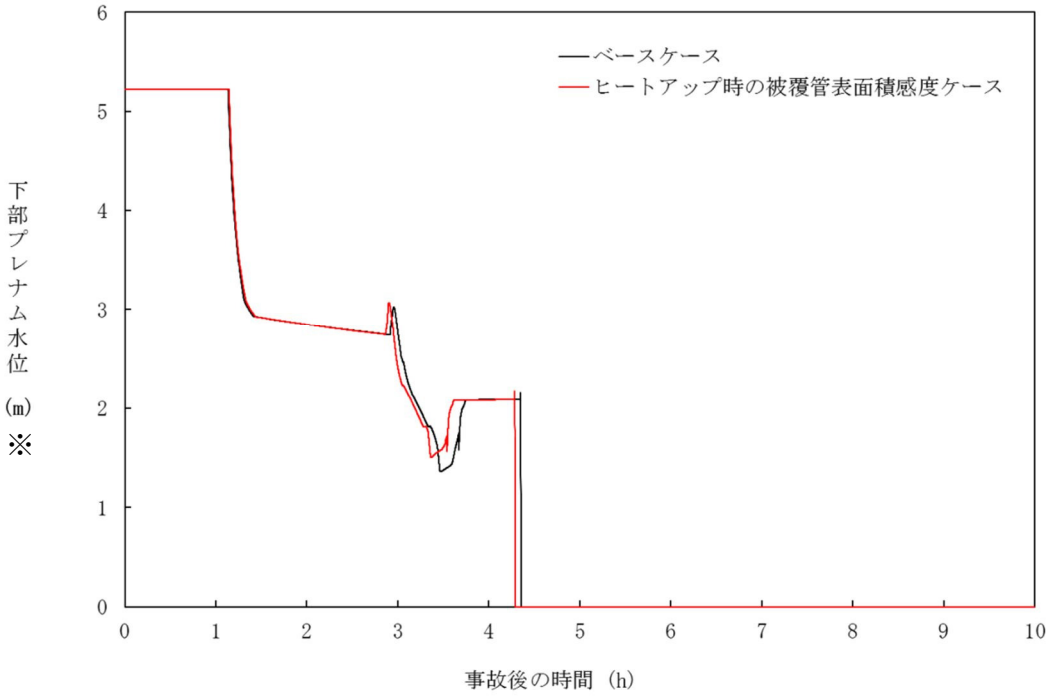


図 4-5-2　ジルコニウムー水反応速度の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

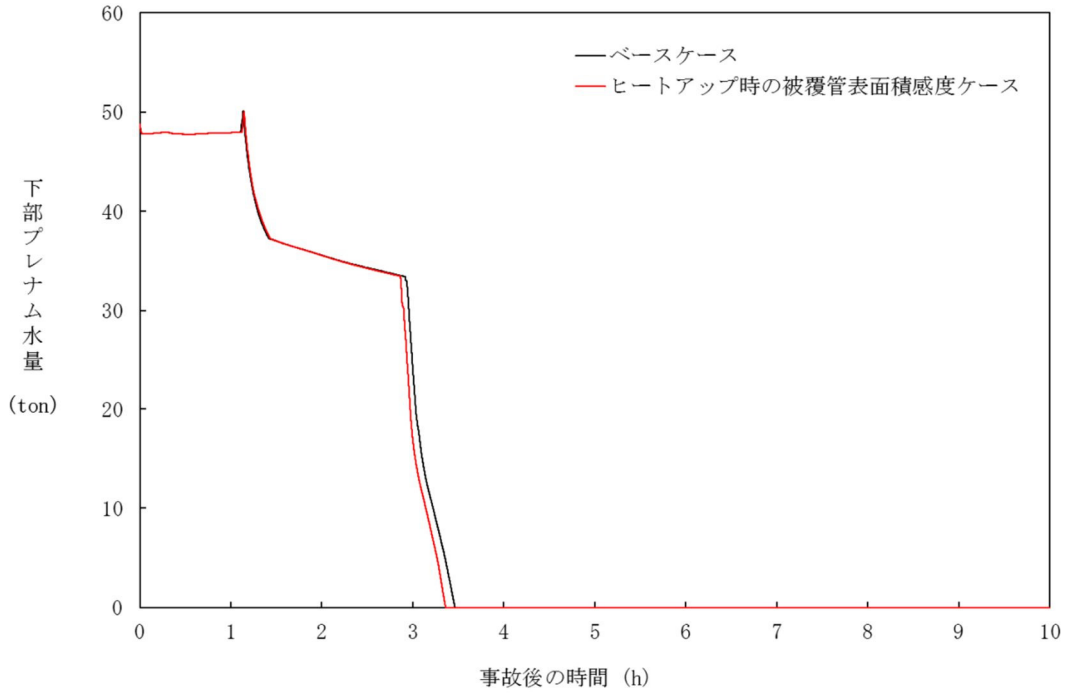


図 4-5-3　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（３）

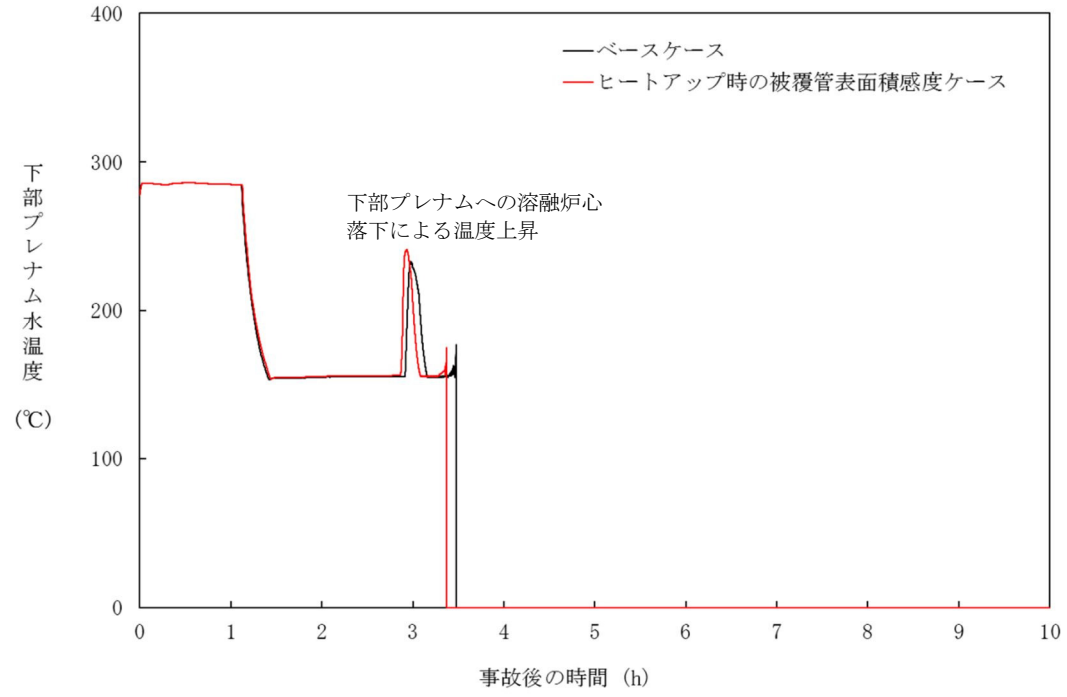


図 4-5-4　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（４）

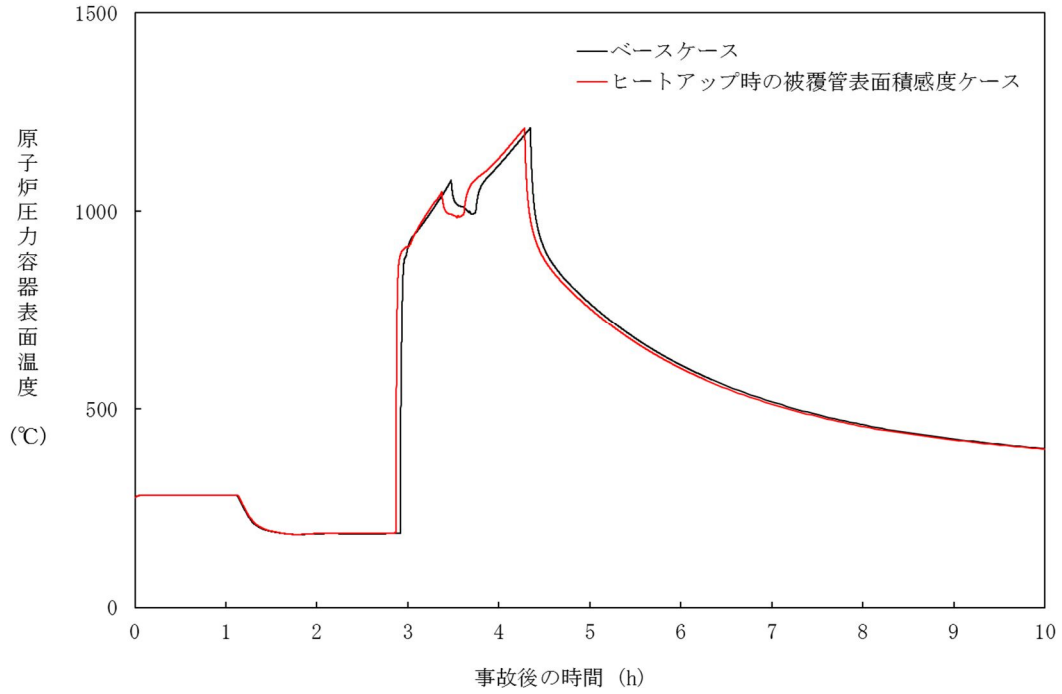


図 4-5-5　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（５）

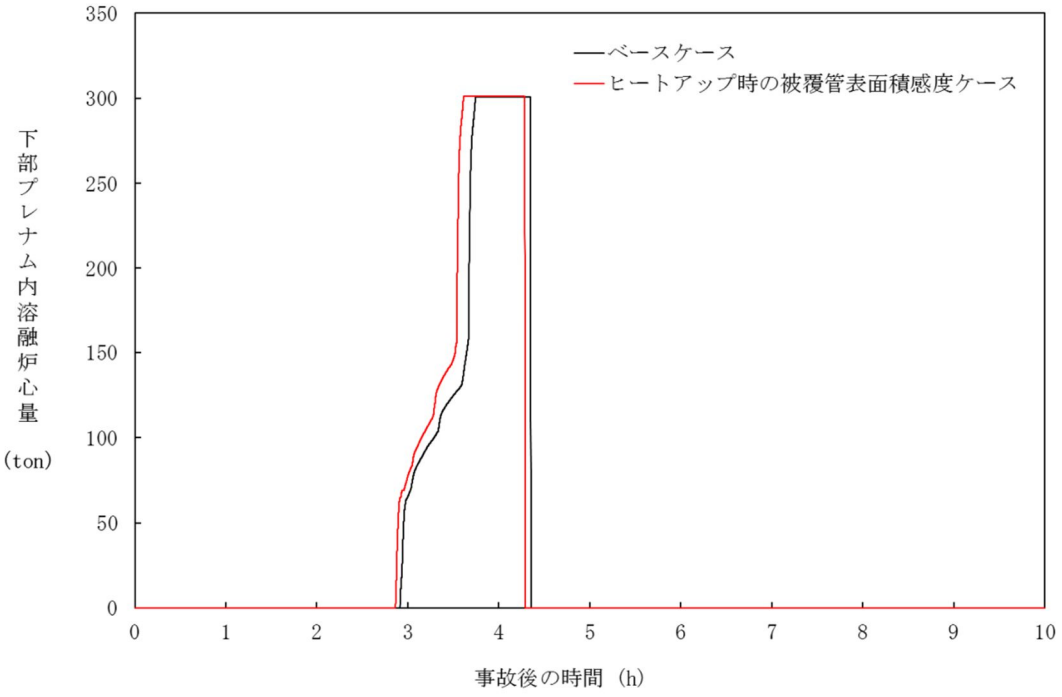


図 4-5-6　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（６）

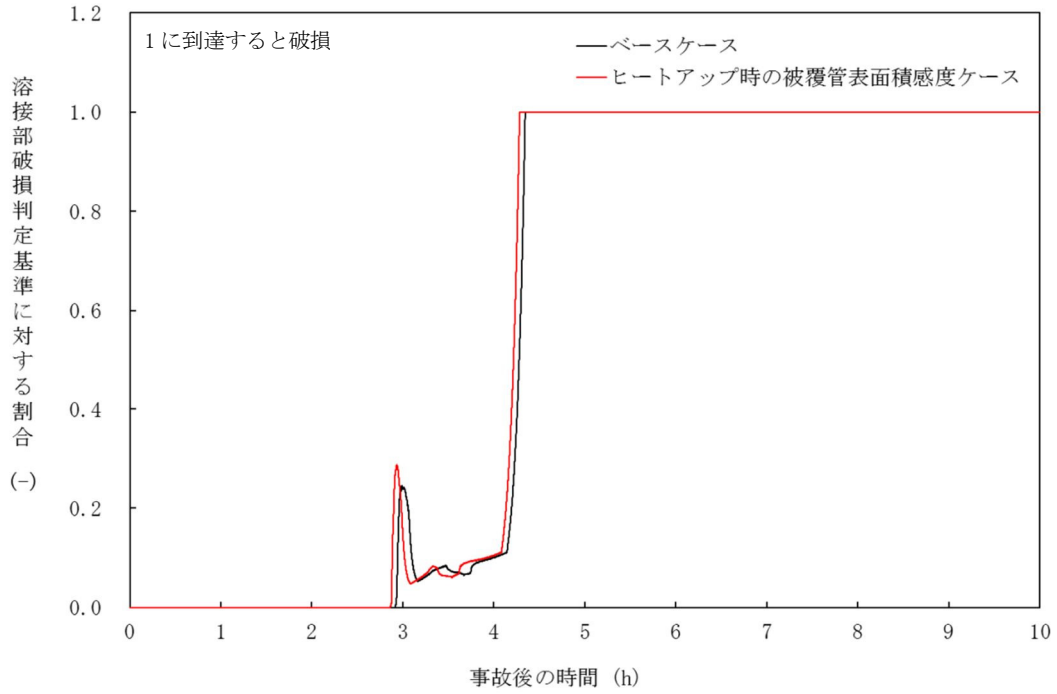


図 4-5-7　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（７）

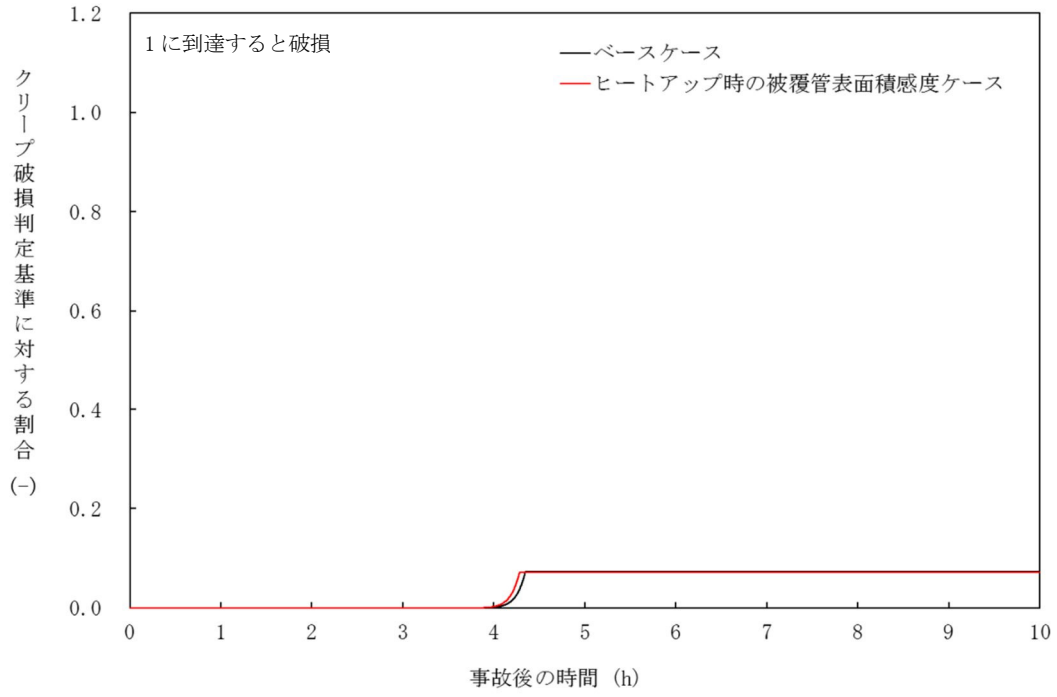


図 4-5-8　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（８）

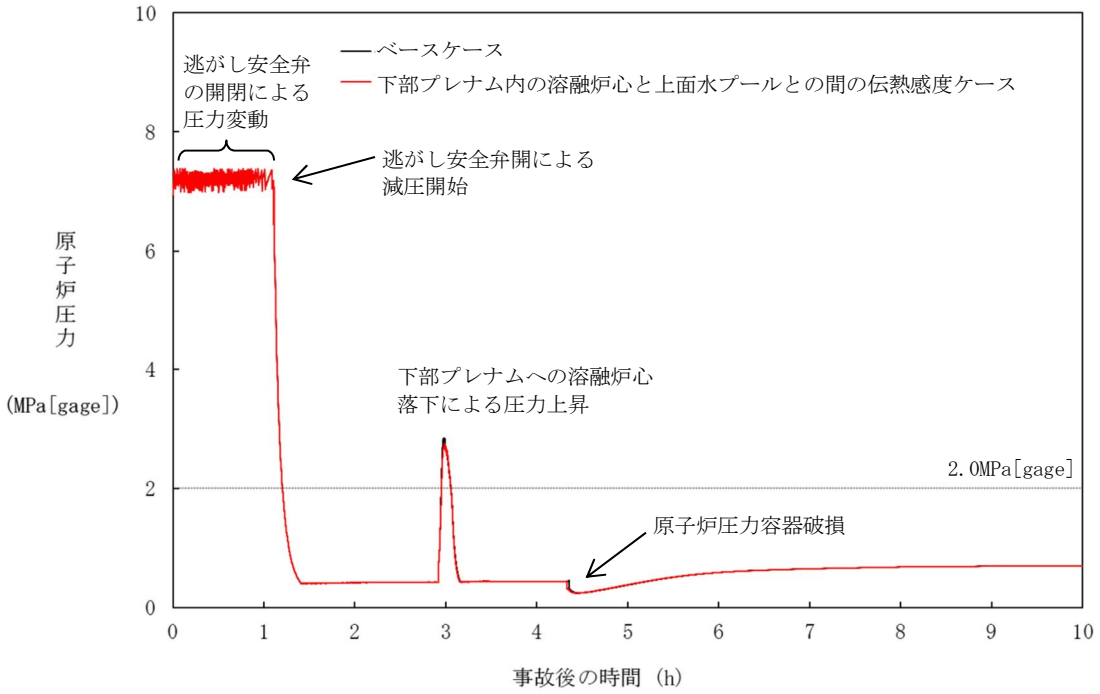


図 4-6-1　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（１）

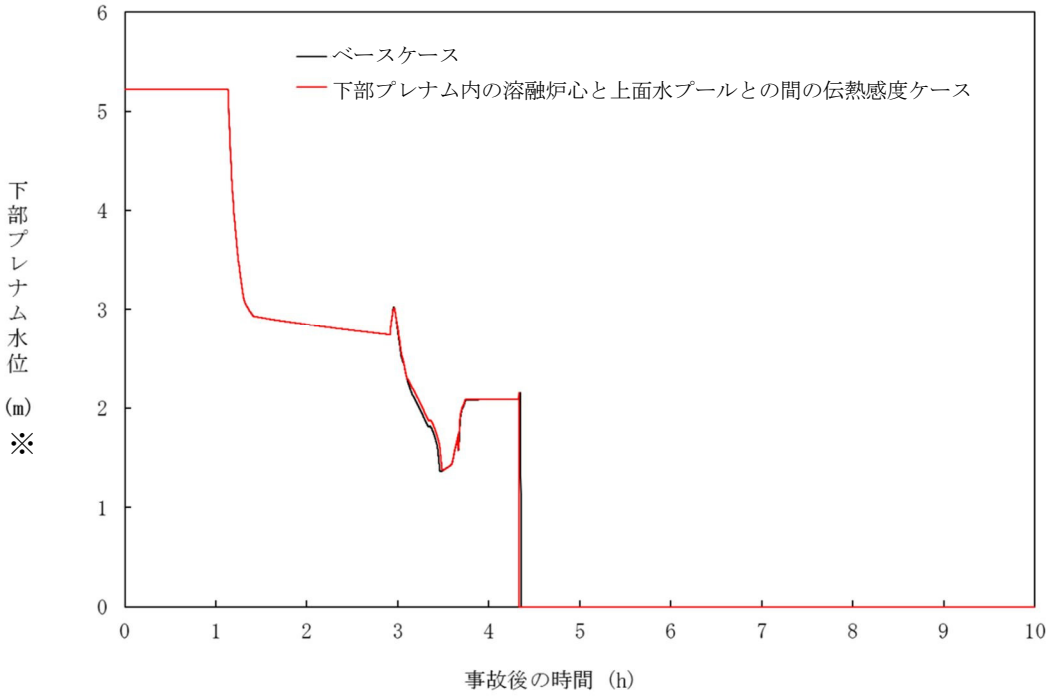


図 4-6-2　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

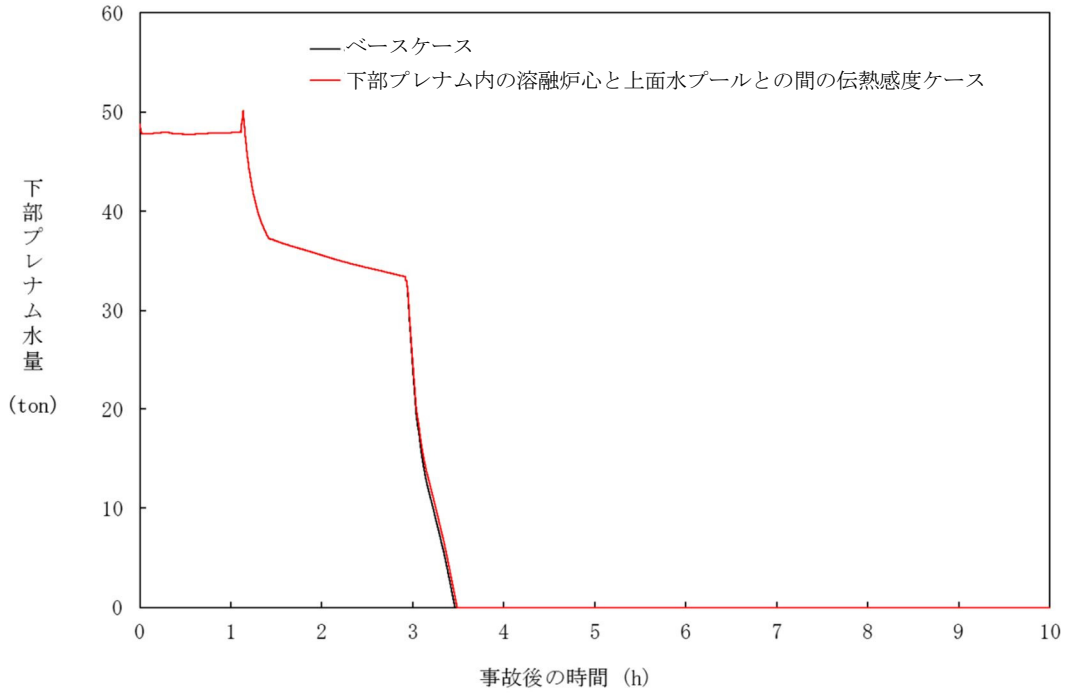


図 4-6-3　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（３）

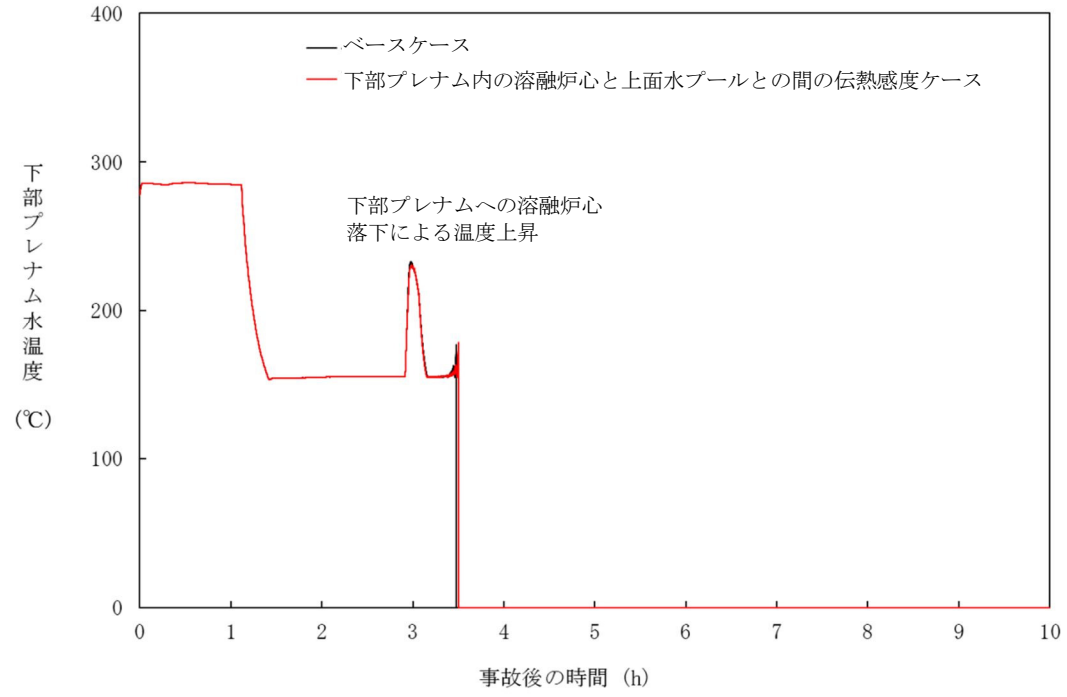


図 4-6-4　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（４）

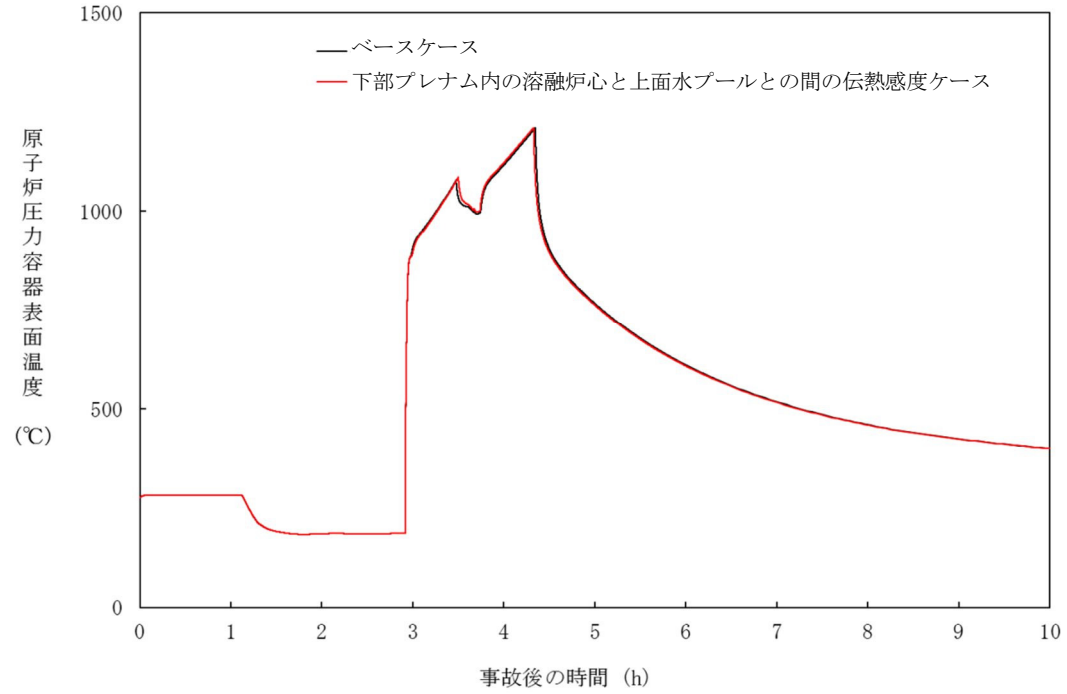


図 4-6-5　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（５）

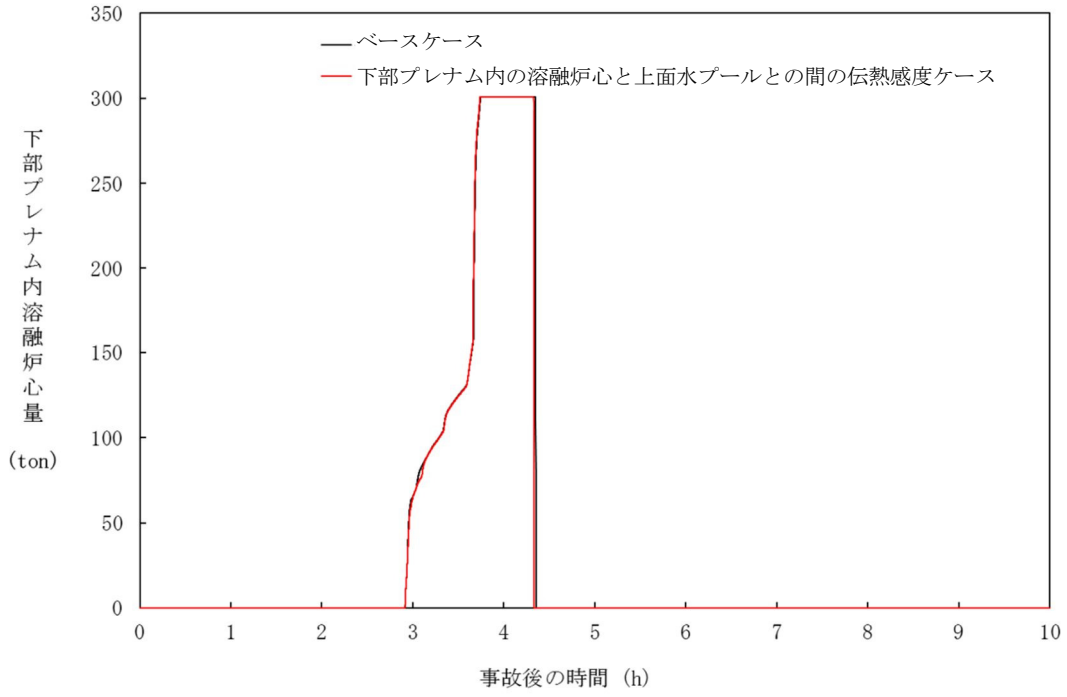


図 4-6-6　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（６）

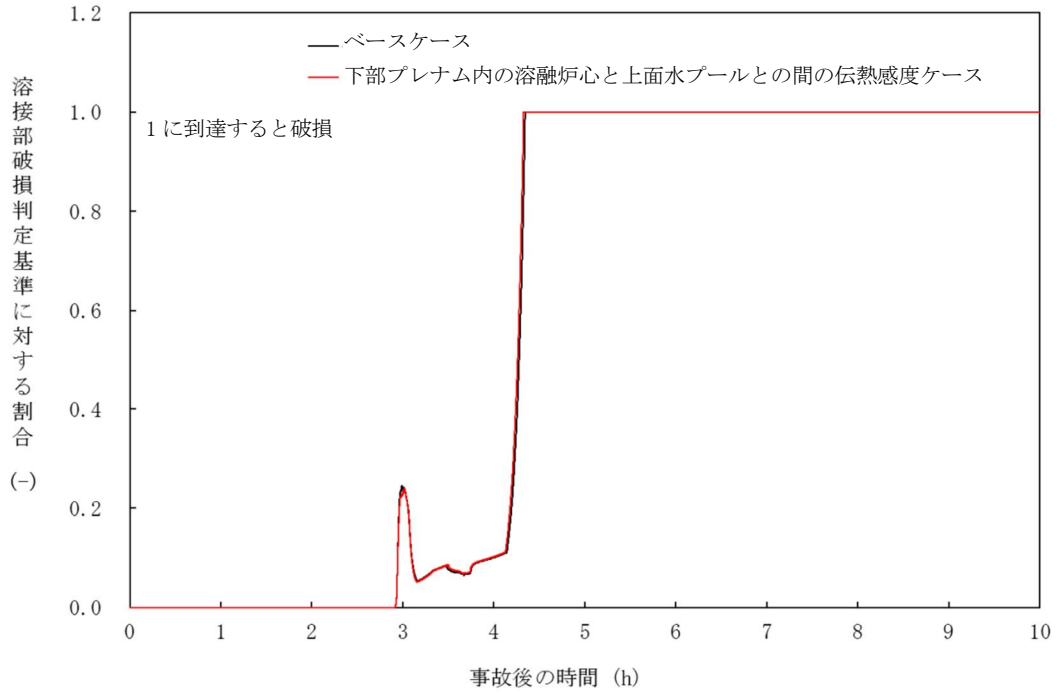


図 4-6-7　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（７）

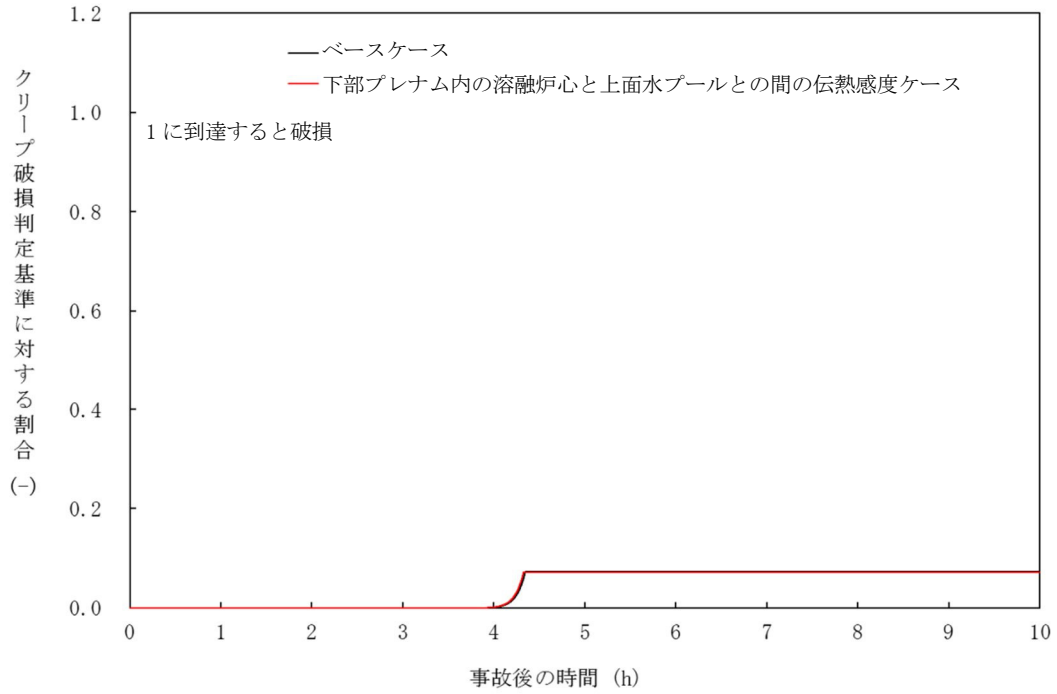


図 4-6-8　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（８）

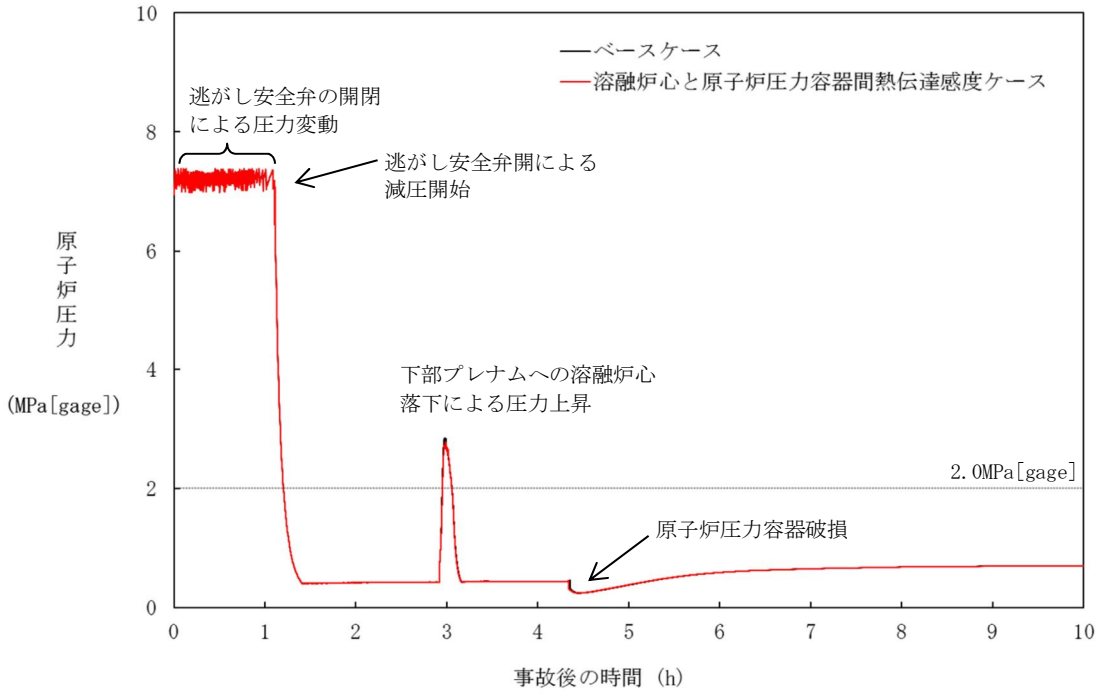


図 4-7-1　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（１）

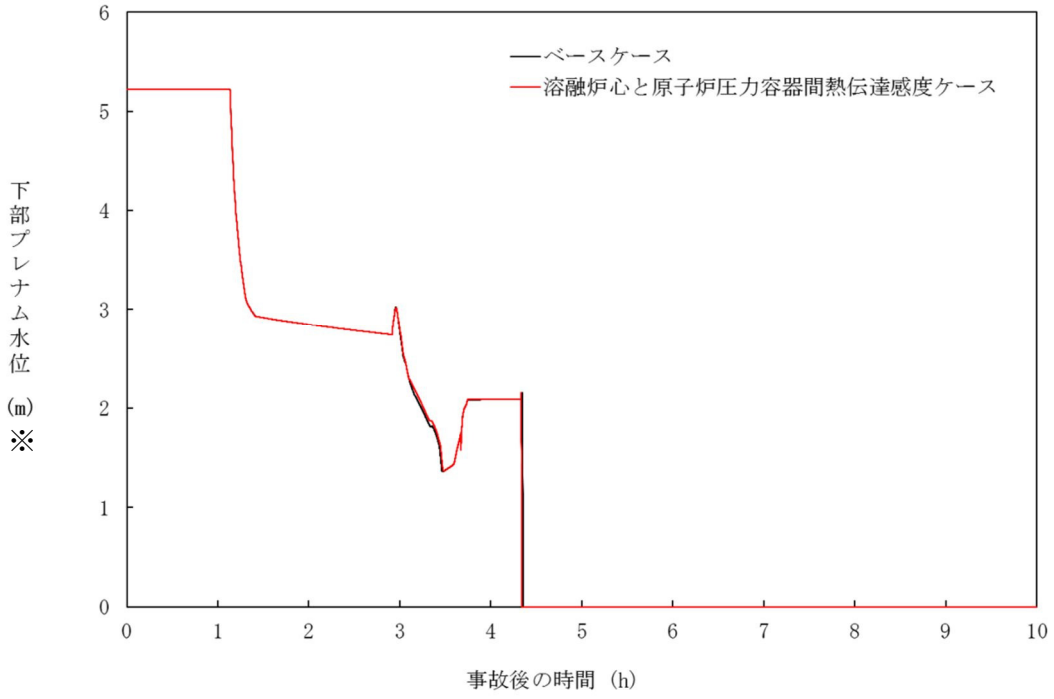


図 4-7-2　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

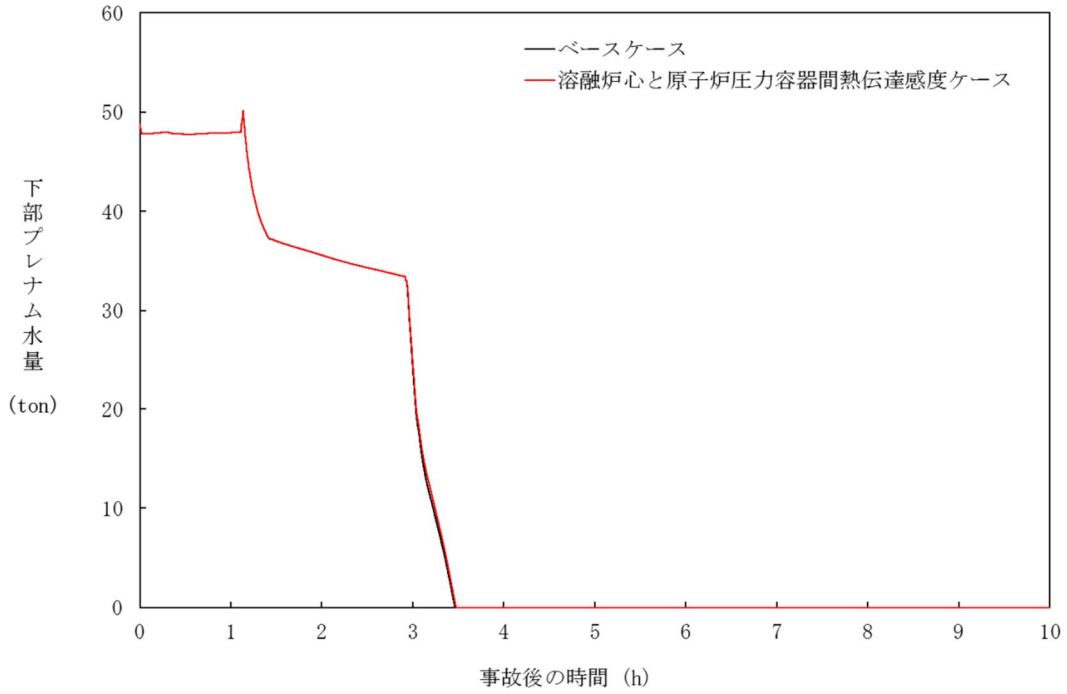


図 4-7-3　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（３）

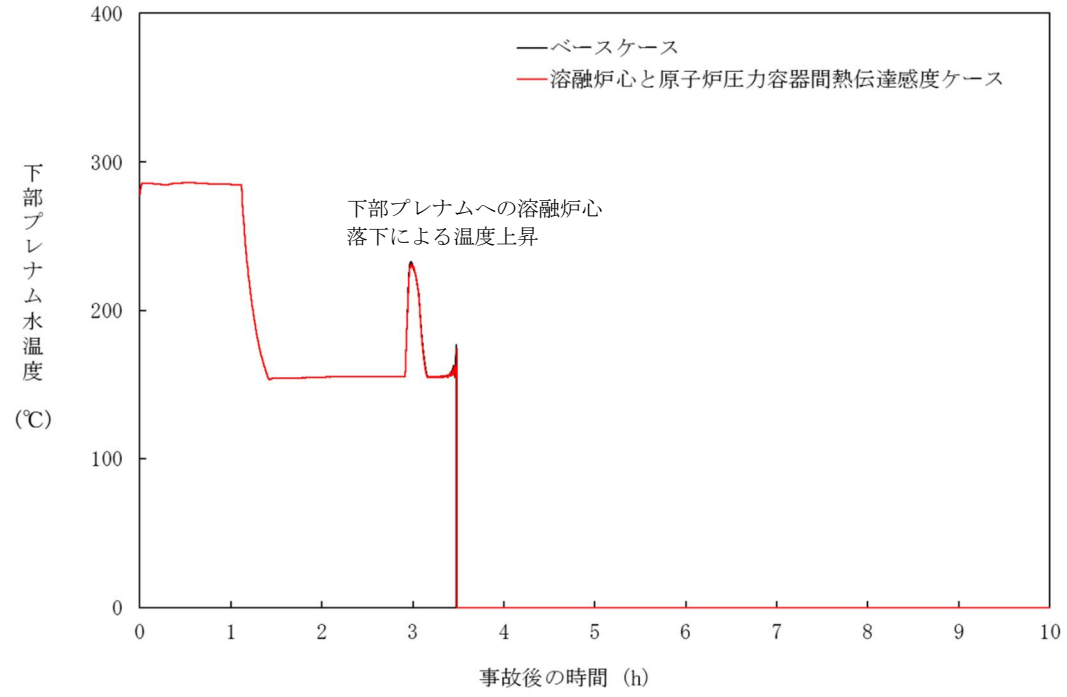


図 4-7-4　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（４）

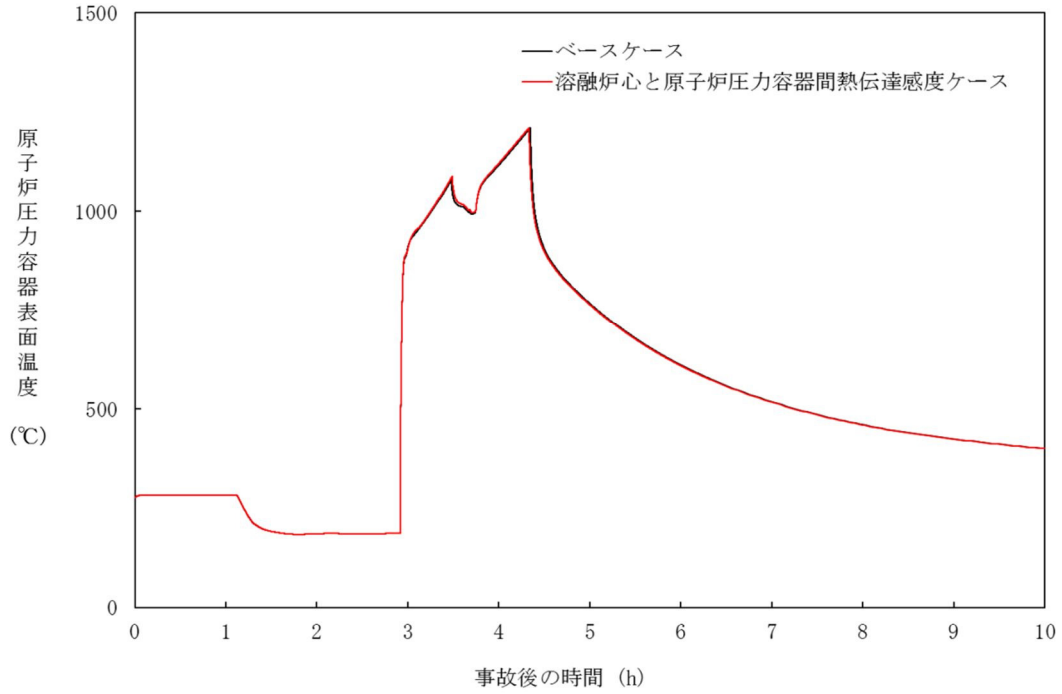


図 4-7-5　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（５）

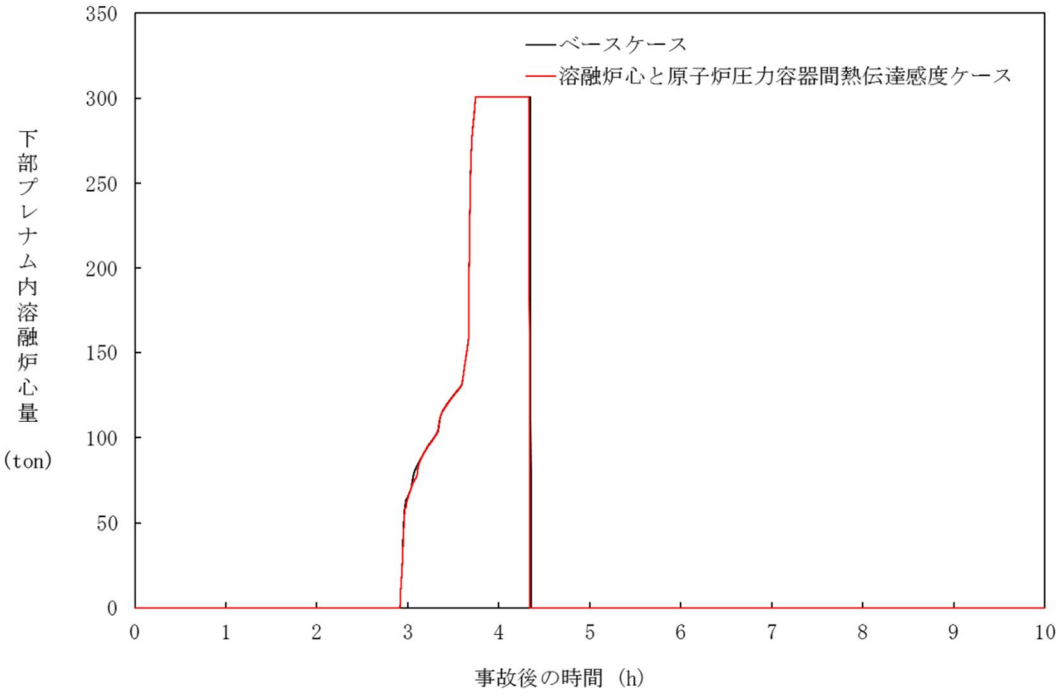


図 4-7-6　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（６）

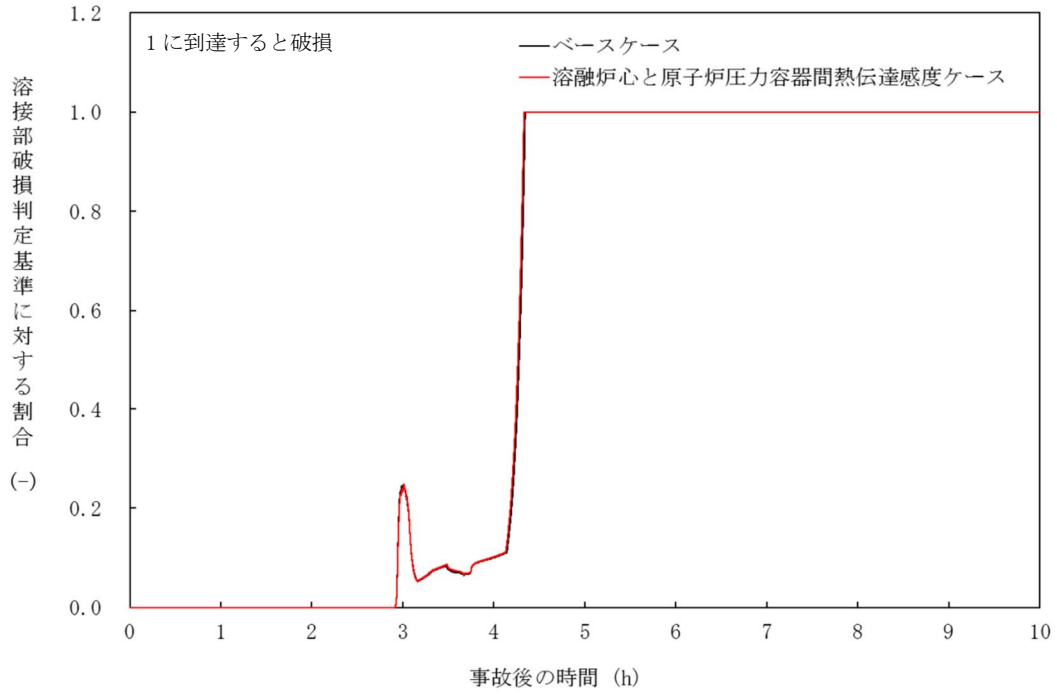


図 4-7-7　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（７）

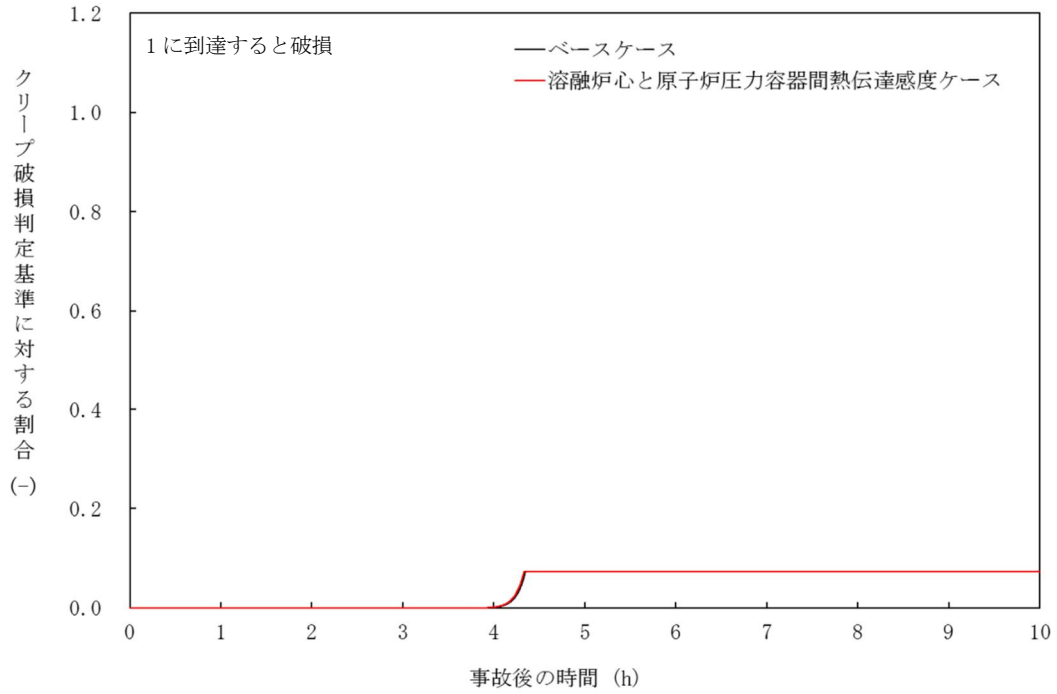


図 4-7-8　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（８）

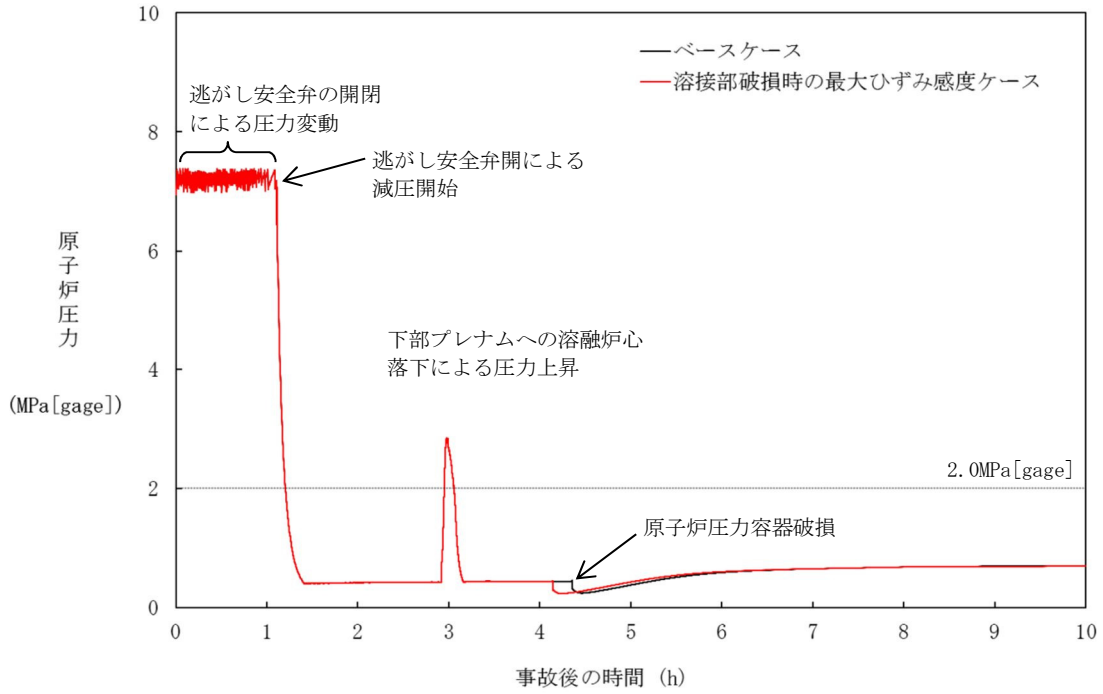


図 4-8-1　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（１）

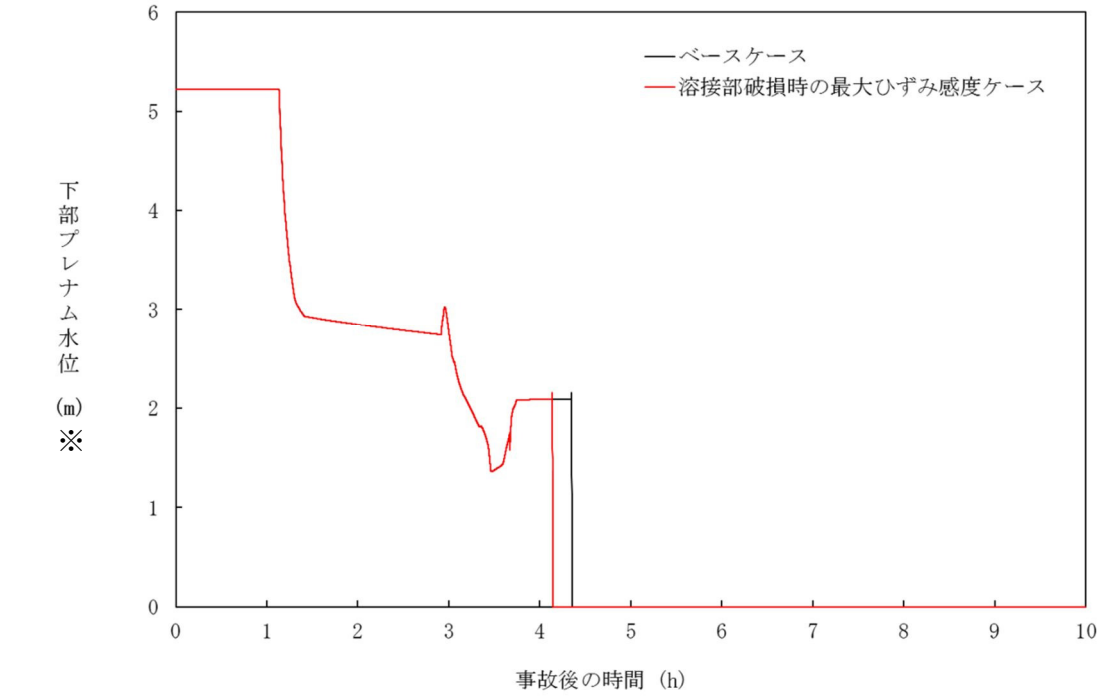


図 4-8-2　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

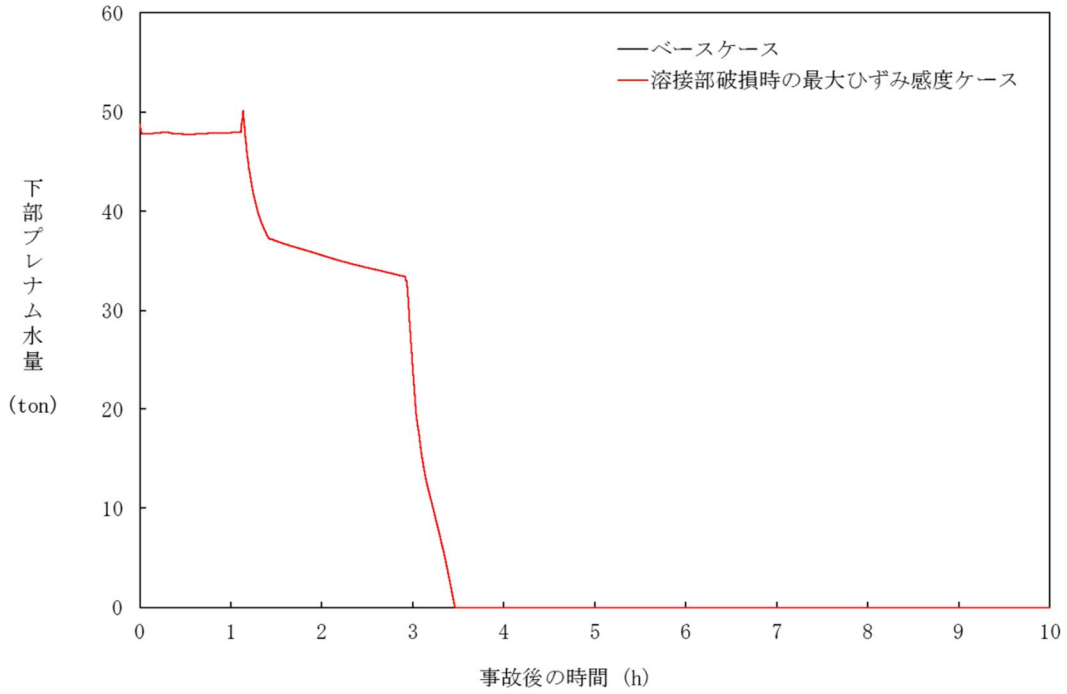


図 4-8-3　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（３）

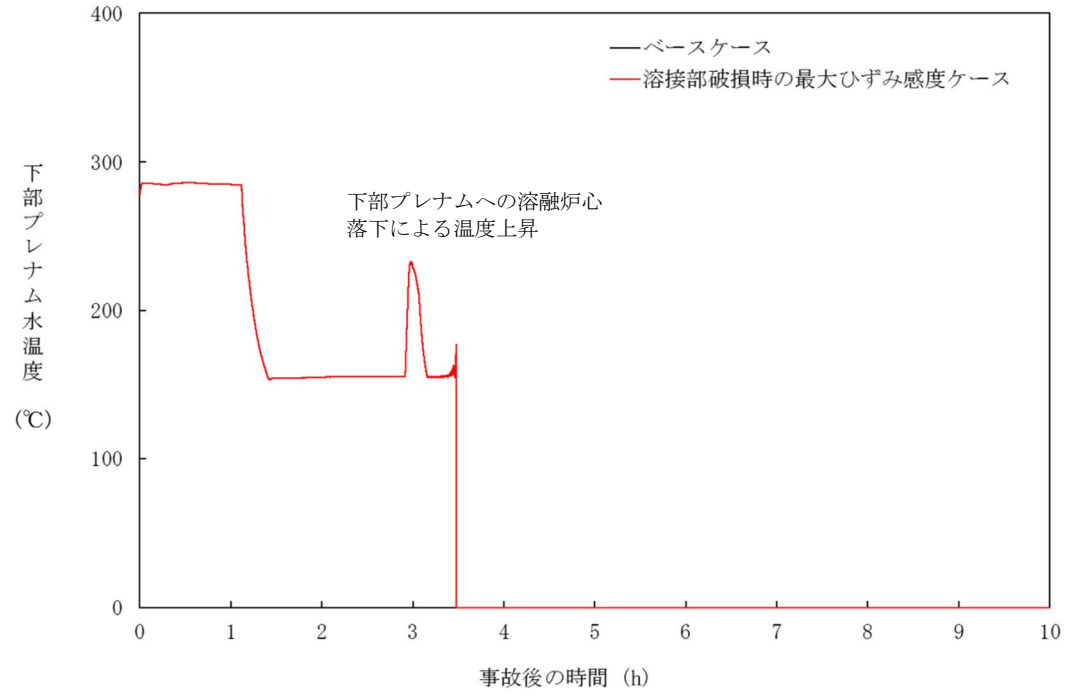


図 4-8-4　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（４）

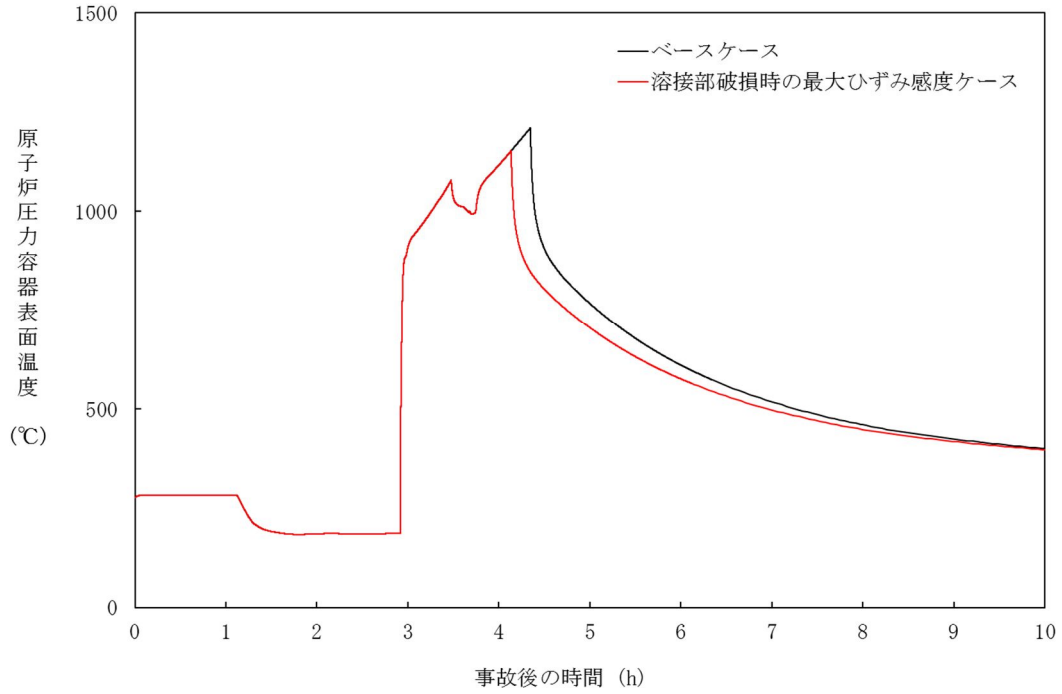


図 4-8-5　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（５）

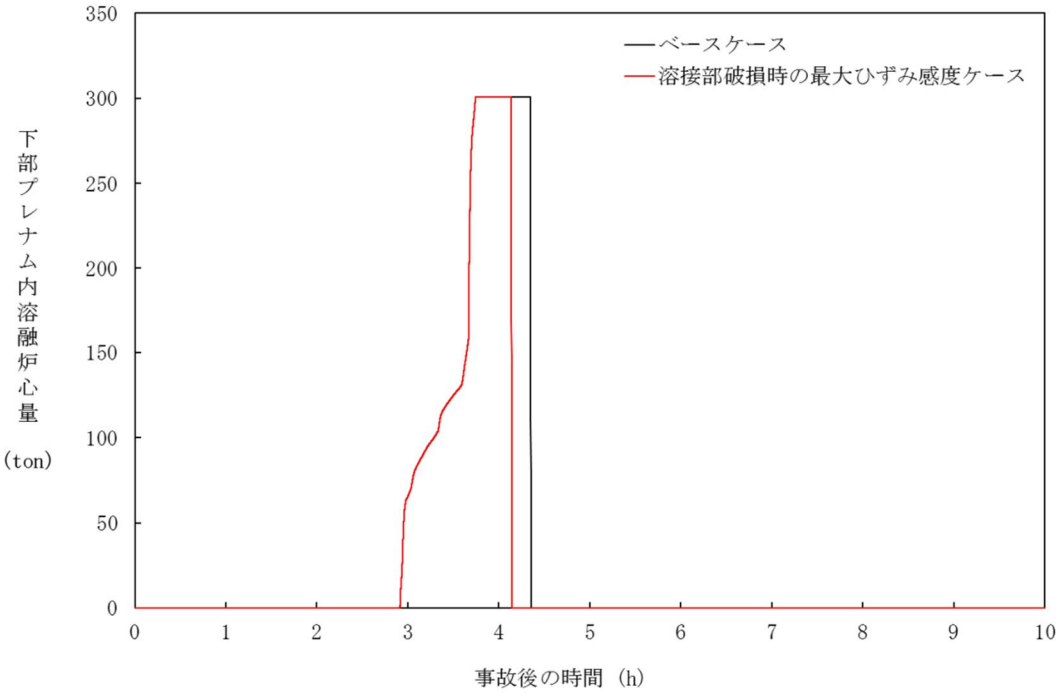


図 4-8-6　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（６）

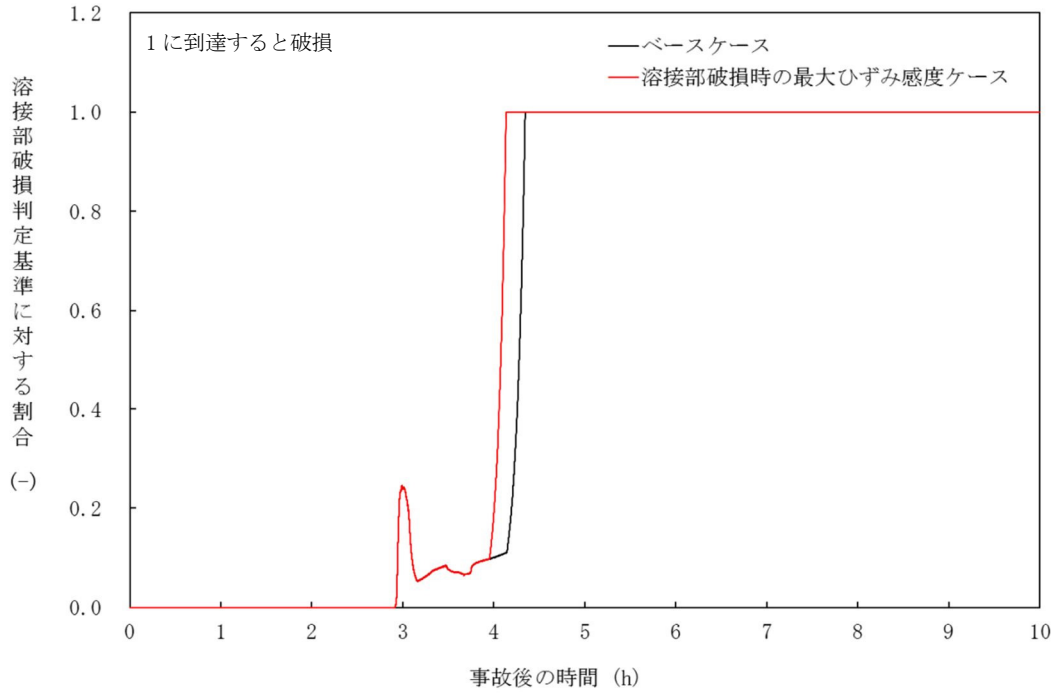


図 4-8-7　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（７）

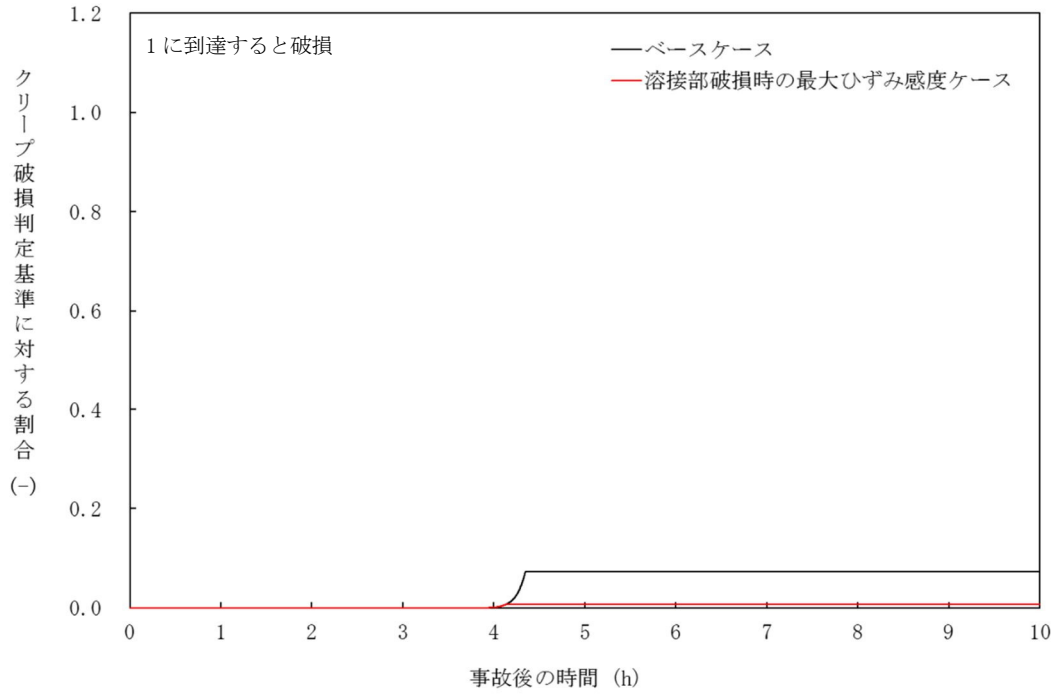


図 4-8-8　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（８）

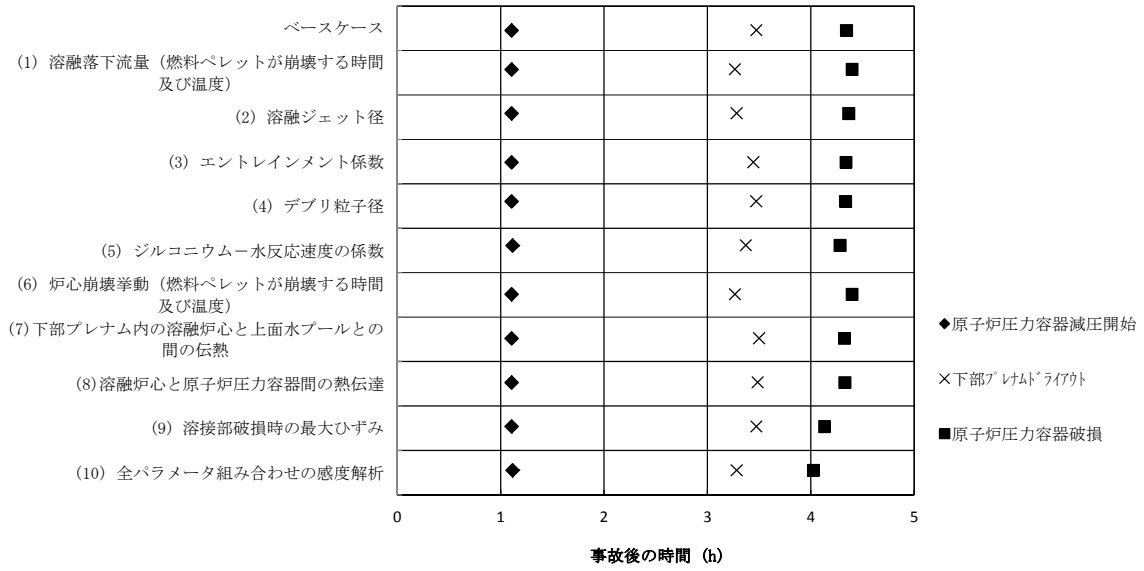


図 4-9-1　感度解析における原子炉圧力容器破損等の整理

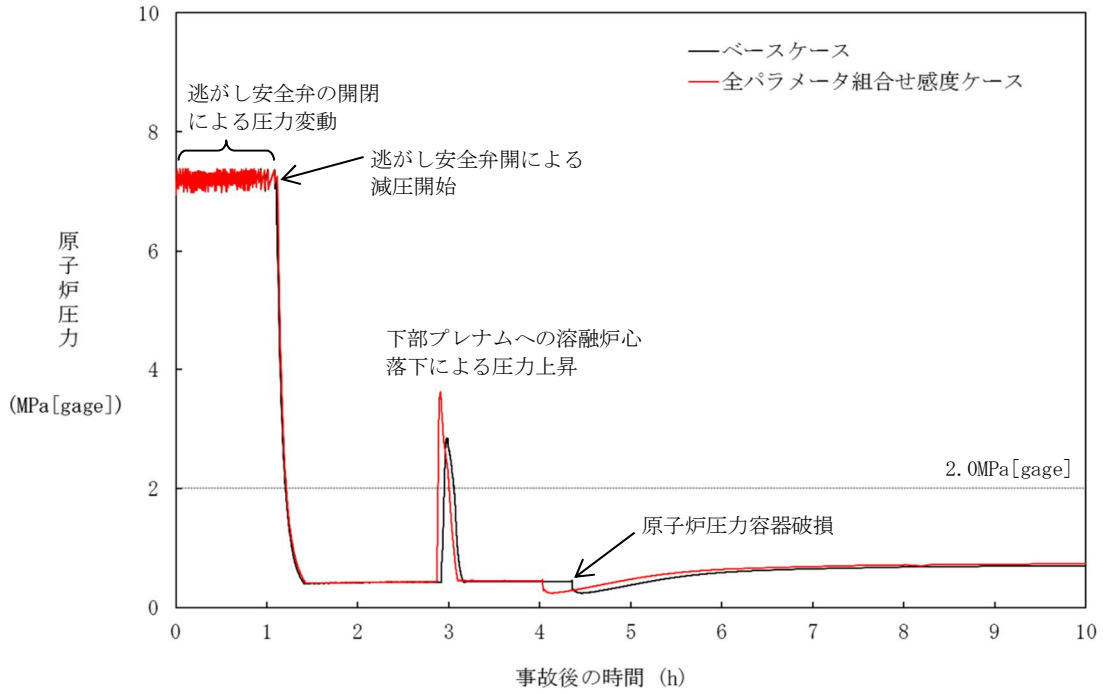


図 4-9-2　全パラメータ組み合わせの感度解析（１）

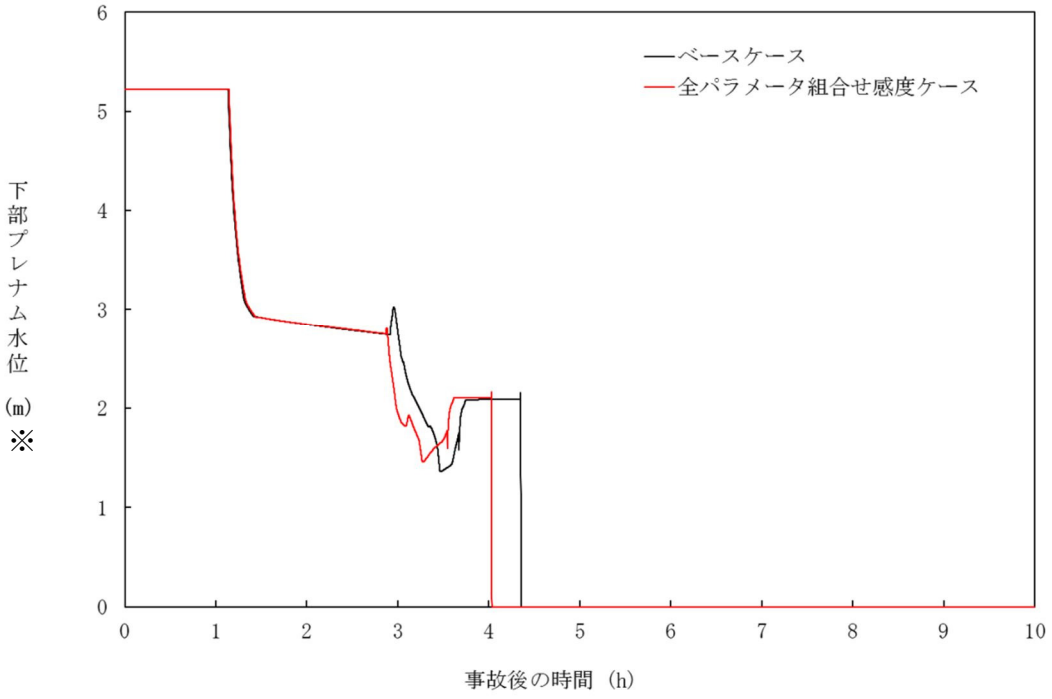


図 4-9-3　全パラメータ組み合わせの感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

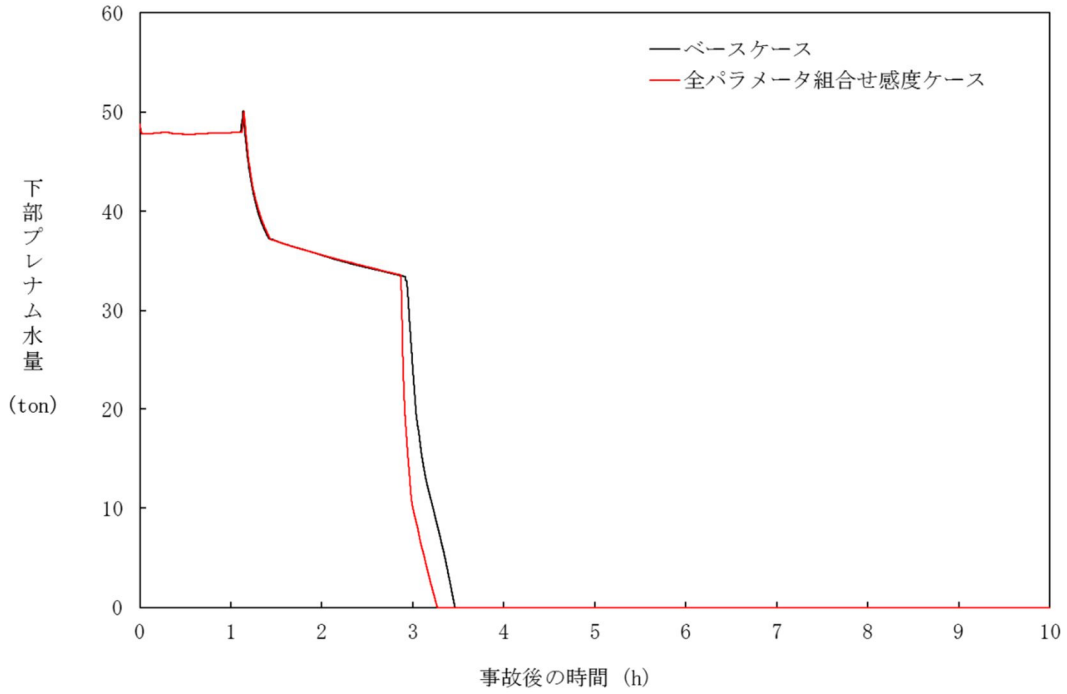


図 4-9-4　全パラメータ組み合わせの感度解析（３）

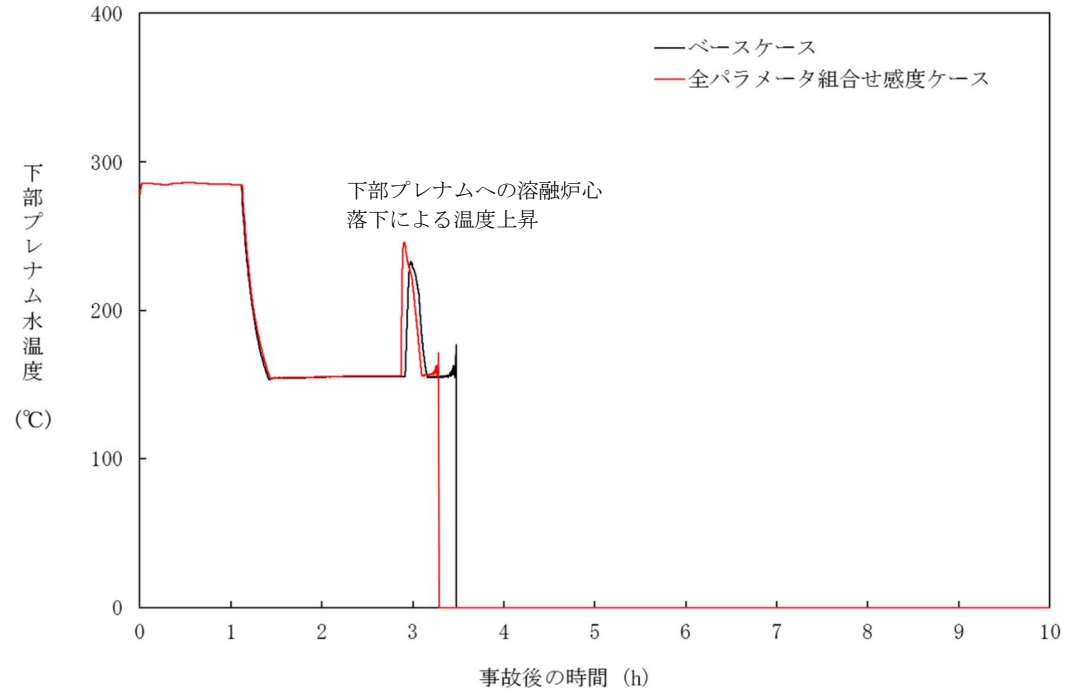


図 4-9-5　全パラメータ組み合わせの感度解析（４）

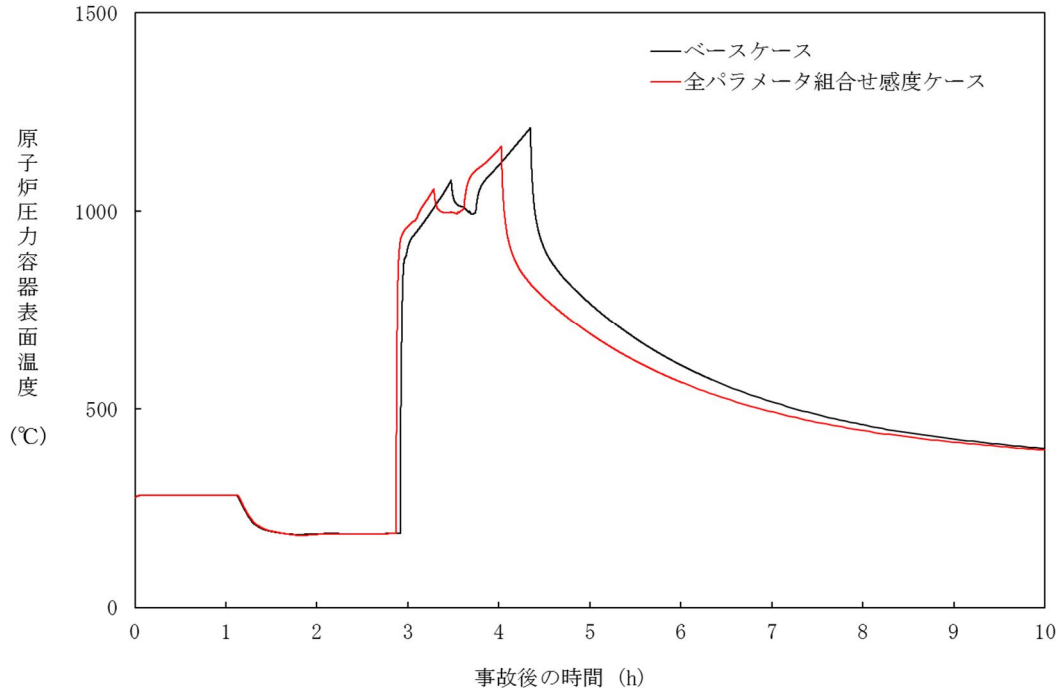


図 4-9-6　全パラメータ組み合わせの感度解析（５）

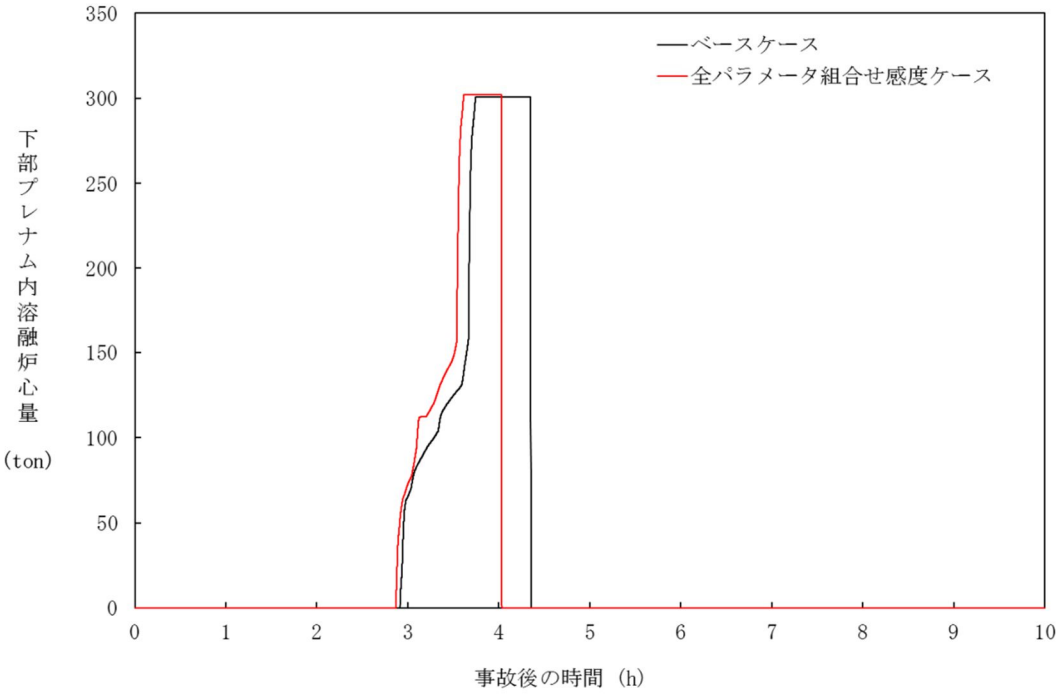


図 4-9-7　全パラメータ組み合わせの感度解析（６）

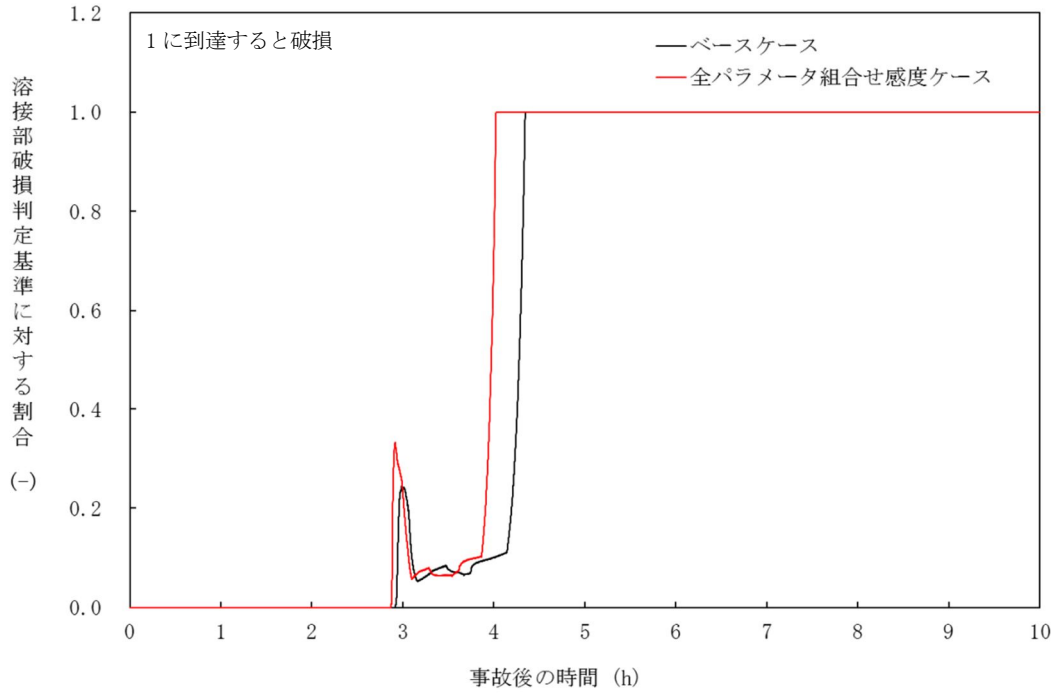


図 4-9-8　全パラメータ組み合わせの感度解析（７）

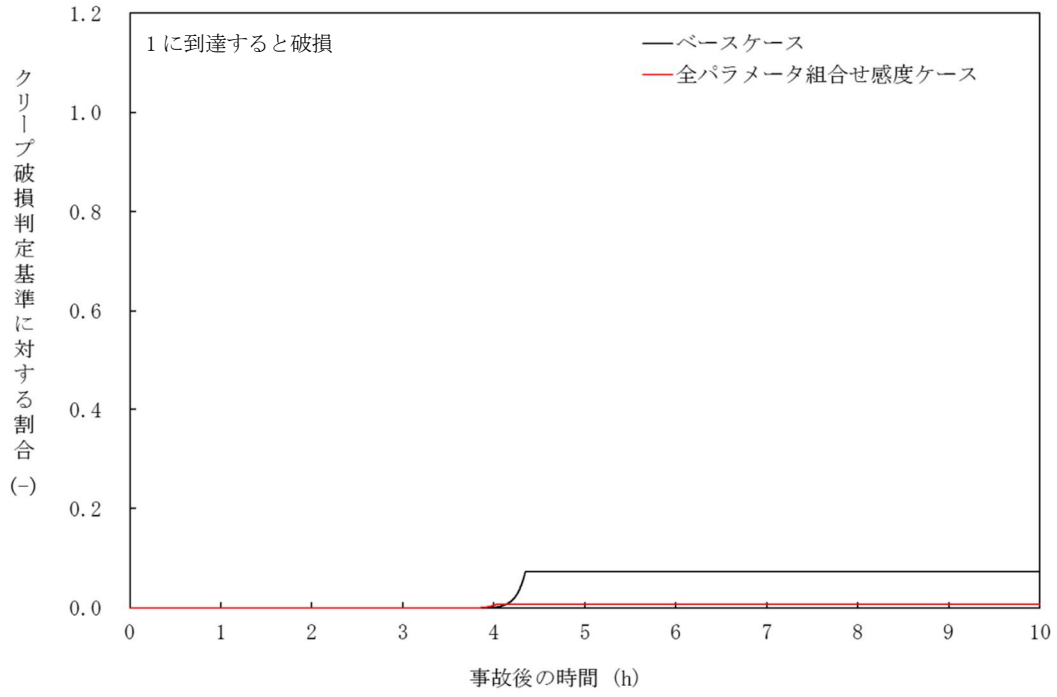


図 4-9-9　全パラメータ組み合わせの感度解析（８）

5. まとめ

HPME／DCH 防止に関する不確かさの要因として抽出した以下の項目について，感度解析を実施し，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力への感度を確認した。

・燃料ペレットが崩壊する時間及び温度

・溶融ジェット径

・エントレインメント係数

・デブリ粒子径

・ジルコニウムー水反応速度の係数

・下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱

・溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

・溶接部破損時の最大ひずみ

その結果，いずれの項目についても，圧力スパイクに対する感度は限定的であり，原子炉圧力容器の破損時期の観点でも，原子炉圧力減圧時からの時間余裕が十分大きい結果となった。これらのパラメータを組み合わせた感度解析ケースにおいても，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

以上のことから，HPME／DCH の防止に関して，ＭＡＡＰの解析モデルに関する不確かさは小さいと言える。

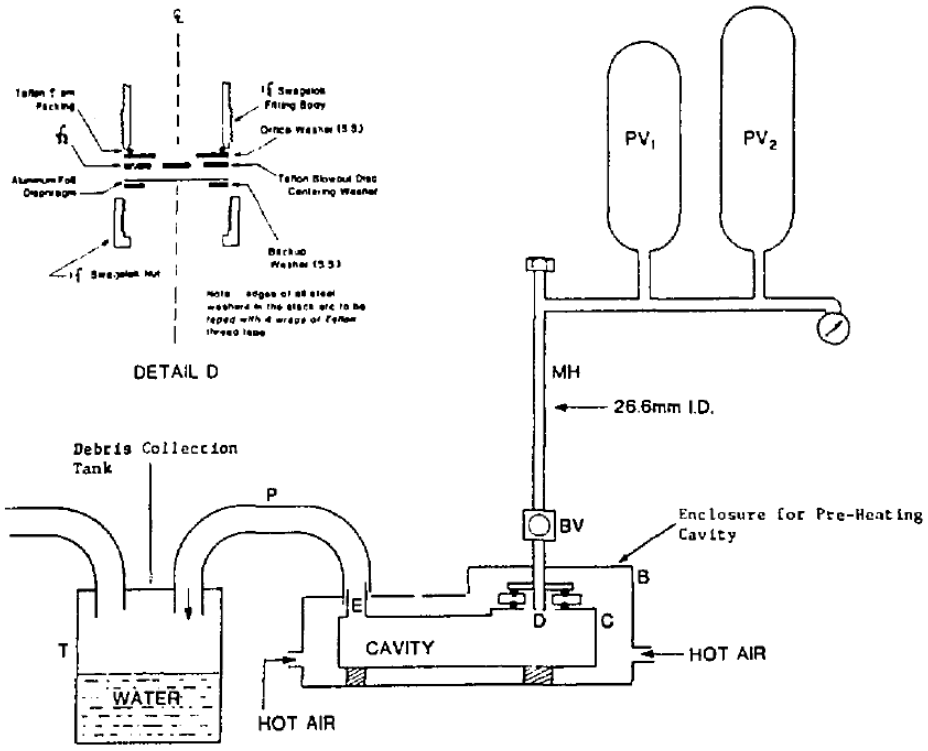
付録１　Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験

BNL では，Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケールモデルを用いた模擬物質の分散放出実験[7]を実施し，原子炉下部キャビティ内に残存する物質の測定結果を整理して，実機において分散放出が生じない圧力を評価している。

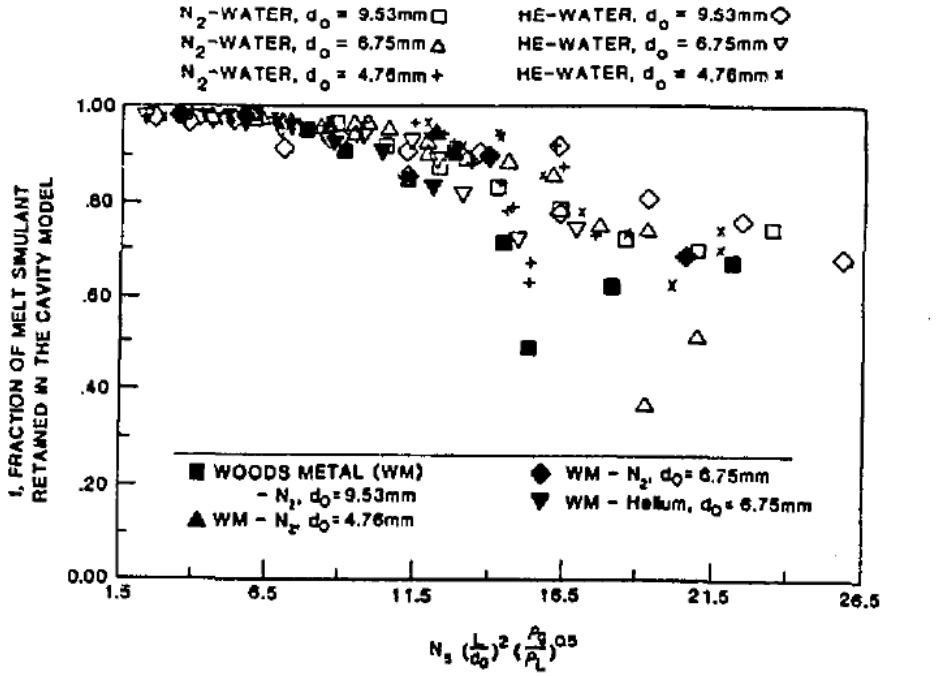
実験装置の概要を付図 1-1 に示す。模擬物質は弁の上のメタルホルダに保持され，弁を開放すると，模擬気体の圧力によって，模擬物質が原子炉下部キャビティに噴出する。その後，模擬気体のブローダウンによって模擬物質の一部が配管やタンクにエントレインされ，原子炉下部キャビティに残った模擬物質を測定する。

模擬物質を用いた分散放出実験では，様々な初期圧力，様々な開口径に対して，原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合を測定している。模擬物質としては水とウッド合金を使用し，模擬気体としては窒素とヘリウムを使用している。付図 1-2 に測定結果を示す。原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合の測定結果(f)は Kutateladze 数に関係する無次元数（G）の関数として整理されており，f～$1/(1+0.001G^2)$でよく近似できる。

この関係式を用いて，分散放出が無視できる１次系圧力を評価することができる。具体的には，Kutateladze 数に関係する無次元数が７以下の場合に溶融炉心の分散放出が無視できるとしている。このとき，原子炉下部キャビティに残存する模擬物質の割合は，すべてのデータについて 0.9 以上，平均値では約 0.95 である。実機条件（水蒸気温度 500K，原子炉圧力容器破損口径 0.4m）に対しては，溶融炉心の分散放出が無視できる１次系圧力は 2.38MPa と評価される。



付図 1-1　Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験装置



付図 1-2　Kutateladze 数に関係する無次元数と原子炉下部キャビティに残存する模擬物質との関係

付録２　溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に用いる係数の妥当性

（１）感度係数の位置づけ

本感度解析に使用した係数は，下部プレナムに落下した溶融デブリ表面の金属層と上面水プールへの限界熱流束の乗数である。

付図 2-1 に，ＭＡＡＰにおけるデブリベッドへの冷却材浸入による冷却の状態図を示す。ＭＡＡＰパラメータ内で適用している本係数の下限値「０」は，金属層が水に対して不透過性であり，熱は金属層表面で対流又は熱伝導のみで水に伝わることを意味し，上限値「１」は水が金属層に浸入し，限界熱流束によって制限された速度で冷却され，かつ表面からも対流又は熱伝導で除熱されることを意味する。本係数を調整することにより，金属層への水の浸入に伴う熱伝達の不確かさの影響を確認することができる。

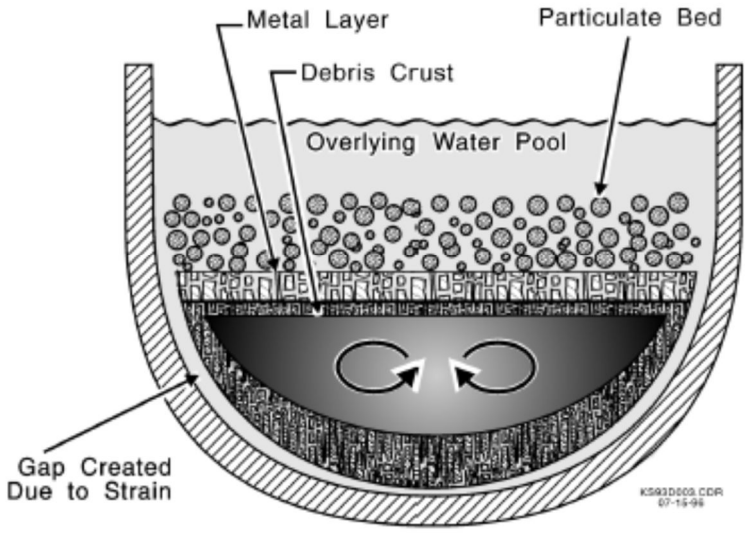
ＭＡＡＰパラメータでデフォルト値として使用している値は，金属層への水の浸入が少ない場合を想定して，下限としてグリムスヴォトン溶岩での実験[4]※1 で得られた除熱量を参考にした設定値(　　)，上限としてＭＡＡＰの感度解析によりサーベイした，代表的な崩壊熱レベルの溶融デブリが冷却できる最小の除熱量に対応する設定値(　　) を考慮し，その中間値(　　)をデフォルト値としている。このとおり本係数は，不確かさを有するパラメータであるが，下記の感度解析にて示すとおり，デブリ冷却への影響は限定的であることから，推奨範囲の中間値をベースケース解析に用いることは妥当と考える。

※１：グリムスヴォトン溶岩（Grimsvotn lava field）での実験

グリムスヴォトン溶岩に広範囲にスプレイ散布することで，熱伝達のみの除熱よりも早く溶岩が固化する現象が確認された。この実験ではスプレイ水の溶岩への浸入による除熱量（約 40kW/m^2）が評価されている。

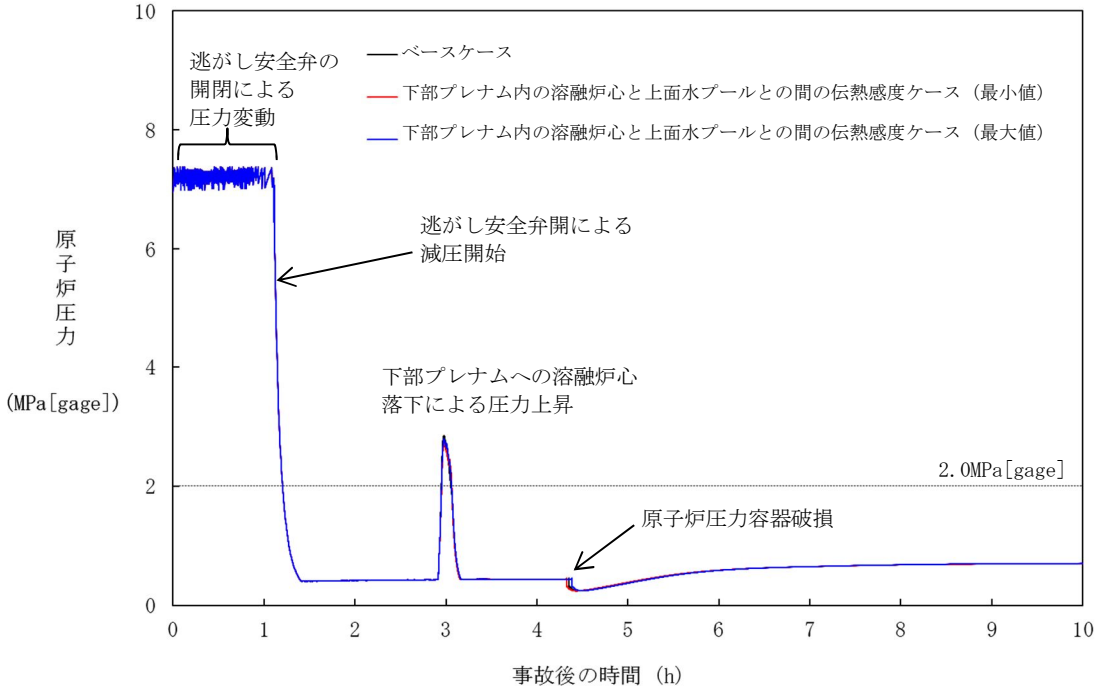
（２）感度係数の影響

付図 2-2 に，係数を　　～　　の範囲で変化させた解析結果を示す。溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱は，原子炉圧力容器の破損時間にほとんど影響を与えない結果となっている。このことから，推奨範囲の中間値(　　)をベースケース解析において使用することは妥当と考える。



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

付図 2-1　デブリベッドへの冷却材浸入による冷却



付図 2-2　原子炉圧力の時間変化

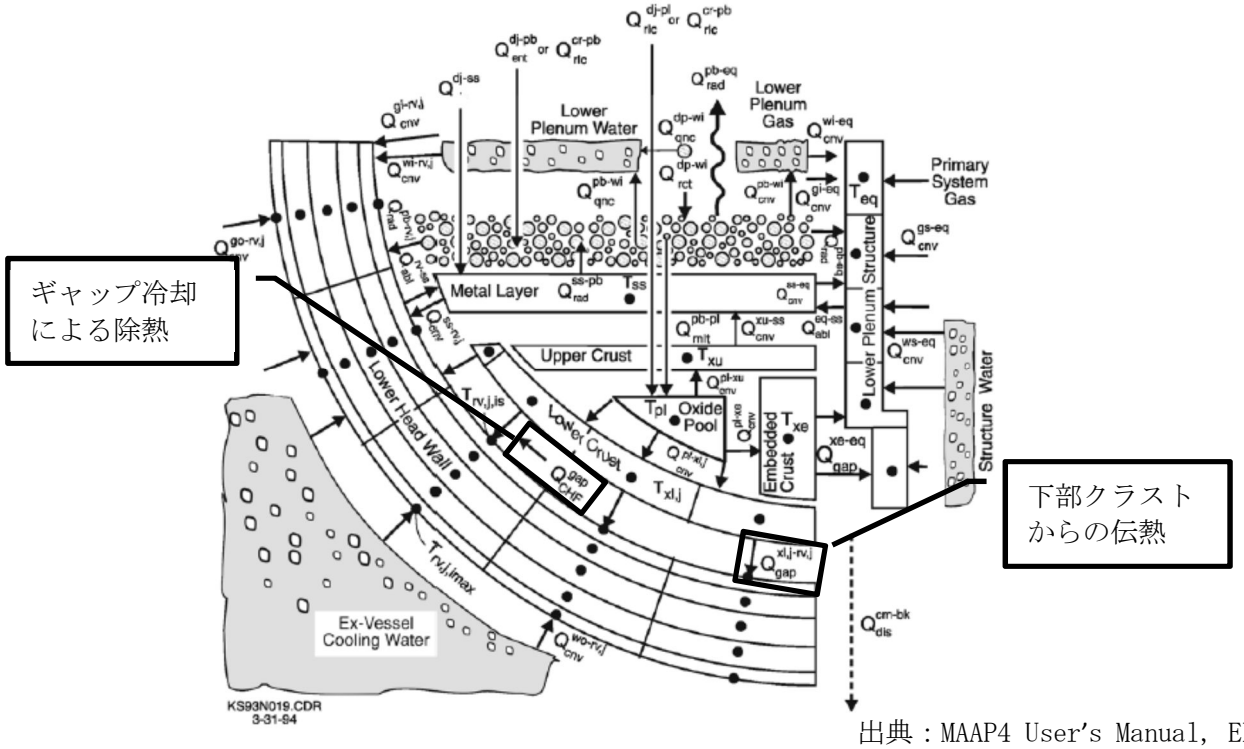
付録３　溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達におけるギャップ冷却について

付図 3-1 に下部プレナムでのエネルギ移行図を示す。

ＭＡＡＰでは，下部プレナムに落下した溶融デブリは溶融プールの外側にクラストが形成される。この，下部クラストと原子炉圧力容器内面にひずみが生じ，下部クラストと容器内面に生じたギャップに冷却材が流入することでクラスト表面及び原子炉圧力容器内面から除熱される「ギャップ冷却」が生じるというモデルになっている。

付図 3-1 に示すとおり，ＭＡＡＰでは，上述のギャップ冷却による除熱量と下部クラストから隣接流体への伝熱量を評価している。下部クラストから移行し，ギャップ冷却で取り除かれない伝熱量は，原子炉圧力容器内面への伝熱量として評価される。ギャップ冷却は，ギャップに浸入した水の沸騰時の限界熱流束により評価される。溶融デブリと原子炉圧力容器間のギャップに存在する水による除熱量と溶融デブリから原子炉圧力容器への伝熱量を比較すると，下部プレナムギャップの除熱量は，溶融デブリから原子炉容器への伝熱量に比べて非常に小さいことから，原子炉圧力容器温度の上昇が発生する。ドライアウト後，ギャップ冷却効果はゼロとなる。

以上のことから，下部プレナムギャップの除熱量が溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達に与える感度は小さく，4.1(8)の感度解析にて示すとおり下部プレナムギャップの除熱量に係る係数が原子炉圧力容器表面の温度に与える影響は小さいといえる。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

付図 3-1　下部プレナムでのエネルギ移行図

参考文献

[1] R.O.Gauntt and L.L. Humphries, “Final Results of the XR2-1 BWR Metallic Melt Relocation Experiment”, NUREG/CR-6527, Aug. 1997.

[2] 日本原子力学会 熱流動部会 編, 気液二相流の数値解析, 朝倉書店, 1993 年

[3] R. E. Henry and H. K. Fauske, ″The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes,″ J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.

[4] Uncertainty Working Group of the MAAP User’s Group, “MAAP4 UNCERTAINTY AND SENSITIVITY ANALYSES”

[5] K. Kang, et, al,. Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms, Journal of Nuclear Science and Technology, 2006.

[6] JAERI-M 84-055「炉心損傷事故解析及び研究の現状 ー炉心損傷事故調査解析タスクフォース報告書ー」1984 年 3 月

[7] N. K. Tutu, et al., “Low Pressure Cutoff for Melt Dispersal from Reactor Cavities”, Fourth Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics, ANS Meeting, October 30 . November 4, 1988.

添付２

溶融炉心と冷却材の相互作用について

目次

1. まえがき ..... 添付 5-2-3
2. 現象の概要 ..... 添付 5-2-3
3. これまでの知見の整理 ..... 添付 5-2-4
4. 不確かさに関する整理 ..... 添付 5-2-27
5. 感度解析と評価 ..... 添付 5-2-34
6. まとめ ..... 添付 5-2-39
付録１ FARO 実験によるＭＡＡＰの圧力スパイクモデル妥当性確認 ..... 添付 5-2-40
参考文献 ..... 添付 5-2-49

1. まえがき

溶融炉心と冷却材の相互作用（ＦＣＩ：Fuel-Coolant Interaction，以下「ＦＣＩ」という。）に関しては，国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきている。しかしながら，現在においてもその現象の解明は研究段階にあり，現象全体の十分な理解には至っていない。また，多くのＦＣＩ実験が行われているものの，実機規模での現象については，有効なデータが十分には得られていないといえる。このようなことから，国内外で実施された実験結果の知見から解析モデルに関する不確かさを検討し，これを基にした感度解析により有効性評価への影響を確認する。

2. 現象の概要

溶融炉心と冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる可能性がある。このときに発生するエネルギが大きいと構造物が破壊され原子炉格納容器が破損する場合がある。溶融炉心と冷却材との接触及びそれに伴って引き起こされる現象のことを”溶融炉心と冷却材の相互作用（ＦＣＩ）”と呼ぶ。また，ＦＣＩのうち衝撃波を伴うものを”水蒸気爆発”と呼び，冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う圧力変化を”圧力スパイク”と呼ぶ。さらに，原子炉圧力容器の下部プレナムで発生するＦＣＩを原子炉圧力容器内ＦＣＩと呼び，格納容器下部で発生するＦＣＩを原子炉圧力容器外ＦＣＩと呼ぶ。

これまでの研究では，水蒸気爆発現象を以下のような段階的な過程によって説明するモデルが提唱されている。

① 炉心あるいは原子炉圧力容器から落下する溶融炉心（デブリジェット）が冷却材中に落下する。水と接触した溶融炉心は，その界面の不安定性により細粒化して水中に分散する（エントレイン）。細粒化した溶融炉心（以下「デブリ粒子」という。）は，蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う水との混合状態となる（粗混合）。

② さらに，自発的若しくは外部からの圧力パルス等の外乱により，膜沸騰が不安定化し（トリガリング），デブリ粒子と冷却材が直接接触する。

③ デブリ粒子と冷却材の直接接触により，急速な熱の移動が発生し，急速な蒸気発生・溶融炉心の微細化により，さらにデブリ粒子と冷却材の接触を促進し（伝播），蒸気発生を促進する。この蒸気発生により圧力波が発生する。

④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域（元々は粗混合領域）の膨張により運動エネルギが発生し，構造材を破壊する要因となる。

水蒸気爆発が発生するためには，トリガリングが働く必要があり，さらにデブリ粒子と冷却材の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。水蒸気爆発に至らない場合でも，急速な蒸気発生による圧力上昇（圧力スパイク）が発生する。

3. これまでの知見の整理

原子炉圧力容器内水蒸気爆発による格納容器破損はαモード破損と呼ばれ，WASH-1400[1]でそのリスクが提起されたことを機に多くの調査，研究が続けられてきた。この現象は，溶融炉心が原子炉圧力容器下部の水中に落下して水蒸気爆発が発生し，それによる水塊がミサイルとなって原子炉内構造物を破壊し，原子炉圧力容器上蓋に衝突することで上蓋がミサイルとなって原子炉格納容器に衝突し破損に至るものである。水蒸気爆発については，国際的な専門家会議による結論がまとめられており，特にＢＷＲの原子炉圧力容器内水蒸気爆発によるαモード破損については，格納容器破損の脅威とはならないとされている。表 3-1 にＢＷＲの原子炉圧力容器内水蒸気爆発に関する専門家会議の見解をまとめる。また，原子炉圧力容器内ＦＣＩの圧力スパイクについても，原子炉圧力容器内での圧力上昇のため，格納容器破損の直接的な脅威とはならない。

一方，原子炉圧力容器外ＦＣＩについては，緩和策による注水によって形成された格納容器下部の水中に溶融炉心が落下するため，原子炉圧力容器内の下部プレナム水に比較して，サブクール度が大きくなり，水蒸気爆発が発生し易い可能性がある。また，原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクは，原子炉格納容器内の圧力を直接上昇させるため，格納容器破損の評価対象となる。

以上より，原子炉圧力容器内ＦＣＩは格納容器破損の脅威とは考えられないため，原子炉圧力容器外ＦＣＩの観点から，国内外で実施されたＦＣＩ実験の知見を以下にまとめる。

3.1 ＦＣＩ実験の概要

過去に実施された代表的なＦＣＩの実験研究として，(旧）日本原子力研究所で実施された ALPHA 実験，JRC イスプラ研究所で実施された KROTOS 実験，FARO 実験，(旧）原子力発電技術機構で実施された COTELS 実験，韓国原子力研究所（KAERI）で実施された TROI 実験及び SERENA 実験がある。これらの実験では模擬溶融物として UO_2 混合物を用いた実験とアルミナ等を用いた実験がある。以下では，各実験の概要とそこで得られた知見について整理する。

（1）ALPHA 実験

ALPHA 実験[2]では,テルミット反応による酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた実験が実施されている。ALPHA 実験装置を図 3-1 に示す。実験容器は，内径 3.9m，高さ 5.7m,容積 50m^3 である。模擬格納容器に設置した冷却水プールに高温溶融物を落下させ，水蒸気爆発に関する特性データを計測する実験装置である。表 3-2 に ALPHA 実験の実験結果のまとめを示す。高雰囲気圧力（STX008,STX012,STX015），サブクール度が小さい場合（STX014）は，水蒸気爆発の発生が抑制される実験結果が知見として得られている。溶融物を半減させた３ケース（STX001,STX010,STX013）のうち，２ケース（STX001,STX013）では，水蒸気爆発が発生していない。また，水蒸気爆発のエネルギ変換効率は１～６％程度となっている。ALPHA 実験の代表的実験（STX016）の圧力変化の例を図 3-2 に示す。

（２）KROTOS 実験

KROTOS 実験[3][4][5]では，FARO 実験が大型実験装置であるのに対して小型の実験装置であるが，低圧・サブクール水を主として実験を実施している（図 3-3)。KROTOS 実験の代表的実験（K37,K42）の圧力変化の例を図 3-4 に示す。KROTOS 実験では模擬コリウムとして UO_2 混合物を用いた実験とアルミナを用いた実験を実施している。表 3-3 に KROTOS 実験の実験結果のまとめを示す。アルミナ実験では，サブクール度が大きい実験ケース（K38,K40,K42,K43,K49）では，外部トリガーなしで水蒸気爆発が発生しているが，サブクール度が小さい実験ケース（K41,K44,K50,K51）では，外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。一方，UO_2 混合物実験では，外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。また，UO_2 混合物実験でも外部トリガーありでは水蒸気爆発が発生している（K52,K53,K46）が，これらのケースはサブクール度が大きい実験ケースである。また，UO_2 混合物実験の水蒸気爆発のエネルギ変換効率は，アルミナ実験の水蒸気爆発に比較して低い結果となっている。アルミナ実験と UO_2 混合物の相違については以下のように考察されている。

- アルミナはプール水面近傍でブレークアップし，粗混合時に粒子が半径方向に広がり，水蒸気爆発の伝播がし易くなった可能性がある。
- UO_2 混合物実験では，外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。UO_2 混合物の方が一般的に過熱度は小さく，UO_2 混合物粒子表面が水と接触した直後に表面が固化し易く，これが水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。UO_2 混合物実験では水素ガスが発生し，これにより蒸気膜の崩壊による水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。

（３）FARO 実験

FARO 実験[4][6]では，酸化物コリウム及び金属 Zr を含むコリウムが用いられ，多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されているが，低圧・サブクール水条件の実験も実施されている。FARO 実験装置の概要を図 3-5 に示す。表 3-4 に FARO 実験の実験結果のまとめを示す。また，圧力変化の例として L-14 と L-19 圧力挙動を図 3-6 に示す。FARO 実験のいずれの実験ケースでも水蒸気爆発は発生していない。FARO 実験で得られた主な知見は以下である。

- 高圧・飽和水実験，低圧・サブクール実験のいずれにおいても水蒸気爆発は発生していない。
- 高圧・飽和水の酸化物コリウム実験の場合は一部が粒子化し，一部はパンケーキ状でプール底部に堆積した。高圧・飽和水のコリウムに金属 Zr 成分を含んだ実験及び低圧・サブクール実験では全てのコリウムは粒子化した。
- 粒子の質量中央径は比較的大きかったが，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に依存していない。
- Zr 金属を含めた実験ケース（L-11）では，Zr 金属の酸化により，Zr 金属を含めない実験ケース（L-14）よりも圧力上昇が大きくなる。

（４）COTELS 実験

COTELS 実験[7]では，模擬溶融物として UO_2-Zr-ZrO_2-SS 混合物を用いており，コリウムに金属成分が含まれている。COTELS 実験装置の概要を図 3-7 に示す。表 3-5 に COTELS 実験の実験結果のまとめを示す。COTELS 実験の代表的な実験ケース（A1）の圧力挙動を図 3-8，各実験ケースの圧力変化を図 3-9 に示す。溶融混合物がプール水に接触した直後（Region 1）は急激な圧力上昇となる。その後，サブクール水では蒸気凝縮が発生し，一時的に圧力が減少する（Region 2）が，溶融混合物からの熱伝達による蒸気発生により，準定常的な状態まで徐々に圧力が上昇する(Region 3)。COTELS 実験で得られた主な知見は以下である。

・ サブクール度が大きいケースも含め，全ての実験で水蒸気爆発は発生していない。
・ プールに落下した溶融コリウムは，ほとんどがプール水中で粒子化した。
・ 粒子径は，コリウム落下速度の大きいケースを除いて，質量中央径で６㎜程度である。コリウム落下速度の大きいケースの粒子径は小さくなっている。
・ コリウム落下速度の大きいケースで，粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。また，準定常的な状態での圧力は，溶融物量が多く，サブクール度が小さく，プール水量が少ない程高くなる傾向である。

（５）TROI 実験

TROI 実験[8]は，韓国原子力研究所（KAERI）で実施されている実験であり，2007 年から 2012 年までは，KROTOS 実験とともに OECD/NEA の SERENA プロジェクトとして実施された実験である。実験装置の概要図を図 3-10 に示す。また，実験条件及び実験結果を表 3-6 に示す。

ZrO_2 を用いた実験では外部トリガリングを与えていないが，圧力スパイクや水蒸気爆発が発生した実験がある。一方，UO_2/ZrO_2 の混合物を用いた実験では，異なった条件による内部トリガリングを発生させるため又は外部トリガリングによる水蒸気爆発時の発生エネルギを変えるため，混合物の割合，水深，混合物量等の様々な条件により実験を実施し，数ケースでは水蒸気爆発が発生している。TROI 実験で得られた主な知見は以下のとおりである。

・ 自発的な水蒸気爆発が生じた実験は，融点を大きく上回る過熱度を溶融物に対して与えるなどの実機と異なる条件であり，その他の実験では自発的な水蒸気爆発は生じていない。

・ 水深が深い場合（130cm）には，内部トリガリングによる水蒸気爆発は発生していない。水深が深いことにより，溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり，溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため，溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングの可能性は低減する可能性がある[9]。

（６）SERENA 実験

SERENA 実験は，OECD/NEA 主導のもと実施されている実験であり，2001 年から 2006 年にかけて実施されたフェーズ１と，2007 年から 2012 年にかけて実施されたフェーズ２に分かれている。フェーズ１では既存の実験に対する再現解析が行われた。また，フェーズ２では KROTOS 及び TROI 装置を使用した実験と，その再現解析が行われた。さらに，両フェーズにおいて実機原子炉を想定した解析が行われた。フェーズ２で行われた実験の実験条件及び実験結果を表 3-7 に示す。

フェーズ１，フェーズ２においてそれぞれ得られた知見は以下のとおりである。

フェーズ１

- （解析）解析コードはアルミナを用いた実験によって調整されており，UO_2・ZrO_2 コリウムの爆発による機械的エネルギ変換効率を過大評価する傾向にある。
- （解析）予測される炉内水蒸気爆発の最大荷重は原子炉圧力容器の破損強度と比べて十分小さい。
- （解析）予測される炉外水蒸気爆発の最大荷重は原子炉格納容器に影響を与える可能性があるが，解析コードの不確かさとばらつきが大きく，その程度を推定することは難しい。

フェーズ２

- （実験）80%UO_2・20%ZrO_2 コリウムは，70%UO_2・30%ZrO_2 コリウムに比べて，やや爆発のエネルギが大きい。これはフェーズ１の結果と逆の傾向であり，さらに考察が必要。
- （実験）UO_2・ZrO_2 のみで構成されるコリウムは，アルミナと比べて爆発のエネルギは小さい。
- （実験）コリウムの組成に酸化物以外（金属の単体など）が含まれる場合について，酸化と水素ガス生成による影響は定量化できなかった。
- （実験）全ての観測された爆発の機械的エネルギ変換効率は，従来観測されていたエネルギ変換効率と同様に，比較的小さい。これは，UO_2 の密度が高いために溶融コリウムの粒子径が小さくなり，固化が促進されて水蒸気爆発への寄与が小さくなったことと，粗混合段階のボイド率が上昇して爆発のエネルギを低減したことによると推測されている。

3.2 ＦＣＩ実験の知見の整理

前項で示したＦＣＩ実験の知見を整理し，原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性及び原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクの影響因子について考察する。

（１） 原子炉圧力容器外ＦＣＩの水蒸気爆発の可能性

酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた ALPHA 実験及びアルミナを用いた

KROTOS 実験では，外部トリガーなしで水蒸気爆発が発生しているが，UO_2 を用いた KROTOS,FARO,COTELS 実験では外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。UO_2 混合物では一般的に過熱度が小さいため，粗混合粒子表面が早期に固化し，蒸気膜が崩壊しても溶融物の微細化が起きにくく，水蒸気爆発の発生が抑制されるためと考えられる。

TROI 実験では UO_2 混合物を用いた場合でもトリガーなしで水蒸気爆発が発生している例（TROI-10,12,13,14）が報告されている。TROI-10,12 は，溶融物温度が 3800K 程度の高い温度での実験条件である。また，TROI-13,14 の溶融物温度は，それぞれ 2600K，3000K であるが，TROI-13 では，温度計測に問題があり実際には 3500K 以上と推測されている。また，TROI-14 では，二つの温度計が異なる最高温度（4000K,3200K）を示しており，温度計測の不確かさが大きいとされている。以上を踏まえると，TROI 実験の溶融物温度はかなり高い実験条件と考えられ，他の実験で想定しているような実機条件に近い溶融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は十分小さいと考えられる。

TROI 実験と実機条件の比較を検討するために，模擬溶融物にコリウム（UO_2/ZrO_2）を用いた TROI-10,12,23,25 と実機条件の比較を表 3-8 に示す。この表では，図 3-11 に示す Ricou-Spalding 式による粒子化割合[10]の概算値を示している。溶融物温度が高く過熱度が大きい TROI-10,12 では，自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して，溶融物温度が高く過熱度が大きいが水深が 1.3m と深い TROI-23 では,水蒸気爆発は発生していない。これは，水深が深いことにより，溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり，溶融物粒子が固化しやすいため，溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングを抑制したと考えられる[9]。

水蒸気爆発が発生した TROI-10,12 の粒子化割合は約 60%であるが，水深がより深い TROI-23 では，粒子化割合が約 80%と比較的大きい値となっており，底部に到達する前に固化する溶融物粒子が比較的多いと考えられる。一方，水深及び粒子化割合は TROI-10,12 と同程度であるが，溶融物温度がやや低い TROI-25 では，蒸気発生による圧力上昇（Steam Spike）は生じているが，水蒸気爆発は発生していない。溶融物温度が低い場合，過熱度が小さく粒子が固化しやすいため，水蒸気爆発が抑制されたものと考えられる。

実機条件では，溶融ジェットの初期直径は計装配管口径(５cm)～制御棒駆動機構ハウジングの直径(15cm)程度と想定されるが,ペデスタル注水対策により水深は 2.0m 以上となる。これより，粒子化割合は約 60%～100%となるが，溶融物温度が 2600K 以下と水蒸気爆発が発生した TROI 実験よりも十分低いと考えられ，大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。

また，いくつかの TROI 実験では水蒸気爆発が発生したときの機械的エネルギ変換効率が報告されている（表 3-6)。これらの中で自発的に水蒸気爆発が発生したとされる TROI-13 の機械的エネルギ変換効率は 0.4%である。これは，ALPHA 実験（表 3-2）や KROTOS 実験(表 3-3)で観測されているように，アルミナによる金属模擬溶融物実験の値に対して比較的小さい値となっている。

また，KROTOS 実験（K52,K53,K46）では，UO_2 混合物を用いた実験でも外部トリガーを与

えた場合は水蒸気爆発が観測されているが，これらの実験ケースはサブクール度が大きい実験ケースである(K52 のサブクール度：102K,K53 のサブクール度：122K,K46 のサブクール度：83K)。したがって，サブクール度が大きい場合には，UO_2混合物を用いた場合でも，水蒸気爆発の可能性が高くなることが考えられる。これは，サブクール度が大きい場合には，粗混合粒子の蒸気膜の安定度が低下し，蒸気膜の崩壊が発生しやすいことが要因と考えられる。

しかし,KROTOS 実験の K52，K53 と同程度の高サブクール度の条件である FARO 実験の L-31（サブクール度：104K）,L-33（サブクール度：124K）では，水蒸気爆発が発生していない。これらの実験のUO_2混合物量は，KROTOS 実験が数 kg であるのに対して 100kg 程度であり，より実機条件に近い。

また，COTELS 実験の高サブクール実験（A11）でも水蒸気爆発は発生していない。COTELS 実験は，ＢＷＲの原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬した実験であり，溶融物に原子炉圧力容器内の構造物を想定したステンレススチールを含んでいる。また，溶融物量も 50kg 程度であり，KROTOS 実験よりも実機条件に近い。

以上より,UO_2混合物の溶融物量が少ない KROTOS 実験では,水蒸気爆発が発生しているが,溶融物量が多くより実機体系に近い大規模実験である FARO 実験，COTELS 実験では，水蒸気爆発は発生していない。

ＦＣＩ実験では，水蒸気爆発のトリガーを発生させるために，高圧ガスを封入した装置（KROTOS 実験では最大 20MPa のガスを封入可能な装置）を用いている。水蒸気爆発のトリガーは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており，トリガー装置により圧力パルスを発生させ蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられる。実機条件では，このようなトリガー装置で発生させているような圧力外乱となる要因は考えられない。また，溶融物がプール底部に接触することでトリガー要因となることが考えられるが，ＢＷＲの原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬した COTELS 実験の実験装置では，ＢＷＲのペデスタル底部と同様に平板コンクリートを模擬した実験装置としており，実機条件と同様であるが水蒸気爆発は観測されていない。

また，実機条件では，水深が実験条件よりも深くなる可能性があるが，水深が深いことにより，溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり，溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため，溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。

以上より，ＢＷＲの実機条件において水蒸気爆発のトリガーとなる特段の要因は考えられないため，実機条件でも水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。

上記の実験条件と実機条件の検討より，実機においては，原子炉格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。このため，原子炉圧力容器外ＦＣＩの有効性評価では，蒸気発生による圧力上昇（圧力スパイク）を評価する。なお，参考として，水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても，水蒸

気爆発解析コード（ＪＡＳＭＩＮＥ[11]）及び構造応答解析コード（ＡＵＴＯＤＹＮ[12]若しくはＬＳ－ＤＹＮＡ[13]）を用いて，水蒸気爆発のトリガーを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより，水蒸気爆発による格納容器ペデスタル構造部への影響を評価し，原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。

（２） 原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクの影響因子

水蒸気爆発が発生しない場合でも，溶融炉心の冷却材への伝熱による水蒸気発生により圧力スパイクが生じる。ここでは，原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイク影響因子について，ＢＷＲの原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬したCOTELS実験の実験結果を中心に検討する。各ケースの圧力変化を図3-9に示す。COTELS実験では，基本実験ケース（A1）に比較してコリウム量が少ない実験ケース（A4）では，デブリ保有熱量が少なく圧力上昇も低くなる傾向がある。また，COTELS 実験では，サブクール度が大きいケース（A5,A6），プール水深が大きいケース（A9）では，蒸気凝縮により圧力上昇が低くなる傾向がある。

粒子化割合については，COTELS実験では水深は0.4mであるが，ほとんどがプール水中で粒子化した。また，FARO 実験では，水深が１～２ｍであるが，高圧・飽和水の酸化物コリウム実験では一部が粒子化し，高圧・飽和水のコリウムに金属成分を含んだ実験では全てコリウムが粒子化している。粒子化割合が大きいほうがプール水への伝熱量が多くなるため，圧力上昇は高くなると考えられる。

粒子径については，COTELS 実験結果ではコリウム落下速度の大きいケース（A8,A10）では，基本実験ケース（A1）に比較して，粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。一方，FARO 実験では，粒子の質量中央径は比較的大きかったが，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各UO_2混合物実験の平均的な粒子径は,溶融物量の多いFARO実験では2.6～4.8mm[4],COTELS実験では６mm程度[7]である。

以上の影響因子をＢＷＲプラント体系で考えた場合，以下に分類できる。

・ 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

・ 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

・ プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

（３） ＦＣＩとＭＣＣＩを考慮した格納容器下部水張りの考え方

炉心溶融が進展し炉外に溶融炉心が流出する場合，ＦＣＩとＭＣＣＩの影響緩和において，格納容器下部への初期水張りが重要なマネジメントとなる。以下では格納容器下部への注水による初期水張りの考え方について示す。

ＦＣＩの観点では，これまでのＦＣＩ実験結果の知見から，ＢＷＲの実機条件では水蒸

気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。しかし，万が一水蒸気爆発が発生したと想定すると，水深が深いと粗混合が促進され，水蒸気爆発の規模が大きくなる可能性がある。

ＭＣＣＩの観点では，種々の実験結果から，デブリ上面から除熱を向上させるため，格納容器下部への水張り水深を深くすることにより，溶融炉心が落下時に粒子化され，粒子状ベッドとして堆積することにより，デブリ冷却性を向上させることが影響緩和のために重要である。

以上より，水深が深い場合は，万が一水蒸気爆発が発生した場合の影響が大きくなる可能性があるが，ＭＣＣＩの影響を緩和する観点からは有利である。したがって，水蒸気爆発の評価により原子炉格納容器の健全性に影響を与えないことを十分確認できる範囲で初期水張りの水深を深くし，溶融炉心の粒子化を促進し，ＭＣＣＩを緩和する運用とすることが得策と考えられる。

表 3-1　ＢＷＲ体系における原子炉圧力容器内水蒸気爆発の発生確率に関する見解

原子炉圧力容器内水蒸気爆発 に関する国際会議，文献	ＢＷＲの原子炉圧力容器内水蒸気爆発に関する議論
OECD/CSNI ＦＣＩ専門家会議（1993）[14]	ＢＷＲの圧力容器下部プレナムは，制御棒案内管で密に占められている。そして，炉心の広範囲でのコヒーレントなリロケーションは，炉心支持板の存在により起こりにくいと考えられる。このような特徴によって，燃料－冷却材の粗混合のポテンシャルが制限され，水蒸気爆発に起因する水－溶融物スラグの運動エネルギを消失させる可能性がある。したがって，スラグにより破壊された圧力容器ヘッドのミサイルに伴う格納容器破損は，ＰＷＲよりもＢＷＲの方が起こりにくいと評価される。（T. Okkonen 等）
NUREG/CR-5960（1994）[15]	ＢＷＲの下部プレナムには，密に詰められた制御棒案内管があるため，原子炉内水蒸気爆発問題の対象とならない。（T. G. Theofanous 等）
SERG-2 ワークショップ（1996）[16]	物理的なジオメトリは爆発的事象の発生に寄与しないため，ＢＷＲのαモード格納容器破損確率は，おそらくＰＷＲより小さい。（M. Corradini）
OECD/CSNI ＦＣＩ専門家会議（1997）[17]	下部プレナム構造物の存在により，水蒸気爆発の影響を緩和する。 現在の知見は，一般にＢＷＲでは原子炉内水蒸気爆発は原子炉格納容器への脅威とならない。（O. Zuchuat 等）

表 3-2　ALPHA 実験の主要な実験条件及び実験結果[2]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力(MPa)	水温度(K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
ALPHA	STX002	Fe-Al_2O_3	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX003	Fe-Al_2O_3	20	0.10	292	1.0	No	Yes	-
	STX005	Fe-Al_2O_3	20	0.10	300	1.0	No	Yes	-
	STX009	Fe-Al_2O_3	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX016	Fe-Al_2O_3	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al_2O_3	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al_2O_3	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al_2O_3	10	0.10	293	1.0	No	No	-
	STX010	Fe-Al_2O_3	10	0.10	297	1.0	No	Yes	-
	STX013	Fe-Al_2O_3	10	0.10	284	1.0	No	No	-
	STX014	Fe-Al_2O_3	20	0.10	372	1.0	No	No	-
	STX008	Fe-Al_2O_3	20	1.60	288	1.0	No	No	-
	STX012	Fe-Al_2O_3	20	1.60	290	1.0	No	No	-
	STX015	Fe-Al_2O_3	20	1.00	282	1.0	No	No	-
	STX006	Fe-Al_2O_3	20	0.10	298	1.0	No	No	-
	STX011	Fe-Al_2O_3	20	0.10	290	1.0	No	Yes	-
	STX019	Fe-Al_2O_3	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
	STX020	Fe-Al_2O_3	20	0.10	281	1.0	No	No	-
	STX021	Fe-Al_2O_3	20	0.10	281	0.9	No	Yes	4.05

表 3-3　KROTOS 実験の主要な実験条件及び実験結果[3][4][5]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度(K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
KROTOS	K38	Alumina	1.5	2665	0.1	79	1.11	No	Yes	1.45
	K40	Alumina	1.5	3073	0.1	83	1.11	No	Yes	0.9
	K41	Alumina	1.4	3073	0.1	5	1.11	No	No	–
	K42	Alumina	1.5	2465	0.1	80	1.11	No	Yes	1.9
	K43	Alumina	1.5	2625	0.21	100	1.11	No	Yes	1.3
	K44	Alumina	1.5	2673	0.1	10	1.11	Yes	Yes	2.6
	K49	Alumina	1.5	2688	0.37	120	1.11	No	Yes	2.2
	K50	Alumina	1.7	2473	0.1	13	1.11	No	No	–
	K51	Alumina	1.7	2748	0.1	5	1.11	No	No	–
	K32	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.0	3063	0.1	22	1.08	No	No	–
	K33	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.2	3063	0.1	75	1.08	No	No	–
	K35	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.1	3023	0.1	10	1.08	Yes	No	–
	K36	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.0	3025	0.1	79	1.08	Yes	No	–
	K37	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.2	3018	0.1	77	1.11	Yes	No	–
	K45	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.1	3106	0.1	4	1.14	Yes	No	–
	K46	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	5.4	3086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	–
	K47	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	5.4	3023	0.1	82	1.11	Yes	No	–
	K52	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	2.6	3133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02
	K53	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.6	3129	0.36	122	1.11	Yes	Yes	0.05

表 3-4　FARO 実験の主要な実験条件及び実験結果[4]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度(K)	圧力(MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
FARO	L-06	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	18	2923	5	0	0.87	No	No	-
	L-08	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	44	3023	5.8	12	1.00	No	No	-
	L-11	77wt.%UO_2-19wt.% ZrO_2-4wt.%Zr	151	2823	5	2	2.00	No	No	-
	L-14	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	125	3123	5	0	2.05	No	No	-
	L-19	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	157	3073	5	1	1.10	No	No	-
	L-20	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	96	3173	2	0	1.97	No	No	-
	L-24	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	177	3023	0.5	0	2.02	No	No	-
	L-27	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	117	3023	0.5	1	1.47	No	No	-
	L-28	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	175	3052	0.5	1	1.44	No	No	-
	L-29	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	39	3070	0.2	97	1.48	No	No	-
	L-31	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	92	2990	0.2	104	1.45	No	No	-
	L-33	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	100	3070	0.4	124	1.60	Yes	No	-

表 3-5　COTELS 実験の主要な実験条件及び実験結果[7]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
COTELS	A1	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	-
	A4	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	-
	A5	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	-
	A6	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	-
	A8	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	-
	A9	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	-
	A10	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	-
	A11	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	53.0	0.27	86	0.8	No	No	-

(注)溶融物温度は 3000～3100K と見積もられている[10][18]

表 3-6　TROI 実験の主要な実験条件及び実験結果(1/2)[8][9][19][20]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
TROI	1	ZrO_2/Zr (99/1)	5	>3373	0.1	365	0.67	−	Steam Spike	−
	2	ZrO_2/Zr (99/1)	5.5	>3373	0.1	365	0.67	−	No	−
	3	ZrO_2/Zr (99/1)	4.88	>3373	0.1	323	0.67	−	No	−
	4	ZrO_2/Zr (99/1)	4.2	>3373	0.1	292	0.67	−	Yes	−
	5	ZrO_2/Zr (98.5/1.5)	2.9	3373	0.1	337	0.67	−	Yes	−
	9	UO_2/ZrO_2 (70/30)	4.3	3200	0.1	296	0.90	−	No	−
	10	UO_2/ZrO_2 (70/30)	8.7	3800	0.117	298	0.67	−	Yes	−
	11	UO_2/ZrO_2 (70/30)	9.2	>3800	0.111	296	0.67	−	No	−
	12	UO_2/ZrO_2 (70/30)	8.4	3800	0.11	293	0.67	−	Yes	−
	13	UO_2/ZrO_2 (70/30)	7.7	2600 (注1)	0.108	292	0.67	−	Yes	0.40%
	14	UO_2/ZrO_2 (70/30)	6.5	3000 (注2)	0.105	285	0.67	−	Yes	−
	17	UO_2/ZrO_2 (70/30)						−	No	−
	18	UO_2/ZrO_2 (78/22)	9.1					−	−	−
	21	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	3000	0.110	298	1.30	No	No	−
	22	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	2900	0.110	297	1.30	No	No	−
	23	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	3600	0.110	293	1.30	No	No	−
	24	ZrO_2	9.5	3600	0.110	288	0.67	No	Yes	−
	25	UO_2/ZrO_2 (70/30)	15.0	3500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	−
	26	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	3300	0.106	283	0.67	No	Steam Spike	−

(注 1) 参考文献[19]によれば温度計測に問題があり，実際には 3500K 程度以上と推測されている。
(注 2) 参考文献[19]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K, 3200K)を示しており，計測の不確かさが大きいとされている。

表 3-6　TROI 実験の主要な実験条件及び実験結果(2/2)[8][9][19][20]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ 変換効率(%)
TROI	29	UO_2/ZrO_2 (50/50)	11.5					–	No	–
	32	UO_2/ZrO_2 (87/13)						–	No	–
	34	UO_2/ZrO_2 (70/30)	10.5	～3000		341	0.67	Yes	Yes	0.63
	35	UO_2/ZrO_2 (70/30)	8	～3000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21
	36	UO_2/ZrO_2 (70/30)	5.3	～3000		305	0.95	Yes	Yes	0.50
	37	UO_2/ZrO_2 (78/22)	8.1	～3000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01
	38	UO_2/ZrO_2 (78/22)	5.3	～3000	0.105	288	1.30	–	No	–
	39	UO_2/ZrO_2 (78/22)	3.4	～3000	0.106	285	1.30	–	No	–
	40	UO_2/ZrO_2 (70/30)	11.1	～3000	0.312	287	1.30	–	No	–
	49	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (62.3/15/11.7/11)	15.96	2730(3360)				–	–	–
	50	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (59.5/18/11.9/10.6)	14.46					–	–	–
	51	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (60.5/16.7/12.1/10.7)	6.3 (14.2 load)	2695(3420)	0.115	294	1.30	Yes	Yes	–
	52	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (61/16/12/11)	8.6 (14.1 load)	2650	0.116	285	1.30	Yes	Steam Spike	–

(注 1) 参考文献[19]によれば温度計測に問題があり，実際には 3500K 程度以上と推測されている。
(注 2) 参考文献[19]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K, 3200K)を示しており，計測の不確かさが大きいとされている。

表 3-7　SERENA 実験（フェーズ２）の主要な実験条件及び実験結果[22]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (wt%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
SERENA（TROI/KROTOS）	TS-1	UO_2/ZrO_2 (73.4/26.6)	15.4	～3000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	UO_2/ZrO_2 (68.0/32.0)	12.5	3063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	UO_2/ZrO_2 (71.0/29.0)	15.9	3107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	UO_2/ZrO_2 (81.0/19.0)	14.3	3011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	$UO_2/ZrO_2/Zr/U$ (76.0/18.3/5.0/0.7)	17.9	2940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	$UO_2/ZrO_2/Fe_2O_3$/FP (73.3/18.5/4.9/3.3)	9.3	2910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	UO_2/ZrO_2 (70.0/30.0)	2.4	2969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	UO_2/ZrO_2 (70.0/30.0)	3.9	3049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	UO_2/ZrO_2 (70.0/30.0)	0.8	2850	－	332	1.1	Yes	_(注1)	_(注1)
	KS-4	UO_2/ZrO_2 (80.0/20.0)	2.3	2958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	$UO_2/ZrO_2/Zr$ (80.1/11.4/8.5)	1.7	2864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event(注2)	_(注2)
	KS-6	$UO_2/ZrO_2/Fe_2O_3$/FP (73.0/20.4/4.1/2.5)	1.7	2853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	～0

(注 1) 実験失敗

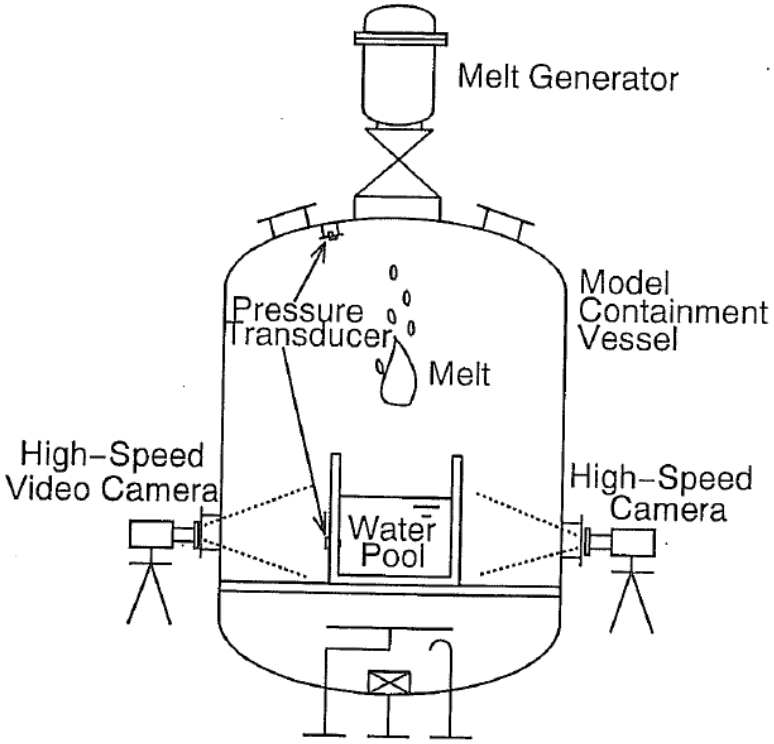
(注 2) 計測失敗

表 3-8　TROI 実験と実機条件の比較

実験ケース	溶融物温度 (過熱度)(注 1)	溶融 ジェット径	水深	粒子化割合 (注 2)	水蒸気爆発
TROI-10	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TROI-12	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TROI-23	3600K (700K)	7.4cm	1.30m	約 80%	No
TROI-25	3500K (600K)	8.0cm	0.67m	約 50%	Steam Spike
実機条件	～2600K (～300K)	5～15cm	2.0m～	約 60～100%	-

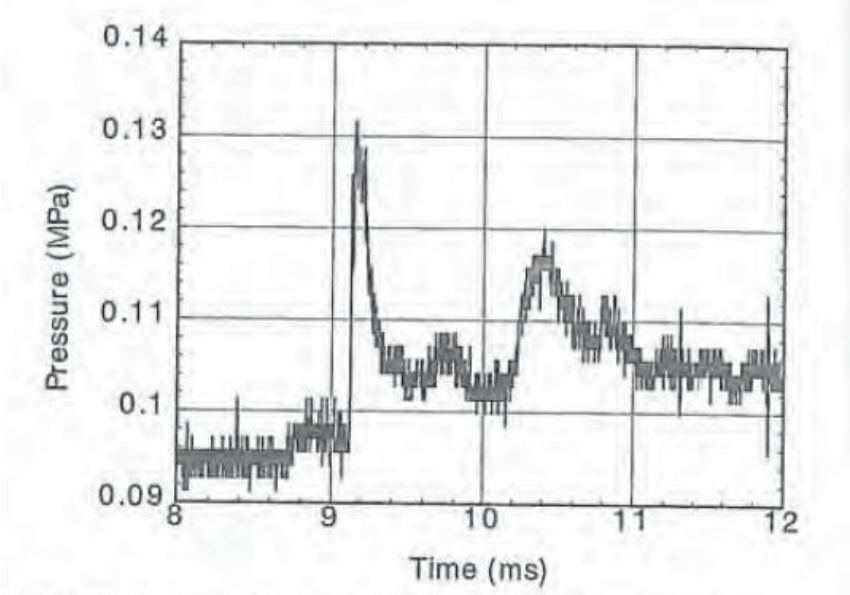
(注 1)　実験条件の過熱度は UO_2/ZrO_2 の相図[21]より固相線温度を約 2900K とした場合の概算値
実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の溶融物（酸化物層）の過熱度の概算値

(注 2)　Ricou-Spalding 相関式（図 3-11）による概算評価値



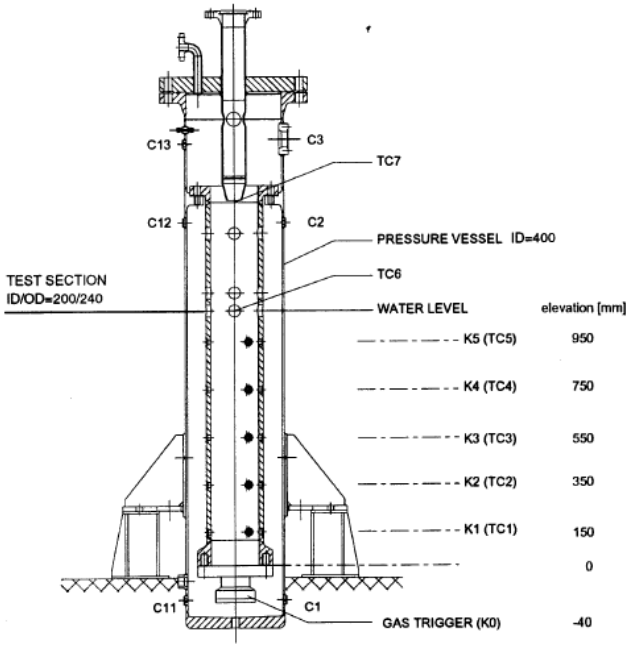
出典：参考文献[2] p.371 Fig.1

図 3-1　ALPHA 実験装置の概要



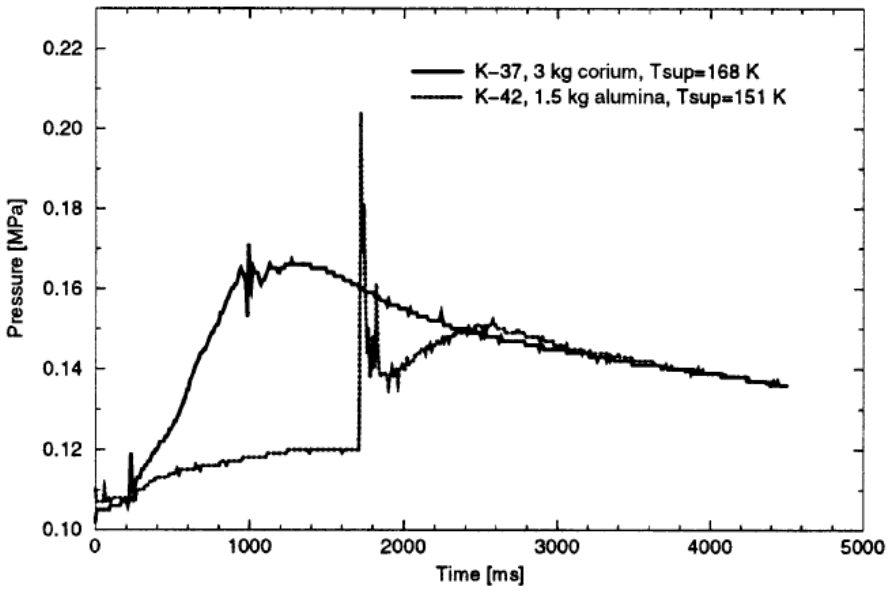
出典：参考文献[2] p.380 Fig.8

図 3-2　ALPHA 実験の圧力評価の例（STX016）



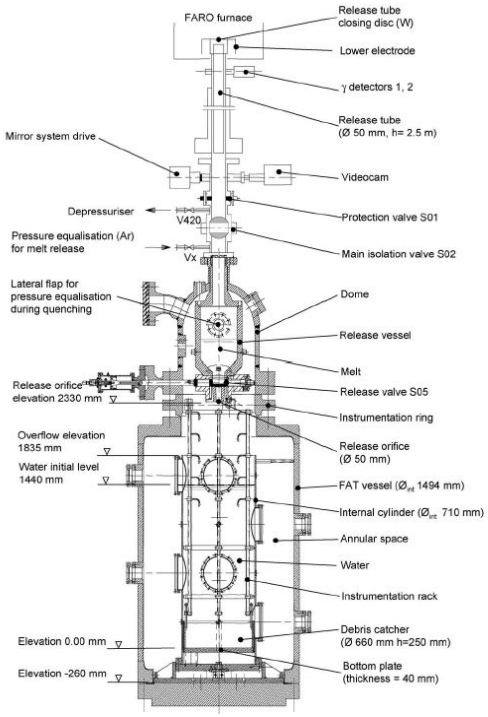
出典：参考文献[3] p.380 Fig.1

図 3-3　KROTOS 実験装置の概要



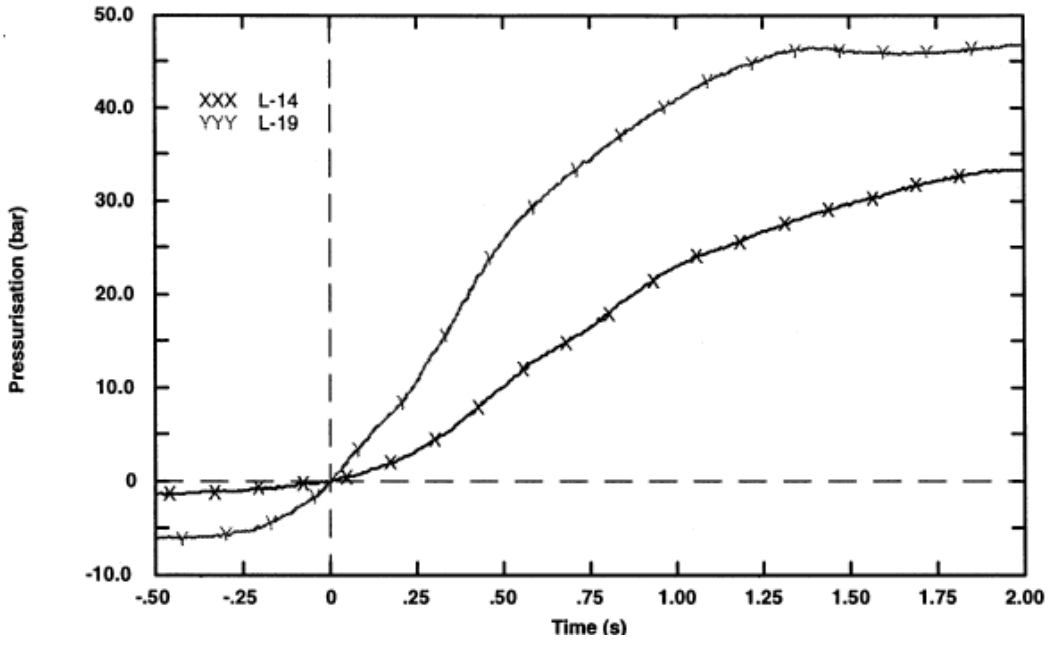
出典：参考文献[3] p.385 Fig.3

図 3-4　KROTOS 実験の代表的圧力変化の例（K-37,K-42）



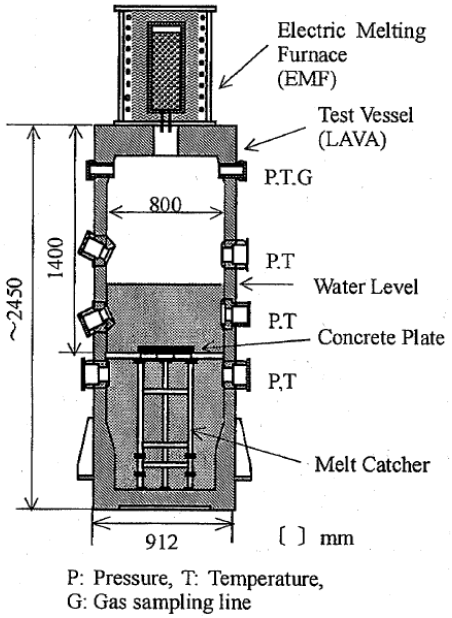
出典：参考文献[4] p. 1999 Fig. 1

図 3-5　FARO 実験装置の概要



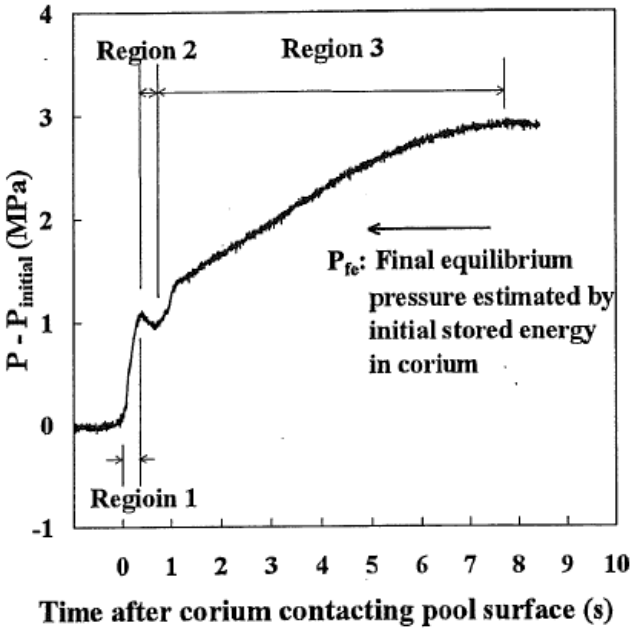
出典：参考文献[6] p. 229 Fig. 6

図 3-6　FARO 実験の圧力変化の例（L-14, L-19）



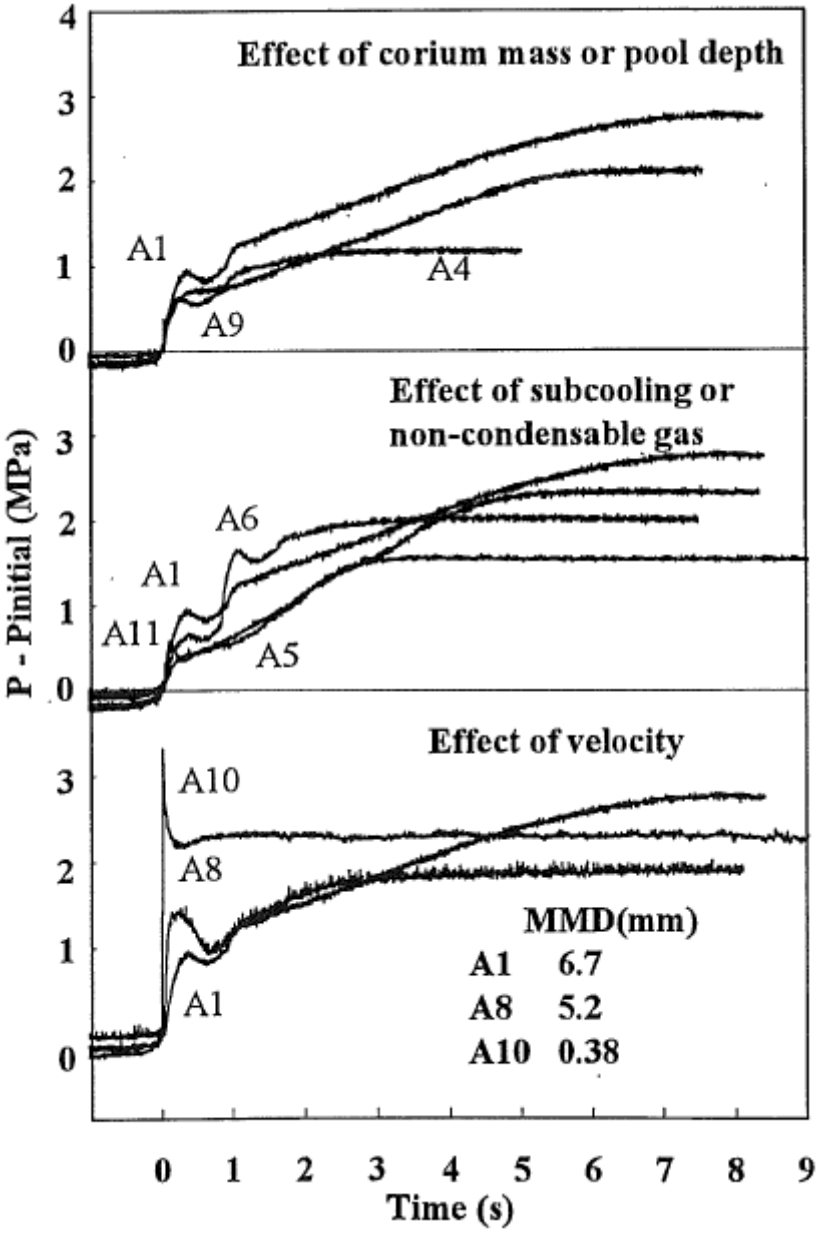
出典：参考文献[7] p.37 Fig.1

図 3-7　COTELS 実験装置の概要



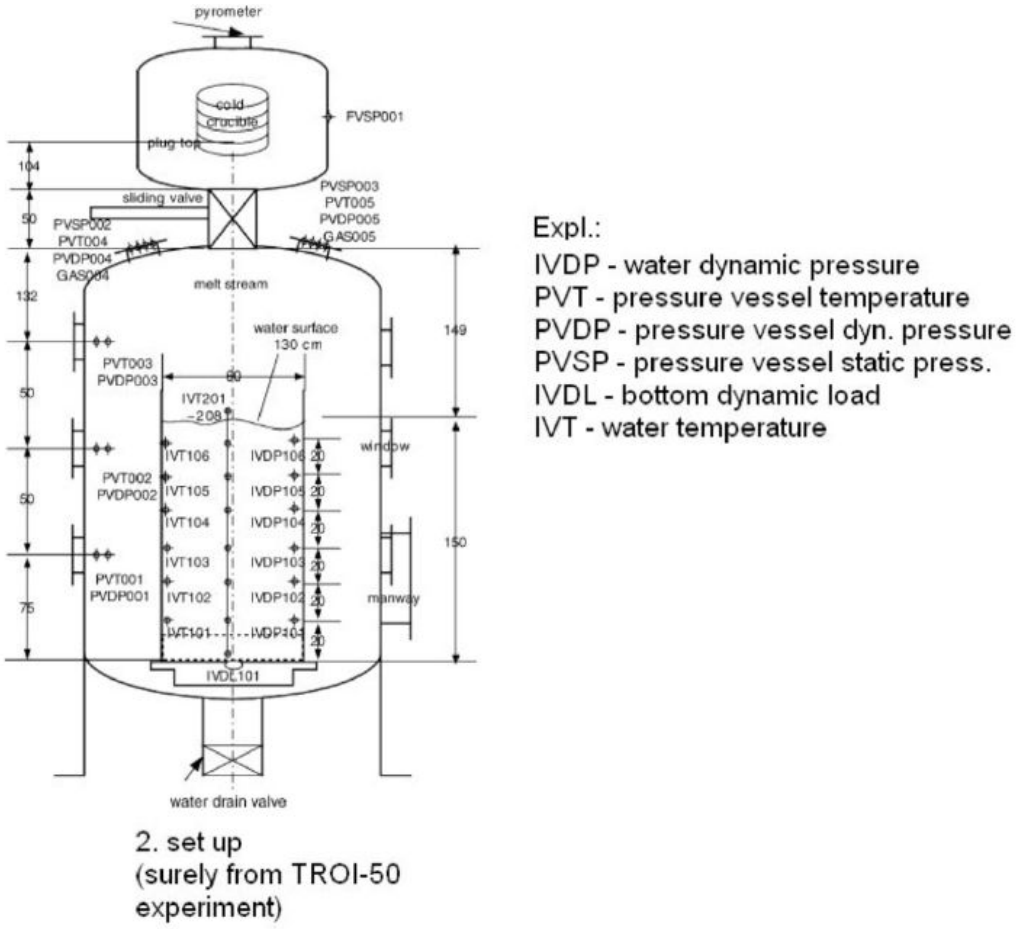
出典：参考文献[7] p.38 Fig.2

図 3-8　COTELS 実験の圧力変化の例（A1）



出典：参考文献[7] p.38 Fig.3

図 3-9　COTELS 実験の各実験ケースの圧力変化



出典：参考文献[8] Appendix B. p.202

図 3-10　TROI 実験装置の概要

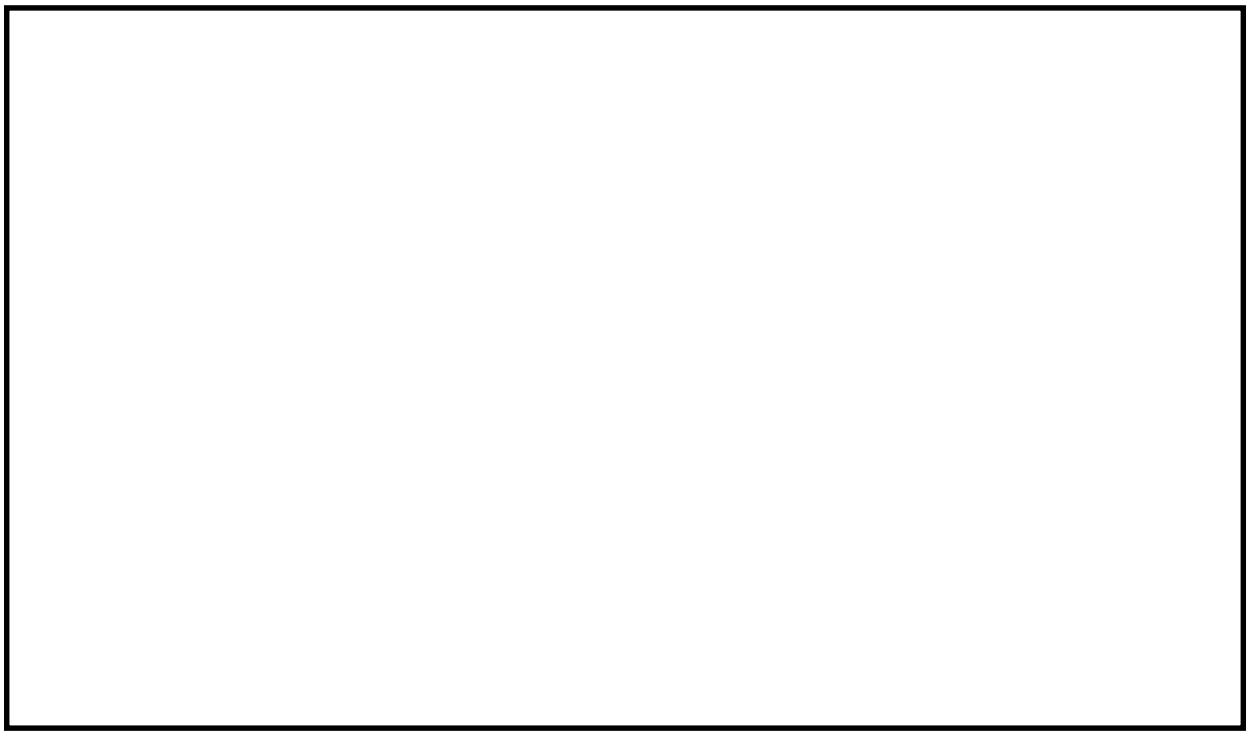


図 3-11　Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

4. 不確かさに関する整理

ここでは原子炉圧力容器外ＦＣＩについて，有効性評価の不確かさ評価を行う。なお，前項で述べたように，原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける水蒸気爆発の発生可能性は低いことから，ここでは圧力スパイクの評価について検討する。

前項で示した既存ＦＣＩ実験の知見の整理より，原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクに影響する因子の分類として以下が考えられる。

・格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）
・溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）
・プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

また，実機体系では原子炉圧力容器下部領域の圧力変化が原子炉格納容器のドライウェル空間に伝播される現象を伴うことから，影響因子として以下を追加する。

・原子炉格納容器内での水蒸気の流動

上記の影響因子の不確かさに対する感度解析を行うために，各影響因子の不確かさを解析モデルで考慮する方法について以下に示す。

（1） 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

圧力容器下部のペデスタル領域の水温が高い場合には，水蒸気発生量が多くなり圧力スパイクは厳しくなる。なお，ＭＡＡＰでは，蒸気の上昇速度がフラッディング臨界速度よりも大きい場合には，周囲の水が蒸気の流れによって巻き込まれ，巻き込まれた水蒸気の凝縮により蒸気発生量が減少する効果がモデル化されている。ペデスタル領域の水は，ペデスタルへの注水によって形成されるので，その水温はペデスタル注水温度に影響される。有効性評価では，ペデスタル注水は外部水源から注水され，その水温は水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。したがって，圧力スパイクを厳しくする保守的な水温を設定しているが，本影響因子は解析モデルパラメータではないため，不確かさ評価は行わない。

ペデスタル領域の水位に対しては，水深が深いほうが溶融炉心の細粒化量が大きくなる傾向がある。この場合，細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので，圧力スパイクは厳しくなる方向である。本影響因子は解析モデルパラメータではないため，不確かさ評価は行わない。

（2） 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

溶融炉心の落下量は，原子炉圧力容器の破損口径に依存する。原子炉圧力容器の破損は，原子炉圧力容器下部の制御棒駆動機構ハウジングの溶接部が破損し，制御棒駆動機構ハウジングが逸出することを想定している。原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒駆動機構ハウジングを想定している。なお，ＭＡＡＰでは溶融物流出に伴う破損口

の径方向侵食による破損口拡大も考慮されている。

細粒化量に関して，ＭＡＡＰではRicou-Spalding式で評価される。Ricou-Spalding式では，エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液－液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレインメント速度（m/s）は，次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \qquad (1)$$

ここで，E_o：エントレインメント係数

u_{dj}：ジェット速度［m/s］

ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_w：水密度［kg/m^3］

水中でのジェット速度を一定と仮定し，水面から垂直方向に積分すると，プール底部（水深；ΔH_{pool}）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \qquad (2)$$

(2)式を用いて，溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため，粒子化割合Φ_{ent}は次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{{d_{dj,o}}^2 - {d_{dj}}^2}{{d_{dj,o}}^2} \qquad (3)$$

以上の評価式において，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，初期デブリ直径，圧力（僅かではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融物ジェット径は保守的に設定しており，また，プール水深は解析モデルパラメータではない。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験であるFARO実験に対するベンチマーク解析によって範囲を設定しており，推奨範囲は［　　］～［　　］となっているため，粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。FARO実験条件は，水プールの水深は0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，格納容器下部の水位は２～４m程度，格納容器下部内の冷却材の

サブクール度は,飽和～90K 程度,雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討されたエントレインメント係数の範囲で感度を確認すれば十分といえる。

溶融炉心の落下速度は，原子炉圧力容器内外の圧力差，溶融炉心の高さ（水頭）及び溶融炉心の落下距離に依存する。原子炉減圧により原子炉圧力容器内外の圧力差が十分小さくなることから，圧力差の不確かさの影響は小さい。また，有効性評価では原子炉圧力容器の下部プレナム部に全量に近い溶融炉心が堆積しており，原子炉圧力容器の破損位置も原子炉圧力容器底部中心となっているため，溶融炉心の水頭が高い状態となっている。この場合，溶融炉心の流出速度が大きく落下量も多くなるため，圧力スパイクの評価も厳しくなる。したがって，溶融炉心の水頭の不確かさ評価は必要ない。一方，落下距離については，プール水位に不確かさがある。ＢＷＲ５,Mark-I 改良型格納容器プラントの例では，落下距離の不確かさをプール水位の最大変動幅（3.4m）と仮定すると，ペデスタル底部から原子炉圧容器底部までの距離（約 9.5m）の４割程度である。溶融炉心の落下速度が，落下距離の平方根に比例すると考えると，落下速度の不確かさは２割程度である。式(1)より溶融炉心の落下速度（ジェット速度）の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価できる。また，落下速度の不確かさはエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されている。したがって，溶融炉心の落下速度の不確かさの影響は，エントレインメント係数の不確かさ評価で確認できるため，落下速度の不確かさ評価は行わない。

（３） プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

水中でエントレインされた高温のデブリ粒子は，その周囲を蒸気膜が覆う状態となり，デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。ＭＡＡＰではエントレインメントしたデブリ粒子の温度を，これらの熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また，デブリ粒子から水への伝熱は，デブリ粒子の径に直接依存する。ＭＡＡＰでは，デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には，粒子径ファクタ（モデルパラメータ）が乗じられている。

デブリの粒子径ファクタについては，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験に対するベンチマーク解析によって範囲を設定しており，原子炉圧力容器下部プレナム部に対して推奨範囲は □～□ となっているため，デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。FARO 実験条件は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は 2～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，格納容器下部の水位は２～４ｍ程度，格納容器下部内の冷却材のサブクール度は，飽和～90K 程度，雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分といえる。

（４） 原子炉格納容器内での水蒸気の流動

ＦＣＩによる圧力スパイクの評価の観点では，ペデスタル領域の開口部からドライウェル側への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。ＭＡＡＰでは，原子炉格納容器内の流動は，ノード・ジャンクションモデルを適用しており，ペデスタル領域からドライウェル領域への流れは，ノードの圧力，ジャンクションの圧力損失により，差圧流や臨界流として扱われる。ジャンクションの圧力損失は，一般的な流動モデルを扱っていることから，不確かさは小さいと考えられる。

以上のＦＣＩの不確かさに関する整理結果を表 4-1 に示す。また，ＦＣＩにおける不確かさに関するフローを図 4-1 に示す。

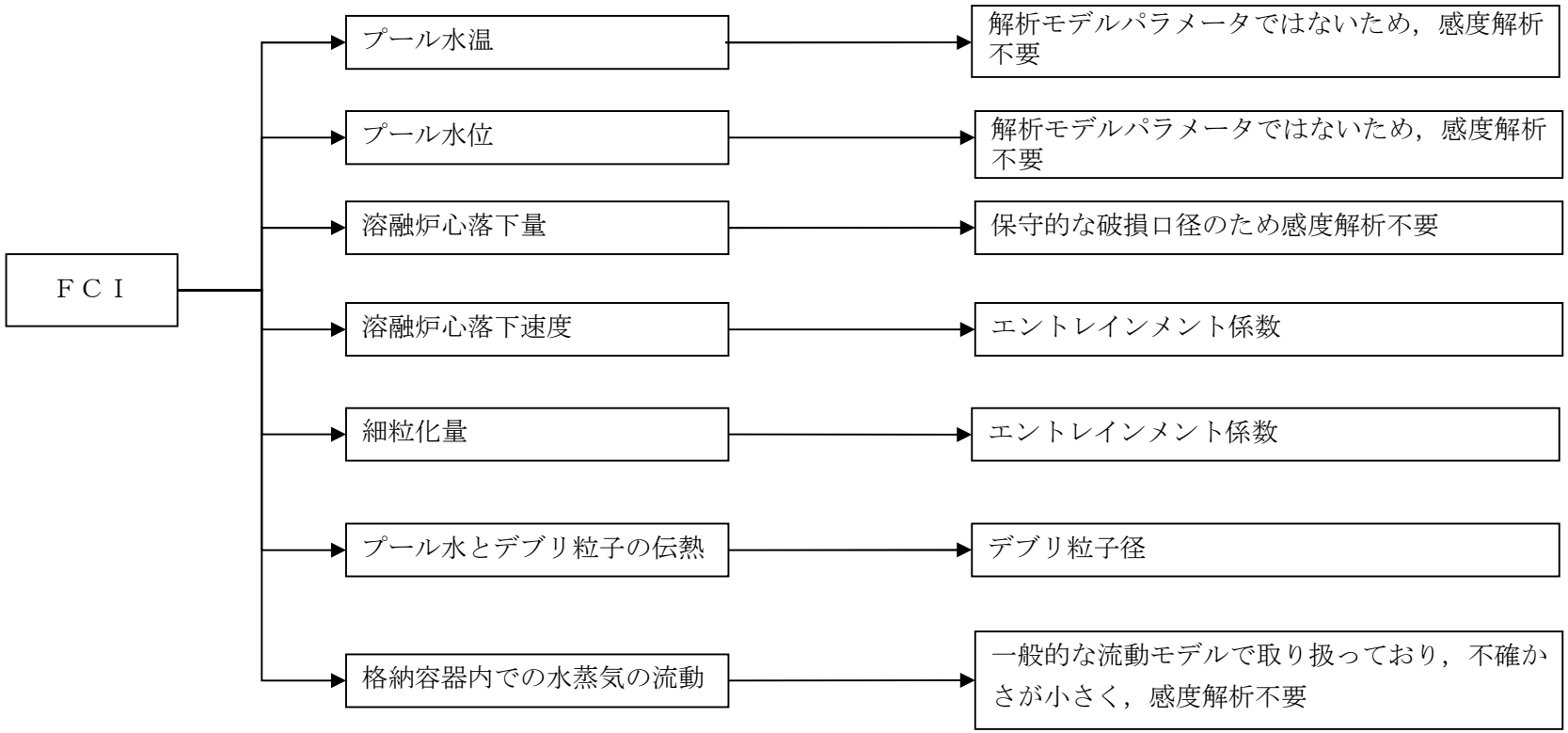


図 4-1　FCI における不確かさに関する流れ図

表 4-1　ＦＣＩの不確かさに関する整理結果(1/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取り扱い	感度解析条件
プール水温	ペデスタル注水の水温によりペデスタル領域のプール水温が決まる。	ペデスタル注水の水温は，水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。	解析モデルパラメータではないため，感度解析は行わない。
プール水位	ペデスタル部の注水により水位が上昇するが，水位がペデスタル部からドライウェル部への開口部に到達すると，プール水はドライウェル側に流出するため水位はこれ以上上昇しない。	有効性評価では，保守的に高めの水位としてペデスタル部の開口部下端まで水位があるとしている（ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントの例)。	解析モデルパラメータではないため，感度解析は行わない。
溶融炉心落下量	破損口径と同じ径の大きさで炉心デブリが流出し，破損口も侵食すると想定される。	破損口径と同じ径で炉心デブリが流出する。破損口の侵食も考慮される。	原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒ハウジングを想定しているため感度解析は不要。
溶融炉心落下速度	原子炉圧力容器内外圧力差，溶融炉心の水頭，落下距離によって落下速度が決まる。	原子炉圧力容器内外圧力差，溶融炉心の水頭，落下距離によって落下速度が決まる。	エントレインメント係数

表 4-1　ＦＣＩの不確かさに関する整理結果(2/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取り扱い	感度解析条件
細粒化量	デブリジェット径が大きいため，水中に落下する炉心デブリのうち，エントレインメントされる部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	デブリジェットに対して，Ricou-Spalding 式によって評価される。	エントレインメント係数
プール水とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達を考慮したモデルによって評価される。	デブリ粒子径
格納容器内での水蒸気の流動	ペデスタル領域で発生した水蒸気が圧力差と流動抵抗によりドライウェル領域へ移行すると想定される。	ノード・ジャンクションモデルに従い，原子炉格納容器内を流れる水蒸気量が評価される。	一般的な流動モデルで取り扱っており，不確かさが小さく，感度解析不要。

5. 感度解析と評価

４章において抽出したパラメータに関し，感度解析を実施し，有効性評価に対する影響度合いを確認する。

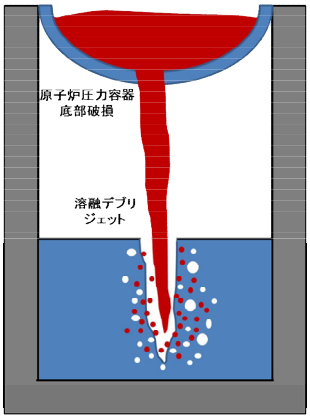
感度解析のベースケースは，ＢＷＲ５ Mark-Ⅰ改良型格納容器プラントにおける「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」である。

（１） Ricou-Spalding のエントレインメント係数

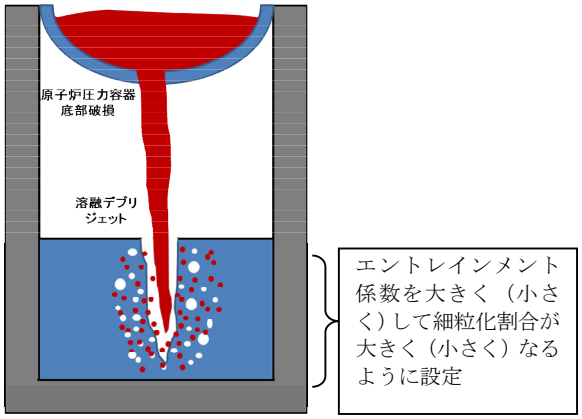
a. 解析条件

Ricou-Spalding のエントレインメント係数は，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最大値と最小値□，□を設定する。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値



ベースケース



感度解析ケース

b. 解析結果

図 5-1-1 及び図 5-1-2 にエントレインメント係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで，本パラメータの影響は原子炉圧力容器破損以降に現れる。約 4.3 時間の時点で原子炉圧力容器の破損が発生しており，その時の格納容器圧力の上昇は，感度解析ケース（最大値）の方が僅かに大きい結果となっている。また，格納容器下部水温については，原子炉圧力容器の破損に伴う溶融炉心の落下時点での温度上昇は感度解析ケース（最大値）の方が僅かに高い結果となっている。これは，エントレインメント係数を大きくすることで細粒化が進み，水との接触面積が大きくなり，水蒸気を短期間に発生させる効果があるためである。

c. 評価

エントレインメント係数の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

（2） デブリ粒子径

a. 解析条件

デブリ粒子径には不確かさがあり，粒子径が小さい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。原子炉圧力容器下部プレナム部の粒子径ファクタは，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最小値と最大値□，□を設定する。なお，格納容器下部の粒子径ファクタは，固定値□を設定している。

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値

b. 解析結果

図 5-2-1 及び図 5-2-2 に，デブリ粒子径の感度解析結果を示す。

粒子径ファクタは，原子炉圧力容器下部プレナム部の細粒化に適用されていることから，本解析には，原子炉圧力容器下部プレナム部の細粒化効果が含まれる。原子炉圧力容器下部プレナム部に関する考察は添付１にて行っており，原子炉圧力への影響は僅かであることが確認されている。原子炉圧力容器の破損時刻は，感度解析ケース（最小値）の方が僅かに早い結果となっている。これは，デブリ粒子の径が小さくなることで下部プレナムに残留している冷却材の蒸発が早くなり，結果として原子炉圧力容器の破損が早まっている。約 4.3 時間で原子炉圧力容器の破損に至り，溶融炉心が格納容器下部に落下し，水蒸気発生に伴う圧力上昇となり，感度解析ケース（最小値）の方が早く上昇する結果となっている。これは，前述のとおり，感度解析ケース（最小値）の方が原子炉圧力容器の破損が早くなるためであり，この時の圧力上昇幅を比較すると，ベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。また，格納容器下部水温についても，原子炉圧力容器の破損後の温度上昇幅はベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。

c. 評価

デブリ粒子径の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

（３） 感度解析パラメータの組み合わせ

（２）で示したようにデブリ粒子径の圧力スパイクへの感度はほとんどない。このため，エントレインメント係数とデブリ粒子径の感度解析パラメータを組み合わせた解析は，エントレインメント係数の保守側のパラメータの感度解析とほぼ同じとなる。

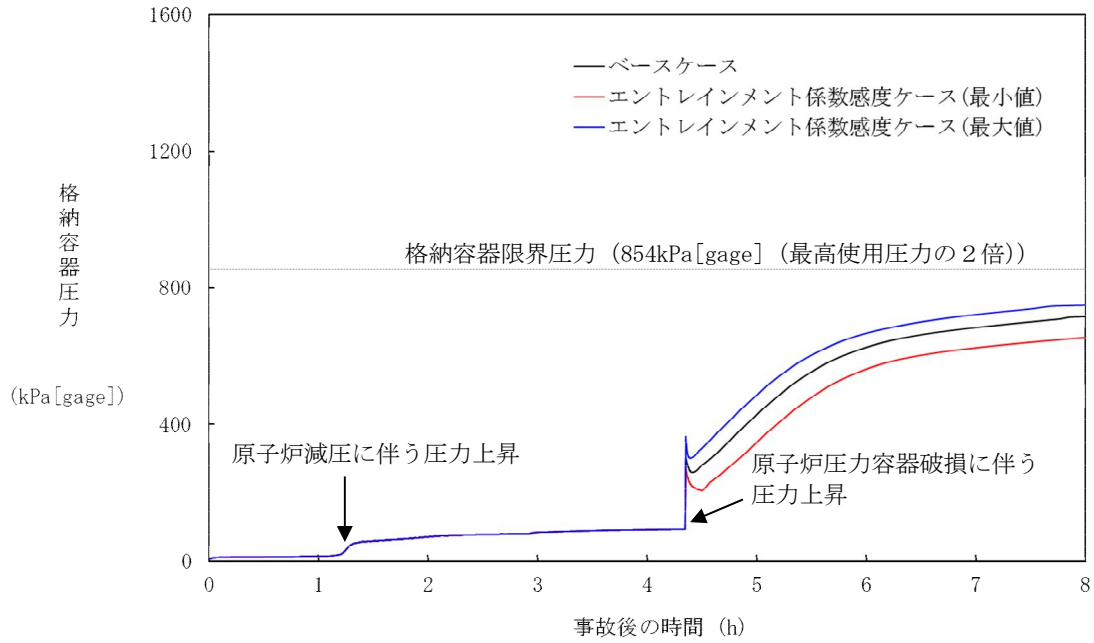


図 5-1-1　エントレインメント係数の感度解析（ドライウェル圧力）

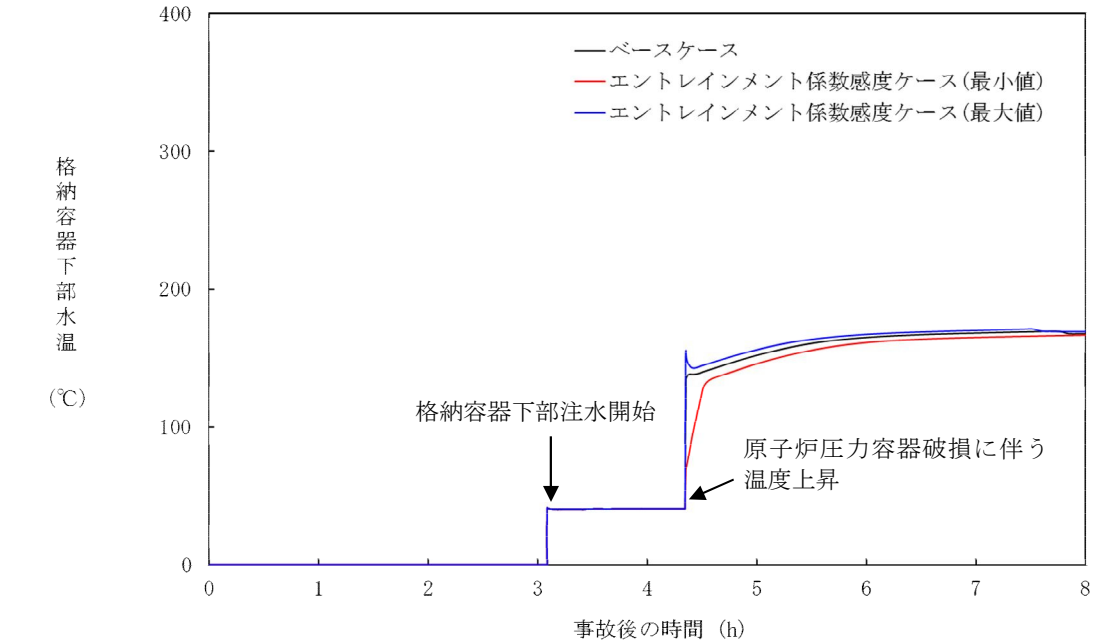


図 5-1-2　エントレインメント係数の感度解析（格納容器下部水温）

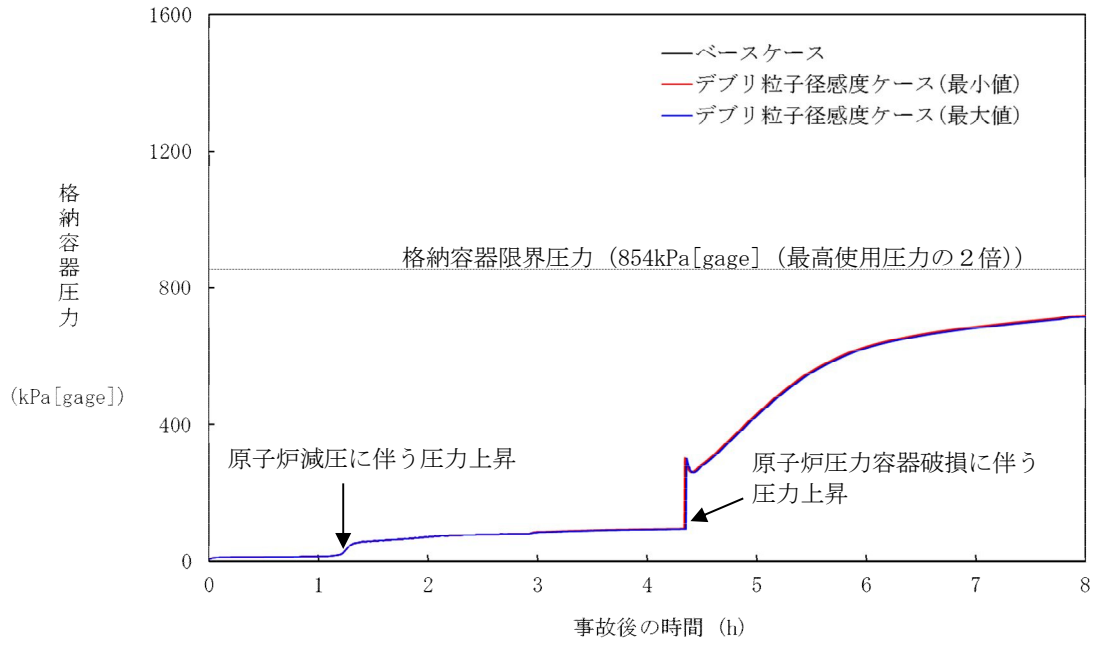


図 5-2-1　デブリ粒子径の感度解析（ドライウェル圧力）

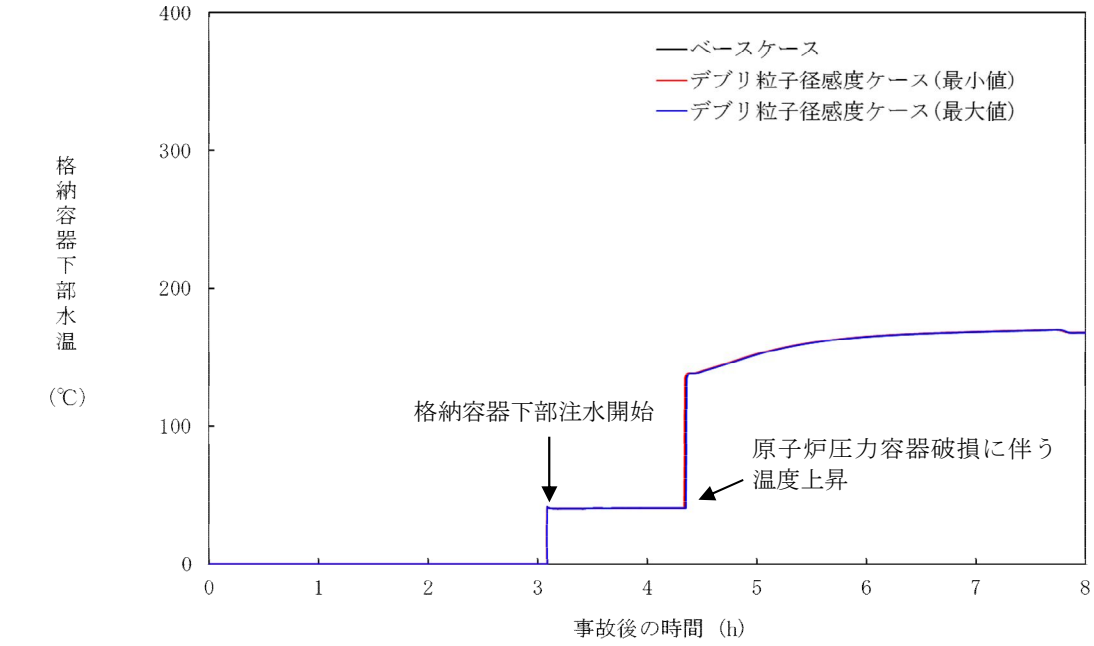


図 5-2-2　デブリ粒子径の感度解析（格納容器下部水温）

6. まとめ

原子炉圧力容器外におけるＦＣＩについては，これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われているが，外部からの強制的なトリガーを与えない場合には水蒸気爆発は発生しないという結果が得られている。外部トリガーを与えた場合でも水蒸気爆発に至らなかったケースが複数確認されており，また，水蒸気爆発が発生した場合においても機械的エネルギへの変換効率は小さく，大規模な水蒸気爆発には至っていない。したがって，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。

原子炉圧力容器外ＦＣＩのうち，圧力スパイクへの影響因子について，実現象と解析モデルにおける取り扱いに着目し，以下に挙げるものを抽出した。

- 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）
- 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，落下速度，粒子化割合）
- プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）
- 原子炉格納容器内での水蒸気の流動

これらの項目について，不確かさの幅を考慮した感度解析を実施し，圧力スパイクに対する影響を評価した結果，いずれの項目においても圧力スパイクに対する感度は小さく，重大事故等対策の有効性評価に影響を与えないことを確認した。

付録１　FARO 実験によるＭＡＡＰの圧力スパイクモデル妥当性確認

1. FARO 実験の概要

ＦＣＩの代表的実験である FARO 実験は，$UO_2/ZrO_2/Zr$ 溶融混合物を噴出させ，装置下部の冷却材との相互作用を検証する実験である。実験装置，実験条件及び実験結果の概要は 3.1 章（３）FARO 実験に記載している。

2. ＭＡＡＰコードによる FARO 実験の検証解析

ＭＡＡＰコードでは，溶融炉心と冷却材の相互作用を計算し，圧力スパイクを取り扱うモデルに関するパラメータのうち，三つのモデルパラメータが FARO 実験のベンチマーク解析によって妥当性を評価されている。溶融炉心のエントレインメント係数，[redacted]及び粒子径ファクタである。

エントレインメント係数は，ジェット速度と密度比から溶融炉心のエントレインメント量を計算する際の係数であり，細粒化モデル(Ricou-Spalding モデル)に使用される。エントレインメント量はプール水への伝熱量に寄与する。また，エントレインメント速度（m/s）を求める下式からは，プール底部におけるジェット直径，ジェットの粒子化割合が求められる。

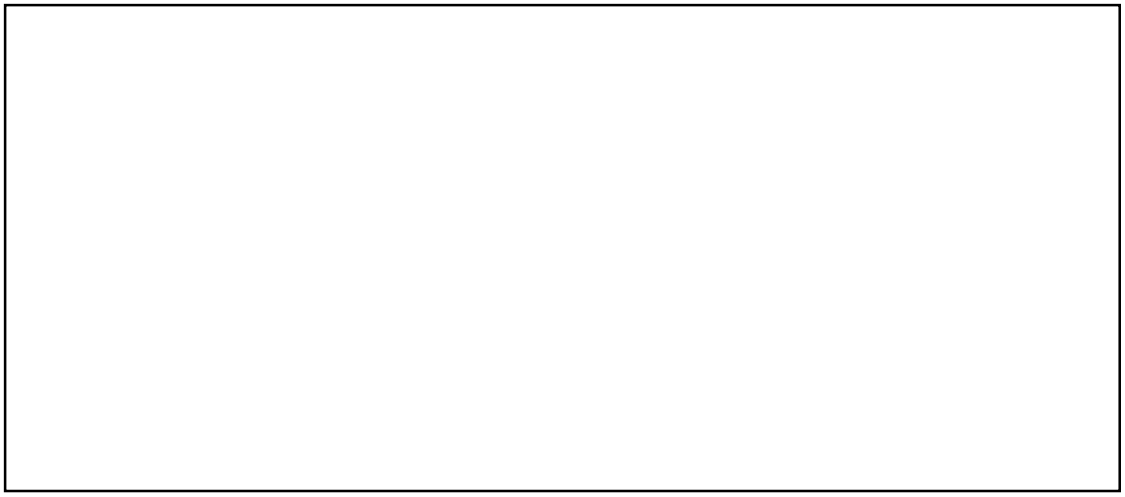
$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj}$$

E_o：エントレインメント係数
u_{dj}：ジェット速度 [m/s]
ρ_{dj}：ジェット密度 [kg/m^3]
ρ_w：水密度 [kg/m^3]

[redacted]

粒子径ファクタは，ジェット表面からエントレインメントを受けた粒子の直径を計算する際の係数である。計算された粒子径は，粒子の沈降速度やデブリ温度の計算に用いられる。

圧力スパイクモデルのベンチマーク解析における仮定を以下に示す。



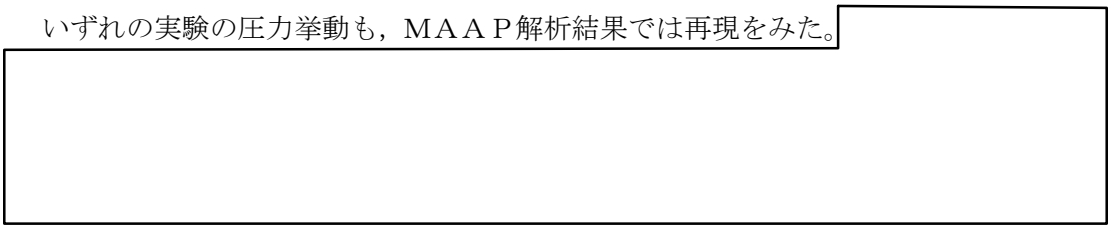
上記の仮定によって，解析結果と実験結果の比較には制限があるが，ピーク圧力の上昇（すなわち，圧力スパイク挙動）と圧力の上昇速度については，比較が可能である。

付図 1，付図 2，付図 3，付図 4，付図 5，付図 6，付図 7，付図 8，付図 9，付図 10，付図 11 及び付図 12 に L-06, L-08, L-14, L-11 実験の圧力及びデブリ粒子径及び堆積デブリ質量の実験結果と，ＭＡＡＰ解析結果の比較図を示す。ＭＡＡＰ解析結果は，三つのパラメータに対して，最適値，最大値，最小値の組み合わせを用いて評価されている。また，付表 1 に L-06, L-08, L-14, L-11 実験の過熱度を示す。

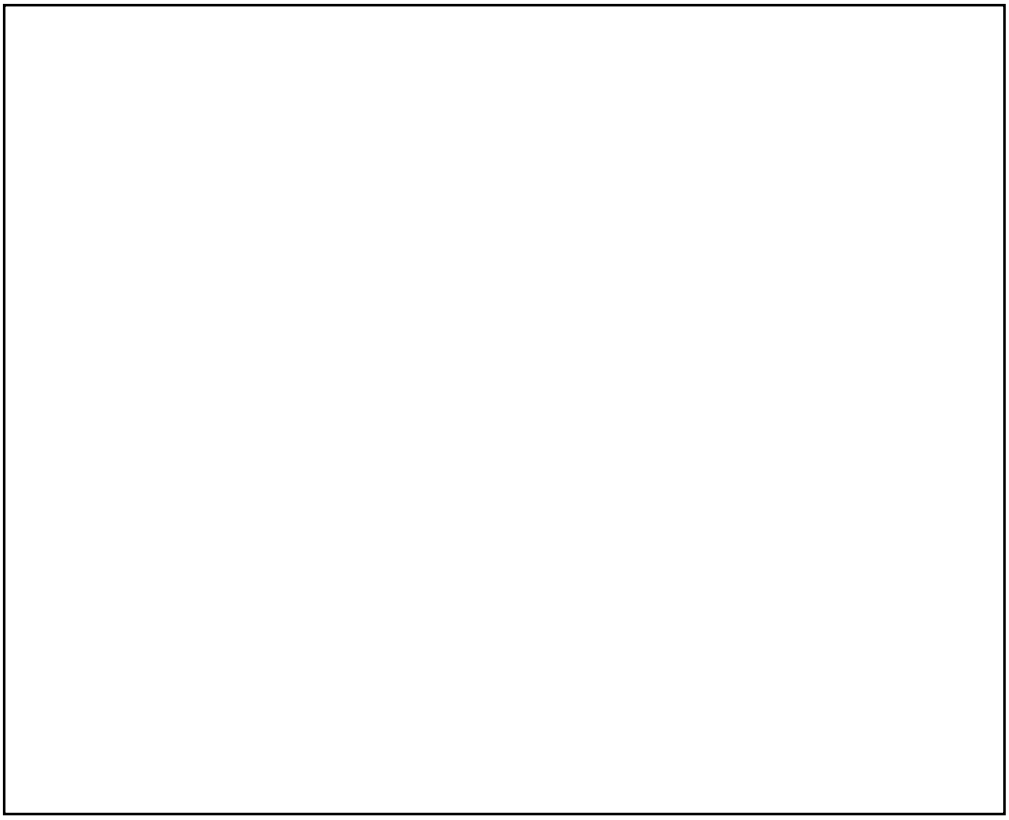
付表 1　FARO 実験における過熱度[24]

実験ケース	L-06	L-08	L-14	L-11
過熱度[K]	63	163	263	100

いずれの実験の圧力挙動も，ＭＡＡＰ解析結果では再現をみた。

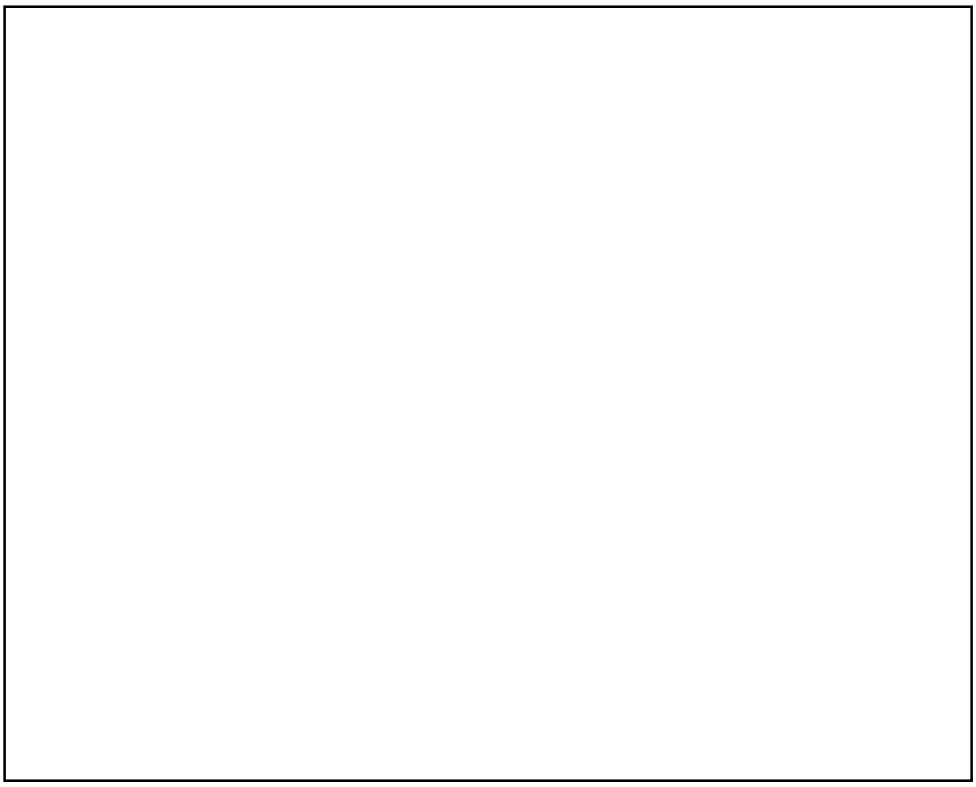


また，デブリ粒子径及び堆積デブリ質量についても，実験結果のデータは，エントレインメント係数及び粒子径ファクタを変化させた場合のＭＡＡＰ解析結果の範囲内によく再現されている。



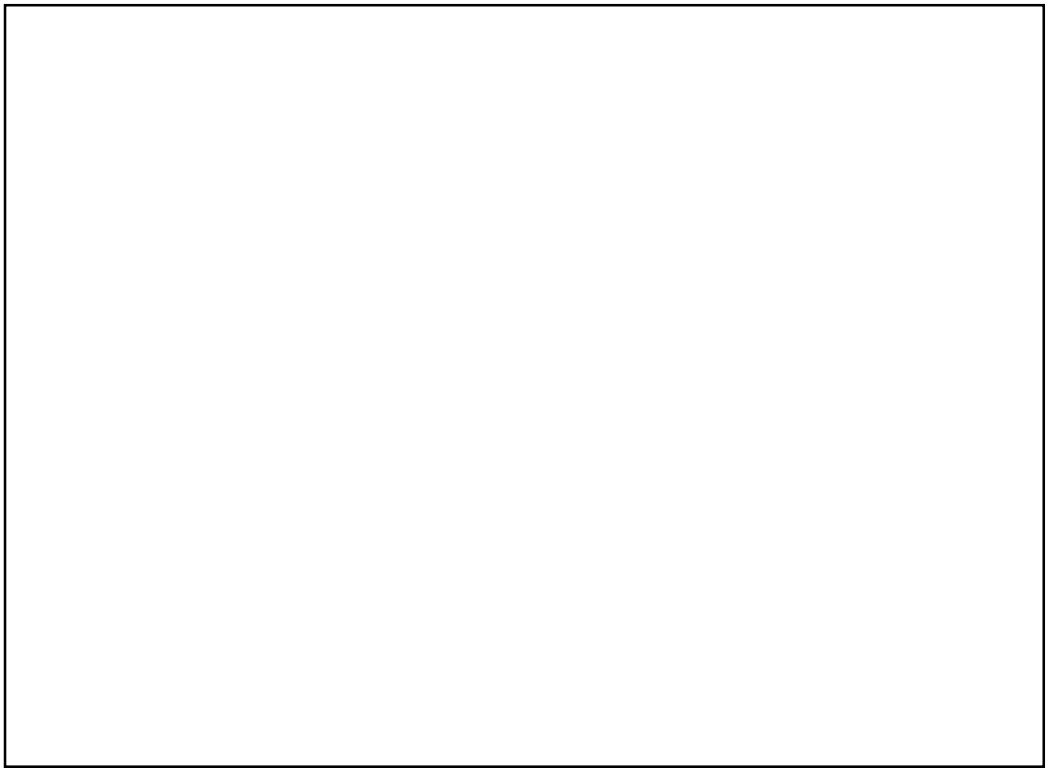
付図 1　L-06 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[23]

付図 2　L-08 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[23]

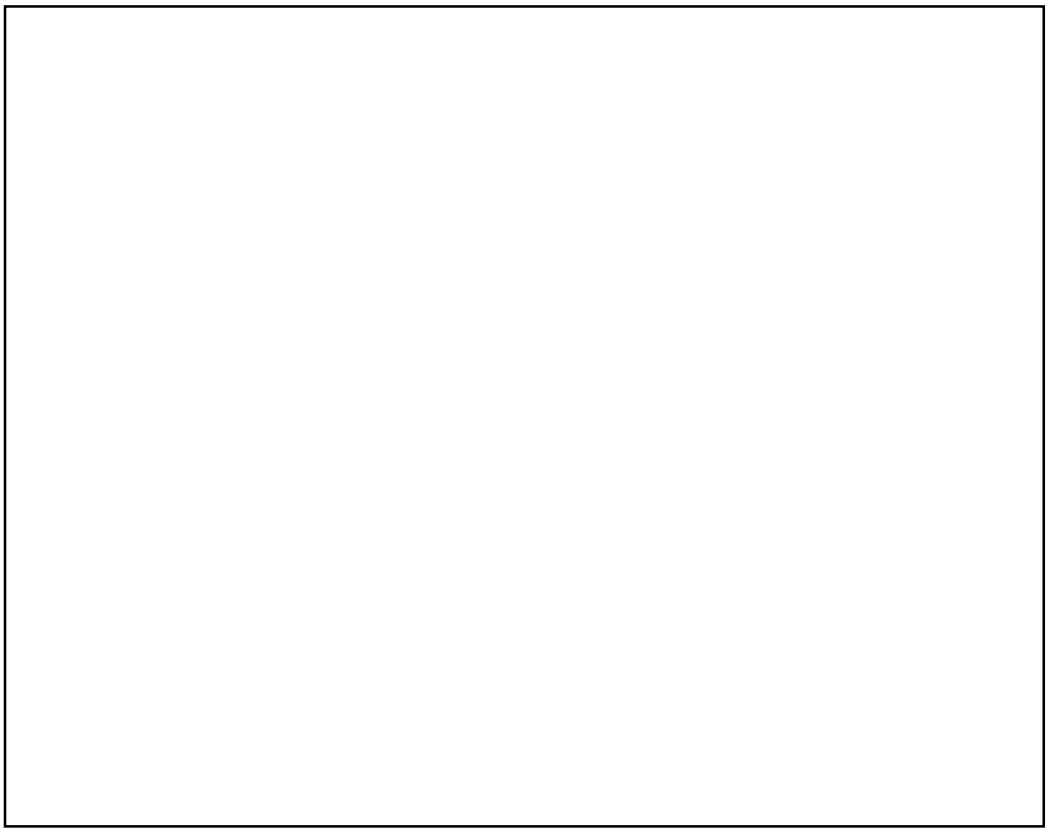


付図 3　L-14 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[23]

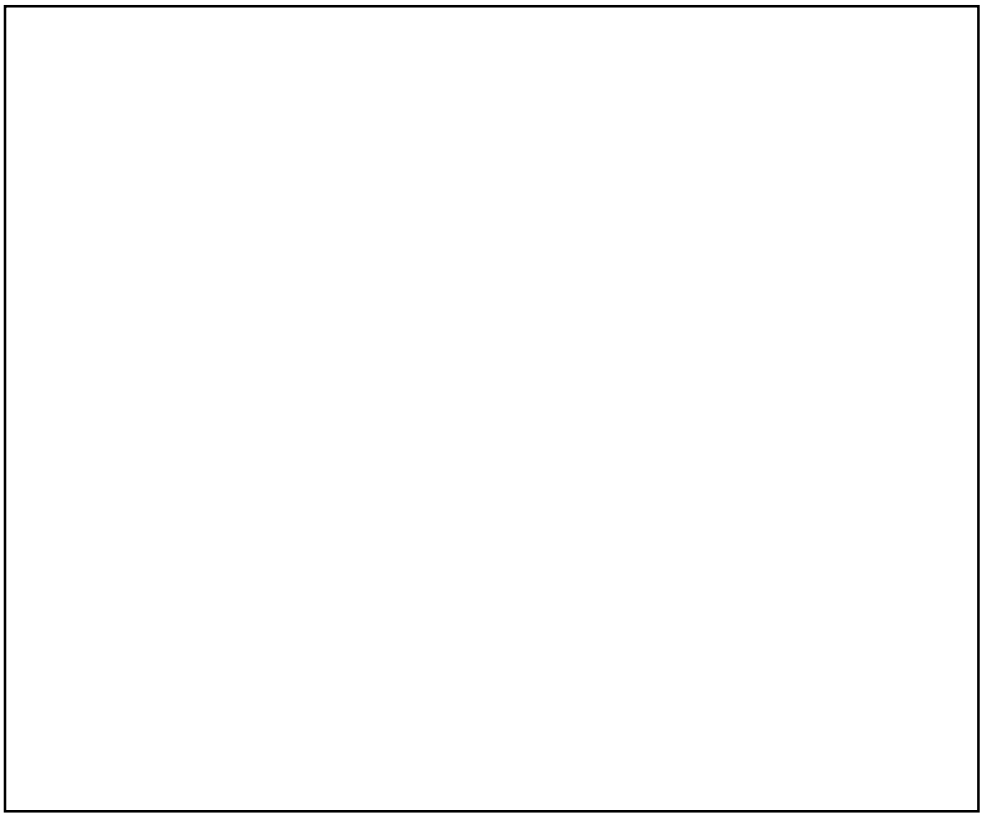
付図 4　L-11 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[23]



付図 5　L-06 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[23]

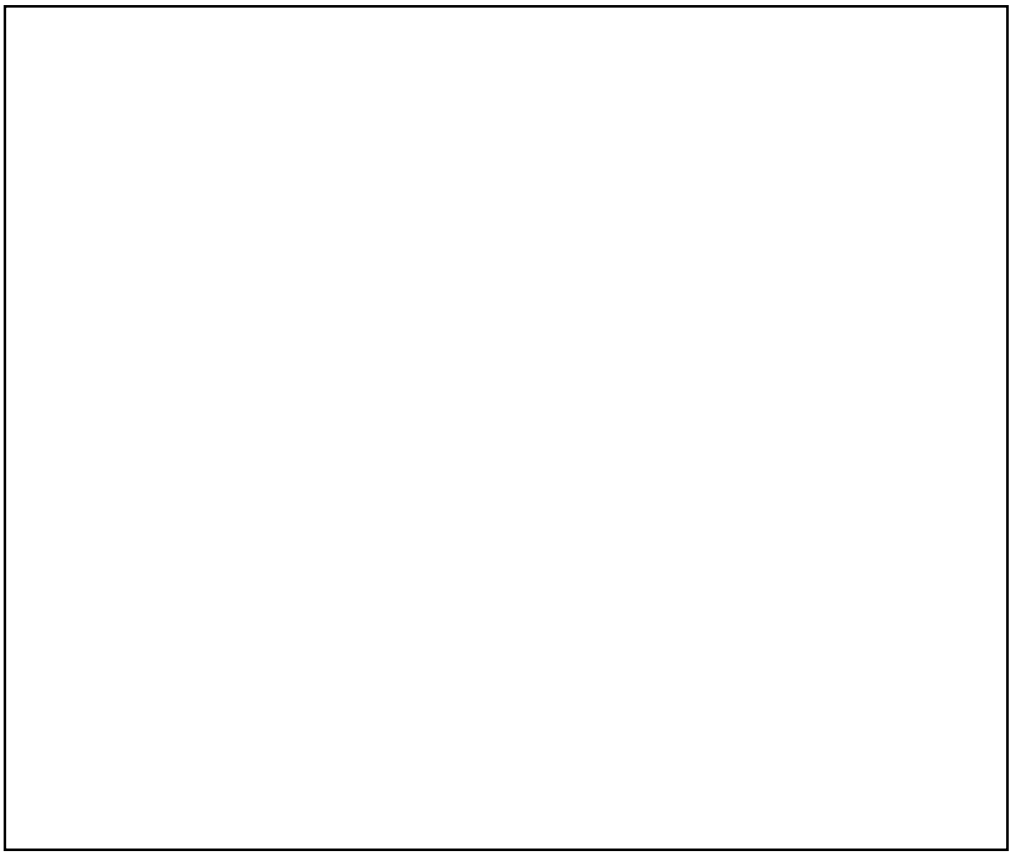


付図 6　L-08 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[23]

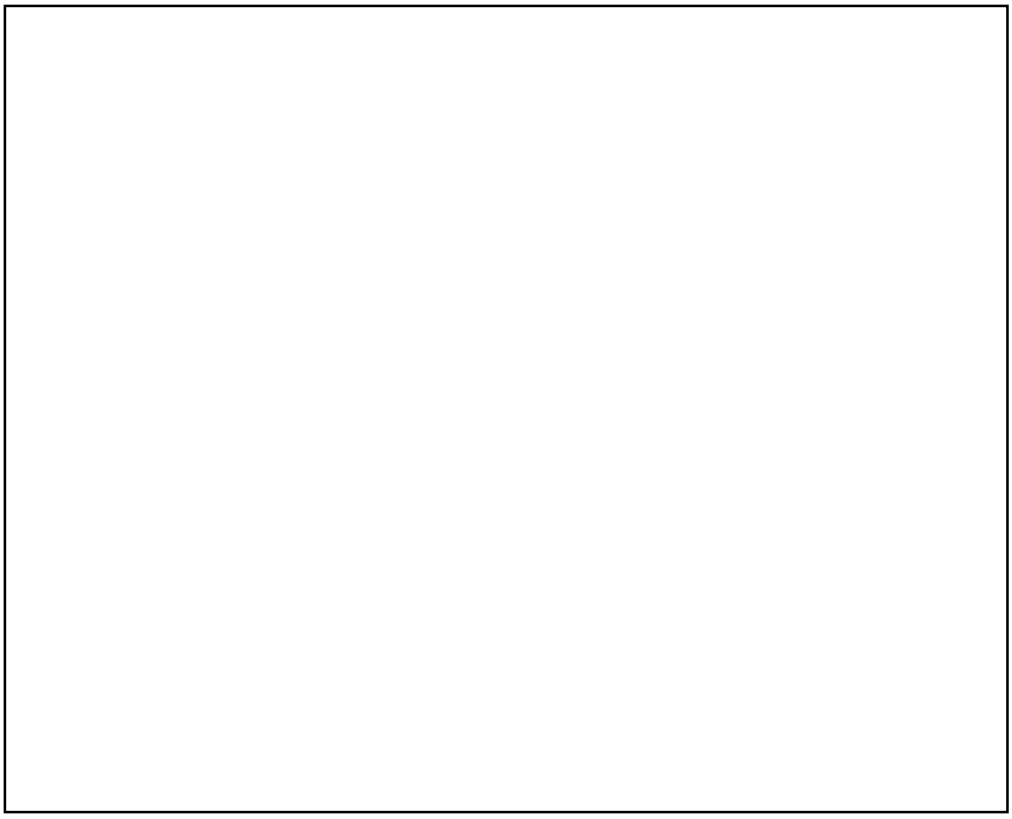


付図 7　L-14 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[23]

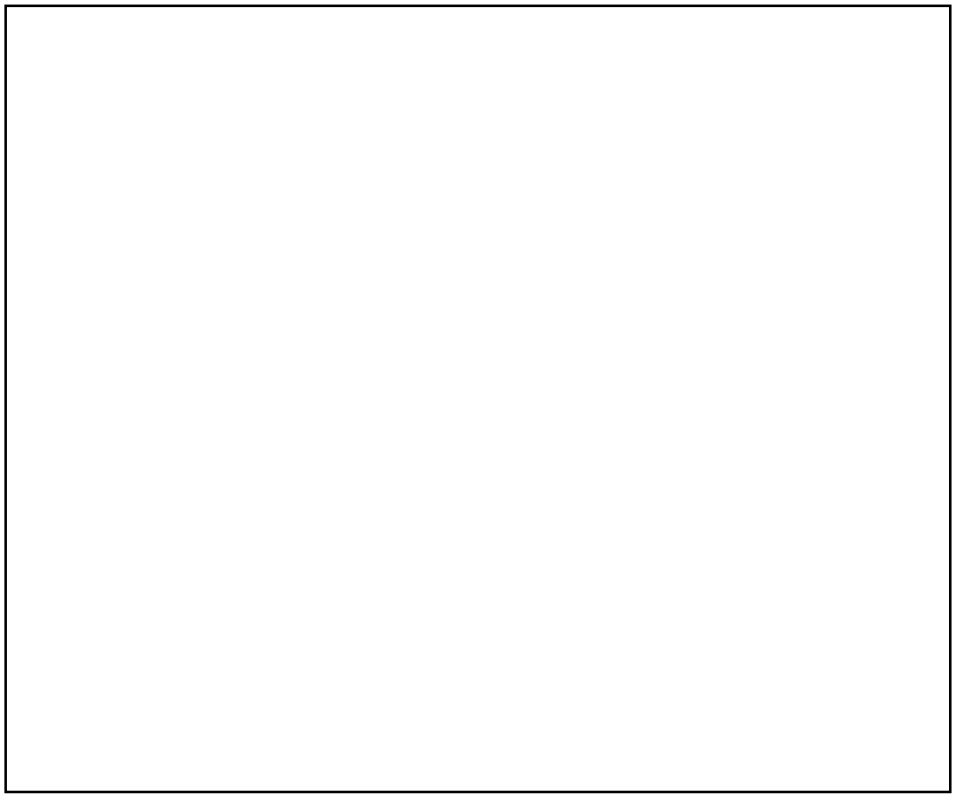
付図 8　L-11 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[23]



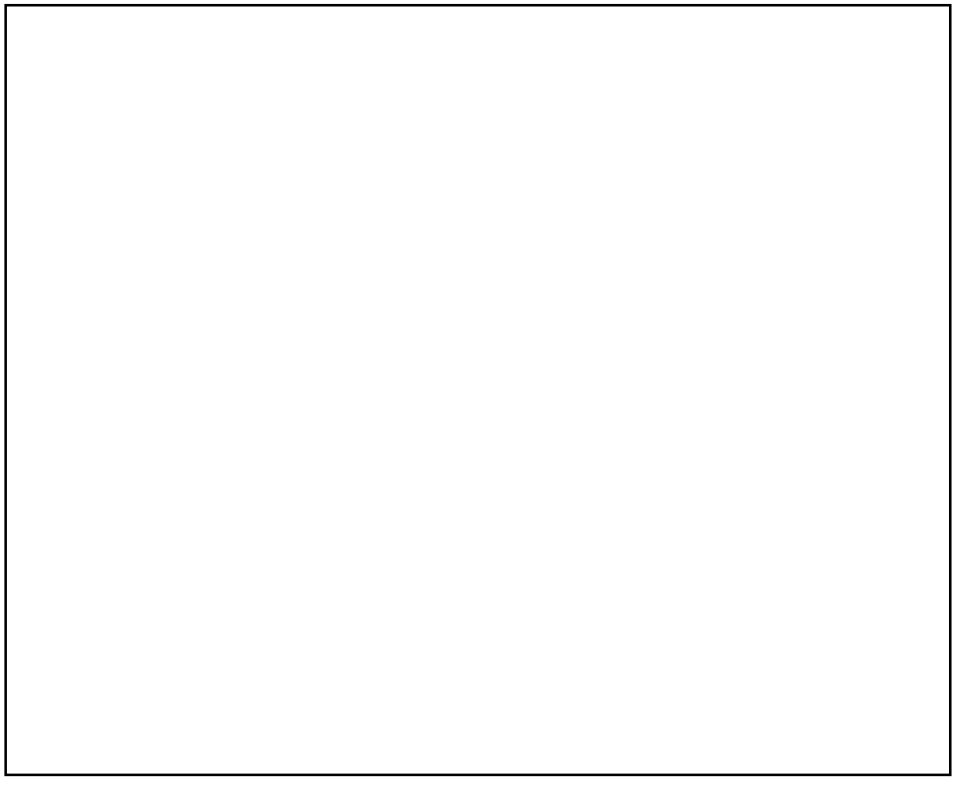
付図 9　L-06 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[23]



付図 10　L-08 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[23]



付図 11　L-14 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[23]



付図 12　L-11 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[23]

3. 結論

ＭＡＡＰコードでは，ＦＣＩに関わる圧力スパイク挙動はデブリジェットモデルで制御されており，その妥当性確認はFARO実験結果とのベンチマーク解析によって行われている。FARO 実験結果の示す圧力スパイク挙動のピーク圧力，圧力上昇及びデブリ粒子径について，ＭＡＡＰコードはよく再現されており，その妥当性が確認されている。

参考文献

［１］U.S.NRC, Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, NUREG-75/014, Oct. 1975.

［２］N. Yamano, Y. Maruyama, T. Kudo, A. Hidaka, J. Sugimoto, Phenomenological studies on melt-coolant interactions in the ALPHA program, Nucl. Eng. Des. 155 369-389, 1995.

［３］I. Huhtiniemi, D. Mgallon, H. Hohmann, Results of recent KROTOS FCI tests: alumina versus corium melts, Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999.

［４］D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006.

［５］H. S. Park, R. Chapman, M. L. Corradini, Vapor Explosions in a One-Dimensional Large-Scale Geometry With Simulant Melts, NUREG/CR-6623, 1999.

［６］D. Magallon, et al, Lessons learnt from FARO/TERMOS corium melt quenching experiments, Nucl. Eng. Des. 189 223-238, 1999.

［７］M. Kato, H. Nagasaka, COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions, JAERI-Conf 2000-015, 2000.

［８］V. Tyrpekl, Material effect in the fuel - coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism, 2012.

［９］J.H.Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP’04.

［１０］(財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月

［１１］K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User’s Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, 2008.

［１２］片山, 高速衝突と爆発問題を中心とした諸分野における衝撃解析, 「第 7 回衝撃工学フォーラム (中級者のための衝撃工学入門)」, 日本材料学会, 平成 20 年 11 月

［１３］Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER’S MANUAL VOLUME I, 2007.

［１４］T.Okkonen, et al, Safety Issues Related to Fuel-Coolant Interactions in BWR’S, NUREG/CP-0127, 1994.

［１５］T.G. Theofanous, et al, Steam Explosions: Fundamentals and Energetic Behavior, NUREG/CR-5960, 1994.

［１６］S. Basu, T. Ginsberg, A Reassessment of the Potential for an Alpha-Mode Containment Failure and a Review of the Current understanding of Broader Fuel-Coolant Interaction (FCI) issues, Report of the Second Steam Explosion Review Group Workshop (SERG-2), NUREG-1524, 1996.

［１７］O.Zuchuat, et al, Steam Explosions-Induced Containment Failure Studies for Swiss Nuclear Power Plants, JAERI-Conf 97-011, 1998.

［１８］M. Kato, et al, Fuel Coolant Interaction Tests using UO_2 Corium under Ex-vessel Conditions, JAERI-Conf 99-005, 1999.

［１９］J.H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO2/ZrO2 mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003.

［２０］J.H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosions from the TROI Experiment, Nucl. Tech., Vol.158 378-395, 2007.

［２１］NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01.

［２２］NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015.

［２３］Electric Power Research Institute (EPRI), MAAP4, Modular Accident Analysis Program User’s Manual, EPRI Report prepared by Fauske & Associates, Inc.

［２４］D. Magallon, Experimental investigation of 150-kg-scale corium melt jet quenching in water, Nucl. Eng. Des. 177 321-337, 1997.

添付３

溶融炉心とコンクリートの相互作用について

目次

1. まえがき ..... 添付 5-3-3
2. 現象の概要 ..... 添付 5-3-4
3. これまでの知見の整理 ..... 添付 5-3-5
4. 評価モデルと不確かさに関する整理 ..... 添付 5-3-8
5. 感度解析と評価 ..... 添付 5-3-32
6. まとめ ..... 添付 5-3-44
付録 ..... 添付 5-3-45
　付録１　ドライ条件でのＭＣＣＩ実験 ..... 添付 5-3-45
　付録２　注水を伴ったＭＣＣＩ実験 ..... 添付 5-3-52
　付録３　溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル ..... 添付 5-3-77
　付録４　溶融物の拡がり実験 ..... 添付 5-3-94
　付録５　粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル ..... 添付 5-3-109
参考文献 ..... 添付 5-3-111

１．まえがき

溶融炉心－コンクリート相互作用（ＭＣＣＩ）は，炉心溶融が進展し，溶融炉心が原子炉圧力容器底部を溶融貫通し，格納容器下部のペデスタル床に落下した場合に発生する現象である。ＭＣＣＩが継続すると，格納容器構造の侵食や非凝縮性ガス（水素ガス等）発生による格納容器過圧により格納容器破損に至る可能性があり，重要な格納容器破損モードと考えられてきており，これまで種々の実験や解析モデルの開発が行われてきている。これまでは，注水がないドライ条件でのＭＣＣＩ挙動や溶融炉心上に注水した場合（Top Flooding）のＭＣＣＩ抑制効果を調べる研究が主に行われてきた。

ＭＣＣＩの緩和対策として，溶融炉心落下後に注水する以外に，溶融炉心落下前にペデスタルに事前水張りするマネジメントが効果的とされており[1]，本有効性評価ではこの対策を前提としている。事前水張りにより，溶融炉心が落下時に水中で粒子化され，溶融炉心が粒子状ベッドとして堆積し，デブリ冷却性の向上が期待されるためである（図 1-1 参照）。

本資料では，国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに，解析モデルに関する不確かさの整理を行い，感度解析により有効性評価への影響を確認した。

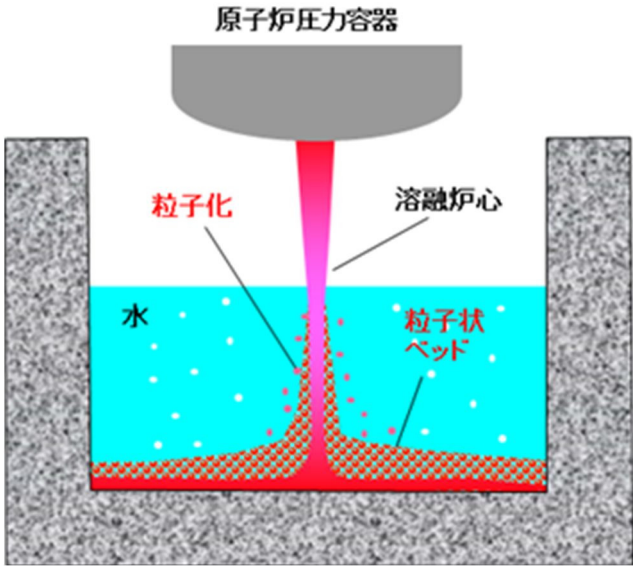


図1-1　ペデスタル事前水張りによるデブリ粒子化の概念

２．現象の概要

ＭＣＣＩは，溶融炉心が原子炉圧力容器下部を溶融貫通して格納容器床面に落下し，床面のコンクリートと接触した場合に発生し，高温の溶融炉心によりコンクリートが加熱され熱分解し溶融侵食される現象である。侵食が継続した場合，原子炉格納容器バウンダリの破損や格納容器内支持構造の強度低下に至る可能性がある。また，コンクリートの熱分解により発生する水蒸気及び二酸化炭素が溶融炉心内を通過する間に未酸化金属成分と反応して水素，一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスが発生し，原子炉格納容器内の過圧や燃焼に至る可能性がある。このような要因により格納容器破損に至る可能性があり，ＭＣＣＩは重要な格納容器破損モードと考えられている。ＭＣＣＩを停止するためには，落下した溶融物（コリウム）を冷却することにより，侵食限界に至る前にコリウムと接しているコンクリート温度を溶融温度(約 1500K)以下にすることが必要となる。

国内ＢＷＲでは，原子炉圧力容器破損前にペデスタルへ水張りを行い，下部ヘッドが破損し溶融炉心が落下した際の溶融炉心の冷却を促進することにより，ＭＣＣＩを緩和する対策を採っている。ペデスタルに落下した溶融炉心は，水プール中を落下する際に，一部は粒子化して水中にエントレインされ，残りは床面に落下して堆積し溶融プールを形成する。エントレインされたデブリ粒子は，水中を浮遊しながら水へ膜沸騰による熱伝達が行われて冷却され，クエンチし，溶融プール上に堆積し，粒子状ベッドを形成する。

ペデスタル床に堆積した溶融炉心は，崩壊熱や化学反応熱により発熱しているが，水やコンクリートへの伝熱により徐々に冷却され，溶融炉心温度が固化温度を下回ると固化する。溶融炉心の冷却の過程では，中心に溶融プール(液相)，外周部にクラスト(固相)が形成される。溶融炉心上のプール水との伝熱は粒子状ベッドを介して行われるため，冷却効果は，粒子状ベッドの冷却性に依存する。

ペデスタルの溶融炉心と接触しているコンクリートは，溶融炉心からの熱伝達により加熱され，その温度が融点を上回ると溶融し侵食される。この際にガス(水蒸気及び二酸化炭素)及びコンクリートスラグが発生し，溶融炉心に混入されて化学反応（未酸化 Zr による還元反応）により，反応熱とともに水素ガスや一酸化炭素が発生する。

ＭＣＣＩによるコンクリート侵食量は，溶融炉心から上部水プール，壁方向及び床方向のコンクリートへの熱分配に支配される。国内ＢＷＲのＭＣＣＩ対策としている事前水張りをしている場合には，溶融炉心上面からの除熱が支配的となるため，相対的にコンクリートへの熱移行は抑えられ，コンクリート侵食量は抑えられる。この場合には，上面熱流束が重要となる。また，万一事前水張りできず，溶融炉心上面からの除熱が十分でない場合は，コンクリートへの熱移行量が増え，コンクリート侵食量は大きくなる。この場合には，コンクリートへの熱伝達が重要となる。

３．これまでの知見の整理

本章では，ＭＣＣＩに関する実験の概要及びそこで得られた知見に関して整理を行う。

ＭＣＣＩに関する実験としては，水による冷却を伴わない実験として米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）で実施されたACE実験[2][3]，米国サンディア国立研究所（SNL）で実施されたSURC実験[4]（国際標準問題ISP-24[5]）及び独カールスルーエ研究所（KfK）で実施されたBETA実験[6]がある（付録１参照)。水による冷却を伴う実験（溶融物上に冷却水を注水した実験）としては,SNLで実施されたSWISS実験[7]及びWETCOR実験[8],米国電力研究所(EPRI)の主催で実施されたMACE実験[3][9][10]，我が国の原子力発電技術機構（NUPEC）により実施されたCOTELS実験[1][11],OECDプロジェクトとしてANLにて行われたＭＣＣＩ実験[10][12][13][41]がある（付録２参照)。

また，水中に溶融デブリを落下させ溶融物の粒子化を調べた実験としては，JRC-ISPRAにて実施したKROTOS実験[14]やFARO実験[14]，NUPECにて実施したCOTELS-FCI実験[1][15]，スウェーデン王立工科大学（KTH）で実施されたDEFOR実験[16]がある（付録３参照)。

ペデスタルでの溶融物の拡がり実験としては，水による冷却を伴わないドライ条件での実験として，国内ＢＷＲを対象にＢＷＲ産業界が実施したSPREAD実験[19][20]や，EPRを対象とした実験が複数実施されており，ウェット条件での実験については実施例が少ないが，前述のSPREAD実験やKTHのPULiMS実験[21]，ANLにて不均質に堆積させたデブリベッドの拡がりを確認したセルフレベリング実験[22]が行われている。

各実験の詳細は付録資料にて示す。以下に，実機評価に関連する知見の概要をまとめる。

・ドライ条件でのコンクリート侵食　（付録１参照）

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は，ACE実験，SURC実験及びBETA実験で確認されている。また，ＭＡＡＰコードによる実験解析が行われており，解析で得られた侵食速度は実験結果と良く一致している（１時間あたり20cm程度）[23][34]。

・ウェット条件（Top Flooding）でのコンクリート侵食　（付録２参照）

SWISS実験，WETCOR実験，MACE実験では，溶融デブリ上面へ注水をした場合（Top Flooding）のコンクリート侵食実験が行われたが，結果として，デブリ上面に安定なハードクラストが形成されてデブリ内への水の浸入を妨げ，コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は，デブリ模擬物上面に形成されたクラストが側壁（側壁に耐火物を採用した一次元侵食実験）あるいは電極と側壁の両者に固着し，クラストとその下のデブリ模擬物とが分離したことにより，デブリ模擬物の効果的な除熱がなされなかったためであるとされている。

COTELS実験では，溶融物の落下過程を含めて模擬したＭＣＣＩ実験が実施され，結果として，側壁侵食部に水が浸入し，コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機スケールで安定クラストが形成されるか否かを解明するため，OECD/MCCI プロジェクトが行われ，クラスト強度，クラスト浸水，二次元コンクリート侵食挙動等を分離効果的に調べる実験が実施された。その結果，実機スケールでは，安定クラストは形成されず，ハードクラストは割れて水が内部に浸入して冷却が促進されることや，ＭＣＣＩにより発生したガスにより溶融物がクラストの割れ目から噴出する火山型のクラストが形成されるとの結果が得られている。また，ＣＣＩ実験結果から玄武岩系コンクリートに侵食の異方性が見られる結果が得られている。

これらの知見は，ＭＣＣＩ評価のためにはデブリから水プールやコンクリートへの熱伝達の扱いが重要であることを示唆している。

・水張りによる溶融物の粒子化　（付録３参照）

溶融物ジェットが水中へ落下する場合の粒子化挙動については，ＦＣＩ実験等により確認されている。粒子化割合は，主に水深やジェット径に依存し，粒径（質量中央径）は，比較的大きく，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各 UO_2 混合物実験の平均的な粒子径は，溶融物量の多い FARO 実験では 2.6～4.8mm[14]，COTELS 実験では６mm 程度[15]である。また，粒子化割合を評価する解析モデルが提案されている（Ricou-Spalding 相関式[25]や Saito の相関式[26]等）。

・溶融物の拡がり　（付録４参照）

Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究[17][18][19][20]により，事前水張りが，溶融物の拡がりを抑制し，シェルアタック防止に有効であることが確認されるとともに，溶融物の拡がりを評価する解析コードが作成されている。溶融物の拡がりには，デブリ落下流量，デブリ成分，デブリ過熱度が主に影響することが示されている。KTH では，水中での溶融物の拡がり挙動と固化性状を調べる PULiMS 実験[21]が実施され，溶融物の拡がる過程は，流体力学と固化の二つの競合プロセスに支配されるとして，流体力学には重力，慣性力，粘性力及び表面張力が影響し，固化には溶融物から周囲への熱伝達，崩壊熱発生及び溶融物の相変化が影響するとして，実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案[20][27][28]が行われている。また，独カールスルーエ研究センター（FZK）において KATS 実験[23][29][30]が実施され，溶融物の放出速度が比較的高い場合は，冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になることが示されている。溶融物の拡がり挙動の解析のために，種々の解析コードが提案されており，実験データを元に検証が行われている。三次元の拡がり評価も行われており，比較的広いペデスタルをもつＡＢＷＲ（ペデスタル半径約 5.3m）の溶融物拡がり評価が実施され，床上に水がある場合でも，床全面に溶融物が拡がることが示されている[40]。

また，ANL でのセルフレベリング実験[22]により，水プール中に不均質に堆積させた粒

子状ベッドにおいて，内部沸騰によって短時間でベッドの厚さが均一化されることが示されている。

・粒子状ベッドの冷却性　（付録５参照）

粒子状ベッドの冷却性については，ドライアウト熱流束が種々の実験で確認されており，主に粒子径に依存するとの結果が得られている。また，ドライアウト熱流束を評価する解析モデルがいくつか提案されているが，Lipinski0-D モデル[24][31][32][33]が広く使われている。

４．評価モデルと不確かさに関する整理

本章では，ＭＣＣＩ評価に使用している解析モデルと想定される不確かさについて整理する。

4.1　ＭＣＣＩ評価モデル

ＭＣＣＩ評価には，ＭＣＣＩ現象を扱え，溶融炉心落下や注水によるデブリ冷却効果を評価できるＭＡＡＰコード[34]を使用している。以下に，ＭＣＣＩ伝熱モデルの概要を示す（図4-1 参照）。

コリウムの構成

- 均質に溶融したプールを形成すると仮定。
- 上部，下部及び側面にクラスト層を仮定。

クラストの生成

- クラストのエネルギーバランス（溶融プールからの伝熱，水プール・コンクリートへの伝熱）によりクラスト厚さの変化率を計算。

コンクリートの侵食

- コンクリート表面から侵食深さ方向に一次元熱伝導を解き温度分布を計算。
- コンクリート溶融温度（入力値：1500K）以上で侵食開始。
- 溶融炉心からの伝熱量と分解／溶融潜熱により侵食量を評価。
- コンクリート分解による自由水・結合水・CO_2の発生を考慮し，溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算により金属との反応，H_2及びCO発生を評価。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

伝熱モデル

- 溶融炉心－コンクリート間の熱伝達：　溶融プールからクラスト層への対流熱伝達量とクラスト内崩壊熱の和で熱流束が与えられる。溶融プールからクラスト層への対流熱伝達は，粘性に影響されるため，固化割合に応じて補正されている。溶融炉心から床方向及び側面方向のコンクリートへの熱流束を以下に示す。

床方向の熱流束

$$q_d = h_d\left(T_f - T_{F,m}\right) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

壁方向の熱流束

$$q_s = h_s\left(T_f - T_{F,m}\right) + q_v \cdot X_{cs}$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで，

q_d，q_s：　床方向及び側面方向の熱流束　［W/m^2］

h_d，h_s：　溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数　［W/m^2-K］

h_{d0}，h_{s0}：　溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数　［W/m^2-K］

f_s：　固化割合　［－］

n： 固化効果項の指数 ［－］

T_f： 溶融プールの温度 ［K］

$T_{F,m}$： デブリ融点 ［K］

q_v： 体積発熱率 ［W/m^3］

X_{cd}， X_{cs}： 床面及び壁面のクラスト厚さ ［m］

対流熱伝達係数h_{d0}及びh_{s0}は，BETA実験（二次元侵食実験）のベンチマーク解析[23][34]を元に，それぞれ[redacted]と[redacted]が，固化効果項の指数nは，[redacted]が推奨されている。

- クラストの伝熱と厚さ： クラストのエネルギーバランス（溶融プールからの伝熱，水プール・コンクリートへの伝熱）によりクラスト厚さの変化率が計算されている。側面方向及び床方向の溶融プールからの対流熱伝達係数が異なるため，下部クラストと側面クラストの厚さも異なる。内部発熱を考慮し，下部クラスト，側面クラスト，上部クラストは放物線状の温度分布が仮定されている。クラスト成長の結果，溶融プールからの熱とクラスト内発生熱をコンクリートへ伝達できなくなると，クラスト内側で溶融が生じ，クラストは薄くなる。逆に，クラストが十分に薄く，溶融プールからの熱とクラスト内発生熱以上を伝達できれば，凝固が生じ，クラストは厚くなる。
- 上部クラスト－水プール間の熱伝達： デブリが冠水されて表面温度が十分低下すると，上部クラストはクエンチ層として扱われ，以下のKutateladze型の水平平板限界熱流束相関式が適用される。このクエンチ熱流束は，デブリ平均温度が水の飽和温度以上である場合に適用される。

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g \left(\rho_l - \rho_g \right) \right\}^{0.25}$$

ここで，

q_{chf}：熱流束 ［W/m^2］

F_{chf}：係数 ［－］（ユーザー入力）

h_{fg} ：蒸発潜熱 ［J/kg］

ρ_g：蒸気の密度 ［kg/m^3］

ρ_l：水の密度 ［kg/m^3］

σ ：表面張力 ［N/m］

g：重力加速度 ［m/s^2］

係数F_{chf}として，SNLで実施されたSWISS実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束800kW/m^{2}に相当する値である0.1がデフォルトとして設定されており，係数F_{chf}を変更することにより粒子状ベッドから水プールへの熱流束を想定した解析が実施できる。係数F_{chf}と熱流束q_{chf}の関係を図4-2に示す。係数F_{chf}の

デフォルトは0.1が使われており，この場合熱流束q_{chf}は大気圧状態で800kW/m^{2}程度となる。

デブリ平均温度が水の飽和温度と等しくなると(デブリクエンチ)，水プールへの熱流束は，デブリの崩壊熱が全て水プールへ伝達されるとして計算され，上記限界熱流束相関式は適用されない。デブリクエンチ後は，デブリからコンクリートへの熱伝達は発生しなくなるため，デブリと接しているコンクリート温度が侵食温度以下となり，コンクリートの侵食は停止する。

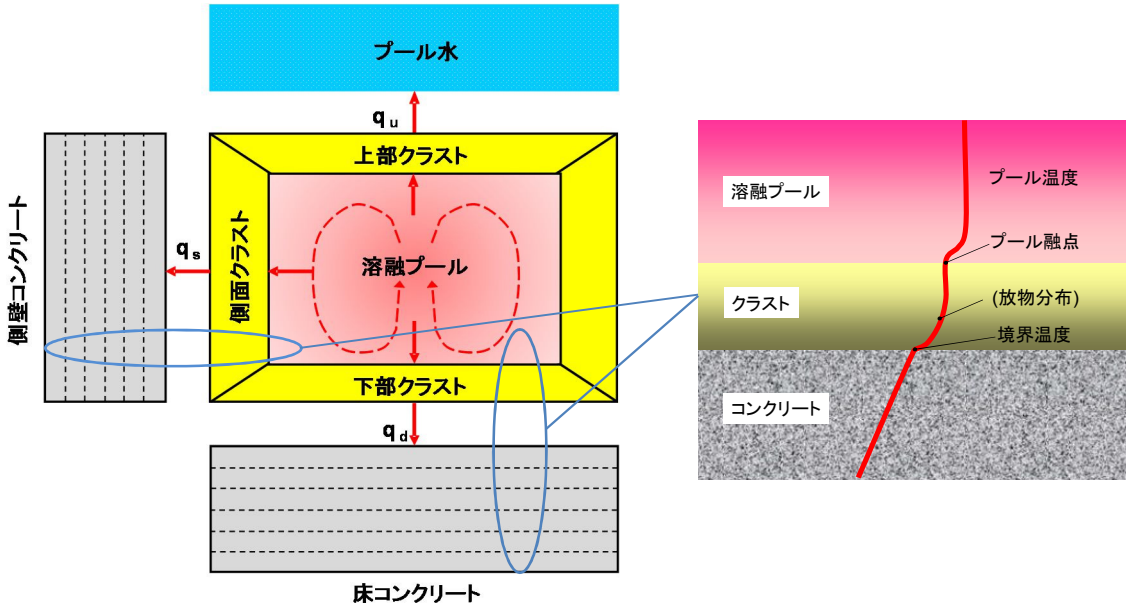


図 4-1　ＭＡＡＰコードのＭＣＣＩ伝熱モデル概要

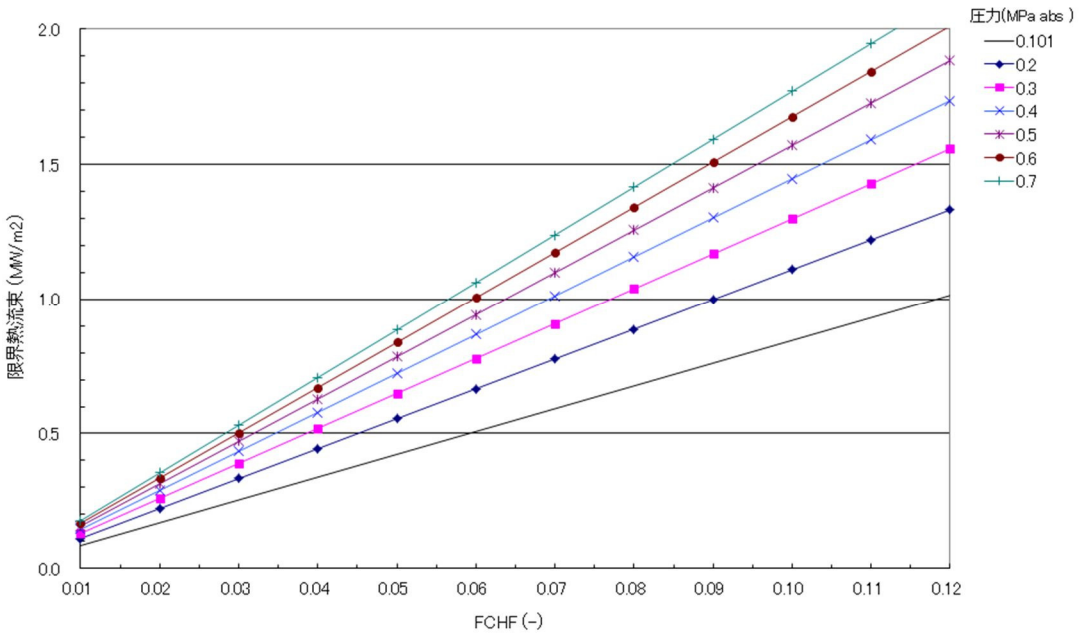


図 4-2　ＭＡＡＰコードのデブリ上面の熱流束を与える
F_{chf}入力と限界熱流束の関係

4.2 ＭＣＣＩ評価における不確かさの整理

ＭＣＣＩの過程ごとに不確かさ要因を整理する。ＭＣＣＩは以下の過程で段階的に進展する。

(1) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

(2) 溶融物の落下・堆積過程

(3) ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し，不確かさ要因を整理し，感度解析が必要なパラメータを確認する。

(1) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは，下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞれについて，評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッド破損面積

評価モデル： ＭＡＡＰコードでは，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，下部ヘッドクリープ破損等の種々の下部ヘッド破損モードがモデル化されており，最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じる。破損面積は，溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による拡大も考慮されている。

評価条件： ＭＡＡＰ解析結果から，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が下部ヘッドに開き，下部プレナム内の溶融炉心がペデスタルに落下することになる。他の下部ヘッド貫通部が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから，制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。なお，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている場合には，制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため，この扱いは保守的である。

溶融炉心の落下量

評価モデル： 溶融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペデスタルとの圧力差に水及び溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。

評価条件： ＭＡＡＰ解析結果から，下部ヘッド破損前には全炉心相当の溶融炉心が下部プレナム内に堆積した状態になっている。この状態に至る前には，以下の過程が起こる。即ち，溶融炉心が下部プレナムへ落下を開始すると，下部プレナム水により溶融炉心が冷却される。また，制御棒案内管内にも水が溜まっており，溶融炉心の冷却のヒートシンクになる（図 4-3 参照）。下部プレナムや制御棒案内管内の水が蒸発して喪失すると，制御棒案内管の温度が上昇し溶融に至る。制御棒案内管は炉心重量を支持しているために，制御棒案内管の溶融が起こると，炉心の支持機能が喪失し，全炉心が下部プレナムへ落下する。その後，

制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損が起こり，溶融炉心の放出が開始する。以上のような過程の結果，下部ヘッド破損時に，下部プレナム内に堆積している全炉心相当の溶融炉心が流出することになり，溶融炉心の落下流量としては，最も厳しい条件となっている。

以上に示したように，下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について，いずれも最も厳しい条件が使用されているため，特に感度解析を行う必要はない。

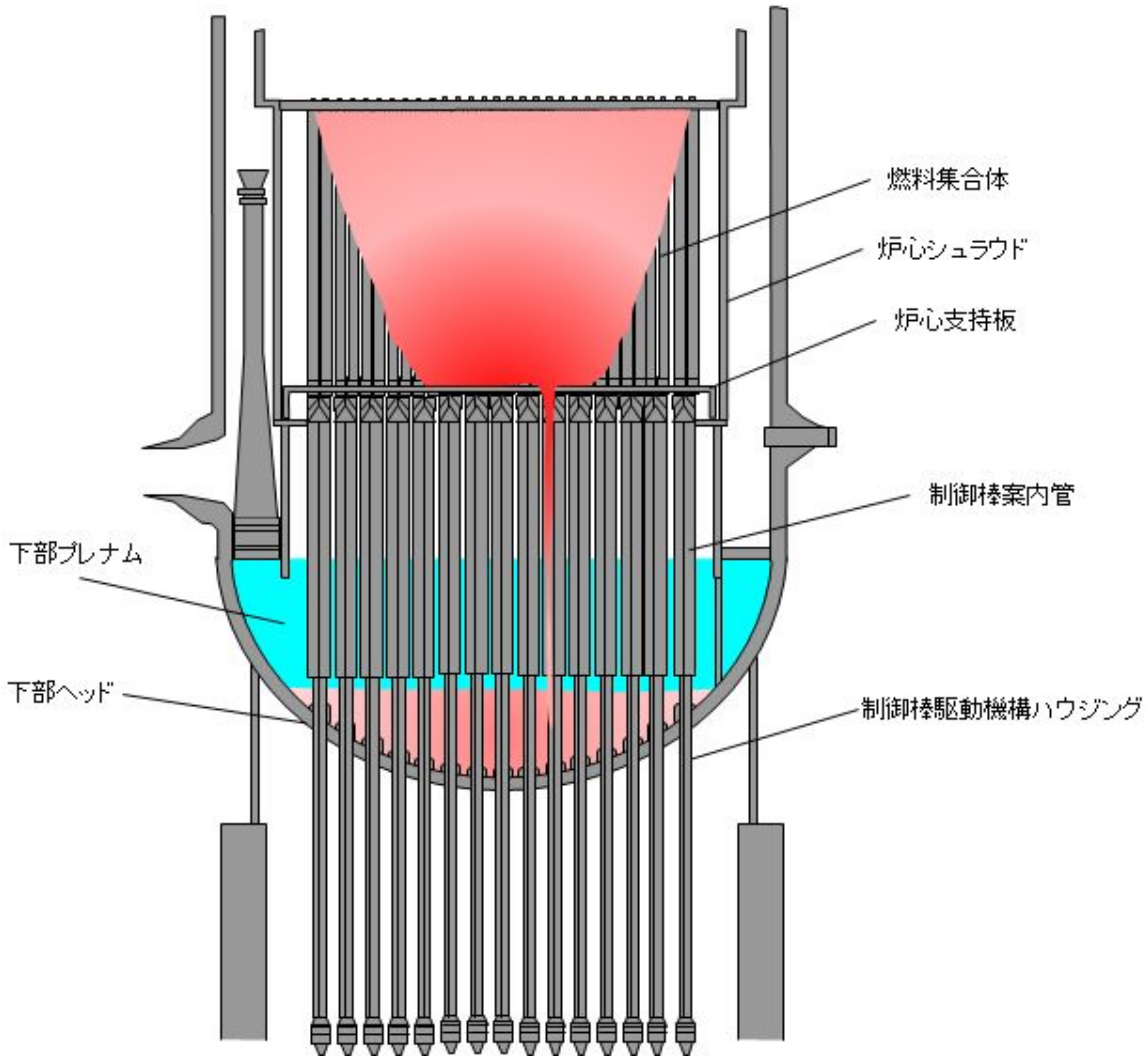


図 4-3　炉心部から下部プレナム内への溶融炉心の移行状態を示す模式図

(2) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では，下部ヘッドが破損し，溶融炉心が事前水張りされたペデスタルへ落下するため，溶融炉心が水中で粒子化することが想定され，粒子化されない溶融炉心はペデスタル床に溶融プールとして堆積する。この過程では，溶融炉心の水中での粒子化に不確かさが想定される。

溶融炉心の粒子化

評価モデル： ＭＡＡＰコードでは，粒子化割合は，Ricou-Spalding モデル[25]で計算される。Ricou-Spalding モデルは，エントレインメント量（粒子化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する溶融炉心は円柱ジェットで冷却水中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。

円柱ジェットのエントレインメント速度 m_{ent}（m/s）は，次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \qquad (1)$$

ここで，E_o：エントレインメント係数

u_{dj}：ジェット速度［m/s］

ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_w：水密度［kg/m^3］

水中でのジェット速度を一定と仮定し，水面から垂直方向に積分すると，プール底部（水深：ΔH_{pool}）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \qquad (2)$$

(2)式を用いて，溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため，次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^{\ 2} - d_{dj}^{\ 2}}{d_{dj,o}^{\ 2}} \qquad (3)$$

ここで，d_{dj}：プール底部におけるジェット径［m］

$d_{dj,0}$：プール水面におけるジェット径［m］

Φ_{ent}：水中における粒子化割合［-］

以上の評価式において，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径及びプール水深であり，このうちモデルパラメータとしてエントレインメント係数と溶融物ジェット径に不確かさが想定される。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験であるFARO 実験に対するベンチマーク解析[34]によって範囲を設定しており，不確かさ範囲は，□～□となっている。FARO 実験条件[14]は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プー

ルのサブクール度は０（飽和）～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，水深は２～４ｍ程度，水プールサブクール度は飽和～90K 程度，雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価の特徴的な条件を包絡しており，ベンチマーク解析で検討されたエントレインメント係数の範囲内で感度を確認すれば十分といえる。

評価条件：　ＭＡＡＰ解析ではエントレインメント係数のデフォルト値として［　　］が使用されており，これは実験解析により確認された不確かさ範囲の代表値となっている。

溶融物ジェット径は，下部ヘッド破損口径により決まることから，前述のように大きい値としている。これは，粒子化割合を小さめにする扱いをしていることになる。

因みに，Ricou-Spalding 相関式を使用して，実機で想定される水張り水深２m，溶融物ジェット径 0.15m の条件の場合で 63%程度が粒子化される（図 4-4 参照）。[33]

以上のことから，エントレインメント係数については，不確かさ範囲が設定されており，溶融炉心が水中に落下した際の粒子化割合とその過程での蒸気発生やデブリ粒子の酸化による水素ガス発生に影響することから，不確かさ範囲内で感度解析を実施する。

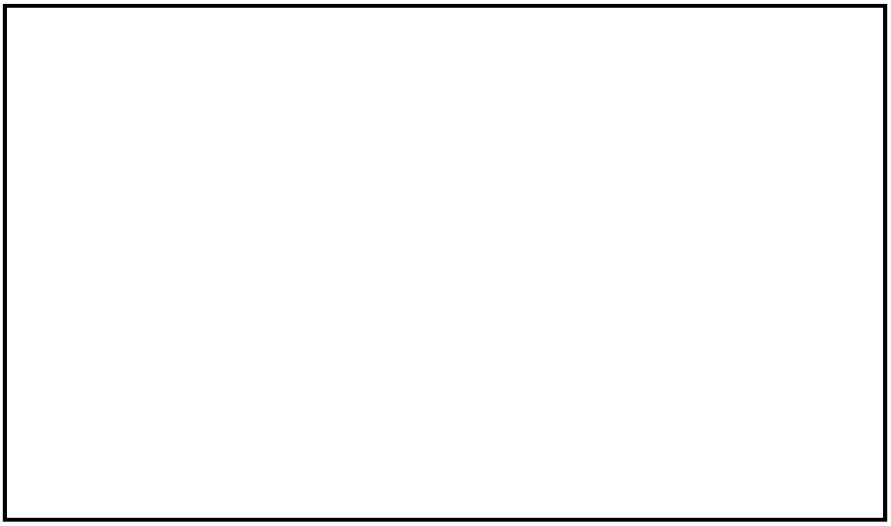


図 4-4　Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ[33]

(3) ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では，溶融炉心の拡がり，デブリベッドの冷却性，コンクリート侵食に不確かさが想定される。

溶融炉心の拡がり

評価モデル： ＭＡＡＰコードでは，落下した溶融炉心はペデスタル床上に均一に拡がると仮定している。

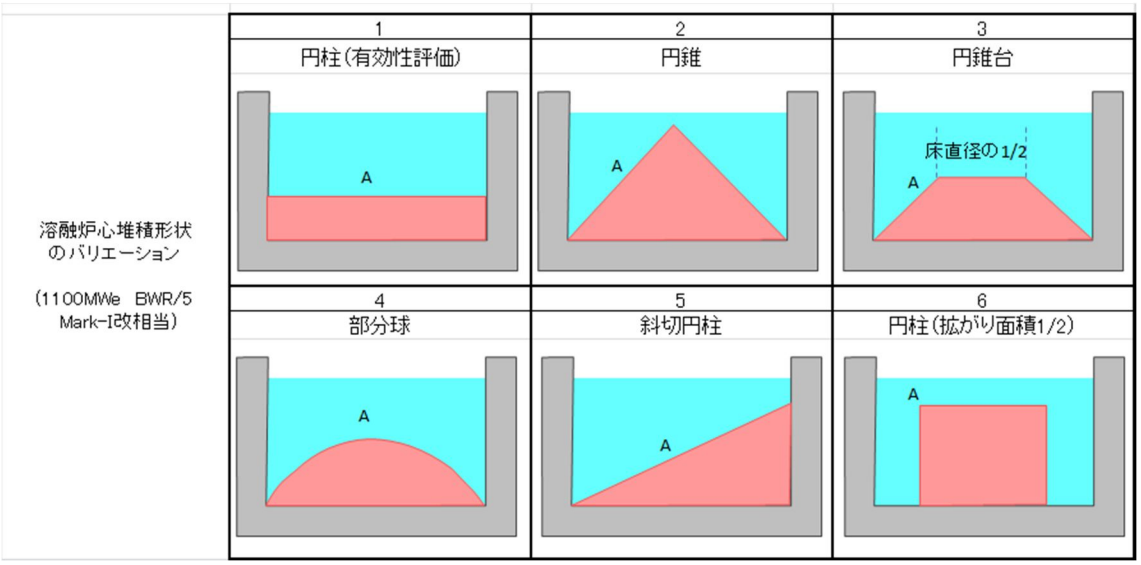
評価条件： 事前水張りされたペデスタルのプール水中に落下する溶融炉心は，前節の溶融物の落下・堆積過程で示したように，一部が粒子化した後に固化し，残りが溶融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり，固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベッドを形成するものと想定される（図 1-1 参照）。このような溶融炉心の拡がりにおいて，溶融物の拡がり距離と粒子状ベッドの堆積形状に不確かさが想定される。

まず，溶融物の拡がり距離の不確かさについて考察する。Mark-Ⅰ型格納容器のシェルアタックに関する研究[17][18][19][20]によれば，水張りがないと溶融炉心は格納容器シェル壁（拡がり距離７m 程度）まで到達するが，水張りがあれば溶融炉心の拡がりは抑えられ，拡がり距離は落下量等にも依存するが５m 程度となる結果が得られている。有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると，ＡＢＷＲ（ペデスタル半径約 5.3m）で床上に水がある場合でも，落下位置に依らず床全面に溶融物が拡がることが，三次元溶融物拡がり解析により示されている[40]（付録４(5)a）参照)。また，PULiMS 実験では，水中での溶融物の拡がり挙動が観察され，高温の溶融物は，水張りがあったとしても落下直後は膜沸騰が維持された状態で拡がり，その後拡がりが停止することが確認されている。また，実験結果を元に，水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている。このスケーリング則に，ＢＷＲの溶融炉心落下条件を適用して，水中での溶融物の拡がり距離を評価すると，約 18m となる（付録４(5)b）参照)。ペデスタル半径が，ＡＢＷＲが約 5.3m，Mark-Ⅰ改良型格納容器が約 3.2m であることを考慮すると，水張りをしている場合でも溶融炉心は，落下位置に依らず床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは，溶融物の拡がりに影響する因子のうち，主に溶融炉心落下流量が大きい（全炉心相当の溶融炉心が１分程度で落下することを想定）ことによるものと考えられる。溶融物の拡がり距離については，不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

次に，粒子状ベッドの堆積形状の不確かさについて考察する。落下直後の初期段階では，DEFOR 実験[16]で確認されたように不均一に堆積することが想定されるが，崩壊熱を発生するデブリ粒子では，粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベリング効果により，時間とともに堆積厚さが均一化することが想定される（付録４(4)参照)。ただし，溶融炉心がペデスタルの中心からずれた位置に落下する場合を想定すると，セルフレベリング効果により均一化に向かっていくが，偏った堆積形状でＭＣＣＩが進行する可能性も考えられる。堆積形状の相違により，溶融炉心から水やコンクリートへの伝熱面積が異

なってくる。これにより，溶融炉心から水及びコンクリートへの熱配分が異なってくる。ＭＡＡＰコードでは，均一堆積形状（円柱）として扱うため，不均一な堆積形状は，正確には模擬できない。図 4-1 に示す溶融炉心からの伝熱のうち，溶融炉心から水への伝熱が，溶融炉心の冷却に支配的であり，ＭＣＣＩの結果に大きく影響することを考慮して，均一堆積形状（円柱）と種々の不均一な堆積形状について，水への伝熱面積を比較した。1100MWe ＢＷＲ５ Mark-Ⅰ改相当の比較結果を図 4-5 に示すが，ＭＡＡＰコードで想定している均一堆積形状（円柱）が，最も水への伝熱面積が小さくなる。偏った堆積形状を代表する斜切円柱の場合でも，均一堆積形状（円柱）より水への伝熱面積は大きくなっている。円柱状の部分拡がりの場合でも，上面の伝熱面積は減少するが，側面の伝熱面積が加わることにより，均一堆積形状（円柱）より水への伝熱面積は大きくなっている。以上から，堆積形状の不確かさについては，均一堆積形状（円柱）の扱いが，溶融炉心から水への伝熱を小さくし，結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため，ＭＣＣＩ評価の観点から保守的な扱いとなっていると考えられる。

以上の考察より，溶融炉心の拡がりについて，粒子状ベッドの堆積形状の不確かさが想定され，溶融炉心から水への伝熱に影響する可能性も考えられることから，拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし，溶融炉心の拡がりについては，ペデスタルの形状や事前水張りの深さによるところが大きいため，個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考えられる。



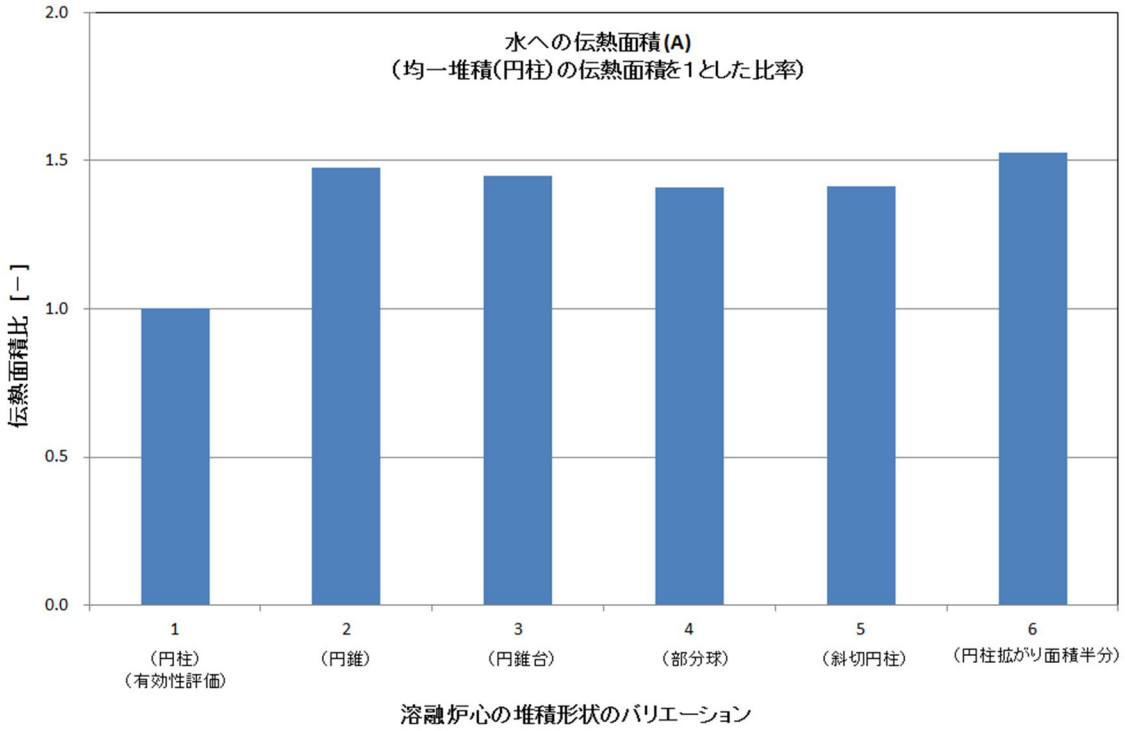


図 4-5　溶融炉心の堆積形状のバリエーションと水への伝熱面積の比較

デブリから水への熱伝達

デブリベッドから水への熱流束は，溶融炉心上面の性状により大きく影響されるため，大きな不確かさが想定される。

評価モデル：　溶融炉心上面から水への熱流束は，上部クラスト－水プール間の熱伝達モデルであるKutateladze型の水平平板限界熱流束相関式（Kutateladze式）で与えられるが，係数F_{chf}を調整することにより，溶融炉心上面の性状に応じた熱流束を設定することが可能である。これは，上面の性状に応じて水への熱流束が内部で計算されるモデルではなく，Kutateladze式による限界熱流束で与えるモデルとなっているためである。

評価条件：　事前水張り対策により溶融炉心の一部は粒子化して，デブリ上部に粒子状ベッドを形成し，下部には粒子化しなかった溶融炉心が溶融プールを形成すると想定される。これは，水中に溶融炉心を落下させた実験的知見[14][15][16]（付録３参照）から，安定クラストは形成されず，粒子状ベッドが形成されていることから妥当と考えられる。なお，SSWICS 実験では，コンクリートがデブリに含有されると上面熱流束が低下する結果が得られているが，これは火山型クラストが形成された場合の知見であり，粒子状ベッドに対する知見ではないと判断される。

デブリ上面に粒子状ベッドが形成されることを想定し，粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさを評価する。ここでは，Lipinski 0-Dモデル[24]を使用し，主なパラメータである粒子径，ポロシティ，堆積高さ，圧力を変えた場合の粒子状ベッドのドライアウト熱流束の不確かさを評価した。以下のように各パラメータを想定した。

- 粒子径は，これまでの実験等の知見により３～７㎜と報告されているため[33]，この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ポロシティは，おおむね 0.3 以上が報告されているが[33]，　粒子の充填状態の幅を考慮して，0.26（面心立方格子，最稠密），0.32（体心立方格子），0.4（ＭＡＡＰ標準値），0.48（単純立方格子）の範囲を想定する（図 4-6 参照）。
- 粒子状ベッドの堆積高さは，全炉心相当が落下した場合の堆積高さは１m 以上となるが，破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため，0.3m 以上とする。
- 圧力は，ＭＣＣＩが発生する時間では格納容器圧力は 0.4MPa[abs]以上となっているため（図 4-7a 及び図 4-7b 参照），0.4MPa[abs]以上とする。

Lipinski 0-D モデルによる評価結果を以下に示す。

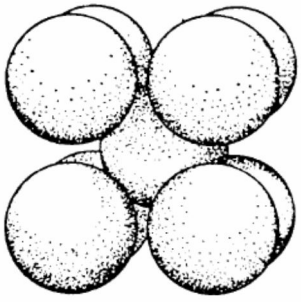
- 図 4-8a にドライアウト熱流束の圧力依存性を示す。上記のパラメータの範囲から，粒子径３㎜，ポロシティ 0.32 の熱流束特性が，現実的な範囲内で保守側の特性と想定され，そのときの熱流束は，大気圧状態で 800kW/m^2 程度となる。また，圧力が 0.4MPa[abs]以上での下限値としては，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800kW/m^{2}程度のドライアウト熱流束となっている。
- 図 4-8b にドライアウト熱流束の粒子径依存性を示す。粒子径が３㎜ 以上での下限

値としては，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800kW/m^2 程度のドライアウト熱流束となっている。

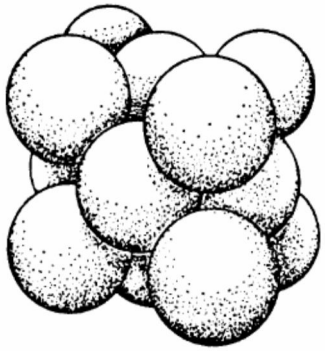
- 図 4-8c にドライアウト熱流束の粒子ベッド高さ依存性を示す。粒子ベッド高さが，0.3m 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく，下限値としては，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800kW/m^2 程度のドライアウト熱流束となっている。

以上の粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさ評価結果より，有効性評価条件として，大気圧状態で800kW/m^{2}で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用することは，妥当と判断される。これは，ＭＡＡＰコードのKutateladze式の係数F_{chf}をデフォルトの0.1に設定することに相当する。また，デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は，800kW/m^{2}程度と考えられるため，粒子径，ポロシティ等の不確かさによる上面熱流束の不確かさの影響を確認するため，800kW/m^{2}一定を仮定した感度解析を実施する。

なお，ＭＡＡＰコードのF_{chf}のデフォルト値0.1は，安定クラストが形成されたSWISS実験の知見を元に設定されたものであるが，SSWICS実験の知見より実機では溶融物上面に安定なハードクラストは形成されず，クラストに生じる亀裂から冷却水が内部に浸入することで，デブリの冷却は促進されるものと考えられる。



体心立方格子
（ポロシティ 0.32）



面心立方格子（最稠密）
（ポロシティ 0.26）

図 4-6　粒子の格子配列とポロシティ

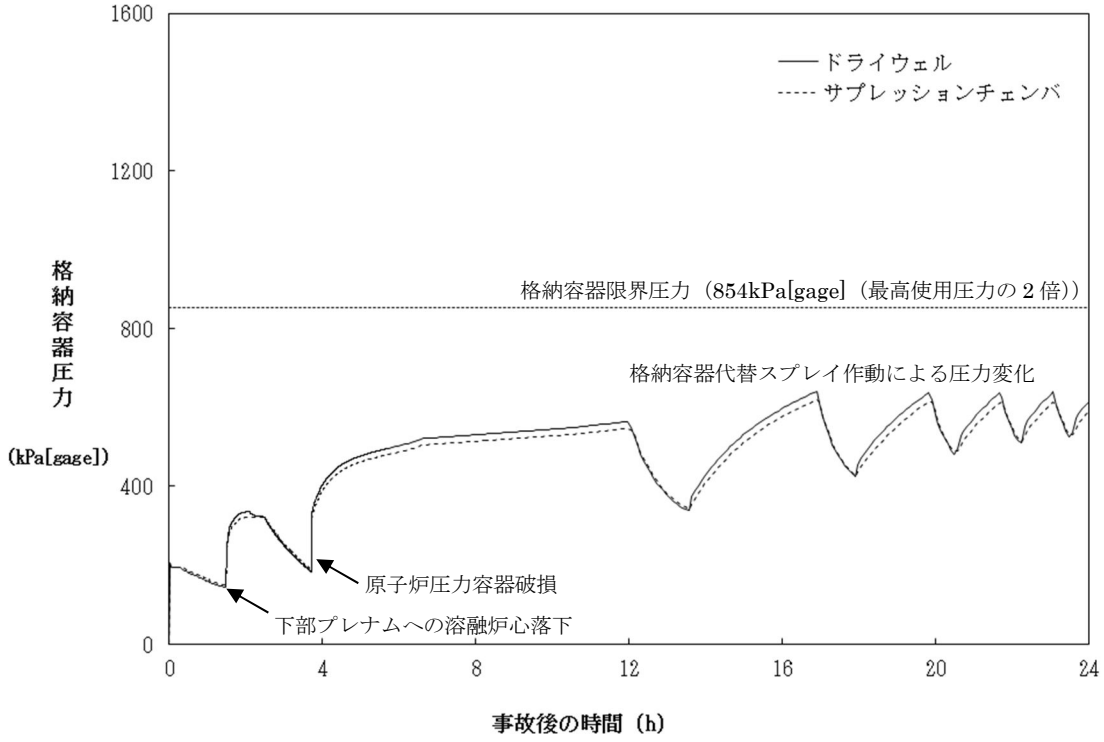


図 4-7a　ＭＣＣＩ評価時の格納容器圧力

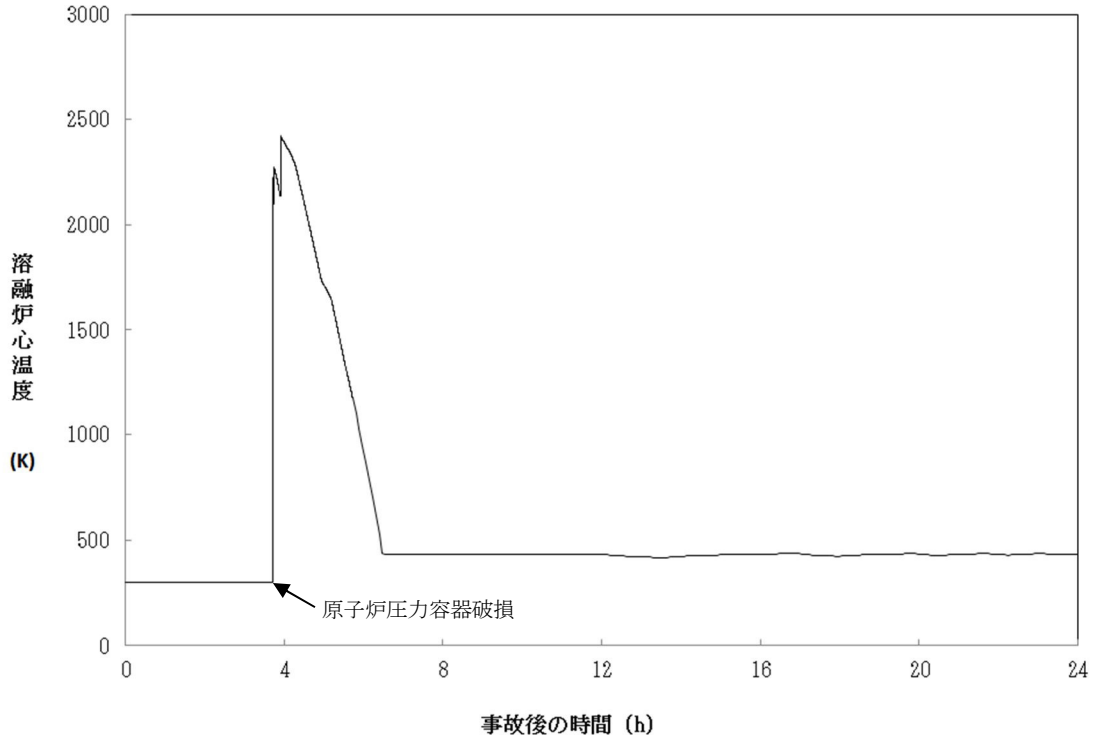


図 4-7b　ＭＣＣＩ評価時の溶融炉心温度

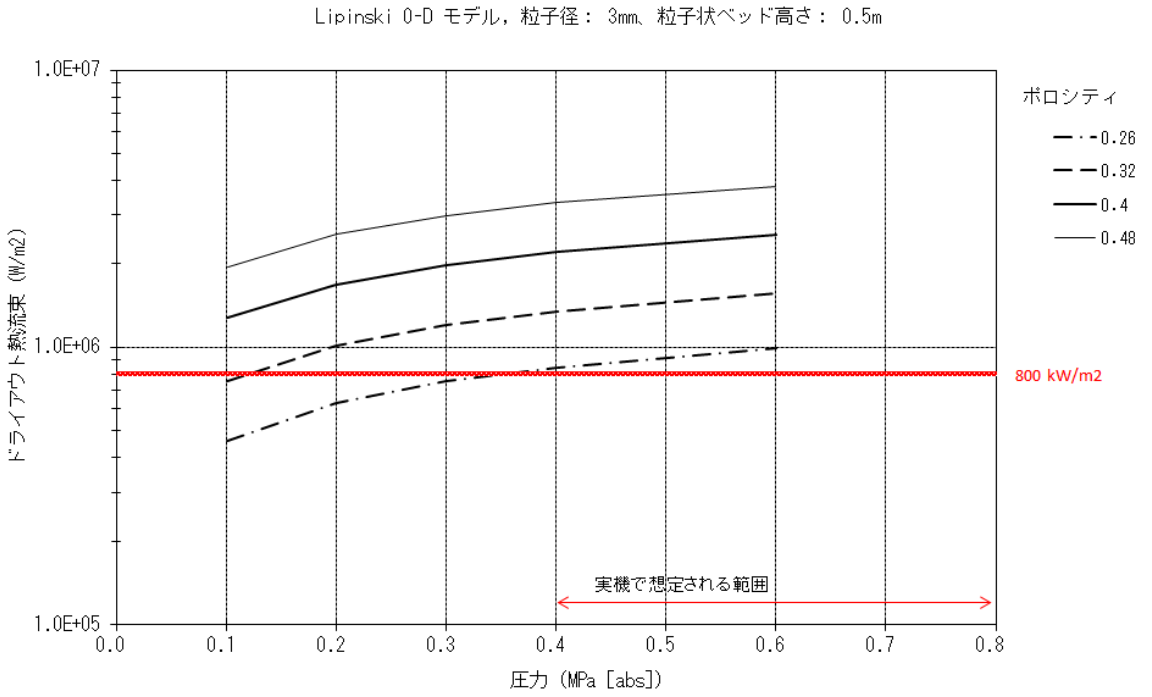


図 4-8a　圧力とドライアウト熱流束の関係

(Lipinski 0-D モデル)

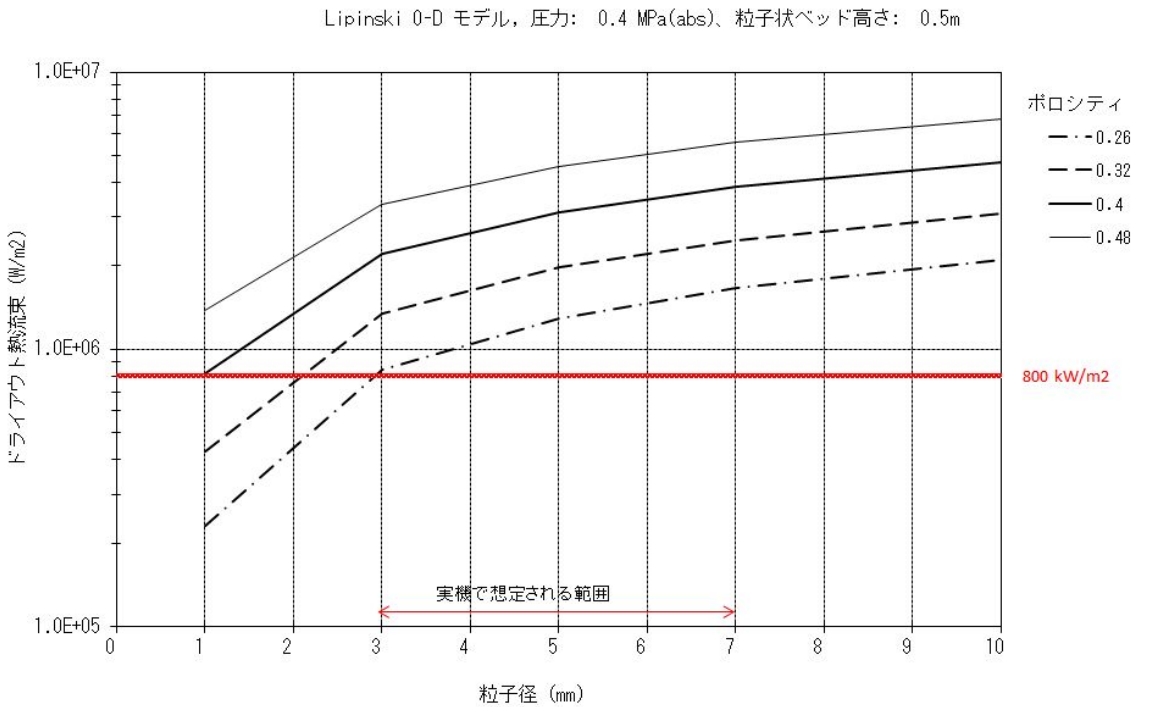


図 4-8b　粒子径とドライアウト熱流束の関係

(Lipinski 0-D モデル)

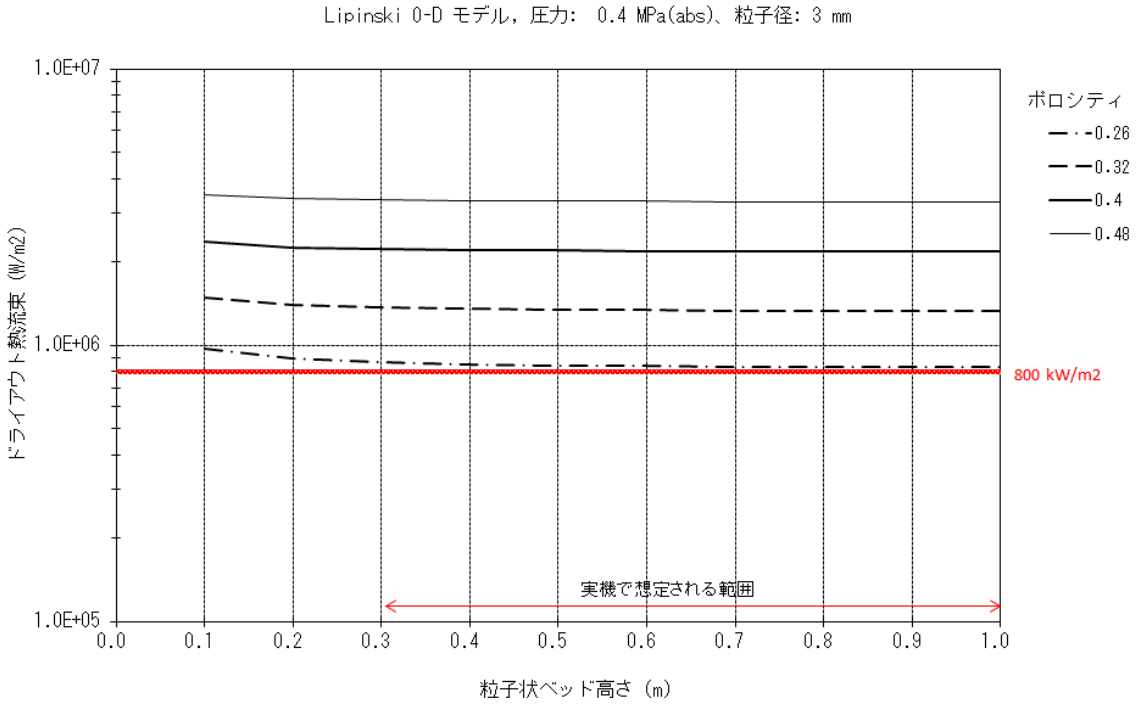


図 4-8c　粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

コンクリート侵食

コンクリートの種類（玄武岩系や石灰岩系）により，侵食挙動やガス発生挙動が異なる。また，玄武岩系コンクリートに関しては，壁方向と床方向の侵食量に相違が見られる知見が出ている。床方向に大きく侵食する結果（付録１(3)BETA 実験参照）と壁方向に大きく侵食する結果（付録２(5)OECD/MCCI 実験の CCI-1/3 実験参照）があり，この侵食の異方性は，いまだ十分な理解が得られておらず，現状モデルでも扱われていない。また，実験ではドライ条件において侵食の異方性が確認されており（CCI-1/3 実験では，最初ドライ条件で侵食させている），実機のウェット条件でもこの侵食の異方性が発生するかは不明であるが，念のためモデルパラメータの感度解析により，この侵食異方性の影響を検討する。

評価モデル：

- コンクリート表面から深さ方向に一次元熱伝導を解き温度分布を計算している。
- クラストーコンクリート界面の温度がコンクリート融点以上である場合にコンクリート侵食が計算される。
- コリウムからの伝熱量と分解／溶融潜熱により侵食量を評価する。
- コンクリート分解による自由水・結合水・CO_2の発生を考慮し，溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算による未酸化金属との反応によりH_2及びCO発生が計算される。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

評価条件：　コンクリートの種類には，玄武岩系や石灰岩系があり，プラントに使用されているコンクリートの種類により組成や物性値を使い分けている。表 4-1 にコンクリートの物性値，表 4-2 にコンクリートの組成例を示しており，これらをＭＡＡＰの入力としている。融点は石灰岩系コンクリートの方が高いが，比熱は石灰岩系コンクリートの方が小さい。コンクリート成分は骨材(aggregate)の種類に影響され，玄武岩系コンクリート(Basaltic)の成分はSiO_2が主体であるが，石灰岩系コンクリート（Limestone）では，$CaCO_3$が主体である。

コンクリートの侵食モデルは，主に SURC 実験や ACE/MCCI 実験の一次元侵食の実験や，BETA 実験の二次元侵食のドライ実験に対して検証されている（付録１参照）。なお，コンクリート侵食モデルは，コンクリート表面から侵食深さ方向に一様に侵食する扱いをしているのに対し，実験で得られた侵食深さは，一般的に侵食面で一様ではない。このため，コンクリート侵食モデルの検証では，実験の平均的な侵食深さと比較して侵食速度が良く一致していることが確認されている。

侵食面での侵食の不均一性とＭＡＡＰコードの一様侵食との関係を見るため，SURC-4 実験（一次元侵食）に対するＭＡＡＰコードのベンチマーク解析で得られた侵食深さに対して，実験で得られた侵食深さがどの程度の幅にあるかを確認した結果を図 4-9 に示すが，実験で得られた侵食深さは，ＭＡＡＰコードによる予測侵食量に対しておおむね±20%程度の範囲にある。同様に BETA-V5.1 実験（二次元侵食）に対して確認した結果を同図に示すが，この場合もおおむね±20%程度の範囲にある。従って，実験における侵食面での侵食深さは，

ＭＡＡＰコードによる予測侵食量のおおむね±20%程度の範囲にあると考えられる。

また,壁方向と床方向の二次元侵食を調べる OECD/MCCI プロジェクトのＣＣＩ実験では，石灰岩系コンクリート（CCI-2 実験）と玄武岩系コンクリート（CCI-1 実験，CCI-3 実験）の侵食挙動が調べられている。

石灰岩系コンクリート（CCI-2 実験）では，壁方向と床方向に等方的に侵食している。一方，玄武岩系コンクリート（CCI-3 実験）では，壁方向と床方向の侵食の異方性が確認されており（付録２参照），玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食速度の相違から，壁方向の熱流束が，床方向の熱流束の約４倍程度大きいと推定されている。なお，同様に玄武岩系コンクリートが使われた CCI-1 実験では，加熱条件が他の実験と異なり高く設定されていたため，代表性があるとは見なされず，侵食挙動の分析やベンチマーク解析には，CCI-3 実験の結果の方が使われている。玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性のメカニズムに関しては，明確な理解は得られていないが，CCI-3 実験に対するＭＡＡＰコードのベンチマーク解析[35]において，壁方向への熱流束が床方向の４倍程度大きくなるように溶融プールからの対流熱伝達係数を設定することにより，実験の侵食挙動と良く一致する解析結果が得られている。この場合も，実験の侵食深さは，ＭＡＡＰコードの予測侵食量に対して，上記の SURC-4 実験及び BETA-V5.1 実験のベンチマーク解析で設定した 20%以内の侵食深さに収まっている（図 4-10 参照）。

以上のＭＡＡＰコードのベンチマーク解析の分析から，コンクリート侵食の不確かさについて，以下のことが言える。

- 侵食面における侵食深さのばらつきの範囲は，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の 20%以内に入っている。
- 玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性は，ＭＡＡＰコードにおいて溶融プールからの対流熱伝達係数を変更することにより予測可能である。その場合も侵食のばらつきの範囲は，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の 20%以内に入っている。

以上のことから，コンクリート侵食の不確かさに関して，侵食面における侵食深さの不均一性については，おおむねＭＡＡＰコードによる予測侵食量の 20%の範囲内であることがわかった。一方，玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性については，実機における影響の確認のため感度解析が必要と考えられ，CCI-3 実験のベンチマーク解析を参考にして，溶融プールから壁方向と床方向の対流熱伝達係数を調整して感度解析を実施する。壁方向の熱配分の最大ケースとして，床方向の４倍として感度解析を行い，コンクリート侵食の壁方向と床方向の異方性の影響を確認する。

以上の各過程での，ＭＣＣＩ現象の影響因子と感度解析パラメータの関係を図 4-11 に示し，不確かさ要因，有効性評価の扱い及び感度解析の要否を表 4-3 に整理する。

また，溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取り扱いの比較を図 4-12 に示す。

表 4-1　コンクリートの物性比較（ＭＡＡＰ入力）

項目	玄武岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート
コンクリート組成	SiO_2が主体	$CaCO_3$が主体
液相線温度　(K)	[redacted]	[redacted]
固相線温度　(K)	[redacted]	[redacted]
比熱（J/kg-K)	[redacted]	[redacted]
溶融潜熱（J/kg)	[redacted]	[redacted]

表 4-2　代表的なコンクリートの組成例（重量%）　[37]

成分	玄武岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート
SiO_2	54.84	3.60
TiO_2,MnO,MgO	7.21	5.80
CaO	8.82	45.40
Na_2O	1.80	0.0078
K_2O	5.39	0.68
Fe_2O_3	6.26	1.20
Al_2O_3	8.32	1.60
Cr_2O_3	0.00	0.004
CO_2	1.50	35.698
H_2O（自由水，結合水）	5.86	5.94

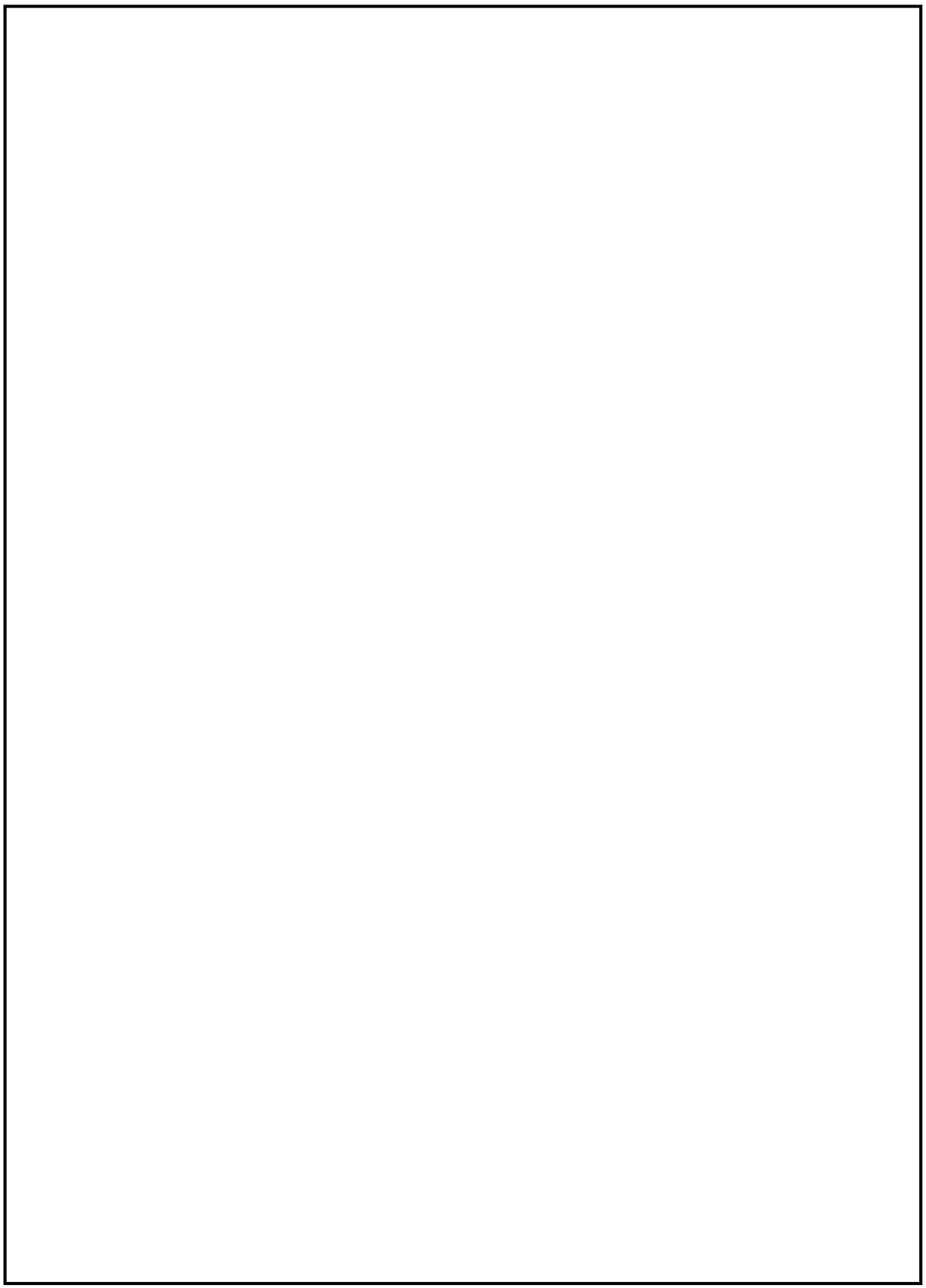


図 4-9　SURC-4 と BETA-V5.1 実験と MAAP4 コード予測の侵食量の比較[23]

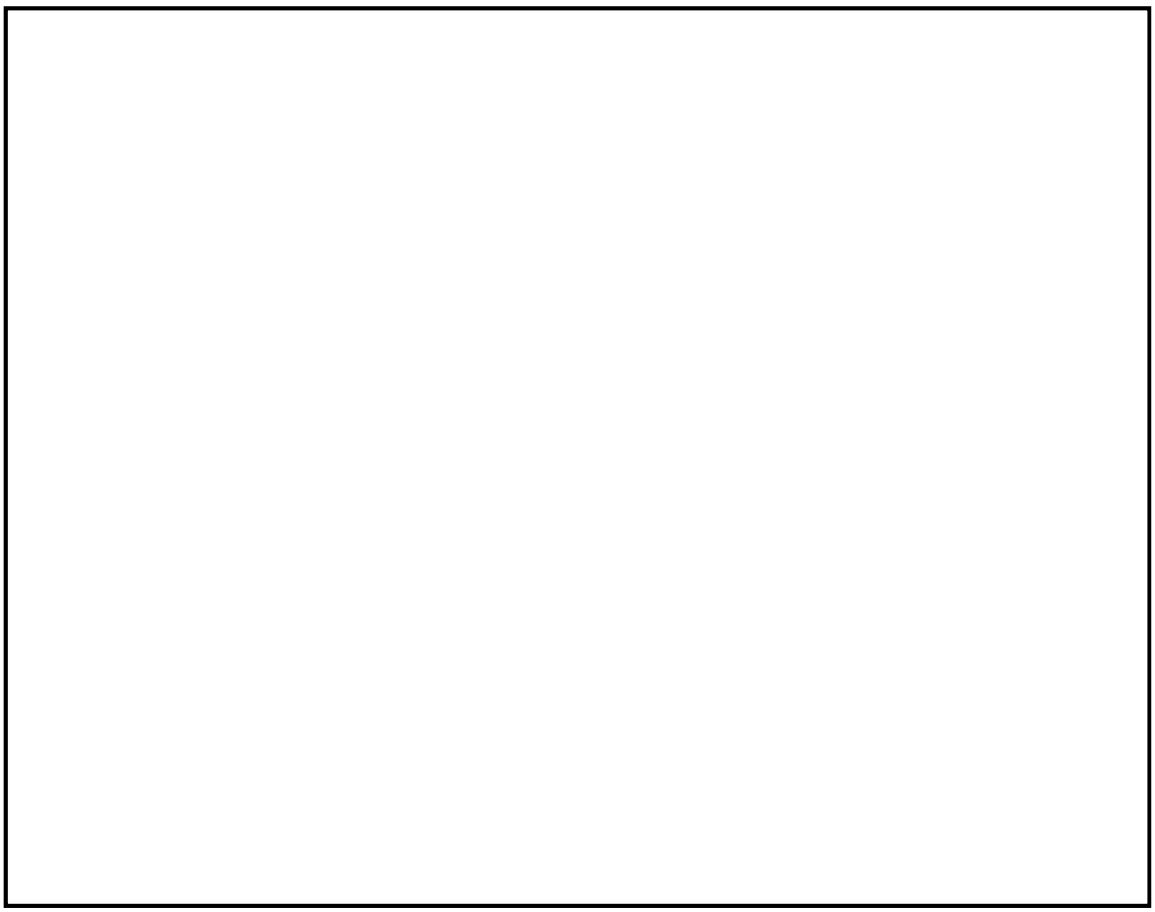


図 4-10　CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の侵食深さ[12]

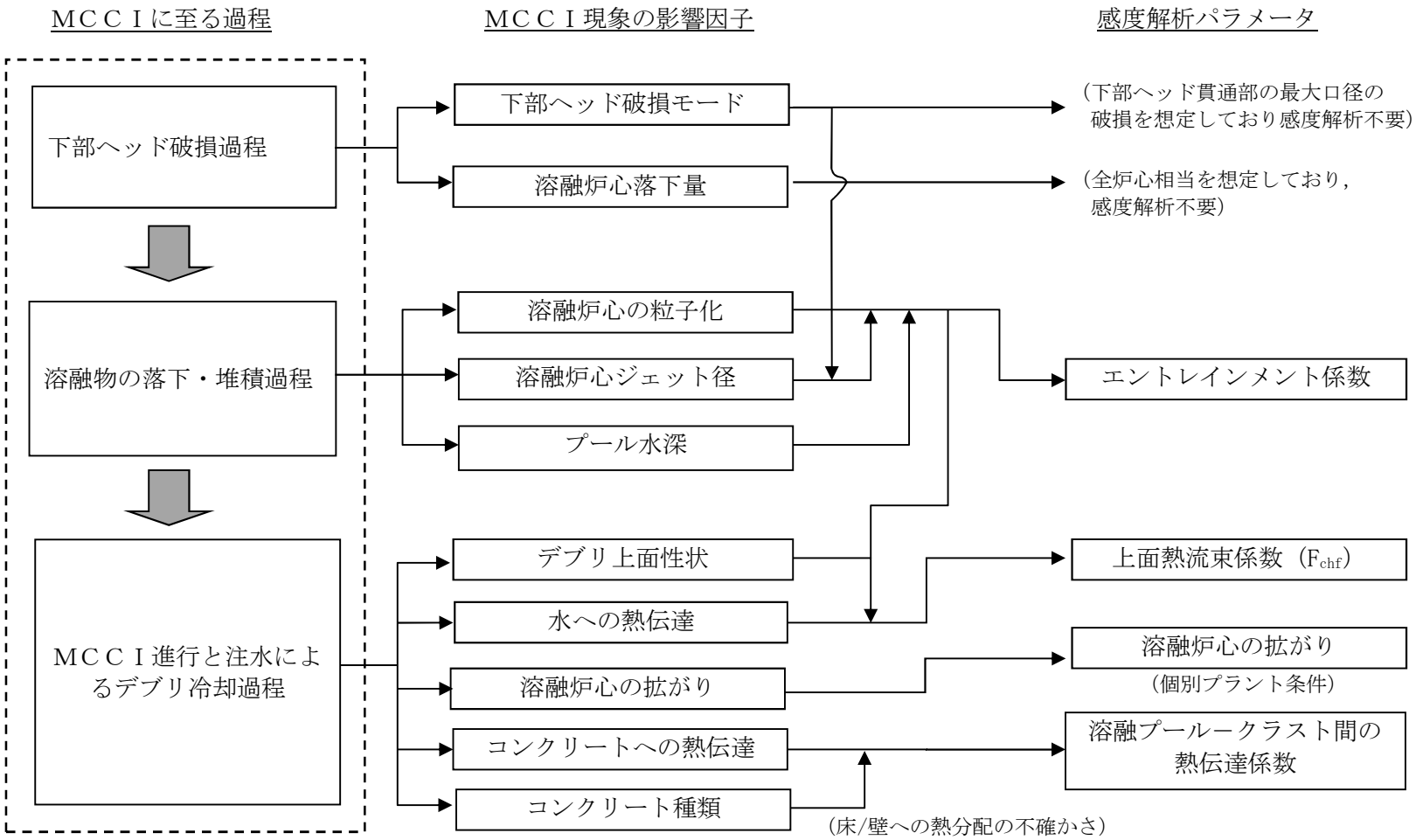


図 4-11　ＭＣＣＩにおける不確かさに関する流れ図

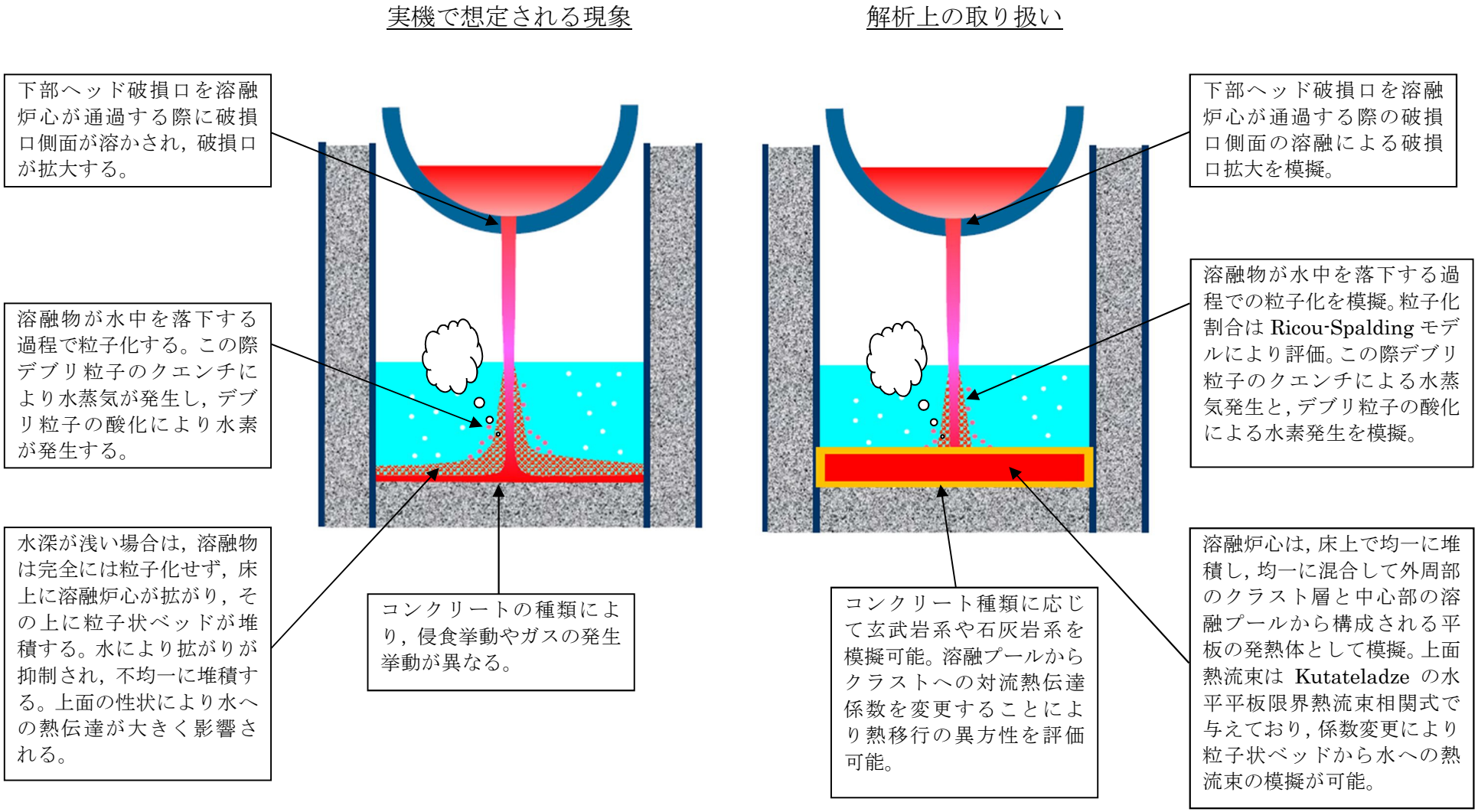


図 4-12　溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取り扱いの比較

表 4-3　ＭＣＣＩ評価の不確かさに関する整理結果

MCCI 現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の扱い	感度解析の要否
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し，破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し,破損口径の拡大も考慮しているため，感度解析不要。
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため，感度解析不要。
溶融炉心の粒子化	プール水深	ペデスタルの注水開始条件及び注水流量について,手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため,感度解析不要。
	エントレインメント係数	実験解析を元に,粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため,ＭＡＡＰコードの不確かさ範囲内(FARO 実験解析に基づく)で感度解析を実施。
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して,粒子化割合を小さくし,水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため，感度解析不要。
溶融炉心の拡がり	水による拡がり抑制	拡がりの知見から,全面に拡がることを想定し，均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合を想定し,水張り深さ等の個別プラントの状況を踏まえた感度解析等の取り扱いを行うことが必要。
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベッドの熱流束として,現実的な範囲内で保守側の想定をして,大気圧状態で 800kW/m^2 として圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して,下限の熱流束に対して感度解析を実施。
コンクリート種類 (玄武岩系コンクリートの侵食の異方性)	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として，床方向クラストへは [redacted]，壁方向クラストへは [redacted] を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため，CCI-3 実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施。

５．感度解析と評価

ペデスタル床上の溶融炉心の堆積高さが高い方が，溶融炉心の冷却性が悪くなり，ＭＣＣＩの影響が厳しくなる。国内ＢＷＲでは，全炉心が落下した場合には，溶融炉心の堆積高さはMark-I 改やMark-II で約１m 程度であり，ＡＢＷＲでは約0.5m 程度である。このため，ここでは，溶融炉心の堆積高さの高いＢＷＲ５ Mark-I 改プラントを対象に感度解析を行う。前節の検討を踏まえ，ＢＷＲ５ Mark-I 改プラントの大ＬＯＣＡシーケンスを対象に抽出されたパラメータの感度解析を実施した。

また，ガスの発生の影響を見るために参考解析として石灰岩系コンクリートを想定した解析も実施した。

(1) エントレインメント係数の感度解析

エントレインメント係数は，ベースケースでは［　　］を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰコードのFARO 実験解析を元に設定されている当該変数の不確かさ範囲のうち，最小値である［　　］と最大値である［　　］の感度解析を実施する。感度解析ケースを表5-1 に示す。解析結果を図5-1-1a，図5-1-1b，図5-1-2a，図5-1-2b及び表5-5 に示す。

エントレインメント係数が小さいと粒子化割合が減り，落下時のクエンチによる除熱量が減るため，床に堆積する溶融炉心の温度はベースケースより高めに推移し，コンクリートへの伝熱量も増加するため，侵食量は若干増えている。エントレインメント係数が大きいと粒子化割合が増えて逆のことが起こり，侵食量は若干減少している。

エントレインメント係数の不確かさ幅の範囲では，コンクリート侵食量への影響は小さい。

表5-1　エントレインメント係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	感度解析ケース	根拠
①エントレインメント係数	［　　］	(1) ［　　］ (小) (2) ［　　］ (大)	(1)MAAP 不確かさ範囲*の最小値 (2)MAAP 不確かさ範囲*の最大値 *FARO 実験解析を元に設定

(2) 上面熱流束の感度解析

感度解析ケースを表 5-2 に示す。上面熱流束の不確かさを考慮した下限値として，Lipinski 0-D モデルにより評価される粒子状ベッドのドライアウト熱流束において，想定される範囲でドライアウト熱流束を小さくする条件の値を選定することとし，圧力 0.4MPa[abs]，粒子径３mm，及びポロシティ 0.26 を条件とした場合の熱流束である 800kW/m^2（一定）を選定した。解析結果を図 5-2a，図 5-2b 及び表 5-5 に示す。

上面熱流束が小さいと水への熱伝達量が減少するため，溶融炉心の温度はベースケースより高めに推移し，コンクリートへの伝熱量も増加するため，侵食量は増えている。

上面熱流束の不確かさ幅の範囲では，コンクリート侵食量への影響は大きい。

表 5-2　上面熱流束係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース （有効性評価）	感度解析ケース	根拠
②上面熱流束係数（F_{chf}）	F_{chf}=0.1（default） 圧力依存性あり （大気圧状態で約 800kW/m^2）	800kW/m^2 一定	Lipinski 0-D モデルによる評価において，圧力 0.4MPa[abs]，粒子径３mm，ポロシティ 0.26 のドライアウト熱流束

(3) 溶融プールークラスト間の熱伝達係数の感度解析

感度解析ケースを表 5-3 に示す。熱伝達係数の不確かさ幅の中で，床方向への熱伝達を大きくしたケースと壁方向への熱伝達を大きくしたケースの解析結果を図 5-3-1a，図 5-3-1b，図 5-3-2a，図 5-3-2b 及び表 5-5 に示す。

床方向への熱伝達を大きくすると，床方向へ侵食量は増えており，壁方向の侵食は若干減少している。壁方向への熱伝達を大きくすると，壁方向へ侵食量は増えており，床方向の侵食はあまり変わらない。

溶融プールの熱伝達係数の不確かさ幅の範囲では，コンクリート侵食量への影響は小さい。

表 5-3　溶融プールークラスト間の熱伝達係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース （有効性評価）	感度解析ケース	根拠
③溶融プールークラスト間の熱伝達係数	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として 床方向：[redacted] 壁方向：[redacted]	(1) 床：[redacted] 壁：[redacted] (2) 床：[redacted] 壁：[redacted]	(1) 床：壁の 1/4 （CCI-3 実験反映） 壁：推奨入力値 (2) 床：推奨入力値 壁：床の 1/4 （(1)の逆とした。）

(4) 石灰岩系コンクリートを想定した参考解析

解析条件を表 5-4 に示す。コンクリートの組成や物性は，表 4-1 及び表 4-2 に示す値を使用している。石灰岩系コンクリートを想定した場合の解析結果を図 5-4a，図 5-4b，図 5-4c，図 5-4d 及び表 5-5 に示す。石灰岩系コンクリートの場合の，床方向及び壁方向の侵食量は若干増加しているが，感度は小さい。また，原子炉格納容器内のガスモル分率もベースケースと同様な結果となる。このケースのようにコンクリート侵食量が小さい場合は，石灰岩系コンクリートの影響は小さい。

表 5-4　コンクリート種類を変えた参考解析条件

パラメータ	ベースケース （有効性評価）	参考解析ケース	根拠
コンクリート種類	玄武岩系	石灰岩系	ガス発生の影響を確認する。

表 5-5　ＭＣＣＩ感度解析結果の一覧

ケース	パラメータ設定	コンクリート侵食量
有効性評価 （ベースケース）	・エントレインメント係数: [redacted] ・上面熱流束: 約 800kW/m^2 @ 1ata (F_{chf}=0.1 デフォルト) 圧力依存性考慮 ・溶融プールからクラストへの熱伝達係数 床: [redacted] 壁: [redacted] ・コンクリート組成及び物性値： 玄武岩系	床面：　2.4cm 壁面：　2.3cm
①-1 エントレインメント係数　小	エントレインメント係数: [redacted]	床面：　3.6cm 壁面：　3.5cm
①-2 エントレインメント係数　大	エントレインメント係数: [redacted]	床面：　1.7cm 壁面：　1.7cm
② 上面熱流束　下限	800kW/m^2 一定	床面：　22.5cm 壁面：　21.6cm
③-1 溶融プール熱伝達床方向大	溶融プール熱伝達係数 床: [redacted] 壁: [redacted]	床面：　2.4cm 壁面：　2.2cm
③-2 溶融プール熱伝達壁方向大	溶融プール熱伝達係数 床: [redacted] 壁: [redacted]	床面：　2.1cm 壁面：　2.4cm
（参考解析） 石灰岩系コンクリート	コンクリート組成及び物性値： 石灰岩系	床面：　2.8cm 壁面：　2.8cm

「本製品（又はサービス）には，米国電力研究所（The Electric Power Research Institute）の出資により電力産業用に開発された技術が取り入れられています。」

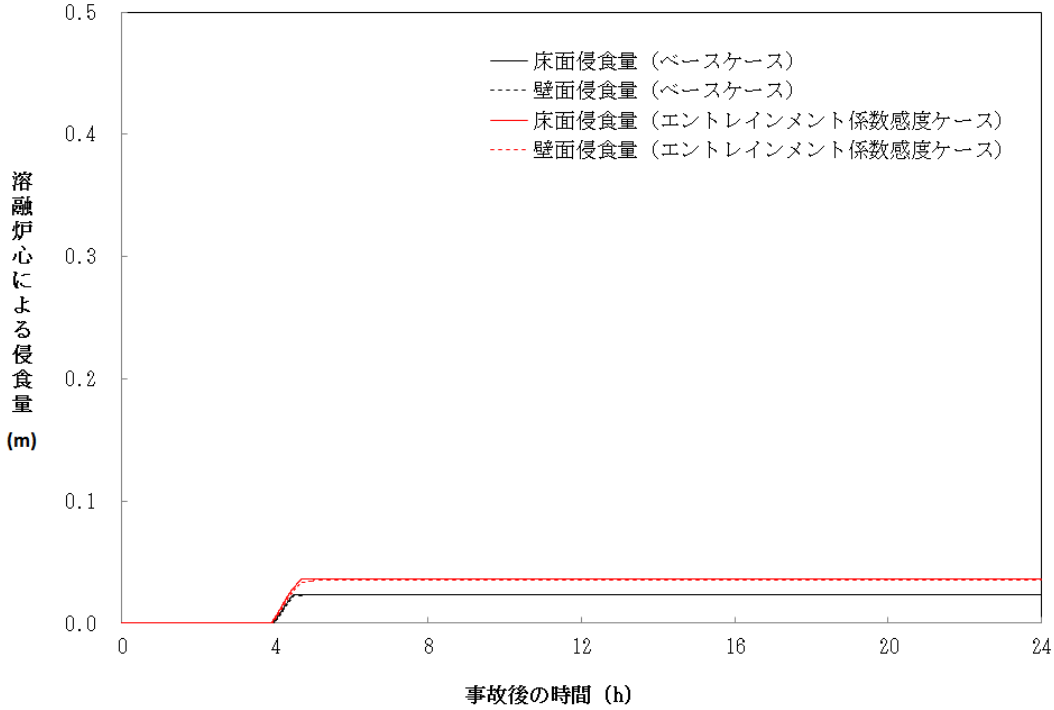


図 5-1-1a　コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 [redacted]）

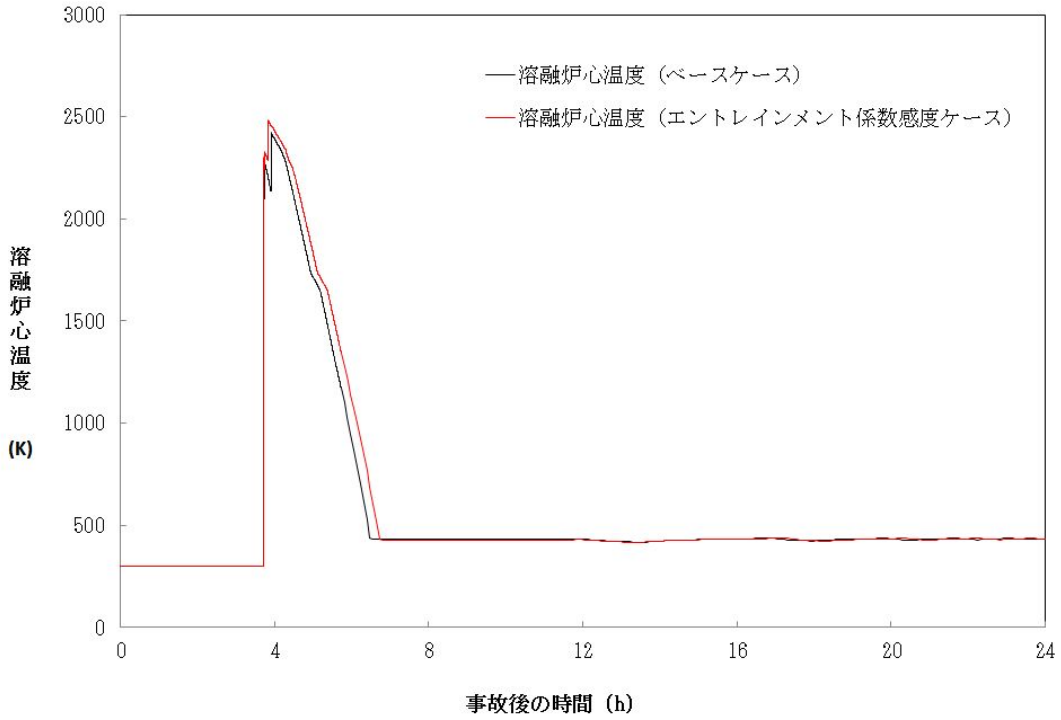


図 5-1-1b　溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 [redacted]）

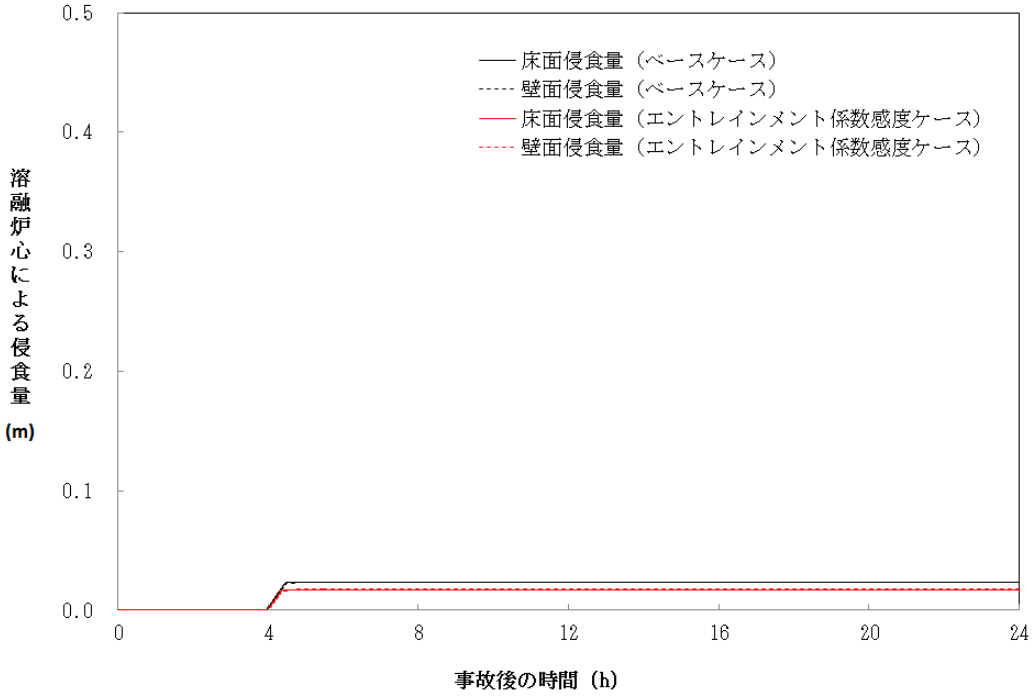


図 5-1-2a　コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 [redacted]）

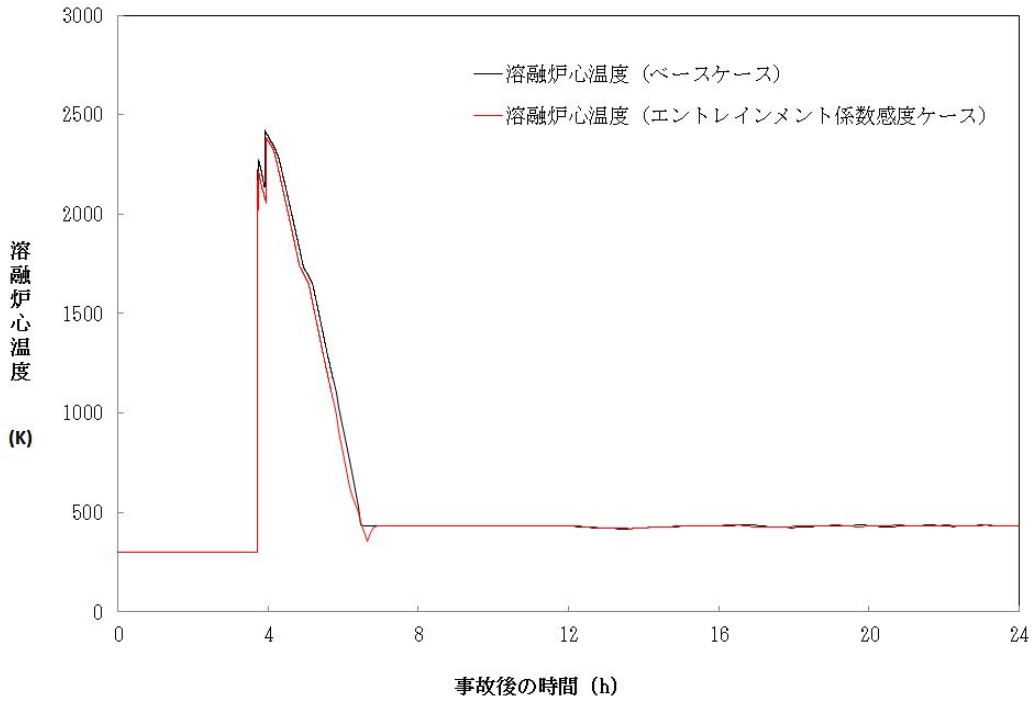


図 5-1-2b　溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 [redacted]）

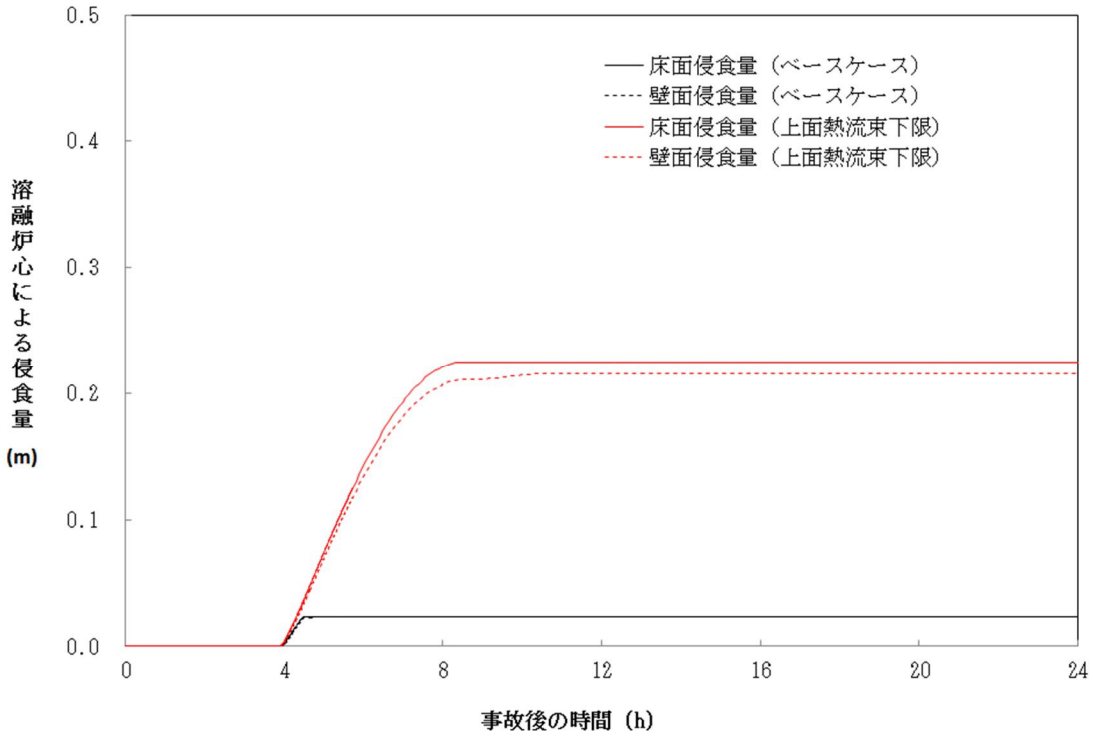


図 5-2a　コンクリート侵食量の比較（上面熱流束 800kW/m^2 一定）

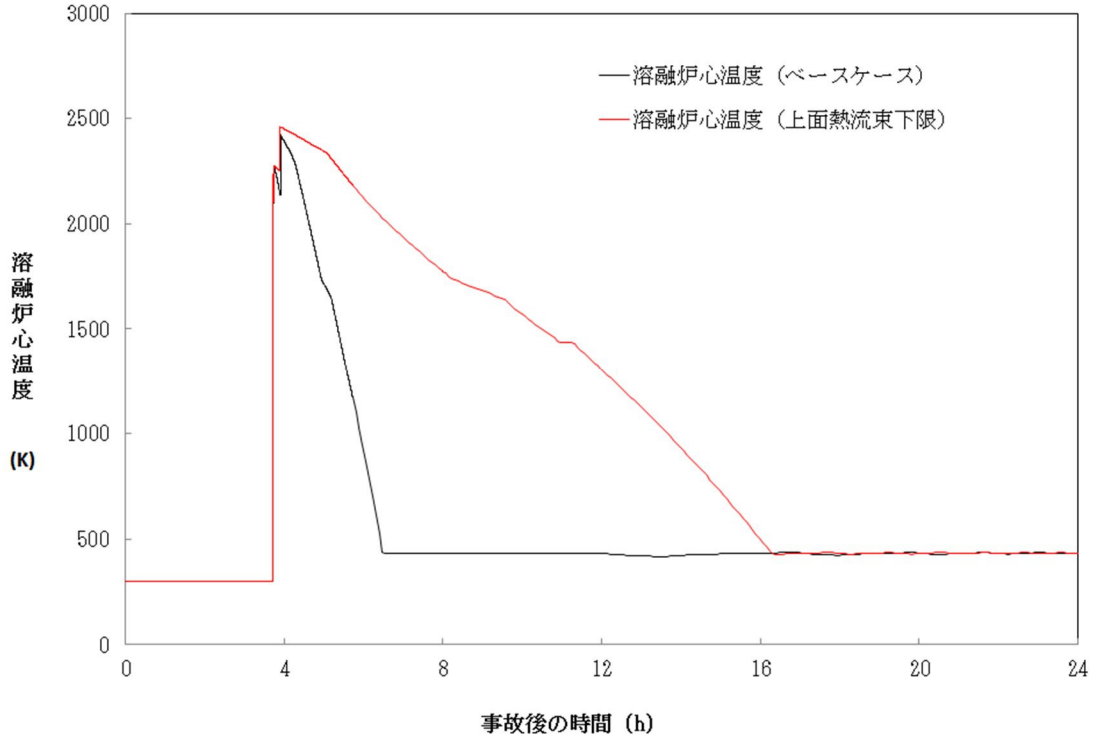


図 5-2b　溶融炉心温度の比較（上面熱流束 800kW/m^2 一定）

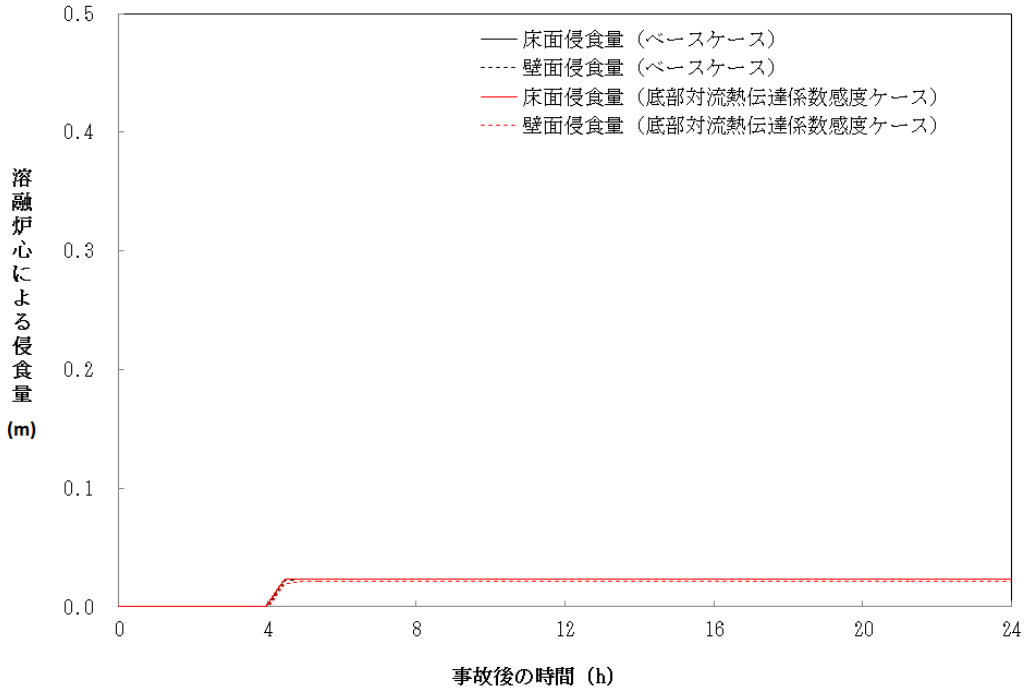


図 5-3-1a　コンクリート侵食量の比較（床方向対流熱伝達係数大）

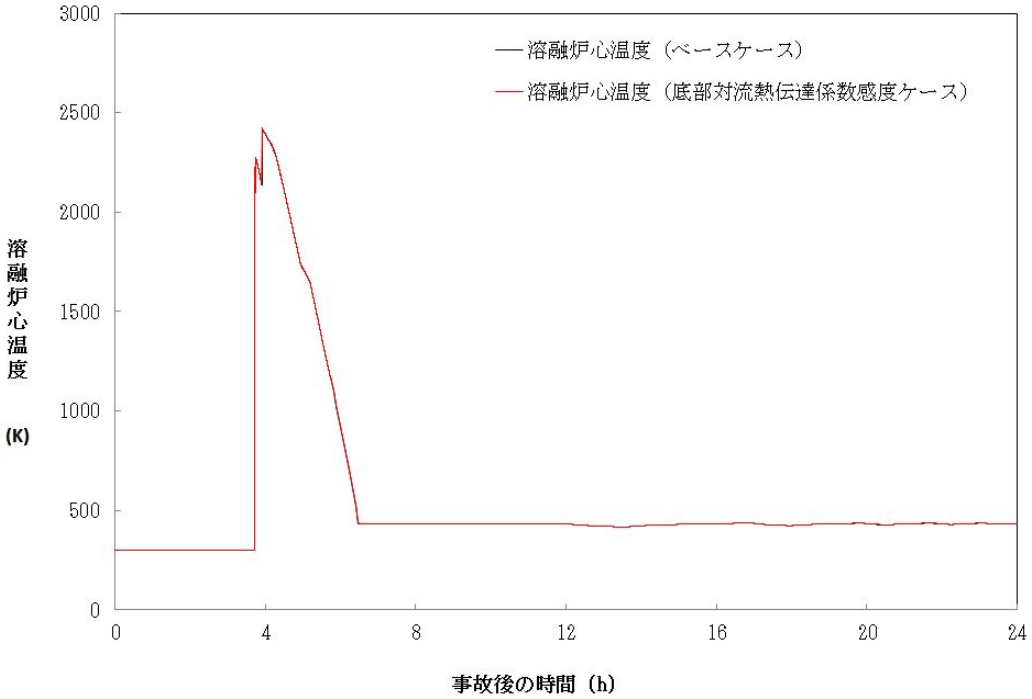


図 5-3-1b　溶融炉心温度の比較（床方向対流熱伝達係数大）

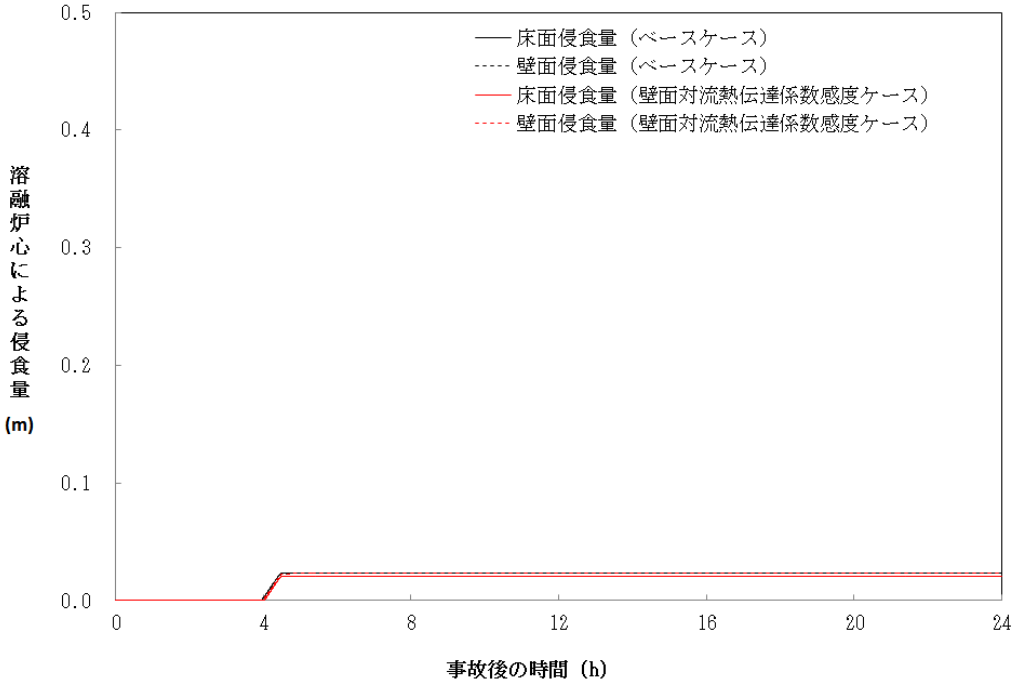


図 5-3-2a　コンクリート侵食量の比較（壁方向対流熱伝達係数大）

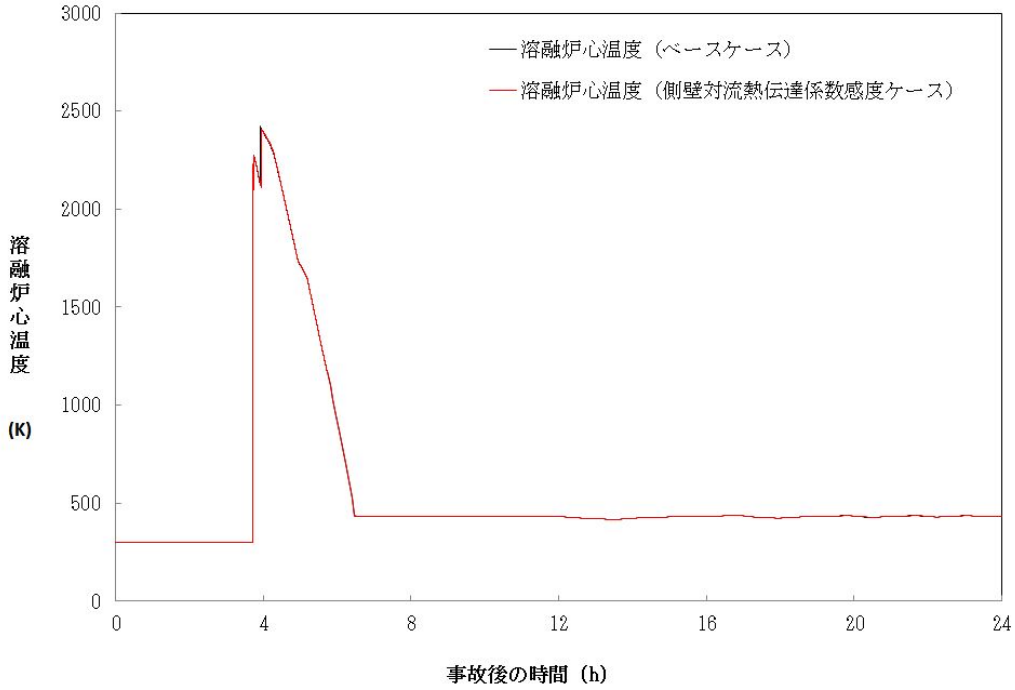


図 5-3-2b　溶融炉心温度の比較（壁方向対流熱伝達係数大）

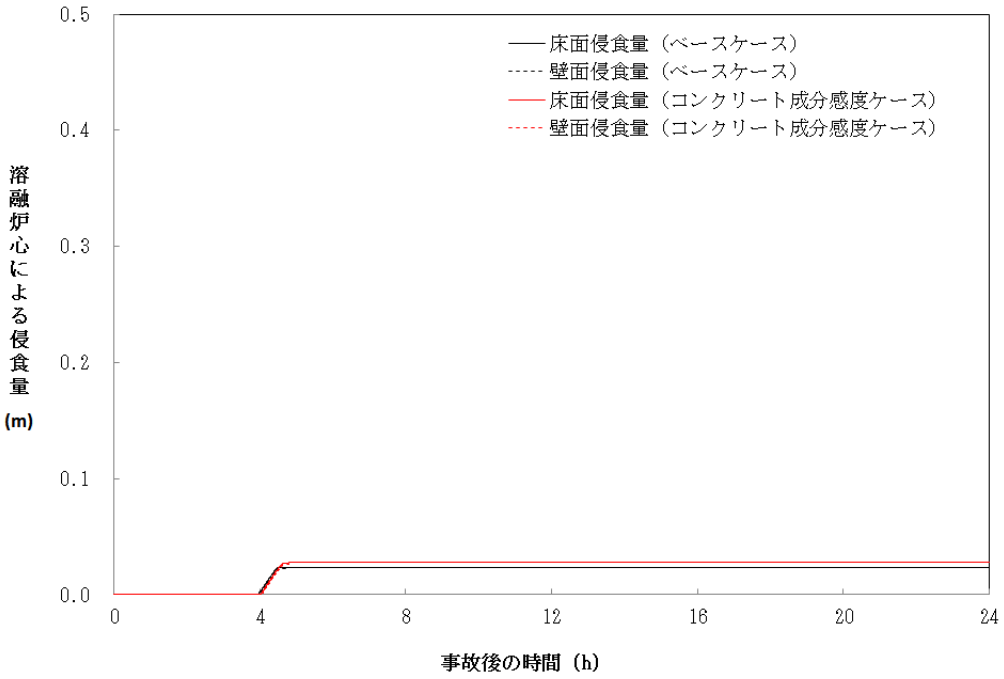


図 5-4a　コンクリート侵食量の比較（石灰岩系コンクリート）

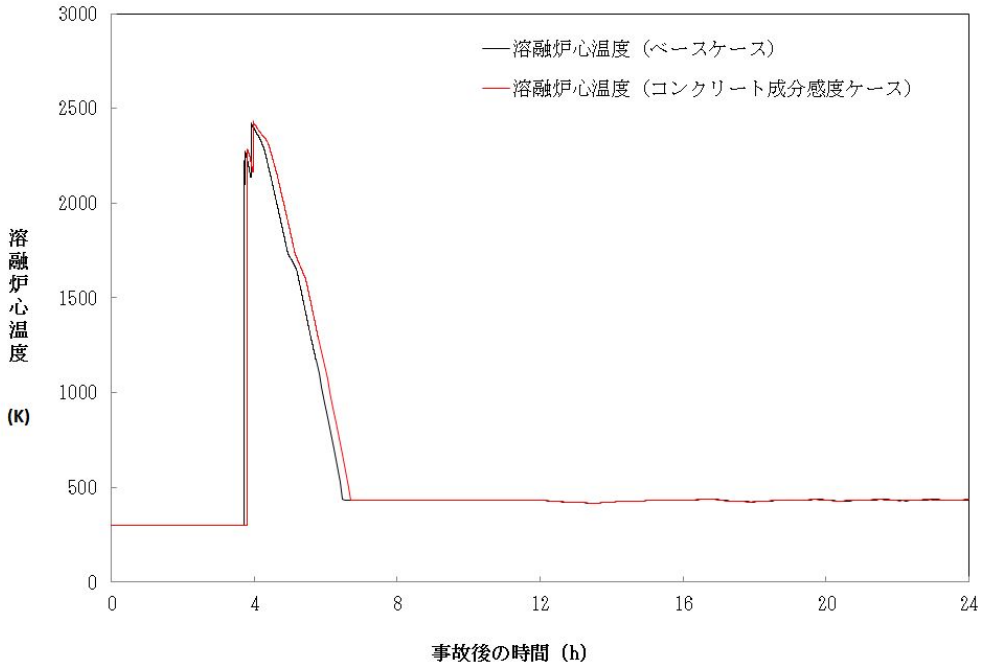


図 5-4b　溶融炉心温度の比較（石灰岩系コンクリート）

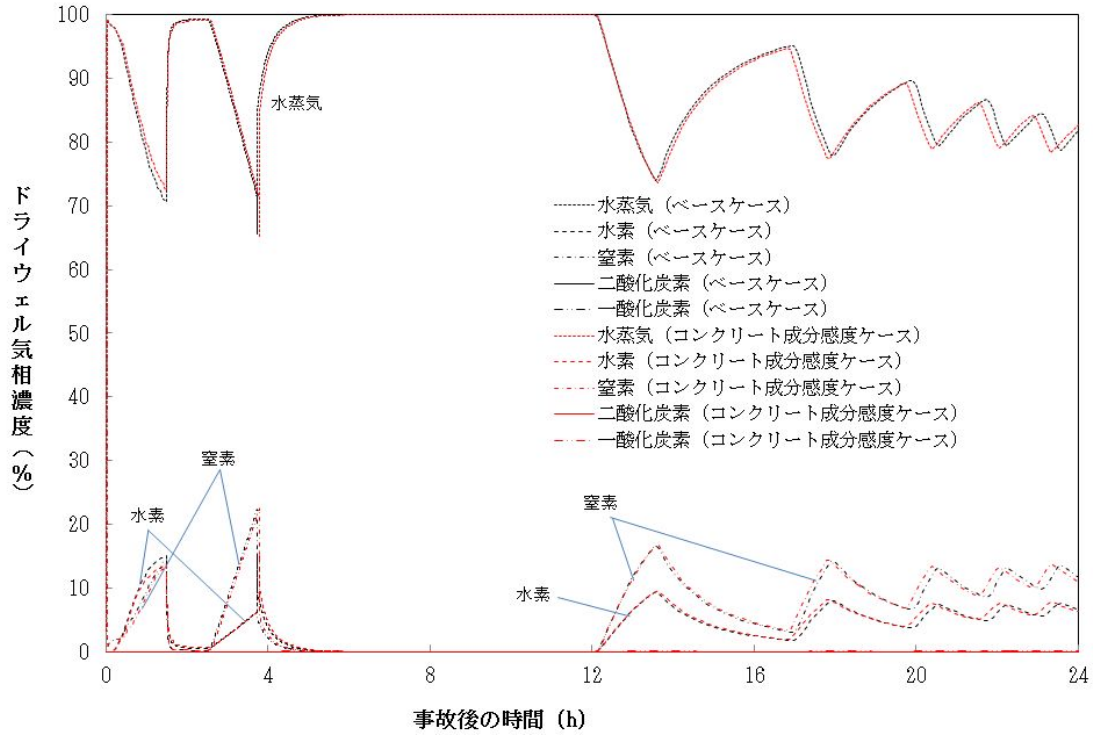


図 5-4c　ドライウェルガスモル分率（石灰岩系コンクリート）

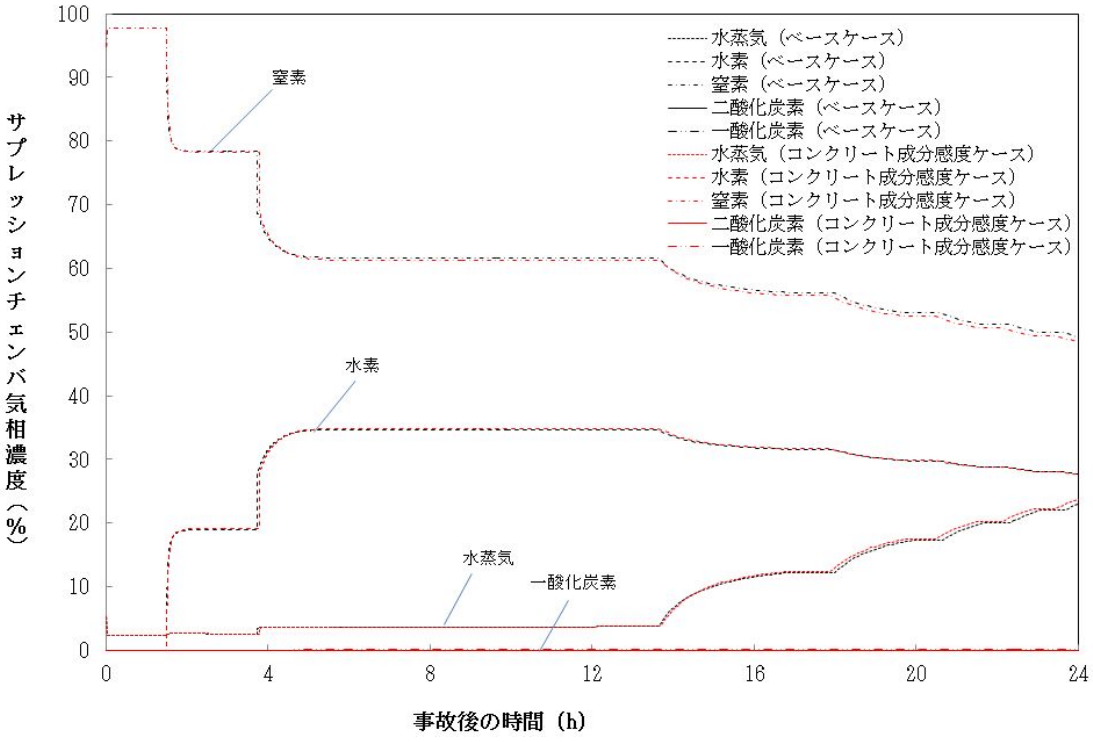


図 5-4d　サプレッションチェンバガスモル分率（石灰岩系コンクリート）

６．まとめ

ＭＣＣＩに関する種々の実験から得られた知見等に基づきＭＣＣＩの各過程における不確かさの分析を行い，不確かさがあり，評価結果に影響するモデルパラメータとして，エントレインメント係数，上面熱流束を抽出した。また，二次元侵食実験結果で確認されている侵食の異方性については，いまだ十分な解明が行われておらず，実機のウェット条件でも起こるのかは不明であるが，念のために異方性の影響をみるために，溶融プールから床方向と壁方向への熱伝達係数の感度解析を行った。これらのパラメータの感度解析以外に，コンクリート種類を玄武岩系コンクリートから石灰岩系コンクリートに変更した場合の解析も参考に実施し，コンクリート侵食量への影響を確認した。

ＢＷＲ５，Mark-Ⅰ改プラントの有効性評価に使用しているノミナル条件を設定したベースケースでは，コンクリート侵食量は 2.4cm であった。

エントレインメント係数の感度解析結果より，水中での粒子化によるクエンチ効果に差が出て，床上に堆積した溶融炉心温度に影響し，コンクリート侵食量に影響するが，その影響は小さかった。

上面熱流束の感度解析結果より，上面熱流束は，床上に堆積した溶融炉心温度に大きく影響し，コンクリート侵食量に大きく影響する結果となった。

玄武岩系コンクリートに見られる床方向と壁方向のコンクリート侵食の異方性の影響を確認するため，溶融プールから床方向と壁方向への熱分配の異方性として扱い，溶融プールークラスト間の熱伝達係数を変えて，床方向への熱伝達が大きい場合と壁方向への熱伝達が大きい場合の感度を調べた。その結果，熱伝達の大きい方向の侵食量が大きくなり，侵食の異方性が確認された。ただし，ノミナル条件の場合のように侵食量が小さい場合は，侵食量に大きな感度がないことがわかった。

感度解析の結果，コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも，コンクリート侵食量は，22.5cm 程度に収まることが確認された。

また，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については，ＭＡＡＰモデルのベンチマーク解析結果から，実験の侵食面における侵食のばらつきが，ＭＡＡＰコードによる予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることが確認され，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認された。

また参考として，他の条件を同一として玄武岩系コンクリートから石灰岩系コンクリートに変更した解析も実施したところ，侵食量に大きな感度はなかった。また，ガス発生の影響も顕著には見られなかった。

最後に，ＭＣＣＩに関係する現象は，複雑な多成分・多相熱伝達現象であり，現状でも知見が十分であるとは言えない。また事前水張り時の落下デブリの冷却性を直接調べた実験例が殆どないことから，今後も継続して検討を進め，新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するように努めることが重要であると考えられる。

付録

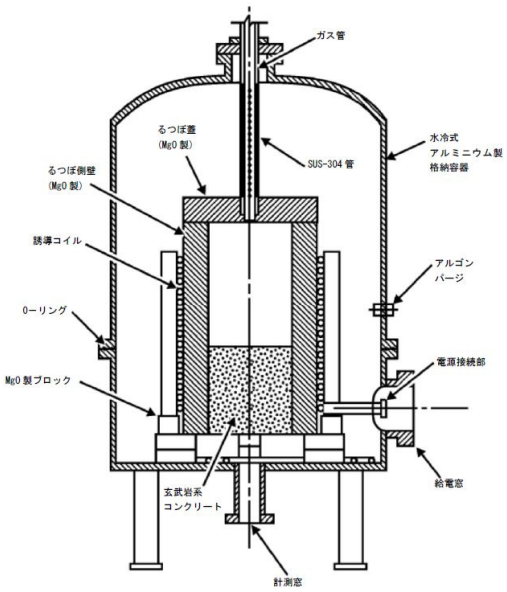
付録１　ドライ条件でのＭＣＣＩ実験

デブリとしてUO_2コリウムを用い，崩壊熱を模擬し，注水を行っていないドライ条件の実験として，米国サンディア国立研究所（SNL）の SURC 実験，米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）の ACE 実験及び独カールスルーエ研究所（KfK）で実施された BETA 実験がある。以下にそれぞれの実験について説明する。これらの実験は，実機におけるＭＣＣＩ継続の影響の検討に参考となる。

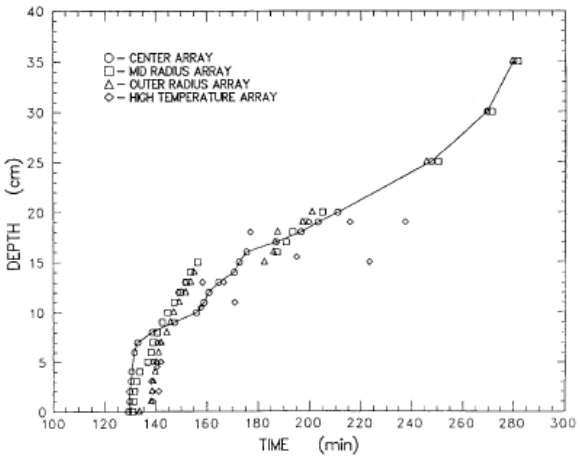
(1) SURC 実験（米国 SNL）[4][23][34]

ＭＣＣＩ時の伝熱，化学反応，ガス及びエアロゾルの放出等を調べ，CORCON 等の解析コードを検証・改良することを目的に SNL にて４回実験が実施された。そのうち実機と同様の組成のUO_2デブリを使用した実験は２回実施された（SURC-1,2。他の２回の実験は模擬デブリとして SUS304 が使用された）。実験装置の概要を付図 1-1 に示すが，直径 40cm のコンクリート試験体（SURC-1 実験では石灰岩系（米国で使用されている），SURC-2 実験では玄武岩系のコンクリートを使用）を入れた MgO 製の円筒容器に約 250kg の模擬デブリ（組成：UO_2 69%，ZrO_2 22%，Zr ９%）を誘導加熱して溶融させてコンクリートとの反応を継続させた。SURC-2 のコンクリートの侵食深さの変化を付図 1-2 に示すが，侵食速度は１時間に 20cm 程度となっている。

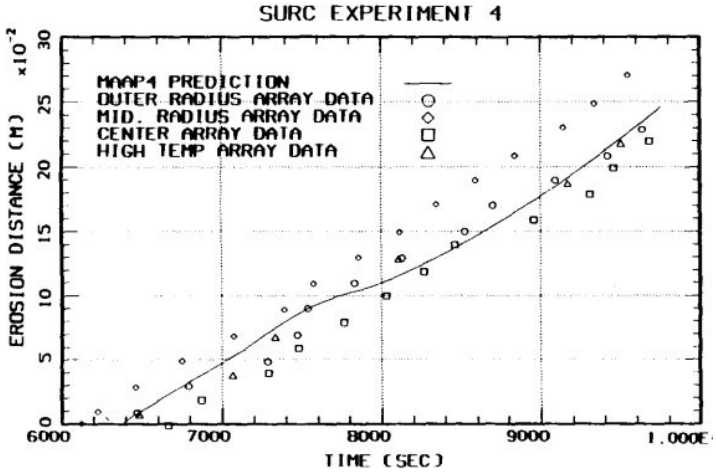
また，SURC-4 は，コード比較のための国際標準問題（ISP－24）[5]に選定され，実験データと種々の解析の比較が行われている。200kg のステンレス鋼と模擬 ＦＰ（Te: 0.5kg，La_2O_3: 1.17kg，CeO_2 : 1.23kg，BaO : 1.1kg）が，コンクリート侵食が開始するまで加熱され，侵食開始後 14 分経ってから約 0.5 秒間に追加的に 20kg のジルコニウムが溶融物に添加されている。SURC-4 のコンクリートの侵食深さの変化を付図 1-3 に示すが，侵食速度は約 55 分の時点で 24.5～27.5cm で，ＭＡＡＰ解析結果とよい一致を示している。なお，SURC-4 実験では外周部のコンクリート侵食深さが大きくなっており，ＭＡＡＰ解析結果と若干相違が見られるが，これは実験では外周部から誘導加熱して溶融物を加熱しているため，外周部の溶融物への入熱量が大きくなることが原因と考えられる。したがって，ＭＡＡＰとの相違は，実験固有の原因と考えられるため，ベンチマーク解析の観点からは問題とはならないと考えられる。



付図 1-1　SURC 実験装置[23]



付図 1-2　SURC-2 実験の侵食深さ[23]



付図 1-3　SURC-4 実験の侵食深さとＭＡＡＰ解析との比較[23]

(2) ACE 実験（米国 ANL）[3][23][34]

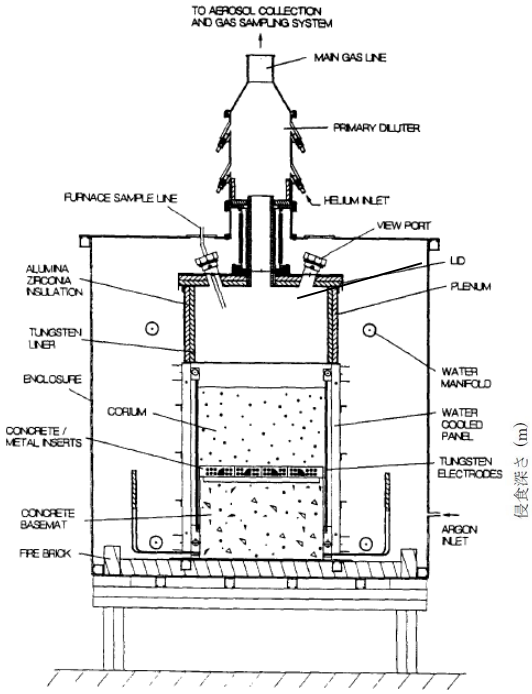
ＭＣＣＩにおける熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的に，国際プログラムとして ACE（Advanced Containment Experiments）計画の一部として実施された。Phase-C でＭＣＣＩ時のＦＰエアロゾル放出の定量化の目的で実験が実施された。実験装置の概要を付図 1-4 に示す。実炉組成の約 300kg の模擬デブリを使用し，タングステン電極により直接通電により加熱し溶融させている。コンクリート侵食はベースマット中にある熱電対によりモニターされている。実験マトリックスを付表 1-1 に示すが，実験はコンクリートの種類やデブリの組成を替えて実施された。

L2 実験のコンクリートの侵食深さのＭＡＡＰ解析との比較を付図 1-5 に示すが，ＭＡＡＰ解析結果とよい一致を示している。

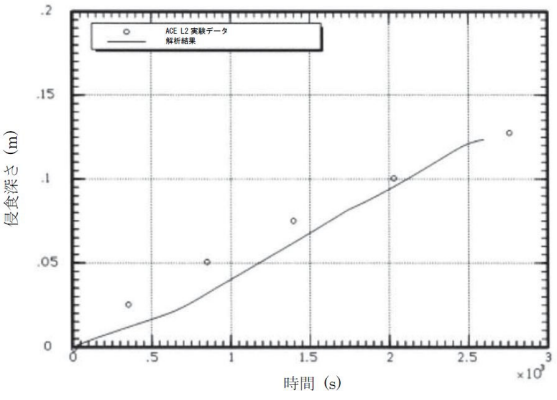
付表 1-1　ACE/MCCI 実験マトリックス[23]

Test	Concrete Type [a]	Decay Heat Generation W/kg of UO_2	Corium Mixture	Initial Zr Oxidation %	Absorber Material
L5	L/S	325	PWR	100	none
L2	S	450	PWR	70	none
L1	L/S	350	PWR	70	none
L6	S	350	PWR	30	Ag, In
L4	Serp/S [b]	250	BWR	50	B_4C
L7	L/S	250	BWR	70	B_4C
L8	L/L	350/150 [c]	PWR	70	Ag, In

a. Concrete type: L/S: limestone/common sand
S: siliceous
L/L: limestone/limestone



付図 1-4　ACE／MCCI 実験装置[3]



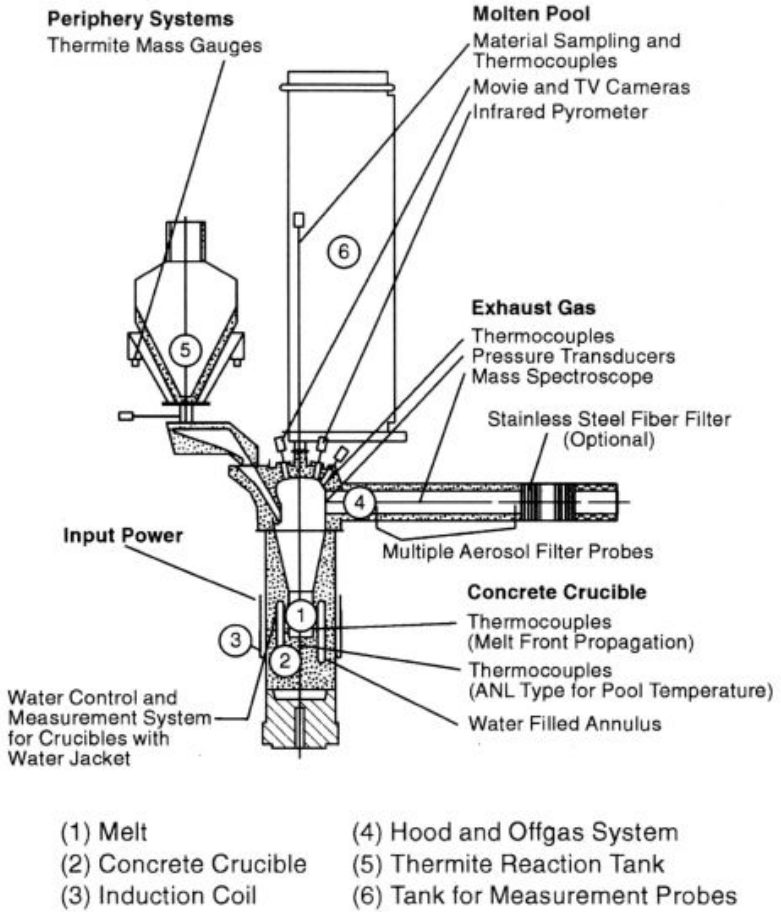
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

付図 1-5　ACE-L2 実験とＭＡＡＰ解析の侵食深さの比較[34]

(3) BETA 実験（独 KfK）[6][34]

ＭＣＣＩ解析コードの侵食挙動やエアロゾル生成挙動の検証用のデータベースを拡充することを目的として，独 KfK で実施された。実験装置の概要を付図 1-6 に示す。テルミット反応により金属溶融物（Fe,Cr,Ni,Zr）と酸化物溶融物（Al_2O_3,SiO_2,CaO）を生成させて，玄武岩系コンクリート製のるつぼに落下させて，るつぼ内の溶融物は，誘導加熱により加熱している。ベースマット中にある熱電対により二次元のコンクリート侵食挙動が確認できるようになっている。溶融物として Zr を多く含む溶融物を用いた実験シリーズの実験マトリックス（V5.1～V5.3）を付表 1-2 に示す。

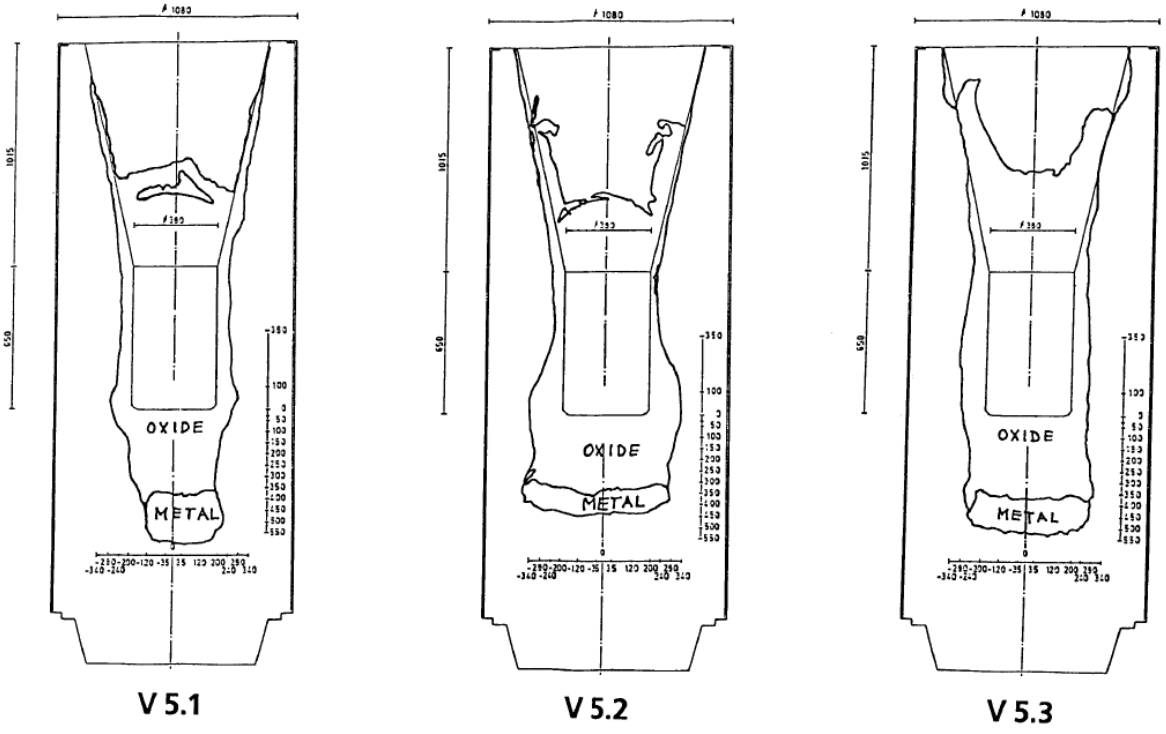
実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図を，付図 1-7 に示す。壁方向よりは，床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され，Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 実験と V5.2 実験のコンクリートの侵食深さのＭＡＡＰ解析との比較[34]を付図 1-8 及び付図 1-9 に示すが，ＭＡＡＰ解析結果とよい一致を示している。このＭＡＡＰのベンチマーク解析により，二次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている。



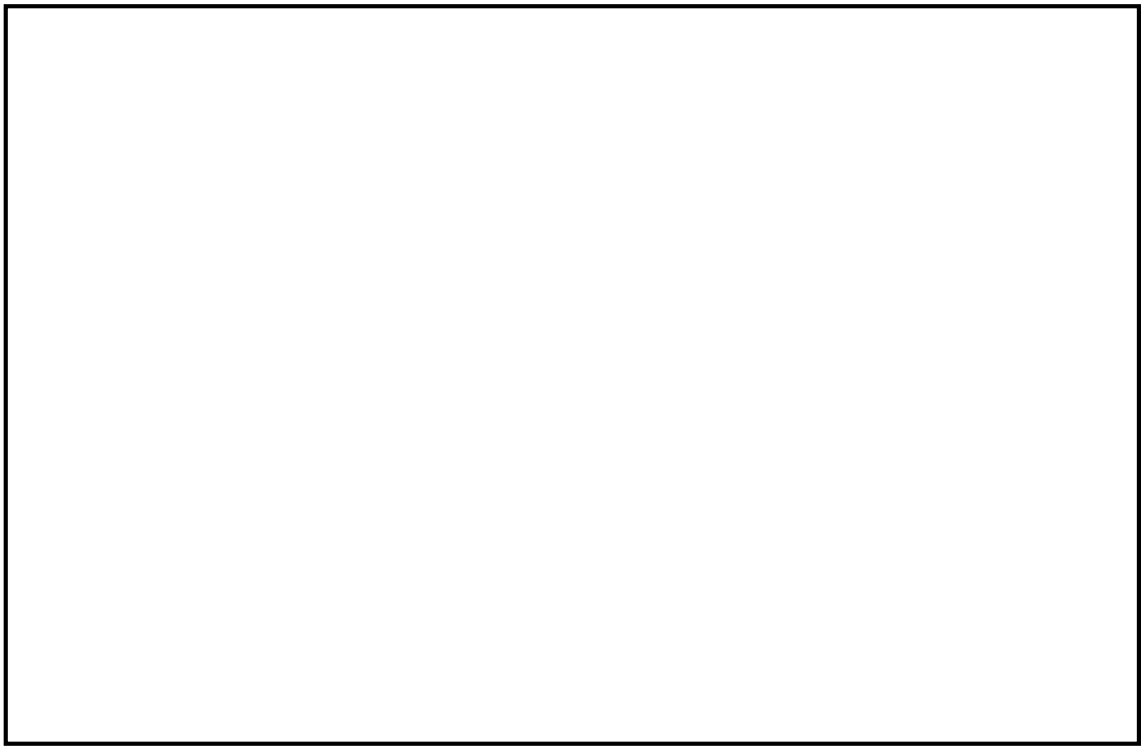
付図 1-6　BETA 実験装置 [34]

付表 1-2　BETA 実験マトリックス[6]

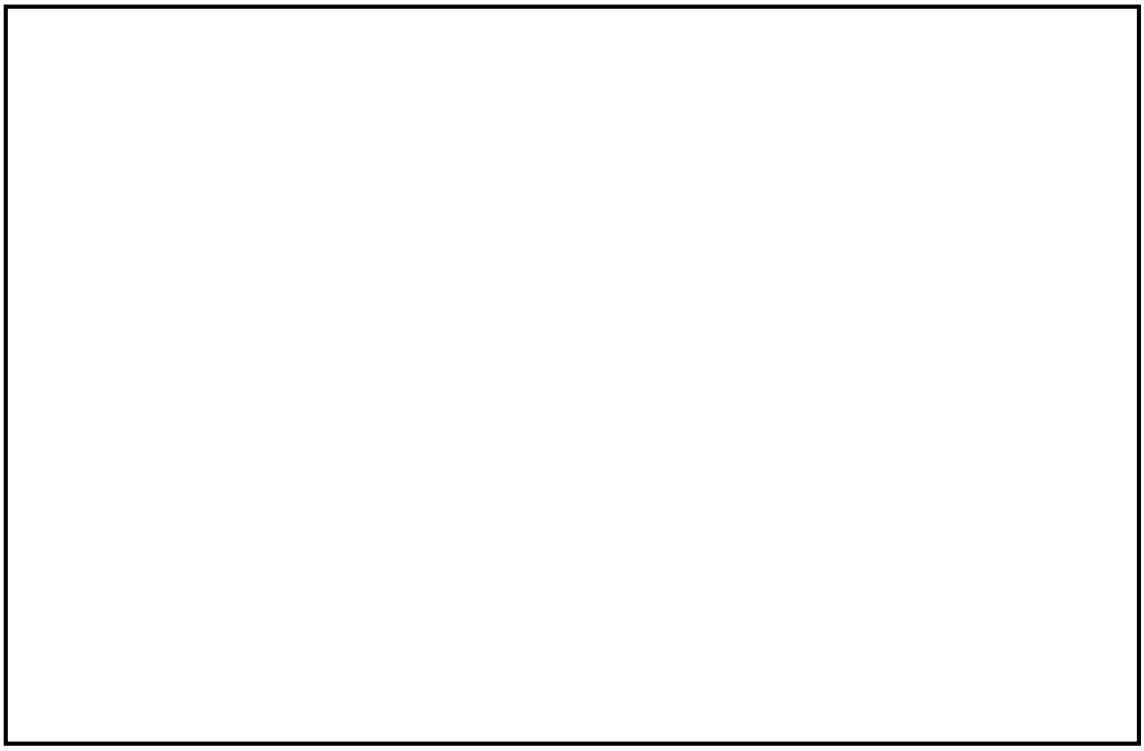
BETA Test	Initial Melt, ~ 2200 K	Fission Product Mock-ups and Additives	Planned Heating Power	Main Objectives
V 5.1	300 kg Fe + Cr + Ni 80 kg Zry-4 50 kg Al_2O_3 + SiO_2 + CaO	none	400 kW	PWR: Zr chemistry, consequences on erosion and aerosol release
V 5.2	as V 5.1	1 kg Mo, 0.5 kg $ZrTe_2$, 1.5 kg CeO_2, 1 kg BaO, 0.5 kg La_2O_3, 0.5 kg SrO, 6 kg B_4C in steel containers	200 kW	BWR with B_4C absorber, low power: Zr chemistry and related processes
V 5.3	as V 5.1	1 kg Mo, 1 kg CeO_2, 1 kg BaO, 0.5 kg La_2O_3, 0.5 kg SrO, 6 kg B_4C in steel containers	800 kW	BWR with B_4C absorber, high power: Zr chemistry and related processes



付図 1-7　BETA 実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図 [6]



付図 1-8　BETA-V5.1 実験とＭＡＡＰ解析の侵食深さの比較 [34]



付図 1-9　BETA-V5.2 実験とＭＡＡＰ解析の侵食深さの比較 [34]

付録２　注水を伴ったＭＣＣＩ実験

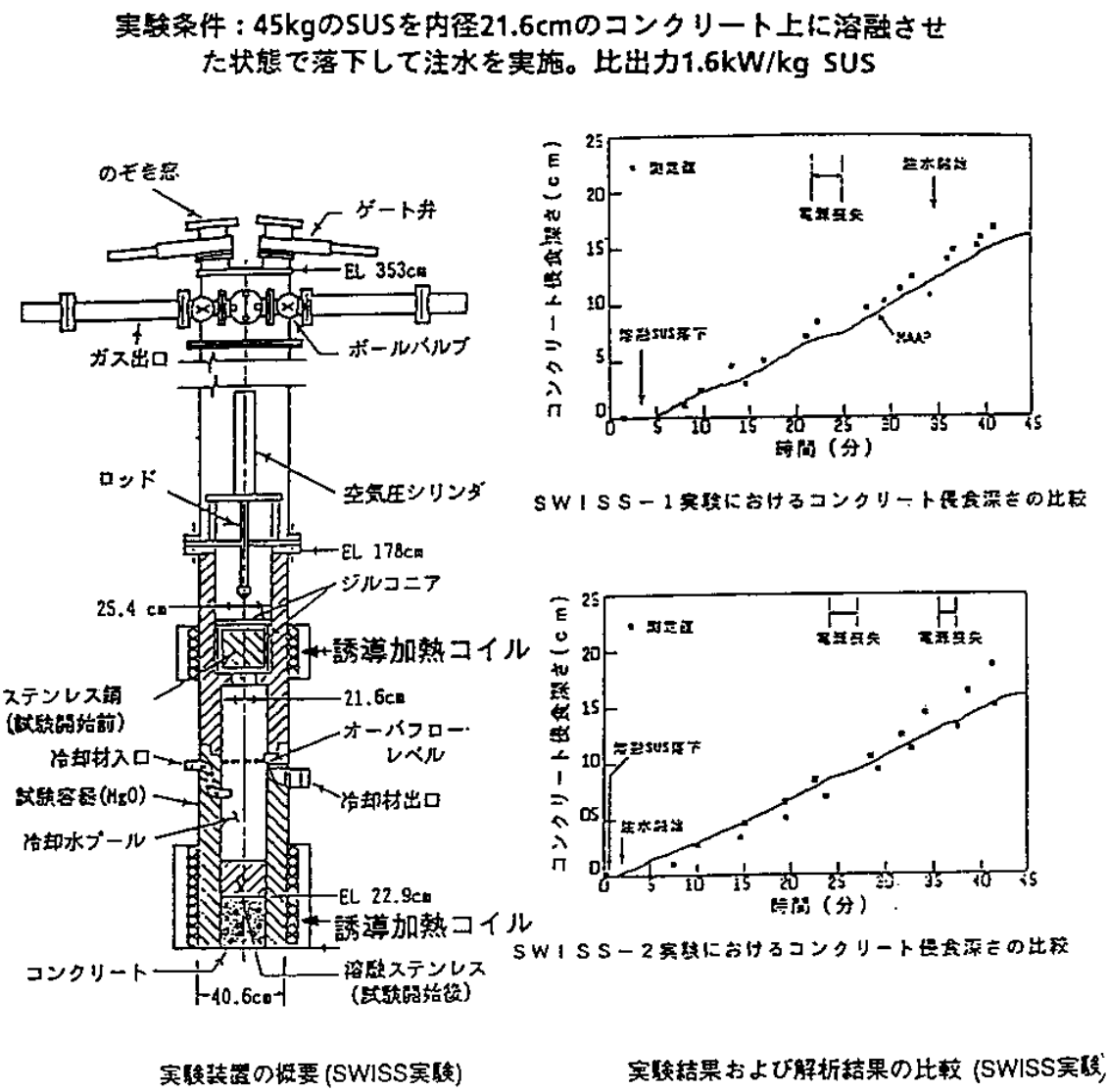
注水を伴う実験（溶融物上に冷却水を注水した実験）としては，SNL で実施された SWISS 実験及び WETCOR 実験，ANL（EPRI）の主催で実施された MACE 実験及び OECD/MCCI 実験，原子力発電技術機構（NUPEC）により実施された COTELS 実験がある。

以下の実験の知見を示す。

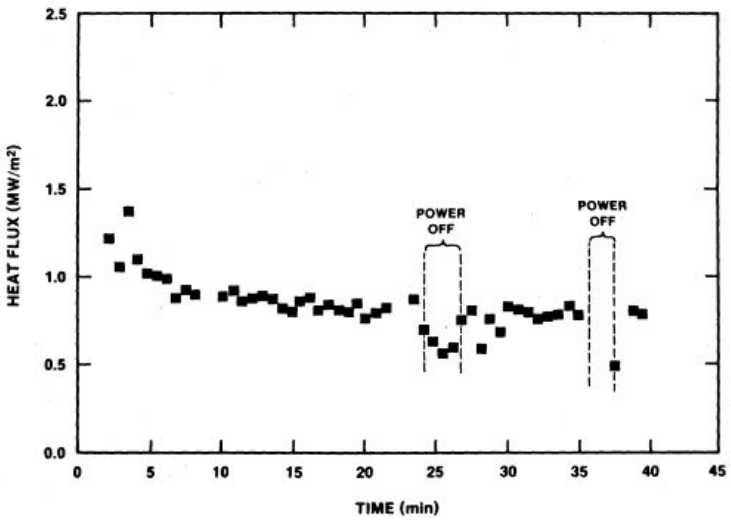
(1) SWISS 実験（米国サンディア研究所(SNL)）
(2) WETCOR 実験（米国サンディア研究所(SNL)）
(3) MACE 実験（米国アルゴンヌ研究所(ANL)）
(4) COTELS 実験（日本 原子力発電技術機構（NUPEC)）
(5) OECD/MCCI 実験（米国アルゴンヌ研究所(ANL)）

(1)　SWISS 実験（米国 SNL）[7]

高周波加熱によりステンレスを溶融させ，溶融したステンレスとコンクリートとの反応中に注水し，溶融物の冷却性を調べる実験が２回行われた。実験結果２回とも同様の結果となっており，メルト上面に安定なクラストが形成されてメルト内部に冷却水が浸入しにくくなり，メルトによりコンクリートの侵食が継続した（付図 2-1 参照)。ただし，本実験はメルトの発熱が実機で想定される値より１桁程度大きいことや 100%ステンレスであるため模擬崩壊熱に加え，水－金属反応の発熱が加わったことも一因と分析されている。またコリウムより上方水プールへの熱流束は約 800kW/m^2 程度であった（付図 2-2 参照)。



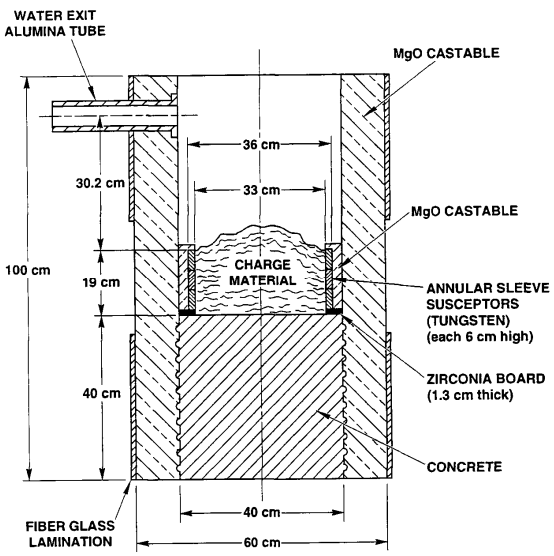
付図 2-1　SWISS 実験の実験装置とコンクリート侵食深さの実験と解析（ＭＡＡＰ）の比較[7]



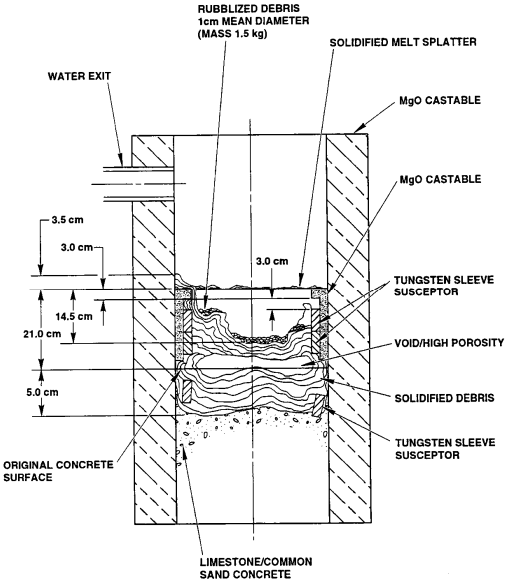
付図 2-2　SWISS-2 実験の水プールへの熱流束[7]

(2) WETCOR 実験（米国 SNL）[8]

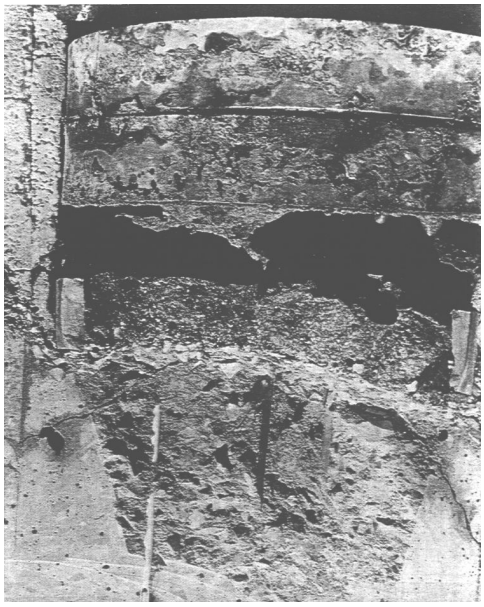
Al_2O_3 と CaO の酸化物混合溶融物 34kg を用いてコンクリートとの反応中に注水し溶融物の冷却性を調べる実験が行われた(付図 2-3 参照)。SWISS 実験と同様の理由によりコンクリートの侵食が継続した。コンクリート侵食速度は SWISS 実験と比べて約 1/3 に低下している。水プールへの熱流束は溶融時に 520kW/m^2 程度，凝固時に 200kW/m^2 程度であった。



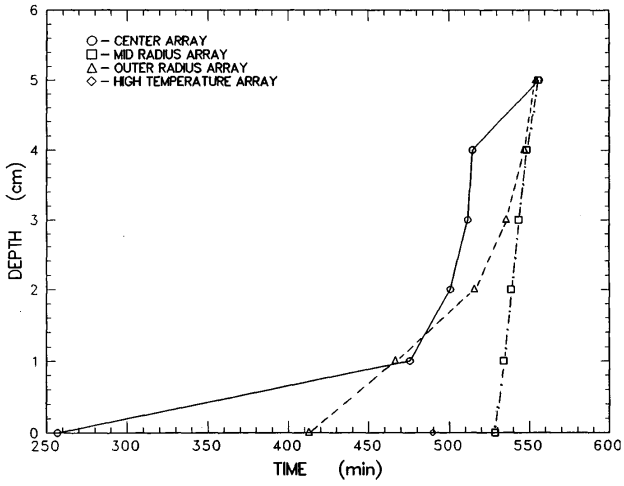
（実験装置の概要）



（実験後の状態の模式図）



（上部クラストの様子）



（コンクリート侵食の時間変化）

付図 2-3　　WETCOR 実験結果[8]

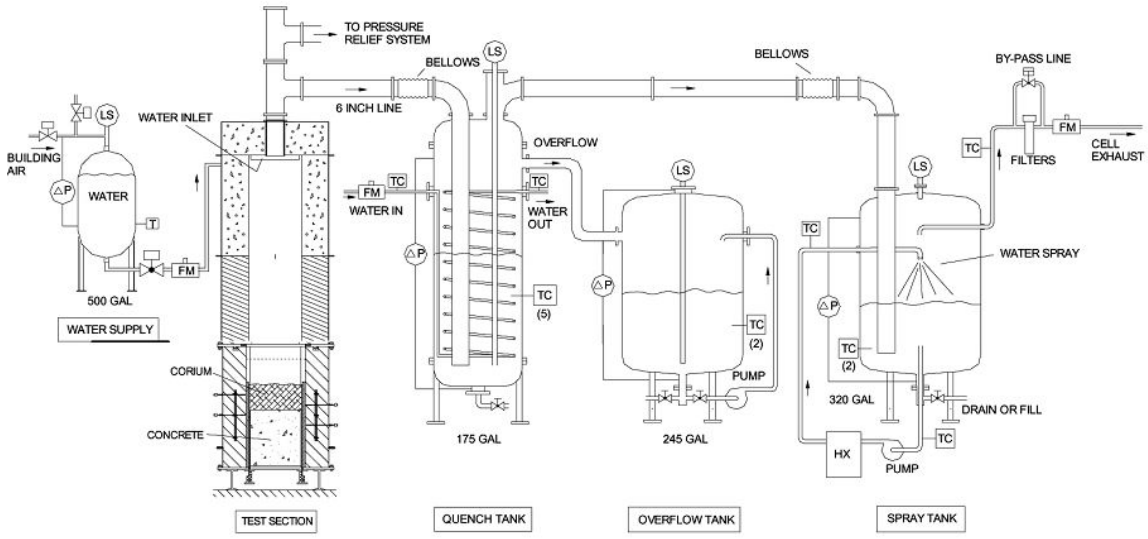
(3) MACE 実験（米国 ANL）[3][9][10][20]

MACE 実験（Melt Attack and Coolability Experiment）は，米国電力研究所（EPRI）が主催する原子炉格納容器内溶融炉心冷却性に関する国際協力計画である。この実験では，溶融炉心がコンクリート床に落下した後に，溶融炉心の上に注水する状況を模擬しており，大規模実験が含まれていることと，実機相当の UO_2 及び ZrO_2 を主成分とする溶融炉心模擬物を用いて，さらに，直接通電加熱により崩壊熱の発生を模擬していることが特徴である。実験装置の概要を付図 2-4 に示す。MACE 実験では規模の異なる M0，M1b，M3b，M4 の 4 回の実験が実施されており，その主要条件を付表 2-1 に示す。M0 実験のみコンクリートの側壁で，その他は MgO が用いられている。

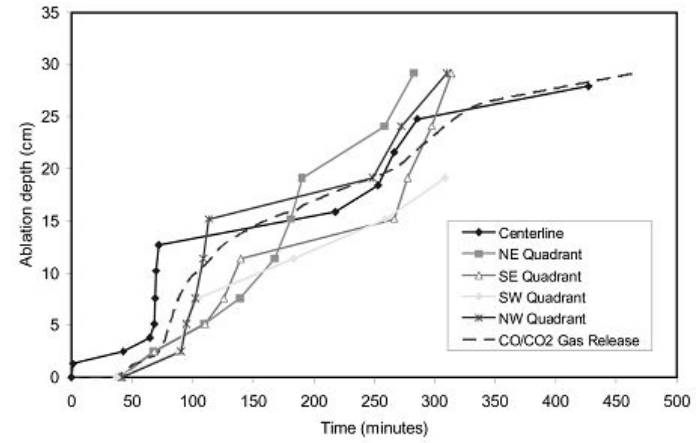
M3b と M4 の実験結果を付図 2-5 及び付図 2-6 に示す。いずれのケースもコンクリート侵食が継続する結果となっている。実験後の溶融炉心模擬物の固化状況を見ると，メルト上部に安定クラストが形成され側壁に固定化されており，クラスト下部に空洞が見られ，クラストと溶融物とが分離した状態になっている。メルトから冷却水への熱流束を見ると，注水直後の短期間は，大きい熱流束となっているが，安定クラストが形成されクラストと溶融物が分離したと想定される状況では，熱流束は低下している。安定クラストの形成とメルトとの分離によりクラストの下にあるデブリの冷却が阻害される結果となったと分析されている。しかしながら，デブリの長期的な冷却に関与し得るメカニズムとして，クラストに生じる亀裂等への浸水及びコンクリート分解ガスによるクラスト開口部からのデブリの噴出が確認されている。

付表 2-1　MACE 実験の主要条件[20]

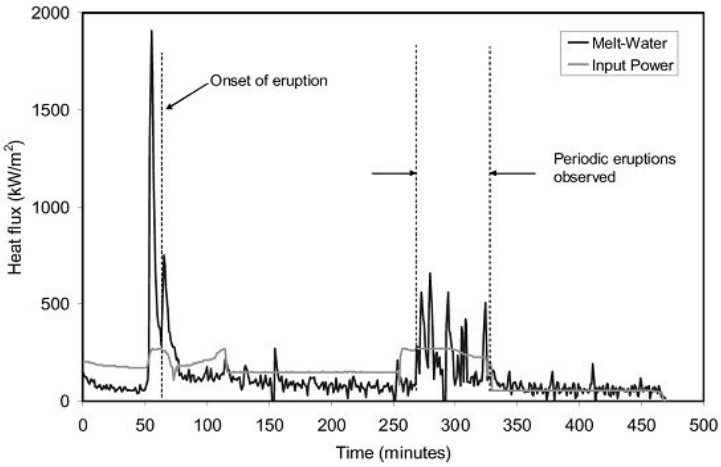
		M0	M1b	M3	M4
溶融炉心模擬物重量 (kg)		130	480	1800	480
コンクリート床浸食開始時溶融炉心模擬物組成(%)	UO_2	56	65	57	57
	ZrO_2	11	13	29	29
	Zr	4	3	-	-
	その他（コンクリート成分等）	29	19	14	14
溶融炉心模擬物深さ (m)		0.15	0.25	0.2	0.3
溶融炉心模擬物初期温度 (K)		2000	2350	2250	2280
溶融炉心模擬物初期発熱量 (kW)		100	130	300	130
コンクリートの種類		石灰岩系	石灰岩系	石灰岩系	ケイ酸系
コンクリート床面積 (m^2)		0.3×0.3	0.5×0.5	1.2×1.2	0.5×0.5
コンクリート床の深さ (m)		0.35	0.55	0.55	0.55
水位 (m)		0.5	0.5	0.5	0.5



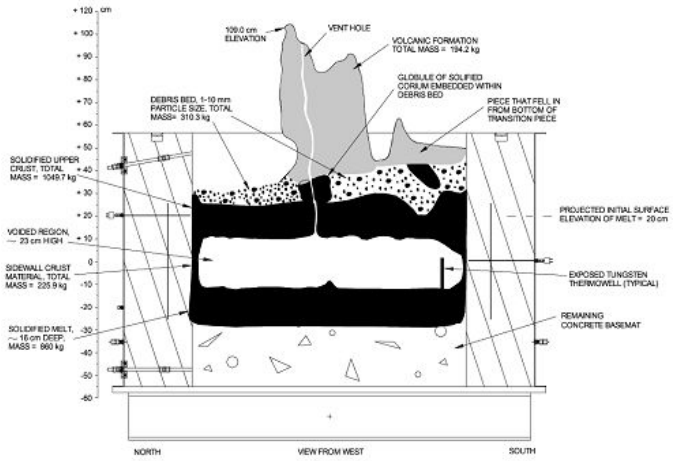
付図 2-4　MACE 及び OECD/MCCI 実験装置[9]



（軸方向侵食データ）

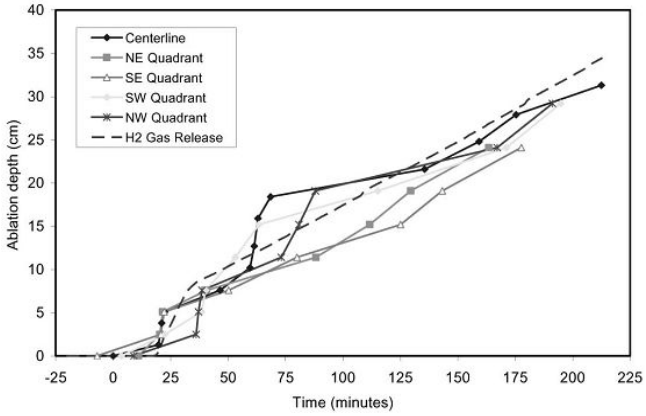


（メルトから水への熱流束）

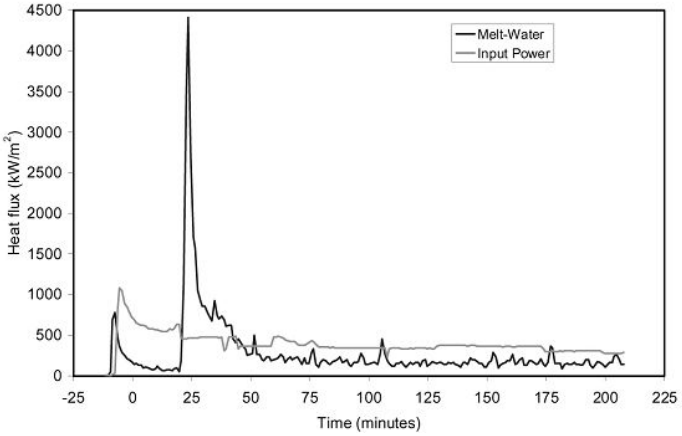


（実験後状態の模式）

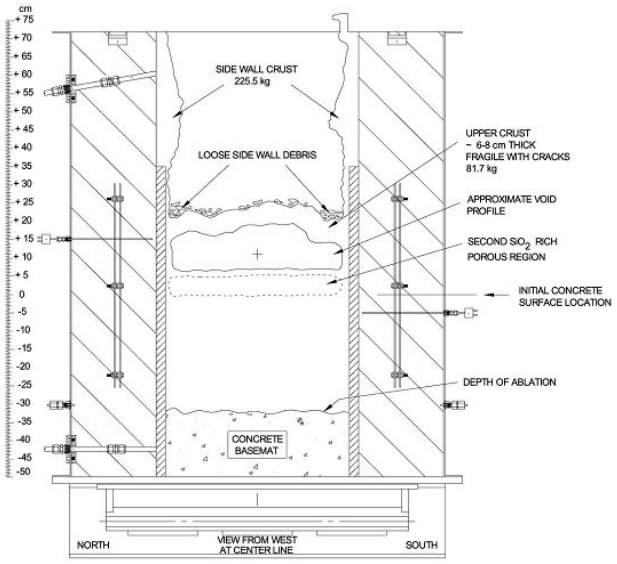
付図 2-5　MACE-M3b 実験結果[10]



（軸方向侵食データ）



（メルトから水への熱流束）



（実験後状態の模式）

付図 2-6　MACE-M4 実験結果[10]

(4) COTELS 実験（日本 NUPEC）[1][11]

プール水中に実機組成の UO_2 コリウムを落下させる実験（ＦＣＩ）とコンクリート上に落下した UO_2 コリウムに注水する実験（ＭＣＣＩ）を実施している。付図 2-7 にコンクリート上の UO_2 コリウムに注水する実験の実験装置を示す。約 60kg の実機組成の UO_2 コリウムを電気炉で加熱溶融させ，玄武岩系のコンクリート床上に落下させ，その後高周波誘導加熱によりコンクリート上のコリウムを加熱して崩壊熱を模擬している。側壁と床面の両方の侵食を考慮しており，コリウムの高さと直径の比を実験パラメータとしている。注水後にコンクリート温度は低下している。また，侵食深さは２cm 程度であった。また，付図 2-8 に実験後に固化したコリウムの断面を観察した結果を示すが，上部は粒子状になっており，下部はインゴット状になっているのが観察されている。また，インゴット状の部分にはひび割れや流路が見られる。

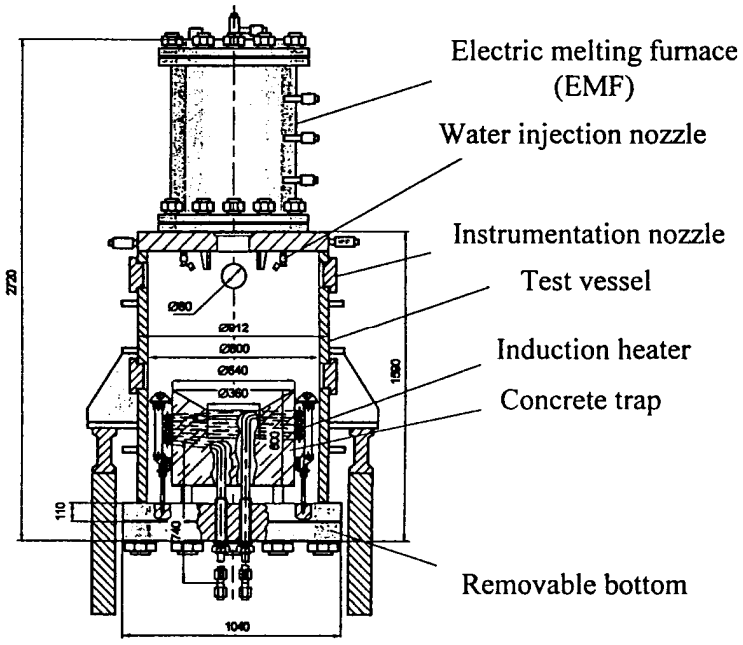
COTELS 実験では,いずれもデブリによるコンクリート侵食が生じているが,先行の SWISS, WETCOR, MACE とは異なり，コンクリート侵食は停止している。これは，以下の理由と分析されている。

・デブリの粒子化と塊状デブリ上への粒子化デブリの堆積

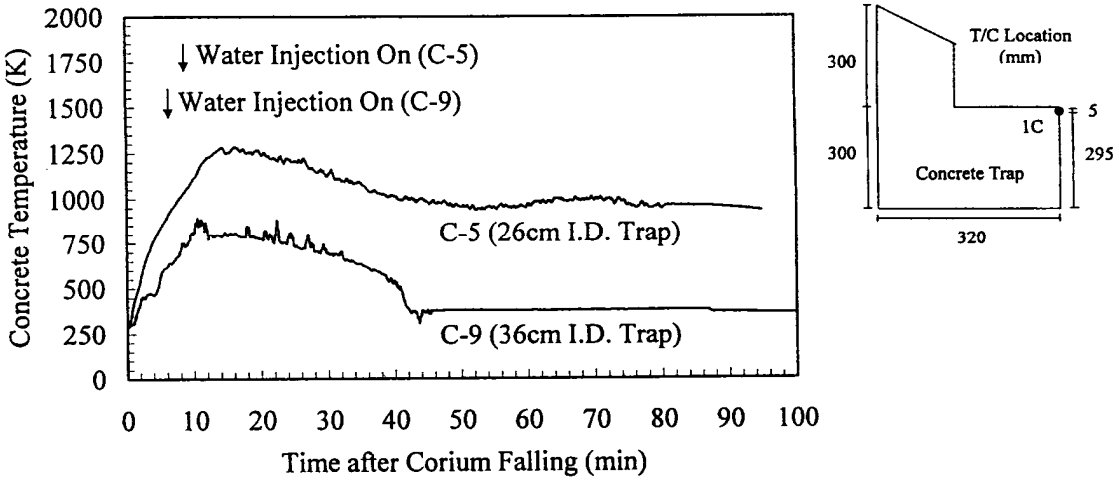
・デブリとコンクリートとの境界における粗骨材を主体とする多孔質層の形成

・粗骨材層及び塊状デブリに形成された流路への浸水

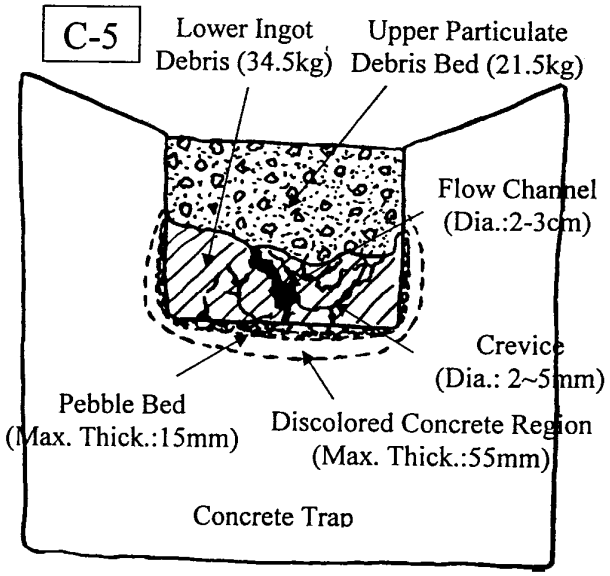
溶融物から水プールへの熱流束は 100～650kW/m^2 程度であったが，これらの熱流束は限界熱流束よりも低く，水が更に高い除熱能力を有する可能性があることが示唆されている。



付図 2-7　COTELS 実験装置（コンクリート上の UO_2 コリウムに注水する実験）[11]



（コンクリート床温度変化）



（実験後のコリウム断面の模式図）

付図 2-8　COTELS C-5 実験の結果[11]

(5) OECD/MCCI 実験　(米国 ANL)[10][12][13][35][38][41]

OECD/MCCI 実験は，MACE 実験や COTELS 実験の注水を伴うＭＣＣＩ実験で同定された個々のデブリ冷却メカニズムや火山型クラストの冷却性（付図 2-9 及び付図 2-10 参照）を定量的に解明することを目的として，以下の実験が実施された。

① クラスト浸水・強度実験　(SSWICS 実験)

SSWICS 実験は，クラスト内への浸水メカニズムと浸水による除熱量，さらにクラスト強度を調べるために実施された。実験装置の構造を付図 2-11 に示し，実験条件一覧を付表 2-2 に示す。テスト部内の非侵食性の床面上で，テルミット反応により UO_2，ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。崩壊熱とコンクリート分解気体の発生は模擬しない過渡クエンチ実験である。最大除熱量はクラスト上面におけるドライアウト熱流束により評価される。実験結果より，安定なクラストは形成されず，クラスト内に冷却材が浸入することにより，熱伝導律速以上の熱流束を期待することができるとしている。さらに，SSWICS 実験で得られたドライアウト熱流束を実機の事故シーケンス解析において直接的に適用できるよう，Lister/Epstein のドライアウト熱流束モデルへの適応が行われた。実験結果とこれに基づいた Lister/Epstein モデルによる予測の比較を付図 2-12 に示す。この実験結果及びこれらに基づいた予測値によれば，コンクリートを全く含有しないデブリに対する上面水プールへのドライアウト熱流束は，約 400kW/m^2 であり，コンクリート含有とともに熱流束は低下し，含有率 15%程度以上では約 100kW/m^2 となっている。

② 溶融物噴出実験(MET 実験)

コンクリート分解気体がクラストの開口部を通過する際に，気体に随伴されてクラスト上に噴出するデブリ量の定量化を目的としている。クラスト浸水実験と同様に，テスト部内の非侵食性の床面上で，テルミット反応により UO_2，ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。クラスト浸水実験との違いは，本実験においては直接通電加熱により崩壊熱を模擬すること及び非侵食性床面に設けた多数の細孔からコンクリート分解気体を模擬する非凝縮性気体を供給している。テスト部で発生する水蒸気量の変化と実験後分析から得られるデブリ噴出量に基づいて，供給気体流量と噴出量の関係を評価している。

③ 長期二次元コンクリート侵食実験　(ＣＣＩ実験)

デブリによる長期的な床部及び側壁の侵食挙動を明らかにすることを目的に実施された。実験装置のテスト部の構造を付図 2-13 に示し，実験条件一覧を付表 2-3 に示す。テルミット反応により生成した UO_2，ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を直接通電により加熱している。電極がある２面は非侵食性の側壁を採用し，残りの２面をコンクリートにより製作している。使用するコンクリートは実験により種類が変えられている。注水なしの条件で，側壁のコンクリートの最大侵食深さが 30cm に達するまで侵食を継続した後に注水を行い，注水後，最大侵食深さが 35cm

に到達した時点で実験を終了している。実験装置に荷重負荷装置を設置し，注水後に形成されるクラストに荷重を与えて，クラストの機械的強度に関するデータを得ている（付図 2-14 参照)。コンクリート種類を変えて３回実験が行われている。ＣＣＩ実験のコンクリート組成を付表 2-4 に示す。ＣＣＩ実験のデブリ-水間の熱流束を付図 2-15 に示し，溶融物の平均温度を付図 2-16 に示す。また，実験後の侵食状態の模式図を付図 2-17 に示す。石灰岩系コンクリートの場合，床方向と側壁方向の侵食は同程度となっているのに対し，玄武岩系コンクリートの場合，側壁方向の侵食が床方向より大きくなっており，侵食に異方性があることが示されている。付表 2-5 に示すように，侵食率から側壁方向と床方向の熱流束が推定されている。CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）の場合，側壁方向と床方向は同程度と推定されているのに対し，CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の場合，側壁方向の熱流束は，床方向より４倍程度大きいと推定されている。

④ クラスト破損実験

本実験は上記①③の実験に付随して実施されており，①の SSWICS 実験で形成されたクラストの冷却後破損強度を調べる実験と，③の二次元侵食実験の間に高温状態で破損させる実験の２種の実験が行われている。

前者の実験では，クラスト浸水実験で形成された直径約 30cm のクラストに荷重を加えて，クラストの強度を測定している。低温クラスト破損実験装置の概要を付図 2-18 に示す。クラスト上面の中央部に集中荷重を与え，クラスト破損時の荷重からクラストの機械的強度（破損時にクラストに発生する最大の応力）を評価している。クラスト上に堆積する冷却水層及び噴出デブリの荷重に起因してクラスト内に発生する応力と，本実験から得られるクラストの機械的強度を比較することにより，実機規模においては，クラストは破損し下部の溶融物と接触する可能性が高いことが示されている。

後者の二次元侵食実験では，注水前の高温状態で突き棒（lance）によりクラストが破損する荷重を測定し，注水後にも再度突き棒によりクラストが破損する荷重を測定している。これにより，現実に近い状態でのクエンチ前後のクラスト強度が確認され，クエンチ後は，クラスト強度が大きく低下することが確認された。

OECD/MCCI 実験結果から以下の知見が得られている。

・ガス噴出は，安定なクラストの形成を阻害し，熱伝達を促進する。
・クラストが冷却されると，亀裂が生じクラスト強度は大幅に低下する。
・クラストの亀裂により冷却水が内部に浸入し，デブリの冷却が促進される。
・溶融物の噴出により，多孔質の粒子状ベッドが形成される。
・コンクリートタイプにより侵食異方性がみられる。

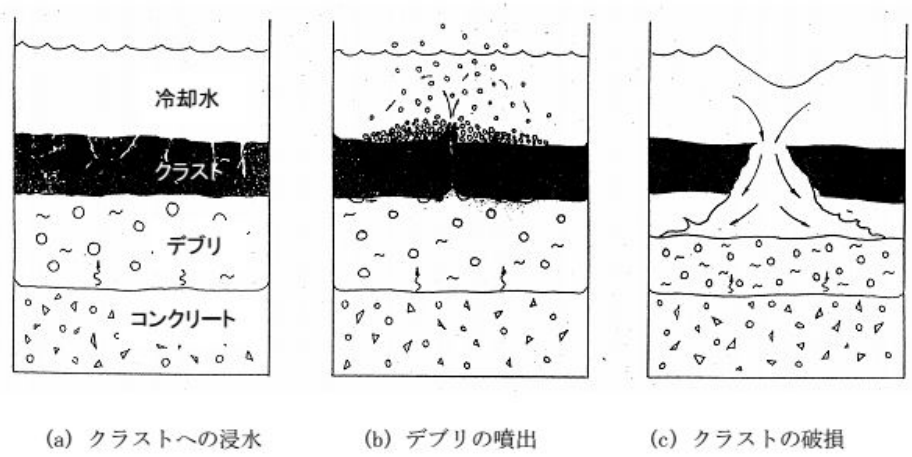
これらの知見は，CORQUENCH コード等に反映される予定である。

また，ＣＣＩ実験について，ＭＡＡＰコードによりベンチマーク解析が行われている[35]。

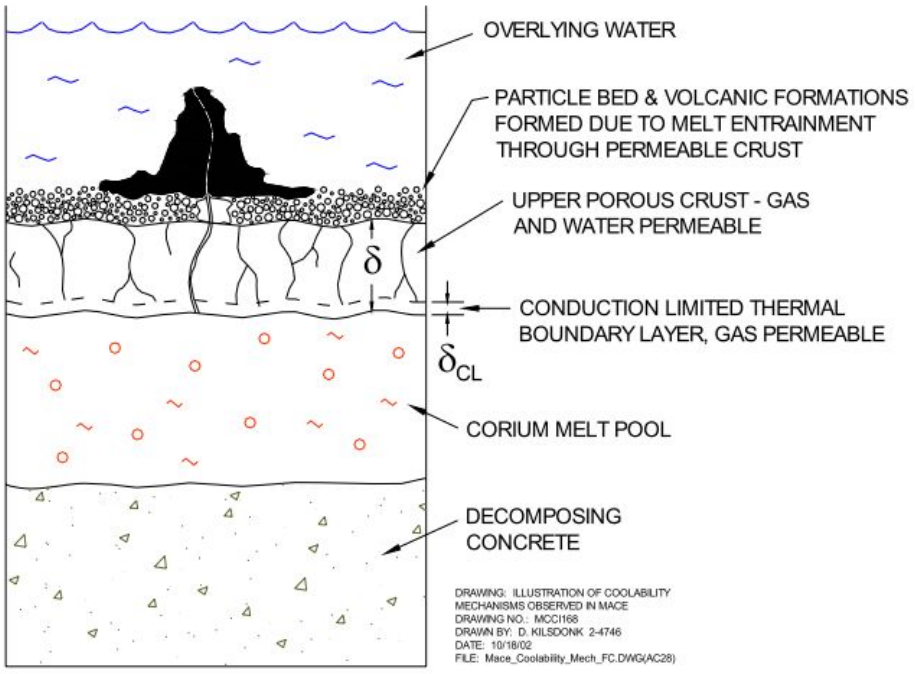
CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）のベンチマーク解析では，固化効果項の影響を除いて対流熱伝達係数のサーベイが可能なように，対流熱伝達係数として床方向と側壁方向ともに 300W/m^2-K，固化効果項の指数 n に 0 が設定されている。ここで 300W/m^2-K は，実際のＭＣＣＩ時の対流熱伝達係数は，固化割合を考慮すると，完全液相状態の値よりも１桁程度小さい値（付図 2-19 において固化割合が 60％程度の値）になることを考慮して設定されている。また，CCI-2 実験では，床方向と側壁方向の熱流束が同程度と推定されていることから，対流熱伝達係数も同じ値が設定されている。この設定を用いた解析により，コリウム温度の変化（付図 2-20 参照）は，実験データと良く合っている。また，床方向の侵食量は（付図 2-21 参照），実験では注水前には 25cm 程度侵食されているのに対し，ＭＡＡＰ解析では 33cm 程度の侵食量となっている。側壁方向の侵食量は（付図 2-22 参照），実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し,ＭＡＡＰ解析では 33cm 程度の侵食量となっている。

CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）のベンチマーク解析では，対流熱伝達係数として床方向に 80W/m^2-K，側壁方向に 300W/m^2-K，n に０が設定されている。ここで，80W/m^2-K は，CCI-3 実験では，床方向の熱流束が側壁方向の 1/4 程度と推定されていることから，床方向の対流熱伝達係数を側壁方向の 1/4 程度として設定されている。この設定により，コリウム温度の変化（付図 2-23 参照）は，より実験データに近くなっている。また，床方向の侵食量は（付図 2-24 参照），実験では注水前には５cm 程度侵食されているのに対し，ＭＡＡＰ解析では 5.7cm 程度の侵食量となっている。側壁方向の侵食量は（付図 2-25 参照），実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し，ＭＡＡＰ解析では 27cm 程度の侵食量となっている。

ＣＣＩ実験を対象にしたＭＡＡＰベンチマーク解析により，対流熱伝達係数を適切に設定することにより侵食量がおおむね合うことが確認されている。また，侵食の異方性を扱うためには，床方向と側壁方向の対流熱伝達係数の比率の設定が重要であることが示されている。



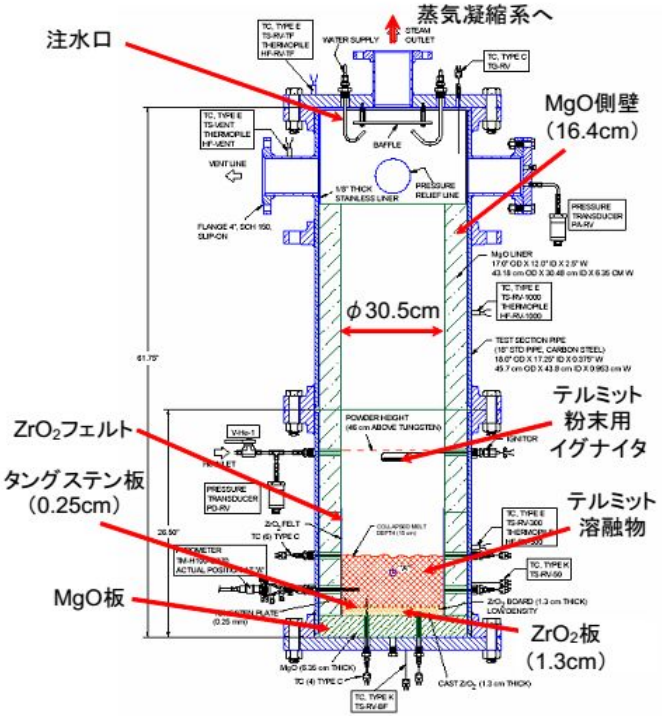
付図 2-9　想定されているデブリ冷却メカニズム[38]



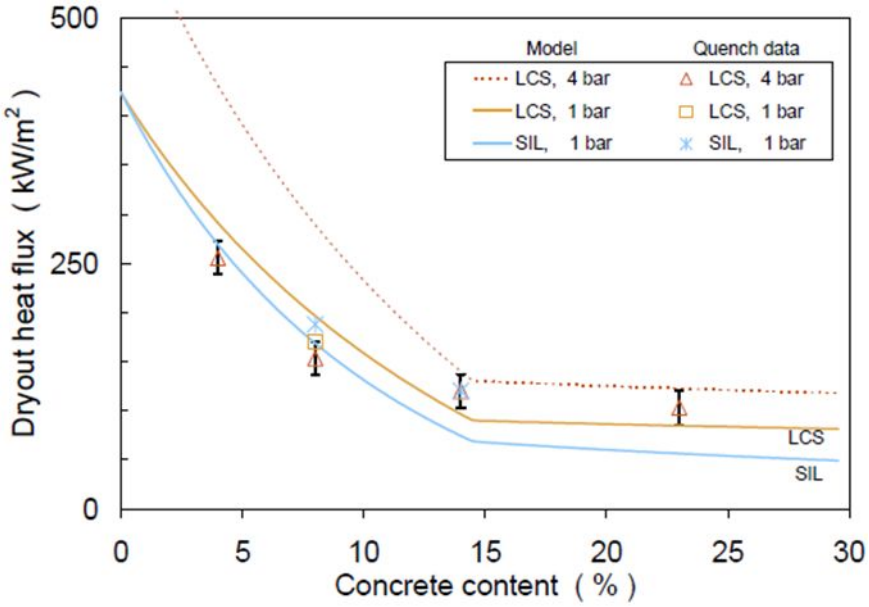
付図 2-10　想定されている火山型クラストの模式図[12]

付表 2-2　SSWICS 実験（デブリ冷却実験）条件一覧[12]

Parameter	Test Number						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt composition (wt % UO_2/ZrO_2/Cr/concrete)	61/25/6/8	61/25/6/8	61/25/6/8	48/20/9/23	56/23/7/14	56/23/6/14	64/26/6/4
Concrete type	LCS	SIL	LCS	LCS	LCS	SIL	LCS
Melt mass (kg)	75	75	75	60	68	68	80
Melt diameter / depth (cm)	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 /15	30 /15
Basemat type	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert
Initial melt temperature (°C)	~2300	~2100	~2100	~2100	~2100	~1950	~2100
Initial vessel and coolant temperature (°C)	20	20	100	100	100	100	100
System pressure (bar)	1	1	4	4	4	1	4
Water injection period (sec)	665	760	183	195	622	215	194
Water injection flowrate (lpm)	4	4	12	13	6	14	13
Water injected (liters)	33	39	34	40	61	47	40
Condensate collected over course of test (kg)	24.7	16.1	28.9	21.9	22.7	27.6	31.4
Test duration (hours)	2.2	1.2	1.8	2.4	2.6	3.9	1.4



付図 2-11　小規模浸水・クラスト強度実験（SSWICS）装置[12]



付図 2-12　SSWICS 実験データと Lister/Epstein モデルのドライアウト熱流束の比較[12]

付表 2-3　ＣＣＩ実験（二次元コンクリート侵食実験）条件一覧[12]

Parameter	Specification for Test:		
	CCI-1	CCI-2	CCI-3
Corium	PWR + 8 wt% SIL	PWR + 8 wt% LCS	PWR + 15 wt% SIL
Concrete type[a]	SIL (US-type)	LCS	SIL (EU-type)
Basemat cross-section	50 cm x 50 cm	50 cm x 50 cm	50 cm x 50 cm
Initial melt mass (depth)	400 kg (25 cm)	400 kg (25 cm)	375 kg (25 cm)
Test section sidewall construction	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert
Lateral/Axial ablation limit	35/35 cm	35/35 cm	35/35 cm
System pressure	Atmospheric	Atmospheric	Atmospheric
Melt formation tech.	Chemical reaction (~30 s)	Chemical reaction (~30 s)	Chemical reaction (~30 s)
Initial melt temperature	1950 ºC	1880 ºC	1950 ºC
Melt heating technique	DEH	DEH	DEH
Power supply operation prior to water addition	Constant @ 150 kW	Constant @ 120 kW	Constant @ 120 kW
Criteria for water addition	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm
Inlet water flowrate/temp.	2 lps/20 ºC	2 lps/20 ºC	2 lps/20 ºC
Water depth over melt	50 ± 5 cm	50 ± 5 cm	50 ± 5 cm
Power supply operation after water addition	Constant voltage	Constant voltage	Constant voltage
Test termination criteria	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.
Operational Summary	Successful: non-symmetrical ablation behavior	Successful: symmetrical ablation behavior	Successful: symmetrical ablation behavior

[a]SIL denotes siliceous concrete, LCS denotes Limestone/Common Sand concrete.

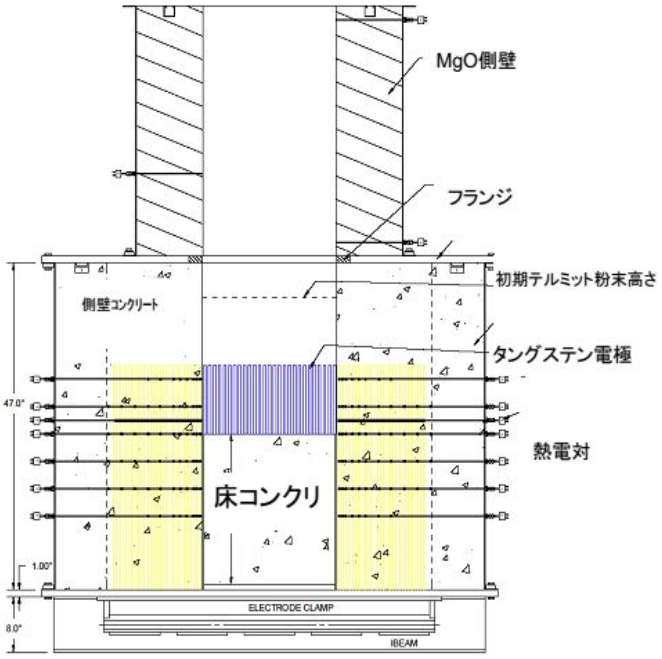
付表 2-4　CCI 実験に使用されたコンクリートの組成 [12]

Oxide	CCI-1 Wt%	CCI-2 Wt%	CCI-3 Wt%
Al_2O_3	0.77	2.49	3.53
CaO	8.54	25.88	16.79
Fe_2O_3	0.79	1.39	1.49
MgO	0.60	11.47	0.85
MnO	0.00	0.03	0.04
K_20	0.12	0.55	0.81
SiO_2	82.48	21.61	59.91
Na_2O	0.00	0.31	0.66
SrO	0.00	0.00	0.04
TiO_2	0.051	0.135	0.155
SO_3	0.514	0.505	0.434
CO_2	0.901	29.71	9.80
H_2O, Free	1.808	3.255	2.293
H_2O, Bound	1.92	1.11	1.40
Total	98.48	98.47	98.19

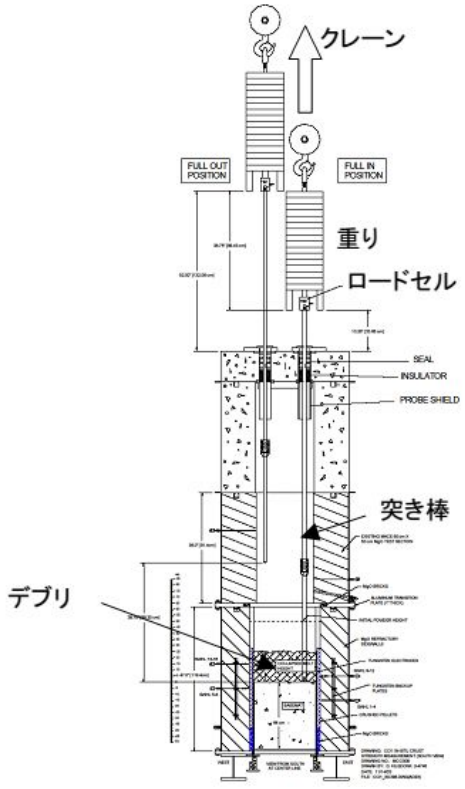
付表 2-5　ＣＣＩ実験の側壁方向／床方向の侵食率と熱流束の推定値 [12]

Test	Concr. Type	Lateral Ablation		Axial Ablation		Lateral -Axial Heat Flux Ratio	Data Points Utilized for Ablation Rate Estimates
		Ablation Rate (cm/hr)	Heat Flux (kW/m^2)	Ablation Rate (cm/hr)	Heat Flux (kW/m^2)		
CCI-1	SIL (US)	N: 39.1	395	26.1	265	–[a]	N Lateral: (19.1 cm, 51 min) (29.2 cm, 66 min) S Lateral: (7.6 cm, 54 min) (5.1 cm, 35 min) Axial: (7.6 cm, 53 min) (1.3 cm, 39 min)
		S: 8.4	86				
CCI-2	LCS	4.0	58	4.0	59	1.0	Lateral: (19.1 cm, 148 min) (29.2 cm, 302 min) Axial: (15.2 cm, 107 min) (24.1 cm, 240 min)
CCI-3	SIL (EU)	10.0	97	2.5	25	4.0	Lateral: (19.1 cm, 47 min) (29.2 cm, 107 min) Axial: (2.5 cm, 117 min) (5.1 cm, 178 min)

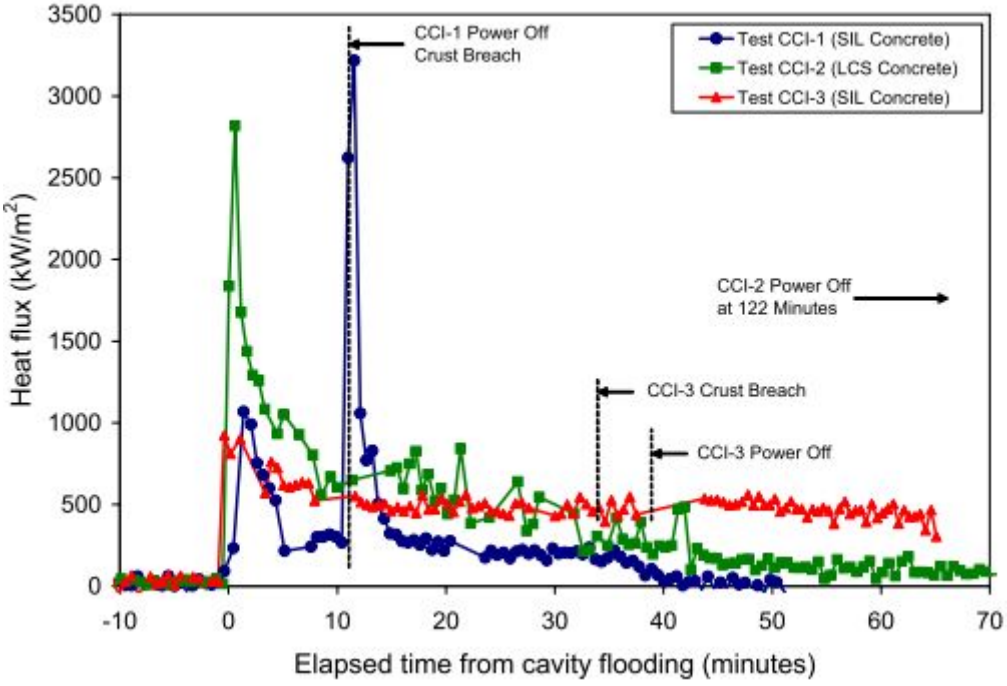
[a]Heat flux ratio not evaluated for this test due to large asymmetry in lateral cavity erosion.



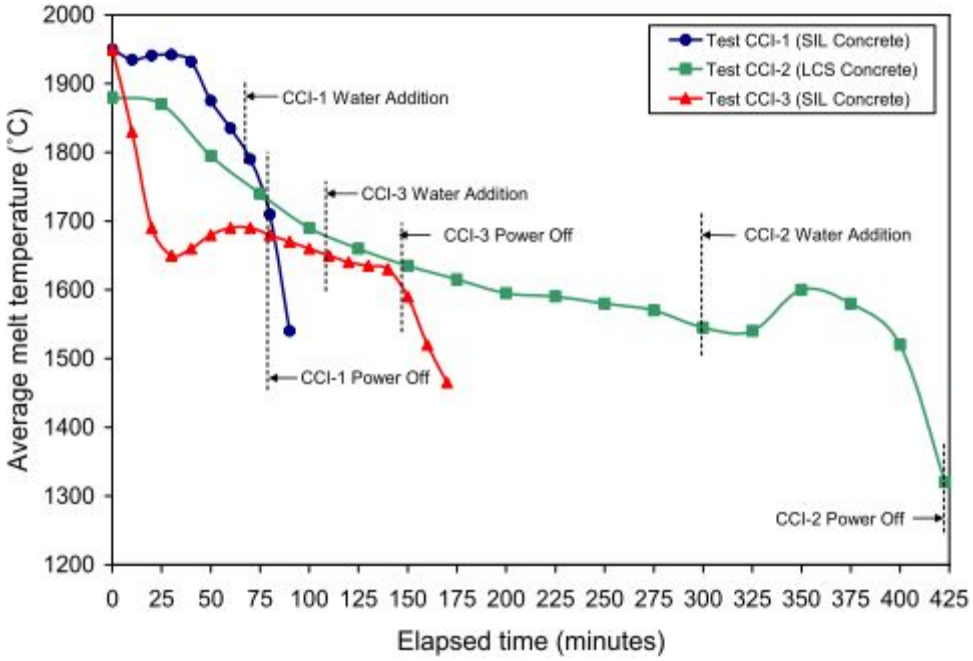
付図 2-13　ＣＣＩ実験のテスト部[12]



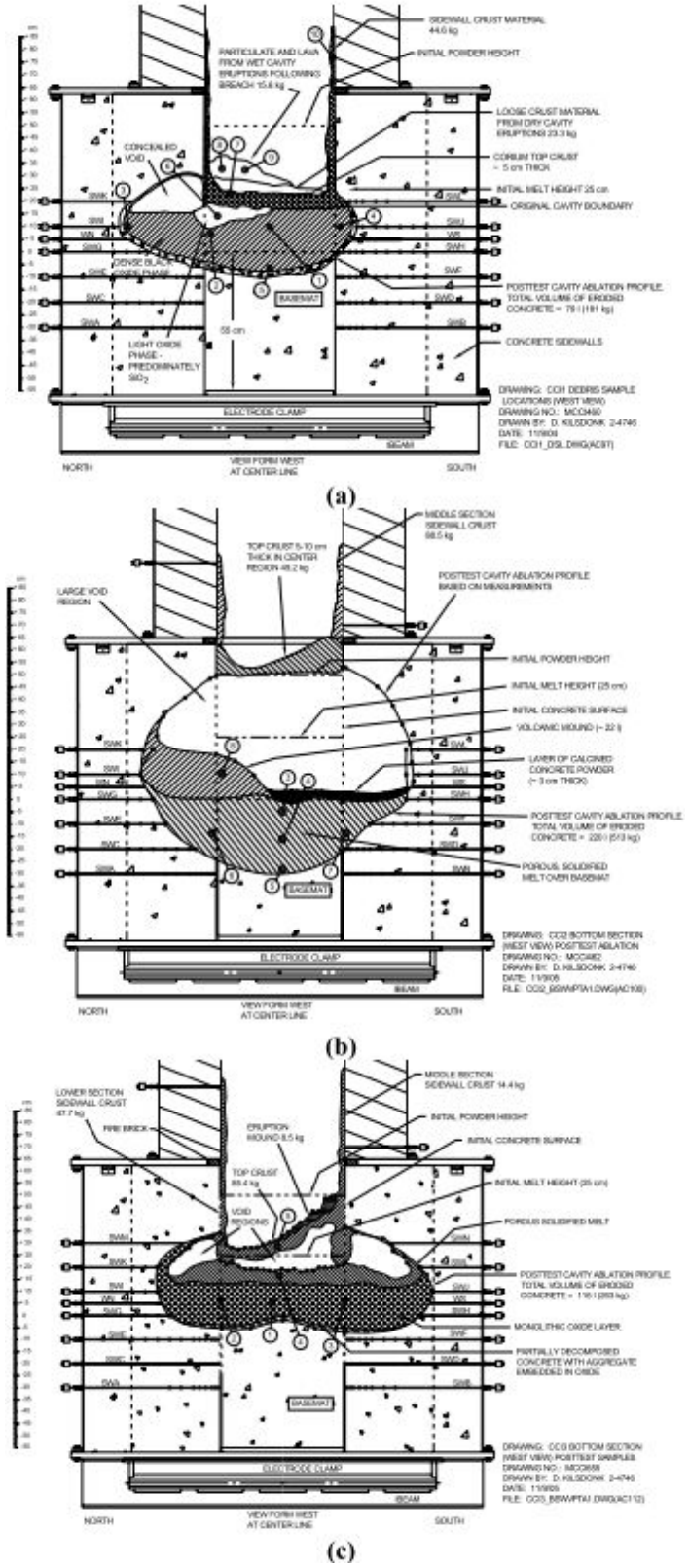
付図 2-14　長期二次元侵食実験におけるクラスト破壊／強度測定装置[41]



付図 2-15　ＣＣＩ実験におけるデブリ－水間の熱流束 [12]

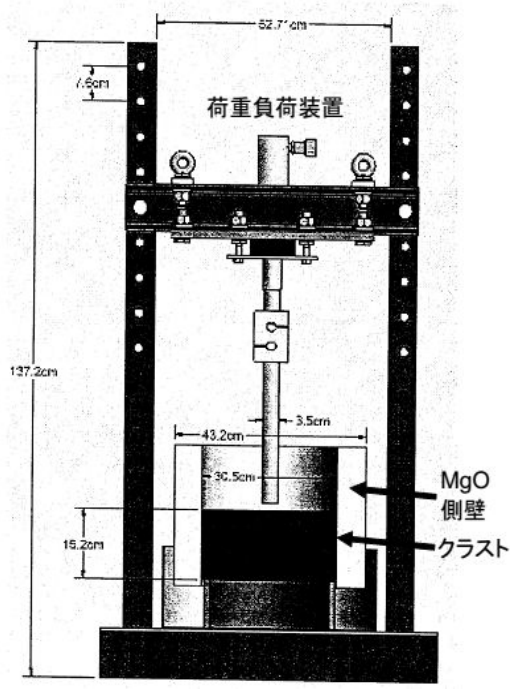


付図 2-16　ＣＣＩ実験における溶融物平均温度 [12]



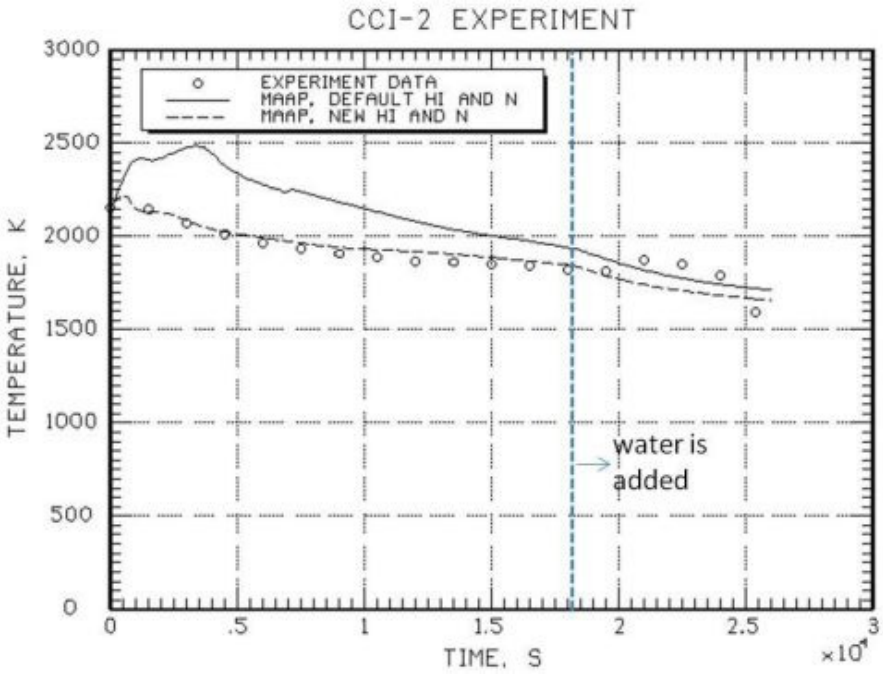
付図 2-17　ＣＣＩ実験における侵食状態の模式図 [12]

(a) CCI-1,　(b)　CCI-2,　(c) CCI-3

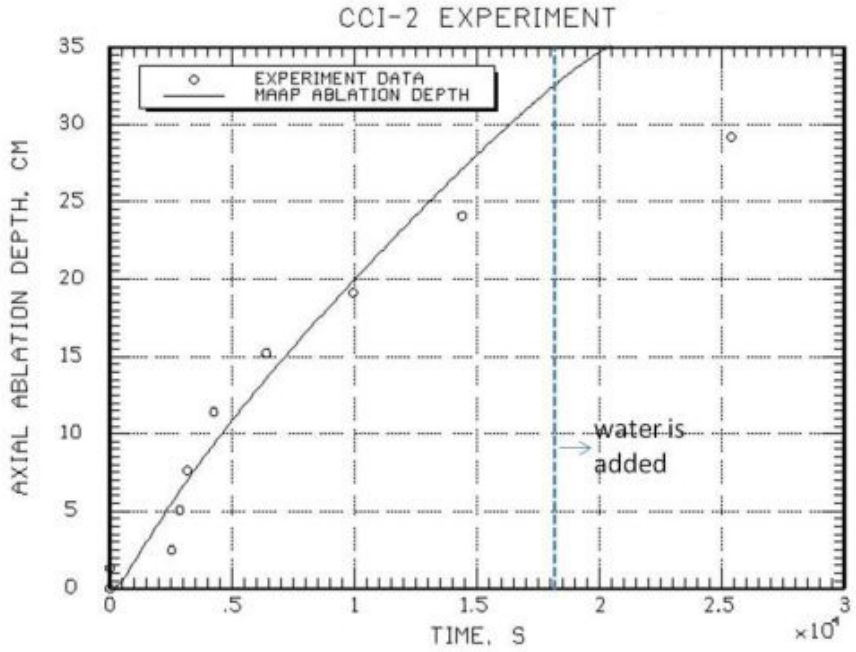


付図 2-18　クラスト浸水実験の実験後の低温クラスト強度測定装置[38]

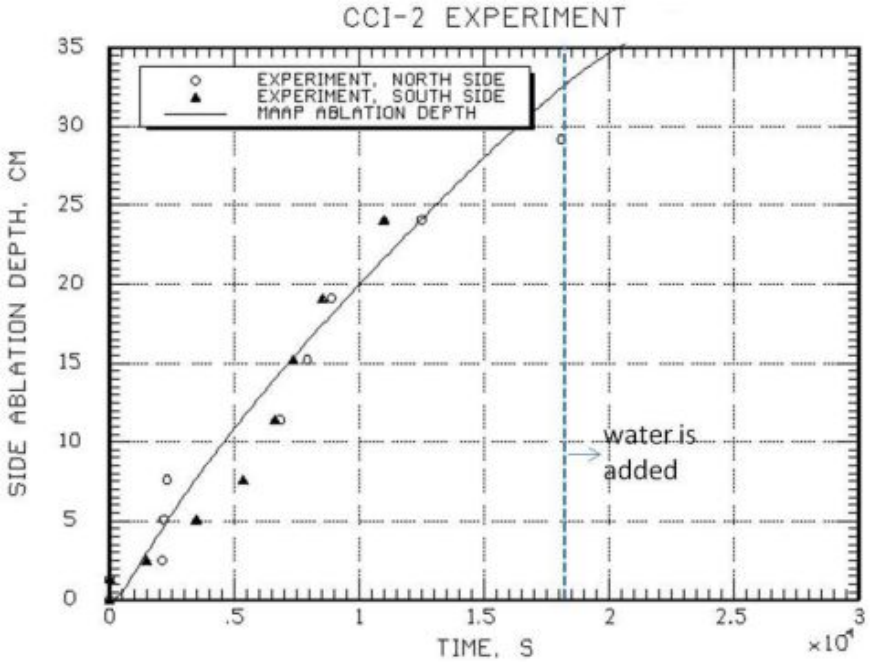
付図 2-19　溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数



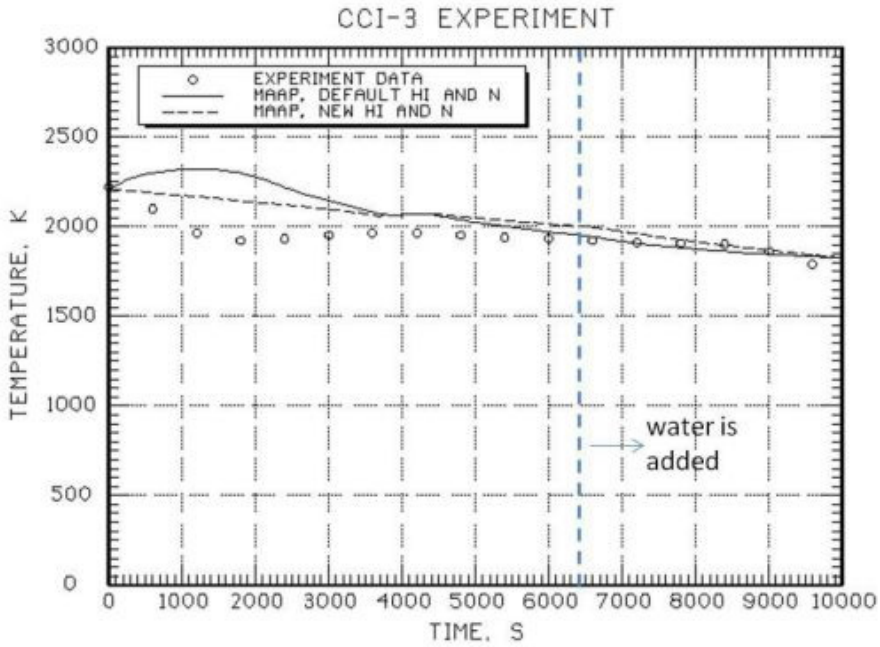
付図 2-20　CCI-2 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較[35]
（MAAP New 熱伝達係数（破線）：床方向 300W/m^2-K, 側壁方向 300W/m^2-K, n=0）



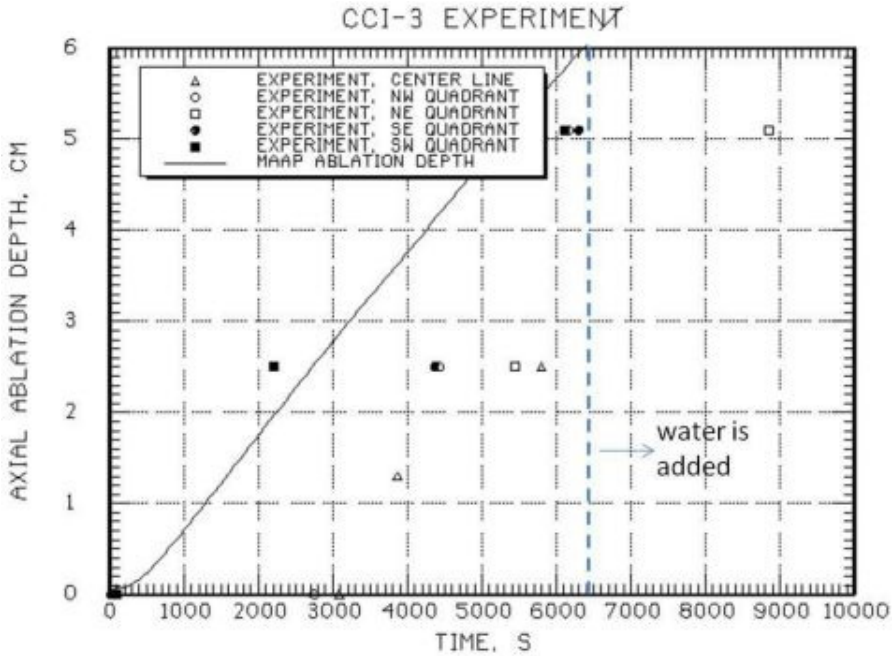
付図 2-21　CCI-2 実験の床方向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]



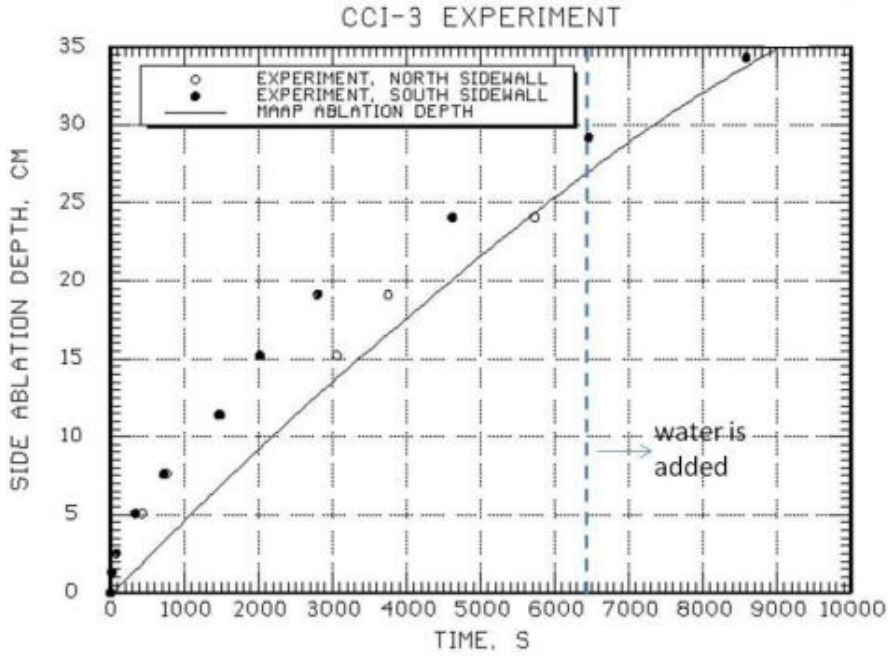
付図 2-22　CCI-2 実験の側壁方向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]



付図 2-23　CCI-3 実験のコリウム温度の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]
（MAAP New 熱伝達係数（破線）：床方向 80W/m^2-K，側壁方向 300W/m^2-K，n=0）



付図 2-24　CCI-3 実験の床方向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]



付図 2-25　CCI-3 実験の側壁向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]

付録３　溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル

溶融物が水中に落下した場合の粒子化現象については，主に溶融炉心と冷却材の相互作用（ＦＣＩ）を調べるために行われてきた。ここでは，以下の実験についての知見を述べる。

(1) FARO 実験（イタリア JRC-ISPRA）

(2) COTELS-FCI 実験（日本 NUPEC）

(3) DEFOR 実験（スウェーデン KTH）

また，ＭＡＡＰコードでは，溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナム水等に落下する場合の粒子化割合を評価しており，Ricou-Spalding 相関式又は Saito の相関式が用いられている。ここではこれらの相関式の元になった実験についても説明する。

(1)　FARO 実験（イタリア JRC-ISPRA）[1][14]

主に原子炉圧力容器内で溶融物が炉心から下部プレナムの水プールに落下した場合の水蒸気爆発発生の可能性を調べることを目的とした実験で，当初は高圧での実験を対象としてきたが，後に低圧での実験が３ケース実施された。高圧実験装置の構成は，FARO るつぼと実験容器 TERMOS（内径：710mm，体積：1.5m^3）である（付図 3-1 参照）。低圧実験装置では FAT と呼ばれる実験容器の中に TERMOS と同一内径の円筒容器が置かれ，観測窓が設置された。実験手順は原則的に高圧実験も低圧実験も同様で，FARO るつぼで生成された溶融コリウムは一度リリースベッセルに保持し，その底部にあるフラップ又は弁を開放して溶融物を水プールに落下させる。高圧実験ではリリースベッセルは溶融物落下速度を調整するために加圧可能である。ほとんどの実験は酸化物コリウム（80wt%UO_2＋20wt%ZrO_2）で実施され，テスト L11 のみが金属 Zr を含むコリウム（77wt%UO_2＋19wt%ZrO_2＋4wt%Zr）が用いられた。また，多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されたが，近年は低圧・サブクール水条件でも３ケース実施されてきている。主な実験パラメータは，初期圧力（0.2～６MPa），コリウム質量（18～177kg），水深（87cm～2.05m），サブクール度（飽和～124K），コリウム組成（１ケースのみ金属 Zr を 4.1wt%追加）である（付表 3-1 参照）。

実験からの主な知見は以下のとおりである。

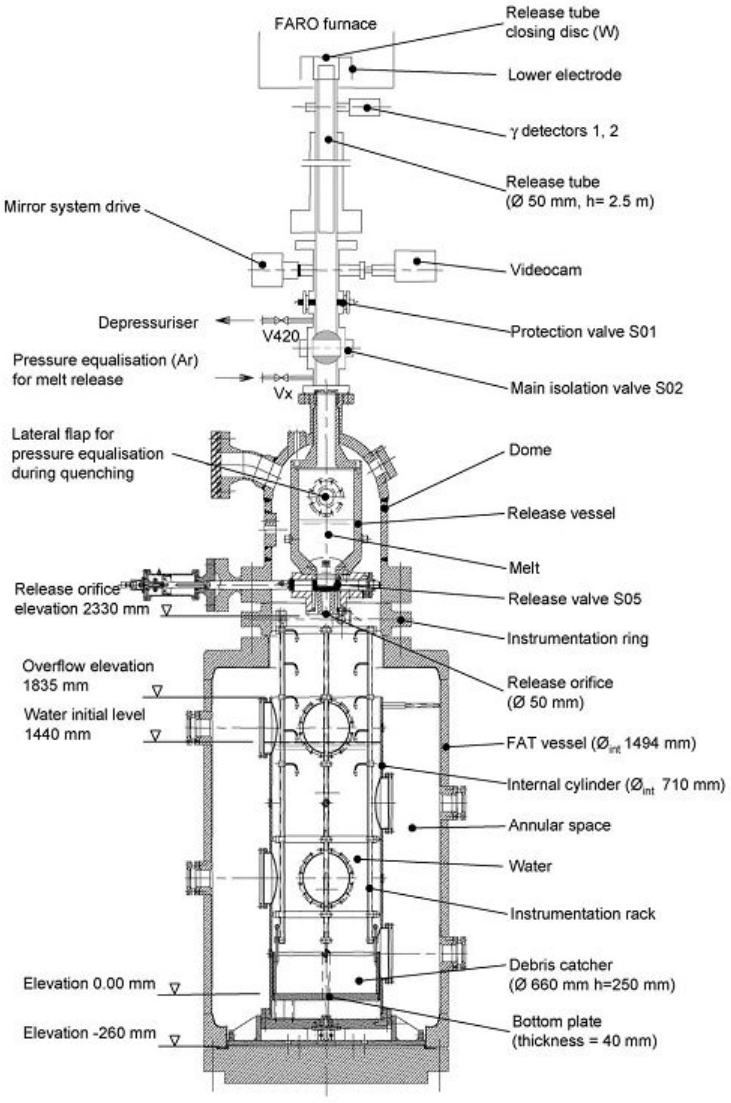
- 高圧・飽和水実験，低圧・サブクール実験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していなかった。
- いずれの実験においても，コリウムの一部が粒子化し，一部はパンケーキ状としてプール底部に堆積した。プール水中に設置した熱電対の測定結果より，一部のコリウムはジェット状でプール底面に衝突したと推定されている（付図 3-2 参照）。
- 粒子化割合は，ほとんどの実験でプール水深に依存し，高圧飽和水実験の水深１m 程度で落下コリウムの約 50%が粒子化したが，コリウムに少量の金属 Zr（4.1wt%）を添加した場合と低圧のサブクール水の実験では 100%近くが粒子化した（付図 3-3 参照）。
- 粒子の質量中央径は比較的大きく，3.2～4.8mm の範囲であり，実験パラメータ（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に依存していない。

付表 3-1　FARO 実験マトリックス[14]

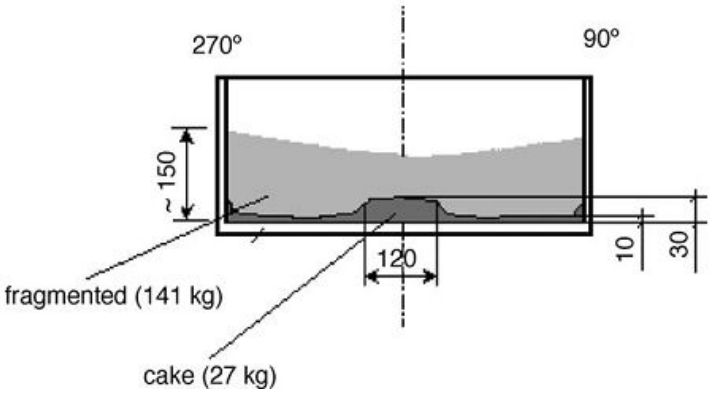
FARO LWR test series—main experimental conditions and debris data

Test	L-06	L-08	L-11	L-14	L-19	L-20	L-24	L-27	L-28	L-29	L-31	L-33
Experimental conditions												
Corium composition[a]	A	A	B	A	A	A	A	A	A	A	A	A
Melt mass[b] (kg)	18	44	151	125	157	96	177	117	175	39	92	100[c]
Melt temperature (K)	2923	3023	2823	3123	3073	3173	3023	3023	3052	3070	2990	3070
Melt release diameter[d] (mm)	100	100	100	100	100	100	100	100	50	50	50	50
Melt fall height in gas (m)	1.83	1.53	1.09	1.04	1.99	1.12	1.07	0.73	0.89	0.74	0.77	0.77
System pressure (MPa)	5	5.8	5	5	5	2	0.5	0.5	0.5	0.2	0.2	0.4
Gas phase	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam[e]	Steam[e]	Steam[e]	Steam[e]	Steam[e]	Argon	Argon	Argon
Water depth (m)	0.87	1.00	2.00	2.05	1.10	1.97	2.02	1.47	1.44	1.48	1.45	1.60
Water temperature (K)	539	536	535	537	536	486	425	424	424	297	291	293
Water subcooling (K)	0	12	2	0	1	0	0	1	1	97	104	124
Water Mass (kg)	120	255	608	623	330	660	719	536	517	492	481	625
Debris bed data[f]												
Hard debris, cake (kg, %)	6, 33	14, 32	0, 0	20, 16	77, 49	21, 22	27, 16	26, 23	77, 48	39, 100	0, 0	8, 8
Loose debris (kg, %)	12, 67	30, 68	146, 100	105, 84	80, 51	73, 78	141, 84	70, 77	84, 52	0, 0	83, 100	89, 92
Mean loose debris size (mm)	4.5	3.8	3.5	4.8	3.7	4.4	2.6	Na[g]	3.0	–	3.4	2.6[h]

[a] A: 80 wt.% UO_2–20 wt.% ZrO_2; B: 77 wt.% UO_2–19 wt.% ZrO_2–4 wt.% Zr.



付図 3-1　FARO 実験装置（L-27 実験）[14]



付図 3-2　FARO L-24 実験後のデブリの堆積状態（数値単位 mm）[14]

(a) View of the debris as found

(b) View of the cake after partial removal of loose debris

(c) View of blocks after breaking the cake

付図 3-3　FARO/L-33 実験後のデブリ取り出し段階ごとのデブリ状態 [14]
（低圧，サブクール水）

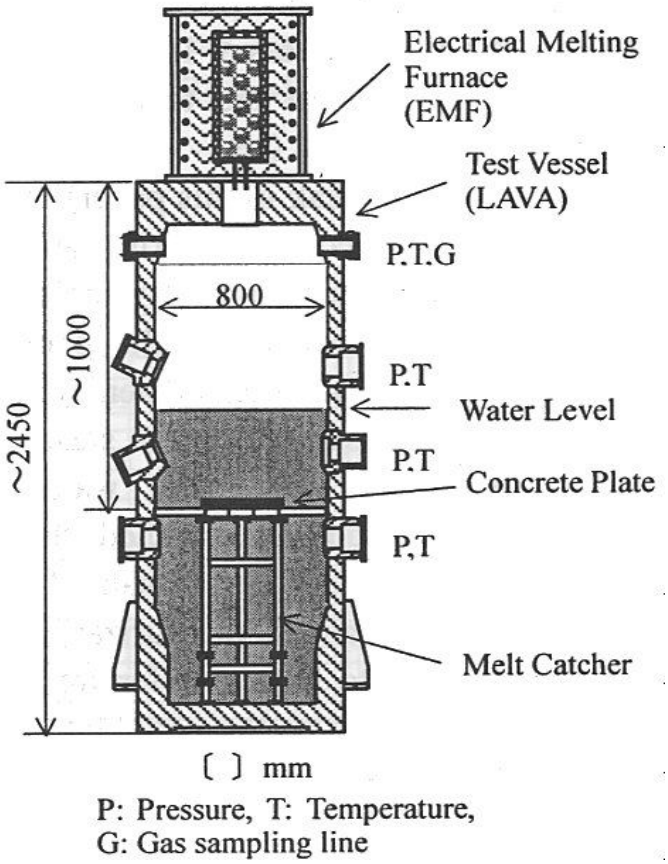
(2)　COTELS-FCI 実験（日本 NUPEC）[1][15]

本実験は，原子炉圧力容器外でのＦＣＩ挙動を調べるために実施された。UO_2 混合物を溶融物として用い，その成分は原子炉内構造物のみならず，原子炉圧力容器下部ヘッド内の下部構造物も考慮して設定されている。付図 3-4 に COTELS-FCI 実験装置の概要を示す。実験装置は，UO_2 混合物を溶融させる電気炉とその下に溶融物と水との相互作用を調べるメルトレシーバより構成されている。電気炉は，グラファイト製るつぼと高周波誘導加熱コイルにより構成されている。グラファイト製るつぼは最高温度 3200K で，60kg の UO_2 混合物を加熱溶融可能である。るつぼ下部には，溶融物を落下させるための穴を設けるプラグ破壊装置が設置され，UO_2 混合物が溶融後，瞬時に直径５cm の穴が作ることが可能である。メルトレシーバは，高さ約 2.5m，外径約 90cm で円筒状をしており，メルトレシーバの中には，高さが可変のメルトキャッチャーが設置されており，メルトキャッチャーの高さを変化させることによりプール水深を変化させる実験を実施しており，雰囲気体積は変化させないように考慮されている。メルトキャッチャーの中心部は，実炉の格納容器床面を模擬するために厚さ３cm のコンクリートが設置され，溶融コリウム／水／コンクリート間の相互作用を調べることが可能となっている。なお，コンクリートの成分は日本と同じ玄武岩系である。実験マトリックスと主な結果を付表 3-2 に示す。

付表 3-2　COTELS-FCI 実験マトリックス[1]

Run No.	A1	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	A11
ｺﾘｳﾑ組成(*1)	B	B	B	B	B	B	B	B	B
落下ｺﾘｳﾑ量, kg	56.3	27.0	55.4	53.1	24.9	47.7	57.1	55.0	53
プール水深, m	0.4	0.4	0.4	0.4	1.0	0.4	0.9	0.4	0.8
水サブクール度, K	0	8	12	21	0	21	0	21	86
初気圧, MPa	0.20	0.30	0.25	0.21	0.18	0.45	0.21	0.47	0.27
雰囲気ガス組成	Steam	Steam	Steam $N_2$20%	Steam	Steam	Steam	Steam	Steam	Ar
差圧, MPa (*2)	0.03	0.03	0.01	~0	~0	0.67(*3)	0.02	0.14	0.13
ﾋﾟｰｸ圧力, MPa	1.34	1.04	0.62	0.88	(*4)	1.83	0.92	3.85	1.08
ｲﾝｺﾞｯﾄｺﾘｳﾑ, kg	5	2.5	4.2	6.5	0	0	3.8	0	4
質量中央径, mm	6.7	6.2	7.5	7.2	8.2	5.2	7.0	0.38	4.8

*1)コリウム組成　　B；UO_2:55wt%＋Zr:25%＋ZrO_2:5%＋SS:15%



付図 3-4　COTELS-FCI 実験装置[15]

(3)　DEFOR 実験（スウェーデン KTH）[16]

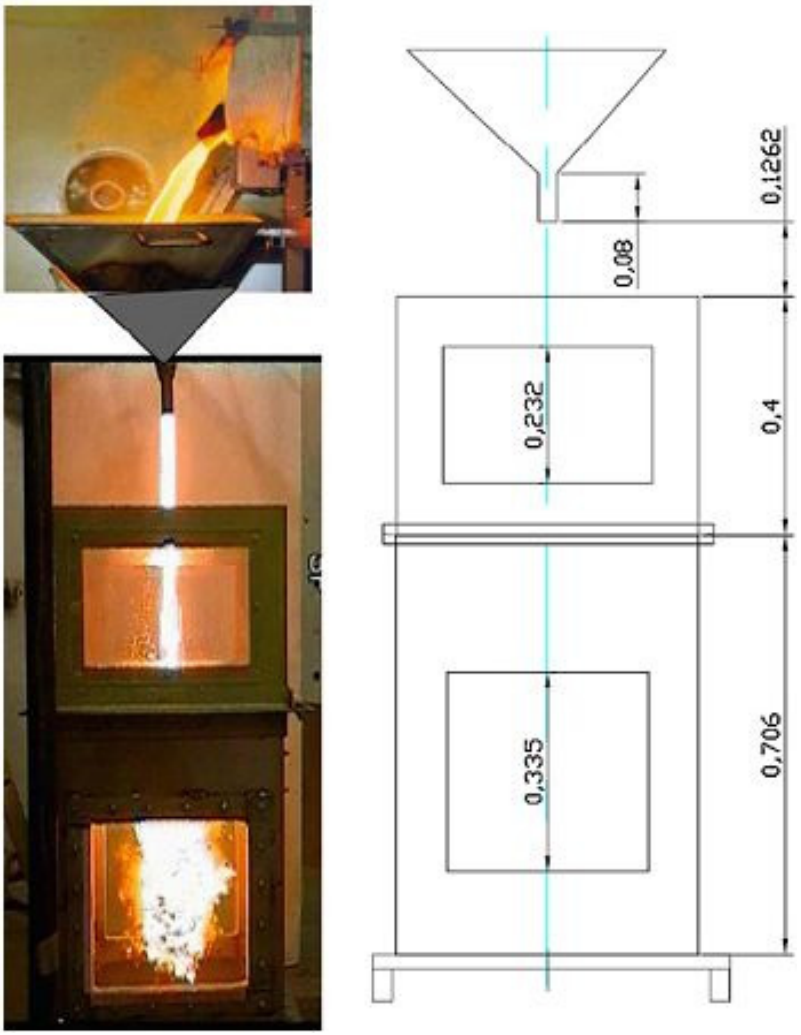
水張り時のデブリ冷却性を調べる目的で実施されている。溶融物の粒子化について，水サブクール，水深，メルト成分，過熱度等の影響を調べるために，溶融物の落下実験が実施されている。実験装置を付図 3-5 に示すが，上から，誘導加熱炉，メルト容器，冷却タンクより成り，冷却タンクはガラス張りで粒子化の観察が可能となっている。溶融物はメルト容器下部のノズルから重力落下により水中に落下する。DEFOR-E 実験の実験マトリックスを付表 3-3 に示すが，６ケースの溶融物は $CaO-B_2O_3$（密度 2500kg/m^3）の酸化物が使用されており，１ケースはより重量の大きい WO_3-CaO（密度 5000～8000kg/m^3）が使用されている。

実験結果より，粒子化挙動は，水サブクールと水深の影響が大きいとしている。実験後のデブリ状態例を付図 3-6 に示すが，平均ポロシティは 0.55～0.7 程度と大きい値が得られている。主な結果を付表 3-3 に併せて示す。

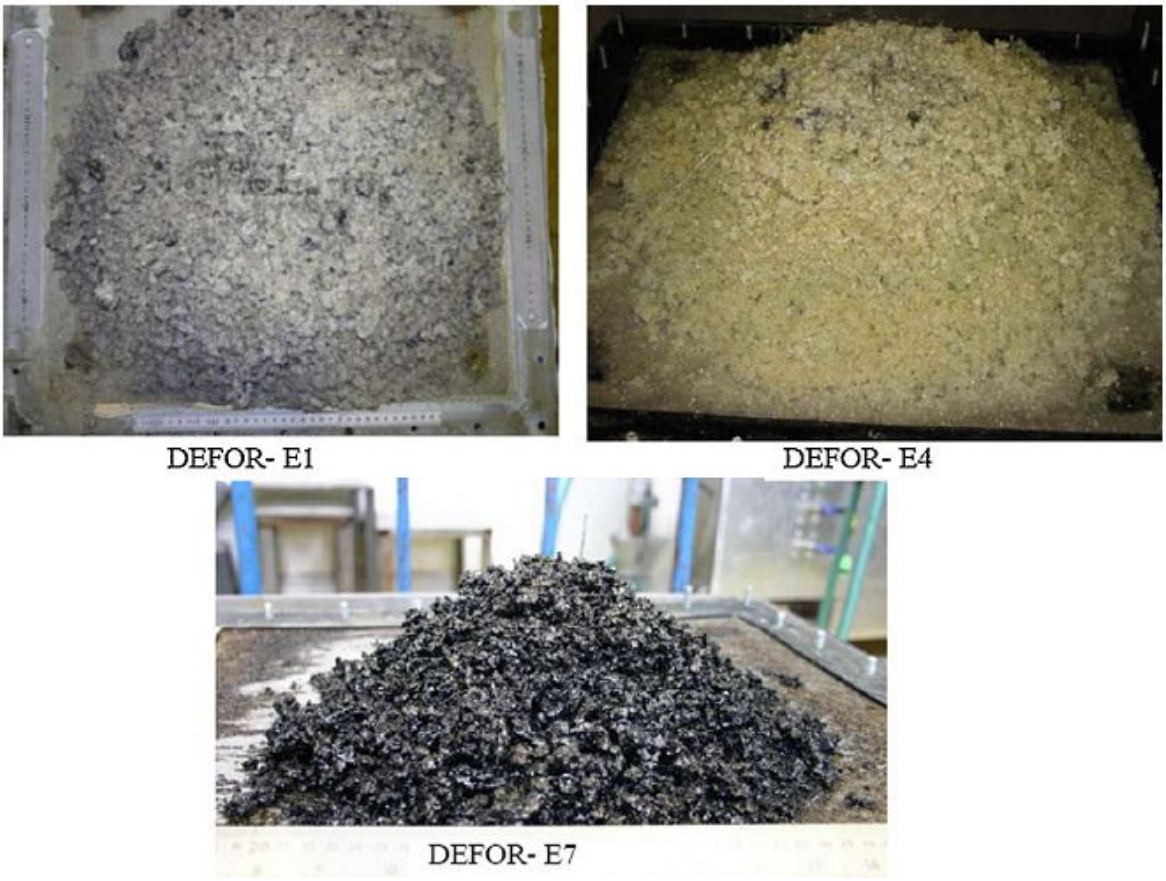
付表 3-3　DEFOR-E 実験マトリックス[16]

Experimental conditions and the measured porosity in the DEFOR-E tests.

Parameter/property	No.						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt volume, l	3.5	7.0	3.5	3.5	3.5	3.5	2.5
Melt initial temp., °C	1200	1300	1350	1350	1200	1250	1280
Coolant volume, l	163	163	163	100	100	163	163
Coolant initial temp., °C	13	11	85	15	83	88	7
Water pool depth, cm	65	65	65	40	40	65	65
Measured porosity, %	60	77	74	56	50	68	65



付図 3-5　DEFOR-E 実験装置[16]



付図 3-6　DEFOR-E 実験後のデブリ状態[16]

(4) 溶融物落下時の水中での粒子化割合の解析モデル

水中落下時の溶融物の粒子化現象について，これまで種々の実験的研究が行われており，また粒子化割合については相関式も提案されている。ここでは，粒子化現象に関する相関式を用いて，溶融炉心ジェットのペデスタル水プールの条件に対する粒子化割合を評価した。相関式として，ＭＡＡＰコードで使用されている以下の二つの式を用いて計算を行った。

- Ricou-Spalding の相関式
- Saito の相関式

a) Ricou-Spalding の粒子化相関式[25][34]

Ricou-Spalding の相関式は，空気中へガスジェットを噴出させたエントレインメント実験から得られたもので（実験装置は付図 3-7 参照），周囲の流体（空気）がガスジェットによってエントレインされ（巻き込まれ），ジェット質量流量が距離とともに増加することを相関づけた整理式である。式の検証例を付図 3-8 に示す。

これをメルトジェットのブレークアップに適用するため，周囲の流体（水）がメルトジェットにエントレインされると考え，そのエントレインされた分だけメルトジェットが侵食され粒子化するとして，円柱ジェットのエントレインメント速度（m/s）を，次式で与えている（付図 3-9 参照）。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj}$$

ここで，　E_o：エントレインメント係数
u_{dj}：ジェット速度［m/s］
ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］
ρ_w：水密度［kg/m^3］

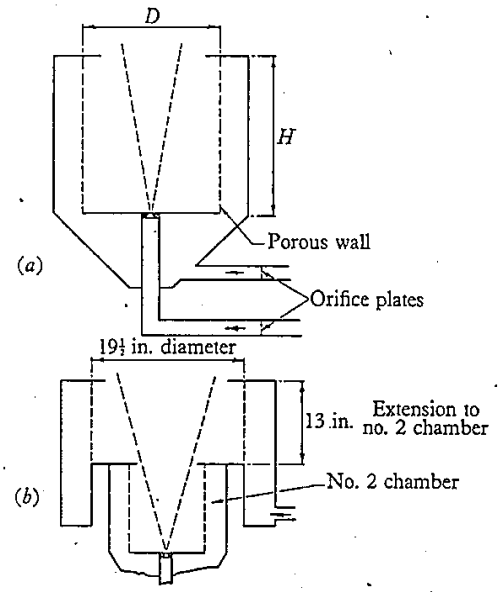


FIGURE 1. (*a*) Leading dimensions of three chambers. (*b*) Dimensions of extension to no. 2 chamber.

	Entrainment chamber		
No.	1	2	3
H in.	8·7	13	3
D in.	5·8	8·9	8·9

付図 3-7　Ricou-Spalding のエントレイメント実験装置[25]

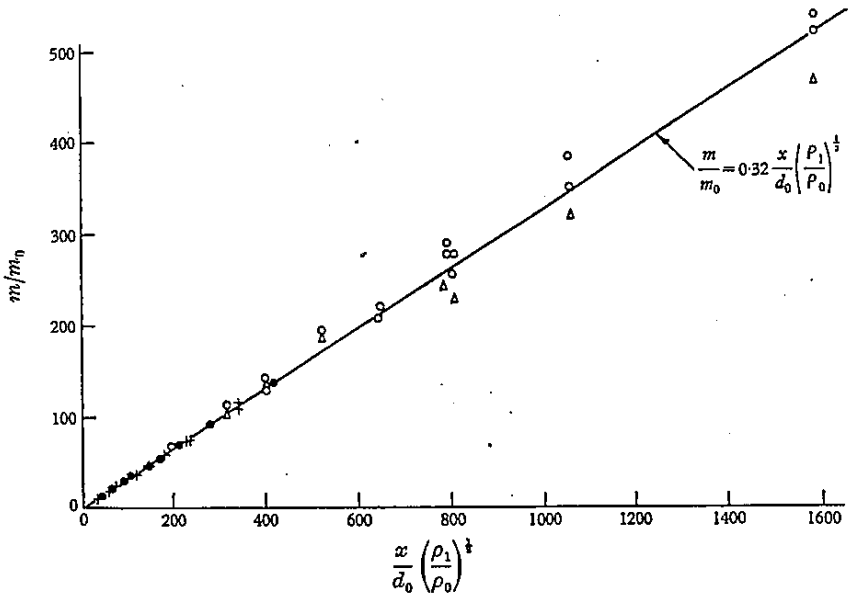


FIGURE 5. Entrainment rate for isothermal jets. Experimental results: (*a*) ●, air into air; (*b*) +, propane and carbon dioxide into air; (*c*), ○, hydrogen into air; (△, entrainment chamber inverted).

付図 3-8　Ricou-Spalding の相関式の検証例[25]

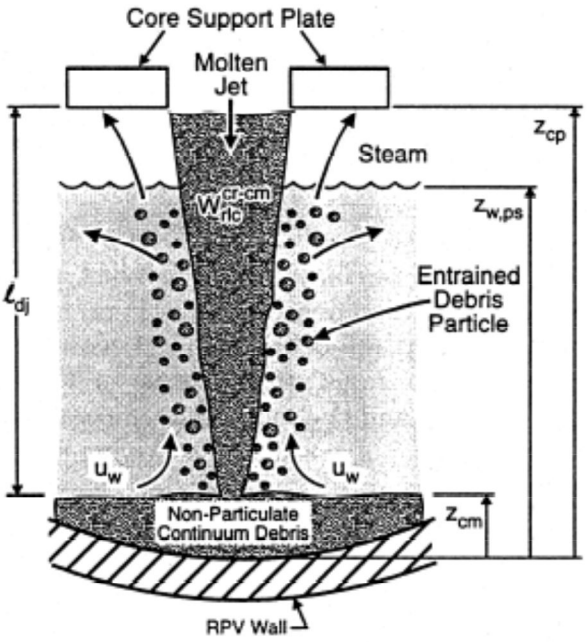


Fig. 3. Molten debris jet breakup and quenching.

付図 3-9　溶融デブリのジェットブレークアップとクエンチの概念[34]

b) Saito の相関式[26]

フレオン 11 あるいは液体窒素の中に高温水ジェットを吹き込む実験により，ジェットのブレークアップ長さに関する相関式を導出している。実験装置を付図 3-10 に示す。実験条件は，ノズル直径５～40㎜，ジェット速度 2.5～15m/s である。実験結果は，付図 3-11 にまとめられ，それに基づき下記相関式が導かれた。

$$\frac{\mathrm{L}}{D_j} = 2.1 \times \left(\frac{\rho_j}{\rho_c}\right)^{0.5} \times {F_r}^{0.5}$$

ここで，　F_r：フルード数　$= \frac{V_j^2}{(g \times D_j)}$

L：ジェットのブレークアップ長さ［m］

D_j：ジェット直径［m］

ρ_j：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_c：冷却材密度［kg/m^3］

V_j：ジェット速度［m/s］

g　：重力加速度［m/s^2］

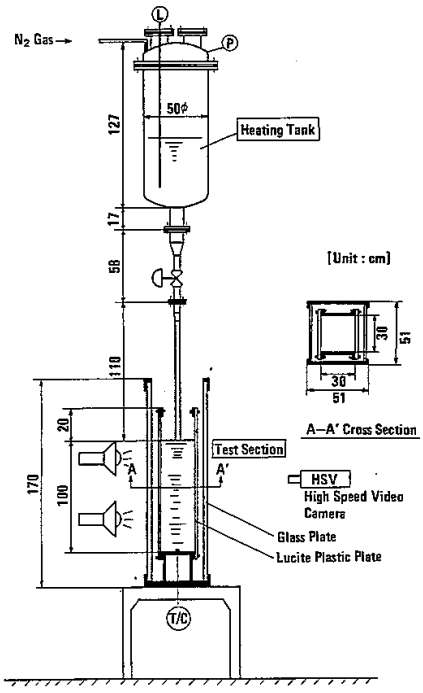


Fig. 1 JET-I experimental facility

付図 3-10　Saito らの実験装置[33]

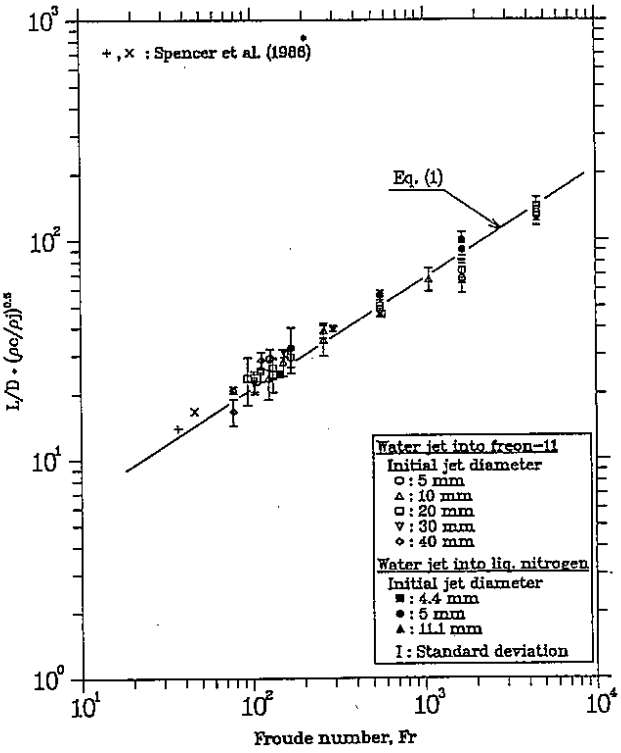


Fig. 8 Expermental correlation for jet mean penetration length

付図 3-11　Saito らの実験結果[33]

c) 相関式の適用性に関する検討[33]

Ricou-Spalding の相関式は,ガスジェットの空気中でのガス巻き込み現象に基づき作成された相関式であるため,溶融炉心物質ジェットの水中での粒子化現象への適用性の確認のため, ALPHA-MJB 実験, FARO-TERMOS 実験を対象に比較計算された結果を示す。

あわせて Saito の相関式との比較も示す。Saito の相関式ではジェットのブレークアップ長さが与えられるので,ジェットの突入から消滅までジェット径が直線的に減少すると仮定して粒子化割合が求められている。

(a)ALPHA-MJB 実験

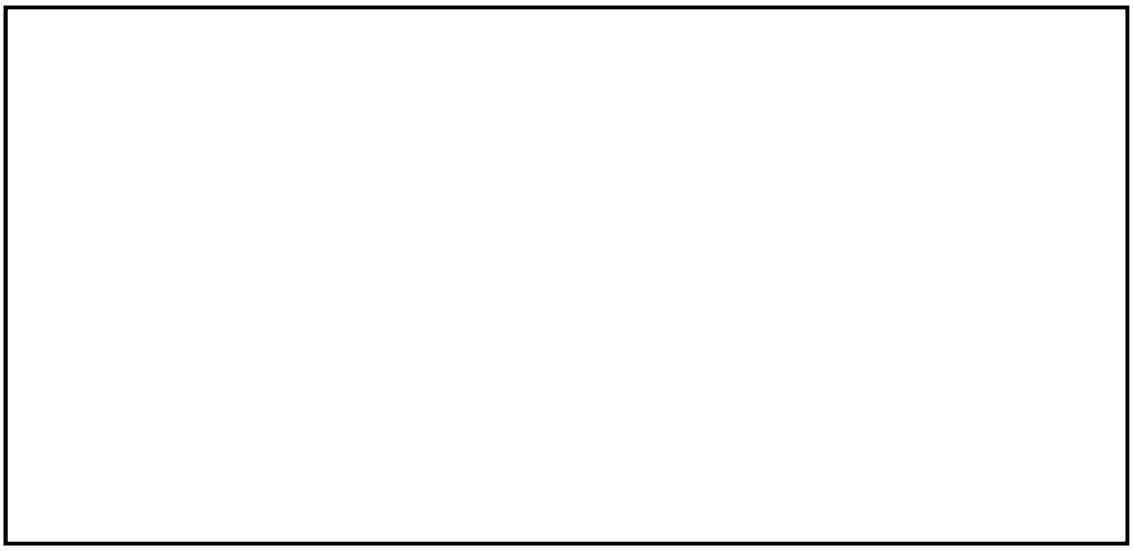
水中に鉛－ビスマスの溶融物を落下させた実験であり,密度や速度といった計算条件は付表 3-4 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を付図 3-12 及び付図 3-13 に示す。実験結果は,ジェットブレークアップ長さとして記載されている水深を,粒子化割合 100%として記す。

Ricou-Spalding 相関式における係数 E_0 の値は,ＭＡＡＰ推奨値 0.045 を使用することで,実験結果及び Saito の相関式とよく一致する結果が得られている。

付表 3-4　　ALPHA-MJB 実験の検証解析条件[33]

ケース	溶融物密度 (kg/m^3)	水密度 (kg/m^3)	ジェット径 (m)	ジェット速度 (m/s)
MJB01	10453	958	0.03	3.05
MJB02	↑	↑	0.021	2.86

（補足）溶融物密度は鉛－ビスマス 500K での値を使用



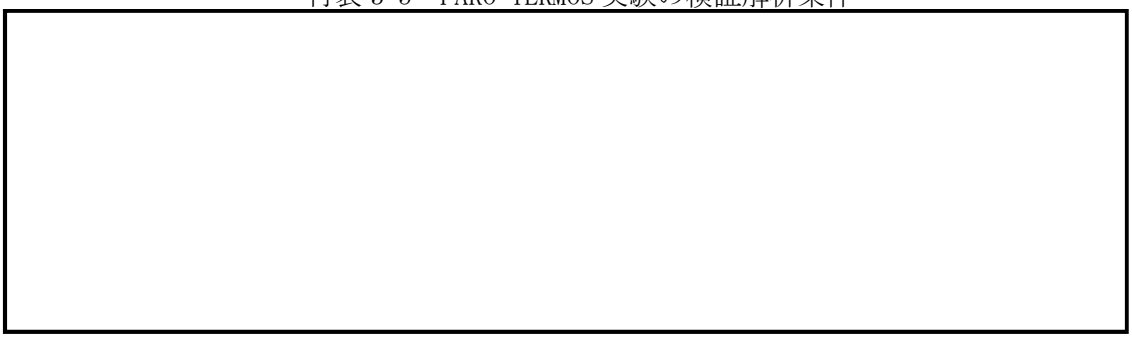
付図 3-12　ALPHA-MJB01 実験結果との比較[33]

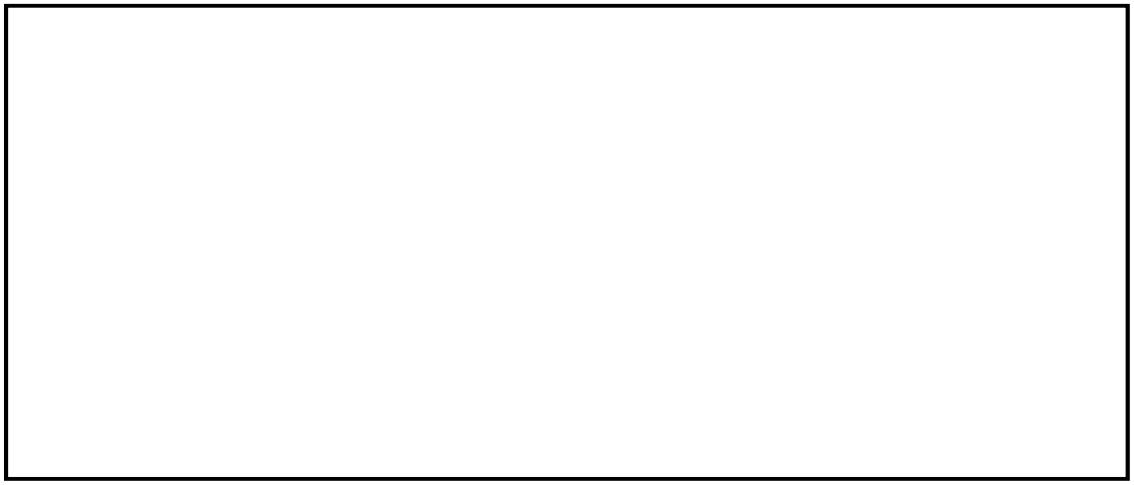
付図 3-13　ALPHA-MJB02 実験結果との比較[33]

(b)FARO-TERMOS 実験

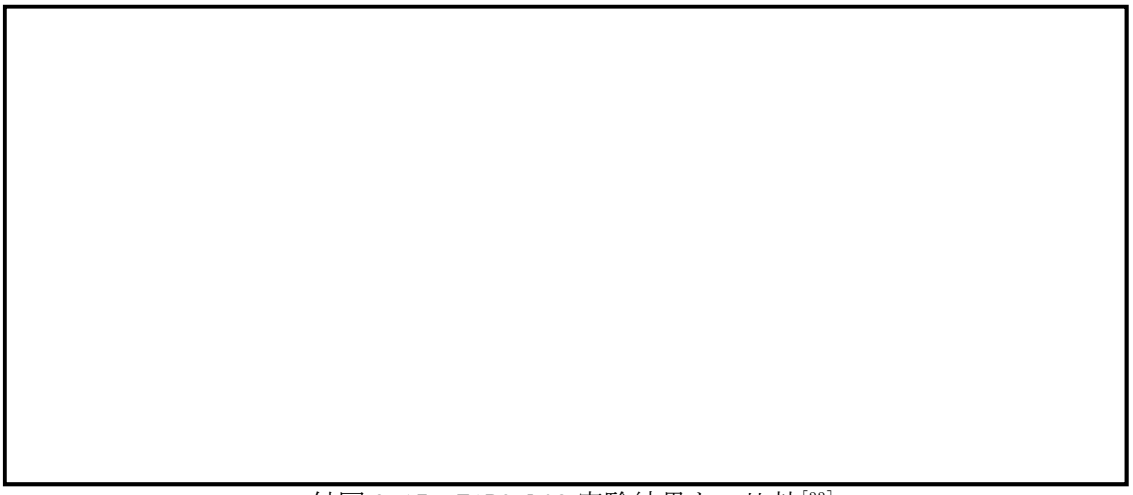
水中に実機燃料組成を模擬した溶融物を落下させた実験であり，密度，速度等の条件は付表 3-5 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を付図 3-14，付図 3-15，付図 3-16，付図 3-17，付図 3-18 及び付図 3-19 に示す。実験結果は水プール水深に対する粒子化割合として示されている。計算結果は，実験結果とよく合っているか粒子化割合を小さく評価している。なお，Ricou-Spalding 相関式における係数 E_0 の値は[redacted]が使用されている。

付表 3-5　FARO-TERMOS 実験の検証解析条件 [33]

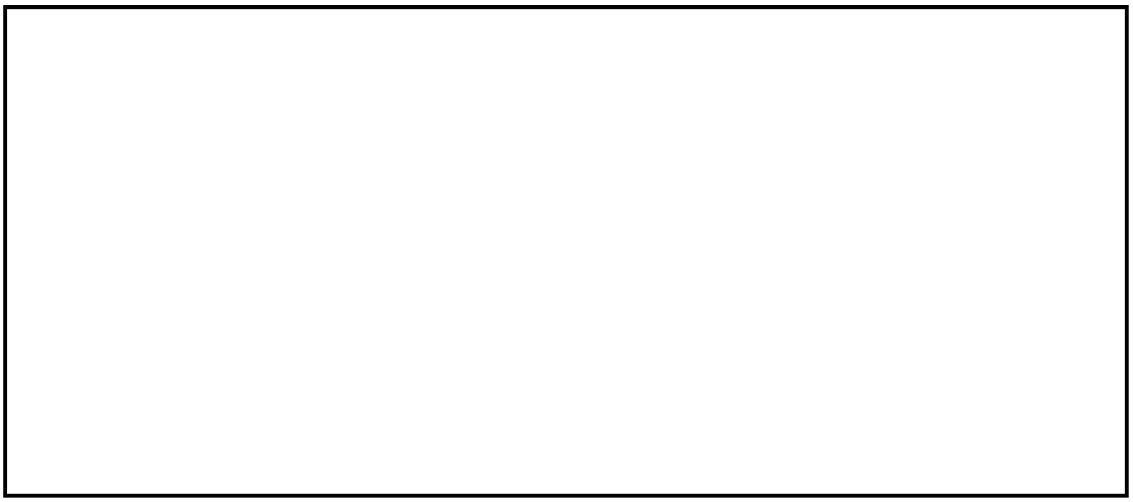




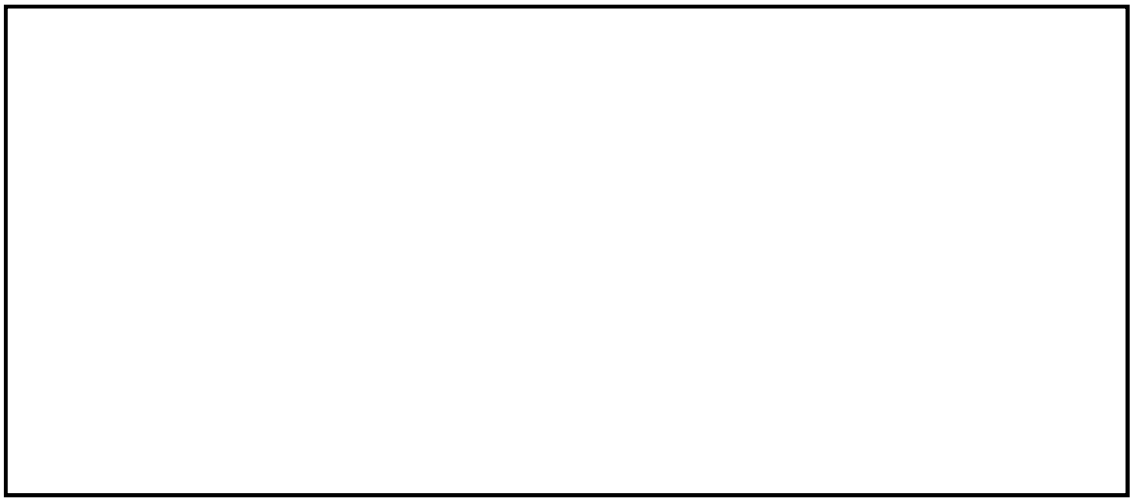
付図 3-14　FARO-L06 実験結果との比較[33]



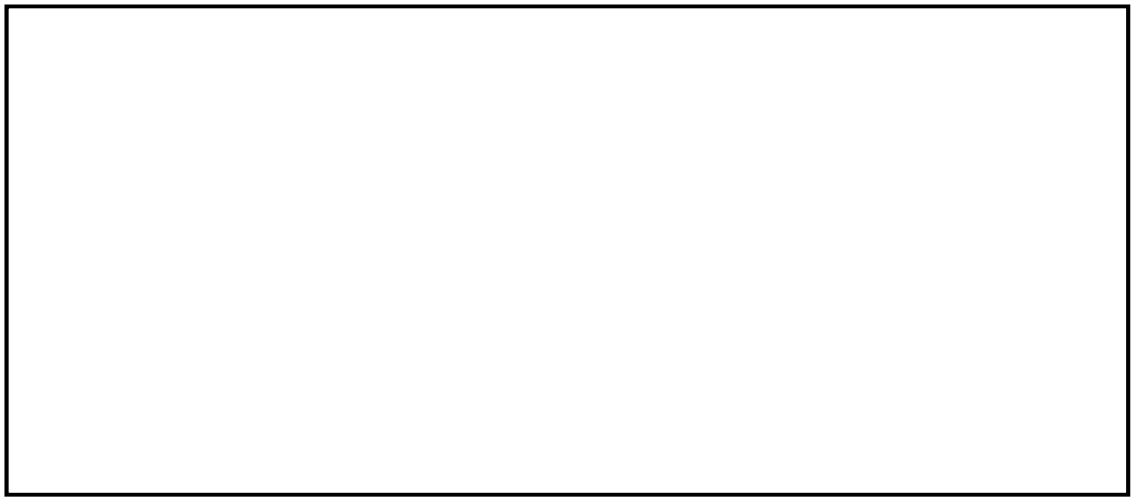
付図 3-15　FARO-L08 実験結果との比較[33]



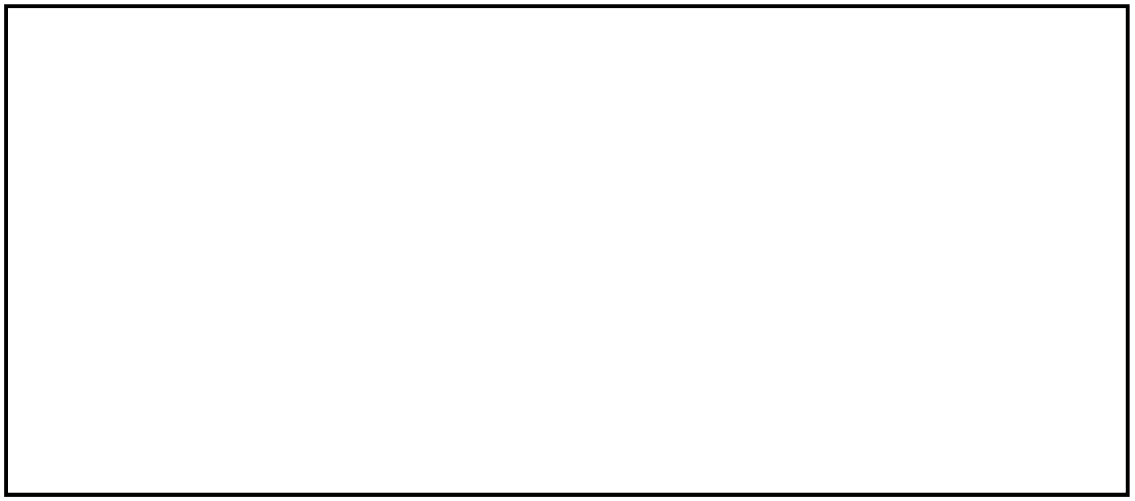
付図 3-16　FARO-L11 実験結果との比較[33]



付図 3-17　FARO-L14 実験結果との比較[33]



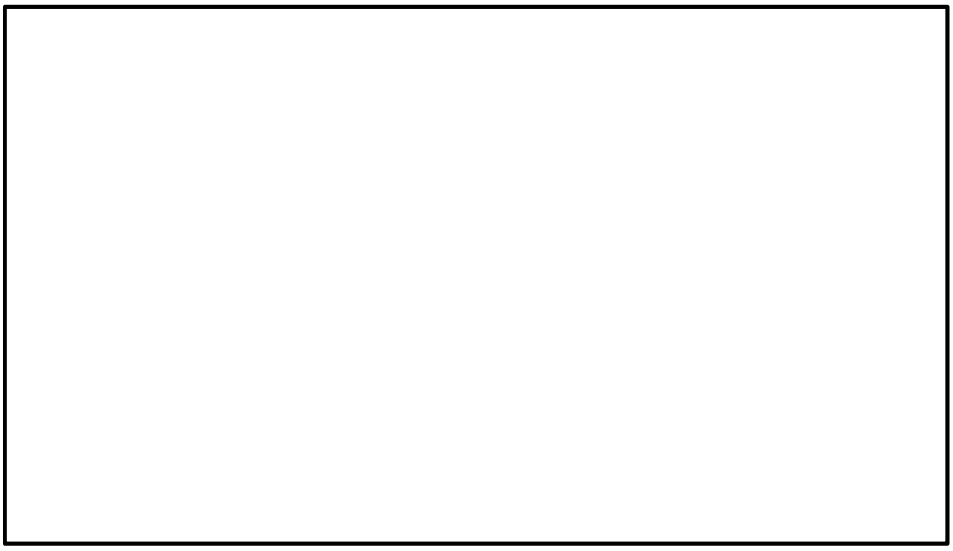
付図 3-18　FARO-L19 実験結果との比較[33]



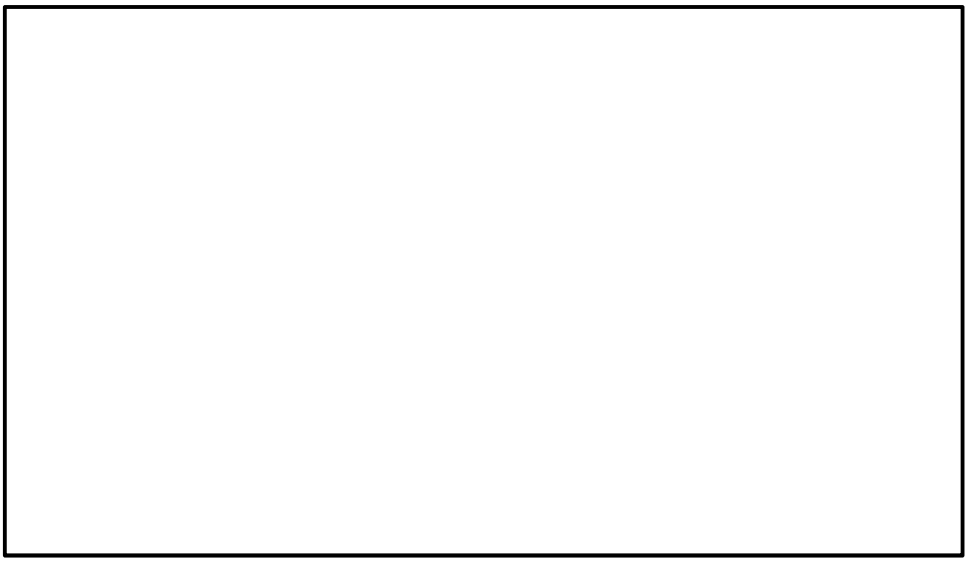
付図 3-19　FARO-L20 実験結果との比較[33]

d) 格納容器ペデスタル水張り水深に対する粒子化割合の評価[33]

Ricou-Spalding の相関式及び Saito の相関式に基づき，大気圧飽和状態の水プールを想定し，水深とジェット直径及びジェット速度をパラメータとして粒子化割合を整理されたものを付図 3-20，付図 3-21 及び付図 3-22 に示す。



付図 3-20　Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ[33]



付図 3-21　Saito の相関式による粒子化割合のマップ（Vj=5.0m/s）[33]

付図 3-22　Saito の相関式による粒子化割合のマップ（Vj=10.0m/s）[33]

付録４　溶融物の拡がり実験

溶融物の拡がり挙動に関して，付表 4-1 に示す実験的研究が実施されている。この中で水が存在する場合の溶融物の拡がりに関する主要な知見について以下に整理する。

付表 4-1　溶融物拡がりに関する主な実験[27]

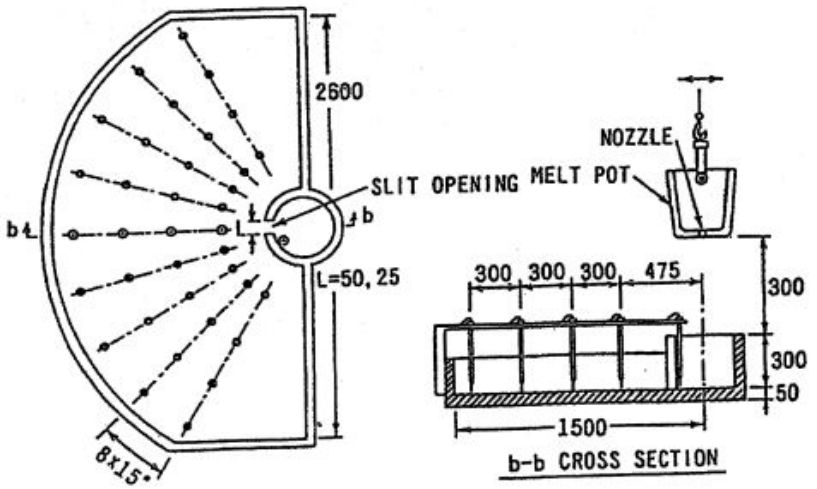
実験名	実施国	拡がり形状	溶融物	その他
BNL[18]	米国	2D	Pb	ドライ，ウエット
SPREAD[19]	日本	1D，2D	ステンレススチール	ドライ，ウエット
CORINE[36]	フランス	2D	グリセロール他	ドライ，ウエット
VULCANO	フランス	2D	コリウム	ドライ
KATS[23]	ドイツ	1D，2D	テルミット	ドライ，ウエット
COMAS	ドイツ	1D，2D	コリウム	ドライ
ISPRA	EU　JRAC	2D	コリウム	ドライ
S3E[27] PULiMS[21]	スウェーデン	1D，2D 2D	模擬物（ウッズメタル等） 模擬物(B_2O_3-WO_3等)	ドライ，ウエット ウエット

(1) Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究[17][18][19][20]

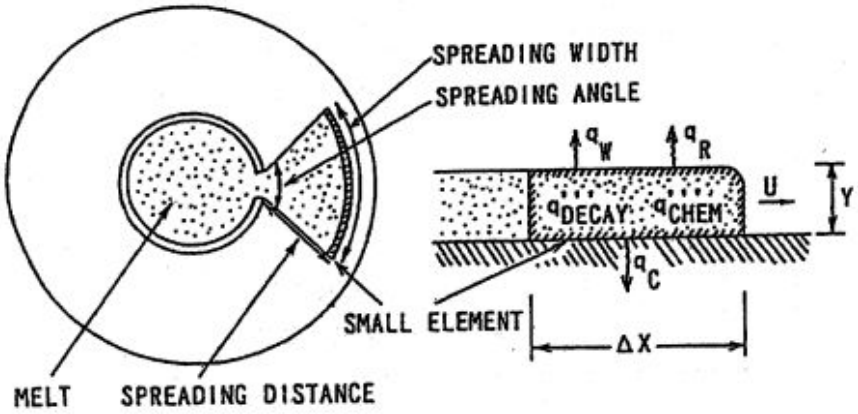
Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関して ROAAM 手法による確率論的評価[17]が行われており，その中で水張り時のデブリの拡がりの評価が行われている。溶融物拡がり挙動解析には，MELTSPREAD コードが使用されている。溶融物の拡がり挙動には，溶融物落下流量，溶融物成分，溶融物過熱度が主に影響するとされている。

米国 BNL では，溶融物として鉛を使用した小規模な拡がり実験を，ドライ条件とウェット条件で行っている[18]。溶融物の過熱度と水深が，デブリ拡がり挙動において重要であること，溶融物の拡がりは，水への熱伝達による溶融物の温度挙動と，溶融物の流体力学的挙動により制限されることが示されている。

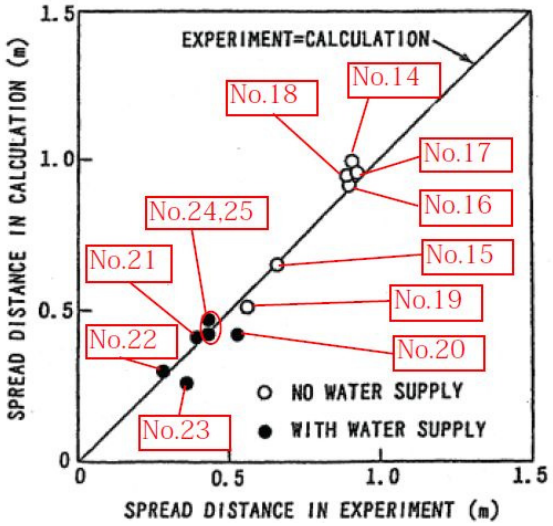
国内ＢＷＲ産業界では，SPREAD 実験[19][20]が実施されている。溶融物として約 2000K に加熱したステンレススチールを用い，溶融物落下流量，水深，溶融物過熱度等を変化させて，格納容器模擬試験体（一次元形状と二次元形状の２種類，二次元形状は付図 4-1 を参照）に放出し，溶融物の拡がり挙動に関する基礎的なデータを収集した。実験条件を付表 4-2 に示す。また，溶融物の拡がりを解析する SPREAD コードが開発されている。溶融物が重力で拡がると仮定し，熱源として崩壊熱及び化学反応を考慮し，床コンクリートや上面の水プールへの伝熱を考慮し，質量，運動量及びエネルギのバランスを解くことにより，溶融物の移動速度と溶融物厚さを求めている。(付図 4-2 参照)このモデルでは，流動限界固相率を超えた時点で流動が停止すると仮定されており，実験データを再現する流動限界固相率として 55%が使用されている。二次元体系に対する実験結果と解析結果の比較を付図 4-3 に示すが，よい一致が示されている。



付図 4-1　　溶融物拡がり実験の試験体（二次元形状）[20]



付図 4-2　　SPREAD コードの概念図 [20]



付図 4-3　　溶融物拡がり距離の実験値と解析値の比較 [20]

付表 4-2　　SPREAD 実験条件 [19]

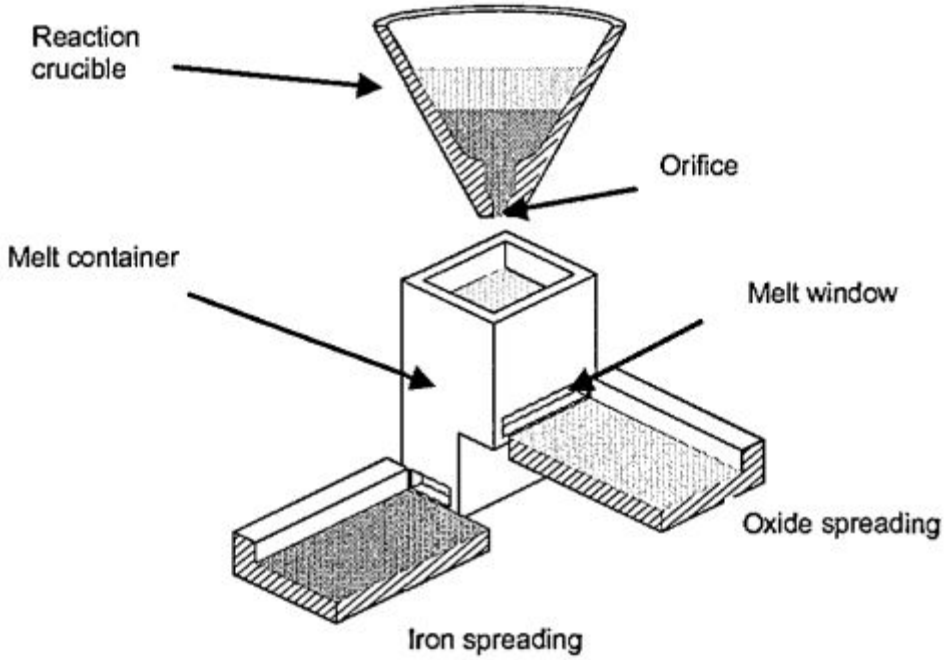
Test No.	Melt Mass (kg)	Super Heat (K)	Slit Width (m)	Floor Material	Nozzle Diam. (mm)	Water Depth (mm)	Water Added Position *
1	95.0	133	0.15	Concrete	70	0	-
2	7.5	77	↑	↑	↑	0	-
3	24.0	149	↑	↑	30	0	-
4	43.0	115	0.05	↑	↑	0	-
5	19.0	110	↑	↑	↑	0	-
6	66.0	107	↑	↑	↑	40	O/C
7	115.0	135	↑	↑	↑	0	-
8	66.0	112	↑	↑	↑	0	-
9	94.2	110	0.025	↑	↑	0	-
10	60.2	86	0.05	MgO	↑	0	-
11	93.4	122	↑	Concrete	↑	40	O/C
12	67.0	115	↑	↑	↑	40	O/C
13	93.1	116	0.025	↑	↑	40	O/C
14	68.1	130	0.05	↑	70	0	-
15	63.6	133	↑	↑	30	0	-
16	116.0	131	↑	↑	↑	0	-
17	106.2	171	↑	↑	↑	0	-
18	108.8	158	↑	↑	↑	0	-
19	61.9	108	0.025	↑	↑	0	-
20	64.0	91	0.05	↑	↑	10	O/C
21	69.1	107	↑	↑	↑	40	O/C
22	65.0	90	↑	↑	↑	70	O/C
23	60.0	94	0.025	↑	↑	40	O/C
24	65.0	125	0.05	↑	↑	40	O/C, I/C
25	63.8	94	↑	↑	↑	Spray	O/C

* O/C: Outside of Cylindrical Region　　I/C: Inside of Cylindrical Region

(2)　EPR コアキャッチャの溶融物拡がりに関わる実験[23][29][30][36]

CEA/DRN/DTP で行われた CORINE 実験[36]では，低融点物質（グリセロール他）を模擬物質として使用して，水中での拡がり挙動を調べる実験が実施され，拡がり先端の移動速度や底部に形成されるクラストの影響が調べられた。

独カールスルーエ研究センター（FZK）で実施された KATS 実験[23][29][30]では，溶融物としてテルミット（Al_2O_3 約 150kg，Fe 約 150kg）が使用され，溶融物の放出速度や温度，拡がり形状（1D,2D），床の材質（コンクリート，セラミック，コーティング），水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を付図 4-4 及び付図 4-5 に示す。Al_2O_3 と Fe では密度が異なり成層化するため，溶融物の出口を２箇所設け，最初に Al_2O_3 が放出し，最後に Fe を放出することにより酸化物溶融物の拡がりと金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を付表 4-3 に示す。KATS-10 と KATS-11 の実験条件はほぼ同様であるが，KATS-10 の方は１mm の水張りをしてあり，KATS-11 の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を付図 4-6 に示すが，両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は，冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。



付図 4-4　　KATS 実験装置の概要図 [29]

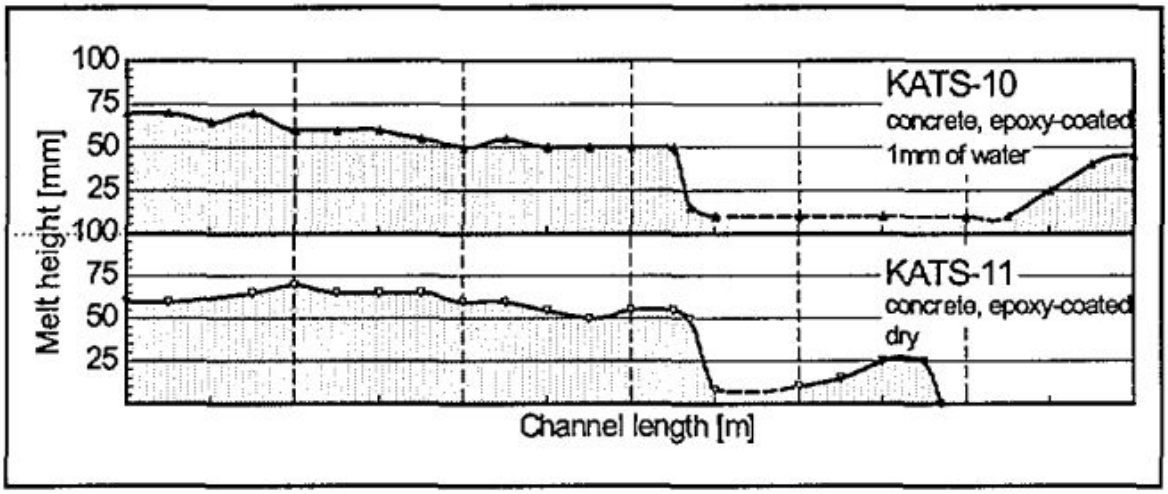
(1D)　　(2D)

付図 4-5　　KATS 実験の 1D と 2D の拡がり形状の写真[30]

付表 4-3　KATS 実験条件と拡がり距離（酸化物溶融物，1D 拡がり）[29]

Test #	Substratum	Mass in channel (kg)	Tempera-ture Melt (°C)	Pouring rate (l/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 – 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2→ 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

*) Cordierite (Al_2O_3 37 wt%, SiO_2 52 wt%, MgO 6,5 wt%)

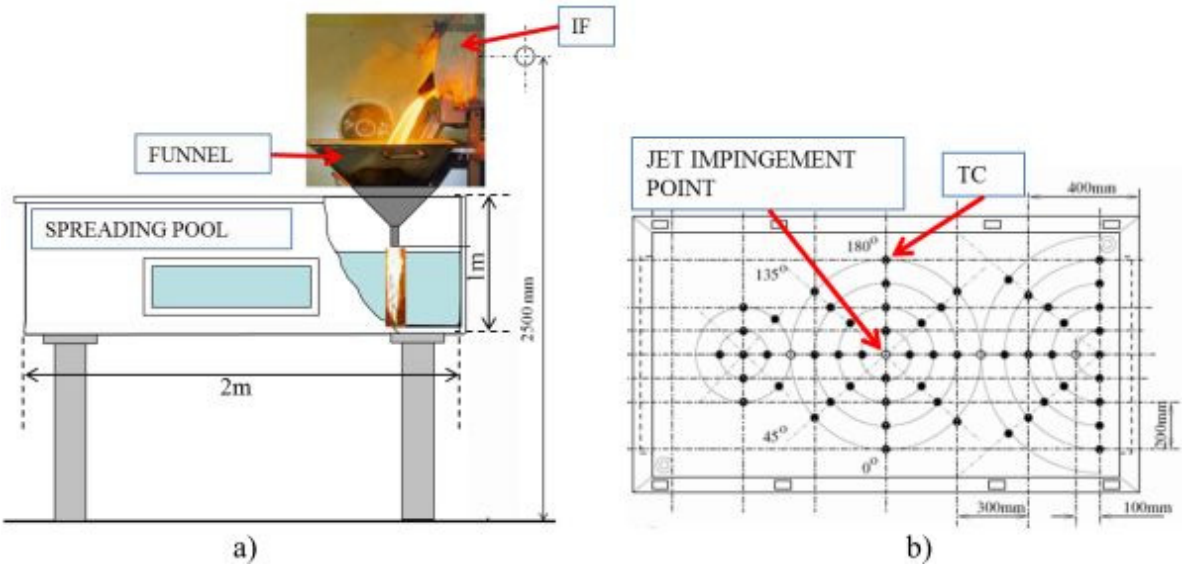


付図 4-6　　KATS 実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）[29]

(3)　KTH の溶融物拡がり研究[21][27]

スウェーデン KTH では，溶融物拡がりの小規模実験として，S3E 実験[27]が行われている。種々の溶融物と冷却材の組合せ（例　ウッズメタルー水，塩（$NaNO_3$-KNO_3）ーパラフィン）で溶融物温度，溶融物流量等をパラメータに，溶融物の拡がり挙動に関するデータが取られている。溶融物が冷却される過程において，低密度の多孔質の層が形成される結果が得られており，溶融物の流れにより，この多孔質層が持ち上げられ，流量（慣性力）によって決定される距離まで拡がる挙動を示した。

また，水中での溶融物拡がり挙動を調べる PULiMS 実験[21]が実施されている。この実験では，浅い水プール（水深 20cm）へ溶融した Bi_2O_3-WO_3 合金を流入させ，その拡がり挙動が観察された。実験装置を付図 4-7 に示し，実験条件を付表 4-4 に示す。水中へ流入した溶融物の拡がりの様子を付図 4-8 に示す。また，固化したデブリ層の性状を付図 4-9 に示す。固化したデブリ層は３層を形成し，デブリ層下面とコンクリートは密着せずギャップが存在しており，水又は蒸気が存在していた可能性がある。３層の最下層は薄い 1.5-２mm のケーキ（クラスト）層で空隙はなく，中間層は割れ目や細長い孔が含まれている。最上部は不規則な構造で高多孔性である。

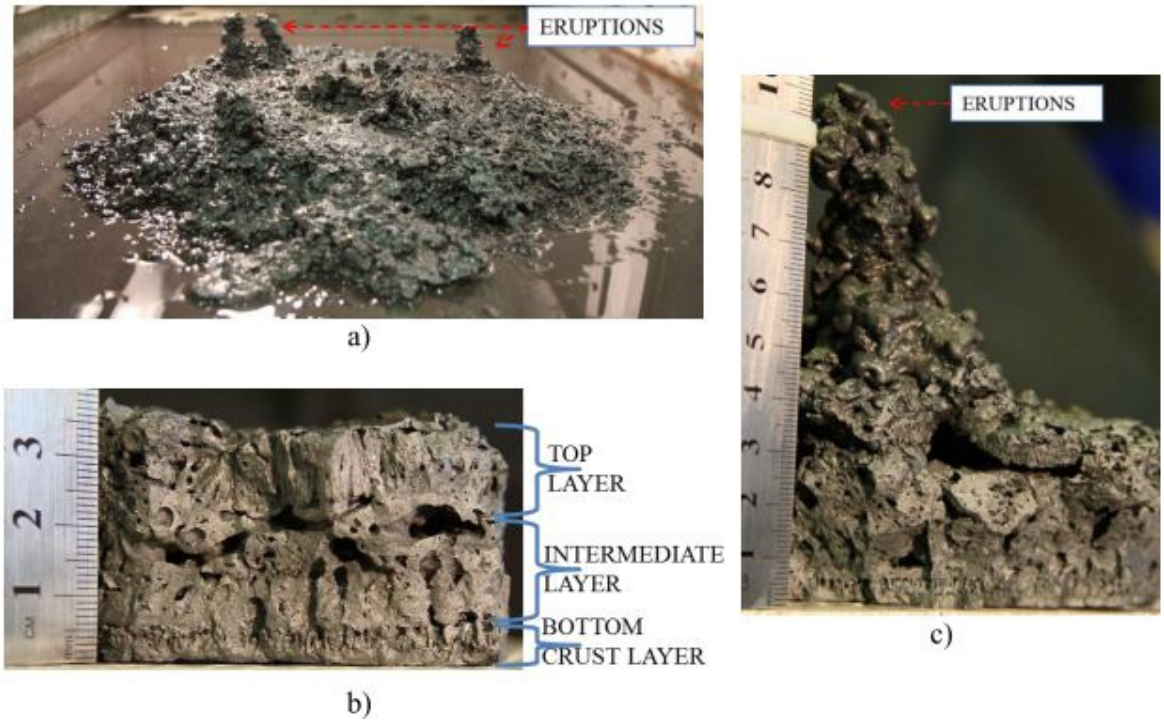


付図 4-7　　PULiMS 実験装置の概要図[21]

付表 4-4　PULiMS 実験条件 [21]

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi_2O_3-WO_3	B_2O_3-CaO	Bi_2O_3-WO_3	Bi_2O_3-WO_3	ZrO_2-WO_3
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T_{sol}, °C	870	1027	870	870	1231
T_{liq}, °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

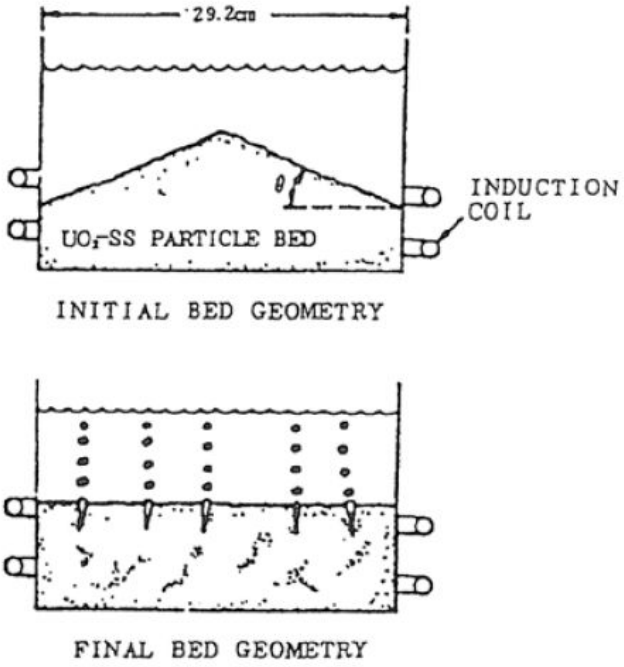
付図 4-8　　PULiMS 実験 E4 ケースの溶融物拡がり挙動のスナップ写真 [21]



付図 4-9　　PULiMS-E4 実験の固化デブリの性状写真 [21]

(4)　粒子状ベッドの拡がり[22]

ANL では，水プール中に不均質に堆積させたデブリベッドが，内部の沸騰により均一化する様子を確認するため，水プール中に UO_2 ，SUS，Cu の 0.2～１㎜程度の粒子ベッドを非均一の厚さに堆積させ，誘導加熱により崩壊熱発生を模擬させた実験[22]を行っている。付図 4-10 に粒子ベッド厚さの均一化の概念図を示す。非均一の厚さに堆積した粒子ベッドは，誘導加熱により粒子ベッド内に沸騰が生じ，粒子が吹き上げられて再堆積する過程で厚さが均一化し，均一化に要した時間は２～３分程度であると報告されている。



付図 4-10　セルフレベリング実験におけるデブリベッドの均一化の概念図 [22]

(5)　溶融物の拡がり解析[20][27][28][39][40]

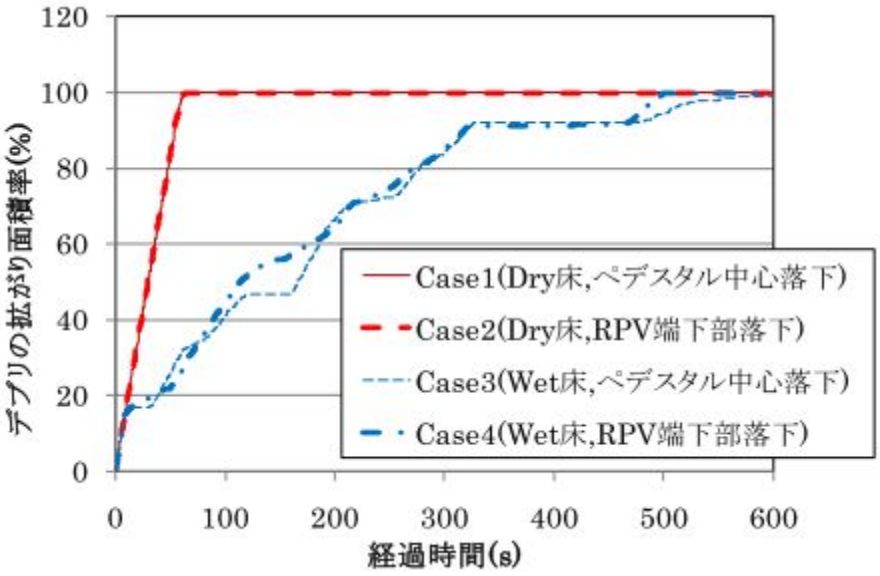
溶融物の拡がり挙動の解析のために，種々の解析コードが提案されている。主要なものを付表 4-5 に示す。これらの解析コードは，実験データを元に検証が行われている。また，実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案も行われている。[20][27][28]

付表 4-5　溶融物拡がり挙動の主な解析コード[27]

Code	Country	Model characteristics
CORFLOW *	Germany	2D - mechanistic
CROCO	France	Simplified (ISPN)
LAVA *	Japan	2D - Bingham fluid
MELTSPREAD *	USA	1D - complex physics and chemistry
MECO	Germany	Mechanistic (Ruhr Univ.)
RASPLAV / SPREAD	Russia	2D - hydrodynamic
SPREAD	Japan	simplified
THEMA *	France	phenomenological (CEA/DRN)
Footnote	* Code receiving International recognition	

a)　三次元溶融物拡がり解析例

溶融物の拡がり挙動を三次元で評価した例もある。付図 4-11 に示すとおり過酷事故解析コードＳＡＭＰＳＯＮのデブリ拡がりモジュール(DSA)[39]を使用して，ＡＢＷＲの格納容器ペデスタル上におけるデブリ拡がり評価を実施している[40]。床面に 200mm の水位がある条件（Wet 床条件)で，制御棒駆動機構ハウジング１本の破損を想定して、全炉心相当の溶融炉心がペデスタル（半径約 5.3m）へ落下する場合の溶融炉心の床上の拡がり面積を評価している。床面に水が存在する場合でも，溶融炉心は落下位置に依らずペデスタルのほぼ全面に拡がり，最終的な堆積高さは 400～500mm 程度となる結果を得ている。



付図 4-11　ＡＢＷＲを対象にした三次元溶融炉心拡がり評価結果例（ＳＡＭＰＳＯＮコード）[40]

b) スケーリング則を用いた溶融物拡がり相関式

(3)に示した PULiMS 実験の結果を元に，水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている[28]。これは，障害物のない水平な床面に落下した溶融物の拡がり停止後の平均厚さや拡がり距離を求める相関式である。一般的に，溶融物の拡がり挙動は，溶融物の堆積高さに対応した重力による拡がりと，溶融物冷却に伴う粘性増加による流動性低下の競合する二つのプロセスにより支配される。(付図 4-12 参照)

スケーリング則では，競合する二つのプロセスの時間スケールとして，流体力学的拡がり時間 τ_{conv} を，拡がり停止後の平均厚さ δ_v に達するまでの時間と定義し，固化時間 τ_{solid} を，溶融物が冷却され固化するまでの時間と定義し，これらの時間の比を，拡がりの無次元時間スケール T（$=\tau_{conv}/\tau_{solid}$）と定義している。また，拡がり停止後の平均厚さ δ_v と表面張力とのバランスで決まる厚さ δ_{cap} の比を，無次元長さスケール L（$=\delta_v/\delta_{cap}$）と定義している。

障害物のない水平な床を想定し，落下した溶融物が軸対称に拡がると仮定すると，無次元長さスケール L は，無次元時間スケール T を用いて(1)式で表されるとしている。添え字の i は 慣性力支配流れの値を示し，v は粘性力支配流れの値を示している。

$$L_v = C_v \cdot T^{1/2} \cdot N^{1/2} \qquad (1)$$

また，拡がり距離$\mathrm{r}(t)$ と拡がり時間 t の関係は，以下のように表されるとしている。

慣性力支配流れの場合　$r_i(t) = \beta_i \cdot t^{3/4}$　(2)

粘性力支配流れの場合　$r_v(t) = \beta_v \cdot t^{1/2}$　(3)

ここで,

δ_{cap}：表面張力とバランスする厚さ（$=2\sqrt{\sigma/\rho_m g'}$）

C_v：比例定数。PULiMS 実験より，C_v=1.30 が得られている。

N: 粘性因子（$=\frac{\tau_{conv,v}}{\tau_{conv,i}}\cdot\frac{\delta_v}{\delta_{cap}}$）

β：拡がり係数　　$\beta_i=0.84(g'G)^{1/4}$　，　$\beta_v=0.67\left(\frac{g'G^3}{v}\right)^{1/8}$

τ_{solid}：デブリ固化特性時間(s)　$\left(=\delta_{cap}\cdot\rho_m\cdot\frac{C_{p,m}\cdot\Delta T_{sup}+\eta\cdot H_f}{q''_{up}+q''_{dn}-q_v\cdot\delta_{cap}}\right)$

ΔT_{sup}：デブリ過熱度(K)，$C_{p,m}$：デブリ比熱(J/kg/K)
q''_{up}：デブリ上面の熱流束（放射及び対流熱伝達）(W/m^2)
q''_{dn}：デブリ下面の熱流束(対流熱伝達) (W/m^2)
q_v：単位体積当たりの崩壊熱(W/m^3)
H_f：デブリの溶融潜熱(J/kg)，η：流動停止までの有効潜熱割合(-)
σ：デブリ表面張力(N/m)，ρ_m：デブリ密度(kg/m^3)，ρ_w：水の密度(kg/m^3)
g：重力加速度(m/s^2)，v：デブリの動粘性係数（m^2/s)
g'：水中における重力加速度の補正　$(=g(\rho_m-\rho_w)/\rho_m)$（m/s^2)

V_{tot}：デブリ体積(m^3)（$=\frac{m(1-f_m)}{\rho_m}$)，　m：デブリ質量(kg)

G：エントレインされなかった連続体デブリの体積流量(m^3/s)（$=\frac{V_{tot}}{t_{rel}}$)

t_{rel}：原子炉圧力容器からの溶融炉心放出時間(s)
f_m：デブリ落下時のエントレイン割合(-)
ρ'_m：有効デブリ密度(kg/m^3)　$(=\rho_m(1-\varepsilon_m))$，$\varepsilon_m$：デブリボイド分率(-)

(1)式は，拡がり停止時のデブリ平均厚さが，無次元時間スケール（＝溶融物の拡がり時間／固化時間）の平方根に比例することを意味しており，溶融物の拡がりが遅いほど，固化するまでの時間が短いほど，無次元時間は大きくなり，結果として，拡がり停止時の平均厚さが大きく，拡がり面積は小さくなる傾向を示している。逆に，溶融物の拡がりが早いほど，固化までの時間が長いほど，無次元時間は小さくなり，平均厚さが薄くなり，拡がり距離は大きくなる。このスケーリング則について，PULiMS 実験との比較が行われており，付図 4-13 に，実験結果とスケーリング則による評価との比較を示すが，概ね一致している結果が得られている。

上記のスケーリング則の式より，$\tau_{conv,v}$及びNは次式のように得られる。

$$\tau_{conv,v}=\left(\frac{V_{tot}\cdot\tau_{solid}^{1/2}}{\pi\cdot\beta_v^2\cdot\delta_{cap}\cdot C_v\cdot N^{1/2}}\right)^{2/3} \quad (4)$$

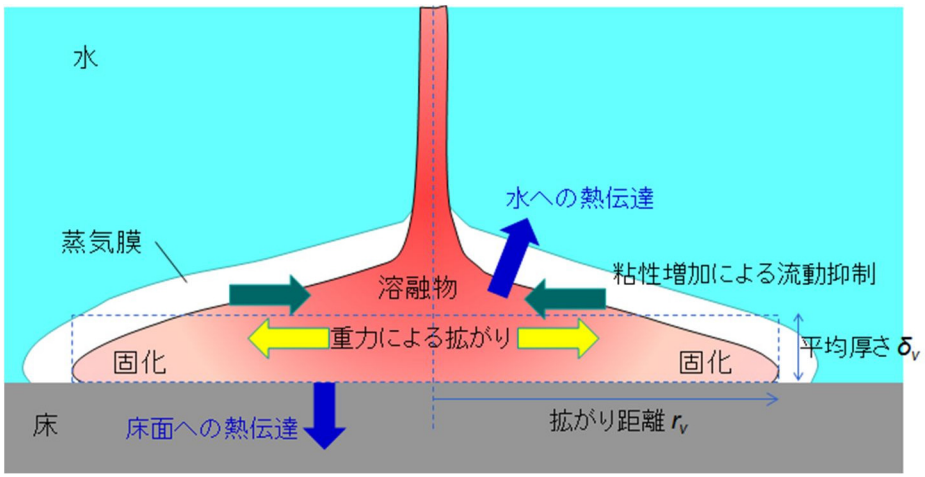
$$N = \left(\frac{V_{tot}}{\pi\delta_{cap}}\right)^{1/3} \frac{{\beta_i}^{4/3}}{{\beta_v}^2} \quad (5)$$

(4)式及び(5)式により$\tau_{conv,v}$が求まり，次式で拡がり距離が得られる。

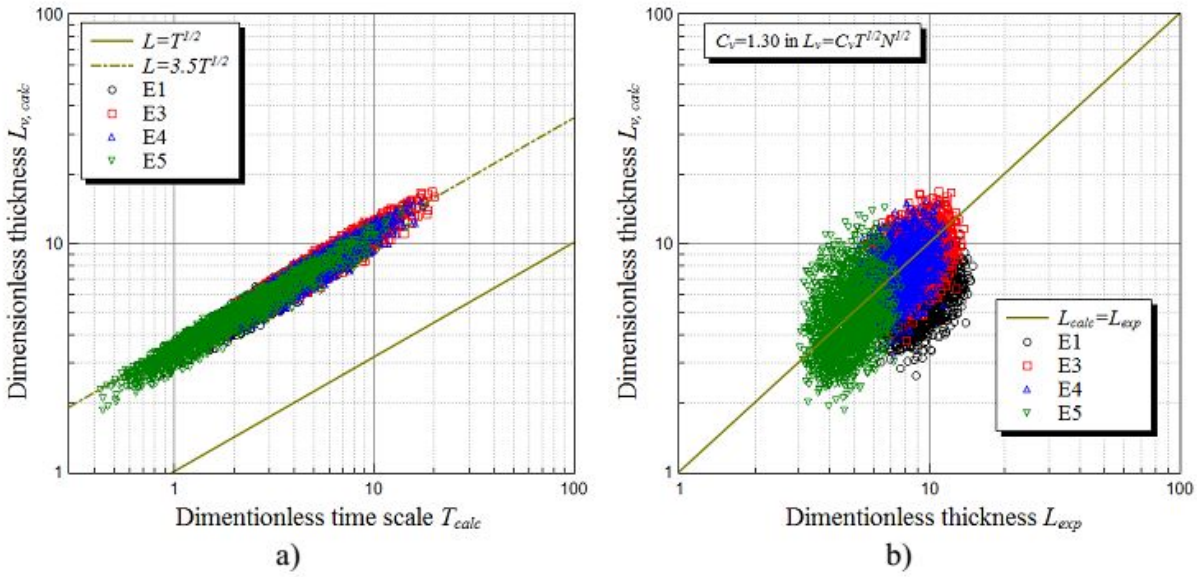
$$r_v(\tau_{conv,v}) = \beta_v \cdot {\tau_{conv,v}}^{1/2} \quad (6)$$

ＢＷＲの溶融物条件（付表 4-6 参照）を用いて，上記の PULiMS スケーリング則を適用し，(6)式により溶融物の拡がり半径を評価した。付図 4-14 に評価結果を示す。制御棒駆動機構ハウジング破損時の溶融物落下質量速度である約 8500kg/s の場合，約 18m の拡がり半径を得る。溶融物質量を減らして落下質量速度を減らすと，拡がり距離は減少するが，ＢＷＲ条件の落下質量速度の 1/10 にしても，まだ，ペデスタル半径（Mark-Ⅰ改の場合約 3.2m）を超えた拡がり半径を得る。

したがって，PULiMS スケーリング則を適用しても，ＢＷＲの溶融物条件では，溶融物はペデスタル床全面に拡がる結果となる。

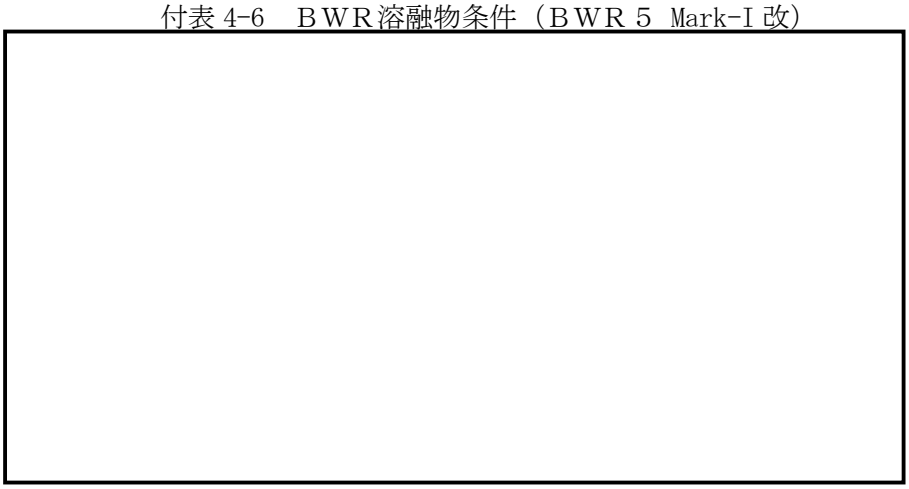


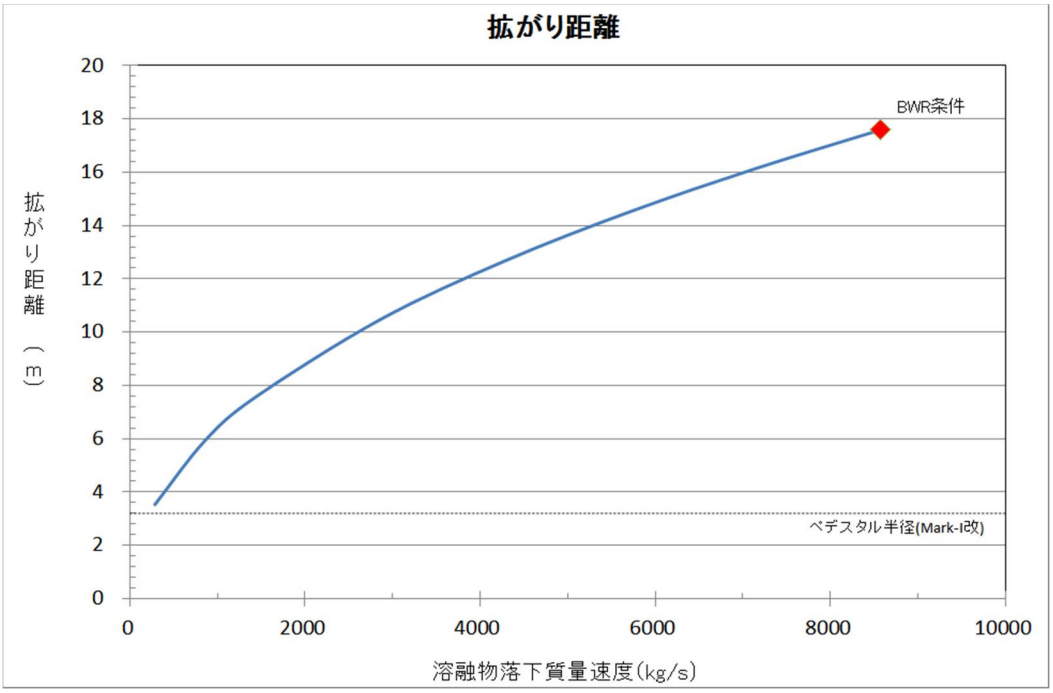
付図 4-12　溶融炉心の拡がりに関わる熱伝達及び流体力学的な力を示す模式図



付図 4-13　PULiMS 実験を対象にしたスケーリング則による評価と実験結果の比較[28]

付表 4-6　ＢＷＲ溶融物条件（ＢＷＲ５ Mark-Ⅰ改）



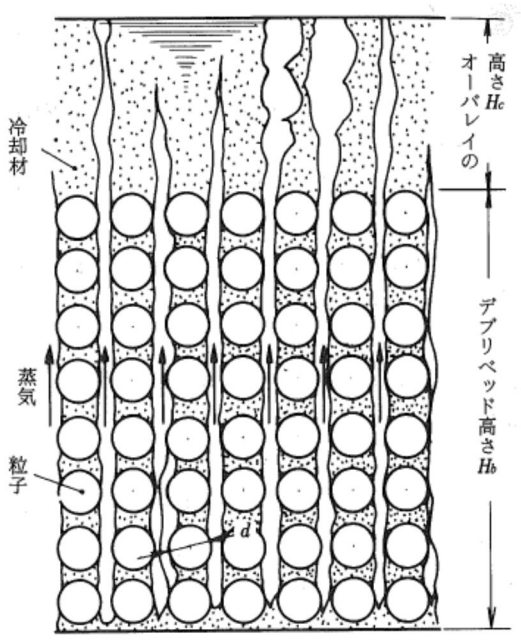


付図 4-14　　溶融物落下質量速度と拡がり距離の関係（PULiMS スケーリング則適用）

付録５　粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル

粒子状ベッドの冷却性については，高速増殖炉の炉心損傷事故の評価において重要な評価となることから，従来から多くの実験的及び解析的研究が行われてきている[32]。また，ＴＭＩ－２事故以降は，軽水炉を対象とした研究も進められている。

デブリベッド冷却に関する研究の主要な焦点の一つは，デブリベッドの冷却限界が，崩壊熱を上回るかどうかであり，判断基準のパラメータはデブリベッドのドライアウト熱流束と考えられている。発熱する粒子状ベッドの内を流下する冷却水と上昇する蒸気の対向二相流がデブリベッド内で形成される。粒子状デブリベッドの流動状態の模式図を付図 5-1 に示す。崩壊熱が高いと，局所的にデブリベッド内でドライアウトが生じ，デブリベッドの温度が急激に高くなる。この時の熱流束がドライアウト熱流束となる。粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束は，種々の実験が行われ，種々の相関式が提案されている。その中でも Lipinski 0-D モデル[24]（次頁参照）は，小さい粒径から大きい粒径まで適用可能とされており，広く使われている。ＭＡＡＰコード内でも圧力容器下部プレナムの粒子状ベッドの冷却の評価に使用されている。Lipinski 0-D モデルでは，ドライアウト熱流束は，主に粒子径，ポロシティ，堆積高さ，圧力に依存する。



付図 5-1　粒子状デブリベッドの流動状態の模式図[32]

c．Lipinskiの0-Dモデル[11]

Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で，層流及び乱流に適用できる運動量の式を，連続の式，エネルギの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \qquad \cdots(8.14)$$

運動量の式（気相）

$$\rho_v U_v^2/\eta\eta_v + \mu_v U_v/\kappa\kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v/H_b \cdots(8.15)$$

運動量の式（液相）

$$-\rho_l U_l^2/\eta\eta_l - \mu_l U_l/\kappa\kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l/H_b \cdots(8.16)$$

エネルギ式

$$\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \qquad \cdots(8.17)$$

圧力の釣合[15][16]

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\varepsilon/5\kappa)^{1/2} \qquad \cdots(8.18)$$

ここで，

U：見掛け流速

κ：層流での浸透率

η：乱流での浸透率

κ_v, κ_l, η_v, η_l：各々層流及び乱流での気液の比浸透率（無次元）

でデブリベッド内の平均液体存在割合 s の関数で，以下のように表わしている[15]。

$$\kappa = (d^2/180)\varepsilon^3/(1-\varepsilon)^2$$

$$\eta = (d/1.75)\varepsilon^3/(1-\varepsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

上述の関係を用いると，式(8.14)～式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q（$=\dot{Q}H_b$）は下式で与えられる。

$$q = \rho_v \Delta h_v u_1 \left[\{1 + (u_2/u_1)^2\}^{1/2} - 1 \right] \cdots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\varepsilon)}{1.75\,d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} \Big/ \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[\frac{d\varepsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\varepsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\varepsilon)}{\varepsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} \Big/ \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は，式(8.19)が s（$0 \leqq s \leqq 1$）に関して極大値をとる条件として求まる。

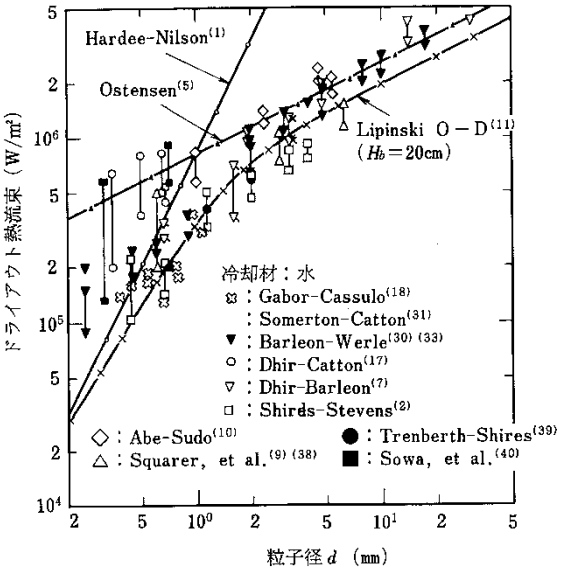


図8・6　冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

参考文献:

[1] （財）原子力発電技術機構（NUPEC），「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する 総括報告書」（2003）

[2] EPRI, Technical Foundation of Reactor Safety,Revision 1, Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, 1022186 (2010).

[3] B.R.Sehgal, et al., “ACE Project Phases C & D : ACE/MCCI and MACE Tests,” Proceedings of the U.S. Nuclear Regulatory Commission, 19th Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0119, Vol.2 (1991).

[4] E.R.Copus, at al.,“Sustained Uranium-Concrete Interactions (SURC)”, Reactor Safety Research Semiannual Report, NUREG/CR-4805 (1986).

[5] G.A.Greene, R.A.Bari,” ISP-24 International Standard Problem No 24, SURC-4 Experiment On Core-Concrete Interactions, Final Workshop Summary Report,” CSNI Report No 155, Volume 2 (1989).

[6] H.Alsmeyer, et al.,” BETA experiments on Zirconium Oxidation and Aerosol Release during Melt-Concrete interaction,” Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).

[7] R.E.Blose, et al.,“SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools,” NUREG/CR-4727 (1987).

[8] R.E.Blose, et al.,“Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools - The WETCOR-1 Test,” NUREG/CR-5907 (1993).

[9] M.T.Farmer, et al., ″Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments,″ OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).

[10] M.T.Farmer, et al.,” Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs,” Nuc. Eng. and Technol., 41, 5 (2009).

[11] H.Nagasaka, et al.,“COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests,” OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).

[12] M.T.Farmer, et al.,“OECD MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).

[13] M.T.Farmer, et al.,“OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).

[14] D.Magallon,” Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments,” Nucl. Eng.Design, 236 1998-2009 (2006).

[15] M. Kato, H. Nagasaka, et al.,“COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions,” JAERI-Conf 2000-015 (2000).

[16] A. Karbojian, et al.," A scoping study of debris bed formation in the DEFOR test facility," Nucl. Eng. Design 239 1653-1659, (2009).

[17] T.G.Theofanous, et al.,"The Probability of Liner Failure in a Mark-I Containment," NUREG/CR-5423,(1991).

[18] G.A.Greene, et al., "Experimental Studies on Melt Spreading, Bubbling Heat Transfer and Coolant Layer Boiling," Proceedings of 16th Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0096, pp.341-358 (1988).

[19] H.Suzuki, et al., "Fundamental Experiment and Analysis for Melt Spreading on Concrete Floor," Proceedings of 2nd ASME/JSME Nuclear Engineering Conference, Vol. 1, pp. 403-407 (1993).

[20] (社) 日本原子力学会, シビアアクシデント熱流動現象評価 (2001)

[21] A.Konovalenko, et al.,"Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction," Proceedings of NUTHOS-9, N9P0303, Taiwan (2012).

[22] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), "Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris," SAND76-9008 (1976).

[23] Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10,Karlsruhe, Germany (1992).

[24] R.J.Lipinski,"A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds," NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).

[25] F.P.Ricou, D.B.Spalding, "Measurements of Entrainment by Axisymmetrical Turbulent Jets," Journal of Fluid Mechanics, Vol.11, pp.21-32 (1961).

[26] M.Saito, K.Sato, S.Imahori,"Experimental Study on Penetration Behaviors of Water Jet into Freon-11 and Liquid Nitrogen," ANS Proc. of National Heat Transfer Conference, Houston, Texas, USA, (1988).

[27] T.N.Dinh, et al.,"Core Melt Spreading on a Reactor Containment Floor," Progress in Nuclear Energy, Vol. 36, No. 4, pp.405-468 (2000).

[28] A.Konovalenko, P.Kudinov,"Development of Scaling Approach for Prediction of Terminal Spread Thickness of Melt Poured into a Pool of Water," Proceedings of NUTHOS-9, N9P0302, Taiwan (2012).

[29] B.Eppinger, et al., "KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept,"FzK, Karlsruhe,Germany.

[30] B.Eppinger, et al., " Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17," FZKA 6589 (2001).

[31] I.Lindholm, "A Review of Dryout Heat Fluxes and Coolability of Particle Beds," SKI Report 02:17 (2002).

[32] 日本機械学会編,「沸騰熱伝達と冷却: 第 8 章　デブリベッドの冷却」, 日本工業出版, 平成元年

[33] (財) 原子力安全研究協会,「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月
付録 7-4 溶融炉心の粒子化割合, 付録 7-5 粒子状物質ベッドの冷却性
付録 7-6 粒子状物質の粒子径

[34] EPRI/FAI, MAAP4 Computer Code Manual (2007).

[35] Q.Zhou, et al.,” Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series,” Proceedings of ICAPP 2014, ICAPP-14352, Charlotte, USA,(2014).

[36] J.M.Veteau and R.Wittmaack.,″CORINE Experiments and Theoretical Modeling,″ Proceedings of FISA-95, Luxemburg EUR 16896 EN, pp.271-285 (1996).

[37] R.K.Cole, et al.,” CORCON-Mod2: A Computer Program for Analysis of Molten Core-Concrete Interactions,” NUREG/CR-3920,SAND84-1246, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM (1984).

[38] 独立行政法人原子力安全基盤機構,「平成１７年度　原子炉施設のアクシデントマネージメントに係る知識ベースの整備に関する報告書 ＝環境への影響緩和（デブリ冷却）＝」, 06 基シ報-0003, 平成１８年７月

[39] M.Hidaka, et al.,” Verification for Flow Analysis Capability in the Model of Three-Dimensional Natural Convection with Simultaneous Spreading, Melting and Solidification for the Debris Coolability Analysis Module in the Severe Accident Analysis Code ‘SAMPSON’, (II),” Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 39, No. 5, p. 520-530 (2002).

[40] 中島 他, SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの３次元拡がり評価, 日本原子力学会「2013 年秋の大会」,H12, 2013 年 9 月

[41] M.T.Farmer, et al., “OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR05 (2006).

第６部　ＡＰＥＸ

目次

－　ＡＰＥＸ　－

1. はじめに　…… 6-4

2. 重要現象の特定　…… 6-5

2.1　事故シーケンスと評価指標　…… 6-5

2.2　ランクの定義　…… 6-6

2.3　物理現象に対するランク付け　…… 6-7

3. 解析モデルについて　…… 6-16

3.1　コード概要　…… 6-16

3.2　重要現象に対する解析モデル　…… 6-18

3.3　解析モデル　…… 6-19

3.4　入出力　…… 6-45

4.　妥当性確認　…… 6-49

4.1　重要現象に対する妥当性確認方法…… 6-49

4.2　SPERT-ⅢE 炉心実験との比較　…… 6-54

4.3　実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較… 6-59

4.4　MISTRAL 臨界試験との比較　…… 6-63

4.5　ＢＷＲ実機での制御棒価値測定試験との比較　…… 6-68

4.6　実機解析への適用性　…… 6-72

5. 有効性評価への適用性 …… 6-73

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）…… 6-73

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）…… 6-83

6. 参考文献 …… 6-86

添付１ 入力項目リスト…… 6-87

添付２ 二次元（RZ）モデルの適用性…… 6-88

添付３ 検出器モデル…… 6-91

添付４ 二次元（RZ）体系への縮約に伴う不確かさの影響評価…… 6-103

1.　はじめに

本資料は，運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策に関する有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，ＡＰＥＸコードについて，以下に関してまとめたものである。なお，ここでいうＡＰＥＸコードは，炉心動特性解析を行う APEX Ver.1（以下「ＡＰＥＸ」という。）と，単チャンネル熱水力解析を行う SCAT（RIA 用）Ver.2（以下「ＳＣＡＴ」という。）からなる。以下ではＡＰＥＸ及びＳＣＡＴについて示す。

・有効性評価において重要となる現象の特定

・ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴ※コードの解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

※ＡＰＥＸ及びＳＣＡＴの両コードをまとめて，ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴと本説明資料内では記載している。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードが適用される，運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象に対する燃料損傷防止対策における事故シーケンスグループについて，具体的な事故シーケンス，及びその事象の推移と評価指標について記述する。

(1) 反応度の誤投入

本シナリオは，原子炉が運転停止中に，制御棒１本が全引抜されている状態から，他の１本の制御棒が操作量の上限を超える誤った操作によって引き抜かれ，臨界超過に至る事象を想定する。事象発生後，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇するが，起動領域モニタあるいは中間領域モニタによる状態監視を行うことで，出力の過度な上昇を防止する。また，更に中性子束が上昇しスクラム設定点に至った場合には原子炉がスクラムすることにより炉心は未臨界となる。

本事象では反応度投入事象に伴う急激な出力上昇の可能性があるため，燃料エンタルピが評価指標になる。なお，有効性評価解析においては，燃料破損の判定を，燃料エンタルピの最大値が「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」（以下「反応度投入事象評価指針」という。）に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か，及び，「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」に示されたペレット-被覆管機械的相互作用によるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値を超えているか否かをもって確認する。

なお，ＡＢＷＲでは起動領域モニタによるペリオドトリップ機能

と，改良型制御棒駆動機構（ＦＭＣＲＤ）の遅い制御棒引き抜き速度により引抜制御棒投入反応度が従来型ＢＷＲより小さいことから，燃料エンタルピの評価は実施せず，投入反応度が１ドルに至らないことをもって，燃料健全性に影響がないことを確認する。

本事象は，局所的な出力上昇事象であり，原子炉の水位に有意な変動は生じないことから，燃料エンタルピが破損しきい値を超えていないことを確認することをもって，以下の有効性評価項目を満足することを確認する。

a. 燃料有効長頂部が冠水していること。

b. 放射線の遮蔽が維持される水位を確保すること。

c. 未臨界を確保すること（ただし，通常の運転操作における臨界，又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く）。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，表 2.2-1 の定義に従って「H」，「M」，「Ｌ」及び「Ｉ」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2.2-1　　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価する。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証/妥当性確認は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証/妥当性確認は記載しない。

2.3　物理現象に対するランク付け

燃料エンタルピを評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2.3-1 に示し，以下に説明する。表 2.2-1 の定義に従い，物理現象に対してランク付けを行い，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けに当たっては，燃料エンタルピは核分裂出力，反応度フィードバック効果，制御棒反応度効果から影響を受けるため，これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に，物理現象ごとに考え方を示す。

(1)　核分裂出力[炉心(核)]

制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより，核分裂出力が増加する。燃料エンタルピは発生熱量の蓄積量として定義されるため，核分裂出力は重要な物理現象であり，重要度は高いと考えられる。

(2)　出力分布変化[炉心(核)]

炉心の出力分布変化は，制御棒引き抜きに伴う中性子束分布変化により支配され，燃料エンタルピの分布に影響を与える。また，出力分布変化は動特性方程式で重要なフィードバック因子となるドップラ反応度にも影響を与え，中性子束レベルにも影響を与える。したがって，出力分布変化は，直接的・間接的に，燃料エンタルピの最大値に影響を与える。このため，出力分布変化の重要度は，高いと考えられる。

また，本事象では炉心外周部の制御棒が一本引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから，三次元的な出力分布変化の影響が生じる。

(3)　反応度フィードバック効果[炉心(核)]

炉心の動特性解析においては，反応度フィードバック効果が事象の進展に大きな影響を与えることから，反応度フィードバック効果は重要な現象である。反応度フィードバック効果は，原子炉出力変化後，燃料領域の温度変化による反応度フィードバック効果（ドッ

プラ反応度）と，減速材領域の温度・ボイド率変化による反応度フィードバック効果（減速材温度反応度，減速材ボイド反応度）に分類される。

本事故シーケンスでは原子炉スクラムによる負の反応度印加により原子炉出力が低下する効果が支配的であり，ドップラ反応度フィードバック効果・減速材温度反応度フィードバック効果・減速材ボイド反応度フィードバック効果の重要度は中程度と考えられる。

また，反応度フィードバックは動的反応度の大小が重要であるため，遅発中性子割合も影響する。

(4) 制御棒反応度効果[炉心(核)]

本事故シーケンスでは，制御棒誤引き抜きによる正の反応度印加が主要な外乱であり，引抜制御棒反応度は燃料エンタルピに大きな影響を与える。また，スクラムによる負の反応度印加により原子炉は未臨界となることから，スクラム反応度は燃料エンタルピに影響する。このため，制御棒反応度効果の重要度は高いと考えられる。また，本事象では引き抜かれる制御棒の位置は炉心中央とは限らないことから，制御棒反応度は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

また，制御棒反応度効果は動的反応度の大小が重要であるため，遅発中性子割合も影響する。

(5) 崩壊熱[炉心(核)]

崩壊熱は，出力運転中における核分裂生成物，アクチニドの蓄積に伴う物理現象であり，本事故シーケンスのように停止時からの制

御棒引き抜きに伴う短時間の出力上昇において，燃料エンタルピに与える影響はないと考えられる。

(6)　三次元効果[炉心(核)]

本事象は，局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため，炉心の核熱不安定事象は生じないと考えられる。

(7)　燃料棒内温度変化[炉心(燃料)]

燃料棒内温度変化は，燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響する。また，燃料温度の上昇を通じて，ドップラ反応度フィードバック効果に影響を与える。

本事故シーケンスのように燃料温度の上昇量が小さい事象においては，除熱及びドップラ反応度フィードバック効果への影響の観点から燃料棒内温度変化の重要度は中程度であると考えられる。

(8)　燃料棒表面熱伝達[炉心(燃料)]

燃料棒表面熱伝達（単相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達）は，表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響することから，燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスのように表面熱流束の上昇量が小さい事象においては，除熱の観点から燃料棒表面熱伝達の重要度は中程度であると考えられる。

(9)　沸騰遷移[炉心(燃料)]

表面熱流束が限界熱流束に達すると，沸騰遷移状態を経て膜沸騰状態となるため，熱伝達は悪化し，燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰遷移には至らないが，仮に沸騰遷移が発生した場合，熱伝達の悪化により，燃料エンタルピは上昇する。本事故シーケンスでは，燃料エンタルピがピークに至るまでの除熱量は数～十数 kJ/kg 程度であり，沸騰遷移発生時に熱伝達が悪化することによる燃料エンタルピの上昇量も、数～十数 kJ/kg の範囲内に留まると推測されることから，沸騰遷移の重要度は中程度と考えられる。

(10)　燃料被覆管酸化[炉心(燃料)]

出力が上昇し燃料被覆管温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管の酸化反応による被覆管表面温度の上昇に伴う表面熱伝達の悪化を介して，燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管温度がジルコニウムー水反応が発生する程度(約 900℃)までは至らないことから，燃料被覆管酸化の重要度は低いと考えられる。

(11)　燃料被覆管変形[炉心(燃料)]

燃料被覆管温度が急激に上昇した場合には，燃料被覆管の変形が生じる可能性があり，ギャップ熱伝達の変化や流路閉塞による冷却

挙動の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管変形には至らないと考えられることから，燃料被覆管変形による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(12)　三次元効果[炉心(燃料)]

本事故シーケンスは，炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり，炉心露出は生じないことから，炉心露出に伴う燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(13)　沸騰・ボイド率変化[炉心(熱流動)]

出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には，沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達，圧力損失,反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，沸騰・ボイド率変化の重要度は低いと考えられる。

(14)　気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは，炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり，炉心露出は生じないことから，気液分離(水位変化)・対向流は生じないと考えられる。

(15)　気液熱非平衡[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは，表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，蒸気の過熱による気液熱非平衡の効果は生じないと考えられる。

(16)　三次元効果[炉心(熱流動)]

炉心の出力が局所的に上昇する場合，ボイドも局所的に発生するため，ボイド発生による流量配分の三次元効果が生じ，沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達，圧力損失，反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては，表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，燃料集合体間の流量配分等による炉心(熱流動)の三次元効果の重要度は低いと考えられる。

(17)　圧力損失[炉心(熱流動)]

炉心又はチャンネルの圧力損失は，原子炉再循環流量，並びにチャンネル流量及びその配分に影響する。チャンネル内流量は，燃料の除熱を通じて燃料エンタルピに影響を与えるが，本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，ボイド発生による流量配分に与える影響は無視でき，圧力損失の影響はないと考えられる。

(18)　原子炉圧力容器に係る物理現象

本事故シーケンスは，運転停止中原子炉における「反応度の誤投

入」による炉心内の局所的かつ一時的な出力上昇事象であり，原子炉圧力容器に係る物理現象による燃料エンタルピへの影響はないと考えられる。

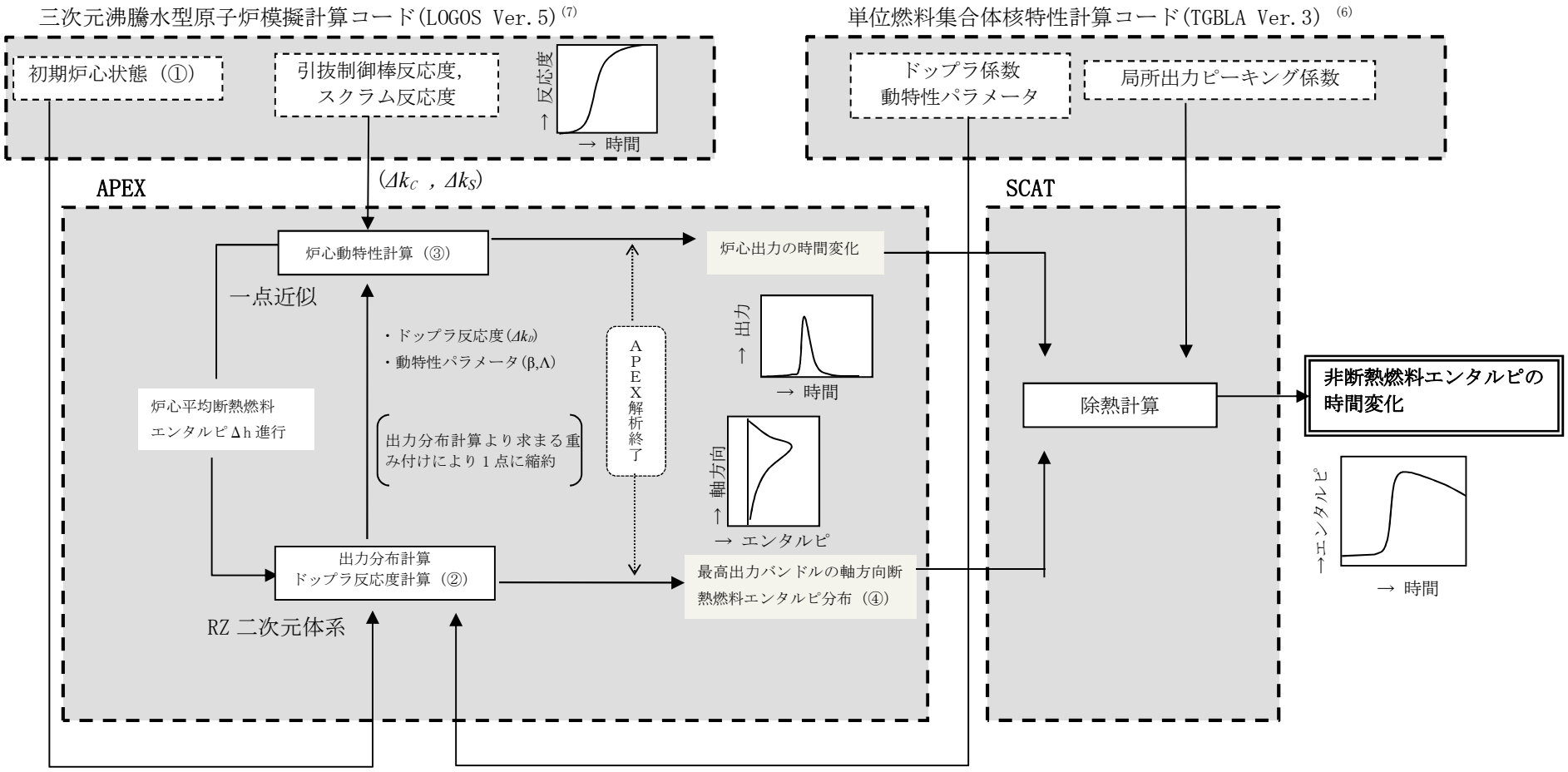
表 2.3-1　　有効性評価の物理現象のランク

	評価事象		反応度の誤投入
分類	物理現象 ＼ 評価指標		燃料エンタルピ
炉心（核）	(1)	核分裂出力	H
	(2)	出力分布変化	H
	(3)	反応度フィードバック効果	M
	(4)	制御棒反応度効果	H
	(5)	崩壊熱	I
	(6)	三次元効果	I
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	M
	(8)	燃料棒表面熱伝達	M
	(9)	沸騰遷移	M
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
	(12)	三次元効果	I
炉心（熱流動）	(13)	沸騰・ボイド率変化	L
	(14)	気液分離(水位変化)・対向流	I
	(15)	気液熱非平衡	I
	(16)	三次元効果	L
	(17)	圧力損失	I
原子炉圧力容器（逃し安全弁含む）	(18)	冷却材流量変化	I
		冷却材放出(臨界流・差圧流)	I
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
		気液分離(水位変化)・対向流	I
		気液熱非平衡	I
		圧力損失	I
		構造材との熱伝達	I
		ＥＣＣＳ注水(給水系・代替注水設備含む)	I
		ほう酸水の拡散	I
		三次元効果	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードは，反応度投入時の炉心の出力変化等を解析する炉心動特性解析と，その解析結果を入力として燃料集合体内における冷却材による除熱計算を行い，燃料エンタルピを評価する燃料挙動解析に分けられる。炉心動特性解析には反応度投入事象解析コードＡＰＥＸを，燃料挙動解析には単チャンネル熱水力解析コードＳＣＡＴを用いて解析を行っている。この解析の流れを，図 3.1-1 に示す。



※：図中の丸数字は，3.3.1 炉心動特性解析(APEX コード) [解析の流れ]に対応している。

図 3.1-1　　ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴの結合計算の流れ

3.2 重要現象に対する解析モデル

2.3 節において重要現象に分類された物理現象(表 2.3-1 で「H」及び「M」に分類された物理現象)について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1　　重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心(核)	核分裂出力	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	出力分布変化	炉心出力分布モデル	二次元（RZ）拡散モデル
	制御棒反応度効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	反応度フィードバック効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル 二次元（RZ）拡散モデル
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル 燃料棒表面熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	チャンネル内熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル

3.3 解析モデル

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードを構成するＡＰＥＸコード，ＳＣＡＴコードの解析モデルを表 3.3-1 に示す。また計算の内容を以下に示す。

表 3.3-1　　ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの解析モデル[(1)(2)]

分類	重要現象	計算モデル
炉心（核）	核分裂出力	一点近似動特性方程式，二次元（RZ）拡散方程式を適用。 また，反応度フィードバックとしては，断熱モデルに基づくドップラ反応度フィードバックモデルを採用し，減速材温度フィードバック及び減速材ボイドフィードバックは考慮しない。
	出力分布変化	
	制御棒反応度効果	
	反応度フィードバック効果	
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	ギャップ熱伝達：Ross & Stoute の式を用いて非定常熱伝導方程式を適用。 燃料棒表面熱伝達：（燃料棒表面熱伝達モデルに記載）
	燃料棒表面熱伝達	以下の伝熱モードを考慮 ・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を適用して判定

3.3.1 炉心動特性解析（ＡＰＥＸコード）[(1)(2)]

ＡＰＥＸコードは，熱的現象を断熱としており，炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し，出力の炉心空間分布を二次元（RZ）拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は，出力分布に比例するものとし，炉心平均断熱燃料エンタルピがある程度上昇する間（以下「エンタルピステップ」という。）は，出力分布は一定としている。また，投入反応度としては，引抜制御棒反応度，スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが，このドップラ反応度は，二次元（RZ）拡散計算による出力分布変化を考慮して求められる。

解析に当たっては，次のような前提を設けている。

(1) 炉心平均出力の過渡変化は，炉心一点近似による動特性方程式により表される。

(2) 熱的現象は断熱とする。

(3) 出力分布は，中性子エネルギ三群・二次元（RZ）拡散方程式によって表される。

(4) 炉心各部分のエンタルピの上昇は出力分布に比例するものとする。

(5) エンタルピステップでは，出力分布は一定と仮定する。

[解析の流れ]

① 初期炉心状態の作成

a. 対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求める。当該炉心について，後述する③a.の炉心動特性計算で用いる引抜制御棒反応度，スクラム反応度を求める。ここでは，各領域の組成(燃料タイプ，ガドリニア分布等)及び

燃焼度分布の空間的効果は全て計算に含まれている。

b. a.で求めた炉心を RZ 二次元体系に変換するため，炉心径方向の集合体核定数が同心円状となるよう，領域ごとに核定数を均質化するとともに，誤引抜制御棒周りの核定数を炉心中心へ移動する。通常，領域分けは，図 3.3.1-1 に示すように径方向を９領域とし，それぞれを軸方向に 24 領域分割(三次元体系と同じ)し，更に反射体領域として１領域を加え，図 3.3.1-2 に示すように 217 領域とする。ＡＰＥＸコードでは引抜制御棒は体系の中心に位置するものとしており，炉心計算結果で設定した引抜制御棒がＡＰＥＸコードにおける体系の中心に位置するように，以下に示すような手法を行っている。

i). 炉心の全燃料集合体を対象に，初期制御棒パターン状態の炉心計算結果の核定数を同心円状の燃料集合体領域ごとに均質化した後，RZ 体系に縮約する。

ii). 制御棒が引き抜かれた領域で出力ピーキングが大きくなることを考慮し，引抜制御棒周囲の燃料集合体核定数を３領域の同心円状に均質化した後，制御棒の引き抜き状態を考慮して RZ 体系に縮約する。

iii). ii).で作成した核定数が，i).で作成した炉心の中心になるように上書きする。上書きにおいては，出力スパイク発生時のドップラ反応度フィードバック量を適切に評価するよう，制御棒引き抜きによる投入反応度が，実効遅発中性子割合と等しくなった即発臨界状態となる位置まで制御棒が引き抜かれた状態

を模擬するようにする。

i).～iii).に示した核定数を RZ 体系に縮約する流れを，図 3.3.1-3 に示す。また，炉心最外周の制御棒が引き抜かれる場合の ii).における核定数の縮約方法について，図 3.3.1-4 に示す。燃料集合体が存在しない領域は縮約対象に含めず，燃料集合体が存在する領域のみの核定数を縮約することで，炉心最外周の制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにしている。

本手法による RZ 体系への縮約に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を，縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver.5（以下「ＴＲＡＣＧ」という。）を用いて評価した結果を添付４に示す。

c. b.で作成した領域ごとの核定数を RZ 二次元体系に振り分け，次式の中性子エネルギ三群拡散計算により二次元（RZ）の相対出力分布を計算する。

なお，拡散計算は，二次元領域を更に細分化して行い，出力分布及び断熱燃料エンタルピ分布は，細分化された各ノード（以下「メッシュ」という。）について計算する。

$$-D_1\nabla^2\phi_1 + (\Sigma_R\phi)_1 = \frac{1}{\lambda}\left\{(\nu\Sigma_f\phi)_1 + (\nu\Sigma_f\phi)_2 + (\nu\Sigma_f\phi)_3\right\}$$

$$-D_2\nabla^2\phi_2 + (\Sigma_R\phi)_2 = (\Sigma_{sl}\phi)_1$$

$$-D_3\nabla^2\phi_3 + (\Sigma_R\phi)_3 = (\Sigma_{sl}\phi)_2$$

記号は以下のとおりである。

ϕ　：　中性子束

D　：　拡散定数

λ　：　固有値

ν　：　単位核分裂あたりに放出される中性子数

Σ_R　：　除去断面積$\left(=\Sigma_a+\Sigma_{sl}\right)$

Σ_f　：　核分裂断面積

Σ_a　：　吸収断面積

Σ_{sl}　：　減速断面積

添字１～３　：　中性子エネルギ群

② エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布及びドップラ反応度の計算

a. 炉心平均断熱燃料エンタルピを，僅かに増加させる。増加した後の各メッシュにおける断熱燃料エンタルピは，以下の式により計算される。

$$h_m^{n+1} = h_m^n + P_m^{n+1} \cdot \overline{\Delta h^n}$$

記号は以下のとおりである。

h_m　：　メッシュ m の断熱燃料エンタルピ

P_m　：　エンタルピステップ進行時のメッシュ m の相対出力予測値

$\overline{\Delta h}$　：　炉心平均断熱燃料エンタルピの上昇幅(エンタルピス

テップ)

n　　：　エンタルピステップの番号

また，各メッシュの断熱燃料エンタルピの計算結果をもとに，各メッシュの温度を計算する。なお，エンタルピステップ$\overline{\Delta h}^n$は，制御棒が引き抜かれ炉心出力が上昇する時間領域で細かく設定する。

b. a.で計算された各メッシュの温度をもとに，各メッシュのドップラ反応度を計算する。その後，各メッシュのドップラ反応度の計算結果をもとに，各メッシュの第２群(共鳴領域)の中性子吸収断面積の増加量($\Delta\Sigma_a$)を計算する。

$$\Delta\Sigma_a(T) = \Sigma_{R_2}(T) - \Sigma_{R_2}(T_0)$$

$$= \frac{-\Sigma_{R_2}(T_0)\ \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)}{1 + \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) - \frac{\nu\Sigma_{f1}}{\Sigma_{R1}\,k_\infty}(T_0)}$$

$$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) = C_{dop} \times \left(\sqrt{T} - \sqrt{T_0}\right)$$

記号は以下のとおりである。

$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)$　　：ドップラ反応度

$\Sigma_{R_2}(T)$　　：第２群除去断面積

C_{dop}　　：ドップラ反応度係数

c. $\Delta\Sigma_a$の変化を反映し，二次元（RZ）の相対出力分布を再計算する。拡散方程式は，①c.に基づく。

c.で計算された各メッシュの相対出力を，a.の各メッシュの相対出力予測値(P_m)に適用し，収束するまで繰り返し計算を行う。最終的な c.の計算結果をもとに，炉心平均断熱燃料エンタルピを僅かに増加させた際の，各メッシュの相対出力分布($P_m{}^{n+1}$)を計算する。

③ 炉心動特性計算

a. 炉心平均断熱燃料エンタルピが$\overline{\Delta h}^n$進む間の炉心出力の時間変化を一点近似動特性方程式により計算する。

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda}\left(\frac{k-1}{k} - \beta\right)N(t) + \sum_{i=1}^{6}\lambda_i C_i(t)$$

$$\frac{dC_i}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda}\beta_i N(t) - \lambda_i C_i(t)$$

また，中性子密度と炉心平均出力は，換算係数Ａにより，

$$P(t) = A \times N(t)$$

と示され，炉心出力変化に伴う炉心平均エンタルピの変化は以下により求まる。

$$\frac{d\bar{h}}{dt}(t) = B(P(t) - P(0))$$

記号は以下のとおりである。

$N(t)$ ： 中性子密度

$P(t)$ ： 炉心平均出力

A ： 中性子密度と炉心平均出力の換算係数

$k(t)$ ： 実効増倍率

$C_i(t)$ ： 遅発中性子グループ i の先行核密度

$\overline{h}(t)$ ： 炉心平均エンタルピ

Λ ： 即発中性子寿命

β_i ： 遅発中性子グループ i の割合

β ： 全遅発中性子の割合 $\left(=\sum_{i=1}^{6}\beta_i\right)$

λ_i ： 遅発中性子グループ i の先行核崩壊定数

B ： 平均出力を平均エンタルピに換算する係数

i ： 遅発中性子グループ$(i = 1\sim6)$

一点近似動特性計算に用いる実効増倍率kは次式により，前記①a. で求めた引抜制御棒反応度及びスクラム反応度を外部入力として与え，ドップラ反応度は前記②c. の拡散計算における固有値の差を炉心平均断熱燃料エンタルピ$\overline{h^n}$と$\overline{h^n}+\Delta h^n$間で直線内挿して与える。ここで$\Delta k_c$, Δk_sは外部入力のため，解析中は制御棒は固定とし，ドップラフィードバックによる影響を考慮して中性子束分布を評価する。

$$k(t) = k(0) + \Delta k_c(t) + \Delta k_s(t - t_s) + \Delta k_D(t)$$

記号は以下のとおりである。（各反応度は，Δk単位）

$k(t)$　　：　実効増倍率（$k(0)=1.0$）

$\Delta k_c(t)$　　：　引抜制御棒反応度

$\Delta k_s(t-t_s)$　：　スクラム反応度（t_sはスクラム開始時間）

$\Delta k_D(t)$　　：　ドップラ反応度

ここで，ドップラ反応度$\Delta k_D(t)$は，前記②c. の二次元拡散計算結果から得られた固有値λと，前記③a. の炉心動特性計算から得られた炉心平均燃料エンタルピ$\overline{h}(t)$から，以下の式で計算される。

$$\Delta k_D(t)=\frac{\left\{\lambda^n+\dfrac{(\lambda^{n+1}-\lambda^n)\left(\overline{h}(t)-\overline{h}^n\right)}{\overline{\Delta h}^n}\right\}}{\lambda^0}-1.0$$

記号は以下のとおりである。

λ^0　：　①c. の二次元拡散計算における初期固有値

λ^n　：　②c. の二次元拡散計算における固有値

④ 次のエンタルピステップの計算

前記②及び③の計算を，断熱燃料エンタルピ変化が安定するまで繰り返し，最終エンタルピ分布を求める。

$$h_m^f=h_m^n+\left\{P_m^n+\frac{(P_m^{n+1}-P_m^n)\overline{\Delta h}^f}{\overline{\Delta h}^n}\right\}\overline{\Delta h}^f$$

記号は以下のとおりである。

f　　：　最終値を示す指標

n　　：　計算ステップ番号

$\overline{\Delta h}^f$　：　最終エンタルピまでのエンタルピ幅（$=\overline{h}^f - \overline{h}^n$）

m　　：　メッシュ番号

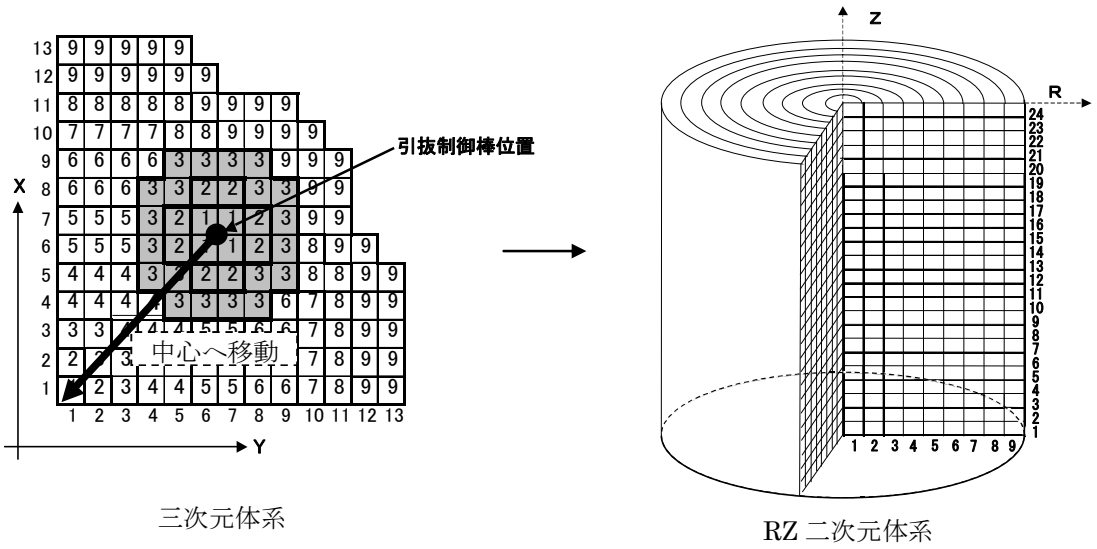
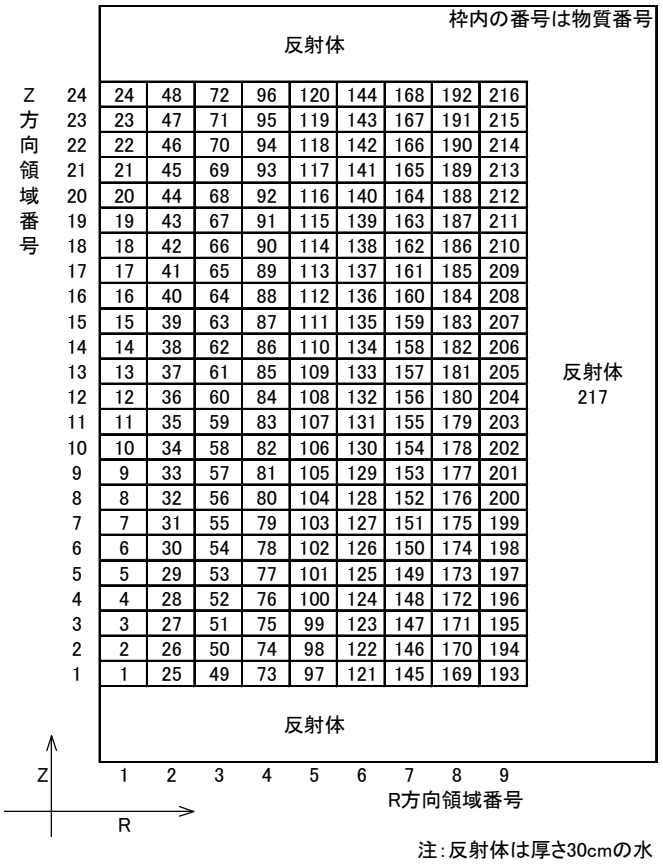


図 3.3.1-1　　ＡＰＥＸコードで用いる核定数作成の模式図



Z 方向領域番号	1	2	3	4	5	6	7	8	9
24	24	48	72	96	120	144	168	192	216
23	23	47	71	95	119	143	167	191	215
22	22	46	70	94	118	142	166	190	214
21	21	45	69	93	117	141	165	189	213
20	20	44	68	92	116	140	164	188	212
19	19	43	67	91	115	139	163	187	211
18	18	42	66	90	114	138	162	186	210
17	17	41	65	89	113	137	161	185	209
16	16	40	64	88	112	136	160	184	208
15	15	39	63	87	111	135	159	183	207
14	14	38	62	86	110	134	158	182	206
13	13	37	61	85	109	133	157	181	205
12	12	36	60	84	108	132	156	180	204
11	11	35	59	83	107	131	155	179	203
10	10	34	58	82	106	130	154	178	202
9	9	33	57	81	105	129	153	177	201
8	8	32	56	80	104	128	152	176	200
7	7	31	55	79	103	127	151	175	199
6	6	30	54	78	102	126	150	174	198
5	5	29	53	77	101	125	149	173	197
4	4	28	52	76	100	124	148	172	196
3	3	27	51	75	99	123	147	171	195
2	2	26	50	74	98	122	146	170	194
1	1	25	49	73	97	121	145	169	193

図 3.3.1-2　　ＡＰＥＸコードで用いる炉心のノード分割

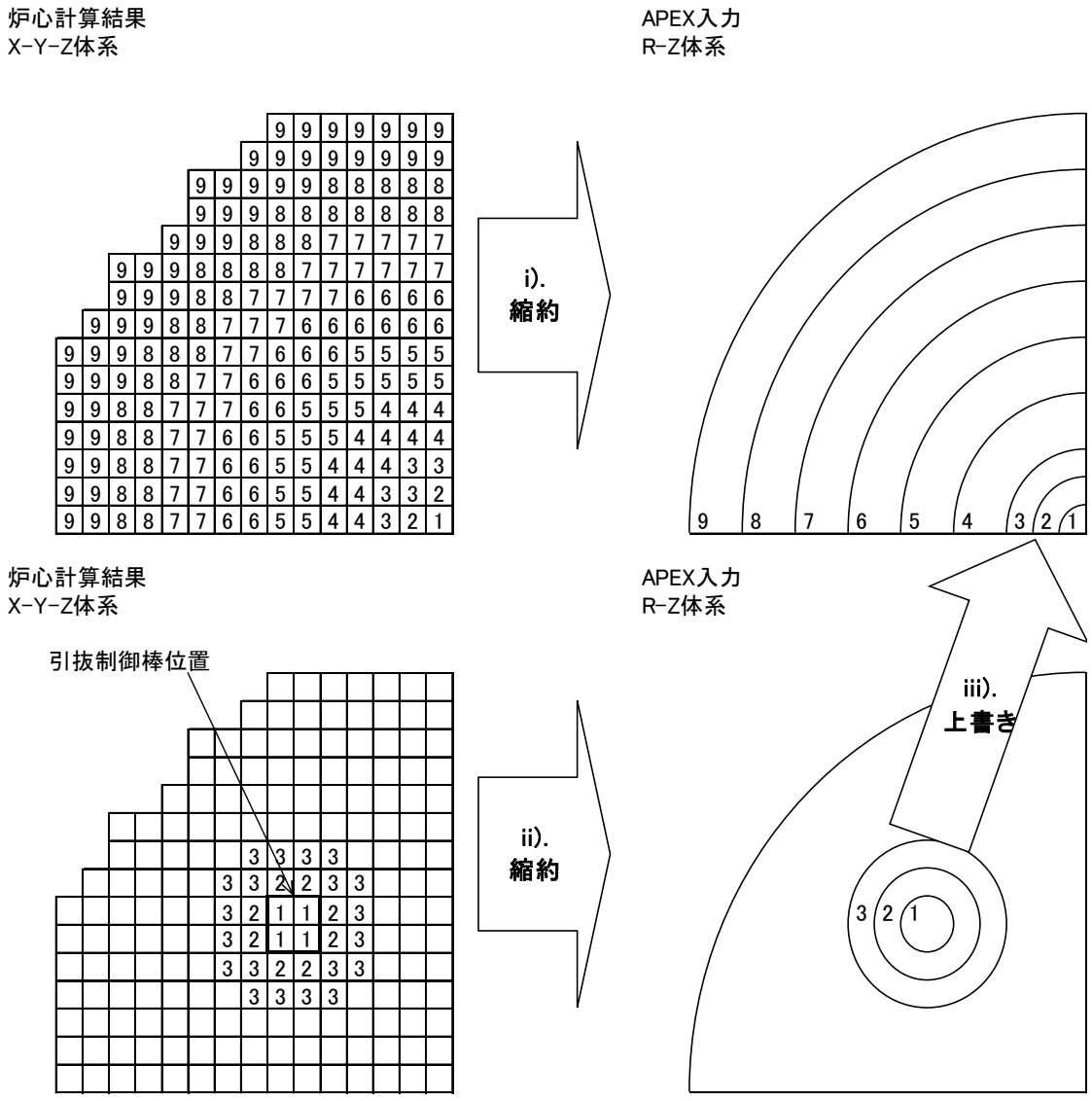


図 3.3.1-3　　ＡＰＥＸコードによる核定数縮約の模式図

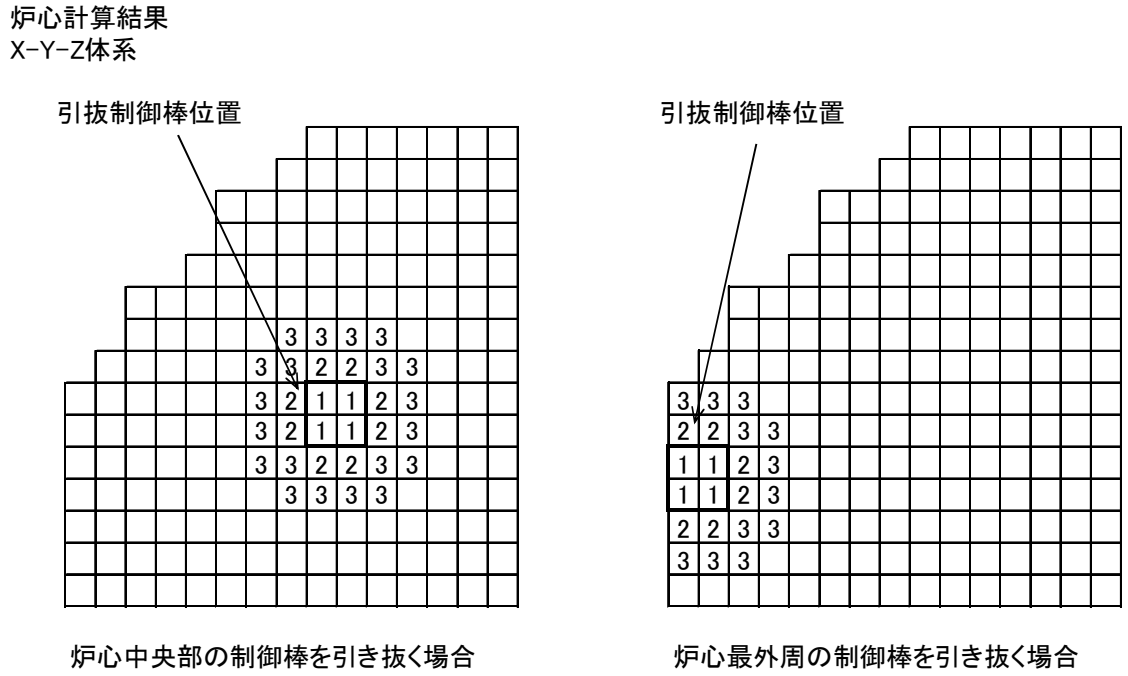


図 3.3.1-4　　炉心最外周の制御棒を引き抜く場合の核定数縮約の模式図

3.3.2 燃料挙動解析（ＳＣＡＴコード）[(1)(2)]

3.3.1 で述べた炉心動特性解析で求めた最高出力燃料集合体の出力の時間変化を入力として，ＳＣＡＴコードを用いた最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行い，燃料エンタルピの時間的変化を求める。

ＳＣＡＴコードでは，燃料棒軸方向のノード分割数をＡＰＥＸコードと同等とする。燃料棒は，燃料ペレット，ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成され，ノードごとに径方向の熱伝達を計算する。

燃料ペレット及び被覆管には，径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し，チャンネル内冷却材には，質量，運動量及びエネルギ保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより，燃料棒の除熱量を求める。

以下に解析モデルを説明する。なお，ここで用いるＳＣＡＴ（SCAT（RIA 用）Ver.2）は，プラント動特性解析用のＳＣＡＴコードにおいて，ギャップ部熱伝達係数として Ross & Stoute の式を基本に用い，低温時の膜沸騰熱伝達係数及び限界熱流束条件を追加している。また，被覆材の高温化に伴うジルコニウムー水反応による発熱の効果を考慮している。

3.3.2.1 チャンネル内熱流動モデル

以下に，単一チャンネル熱水力解析モデルを示す。

(1) 保存則

冷却材の温度，冷却材エンタルピ，圧力損失等の熱水力パラメータは，均質流モデルに基づく二相流の連続の式，エネルギ保存式，運動量保存式から求められる。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料エンタルピ上昇が小さく，燃料エンタルピは判断基準に対して十分な余裕があることから，冷却材の流動を均質流で扱うことによる不確かさは，判断基準に対する余裕に包含されると考えられる。

以下に基礎式を示す[(1) (2)]。

(a) 連続の式

$$\frac{\partial G}{\partial z}+\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t}=0$$

(b) 流体のエネルギ保存式

$$\rho''\frac{\partial H}{\partial t}+G\frac{\partial H}{\partial z}=Q(z,t)$$

さらに，運動量保存式を解くことで，チャンネル内の圧力損失を求める。

$$\frac{\partial P}{\partial z}+\frac{\partial}{\partial z}(G^2v')+\frac{\partial G}{\partial t}+\frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H}+\bar{\rho}g=0$$

ここで，気液の平均密度$\bar{\rho}$及びρ''と平均比容積v'は以下で表される。

$$\bar{\rho}=\rho_f(1-R)+\rho_g\cdot R$$

$$\rho''=\left[\rho_f x+\rho_g(1-x)\right]\frac{dR}{dx}$$

$$v' = v_f \frac{(1-x)^2}{1-R} + v_g \frac{x^2}{R}$$

記号は以下のとおりである。

G ： チャンネル質量流束

ρ ： 密度

H ： 冷却材エンタルピ

$Q(z,t)$ ： 熱伝達量

P ： 炉心圧力

g ： 重力加速度

v ： 比容積

f ： 摩擦圧損係数

D_H ： チャンネルの水力等価直径

R ： ボイド体積率

x ： 蒸気重量率

（添字）

l ： 液相

f ： 飽和水

g ： 飽和蒸気

(2) 構成式

ｉ．燃料棒表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（液単相，核沸騰，膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。ＳＣＡＴでは，サブクール沸騰を考慮せずに，

飽和沸騰が生じるまで，液単相流の熱伝達係数を用いることにより，液単相領域における燃料棒の除熱量を保守的条件にて計算している。

冷却材の沸騰状態の選択ロジック（低温時）を図 3.3.2-1 に示す。低温時における核沸騰から膜沸騰への移行については，Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を用いて判定する。限界熱流束の判定については「ⅱ.沸騰遷移評価モデル」に示す。

各沸騰状態に対して設定される熱伝達モデルは，サブクール領域の単相流にはDittus-Boelter の式を，核沸騰領域にはJens-Lottes の式を，膜沸騰領域には低温時はＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式を用いる[(1)(2)]。

(a) 液単相

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここでh_wはDittus-Boelter の式を用いる。

$$h_w = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k_l}{D_H}$$

(b) 核沸騰状態(Jens-Lottes の式)

$$T_c = T_{sat} + 0.79 e^{-\frac{P}{6.2\times10^6}} (q)^{1/4}$$

(c) 膜沸騰状態

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここでh_wは，ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された以下の熱伝達相関式で与えられる。

$$h_w = h_{con}(1 + 0.025\Delta T_{sub}) + f\sigma(T_C + T_{sat})(T_C^2 + T_{sat}^2)$$

$$h_{con} = 0.943\left[\frac{k_v^3 \cdot \rho_v \cdot (\rho_f - \rho_v) \cdot h_{fv} \cdot g}{L \cdot \mu_v \cdot (T_C - T_{sat})}\right]^{0.25}$$

ここで

$$h_{fv} = h_{fg} + 0.34C_{P_v}(T_C - T_{sat})$$

記号は以下のとおりである。

T_c	：	被覆管表面温度
T_w	：	冷却材温度
T_{sat}	：	飽和温度
ΔT_{sub}	：	サブクール度（=$T_{sat} - T_l$）
h_w	：	被覆管−冷却材間の熱伝達係数
h_{con}	：	層流膜沸騰の平均熱伝達係数
D_H	：	水力等価直径
P	：	冷却材圧力
k	：	冷却材の熱伝導率
ρ	：	冷却材の密度
μ_v	：	冷却材の粘性係数
C_{pv}	：	定圧比熱
g	：	重力加速度
q	：	被覆管表面熱流束
h_{fg}	：	飽和圧力で定義した蒸発潜熱
h_{fv}	：	過熱を考慮した蒸発潜熱
f	：	放射率
σ	：	ステファン・ボルツマン定数
L	：	ＮＳＲＲ試験体系の代表長さ

Re　：　レイノルズ数

Pr　：　プラントル数

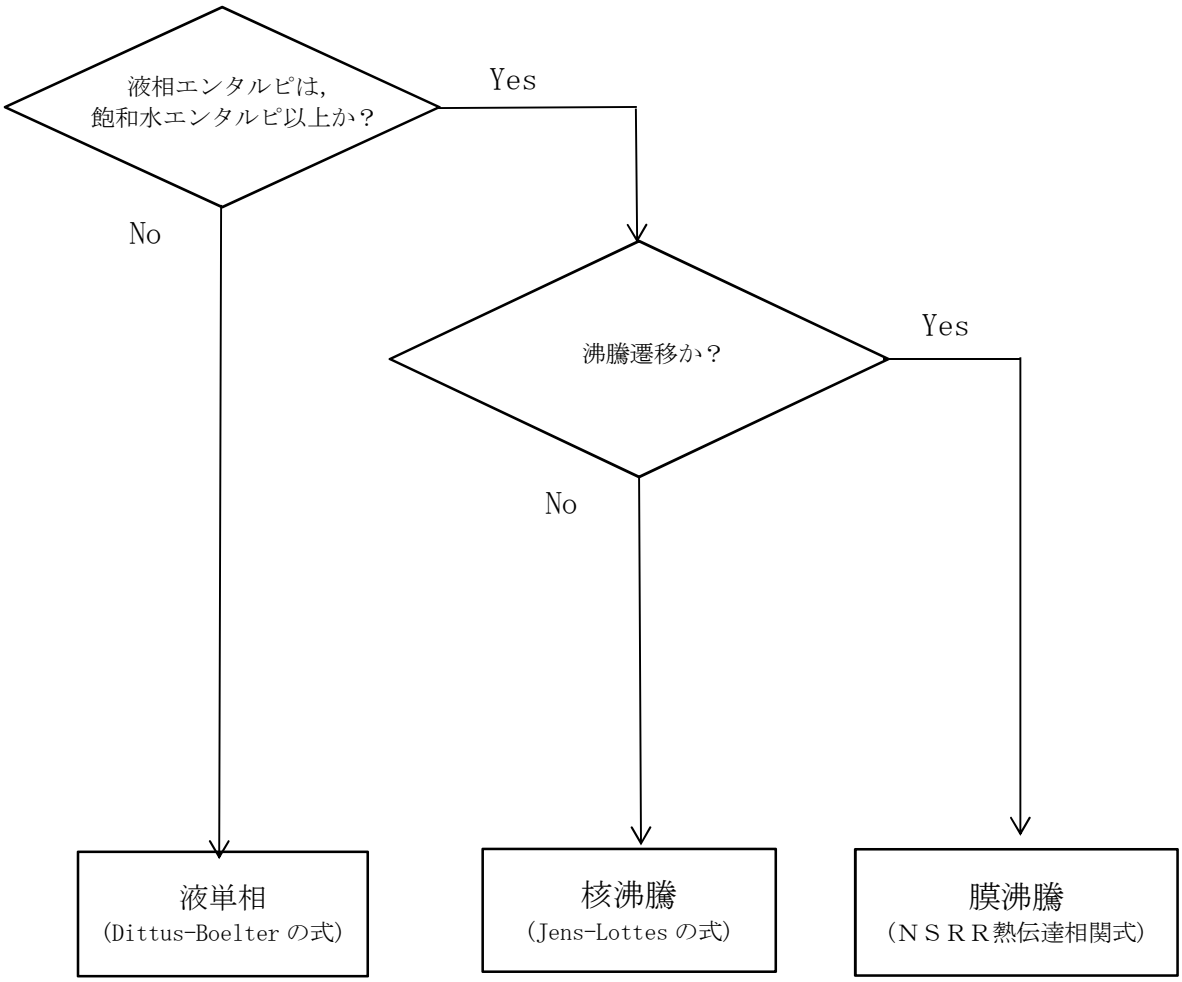
（添字）

l　：　液相

v　：　蒸気

f　：　飽和水

g　：　飽和蒸気



沸騰遷移判定

低温時 ： Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式

(膜沸騰移行後は膜沸騰状態を維持)

図 3.3.2-1　沸騰状態の選択ロジック（低温時）

ⅱ．沸騰遷移評価モデル

(a) 低温時（Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式）

低温時における限界熱流束条件の判定は以下の式を用いて行われる[(1)(2)]。

$$q_{BO} = q_{BOO} \cdot \left[1 + 0.065 \times \left(\rho_l/\rho_g\right)^{0.8} \cdot C_{pl} \cdot \Delta T_{sub}/h_{fg}\right]$$

ここで

$$q_{BOO} = 0.012 \cdot \rho_g \cdot h_{fg} \cdot \left[\left(\rho_l - \rho_g\right)/\rho_g\right]^{0.6}$$

記号は以下のとおりである。

q_{BO} ： サブクールプール沸騰における限界熱流束

q_{BOO} ： 飽和プール沸騰における限界熱流束

ρ_l ： 水密度

ρ_g ： 蒸気密度

C_{pl} ： 水の定圧比熱

ΔT_{sub} ： サブクール度

h_{fg} ： 蒸発潜熱

3.3.2.2　燃料モデル

ＳＣＡＴコードの燃料モデルでは，次のような前提を設けている。

1)　軸方向相対出力分布は過渡中一定である。

2)　燃料棒半径方向発熱分布は過渡中一定である。

3)　燃料・被覆材中の熱の流れは半径方向で起こる。

4)　燃料・被覆材の比熱・熱伝導率等の物性値は温度の関数として計算する。

(1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布は，初期状態一定値として入力している。

(2) 熱伝導モデル

燃料棒を軸方向にノード分割し，ノードごとに径方向一次元の定常及び非定常の熱伝導方程式を解き，温度分布，熱流束分布等を求める。燃料棒は，燃料ペレット，ペレットと被覆管の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成され，表 3.3.2-1 及び図 3.3.2-2 に示すように軸方向に複数のノードに分割し，それぞれのノードについて径方向に熱伝導方程式を適用して，燃料棒内の熱伝導を計算する。

以下に基礎式を示す[(1)(2)]。

(a)　燃料ペレット内の熱伝導

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_F(T)\cdot\frac{\partial T}{\partial r}\right]=\rho_F C_F(T)\frac{\partial T}{\partial t}-Q_F(t)$$

(b)　燃料ペレット−被覆管ギャップの熱伝達

$$\left[K_F \cdot \frac{\partial T}{\partial r}\right]_{燃料表面} = h_g \cdot \Delta T_{gap}$$

ギャップ熱伝達モデルは(3)にて詳述する。

(c)　燃料被覆管の熱伝導

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r}\right] = \rho_c \cdot C_c(T)\frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下のとおりである。

$K_F(T)$　：　温度 Tでの燃料熱伝導率

$K_c(T)$　：　温度 Tでの被覆管熱伝導率

ρ_F　：　温度 Tでの燃料密度

ρ_c　：　温度 Tでの被覆管密度

$C_F(T)$　：　温度 Tでの燃料比熱

$C_c(T)$　：　温度 Tでの被覆管比熱

$Q_F(t)$　：　単位体積当たりの燃料の発熱量

h_g　：　燃料−被覆管ギャップの熱伝達係数

ΔT_{gap}　：　燃料表面と被覆管内面の温度差

(3) ギャップ熱伝達モデル

ギャップ熱伝達係数h_gは，Ross & Stoute の式を基本に用いて，以下に示す 3 項の和で表される[(1)(2)]。

$$h_g = h_s + h_f + h_r$$

h_s　：　固体接触部熱伝達係数

h_f ： ガス境界層熱伝達係数

h_r ： 輻射熱伝達係数

h_s, h_f, h_rは各々次式で表される。

$$h_s = \frac{K_m P_c}{A \cdot H \cdot R^{\frac{1}{2}}}$$

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + D}$$

$$h_r = \frac{\sigma_B (T_s^4 - T_c^4)}{G_{fact}(T_s - T_c)}$$

ここで

$$K_m = 2 \cdot K_{UO_2} \cdot K_{Zr} / \left(K_{UO_2} + K_{Zr}\right)$$

$$R = [(R_1^2 + R_2^2)/2]^{1/2}$$

記号は以下のとおりである。

K_m ： 被覆管・ペレット平均熱伝導度

K_{UO_2} ： ペレット熱伝導度

K_{zr} ： 被覆管熱伝導度

K_f ： ガス熱伝導率

P_c ： 被覆管・ペレット接触圧力

R_1, R_2 ： 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ

R ： 表面粗さ

H ： 被覆管硬さ

A ： 定数

C ： 定数(ただし，接触圧力 P_C に依存)

$g_1 + g_2$：ペレット表面・被覆管内面での温度ジャンプ距離

D　　：　ギャップ幅

σ_B　　：　ステファン・ボルツマン定数

G_{fact}　：　修正形態係数

T_s, T_c　：　燃料ペレット表面温度及び燃料被覆管内面温度

表 3.3.2-1　　ＳＣＡＴコードのノーディングの考え方

領域	考え方
燃料棒グループ	最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行う。
燃料棒 （軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算にあわせて燃料部を 24 ノードに分割している。また，燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒 （径方向）	ペレット内温度計算メッシュ点数は 20 点とし，ペレット径を内側から５：３：２に３分割し，内側領域に４点，中間領域に５点，外側領域に 11 点をとり，外側領域を細かくメッシュを切って解析する。また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた２ノードに分割している。

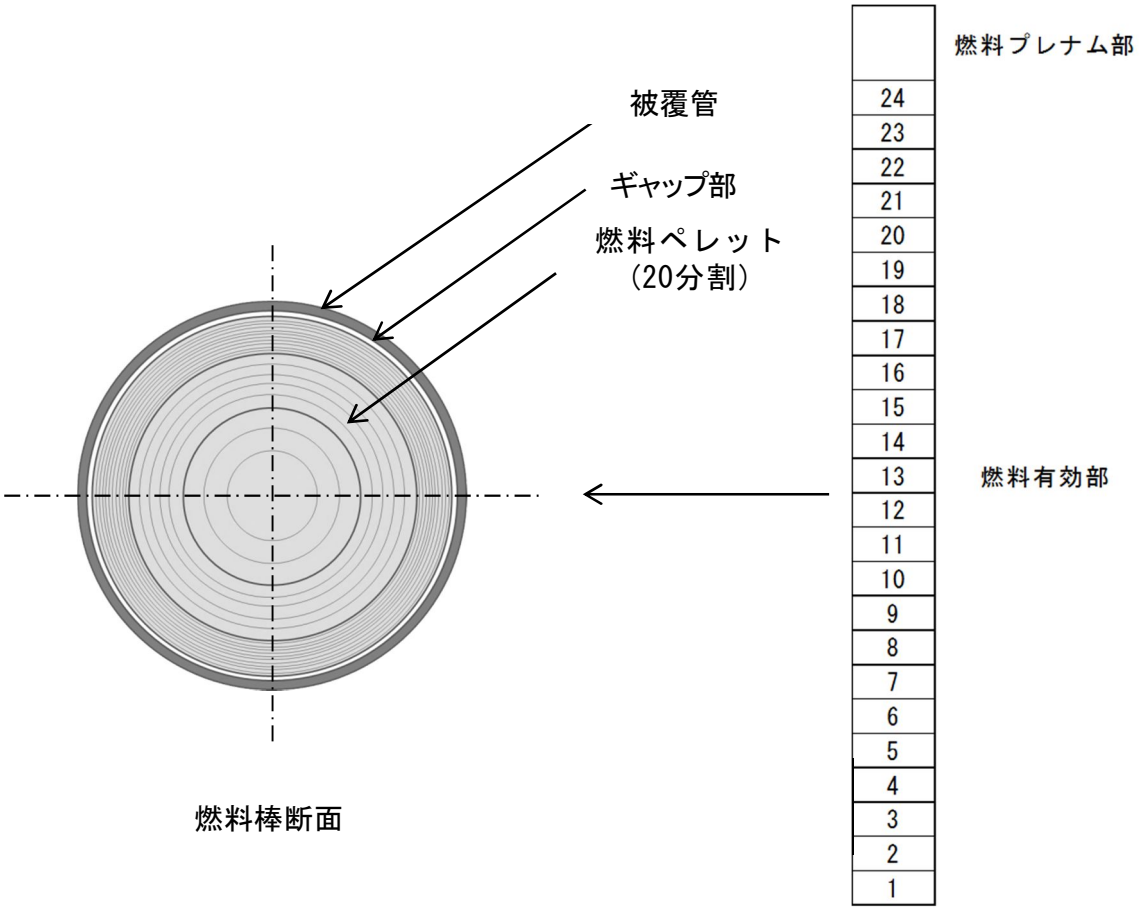


図 3.3.2-2　　ＳＣＡＴコードによる燃料棒のノード分割（例）

3.4 入出力

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの入出力を図 3.4-1 に示す。ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードのインプットデータは，以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。

また，図 3.4-2 に，前処理コードによるＡＰＥＸ入力作成の流れを示し，前処理コードの不確かさについては 5.1 章にて説明する。

ＡＰＥＸコード

初期条件(燃料温度，原子炉出力等)

炉心データ（引抜制御棒反応度，スクラム反応度等）

燃料データ（動特性パラメータ，核定数等）

ＳＣＡＴコード

初期条件(圧力，流量等)

炉心データ（炉心平均出力変化,炉心出力分布）

燃料データ（幾何形状，熱水力データ，物性データ等）

上記をインプットデータとして，解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

ＡＰＥＸコード

炉心反応度の時間変化

炉心平均出力の時間変化

断熱燃料エンタルピ分布の時間変化

炉心内燃料出力分布の時間変化等

ＳＣＡＴコード

非断熱燃料エンタルピの時間変化等

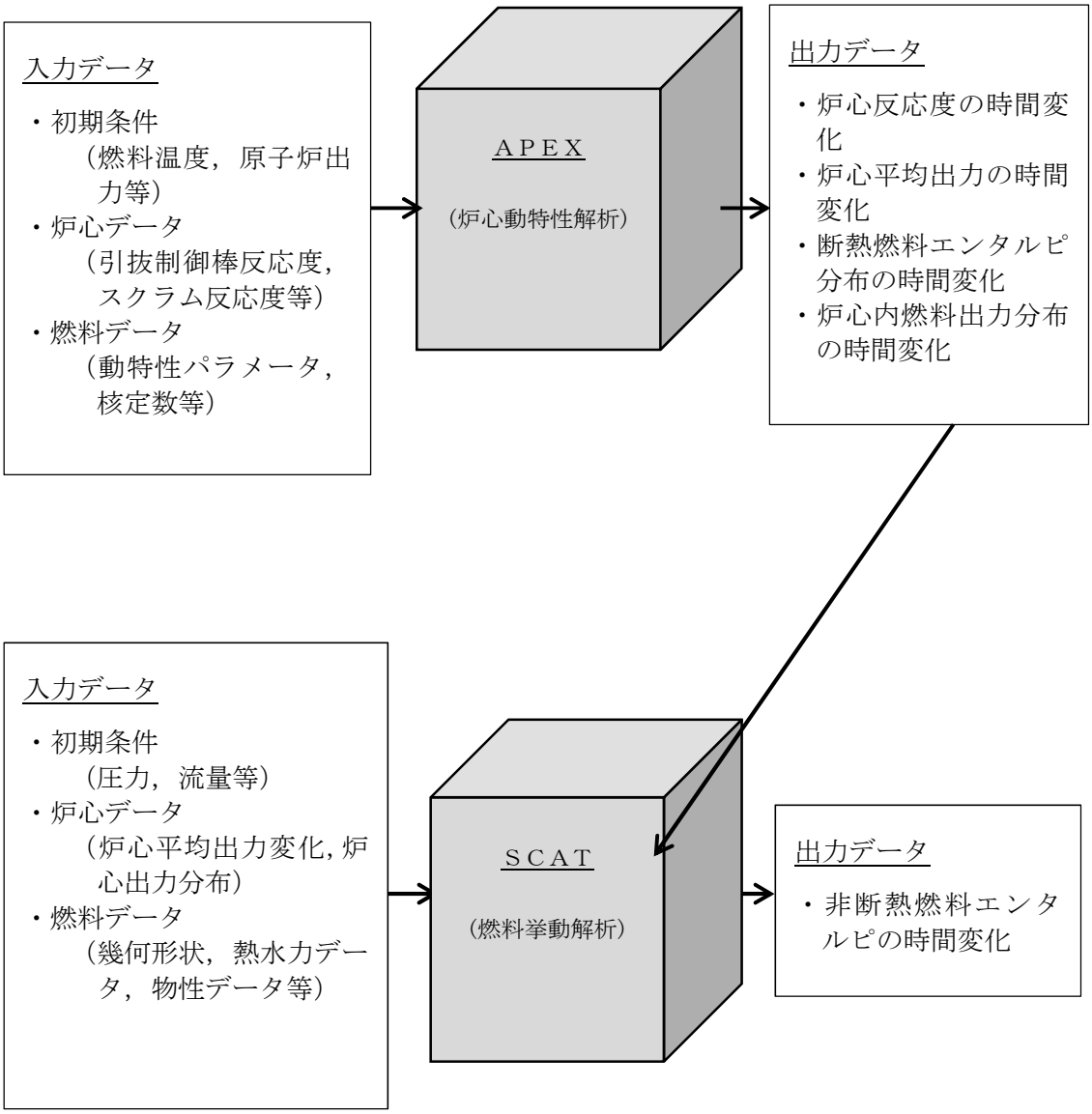


図 3.4-1　　ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの入出力

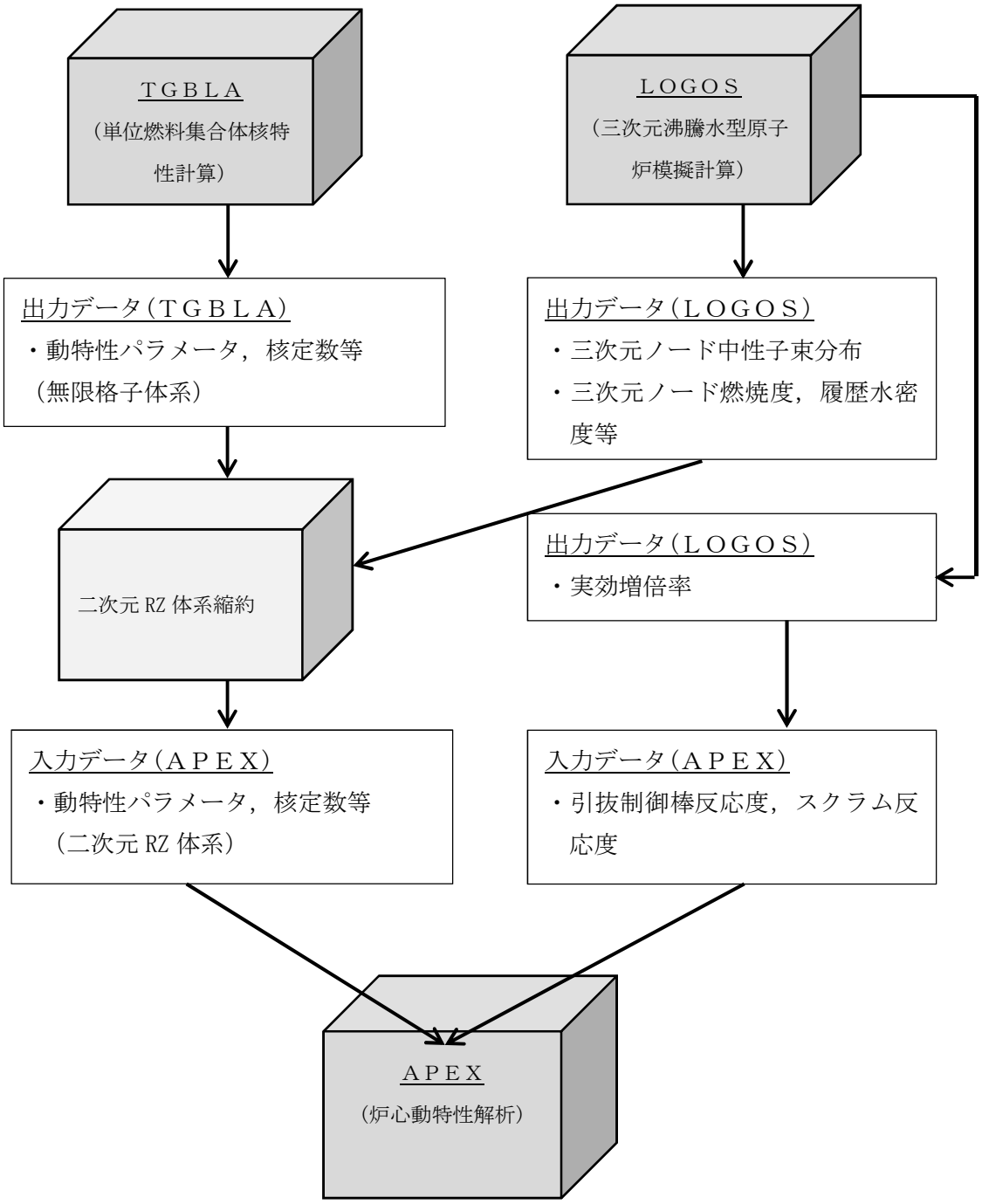


図 3.4-2　　前処理コードによるＡＰＥＸ入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象で使用している解析コードは，「運転時の異常な過渡変化」解析及び「設計基準事故」解析で使用されているものと同一である。「反応度の誤投入」事象が，「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」と基本的に同一の物理現象を扱うことから，本コードは「反応度の誤投入」事象に対して適用性がある。2.3 節において重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表 4.1-1 に示す。

4.1.1 炉心(核)における重要現象の確認方法

炉心(核)に対する重要現象は，核分裂出力（炉心出力の中性子動特性)，反応度フィードバック効果（ドップラ反応度効果，ボイド反応度効果)，制御棒反応度効果，及び出力分布変化であり，ＡＰＥＸコードでは，中性子拡散計算と一点近似動特性計算とを出力分布に依存する反応度のフィードバックを通じて結び付けた計算体系で評価している。具体的な解析モデルとしては，

- 炉心出力は一点近似動特性モデル
- 出力分布は二次元（RZ）拡散モデル
- 出力分布計算用の核定数は，三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元（RZ）体系に縮約
- ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮
- 熱的現象は断熱とし，ボイドフィードバック効果は考慮しない
- 制御棒反応度は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し，一点近似動特性解析ではこれを外部入力として扱う

を採用している。

一点近似動特性モデルは動特性解析において従来から広く一般的に用いられているものであり，「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。

また，出力分布モデルは二次元（RZ）拡散モデルとし，出力分布計算用の核定数を，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる三次元出力分布を再現するように，三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元（RZ）体系に縮約していることから，「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。なお，参考として，添付２に，二次元（RZ）体系の適用性について記載している。

ドップラ反応度フィードバックモデルは，核定数と一点近似動特性モデルの両者が適切であることが確認できれば，その結果として得られるドップラ反応度フィードバック効果の妥当性が確認できる。

制御棒反応度は三次元中性子拡散モデルに基づく三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる実効増倍率計算により求められるため，制御棒引き抜き前後の状態の実効増倍率計算（実効増倍率の差分）が適切であることを確認できれば，制御棒反応度効果の妥当性が確認できる。

この考え方に基づき，炉心(核)における重要現象に対して，以下のプロセスにより妥当性を確認している。

(1)　ドップラ反応度フィードバックモデル

ドップラ反応度フィードバックモデルは，核定数としてのドップラ係数及び実効遅発中性子割合の試験結果との比較と，反応度投入事象

を模擬した試験結果との比較から，総合的に妥当性を確認している。

核定数としての確認は，ドップラ係数は実効共鳴積分とその温度依存係数の積として表すことができることから，Hellstrand らの温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式[4]と比較することにより実施している。

また，動的反応度に影響する実効遅発中性子割合は，MISTRAL 臨界試験[5]にて測定されており，その試験結果と比較する。

反応度投入事象を模擬した試験結果との比較としては，米国の SPERT-ⅢE 炉心実験[3]と比較する。

(2) 制御棒反応度効果評価モデル

制御棒反応度効果については，実機炉心において，制御棒価値測定試験が実施されており，その試験結果と比較することにより妥当性確認を実施している。

4.1.2 炉心(燃料)における重要現象の確認方法

炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布，燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移は，燃料エンタルピを求める際に必要となる。

ＳＣＡＴにおける燃料挙動解析モデルは，熱伝導モデル，熱水力学的モデル，圧力損失モデルからなっている。熱伝導モデルは，軸方向を一次元に分割しノードごとに径方向一次元の基本的な定常及び非定常の熱伝導方程式に基づいている。熱水力学的モデルは，冷却材の扱いに関し基本的な軸方向の連続の式，エネルギ保存式，運動量保存式に基づいている。これらの方程式は従来から広く一般に使用されているものであり，「反応度の誤投入」解析に使用することは妥当であ

る。

一方，ＳＣＡＴにおける燃料の表面熱伝達のモデルは，単相強制対流，核沸騰，膜沸騰状態に対し，核沸騰から膜沸騰への判定条件も含めて「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている相関式を用いている。

また，ペレットと被覆管ギャップ熱伝達係数は，Ross & Stoute の関係式を使用している。本関係式については，従来から，原子炉設置許可申請において，「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」や「制御棒落下事故」解析に用いられ，また，燃料棒の熱機械特性コードＰＲＩＭＥやＦＥＭＡＸＩでも広く使用されているものであり，豊富な使用実績がある。また，比熱等の物性値も「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている MATPRO-VERSION 11(REVISION 2)に基づいている。

以上から，炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布及び沸騰状態変化の評価方法は妥当であり，よって，それに基づく燃料エンタルピの評価方法は適切であるといえることから，個々のモデルを対象とした妥当性確認は行わないこととする。

表 4.1-1　　重要現象に対する妥当性確認

分類	重要現象	解析モデル	SPERT-Ⅲ E 炉心実験	実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式	MISTRAL 臨界試験	実機での制御棒価値 測定試験
炉心（核）	核分裂出力*	・一点近似動特性モデル(炉出力) ・出力分布は二次元拡散モデル ・核定数は三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元体系に縮約	－	－	－	－
	出力分布変化*	・二次元（RZ）拡散モデル ・エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	・ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮 ・熱的現象は断熱，ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない	図 4.2-2	図 4.3-2	図 4.4-2	－
	制御棒反応度効果	・三次元拡散モデル ・動特性計算では外部入力	－	－	－	表 4.5-1 表 4.5-2
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化*	・熱伝導モデル ・燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達*	・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式	－	－	－	－
	沸騰遷移*	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	－	－	－	－

＊：4.1 節に記載の理由により，妥当性確認を行わない重要現象

4.2 SPERT-ⅢE 炉心実験との比較[3]

ここでは，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性確認として，SPERT-ⅢE 炉心の実験解析を実施した。SPERT-ⅢE 炉心実験は 1950 年代に実施された反応度投入実験であり，動特性計算コードの中性子動特性，ドップラ反応度フィードバック効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。今回，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため，ピーク時の出力の試験結果と解析結果を比較した。

(1) SPERT-ⅢE 炉心実験概要

SPERT-ⅢE 炉心は小型の軽水炉を模擬した炉心であり，燃料は焼結 UO_2，濃縮度 4.8wt%のウラン燃料集合体が装荷され，炉心中央部には反応度投入用の十字型制御棒（トランジェントロッド）が配置されている。燃料集合体は５×５と４×４に燃料棒が格子配列されている。SPERT-Ⅲでは，低温零出力から高温出力状態までの様々な初期状態から制御棒の引き抜きにより反応度を添加することにより，反応度投入実験を行っている。SPERT-ⅢE 炉心の燃料集合体及び制御棒配置図を図 4.2-1 に示す。また，SPERT-ⅢE 炉心の設計仕様を表 4.2-1 に示す。

これから，ＢＷＲでの低温状態からの反応度投入事象評価の妥当性確認として，SPERT-ⅢE 炉心実験の低温零出力状態からの実験の解析をＡＰＥＸコードで実施することにより行っている。

低温零出力状態からの試験条件を下記に示す。ここでは，ドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため，投入反応度が 1.21 ドルと最も大きい TEST43 を試験解析の対象とした。

・初期炉心状態　：　低温時

・初期出力　：　５×10^{-5}MW

・原子炉圧力　：　大気圧

・炉心流量　：　０％

・冷却材温度　：　25℃以下

・投入反応度　：　1.21 ドル

(2)　SPERT-ⅢE 炉心解析条件

解析では，図 4.2-1 に示す炉心を五つのリング領域に分割した。最外周は減速材反射体，第４周は25ロッド集合体領域，内部の３周は25ロッド集合体,シムコントロールバンドル,16 ロッド集合体,トランジェントロッドの混合領域である。二次元（RZ）体系は 20 領域からなり，燃料は13領域，反射体は７領域である。

(3)　SPERT-ⅢE 炉心試験解析結果

ＡＰＥＸコードによる出力の時間変化と試験結果の比較を図 4.2-2 に示す。ピーク時の出力は，試験結果が 280±42MW に対し計算結果は292MW と測定誤差以内で一致しているとともに，全体の時間変化もおおむね一致している。これから，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を，反応度投入事象を模擬した試験との比較の観点から確認した。

表 4.2-1　　SPERT-ⅢE 炉心の設計仕様

コンポーネント	仕様
圧力容器及び一次系	
圧力容器タイプ	全溶接多層圧力容器
圧力容器材質	304Lステンレス鋼
圧力容器サイズ	内径1.3m，高さ7.24m
設計圧力	16.8MPa
設計温度	955K
流量特性	1260kg/sで炉心内を上昇
熱除去性能	1/2時間で最大60MW
炉心	
形状	ほぼ円筒状，直径0.66m
燃料集合体の数及びタイプ	25ロッド集合体48体及び16ロッド集合体12体
減速材 - 反射材	軽水
減速材に対する非減速材の比	1.03
燃料	
タイプ	UO_2ペレット
燃料棒長さ	1.04m
有効長	973mm
ピッチ	正方格子，14.9mm
燃料棒外径	11.8mm
被覆管肉厚	0.5mm
濃縮度	4.8%
UO_2密度	10.5g/cm^3
各燃料棒のUO_2質量	913.5g
各燃料棒の^{238}U質量	766.4g
各燃料棒の^{235}U質量	38.5g
被覆管	348ステンレス鋼
シムコントロールバンドル	
数	計８本，各象限で２本
構成	燃料フォロワー及び1.35wt%のB-10を含む18-8ステンレス鋼
ポイズン部の寸法	1辺63.4mmの正方形，高さ1.17m
燃料フォロワーの寸法	1辺63.4mmの正方形，高さ1.16m
トランジェントロッド	
タイプ	十字型
構成	上部： 18-8ステンレス鋼，ポイズン部：1.35wt% B-10ステンレス鋼
長さ	ポイズン部： 970mm

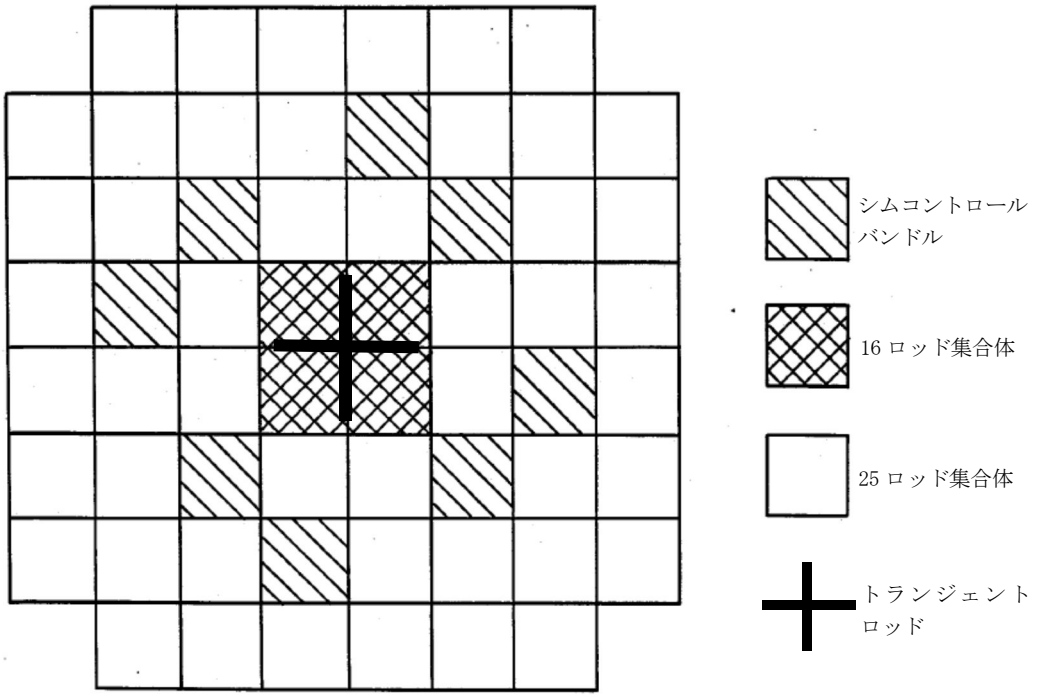


図 4.2-1　SPERT-ⅢE 炉心 燃料集合体及び制御棒配置図[3]

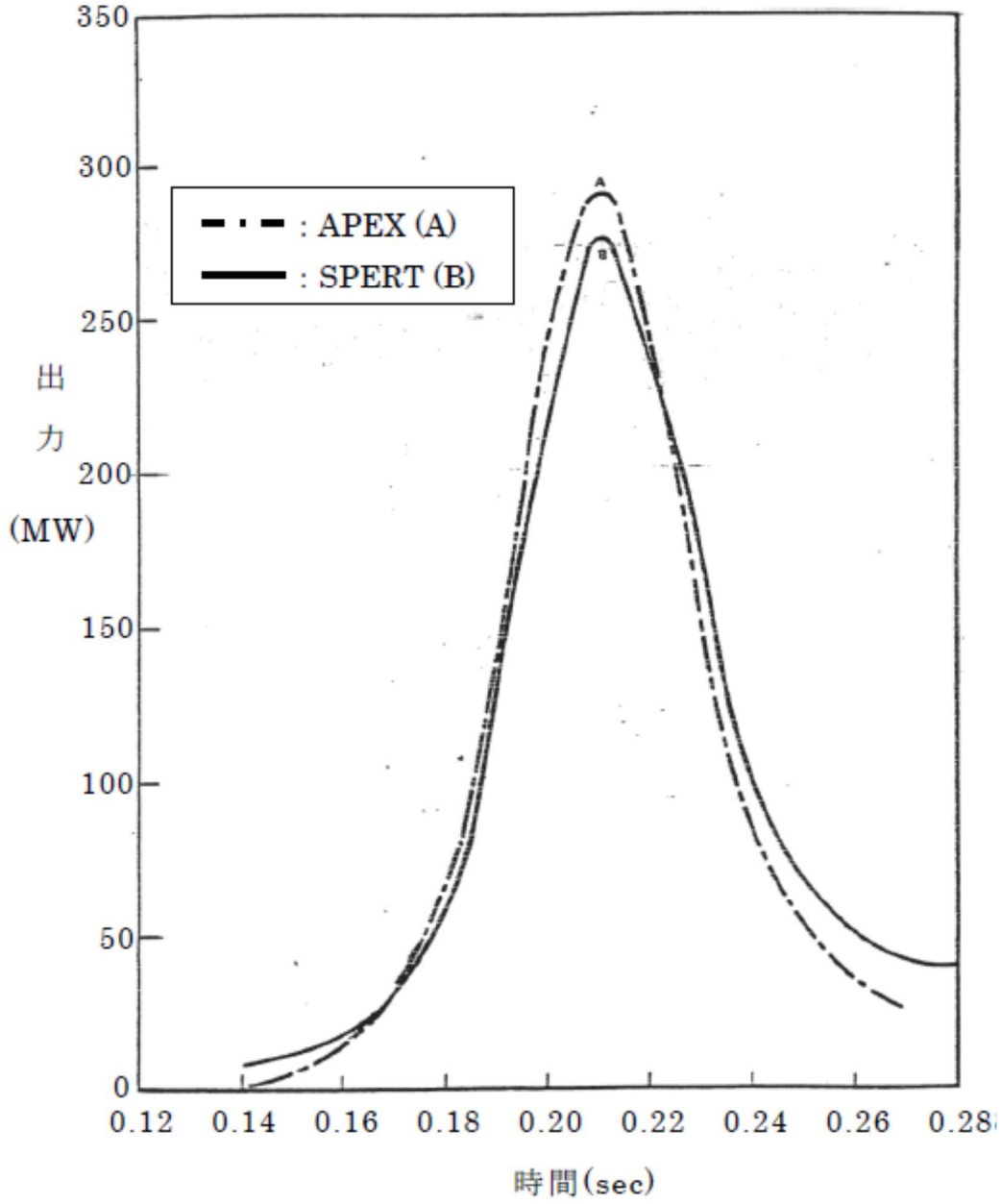


図 4.2-2　SPERT-ⅢE 炉心実験(低温零出力)とＡＰＥＸコードによる出力の時間変化の比[3]

4.3　実効共鳴積分測定に関わるHellstrandの実験式との比較[6]

ドップラ反応度効果の妥当性確認として，4.2節で示したSPERT-ⅢE炉心実験との比較に加えて，ドップラ反応度効果を計算する際に使用される核定数としてのドップラ反応度係数について，実効共鳴積分測定に関わるHellstrandの実験式との比較を行い，妥当性を確認した。

ドップラ反応度効果は，主に ^{238}U による中性子の共鳴吸収によって起こる現象であり，ウラン燃料を装荷した炉心でもMOX燃料を装荷した炉心でも核種全体の約８割を占めている。ドップラ反応度を評価する際に使用されるドップラ反応度係数は，^{238}U 実効共鳴積分（I^{238}）の温度依存性によるものである。^{238}U に対して，実効共鳴積分及びその温度依存係数（β）についてHellstrandらによってウラン酸化物棒での実験が行われており，実効共鳴積分の温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式がまとめられている[4]。この実験は，図 4.3-1 に示すように，寸法を変えた照射サンプル(^{238}U)を加熱容器に入れた上で重水炉にて照射した後，その放射化量を測定することによって行われている。

$$I^{238}(T) = (I^{238}(T_0) - \delta)\{1 + \beta(\sqrt{T} - \sqrt{T_0})\} + \delta$$

$$I^{238}(T_0) = \left(4.15 + 26.6\sqrt{\frac{S_F}{M_F}}\right) + \delta$$

$$\beta = 10^{-2}\left(0.58 + 0.5 \cdot \frac{S_F}{M_F}\right)$$

記号は以下のとおりである。

$I^{238}(\mathrm{T})$　：　^{238}U の実効共鳴積分(barn)

T　：　燃料温度(K)

T_0　：　基準燃料温度(K)，ここでは$T_0 = 293(\mathrm{K})$

δ　：　共鳴積分の内の 1/v 吸収の寄与(1.2(barn))

S_F　：　格子効果を考慮した燃料表面積(cm^2)

M_F　：　燃料質量(g)

β　：　温度依存係数

このHellstrandの実験式とドップラ反応度係数を算出する単位燃料集合体核計算コードの計算値と比較することにより，核定数としてのドップラ反応度係数の妥当性が確認できる。図4.3-2にHellstrandの式の実効共鳴積分の温度依存性と単位燃料集合体核計算コードによる実効共鳴積分の温度依存性の比較を示す。ドップラ反応度係数は，^{238}U実効共鳴積分$I^{238}(\mathrm{T})$の燃料温度に対する微分係数に比例する。前記の式から，この微分係数は，基準温度の実効共鳴積分$I^{238}(T_0)$(1/v 吸収の寄与を除く)と，温度依存係数βにより$I^{238}(T_0) \times \beta/\left(2\sqrt{T}\right)$として表すことができる。

双方の$I^{238}(T_0) \times \beta/\left(2\sqrt{T}\right)$はHellstrandの実験式の誤差（７～９％）の範囲内で一致している[6]。このことから，ドップラ反応度フィードバック効果の不確かさは７～９％程度であると推定できる。

これから，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を，核定数としてのドップラ係数の観点から確認した。

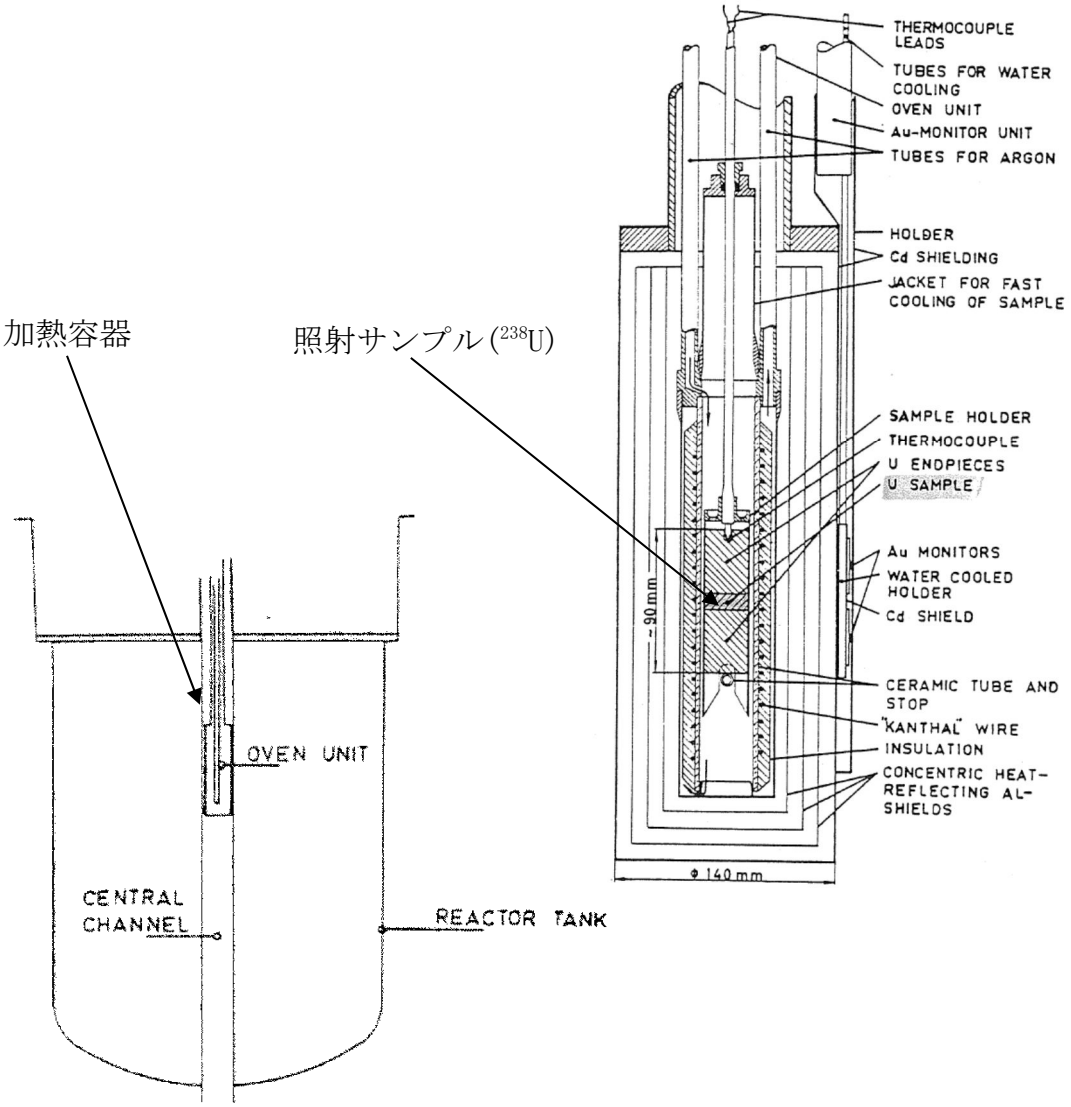


図 4.3-1　Hellstrand の実験体系[4]

図 4.3-2　^{238}U の実効共鳴積分の実験式と核計算コードの比較[6]

4.4　MISTRAL 臨界試験との比較[5]

MISTRAL 臨界試験は，フランス原子力庁カダラッシュ研究所の臨界試験装置 EOLE 炉で行われた MOX 燃料及びウラン燃料装荷炉心に関する炉物理試験である。

MISTRAL 臨界試験における，ウラン燃料体系及び MOX 燃料体系の試験解析ケースを表 4.4-1 に，炉心構成を図 4.4-1 に示す。ウラン燃料棒の ^{235}U 濃縮度は約 3.7wt%，MOX 燃料棒の Pu 含有率は約 7.0wt%(一部約 8.7wt%)，母材は劣化ウランである。MISTRAL 臨界試験では，図に示すとおり，各燃料棒を均一に配列した体系で試験が行われている。

ウラン燃料体系(炉心１)及び MOX 燃料体系(炉心２)における実効遅発中性子割合の測定値と単位燃料集合体核計算コードによる解析値の比較を図 4.4-2 に示す。ウラン燃料体系，MOX 燃料体系ともに解析値の測定値に対する誤差は約４％程度[6]である。

これから，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を，核定数としての実効遅発中性子割合の観点から確認した。

表 4.4-1　　MISTRAL 臨界試験解析ケース一覧[5]

体系	基準炉心試験						
	燃料種類	^{235}U 濃縮度 (wt%)	Pu 含有率 (wt%)	H/HM*	格子ピッチ (cm)	燃料棒配列	減速材温度 (℃)
ウラン燃料体系（炉心１）	ウラン	約 3.7	－	5.1	1.32	図 4.4-1(1)	常温
MOX 燃料体系（炉心２）	MOX	劣化ウラン（約 0.2）	約 7.0（一部約 8.7）	5.2	1.32	図 4.4-1(2)	常温

＊：水素対重金属原子数比

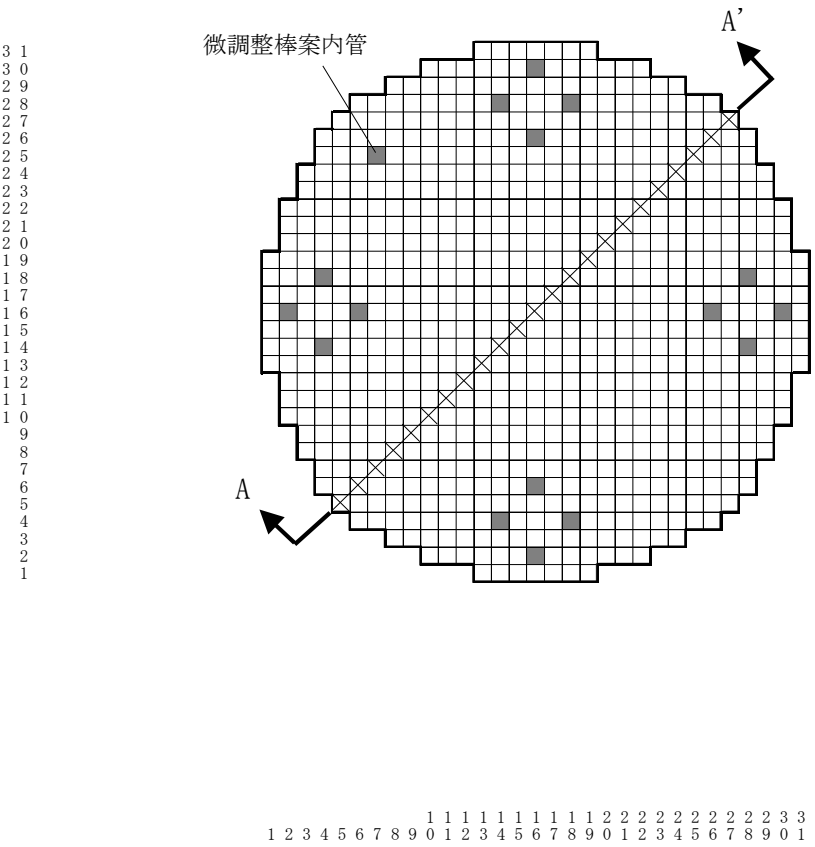


図 4.4-1(1)　MISTRAL 臨界試験におけるウラン燃料体系(炉心１)の炉心構成[5]

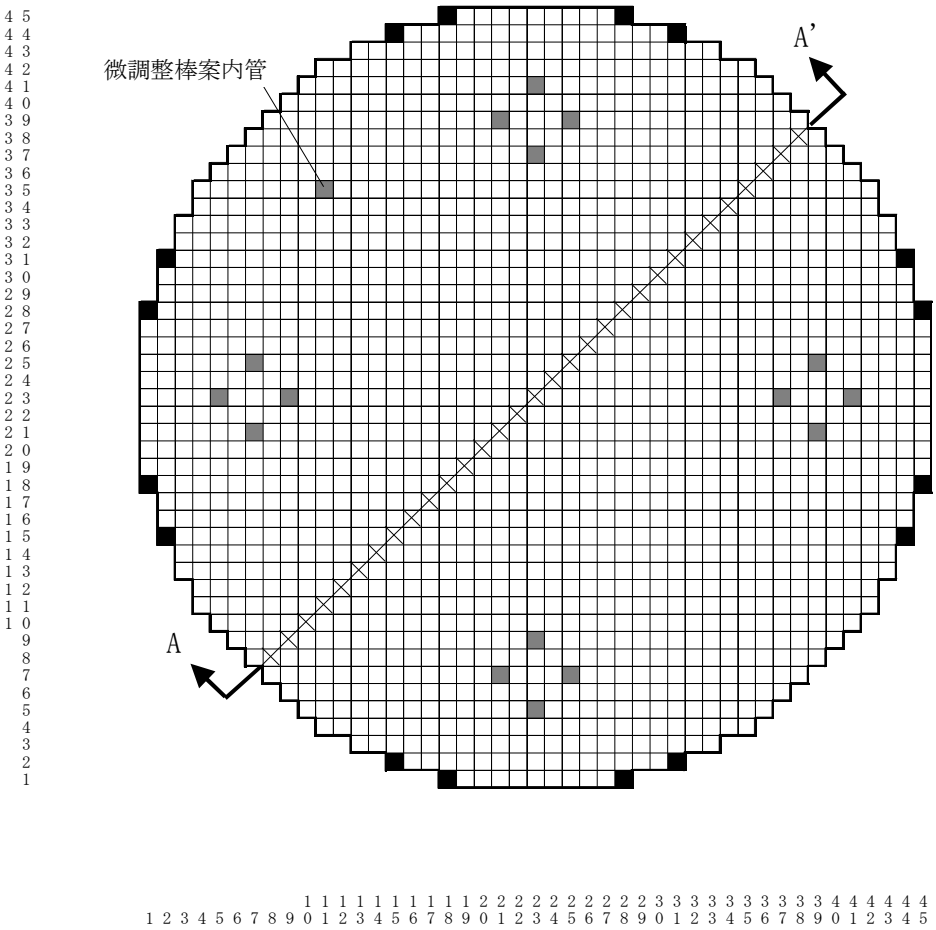
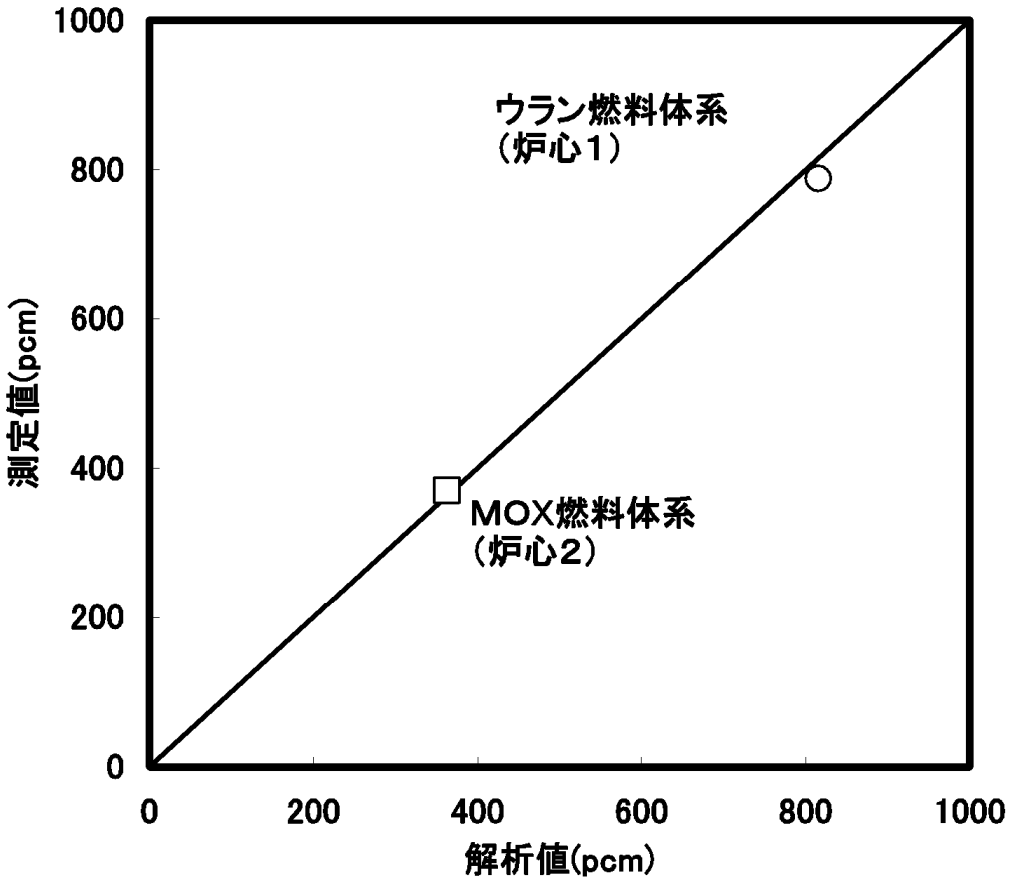


図 4.4-1(2)　MISTRAL 臨界試験における MOX 燃料体系(炉心２)の炉心構成[5]



注 ： pcm ： 反応度(1pcm = $10^{-5}\Delta k/k$)

図 4.4-2　MISTRAL 臨界試験における実効遅発中性子割合の比較[6]

4.5　ＢＷＲ実機での制御棒価値測定試験との比較[7]

動特性解析においては，制御棒引き抜きによる反応度及びスクラムによる反応度はあらかじめ三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求められた反応度特性を外部入力としている。よって，制御棒反応度効果の妥当性確認は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの制御棒引き抜き前後の炉心状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認することにより可能である。

ＢＷＲでは，実機の起動試験や炉物理試験において，制御棒反応度価値測定試験を実施している。ここでは，TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5 コードについて，制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を行うことで，制御棒反応度効果の妥当性確認を行った結果を示す。

表 4.5-1 に代表的な 110 万 kWe 級ＢＷＲ５での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し，図 4.5-1 に試験時の制御棒パターンを示す。これらのデータは，「原子炉安全基準専門部会高燃焼度燃料反応度投入事象検討小委員会(平成９年３月)」で報告されたもので，制御棒パターンは起動途中のパターンで，試験開始時は 40 本程度の制御棒が炉心全体に平均的に引き抜かれている。

また，表 4.5-2 に，代表的な 80 万 kWe 級ＢＷＲ４での炉物理試験における制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し，図 4.5-2 に試験時の制御棒パターンを示す。ここでは，本事故シーケンスの制御棒パターンにより近い，炉心の一部領域で制御棒が局所的に引き抜かれている４ケースを妥当性確認対象として選定した。なお，ケース３とケース４は炉心にＭＯＸ燃料が装荷されている場合で，ケース３は測定対象制御棒周囲に１体のＭＯＸ燃料が装荷されている。

起動試験では，新燃料のみが炉心に装荷され，多数の制御棒が引き

抜かれているのに対して，炉物理試験では，新燃料及び燃焼後燃料が装荷され，また，制御棒の引き抜きパターンが局所的な領域に偏っており，外周制御棒の制御棒価値が測定できている。

表 4.5-1 及び表 4.5-2 から，制御棒価値計算の偏差は最大でも絶対値で 0.04%Δk，相対値では約９％程度となっている。

表 4.5-1　110 万 kWe 級ＢＷＲ５での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較[7]

（単位：％Δk）

	解析値	実測値	偏差 （解析－実測）	相対偏差(％) （偏差／実測値）
ケース１	0.24	0.25	-0.01	-4.0
ケース２	0.19	0.18	0.01	5.6
ケース３	0.49	0.45	0.04	8.9

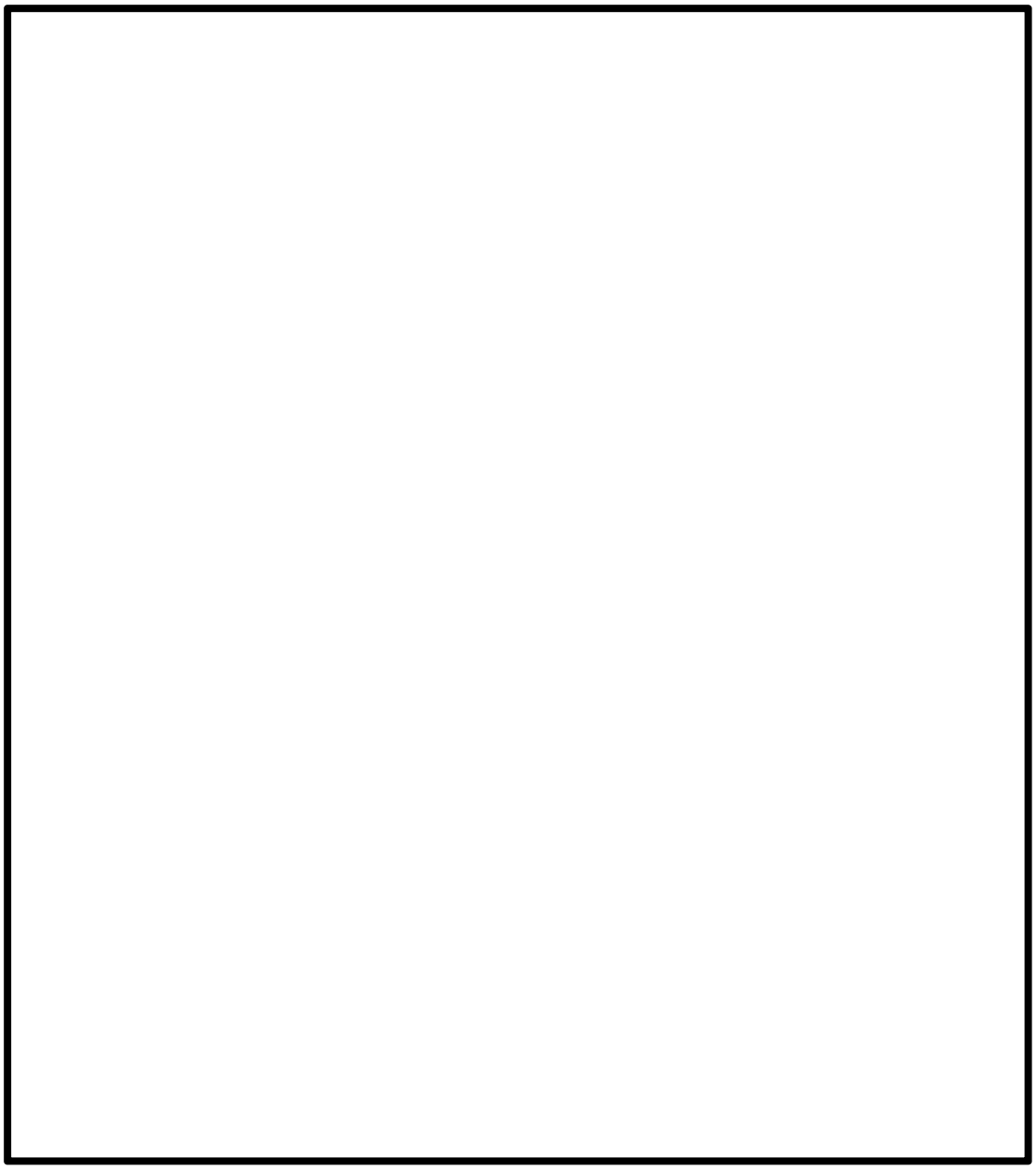


図 4.5-1　起動試験時の制御棒パターン

表 4.5-2　80 万 kWe 級ＢＷＲ４での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較

（単位：％Δk/kk’）

	解析値	実測値	偏差 （解析－実測）	相対偏差(％) （偏差／実測値）
ケース１				
ケース２				
ケース３(MOX 有)				
ケース４(MOX 無)				

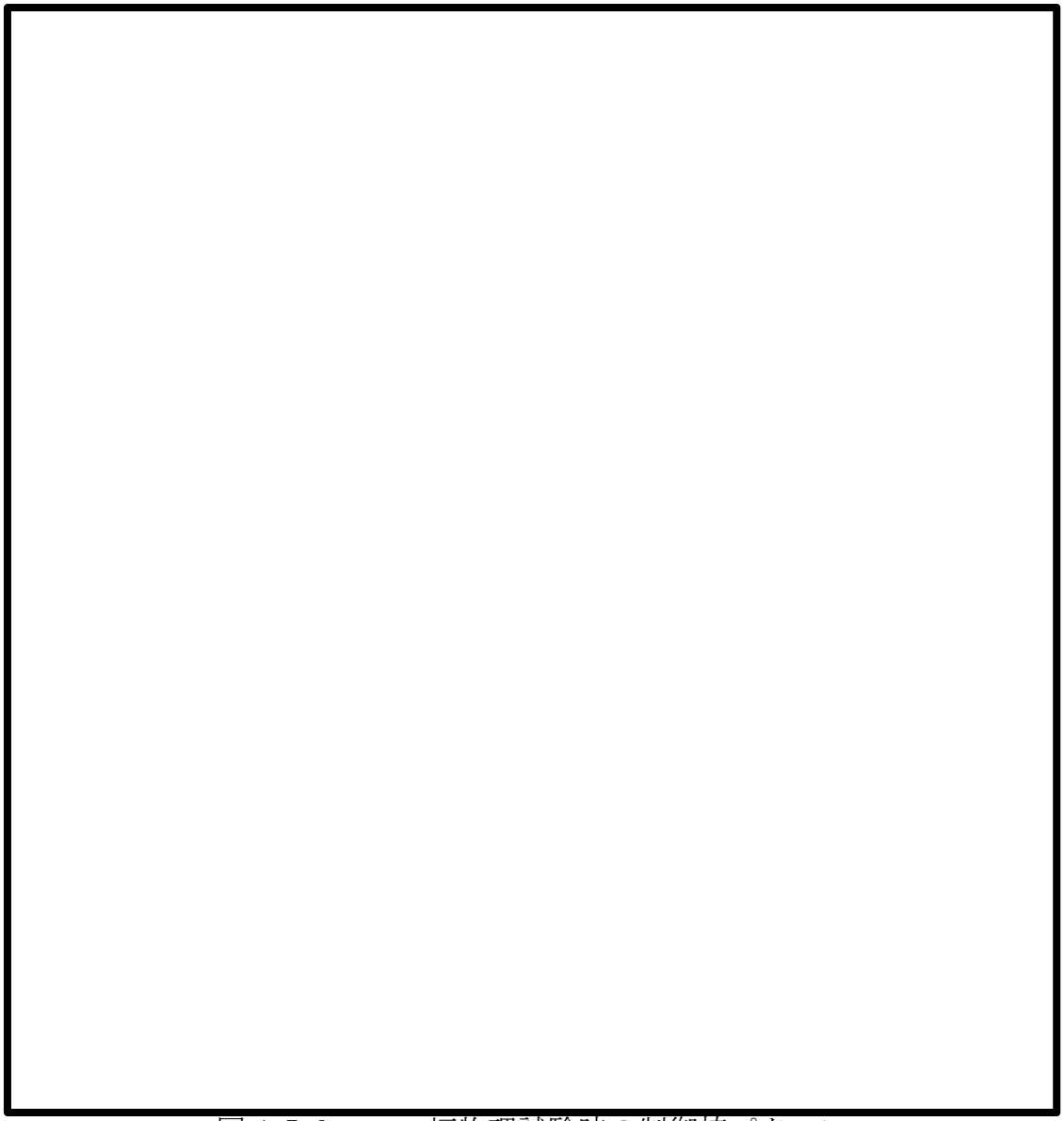


図 4.5-2　　炉物理試験時の制御棒パターン

4.6　実機解析への適用性

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」の重要現象に対して実施したＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの妥当性確認が，実機解析に適用可能であることを述べる。

制御棒の反応度効果については，実機炉心での測定試験との比較により確認されていることから実機への適用において問題はない。

ドップラ反応度フィードバック効果については，軽水炉を模擬したSPERT-ⅢE 炉心での試験により確認している。加えて，ドップラ反応度係数を算出する際に使用されるドップラ係数についても Hellstrand によって実施されたＢＷＲ燃料と同じウラン酸化物棒での試験による結果と比較していることから，実機の適用において問題はない。

以上から，本章に記載している妥当性確認結果は，ＢＷＲプラントへの適用性を有するとともに，実機ＢＷＲの「反応度の誤投入」に関する有効性評価解析への適用性を有することを確認した。

5. 有効性評価への適用性

5.1　不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

４章の妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと，その不確かさが運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の燃料エンタルピ最大値へ与える影響を表 5.1-1 に示す。

5.1.1　重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

(1) 核分裂出力

核分裂出力は，空間領域は誤引抜制御棒を炉心中心とした二次元（RZ）解析，時間領域は一点近似の中性子動特性方程式を解くことにより求めている。三次元から二次元（RZ）への縮約に当たっては三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる炉心内中性子束分布を重み付けとして用い，二次元領域内の三群核定数，動特性パラメータを求めている。ドップラ反応度については時間依存の出力分布変化を取り込んだ上で炉心一点に縮約し，一点近似中性子動特性方程式に使用している。なお，制御棒引き抜きによる投入反応度は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し，上記の一点近似動特性解析へ入力する。

核分裂出力の不確かさは，事象過程での核分裂出力変化の支配要因である動特性パラメータを含む核定数と同核定数に基づく反応度フィードバック効果（ボイド，ドップラ），及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれることから，ここでは考慮しない。反応度フィードバック効果のうち，ボイド反応度は，保守側に考慮しないこととしているため，影響があるのはドップラ反応度である。これらを含めたドップラ反応度の不確かさについては，SPERT-ⅢE 炉心実験との比較におい

て，ＡＰＥＸは試験値と測定誤差範囲内で同程度となっている。

(2) 出力分布変化

ＡＰＥＸコードでは，制御棒引き抜きに伴う径方向及び軸方向の出力分布の変化を，二次元（RZ）計算により評価している。二次元（RZ）各領域の核定数は，三次元の中性子束分布を重みとした領域平均の縮約値を用いている。

この縮約過程において，径方向出力分布及び軸方向出力分布に基づく不確かさが生じるものの，解析では引抜制御棒価値を厳しく設定し，さらに局所ピーキング係数は炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度０GWd/t での値）を用いており，このような保守的な解析条件によって，最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の燃料エンタルピを評価することから，出力分布変化の不確かさは考慮しない。なお，二次元（RZ）体系の本事故シーケンスへの適用性については，添付２で説明する。

(3) 制御棒反応度効果

引抜制御棒反応度及びスクラム反応度による制御棒反応度効果は，図 3.4-2 に示すように，三次元核熱水力拡散計算コードによる実効増倍率計算により求めているため，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの不確かさに依存する。

制御棒反応度の不確かさについては，起動試験時及び炉物理試験時に行われた制御棒価値の測定結果と解析結果の比較例から，TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5 の制御棒価値の不確かさが約９％以下であることが示されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

また，実効遅発中性子割合の不確かさは，単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver.3 では，実効遅発中性子割合の不確かさは MISTRAL 臨界試験の比較から，約４％と評価されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

(4) 反応度フィードバック

反応度フィードバックのうち，ドップラ係数の不確かさは，単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver.3 では，ドップラ係数の不確かさはHellstrandの試験等との比較から，約７～９％と評価されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

また，実効遅発中性子割合の不確かさは(3)にて述べたとおり，約４％と評価されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

なお，ボイド反応度フィードバック効果については，「3.3 解析モデル」にて説明したとおり，ＡＰＥＸコードでは考慮しないモデルとしている。

(5) 燃料棒内温度変化

「反応度投入事象評価指針」において，燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は０％と報告されており，「制御棒落下」より事象が緩やかな本事故シーケンスについても，影響はほとんど生じないと考えられることから，コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(6) 燃料棒表面熱伝達

燃料棒表面熱伝達の不確かさは，除熱量の評価に影響を与えるが，「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく，膜沸騰に至ることなく事象は収束する。また，サブクール沸騰に伴う熱伝達係数の向上は考慮せずに，液相エンタルピが飽和状態に達するまでは単相液相状態であるという保守的条件にて熱伝達を計算している。このため，燃料棒表面熱伝達は，コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(7) 沸騰遷移

本事故シーケンスにおける事象を通じての表面熱流束は，限界熱流束に対して十分小さくなっていることから，沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピ解析結果に影響することはないため，コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

表 5.1-1(1)　重要現象の不確かさ(1/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	核分裂出力	・一点近似動特性モデル(炉出力) ・出力分布は二次元拡散モデル ・核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約	考慮しない	ドップラ反応度フィードバック及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれる。
	出力分布変化	・二次元（RZ）拡散モデル ・エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮	考慮しない	解析では制御棒引き抜きに伴う反応度印加曲線を厳しく設定し，さらに局所出力ピーキング係数は対象領域にある燃料の燃焼寿命を考慮した最大値(燃焼度 0 GWd/t での値)を用いるといった保守的なモデルを適用していることから，出力分布変化の不確かさは考慮しない。
	反応度フィードバック効果	・ドップラ反応度フィードバック効果は出力分布依存で考慮 ・熱的現象は断熱，ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない	・ドップラ反応度フィードバック効果：７～９％ ・実効遅発中性子割合：４％	実験によるとドップラ反応度フィードバックの不確かさは７～９％と評価されていることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。 また，臨界試験との比較により，実効遅発中性子割合の不確かさは約４％と評価されていることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。
	制御棒反応度効果	・三次元拡散モデル ・動特性計算では外部入力	・制御棒反応度：９％ ・実効遅発中性子割合：４％	制御棒反応度の不確かさは約９％程度あることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。 また，臨界試験との比較により，実効遅発中性子割合の不確かさは約４％と評価されていることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。

表 5.1-1(2)　重要現象の不確かさ(2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	・熱伝導モデル ・燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	考慮しない	「反応度投入事象評価指針」において燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は０％と報告されており，類似の事象である本事故シーケンスについても，影響はほとんど生じない。
	燃料棒表面熱伝達	・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式	考慮しない	「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく，事象発生後はスクラム反応度印加により速やかに収束するため，除熱量に不確かさがあるとしても，燃料エンタルピの最大値に対する影響はほとんどない。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	考慮しない	事象を通じての表面熱流束は限界熱流束に対して十分小さくなっていることから，沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピの最大値に与える影響はほとんどない。

5.1.2　重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節で示した重要現象の不確かさのうち，ドップラフィードバック効果，制御棒反応度効果については，不確かさにより評価指標である燃料エンタルピの最大値が大きくなる可能性があることから，不確かさが印加反応度時の燃料エンタルピ最大値に与える影響の程度を確認するため，135 万 kWe 級ＡＢＷＲと 110 万 kWe 級ＢＷＲ５の代表２プラントについて，運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の感度解析を実施した。

感度解析におけるふり幅は以下とする。

- ドップラ反応度（±10%）
- 引抜制御棒反応度曲線（1.1 倍，0.9 倍）
- スクラム反応度曲線（1.1 倍，0.9 倍）
- β（実効遅発中性子割合）（1.1 倍，0.9 倍）

表 5.1.2-1，表 5.1.2-2 に，これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとした，感度解析結果を示す。

(1) ＡＢＷＲ

ＡＢＷＲにおける投入反応度の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-1 に示した。

・ベースケース

投入反応度は 0.55 ドルである。

・ドップラ効果，スクラム反応度価値の感度（ケース１，３）

投入反応度は 0.55 ドルでベースケースからの感度はほとんどなかった。

・引抜制御棒反応度価値の感度（ケース２）

投入反応度は下記となった。

反応度価値＋10％で 0.56 ドル

反応度価値－10％で 0.53 ドル

・β(実効遅発中性子割合)の感度（ケース４）

投入反応度は下記となった。

実効遅発中性子割合＋10％で 0.53 ドル

実効遅発中性子割合－10％で 0.56 ドル

以上から，ＡＢＷＲでは，ドップラ反応度，スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく，また，引抜制御棒反応度価値，β（実効遅発中性子割合)の不確かさの影響はわずかである。

上記にて，重要物理現象の不確かさが投入反応度に与える影響を確認した。

(2) ＢＷＲ５

ＢＷＲ５における燃料エンタルピ最大値の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-2 に示した。

・ベースケース

燃料エンタルピ最大値は 35kJ/kgUO_2（増分：27kJ/kgUO_2）である。

・ドップラ効果の感度（ケース１）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

ドップラ効果＋10％で 34kJ/kgUO_2(増分：26kJ/kgUO_2)

ドップラ効果－10％で 36kJ/kgUO_2(増分：28kJ/kgUO_2)

・引抜制御棒反応度価値の感度（ケース２）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

反応度価値＋10％で 48kJ/kgUO_2(増分：40kJ/kgUO_2)

反応度価値－10％で 25kJ/kgUO_2(増分：17kJ/kgUO_2)

・スクラム反応度価値の感度（ケース３）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

反応度価値＋10％で 33kJ/kgUO_2(増分：25kJ/kgUO_2)

反応度価値－10％で 37kJ/kgUO_2(増分：29kJ/kgUO_2)

・β(実効遅発中性子割合)の感度（ケース４）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

実効遅発中性子割合＋10％で 31kJ/kgUO_2(増分：23kJ/kgUO_2)

実効遅発中性子割合－10％で 40kJ/kgUO_2(増分：32kJ/kgUO_2)

以上から，ＢＷＲ５では，ドップラ反応度，スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく，また，引抜制御棒反応度価値及びβ(実効遅発中性子割合)の不確かさの影響はわずかである。

上記にて，重要物理現象の不確かさが燃料エンタルピに与える影響を確認した。

なお，解析条件の不確かさではあるが，事象開始からスクラムまでの制御棒引き抜き量は，事象発生時の初期出力に依存することから，

初期出力をベースケース（定格の 10^{-8}）の 10 倍，1/10 倍とした感度解析を行った。初期出力のふり幅は，「反応度投入事象評価指針」の「Ⅲ．ＢＷＲに関する感度解析」にて評価された条件と同一とした。また，初期燃料温度の不確かさは燃料エンタルピ初期値に影響を与えることから，初期燃料温度（ベースケース：20℃）を制御棒引き抜き操作時に取り得る減速材温度を考慮して 60℃とした感度解析を行った。

その結果，ＡＢＷＲにおける初期出力による投入反応度の感度解析結果では，初期出力 10 倍で 0.55 ドル，初期出力 1/10 倍で 0.54 ドル，初期燃料温度 60℃で 0.57 ドルとなった。また，ＢＷＲ５における初期出力による燃料エンタルピ最大値の解析結果では，初期出力 10 倍で 14kJ/kgUO_2(増分：６kJ/kgUO_2)，初期出力 1/10 倍で 74kJ/kgUO_2(増分：66kJ/kgUO_2)，初期燃料温度 60℃で 46kJ/kgUO_2(増分：31kJ/kgUO_2)となった。

これから，初期出力，初期燃料温度の初期解析条件の不確かさにより，投入反応度，燃料エンタルピへの影響が生じるが，「反応度投入事象評価指針」に示された燃料の許容設計限界値等を超えることはなく，燃料の健全性は維持されることを確認した。

5.2　不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

停止時の制御棒の誤引抜は，起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号の発生により，自動的にスクラムされ，事象は未臨界となり収束することから，運転員の操作を介しない。

したがって，ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの不確かさは，運転操作に影響を与えない。

表 5.1.2-1 ＡＢＷＲ代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒 反応度価値	スクラム 反応度価値	β（実効遅発中性 子割合）	投入反応度[ドル]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	0.55
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	0.55
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	0.55
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	0.56
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	0.53
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	0.55
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	0.55
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	0.53
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	0.56

表 5.1.2-2 ＢＷＲ５代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒反応度価値	スクラム反応度価値	β（実効遅発中性子割合）	燃料エンタルピ最大値		燃料エンタルピ増分の最大値	
					解析値 [kJ/kgUO_2]	判断基準 [kJ/kgUO_2]	解析値 [kJ/kgUO_2]	判断基準 [kJ/kgUO_2]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	35	272	27	167
1-1	絶対値＋10%	最確値	最確値	最確値	34		26	
1-2	絶対値－10%	最確値	最確値	最確値	36		28	
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	48		40	
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	25		17	
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	33		25	
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	37		29	
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	31		23	
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	40		32	

6. 参考文献

(1) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社東芝, TLR-017 改訂３ 平成 11 年２月)

(2) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社日立製作所, HLR-012 訂３ 平成 11 年２月)

(3) "SPERT Reactivity Tests",NEDO-20315,February 1974.

(4) "The Temperature Coefficient of the Resonance Integral for Uranium Metal and Oxide",Nucl.Sci.Eng.,8,497(1960), E.Hellstrand, et. al.

(5) MOX 燃料炉物理試験 MISTRAL の解析, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.2, No.1 (2003) 380., 石井(他)

(6) 「沸騰水型原子力発電所　燃料集合体核特性計算手法」(株式会社東芝, TLR-006 改訂１ 平成 20 年９月)

(7) 「沸騰水型原子力発電所　三次元核熱水力計算コードの概要」(株式会社東芝, TLR-007 改訂１ 平成 20 年９月)

添付１　入力項目リスト

入力項目リスト

解析コード	分類	入　力　項　目
ＡＰＥＸ	初期条件	初期炉心条件(燃料温度，原子炉出力等)
	炉心データ	炉心幾何形状
		制御棒価値
		スクラム反応度
	燃料データ	ドップラ反応度係数
		動特性パラメータ
		拡散計算用核定数
		燃料物性データ
ＳＣＡＴ	初期条件	初期条件(圧力，流量等)
	炉心データ	APEX の出力(炉心平均出力変化，炉心出力分布)
	燃料データ	燃料集合体幾何形状
		燃料集合体熱水力データ
		燃料物性データ
		ギャップ熱伝達係数
		ペレット径方向出力分布
		局所出力ピーキング係数

添付２　二次元（RZ）モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 節で示したように，「反応度の誤投入」事象の解析に適用するコードのうち，炉心動特性挙動を解析するＡＰＥＸコードでは，二次元（RZ）モデルを適用しており，４章に示したように，ＡＰＥＸコードの妥当性確認を行っている。本添付においては，二次元（RZ）モデルの適用性について補足的説明を行う。

2. 二次元（RZ）モデルの適用の考え方

ＡＰＥＸコードでは，制御棒引き抜き時の炉心動特性挙動について炉心平均出力の過渡変化を一点近似動特性モデルで，また出力の炉心空間分布を二次元（RZ）モデルにて扱っている。この際の各物理的項目のモデリングに基づいて，以下にその適用性を示す。

①　一点近似動特性モデルにおける反応度のうち，制御棒引き抜きに伴う反応度印加，スクラム制御棒挿入に伴う反応度印加については，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによって評価した結果を適用している。

②　解析対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにて評価した結果得られるノードごとの核定数(組成及び燃焼度の三次元的空間分布)を，同評価結果により得られる三次元中性子束分布にて加重平均して二次元（RZ）領域へ配分する。また，誤引抜制御棒廻りの挙動が正確に評価できるように，別途，同制御棒周りの領域を選択の上で縮約する。

③　②の縮約過程では引抜制御棒位置及びその周辺領域を複数に分けて縮約すること，また，三次元計算の反応率を保存して複数の領域の核定数を作成することで，領域平均の出力分布を評価している。

④　②にて設定された二次元（RZ）体系において，エネルギ三群拡散方程式を適用して，中性子空間分布を求める。この中性子空間分布に基づいてノードごとのドップラ反応度を算出し，中性子空間分布とドップラ反応度分布双方の収束計算を実施する。

⑤　①にて求められた反応度変化を外部入力として，一点近似動特性モデルを適用して炉心平均出力の過渡変化を求める。この際に用いている反応度変化のうち，今回の事象で支配的な引抜制御棒反応度，スクラム反応度については，引き抜かれる制御棒の三次元的な位置に依存する影響を考慮している。

⑥　燃料エンタルピの最大値は，最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の出力変化を評価することから，局所ピーキング係数も重要となるが，ＡＰＥＸコードでは解析結果における保守性を担保するために，炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度０GWd/t での値）を固定入力として設定している。

⑦　②及び③の縮約過程では，径方向出力分布及び軸方向出力分布に不確かさが生じるものの，解析では引抜制御棒価値を解析結果が厳しくなる側に設定し，さらに⑥により局所ピーキング係数を炉心に

装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値を用いていることから，本事故シーケンスでの燃料エンタルピ評価において二次元（RZ）モデルは適用性を有している。

添付３　検出器モデル

1.　はじめに

本事故シーケンスでは，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後，中間領域計装（以下「ＩＲＭ」という。）の中性子束高信号，又は起動領域計装（以下「ＳＲＮＭ」という。）の原子炉周期短信号が発生して原子炉スクラムし，事象が収束する。

ここでは，ＩＲＭ及びＳＲＮＭによるスクラム信号発生をＡＰＥＸコードで模擬するモデルについて説明する。

2.　ＩＲＭモデル

ＩＲＭプラントにおいては，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後，ＩＲＭのレンジ１の中性子束高スクラム設定点(フルスケールの120/125)でスクラム信号が発生するとしている。また，ＩＲＭ応答はＡ系とＢ系の２系統に配分され，Ａ系とＢ系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

今回の有効性評価では，ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの5/125)に対応する熱中性子束は，[redacted]と設定した。定格出力時の炉心平均熱中性子束は約$3.4 \times 10^{13}\mathrm{cm}^{-1} \cdot \mathrm{s}^{-1}(\mathrm{nv})$(９×９燃料(Ａ型)の代表的な値)であることから，ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力は以下と設定した。

①　ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの 5/125)に対応する熱中性子束設定値：[redacted]

②　定格出力時の炉心平均熱中性子束(９×９燃料(Ａ型)の代表的な値)：$3.4 \times 10^{13}\mathrm{cm}^{-1} \cdot \mathrm{s}^{-1}(\mathrm{nv})$

③　ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)：

[redacted](定格に対する比)

ＩＲＭは原子炉内に局所的に配置されており，本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから，ＩＲＭの応答も局所的な影響を受ける。一方，ＡＰＥＸコードは一点近似動特性モデルを用いており，ＩＲＭ応答の局所性を直接には考慮することができないため，炉心平均出力が，ＩＲＭ応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点でスクラム信号が発生するとしている。

添付図 3.2-1 に，80 万 kWe 級ＢＷＲ５を対象とした反応度誤投入発生時を想定し，炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における，ＩＲＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

Ａ系及びＢ系ともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件における，ＩＲＭ検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値：1.0)は，Ａ系で約 0.10，Ｂ系で約 0.16 となる。今回の有効性評価では，出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また，ＩＲＭ検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく，添付図 3.2-2 に示すとおり，低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するＩＲＭ検出器位置の熱中性子束比は約３である。

以上の検討から，反応度誤投入有効性評価におけるＩＲＭプラントのスクラム設定点に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

① ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの５/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)：[redacted](定格に対する比)

② ＩＲＭ検出器周囲の出力ピーキング係数：0.01

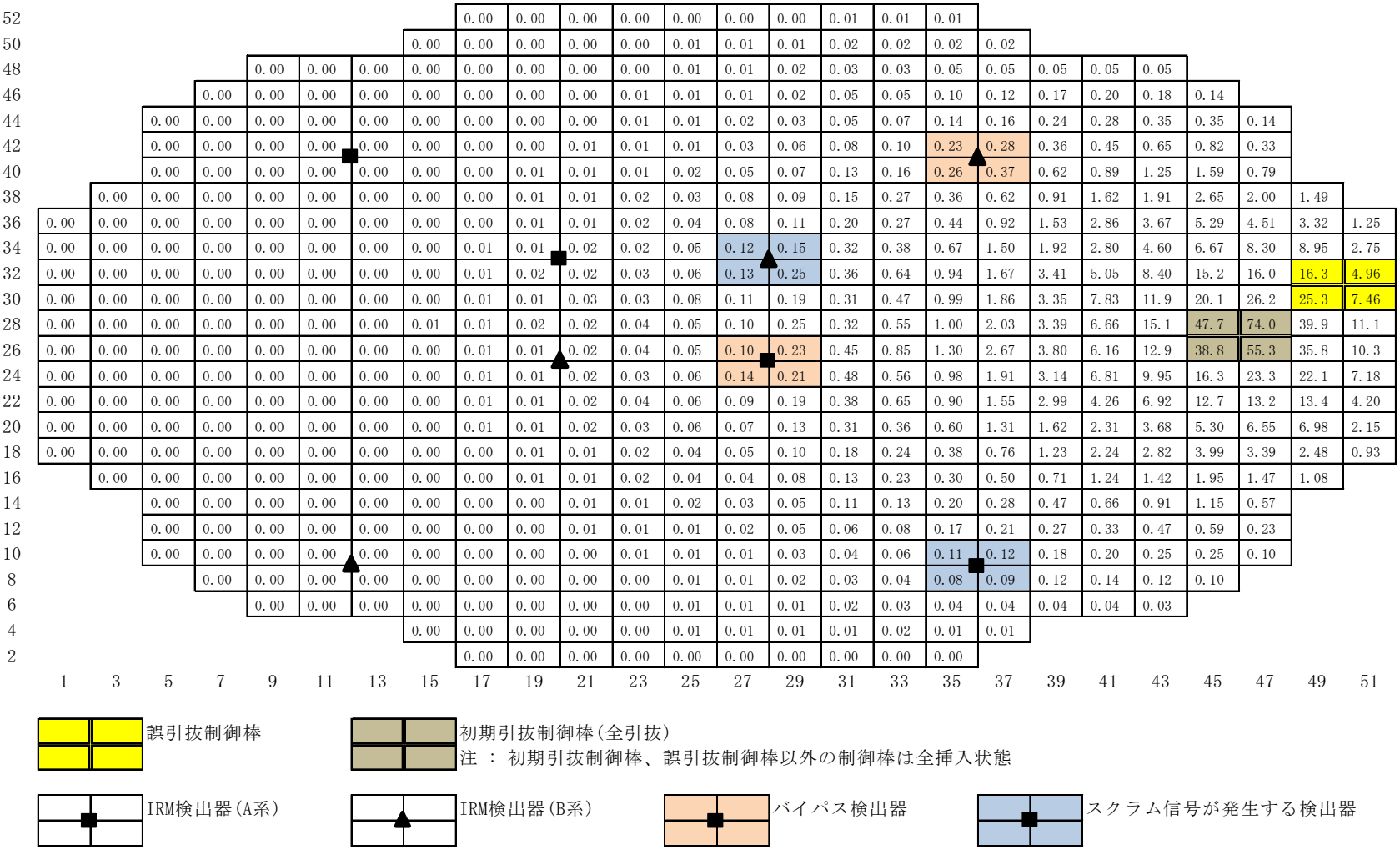
③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数：３

④ ＩＲＭのレンジ１下限に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

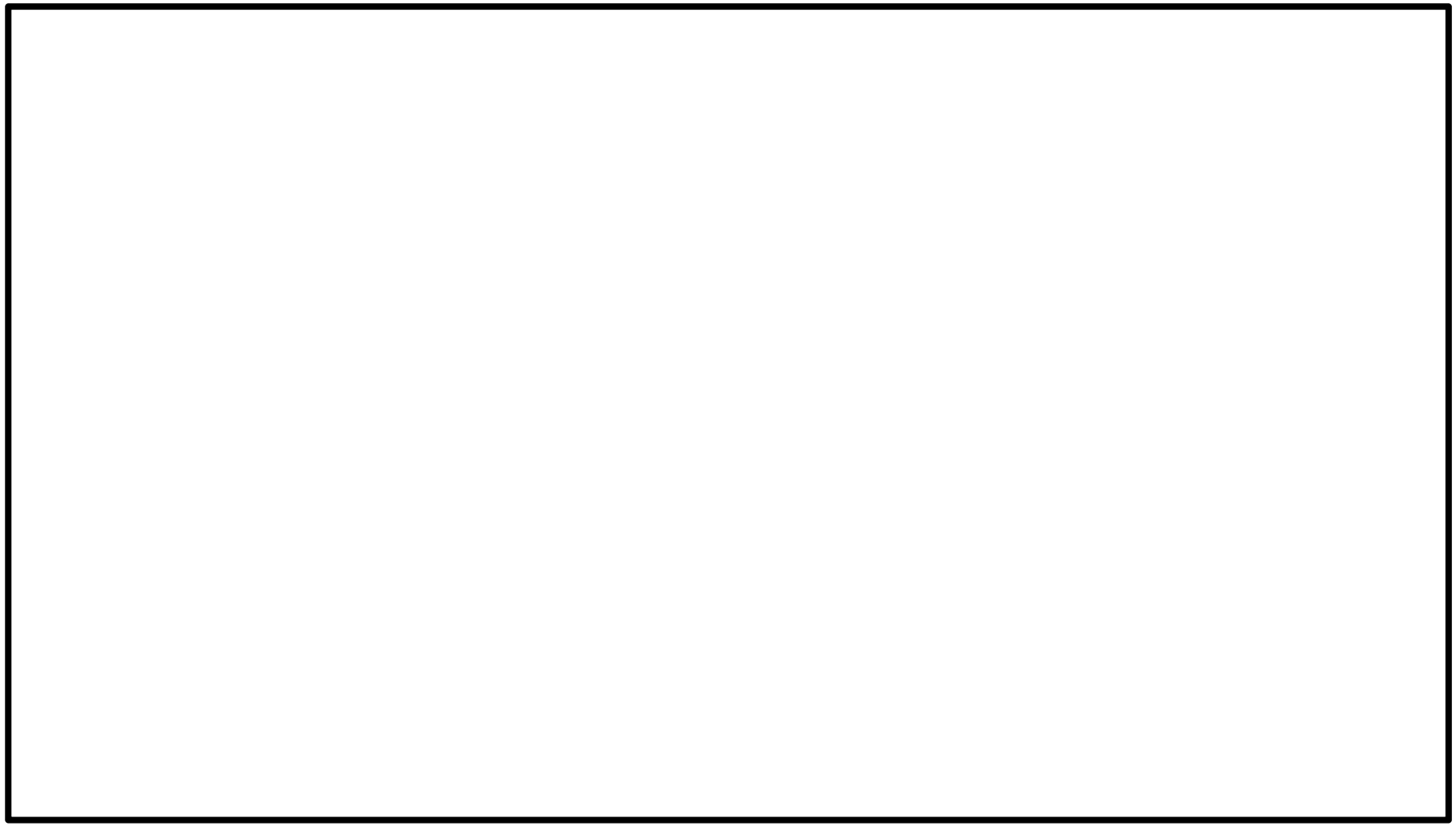
[redacted](定格に対する比)

⑤ ＩＲＭのレンジ１中性子束高スクラム設定点に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

④$\times\frac{120/125}{5/125}=$[redacted](定格に対する比)



添付図 3.2-1　反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における
ＩＲＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(80 万 kWe 級ＢＷＲ５)



添付図 3.2-2　格子平均中性子束に対する IRM 位置の熱中性子束比
（９×９燃料（Ａ型），低温時，制御棒挿入状態）

3.　ＳＲＮＭモデル

ＳＲＮＭプラントにおいては，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後，ＳＲＮＭの原子炉周期短(中間領域においてペリオド 10 秒)でスクラム信号が発生するとしている。また，ＢＷＲ５ではＳＲＮＭ応答はＡ系とＢ系の２系統に区分され，Ａ系とＢ系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。ＡＢＷＲではＳＲＮＭ応答は区分Ⅰ，Ⅱ，Ⅲ，Ⅳの４系統に区分され，４系統のうち２系統でスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

反応度誤投入有効性評価においては，ＢＷＲ５ではＡ系とＢ系それぞれで誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件を仮定している。また，ＡＢＷＲでは以下の添付表 3.3-1 に示すＳＲＮＭ区分，及び，添付表 3.3-2 に示すバイパスグループ区分に従い，各バイパスグループで誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件を仮定している。

添付表 3.3-1　ＡＢＷＲのＳＲＮＭ区分

区分	Ⅰ	Ⅱ	Ⅲ	Ⅳ
ＳＲＮＭチャンネル	Ａ，Ｅ，Ｊ	Ｂ，Ｆ	Ｃ，Ｇ，Ｌ	Ｄ，Ｈ

添付表 3.3-2　ＡＢＷＲのＳＲＮＭバイパスグループ区分

バイパスグループ	Ａ	Ｂ	Ｃ
ＳＲＮＭチャンネル	Ａ，Ｂ，Ｆ，Ｇ	Ｃ，Ｅ，Ｈ	Ｄ，Ｊ，Ｌ

中間領域下限に対応する熱中性子束は，ＩＲＭ検出器の動作領域下限と同等の[redacted]と設定し，2.と同様に，中間領域下限に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)は[redacted](定格に対する比)と設定した。

また，ＩＲＭと同様に，ＳＲＮＭも原子炉内に局所的に配置されており，本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから，ＳＲＮＭの応答も局所的な影響を受ける。一方，ＡＰＥＸコードは一点近似動特性モデルを用いており，ＳＲＮＭ応答の局所性を直接には考慮することができないため，炉心平均出力が，ＳＲＮＭ応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点で中間領域に到達するとしている。

添付図 3.3-1 及び添付図 3.3-2 に，110 万 kWe 級ＢＷＲ５及びＡＢＷＲを対象とした反応度誤投入発生時を想定し，炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における，ＳＲＮＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

110 万 kWe 級ＢＷＲ５において，Ａ系及びＢ系ともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件における，ＳＲＮＭ検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値：1.0)は，Ａ系で約 0.01，Ｂ系で約 0.07 となる。

また，ＡＢＷＲにおいて，各バイパスグループともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件における，ＳＲＮＭ検出器周囲の出力ピーキング係数は，４区分のうち先に中間領域に到達する区分Ⅲで約 0.04，区分Ⅳで約 0.01 となる。

以上から，ＳＲＮＭプラントを対象とした反応度誤投入有効性評価では出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また，ＩＲＭ検出器と同様，ＳＲＮＭ検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく，添付図 3.2-2 に示したとおり，低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するＳＲＮＭ検出器位置の熱中性子束比は約３である。

以上の検討から，反応度誤投入有効性評価におけるＳＲＮＭプラントの中間領域下限に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

① 中間領域に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)：[redacted](定格に対する比)

② ＳＲＮＭ検出器周囲の出力ピーキング係数：0.01

③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数：３

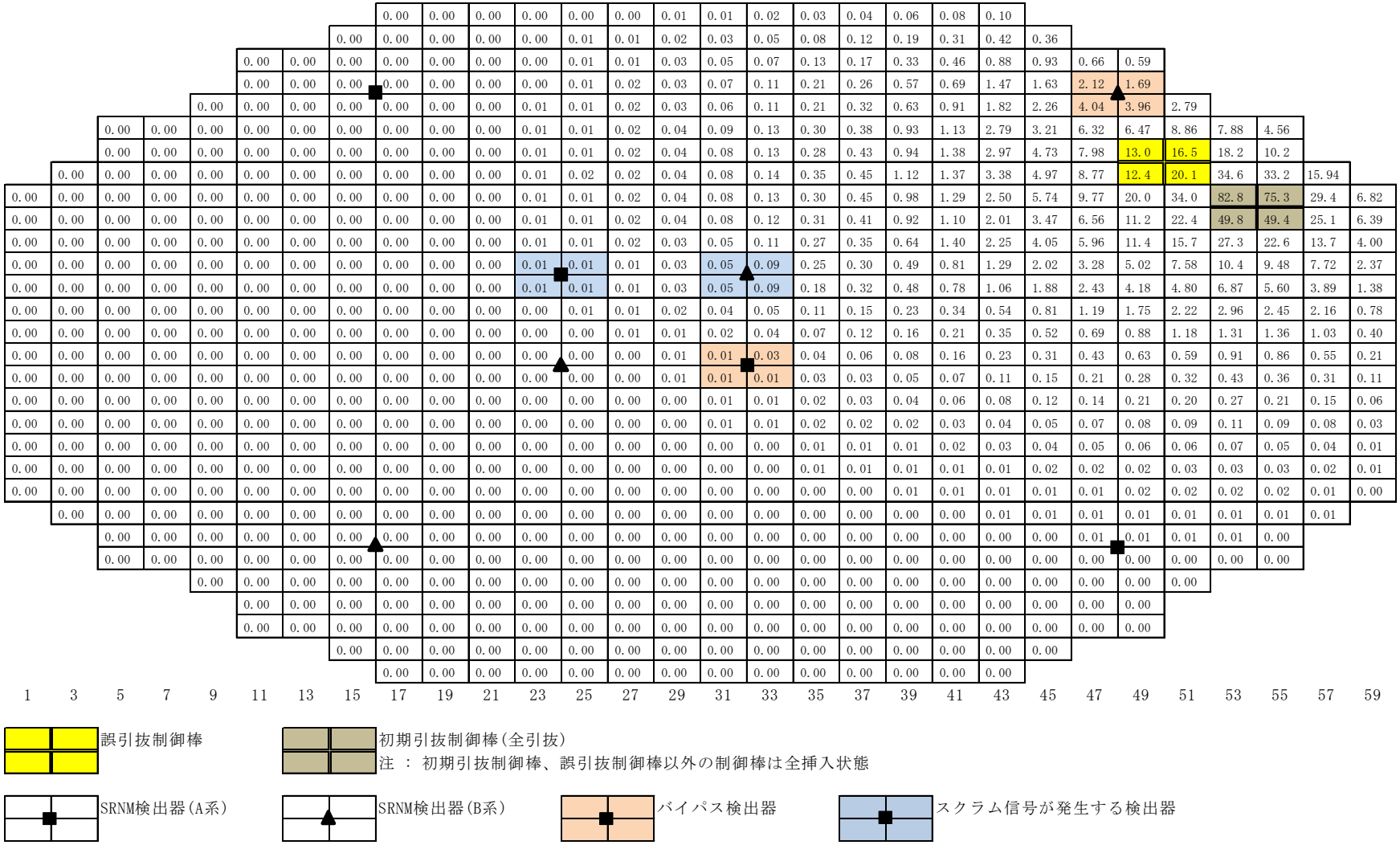
④ 中間領域に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

[redacted](定格に対する比)

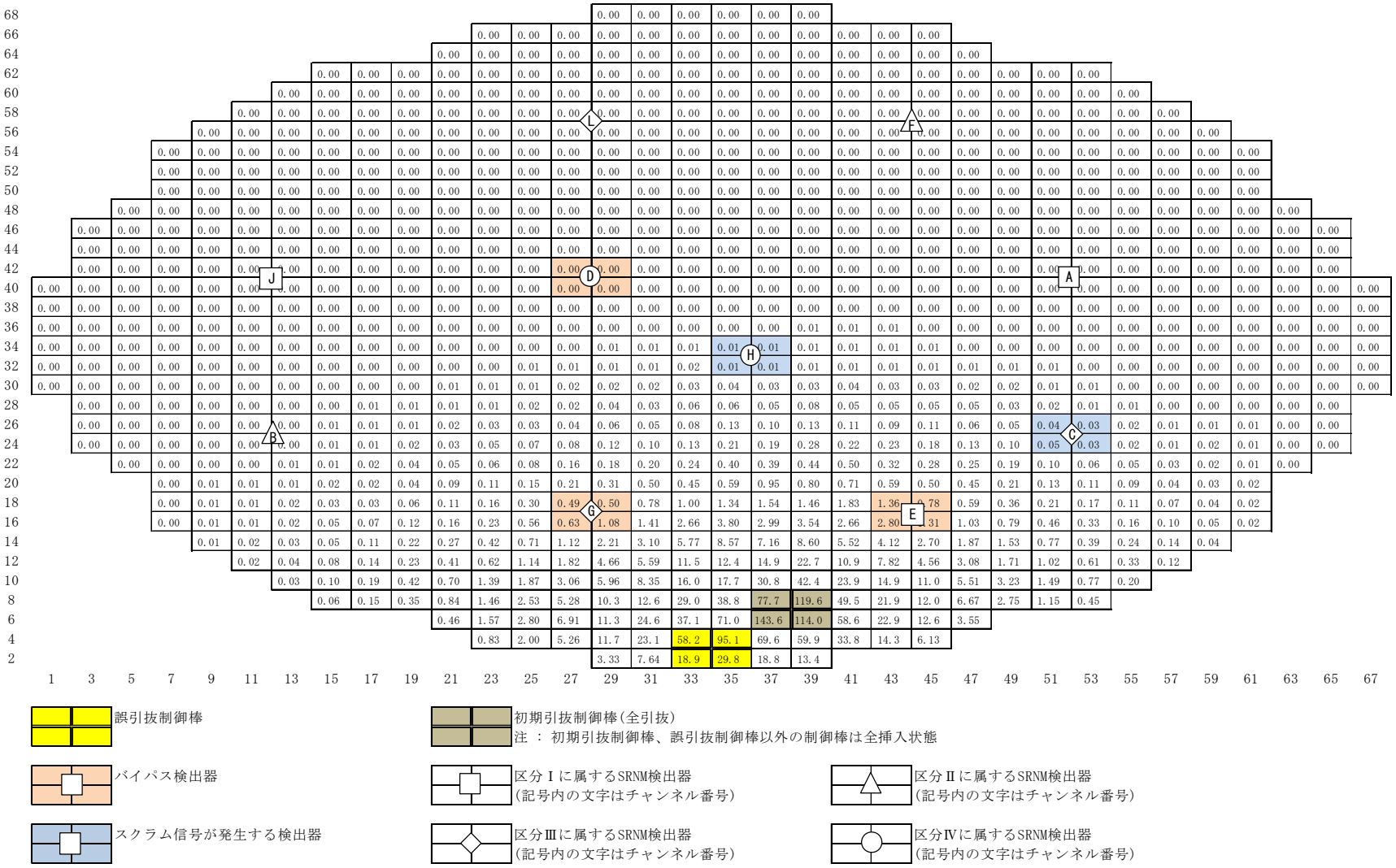
ＳＲＮＭプラントでは炉心平均出力が中間領域下限(定格の[redacted])より大きく，かつ，原子炉周期短(ペリオド 10 秒)となる時点でスクラムするとしている。ＡＰＥＸコードでは，ＳＲＮＭ検出器配置の局所性を考慮し，炉心平均出力の増加率に[redacted]を掛けることで，誤引抜制御棒とＳＲＮＭが離れている場合の空間的効果を考慮している。

添付図 3.3-3 に，ＡＢＷＲプラントを対象に，反応度誤投入発生時のＳＲＮＭ検出器応答の増加率を三次元動特性解析コードＴＲＡＣＧで

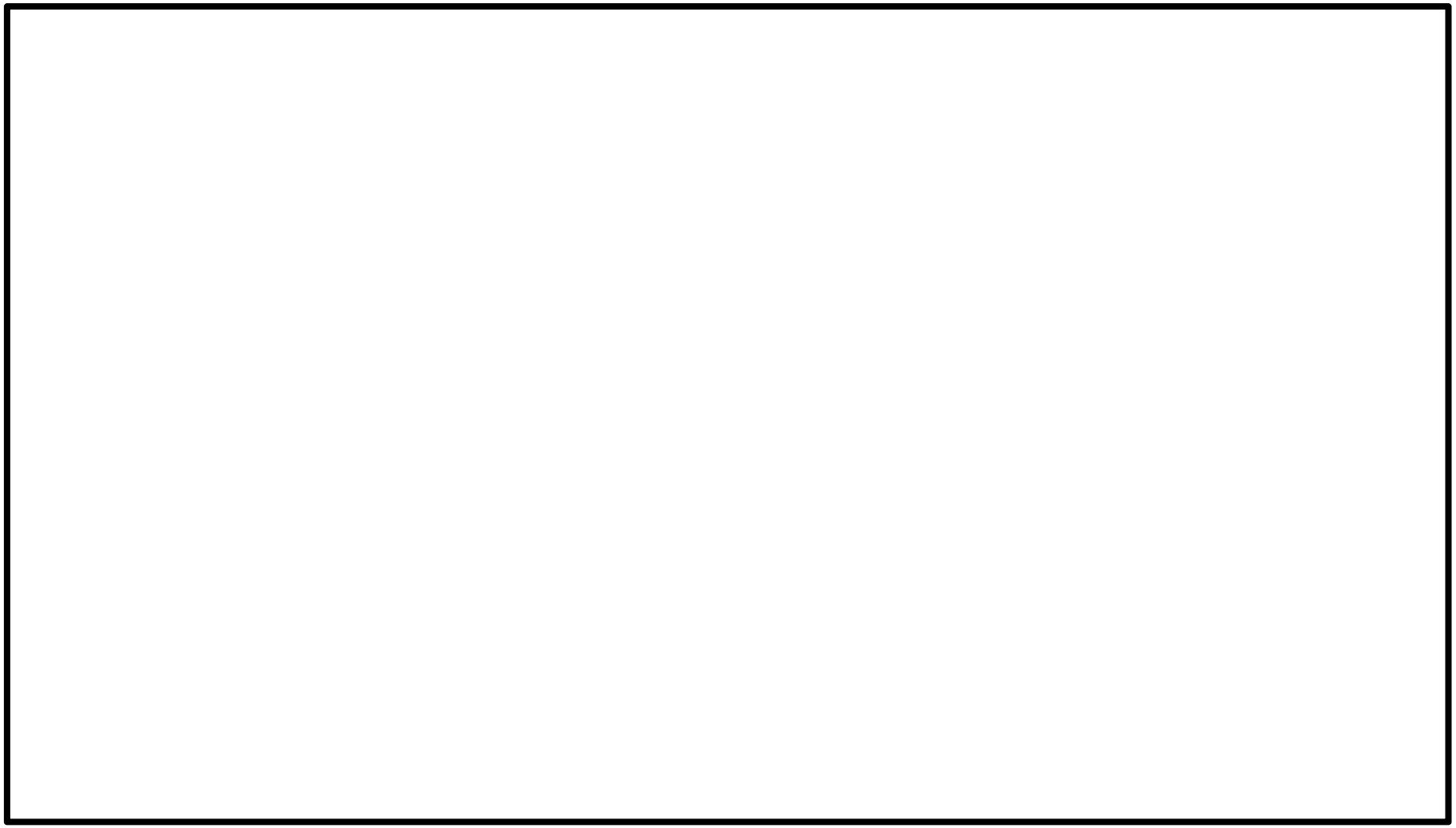
評価した結果を示す。過渡事象を通じた炉心平均出力の増加率に□を掛けた値は，各ＳＲＮＭ検出器位置の中性子束増加率より小さくなっており，炉心平均出力の増加率に□を掛けるＡＰＥＸコードの解析方法はスクラム時刻を保守側に評価している。



添付図 3.3-1　反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における
ＳＲＮＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(110 万 kWe 級ＢＷＲ５)



添付図 3.3-2　反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における
ＳＲＮＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布（ＡＢＷＲ）



添付図 3.3-3　反応度誤投入発生時のＳＲＮＭ応答（ＡＢＷＲ）

添付４　二次元（RZ）体系への縮約に伴う不確かさの影響評価

1.　はじめに

3.3.1 節にて説明した，ＡＰＥＸコードによる炉心動特性解析において，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで求めた炉心を二次元（RZ）体系に縮約する操作に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を，縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コードＴＲＡＣＧを用いて影響評価を実施した。

2.　評価条件

80 万 kWe 級ＢＷＲ５を対象に，ＴＲＡＣＧコードを用いて以下の３炉心における反応度誤投入解析を実施し，燃料エンタルピへの影響を評価した。その他の主要な解析条件は，申請解析と同等とした。

ベース　　：反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心

感度解析１：ベース炉心を基に，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，ＡＰＥＸコードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬した炉心

感度解析２：感度解析１を基に，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への縮約操作を模擬した炉心

添付図 4.2-1 及び添付図 4.2-2 に，ベース炉心及び感度解析用炉心の燃料集合体燃焼度分布を示す。感度解析１用炉心は，ベース炉心から，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，ＡＰＥＸコードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させ

る操作を模擬している。また，感度解析２用炉心は，感度解析１用炉心を基に，添付図 4.2-3 に示す炉心領域分けに従って，インポータンスを考慮する上で三次元出力分布重みとして，ノード単位で領域ごとの燃焼度及び履歴水密度を平均化することで，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への断面積縮約操作を模擬している。

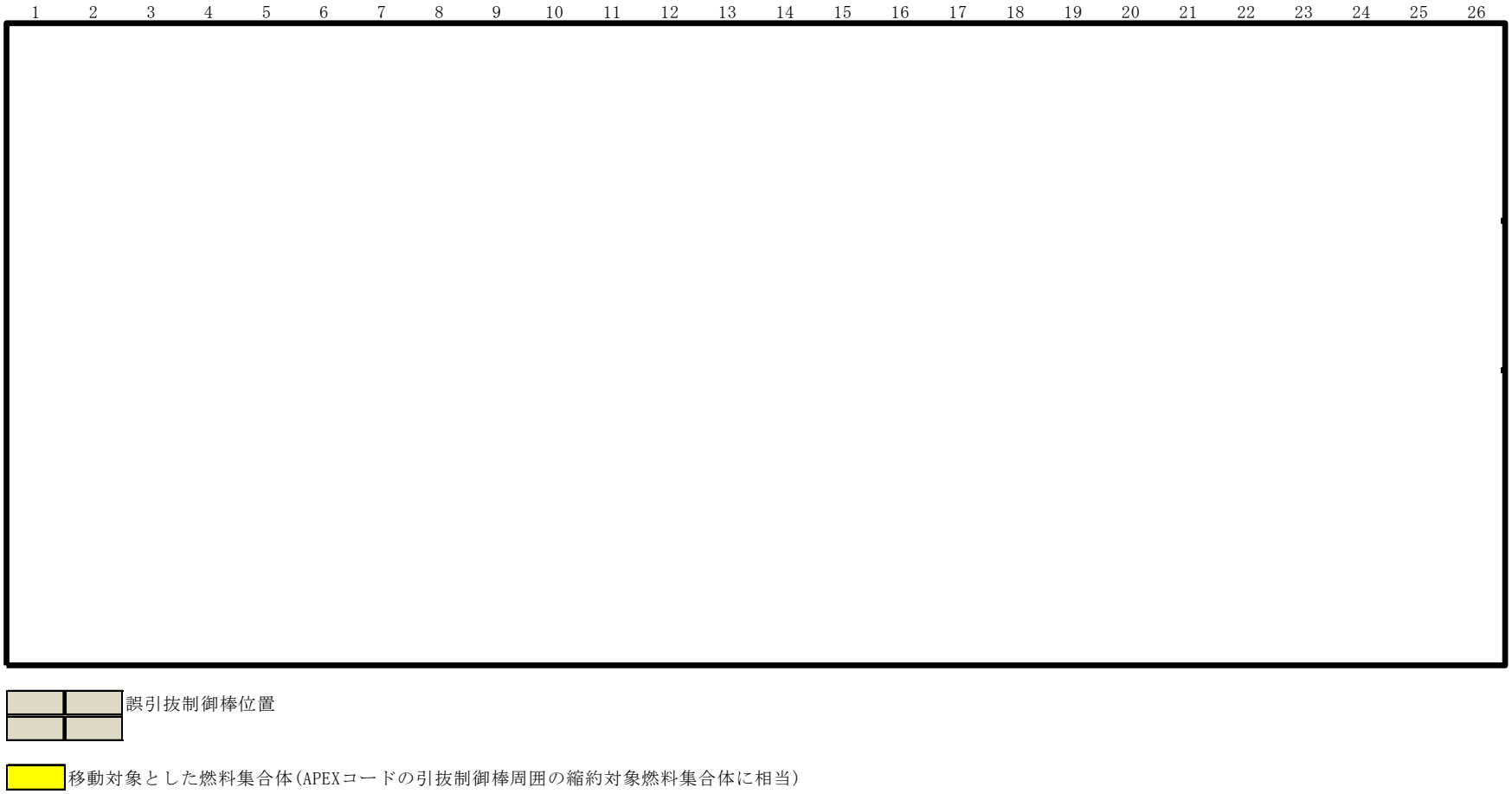
3. 評価結果

添付表 4.3-1 及び添付図 4.3-1 に，反応度誤投入の解析結果を示す。申請解析相当のベース炉心と，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への縮約操作を模擬した感度解析用炉心で，反応度誤投入の過渡変化挙動はほぼ同等であり，燃料エンタルピへの影響も約 1.0kJ/kgUO_2 程度に留まることから，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への縮約操作に伴う不確かさが，判断指標に対する結論に影響を与えるものでないことを確認した。

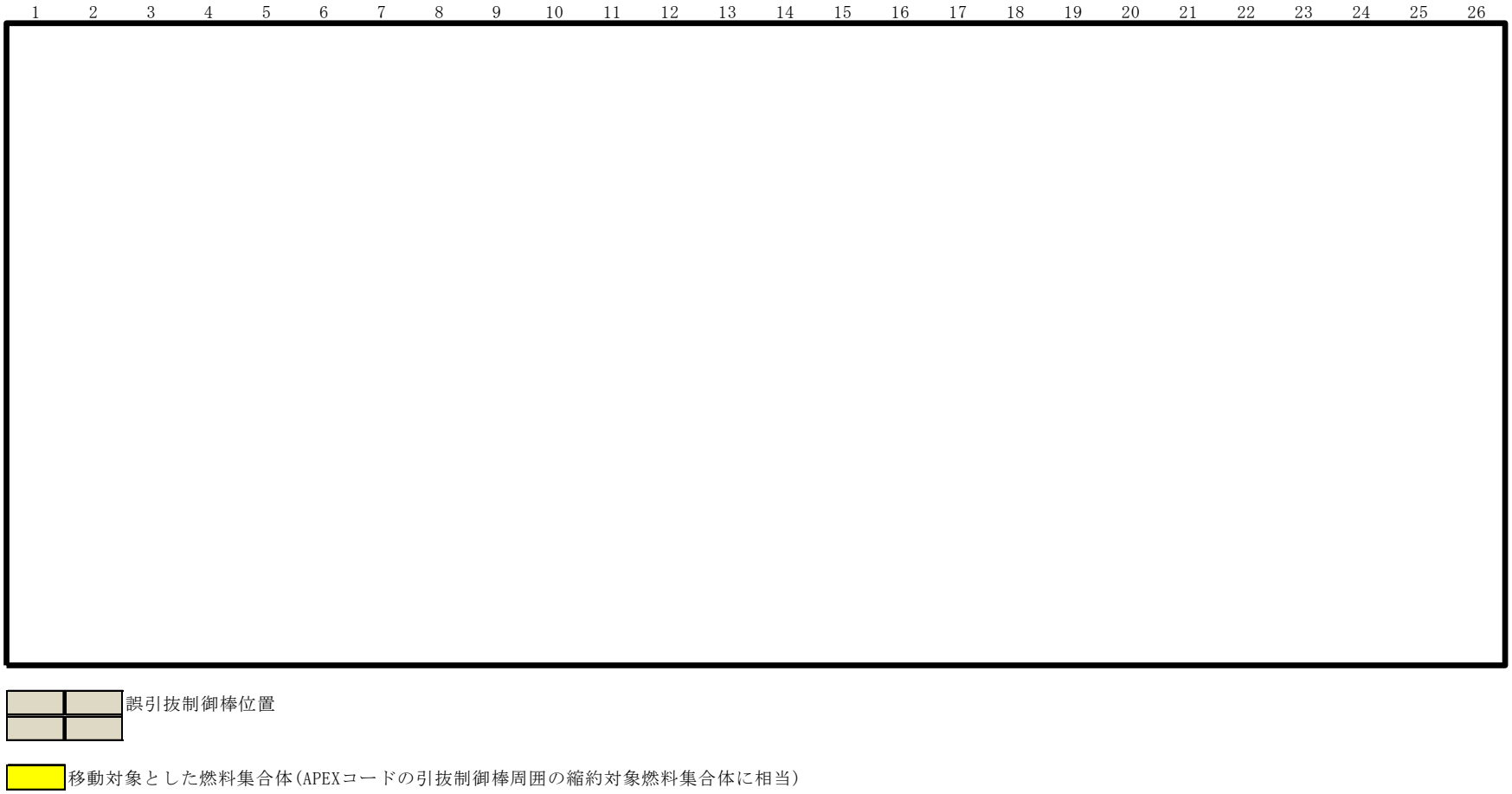
添付表 4.3-1　解析結果のまとめ

ケース	全反応度の最大値［%Δk］	全反応度の最大値［ドル］	実効遅発中性子割合	炉心平均中性子束の最大値［%定格］	ピーク出力部燃料エンタルピ増分［kJ/kgUO_2］	燃料エンタルピの最大値［kJ/kgUO_2］
申請解析*1	0.69	1.13	0.0061	約 12	約 35	約 49
TRACG（ベース）	0.64	1.10	0.0058	約８	約 33	約 44
TRACG（感度解析 1）	0.63	1.12	0.0057	約８	約 33	約 44
TRACG（感度解析 2）	0.63	1.12	0.0056	約 12	約 32	約 45

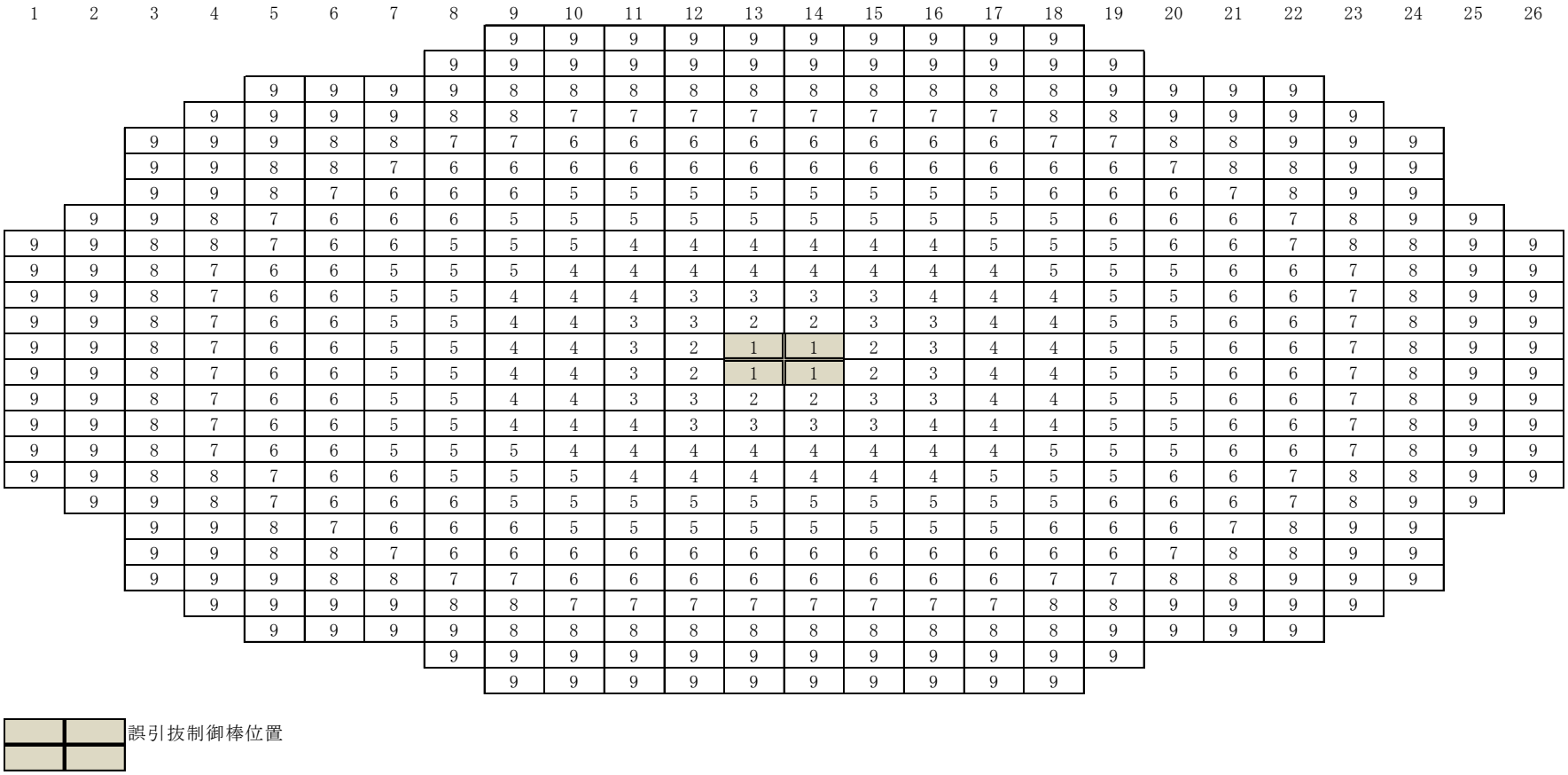
*1：APEX コードによる当該炉心の申請解析結果に相当する。



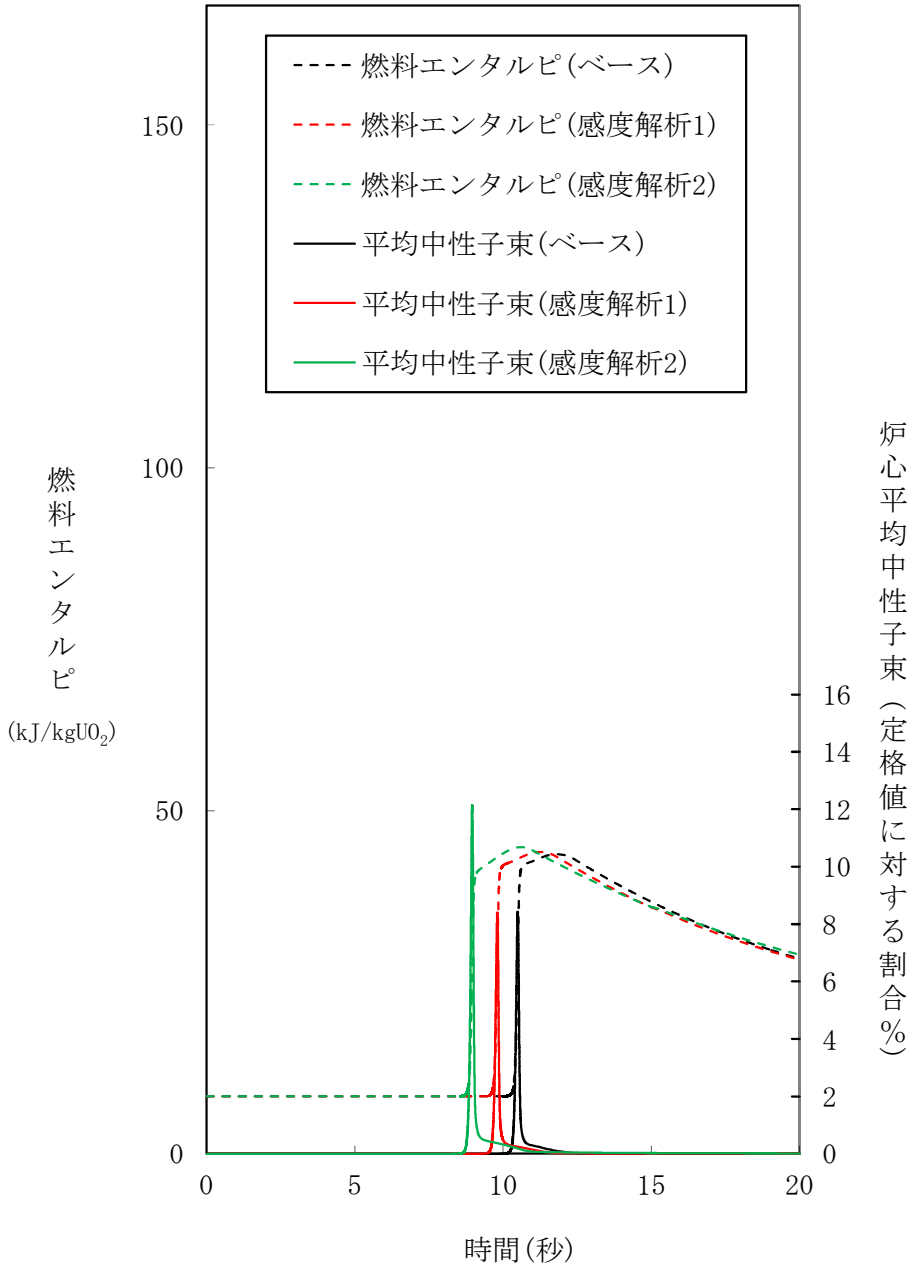
添付図 4.2-1　ベース炉心(反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心)の燃焼度分布
(単位 ： GWd/t)



添付図 4.2-2　感度解析１用炉心(ベース炉心を基に，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させた炉心)の燃焼度分布（単位 ： GWd/t)



添付図 4.2-3　感度解析２用炉心の作成において設定した炉心領域分け



添付図 4.3-1　反応度誤投入における過渡変化

参考資料１

ＴＲＡＣＧ

目次

1　はじめに…… 参考 1-4
2　使用実績及び解析モデルについて…… 参考 1-5
2.1　使用実績…… 参考 1-6
2.2　解析モデル…… 参考 1-14
3　解析結果の例示…… 参考 1-23
3.1　PEACH BOTTOM タービントリップ試験 …… 参考 1-24
3.2　LASALLE 不安定事象 …… 参考 1-32
3.3　福島第二原子力発電所２号炉起動試験…… 参考 1-44
3.4　柏崎刈羽原子力発電所７号炉起動試験…… 参考 1-51
3.5　ＳＬＣ試験…… 参考 1-58
4　ＡＴＷＳ解析への適用例…… 参考 1-63
4.1　ＡＢＷＲ平衡炉心のＭＳＩＶ誤閉止…… 参考 1-63

添付１　ＴＲＡＣＧコードによる中性子束振動に係る解析結果を参考として用いる理由について
…… 参考 1-84

1　　はじめに

現行の過渡解析（主蒸気隔離弁の誤閉止等）では，事象発生後短時間で原子炉スクラムするため中性子束振動現象は生じることがないが，今回の重大事故等対策の有効性評価のうち原子炉停止機能喪失では，原子炉がスクラムせず，高出力・低流量の状態に至るために中性子束振動が生じる可能性がある。この中性子束振動現象については，ＲＥＤＹコード及びＳＣＡＴコードでは取り扱うことができないことから，この取り扱いが可能な解析コードとして米国の設計認証申請においても適用例を有するＴＲＡＣＧコードによる解析を参照する（添付１）。

以上を踏まえ，本資料では，炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するＲＥＤＹコード（REDY Ver.1（ATWS 用），REDY Ver.2）及びＳＣＡＴコード（SCAT Ver.3）に対する参考として使用するＴＲＡＣＧコード（TRACG Ver.5）について

・使用実績及び解析モデル
・解析結果の例示
・ＡＴＷＳ解析への適用例

に関してまとめる。

2　使用実績及び解析モデルについて

ＴＲＡＣＧは，オリジナルの原子炉過渡解析コード（以下「ＴＲＡＣ」という。）[(1)]の GE Hitachi Nuclear Energy 社（以下「ＧＥＨ」という。）が所有権をもつバージョンである。この解析コードは，単純な運転時の異常な過渡変化（以下「ＡＯＯ」という。）及び設計基準事故である冷却材喪失事故（以下「ＬＯＣＡ」という。）から過渡時のスクラム失敗事象（以下「ＡＴＷＳ」という。）に至るまでの沸騰水型原子炉（以下「ＢＷＲ」という。）の過渡変化を解析するための最適評価コードである。この章では，ＴＲＡＣＧコードの使用実績及び解析モデルについて記述する。

なお，以降でのＴＲＡＣＧに関する記述は，米国での適用実績については旧バージョンに関するものであるが，それ以外の記述については最新バージョンである TRACG Ver.5 に関するものである。

最新バージョンである TRACG Ver.5 と前バージョンの TRACG Ver.4 との相違点は，核動特性モデルがエネルギー修正１群からエネルギー３群解析的多項式ノード法モデルに改良された点であり，熱水力モデルは同じである。

2.1　使用実績

この節ではＴＲＡＣＧコードの開発の経緯，全体のスコープ及び評価性能，米国での適用例について説明する。

2.1.1 背景

ＴＲＡＣは，元々加圧水型原子炉（以下「ＰＷＲ」という。）の解析のため，ロスアラモス国立研究所(ＬＡＮＬ)で開発されたものである。ＴＲＡＣの最初のＰＷＲバージョンは，TRAC-P1A[2]と呼ばれた。ＴＲＡＣのＢＷＲバージョンの開発は，ＧＥＨとアイダホ国立工学研究所（ＩＮＥＬ）の協調的取組みとして 1979 年に開始された。この取組みの目的は，ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬できるＴＲＡＣのバージョンを開発することにあった。主な作業として，ＢＷＲへの適用のため，ＴＲＡＣの基本モデルの改良及びＢＷＲ固有のコンポーネントのためのモデル開発がなされた。ＧＥＨでのこの作業には，ＧＥＨ，原子力規制委員会（以下「ＮＲＣ」という。）及び電力中央研究所（以下「ＥＰＲＩ」という。）が，リフィル／再冠水及びＦＩＳＴプログラムの下で共同出資した。作業は，1980 年代半ばに頂点に達し，ＩＮＥＬ[3]での TRAC-BD1/MOD1 の開発，及びＧＥＨ[4]～[10]でのＴＲＡＣＢ０４の開発に結実した。これらはＢＷＲのＬＯＣＡ解析能力を有するＴＲＡＣの最初の主要バージョンであった。共同開発したことから，二つのＢＷＲ用ＴＲＡＣバージョンの基本構造及びコンポーネントモデルは，実質的に同一であった。この開発期間中，ＴＲＡＣＧは，ＢＷＲのＬＯＣＡ及び過渡を模擬した個別効果試験データ，機器性能評価データ及び総合効果試験に対し，広範に妥当性が確認された。妥当性確認の詳細文書は，参考文献(4)，(5)，(10)に含まれる。

1985 年に始まったＴＲＡＣのＢＷＲバージョンの開発に関する次の段階では，過渡及びＡＴＷＳへの適用を含むようにコードの解析能力を向上させる目的に注力した。この期間中の主な成果は，三次元核動特性モデルの実装，熱水力モデルのための陰解法を用いた数値積分法の開発及びＢＷＲ燃料模擬法の改良であった。1990 年代を通して進展した開発活動の結果，コードバージョンをＴＲＡＣＧと改名した。この期間中，試験装置及びＢＷＲプラント[11] のみならず，制御棒落下試験も含めた過渡及び安定性データに対し，ＴＲＡＣＧの妥当性が広範に確認された。参考文献(12)に，これらの妥当性確認を包括的に記述した。ＴＲＡＣＧは，ＥＳＢＷＲ[13],[14]の開発を支援するため実施した広範囲のシステム効果，機器性能評価及び総合効果試験に対し，さらなる妥当性が確認されている。

2.1.2 コード全体のスコープ及び評価性能

ＴＲＡＣＧは，原子炉の熱水力挙動を評価する多次元二流体モデル，及び炉心の中性子動特性を評価する三次元中性子動特性モデルに基づいている。

熱水力挙動を取り扱うためにＴＲＡＣＧで用いる二流体モデルは，TRAC-PF1 及び TRAC-BF1[1]に使用されている二流体モデルと基本的に同じである。この二流体モデルは，気相及び液相に対し，質量，運動量及びエネルギーの保存式を基礎式として解く。ＴＲＡＣＧの基

礎式では，二相間の熱的及び力学的な平衡について，いかなる仮定も含めていない。また，気相は蒸気及び非凝縮性ガスの混合気体から構成することが可能であり，液相には水溶性ほう素を含めてもよい。熱水力モデルは，ベッセルコンポーネントを多次元，その他すべてのコンポーネントを一次元で定式化している。

質量，運動量及びエネルギーの保存式は，気液界面及び壁面におけるせん断応力及び熱伝達に対する構成式からなる付加的なモデルを用いることで閉じることができる。構成式は流動様式に依存しており，コード全体で首尾一貫して使用する単一の流動様式マップに基づいて選定する。

基本的な熱水力モデルに加えて，ＴＲＡＣＧでは再循環ポンプ，ジェットポンプ，燃料チャンネル，気水分離器及び蒸気乾燥器のようなＢＷＲ機器のための一連のコンポーネントモデルも備えている。ＴＲＡＣＧでは，更に，圧力，水位及び再循環流量制御系のような主要なＢＷＲ制御系を模擬することのできる制御系モデルを備えている。

三次元核動特性モデルは三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードＡＥＴＮＡ[15),(17)]と同一のモデルであり，エネルギー３群の時間依存拡散方程式，及び６群の遅発中性子先行核濃度の動特性方程式を解く。制御棒位置及び熱水力モデルから求められた減速材密度，燃料温度，ほう素濃度に基づき反応度フィードバックが求められる。

ＴＲＡＣＧの構成はモジュール化手法に基づいている。ＴＲＡＣＧの熱水力モデルは，パイプ，ポンプ，弁，Ｔ字配管，チャンネル，ジェットポンプ，気水分離器，熱交換器及びベッセルコンポーネントのような一連の基本コンポーネントをモジュールとして含んでいる。これらのコンポーネントを構成要素として使用し組み立てることで解析対象を模擬する。解析に際しては，任意の数のコンポーネントを組み合わせることが可能である。コンポーネントの数，それらの相互関係及び各コンポーネントの詳細は，入力データを通して特定される。ＴＲＡＣＧは，このようにして，単純な個別効果試験から完全なＢＷＲプラントまでの広い範囲の設備を模擬できる能力を有している[18),(41)]。

ＴＲＡＣＧでは，個別効果試験，機器性能データ，総合効果試験及び実規模のＢＷＲプラントデータに対し，広範にその妥当性を確認してきている。個別効果試験に対する基本モデルの妥当性確認，総合効果試験に対する妥当性確認及び実プラントデータに対する妥当性確認の中で実施した代表的な結果を本資料で説明する。この妥当性確認の目的は，ＴＲＡＣＧの基本モデルの適用性を実証すること及びモデルの不確かさを定量化することにある。

2.1.3 米国での適用実績

ＴＲＡＣＧの旧バージョンである Ver.2 及び Ver.4 について，米国のＮＲＣ（Nuclear Regulatory Commission）に承認されたＬＴＲ（Licensing Topical Report）をもとにＡＯＯ，ＡＴＷＳ，安定性，ＬＯＣＡに関する使用実績を説明する。

表 2.1-1 に米国のＮＲＣに承認されたＡＯＯ，ＡＴＷＳ，安定性，ＬＯＣＡに関する主なＬＴＲを示す。No.1 から No.5 はＡＯＯ又はＡＴＷＳに関するＬＴＲを，No.6 から No.9

は安定性に関するＬＴＲを，No.10 はＬＯＣＡに関するＬＴＲを示しており，それぞれにＮＲＣのＳＥＲ（Safety Evaluation Report：安全評価報告書）が添付されている。No.11 はＴＲＡＣＧで使用されている解析モデルについて記述されており，No.12 は試験データとの比較によるＴＲＡＣＧの妥当性確認結果について記述されている。No.11 及び No.12 は，各プラントタイプ，各適用事象に対してＴＲＡＣＧの適用性を示した No.1 から No.10 のＬＴＲを審査する時に参照され，その妥当性が評価されている。

2.1.3.1 ＡＯＯへの適用実績

ＡＯＯについては，No.1，No.3，No.4 に解析例が提示されている。No.1 では，代表的なＢＷＲ４プラントを対象として，圧力増加過渡事象についてはタービントリップ（バイパス弁不作動），給水制御系の故障，主蒸気隔離弁の誤閉止を，圧力減少過渡事象については圧力制御系の故障を，流量増加/減少過渡事象については再循環ポンプトリップ，再循環流量制御系の故障を，サブクール過渡事象については給水加熱喪失を，水位減少過渡事象については給水流量の全喪失を，TRACG Ver.2 を用いて炉心出力，炉心流量，ドーム圧力，圧力容器入口及び出口の流量，ＣＰＲ（Critical Power Ratio：限界出力比）の時間変化等について評価した結果を示している。No.3 では,No.1 とは異なるＢＷＲ４プラントを対象として，圧力増加過渡事象についてはタービントリップ（バイパス弁不作動），給水制御系の故障，主蒸気隔離弁の誤閉止を，流量増加/減少過渡事象については再循環流量制御系の故障を，サブクール過渡事象については給水加熱喪失を選択し，TRACG Ver.4 及び Ver.2 の結果を炉心出力，炉心流量，給水流量，入口サブクール度，ドーム圧力変化，ΔCPR/ICPR の時間変化等について比較して示している。TRACG Ver.4 の結果は Ver.2 の結果に対して保守的な結果を生じるとしている。No.4 では，ＥＳＢＷＲを対象として，圧力増加過渡事象については負荷遮断（バイパス弁不作動），タービントリップ（バイパス弁不作動），主蒸気隔離弁の誤閉止を，サブクール過渡事象については給水加熱喪失を，水位減少過渡については給水流量の全喪失を，TRACG Ver.4 を用いて炉心出力，炉心流量，ドーム圧力，圧力容器入口及び出口の流量，ＣＰＲの時間変化等について評価した結果を示している。

2.1.3.2 ＡＴＷＳへの適用実績

ＡＴＷＳについては，No.2，No.3，No.5 に解析例が提示されている。No.2 では，代表的なＢＷＲプラントを対象として，圧力増加過渡事象については主蒸気隔離弁の誤閉止に対するスクラム失敗を，圧力減少過渡事象については圧力制御系の故障に対するスクラム失敗を，TRACG Ver.2 を用いて炉心出力，炉心流量，ドーム圧力，圧力容器入口及び出口の流量の時間変化等について評価した結果を示している。No.3 では，ＢＷＲ４プラントを対象として圧力増加過渡事象である主蒸気隔離弁の誤閉止に対するスクラム失敗を選択し，TRACG Ver.4 及び Ver.2 の結果を炉心出力，炉心流量，給水流量，入口サブクール度，ドーム圧力変化，ΔCPR/ICPR の時間変化等について比較して示している。TRACG Ver.4 の結果は

Ver.2の結果に対して保守的な結果を生じるとしている。No.5では，ＥＳＢＷＲを対象として，圧力増加過渡事象については主蒸気隔離弁の誤閉止，復水器真空度の喪失（ＬＣＶ:Loss of Condenser Vacuum）に対するスクラム失敗を，サブクール過渡事象については給水加熱喪失に対するスクラム失敗をTRACG Ver.4を用いて，中性子束，炉心流量，給水流量，蒸気流量，ドーム圧力，ダウンカマの水位，ボロン濃度の時間変化等について評価した結果を示している。また，No.5 ではタービントリップ（バイパス弁作動）に対するスクラム失敗において，核及び熱水力の相互作用による不安定性から生じる出力振動の時間変化について評価した結果を示している。

2.1.3.3 安定性への適用実績

安定性については，No.6からNo.9に解析例が示されている。No.6では，代表的なＢＷＲプラントを対象として，TRACG Ver.4を用いた不安定事象を解析しＭＣＰＲ(Minimum CPR:最小限界出力比）の時間変化及びＳＬＭＣＰＲ（Safety Limit MCPR）に対する裕度を評価している。No.7 では，炉心サイズの異なる二つのＢＷＲ４プラント並びにＢＷＲ５及びＢＷＲ６プラントを対象として，高出力/低流量における炉心出力の振動をTRACG Ver.2を用いて解析し，ＤＩＶＯＭ（Delta CPR over Initial MCPR Versus Oscillation Magnitude）の評価を行った結果が示されている。No.8では，代表的なＢＷＲを対象として，TRACG Ver.4及びVer.2を用いて不安定事象を解析し，チャンネルの出力，流量，及びＭＣＰＲの時間変化，ＤＩＶＯＭについて両コードの比較結果が示されている。ＤＩＶＯＭの評価においてTRACG Ver.4の結果は，Ver.2の結果に対して本質的に同等であるか，より保守的な結果となるとしている。No.9では，ＥＳＢＷＲを対象として，チャンネル安定性，炉心安定性，領域安定性に関するTRACG Ver.4の解析結果が示されている。

2.1.3.4 ＬＯＣＡへの適用実績

ＬＯＣＡについては，No.10に解析例が示されている。No.10では，ＥＳＢＷＲを対象として，ＥＣＣＳ／ＬＯＣＡ，格納容器／ＬＯＣＡ及び主蒸気管破断ＬＯＣＡに関するTRACG Ver.4の解析結果が示されている。

2.1.3.5 審査で参照・評価されたＬＴＲ

ＮＲＣの審査では，上記で説明した各事象評価へのＴＲＡＣＧの適用を申請したNo.1からNo.10のＬＴＲの審査にNo.11及びNo.12のＬＴＲが参照されて適用範囲に応じた内容が評価されている。No.11はＴＲＡＣＧのモデル解説書の最新版であり，中性子動特性及び熱水力挙動を解析するために必要な基礎方程式，物理モデル又は構成式，機器・コンポーネントモデル，数値解法について記載されている。No.12はＴＲＡＣＧの妥当性確認結果の最新版であり，試験データとの比較によりＴＲＡＣＧモデルの妥当性を示している。表2.1-2及び表2.1-3にＴＲＡＣＧの妥当性確認に関する実績を示す。

ＴＲＡＣＧの妥当性確認では，下記の主要な妥当性確認カテゴリで構成される系統的な方法に従い，個別効果試験及び機器性能評価試験にて解析モデルの不確かさを評価し，総合効果試験にて解析コードの適用性及び解析モデルの総合的な妥当性が確認されている。また，ＢＷＲプラント試験にて，解析コードのＢＷＲ実規模体系への適用性が確認されている[12),16)]。

- 個別効果試験

  基本モデル及び現象の妥当性確認を特別に指向した十分に制御された試験である。ここに含まれるのは，(1)界面せん断力及びサブクール沸騰モデルを評価するボイド率データ[19)～23)]，(2)熱伝達データ[24),25)]，(3)対向流制限（ＣＣＦＬ）及び臨界流等の流れ制限データ[26)～28)]，(4)壁面摩擦モデルを評価する圧力損失データ[29),30)]，(5)限界出力データ[31)]，(6)核動特性モデル化手法を評価する制御棒落下試験データ[32)]，(7)密度波伝搬等の現象のモデル化手法を評価する熱水力安定性データである。

- 機器性能評価試験

  特定のＢＷＲ機器の性能を予測するために，ＴＲＡＣＧの能力を評価する根拠を提供する試験である。ここに含まれるのは，(1)順流及び逆流に対するジェットポンプデータ，(2)気液分離及び圧力損失に関する気水分離器データ，(3)ＢＷＲ上部プレナムの緊急炉心冷却注水及びその分布に関するデータ，(4)炉心スプレイ分布データである。

- 総合効果試験

  ＢＷＲの縮小模擬結果で構成される試験である。これらの試験の主目的は，システム全体の性能及びシステム中の異なる機器間の相互作用を評価することである。これらの試験には，ジェットポンプ付きＢＷＲに対するＴＬＴＡ[34)～36)]，ＦＩＳＴ，ＳＳＴＦ及びＲＯＳＡ試験装置，ジェットポンプなしの外部ポンププラントに対するＦＩＸ試験装置，並びにＥＳＢＷＲに対するＧＩＳＴ試験装置で実施されたＬＯＣＡ模擬試験を含む。

- ＢＷＲプラント試験

  このカテゴリには，ＢＷＲプラントの過渡試験及び安定性試験が含まれる。

表 2.1-1　ＴＲＡＣＧコードの米国における使用実績

No.	NRC から承認された LTR (Licensing Topical Report)	適用範囲	解析コード
1	GE Nuclear Energy, “TRACG Application for Anticipated Operational Occurrences (AOO) Transient Analyses,” NEDO-32906-A, Revision 3, September 2006.	BWR2～6, AOO	TRACG Ver.2
2	GE Nuclear Energy, “TRACG Application for Anticipated Transient Without Scram Overpressure Transient Analyses,” NEDO-32906 Supplement 1-A, November 2003.	BWR2～6, ATWS	TRACG Ver.2
3	GE Hitachi Nuclear Energy, “Migration to TRACG04/PANAC11 from TRACG02/PANAC10 for TRACG AOO and ATWS Overpressure Transients,” NEDO-32906 Supplement 3-A, Revision 1, April 2010.	BWR2～6 , AOO 及び ATWS 圧力増加過渡	TRACG Ver.4
4	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR Transient Analysis,” NEDO-33083 Supplement 3-A, Revision 1, September 2010.	ESBWR , AOO	TRACG Ver.4
5	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR Anticipated Transient Without Scram Analyses,” NEDO-33083 Supplement 2-A, Revision 2, October 2010.	ESBWR, ATWS	TRACG Ver.4
6	GE Hitachi Nuclear Energy, “DSS-CD TRACG APPLICATION,” NEDO-33147-A, Revision 4, August 2013.	BWR3～6, 安定性	TRACG Ver.4
7	GE Nuclear Energy, “Reactor Stability Detect and Suppress Solutions Licensing Basis Methodology for Reload Applications,” NEDO-32465-A, August 1996.	安定性解決策オプション I-D, Ⅱ, Ⅲを使用する BWR, 安定性	TRACG Ver.2
8	GE Hitachi Nuclear Energy, “Migration to TRACG04/PANAC11 from TRACG02/PANAC10 for Reactor Stability Detect and Suppress Solutions Licensing Basis Methodology for Reload Applications,” NEDO-32465 Supplement 1-A, Revision 1, October 2014.	安定性解決策オプション I-D, Ⅱ, Ⅲを使用する BWR, 安定性	TRACG Ver.4
9	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR Stability Analysis,” NEDO-33083 Supplement 1-A, Revision 2, September 2010.	ESBWR, 安定性	TRACG Ver.4
10	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG Application for ESBWR,” NEDO-33083-A, Revision 1, September 2010.	ESBWR, LOCA	TRACG Ver.4
	上記 LTR の審査で参照・評価された LTR		
11	GE Hitachi Nuclear Energy, “TRACG MODEL DESCRIPTION,” NEDO-32176, Revision 4, January 2008.		TRACG Ver.4
12	GE Nuclear Energy, “TRACG Qualification,” NEDO-32177, Revision 3, August 2007.		TRACG Ver.4

表 2.1-2　ＴＲＡＣＧコードの妥当性確認実績(個別効果試験，機器性能評価試験)

	試　験　項　目	
個別効果試験	ボイド率	Frigg of-64 試験
		Christensen サブクールボイド試験
		Wilson 及び Bartolomei 気泡上昇試験
		EBWR 試験
		PSTF レベルスウェル試験
		東芝低圧ボイド試験
		OntarioHydro ボイド試験
		CISE 水密度試験
	熱伝達	THTF 膜沸騰試験
		炉心スプレイ熱伝達(CSHT)
	対向流制限	CSHT 試験
	臨界流	Marviken 臨界流試験
		PSTF 臨界流試験
		Edwards ブローダウン
	圧力降下	ATLAS での圧力降下試験
	限界出力	流動振動試験
		加圧事象及び ABWR 再循環ポンプ全台トリップ試験
	自然循環及び安定性	FRIGG 試験
	反応度投入	SPERTⅢ試験
機器性能評価試験	ジェットポンプ性能	INEL 1/6 スケールのジェットポンプデータ
		BWR4 実規模１本ノズルジェットポンプデータ
		BWR5 実規模５本ノズルジェットポンプデータ
	気水分離器	実規模２段/３段気水分離器データ
	上部プレナム効果	SSTF 試験
	炉心スプレイ分布	SSTF 試験

表 2.1-3　ＴＲＡＣＧコードの妥当性確認実績(総合効果試験，ＢＷＲプラント試験)

	試　験　項　目
総合効果試験	TLTA 試験
	FIST 試験
	SSTF 試験
	ROSA-Ⅲ試験
	FIX-Ⅱ試験
	GIST 試験
ＢＷＲプラント試験	PEACH BOTTOM タービントリップ試験
	HATCH　２台ポンプトリップ試験
	HATCH　主蒸気隔離弁の閉止試験
	LASALLE 不安定事象
	LEIBSTADT 安定性試験
	NINE MILE POINT 不安定事象
	PEACH BOTTOM 安定性試験
	NINE MILE POINT ポンプ流量増加試験
	LEIBSTADT 給水流量喪失試験

2.2　解析モデル

この章では，ＢＷＲの原子炉内で生じる過渡変化において，過渡時のスクラム失敗事象（ＡＴＷＳ）を対象とした重要な物理現象の評価に必要となる基礎方程式及び解析モデルについて説明する。

2.2.1 モジュール構造

ＴＲＡＣＧは物理領域を主な単位としたモジュール構造を有し，モジュールを組み合わせることによる柔軟な形状模擬能力を持っている。このために，ＴＲＡＣＧには，モジュール化した基本的な熱水力コンポーネント，例えばベッセル，チャンネル，パイプ，Ｔ字管及び弁等がある。また，これらのコンポーネントを活用した気水分離器，ジェットポンプ及びポンプ等の原子炉内機器用のコンポーネントも用意されている。これらのコンポーネントは，システム模擬に当たっての構成要素として使用され，互いを組み合わせて接続する。これにより，ＢＷＲプラント又は試験体系のように，物理領域の内部で種々の熱流動現象が生起し，領域間の接続を通してそれらが輸送されるシステムを構成する。また，炉心においては，三次元中性子動特性モデルによる解析機能も有しており，ＢＷＲプラントの現実的な解析が可能となっている。

一例を図 2.2-1 に示す。この図では，ＢＷＲ５の原子炉圧力容器内及びそれに接続される配管をＴＲＡＣＧのコンポーネントで模擬している。コンポーネント群は流路又は熱伝達経路を通して互いに結合することができる。また，ＴＲＡＣＧには，複数の制御ブロックから構成されるモジュール化された制御系システムがある。制御ブロックは，互い同士又は熱水力コンポーネントと結合してＢＷＲの水位制御系のような複雑な制御系を構成できる。

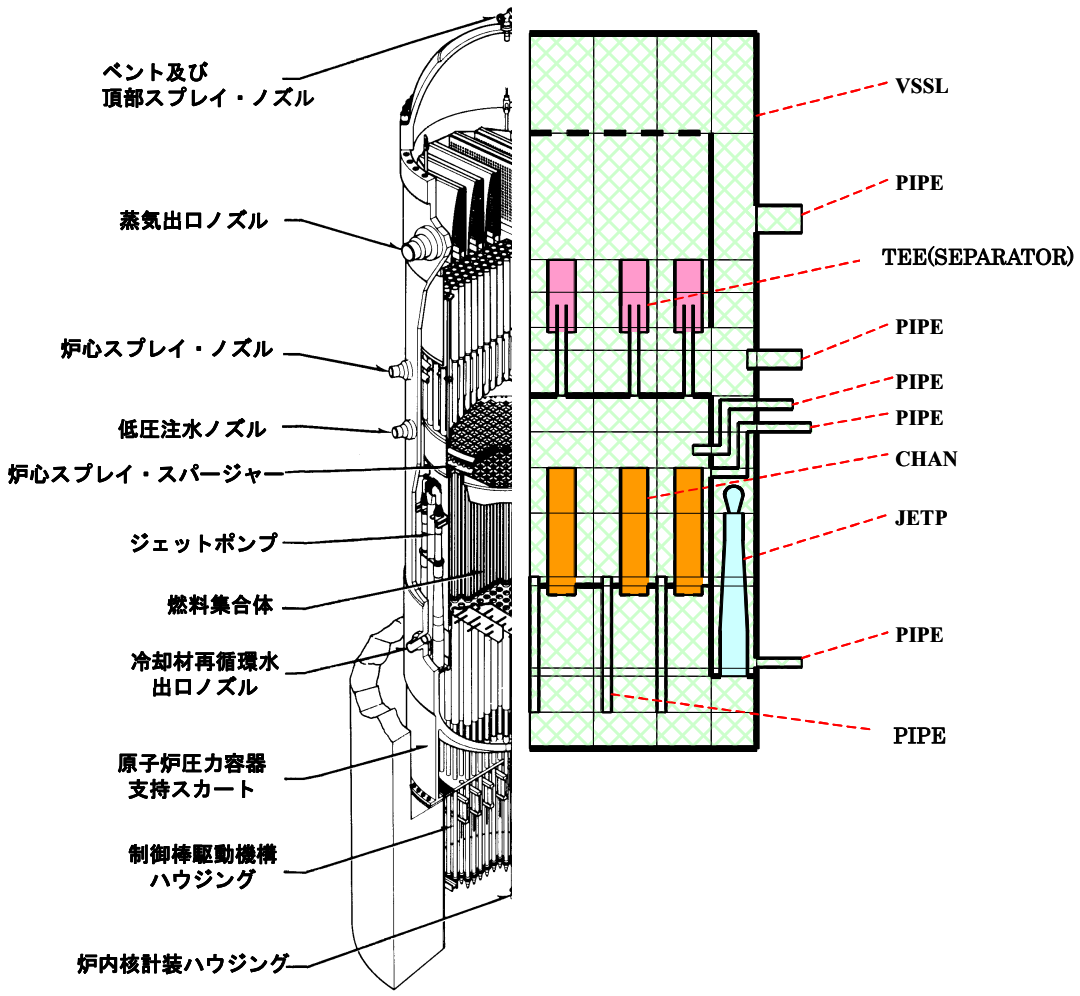


図 2.2-1　ＴＲＡＣＧによるＢＷＲ５の模擬

ＴＲＡＣＧは次に示すような熱水力コンポーネントを内蔵している。

PIPE　パイプ（PIPE）コンポーネントは，ＴＲＡＣＧ中で最も簡単なコンポーネントであり，管路中の流れに対する一次元熱水力モデル，及び管路壁における径方向熱伝導モデルを有している。

PUMP　ポンプ（PUMP）コンポーネントは，コンポーネント中のセル境界の一つにポンプモデルが含まれる点を除けば，パイプコンポーネントに類似している。ポンプモデルは，ポンプ速度及び流れに対しポンプが与える揚程を計算する。

VLVE　バルブ（VLVE）コンポーネントは，セル境界の一つの流路面積が弁の開閉を模擬するよう変化できる点を除けば，パイプコンポーネントに類似している。

TEE　Ｔ字配管（TEE）コンポーネントは，Ｔ字配管又はＹ字配管を構成するため，互いに連結した二つのパイプコンポーネントからなる。

気水分離器は，Ｔ字配管コンポーネントのオプションの一つである。１次分岐部はＢＷＲ気水分離器のスタンドパイプ及び胴部を構成する。一方，２次分岐部は液の排水流路を模擬する。気水分離器オプションが選択された場合，当該コンポーネント中の蒸気と液との分離を模擬するための特別なモデルが使用される。

JETP　ジェットポンプ（JETP）コンポーネントは，駆動流と吸込み流との相互作用及び混合を模擬するための特別なモデルを含む点を除けば，Ｔ字配管コンポーネントに類似している。

CHAN　チャンネル（CHAN）コンポーネントは，Ｔ字配管コンポーネントに基づき，燃料棒の模擬機能を有する。１次分岐部は加熱チャンネルを模擬し，燃料棒を含む。２次分岐部は，ＢＷＲ燃料チャンネル下部からの漏えい流路を模擬する。また，オプションの一つとして，内部分岐部で当該チャンネル内のウォータロッドを模擬できる。さらに，燃料棒内径方向熱伝導を解くための一次元モデルを有する。当該チャンネル中の発熱及び熱伝達に関する特別なモデルも有している。

HEAT　熱交換器（HEAT）は給水加熱器等を対象とする合成コンポーネントであり，その一次系側を構成するＴ字配管コンポーネントを基本要素とする。２次系側はパイプコンポーネントにより模擬される。熱交換器の１次側と２次側の間の熱伝達を模擬する特別なモデルを有する。熱交換器コンポーネントは，入力データ作成を容易にするために設けたものである。なお，熱交換器は，１次側及び２次側を模擬するよう入力データにより二つのコンポーネントを定義すれば，両者のセル間の熱伝達結合を用いて構成することもできる。

VSSL　ベッセル（VSSL）コンポーネントは，ＴＲＡＣＧにおける唯一の多次元コンポーネントである。二次元直交座標系，並びに二次元及び三次元の円柱座標系にてノード分割を行うことができる。ベッセルコンポーネント中の多次元流れを取り扱うため，多次元熱水力モデルが使用される。また，構造物を模擬する熱平板をベッセルコンポーネント中の種々の位置に組み込むことができる。例えば，集中定数化熱平板モデルについてはベッセルコンポーネント中のすべてのセル内に，一次元熱平板モデルについては軸方向又は半径方向に隣接するセル間境界面上に設置することができる。

ＴＲＡＣＧ中のすべてのコンポーネントは，同一の基本モデルを利用する。すなわち，すべての一次元コンポーネントが使用する共通の一次元熱水力モデルがある。多次元熱水力モデルはベッセルコンポーネントのみで使用されるが，このモデルは，一次元に縮約する

と一次元モデルと同一になる。また，すべての一次元コンポーネント中の壁面熱伝達，及びベッセルコンポーネント中の径方向ヒートスラブモデルで，一つの共通な熱伝導モデルを使用する。ベッセルコンポーネント内で軸方向ヒートスラブに対し使用する一次元熱伝導モデルも，離散化方法を除けば同様である。最後になるが，ＴＲＡＣＧ中には，ただ一組のせん断力及び熱伝達に対する構成式群があり，すべてのコンポーネントでこれを使用している。

2.2.2 基礎方程式とモデルの概要

ここでは，重要現象を評価するために必要となる解析モデルで，特に重要である基礎方程式，物理モデル又は構成式について説明する。

2.2.2.1 流体場の方程式

ＢＷＲの原子炉内で生じる過渡変化は，冷却水及び蒸気を流体成分とする二相流の下で生じる現象であるため，気液二相流からなる流体場を解く必要がある。また，ＡＯＯ及びＡＴＷＳでは，特に炉心中での重要現象がサブクール状態を含む熱的非平衡及び沸騰系であるため，主に界面せん断力に規定される気液間相対速度が位置によって大きく変化する非均質系を対象とし，さらに過渡変化の時定数に沿って状態が変化して行くため，これに追従できる流体場の方程式が必要とされる。

このような適用対象に対して適合する流体場の方程式には，二流体場に対する保存式が適切であることが知られており，対象とする質量，エネルギー及び運動量に関わる物理量の輸送量を決定するに際し，二相流二流体場の６個の方程式を解くことになる。ＴＲＡＣＧは，このような場の保存式に基づいて作成された解析コードである。

ＴＲＡＣＧでは，このような定式化により非平衡，非均質な二相流を直接取り扱うことができ，熱的平衡性及び相速度に先験的な仮定を導入しない定式化が可能となる。ただし，ＢＷＲの過渡及び事故に適用するに当たって問題とならない範囲で，場の保存式を簡略化する。例えば運動量保存式において，圧力に関し気相及び液相の圧力を等しく置く１圧力モデルを導入し，また，気液間の質量輸送に伴って生じる気液界面力を界面せん断力に対して無視する。さらにエネルギー保存式において，位置エネルギー，及び変動速度の平均化の過程で生じる変動エネルギー項を無視する。

空間次元に関しては，原子炉圧力容器を除くと一次元的な取扱いで十分であり，原子炉圧力容器のみ唯一三次元的な取扱いが必要となる。時間解法については完全陰解法の使用を推奨しているが，数値粘性による解析解の忠実度低下を抑制する観点から，オプションとして半陰解法を用いることもできる。

気相質量保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) = -\nabla\cdot\left(\alpha\,\rho_v\,\vec{v}_v\right) + \Gamma_g \tag{2.2-1}$$

液相質量保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t}\left[(1-\alpha)\rho_l\right] = -\nabla\cdot\left[(1-\alpha)\rho_l\,\vec{v}_l\right] - \Gamma_g \tag{2.2-2}$$

気相運動量保存式：

$$\alpha\rho_v\frac{\partial\vec{v}_v}{\partial t} + \alpha\,\rho_v\,\vec{v}_v\cdot\nabla\vec{v}_v = -\alpha\nabla P - \vec{F}_{wv} + \alpha\rho_v\,\vec{g} - \vec{f}_{lv} - \vec{f}_{VM} \tag{2.2-3}$$

液相運動量保存式：

$$\begin{aligned}(1-\alpha)\rho_l\frac{\partial\vec{v}_l}{\partial t} + (1-\alpha)\rho_l\,\vec{v}_l\cdot\nabla\vec{v}_l &= -(1-\alpha)\nabla P - F_{wl} \\ &\quad + (1-\alpha)\rho_l\,\vec{g} + \vec{f}_{lv} + \vec{f}_{VM}\end{aligned} \tag{2.2-4}$$

気相エネルギー保存式：

$$\begin{aligned}\frac{\partial}{\partial t}\left[\alpha\rho_v\left(e_v + \frac{v_v^2}{2}\right)\right] + P\frac{\partial\alpha}{\partial t} &= -\nabla\cdot\left[\alpha\rho_v\vec{v}_v\left(e_v + \frac{v_v^2}{2}\right)\right] \\ &\quad -\nabla\cdot\left(P\alpha\,\vec{v}_v\right) + q'''_{wv} + q'''_{iv} + \Gamma_g h_g\end{aligned} \tag{2.2-5}$$

液相エネルギー保存式：

$$\begin{aligned}\frac{\partial}{\partial t}\left[(1-\alpha)\rho_l\left(e_l + \frac{v_l^2}{2}\right)\right] - P\frac{\partial\alpha}{\partial t} &= -\nabla\cdot\left[(1-\alpha)\rho_l\vec{v}_l\left(e_l + \frac{v_l^2}{2}\right)\right] \\ &\quad -\nabla\cdot\left[P(1-\alpha)\vec{v}_l\right] + q'''_{wl} + q'''_{il} - \Gamma_g h_f\end{aligned} \tag{2.2-6}$$

ここで

α	：ボイド率
ρ_v，ρ_l	：気相密度，液相密度
v_v，v_l	：気相速度，液相速度
Γ_g	：界面を通じた質量生成率
P	：圧力
F_{wv}，F_{wl}	：気相及び液相へ作用する壁面摩擦力の成分
g	：重力加速度
f_{lv}	：界面せん断力
f_{VM}	：仮想質量
e_v ，e_l	：気相の内部エネルギー，液相の内部エネルギー
q_{wv}，q_{wl}	：壁面から気相及び液相への熱流量

q_{iv}，q_{il}　：界面から気相及び液相への熱流量
h_g，h_f　：飽和蒸気の比エンタルピ，飽和水の比エンタルピ
t　：時間

2.2.2.2 構造物についての場の方程式

ＴＲＡＣＧでは，体系中の燃料棒及び他の構造物に対する場の方程式として，熱伝導方程式を解く。構造物には，一次元コンポーネントに対するパイプコンポーネント壁，並びにベッセルコンポーネントの外壁及びベッセルコンポーネント中の内部熱平板が含まれる。一次元コンポーネントの壁において，内壁からの熱伝達は当該コンポーネント中の流体に向かう。一方，外壁からの熱輸送は，他の任意コンポーネント中の流体に向かうことができる。ベッセルコンポーネント中の内部熱平板は，ベッセル中の一つのセル内部に完全に含まれるか，軸方向又は径方向に位置する二つのセル間でその境界上に配置される。

ＴＲＡＣＧは直交座標系及び円柱座標系の一次元熱伝導モデルを用いており，燃料棒，二つのベッセル内径方向リングに接する二つの境界面をもつ２面ヒートスラブ，一次元コンポーネントの壁には円柱座標系を用いている。

直交座標系：

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z}\left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' \qquad (2.2\text{-}7)$$

円柱座標系：

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\, k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q''' \qquad (2.2\text{-}8)$$

ここで

ρ　：密度
C_p　：定圧比熱
T　：温度
r，z　：径方向位置，軸方向位置
k　：熱伝導率
q'''　：体積熱生成率

2.2.2.3 物理モデル又は構成式

二相流流動様式，サブクール沸騰，界面せん断力，界面熱伝達，界面積濃度，壁面摩擦，壁面熱伝達，臨界流，局所圧力損失，限界出力及びリウェットの物理モデル又は構成式については，旧バージョンである TRACG Ver.4 と同じであるため，ここでの説明は省略する[41]。物理モデル又は構成式は，米国においてＡＯＯ，安定性，ＡＴＷＳ等へ適用されており，十分な実績を有している。

2.2.2.4 中性子動特性方程式

ＴＲＡＣＧは，中性子エネルギー３群，遅発中性子先行核６群の三次元の時間依存中性子拡散方程式を解く。中性子束及び遅発中性子先行核濃度は，減速材密度，燃料温度，ほう素濃度及び／又は制御棒の変化に応じて，あらゆる（i, j, k）ノードで時間について求められる。ただし，燃焼度及びキセノン濃度分布は，過渡期間中で一定を仮定する。

ＴＲＡＣＧで使用する三次元中性子動特性モデルは，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードＡＥＴＮＡ[15), (17)]と同一のモデルを組み込んでおり，炉心の過渡解析を目的として時間依存の多群拡散方程式を解く。空間解法には静特性解析と同じ解析的多項式拡散ノード法を用い，時間解法には完全陰解法後退差分スキームを標準解法として周波数変換法とともに用いている。この時間解法は，無条件安定で大きな時間ステップを可能とする。過渡時の拡散方程式を解く際に時間ステップを比較的大きく取れるようにするため，遅発中性子先行核濃度は時間ステップ内で核分裂源が線形的に変化することを仮定して解析的に解かれる。非線形反復におけるノード法結合補正係数の更新ステップを大きくとることで更なる計算時間短縮が実現できる。

三次元時間依存中性子拡散方程式を以下に示す。

$$\frac{1}{v_g^i}\frac{\partial}{\partial t}\phi_g^i(x,y,z,t) = \nabla\cdot D_g^i(x,y,z,t)\nabla\phi_g^i(x,y,z,t) - \Sigma_{rg}^i(x,y,z,t)\phi_g^i(x,y,z,t)$$

$$+ \frac{\chi_g^p}{k_{eff}}\left(1-\beta^i\right)\sum_{g'}\nu\Sigma_{fg'}^i(x,y,z,t)\phi_{g'}^i(x,y,z,t)$$

$$+ \sum_{g'<g}\Sigma_{sg'\to g}^i(x,y,z,t)\phi_{g'}^i(x,y,z,t)$$

$$+ \sum_{m=1}^{6}\chi_g^m\,\lambda_m^i\,C_m^i(x,y,z,t) + \chi_g^{ext}\,q_{ext}^i(x,y,z,t) \qquad (2.2\text{-}9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}C_m^i(x,y,z,t) = \frac{\beta_m^i}{k_{eff}}\sum_{g'}\nu\Sigma_{fg'}^i(x,y,z,t)\phi_{g'}^i(x,y,z,t) - \lambda_m^i C_m^i(x,y,z,t) \qquad (2.2\text{-}10)$$

ここで

$D_g^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 g 群拡散係数
$\Sigma_{rg}^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 g 群除去断面積
$\Sigma_{fg}^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 g 群核分裂断面積
ν	：核分裂当たりの発生中性子数
$\Sigma_{sg'\to g}^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 g' 群から g 群への散乱断面積
$C_m^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 m 群遅発中性子先行核濃度
$\phi_g^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 g 群中性子束
$q_{ext}^i(x,y,z,t)$	：時刻 t におけるノード i の第 g 群外部中性子源

v_g^i ：時刻 t におけるノード i の第 g 群中性子速度

χ_g^p ：第 g 群即発中性子核分裂スペクトル

k_{eff} ：初期定常時の実効増倍率

β_m^i ：ノード i の第 m 群遅発中性子生成率（$\beta^i = \sum_{m=1}^{6} \beta_m^i$）

χ_g^m ：第 m 群遅発中性子核分裂スペクトル

λ_m^i ：ノード i の第 m 群遅発中性子先行核崩壊定数

χ_g^{ext} ：第 g 群外部中性子源核分裂スペクトル

中性子動特性モデルでは，炉心中の出力分布を直交三次元（x-y-z）系で計算するが，その際に燃料温度及び冷却材密度の変化，並びに制御棒移動を考慮する。チャンネル熱水力及び燃料熱伝達に関わるモデルでは，炉心を並行多チャンネルとして模擬し，それぞれのチャンネルが複数の燃料集合体をもつように関係付ける。また，状態量は各チャンネルの各軸方向ノードで解く。チャンネル群の水力的な境界条件は，解析コード中の炉心外モデルにて定める。各コンポーネントは，図 2.2-2 に示したデータを通じて結合される。

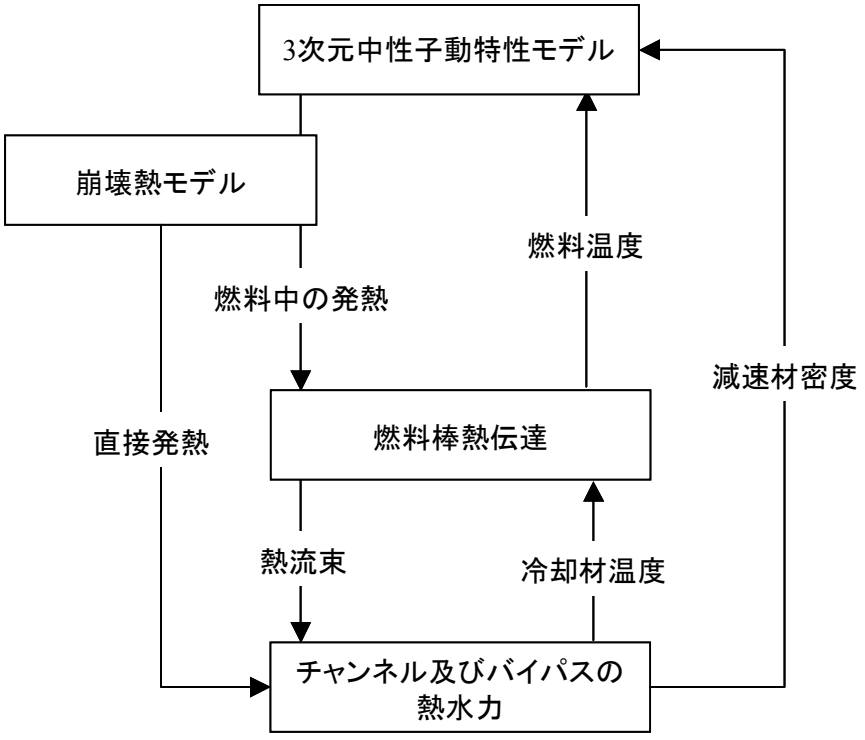


図 2.2-2　ＴＲＡＣＧのモデル間でのデータの流れ

中性子動特性モデルにおけるノード分割は，径方向には１燃料集合体当たり１ノード，軸方向には 24 又は 25 ノードをとる。しかし，熱水力及び熱伝達に対するチャンネル，つまりＴＲＡＣＧ中のチャンネルコンポーネントに対するノード分割は，水平の (x-y) 方向で，中性子動特性モデルのそれと比較して粗い。すなわち，熱水力的及び幾何形状的に類似した状態量をグループにまとめ平均化して一つのコンポーネントとしている。このため，チャンネルコンポーネント数は燃料集合体数より少なくなる。中性子動特性モデルからチャンネルモデルへのデータの流れは平均化を通じてなされる。また，熱水力から中性子動特性モデルへのデータの流れは図 2.2-2 に示したように減速材密度及び燃料温度である。

ＴＲＡＣＧの三次元中性子動特性モデルにおける計算では，減速材密度及び燃料温度の変化をチャンネルモデルが与える。バイパス水密度はベッセルコンポーネントから得られるが，チャンネル及びウォータロッドの水密度を体積で重み付けして組み合わせ，ノード平均の相対水密度を与える。

ＴＲＡＣＧのほう素モデルでは，ほう素の微視的断面積及び数密度を用いて吸収断面積を補正することによりボロン反応度を考慮し，ほう素の混合については質量保存式を取り扱うことにより，液相の流れ場とともに移動する溶質として考慮している。

ＴＲＡＣＧでは，核モデル及び熱水力モデルで原子炉圧力容器内を三次元的に取り扱い，熱水力モデルでは二相流二流体場の６個の方程式により，質量，運動量及びエネルギーについて液相及び気相を個別に取り扱うことができるので，核熱結合による密度波振動から生じる中性子束振動を評価することが可能である。

3　　解析結果の例示

この章では，ＡＴＷＳを対象とした評価で重要な物理現象を考慮に入れて，TRACG Ver.5が前バージョンの TRACG Ver.4 から改良された核動特性モデルの確認，ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴで取り扱うことができない振動現象の評価，国内のＢＷＲ及びＡＢＷＲの評価，並びにＡＴＷＳにおいて特徴的な事象であるＳＬＣの評価に関する観点で，参考解析結果を例示する。

3.1　PEACH BOTTOM タービントリップ試験

1977 年４月，Peach Bottom 原子力発電所２号機において，特別に計装された３件のタービントリップバイパス弁作動試験が，低出力レベルで実施された[37]。試験は，過渡解析コードのための妥当性確認データを取得するために設計されており，ＥＰＲＩが後援する中で，ＧＥＨ及びフィラデルフィア電力会社により実施された。試験条件は，モデルの妥当性確認用データの量を最大化しつつ，許容可能な設計値の範囲内での燃料の運転を確実にするように選定された。試験の主目的は，急速加圧事象時における主蒸気配管の動力学的効果についての高品質の試験データを取得することにあった。試験は，中性子束高でスクラムが開始するよう直接スクラム（タービン止め弁開度スイッチにより開始されることになるスクラム）を無効化して実施された。発電用原子炉の通常運転と異なるこの条件は，モデルと試験データとの間で有意な比較が行えるよう，中性子束を十分に大きく増加させるために必要であった。

3.1.1　試験の説明

表 3.1-1 に，３件のタービントリップ試験の初期条件及びスクラム設定点を示す。試験の初期条件は，定格炉心流量近傍で一連の出力を増加させる形で選定された。２回目の試験に先立ってキセノン過渡現象のため，計画出力レベルの１％以内に出力を保持するのに，炉心流量を減少させることが必要となった。各々のタービントリップ試験はタービン止め弁（以下「ＴＳＶ」という。）の急閉で開始され，ＴＳＶ閉によるスクラム信号をバイパスして中性子束スパイクが得られた。再循環ポンプのトリップは TT3 を除いて防止された。中性子束が中性子束高スクラムのセットポイントに到達したとき，スクラムが生じ中性子束の減少が起こった。ＴＳＶ閉後すぐにタービンバイパス弁が開き始め，原子炉圧力容器からの蒸気インベントリの開放により圧力上昇が徐々に軽減された。

表 3.1-1　Peach Bottom タービントリップ試験の条件

条件	炉心出力		炉心流量		中性子束高スクラム設定
	(MWt)	(定格比%)	(kg/s)	(定格比%)	(定格出力比%)
定格	3,293	100	12,915	100	―
TT1	1,562	47.4	12,764	98.8	85
TT2	2,030	61.6	10,445	80.9	95
TT3	2,275	69.1	12,839	99.4	77

3.1.2 解析モデル

Peach Bottom２号機のタービントリップ試験のＴＲＡＣＧ解析は，標準的なノード分割手法を使用して実施した[16]。試験が実施された時点で，炉心には 576 体の７×７及び 188 体の８×８燃料集合体が装荷されていた。炉心は上部及び／又は下部プレナムにおける熱水力的特徴の変化を模擬するために径方向に三つのリングに分割した。ＴＲＡＣＧ計算では，燃料集合体を８個の CHAN コンポーネントで模擬した。燃料集合体のグループ分割を表 3.1-2 に示す。３件の試験の模擬解析で燃料集合体のグループ分割は異なっている。各 CHAN コンポーネントでは，同じタイプ（すなわち７×７又は８×８），類似した出力，及び同様な径方向位置（VSSL コンポーネント中の同じリング）の一群の燃料集合体を模擬した。初期の定常状態は，燃料集合体核特性計算コードＬＡＮＣＲ[33),(38)]及び三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードＡＥＴＮＡ[15),(17)]によってプラントのトラッキング計算により作成した[42)]。ＴＲＡＣＧの中性子束計算モデルはＡＥＴＮＡと同じである。このように，本解析は炉心設計コードを含むコードシステムとして行われており，より高品質な安全評価パラメータの評価を可能としている。

3.1.3 試験データとの比較

コードの妥当性確認の観点からすると，Peach Bottom タービントリップ試験での測定値とＴＲＡＣＧ解析結果との比較では，中性子束が最も重要な変数である。中性子束は過渡時の限界出力比及びその予測に必要なパラメータを決定する上で，また，炉心圧力の正確な計算，並びにドップラ，スクラム及びボイド反応度フィードバック現象を正確に表す上で，第一に重要なパラメータである。

全中性子束について，測定値と計算値を３試験で比較して図 3.1-1 から図 3.1-3 に示すとともに，表 3.1-3 にまとめる。ここで，全中性子束は核分裂断面積を重みとして中性子束をエネルギーについて積分したものを意味しており，核分裂出力と同じである。

表 3.1-3 は，中性子束ピーク値についてＴＲＡＣＧ計算値と試験の測定値とを比較している。中性子束の測定値は，文献(37)の図 6-7 から図 6-9 までの“炉心平均ＬＰＲＭ信号”をデジタル化して得た。中性子束ピークの計算値は，試験値に対して約[redacted]高い TT2 から約[redacted]高い TT1 までの範囲にある。３試験に対し，ＴＲＡＣＧは標準偏差約[redacted]で平均約[redacted]ピーク中性子束を過大評価する。

中性子束の時間積分値は，過渡時の限界出力比を正確に予測するためのＴＲＡＣＧの能力を測るには，中性子束ピーク値よりもよい指標である。図 3.1-4 に数値的に積分した中性子束を時間に対しプロットして示す。すべての試験においてＭＣＰＲは１秒前後で最小値となることから，計算値と測定値間の１秒前後の積分値に注目すると，TT1 では計算値が測定値と大変よく一致している。一方，TT2 及び TT3 では計算値が過大評価している。すべての試験において流量はほぼ一定に保たれ，着目する時間領域において同等であることから，核分裂出力積分値の評価がＭＣＰＲの評価に影響のある唯一の因子である。

Peach Bottom タービントリップ試験に対し，原子炉ドーム圧についての測定値と計算値の比較を図 3.1-5 から図 3.1-7 に示す。３試験の全てに対し，過渡変化の全域にわたって，ＴＲＡＣＧが原子炉ドーム圧を妥当な範囲で予測している。中性子束は炉心圧力上昇に伴うボイドの消滅により増加する。信頼性のある安全評価パラメータの評価のために，事象開始から１秒後にＭＣＰＲが最小値に達することから，１秒前までの圧力上昇の再現も重要である。初期の圧力上昇，最初及び引き続く圧力振動の大きさ及びタイミング，並びにドーム圧のピーク値を,いずれも妥当な範囲で予測している。圧力振動を正確に予測することは，蒸気配管内の動的応答の詳細を，ＴＲＡＣＧの蒸気配管モデルが正しく模擬することを示している。ドーム圧ピーク値を妥当な範囲で予測することで，バイパス弁特性について，ＴＲＡＣＧモデルの妥当性が確認される。

3.1.4 結論

Peach Bottom２号機での３件のタービントリップ試験において，原子炉の加圧及び中性子束の応答をＴＲＡＣＧの解析結果と比較し，試験結果を十分に再現できることを確認した。また，ＭＣＰＲの計算にとって重要なパラメータである中性子束の時間積分量が，適切に，又は幾分か保守的に予測されることを確認した。これらの結果より，運転中のＢＷＲの過渡的な挙動を予測するためにＴＲＡＣＧを使用することは妥当であることが示された。

表 3.1-2　Peach Bottom タービントリップ試験 TRACG 解析用燃料集合体グループ分割

表 3.1-3　Peach Bottom タービントリップ試験における中性子束の比較

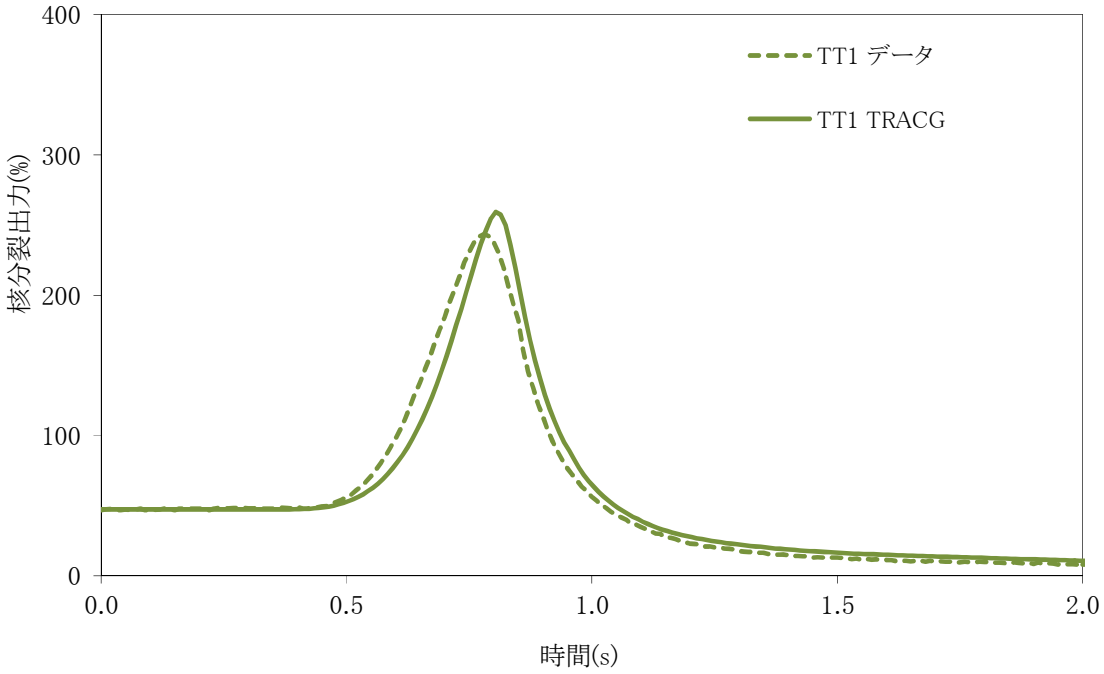


図 3.1-1　Peach Bottom タービントリップ試験１に対する核分裂出力応答

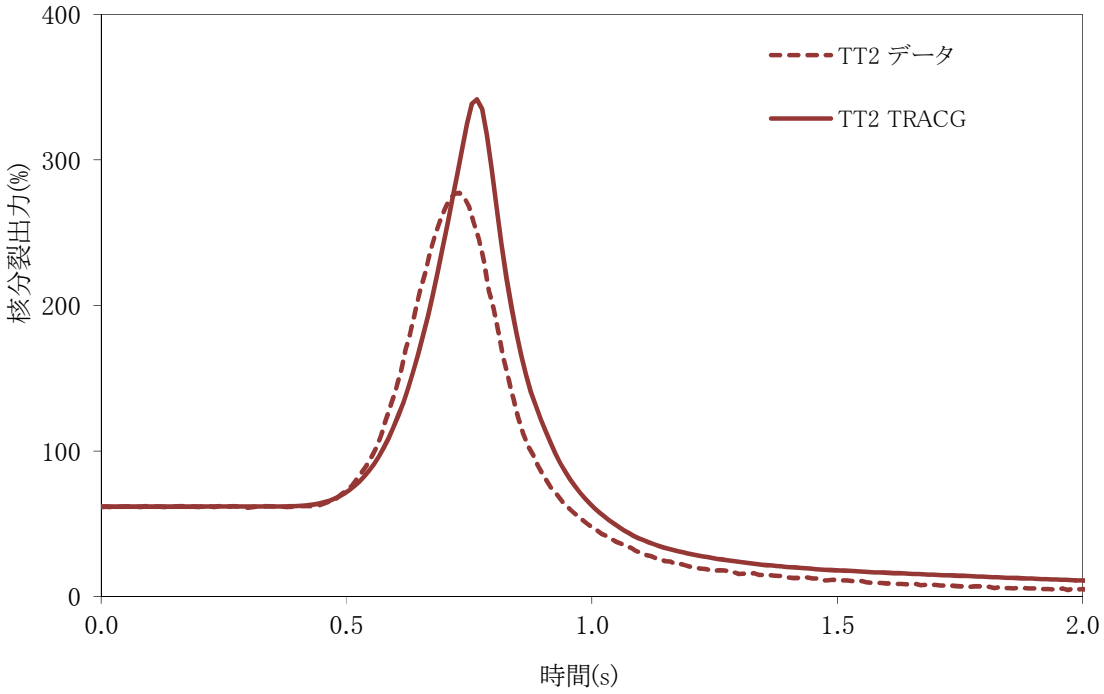


図 3.1-2　Peach Bottom タービントリップ試験２に対する核分裂出力応答

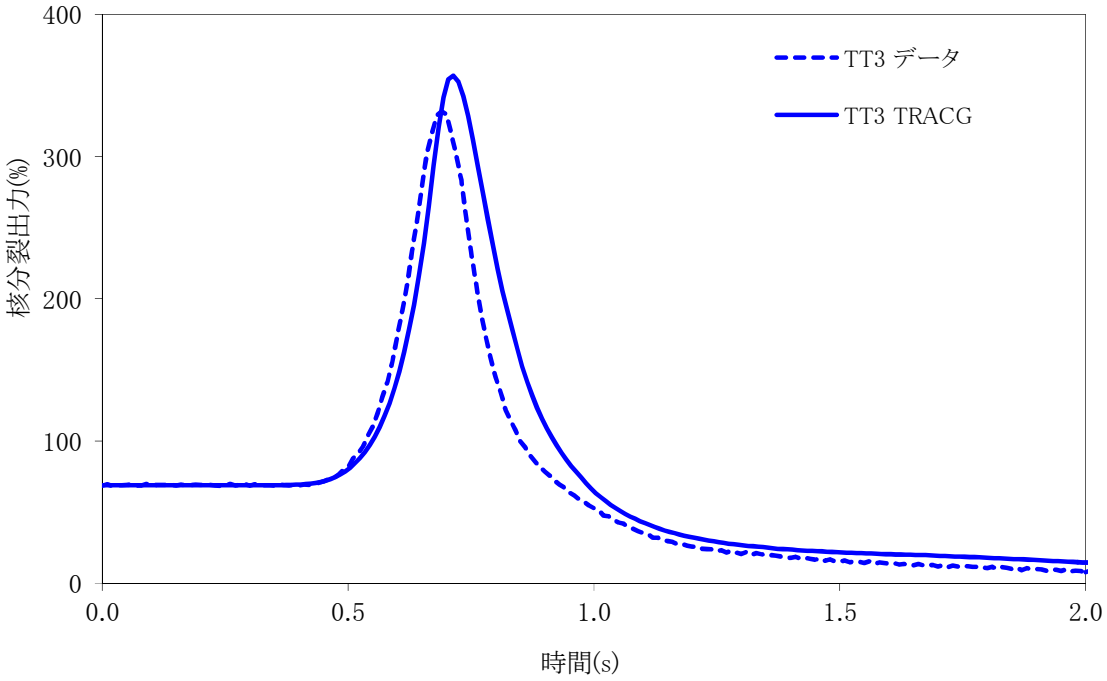


図 3.1-3　Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対する核分裂出力応答

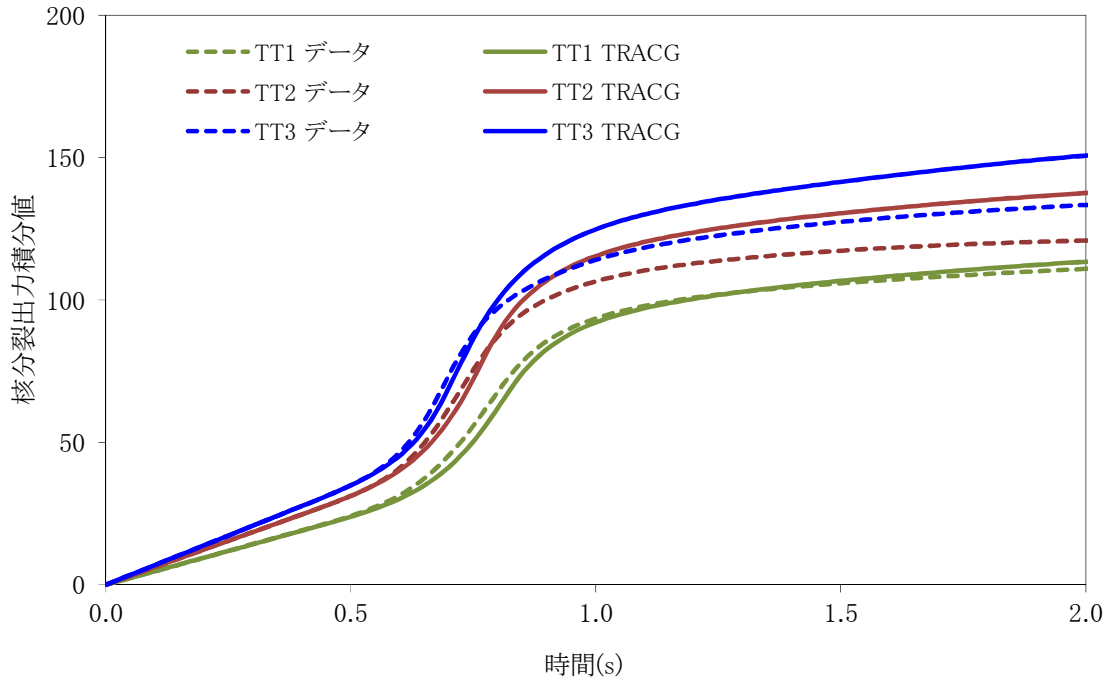


図 3.1-4　Peach Bottom タービントリップ試験 1，2 及び 3 に対する核分裂出力の積分量の応答

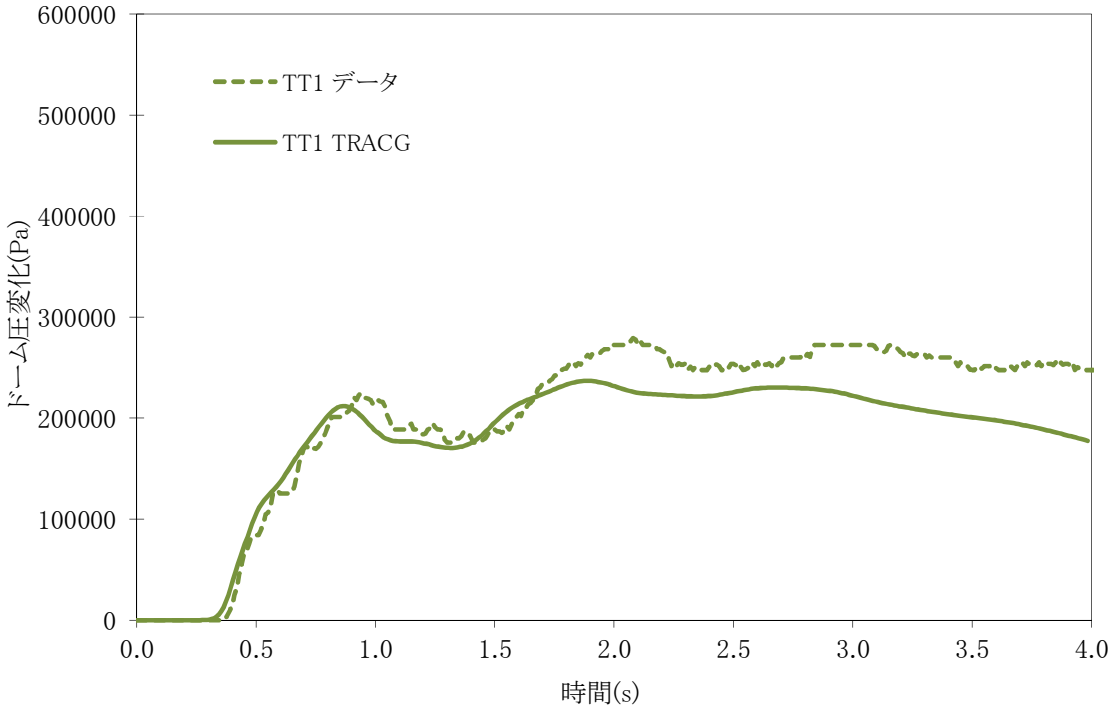


図 3.1-5　Peach Bottom タービントリップ試験１に対するドーム圧変化

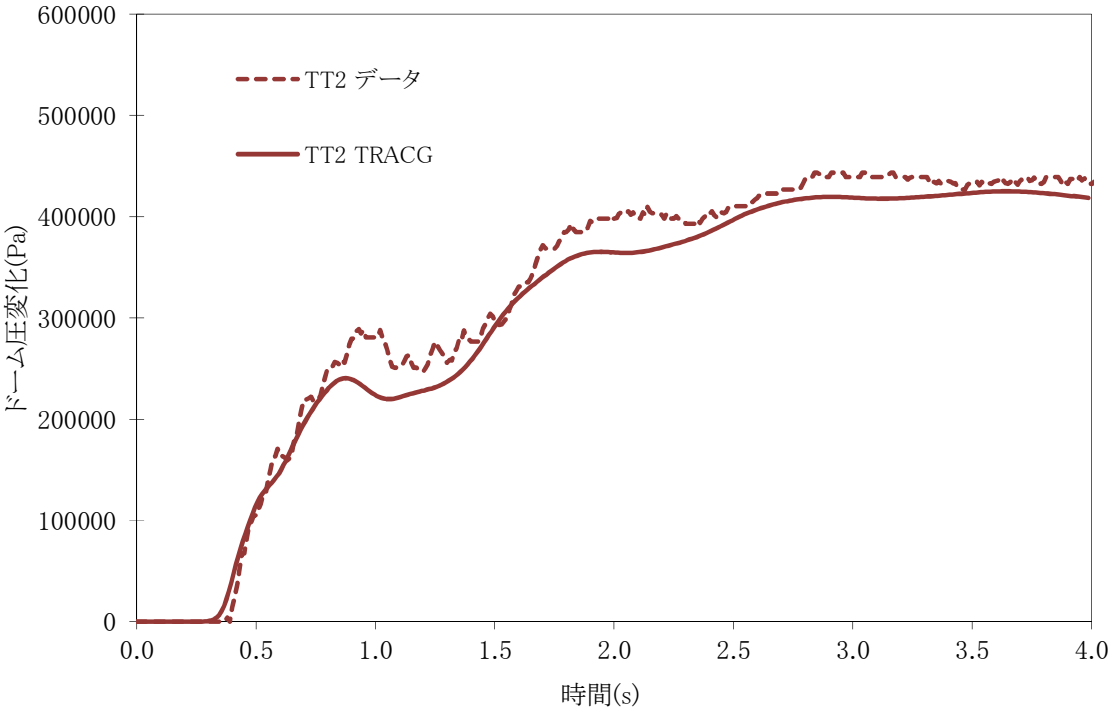


図 3.1-6　Peach Bottom タービントリップ試験２に対するドーム圧変化

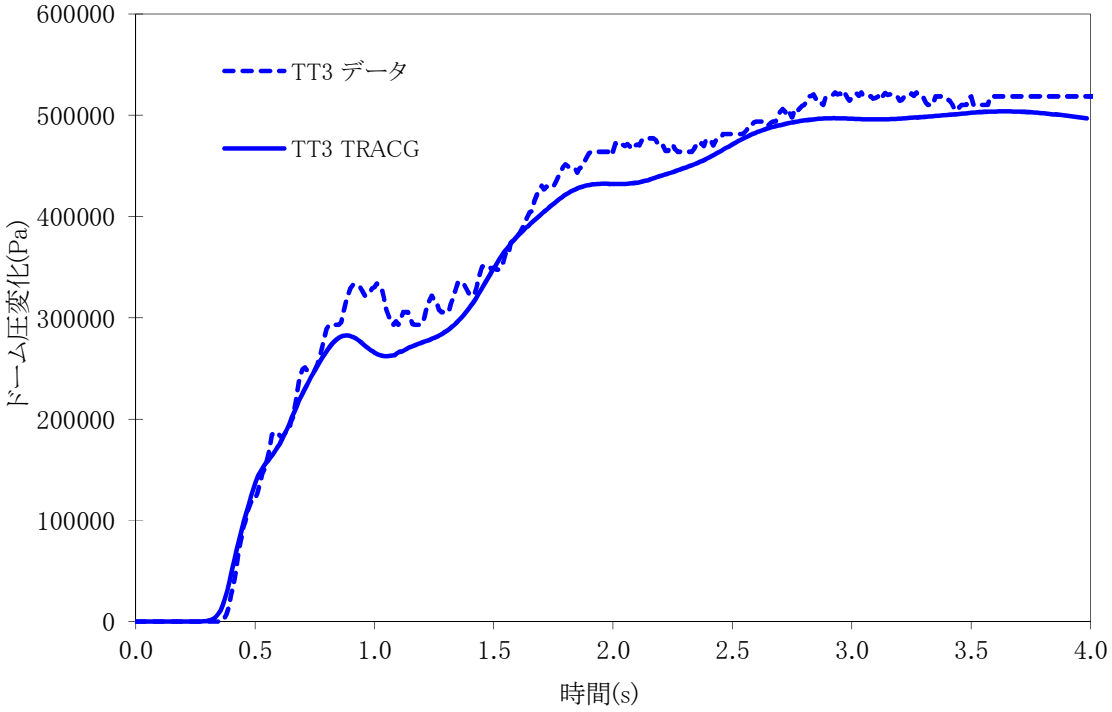


図 3.1-7　Peach Bottom タービントリップ試験３に対するドーム圧変化

3.2　LASALLE 不安定事象

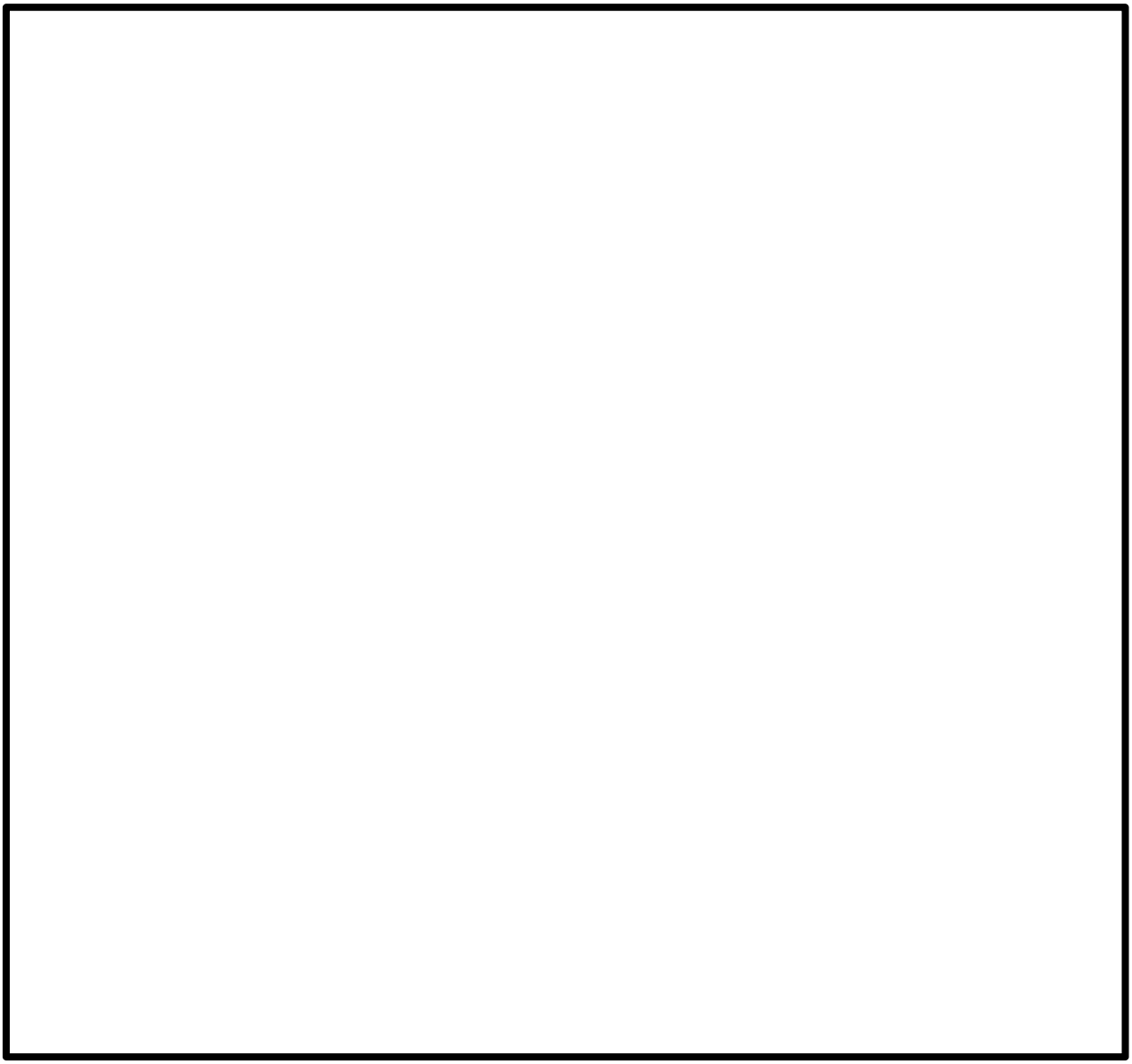
1988 年３月に米国 LaSalle-2 号機で発生した不安定事象[39]からは，炉心一体での振動（corewide oscillation）に関する安定性解析，及び，プラント過渡応答解析の妥当性を確認するために有効なデータが得られている。表 3.2-1 に事象発生時のプラント条件が示されている。原子炉は 84%定格出力／76%定格流量で運転されていた。本事象は，再循環ポンプが両系トリップしたことで流量が減少し，自然循環状態となったときに発生した。流量の減少により炉心平均出力は 40%近くまで減少し，この影響による主蒸気管流量の減少は給水加熱の減少に繋がった。給水加熱の減少により，炉心平均出力は 45%まで上昇すると同時に，炉心下部での出力ピーキングは増大した。炉心全体での振動は，ポンプトリップから約５分後に検知され，ＡＰＲＭ高スクラムが約７分後（事象発生から 410 秒）に発生した。

本事象に関するＴＲＡＣＧ模擬性能の評価に利用されたデータは，次の二つに分類される。第１の分類は，事象開始後の６分間に亘り１分ごとに記録された主蒸気管流量，炉心流量，ドーム圧力，原子炉水位，給水流量，給水温度である。第２の分類は，スクラム直前の１分間，連続的に記録された出力，炉心流量，原子炉水位，給水流量である。給水制御弁（actuator valve）が故障していたことが事象発生後に確認されている。これは，事象発生中に観測された給水流量の 35 秒間の大きな揺れと整合しているばかりでなく，原子炉スクラム直前の１分間に記録された出力，炉心流量，原子炉水位の変動とも対応している。

3.2.1　ＴＲＡＣＧ解析モデル

ＢＷＲ５である LaSalle-2 不安定事象についてのＴＲＡＣＧ解析は，標準的なノード分割（燃料有効部を軸方向 25 ノードに均等分割する。）を修正することにより行われた。安定性への適用であることを考慮に入れ，燃料チャンネルのノード分割は，下部加熱４ノードをそれぞれ四つのサブノードに分割し，それより下流側６ノードをそれぞれ二つのサブノードに分割する（燃料有効部を軸方向 43 ノードに非均等分割する：ノード高さが上流側から下流側にかけて３段階で大きくなる）ように修正された。この修正により，沸騰境界における密度波についての解析精度が改善された。図 3.2-1 に本事象の模擬に用いられたチャンネルグルーピングが示されている。炉心内の 764 体の燃料集合体は，それぞれが八つの平均的な水力特性を有するチャンネル（CHAN コンポーネント）に振り分けられた。燃料集合体のグループ化は，集合体タイプ及び出力ピーキングに基づいて行われた。実炉での三次元出力分布の変化を推定することを目的として，ＡＰＲＭとＬＰＲＭの応答模擬がＴＲＡＣＧ制御系モデルを利用することにより行われた。

3.2.2 試験データとの比較



3.2.3 結果の考察

3.2.4 結論

LaSalle 不安定事象についてのＴＲＡＣＧ模擬計算により，ＴＲＡＣＧはＲＥＤＹ／ＳＣＡＴで取り扱うことができない炉心一体振動を再現することができた。

表 3.2-1　LaSalle2 不安定事象の初期条件

出力 (MWt)	炉心流量 (kg/s)	ドーム圧力 (MPa)	給水温度 (K)	給水流量 (kg/s)
2,801	10,332	6.878	478	1,460

表 3.2-2　ＡＰＲＭの比較

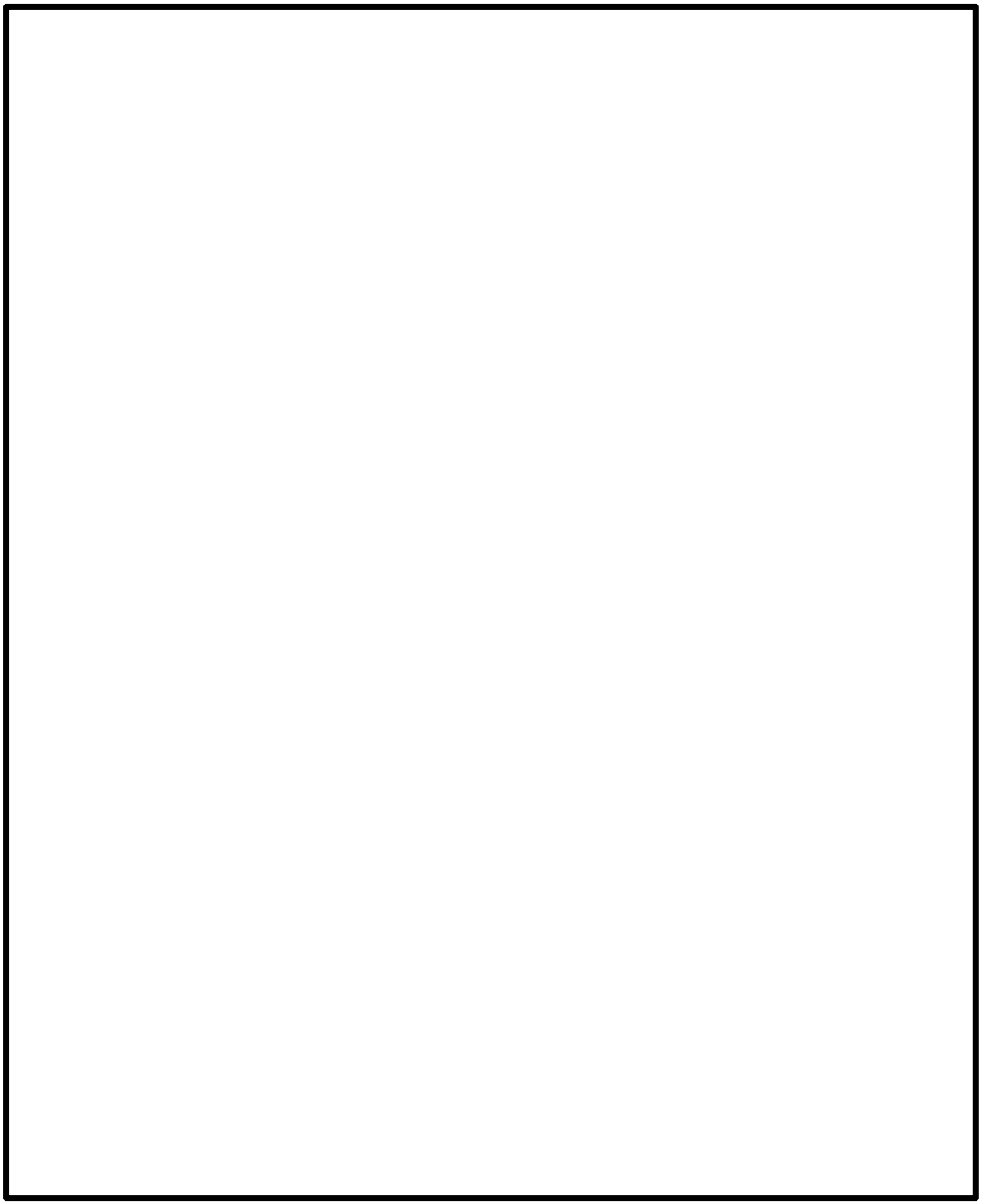


図 3.2-1　LaSalle-2 不安定事象模擬のためのＴＲＡＣＧによるチャンネルグルーピング

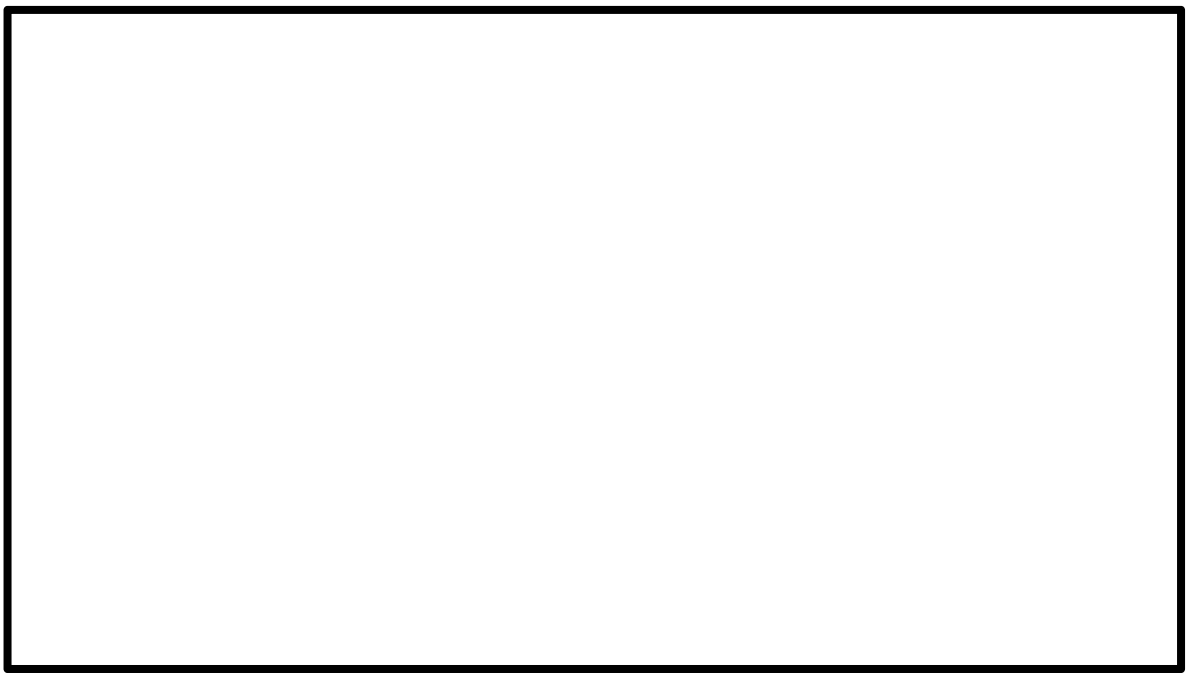


図 3.2-2　ＴＲＡＣＧによる炉心出力の時間変化

図 3.2-3　ＴＲＡＣＧによるＡＰＲＭの時間変化

図 3.2-4　ＴＲＡＣＧによる炉心流量時間変化とプラントデータとの比較

図 3.2-5　ＴＲＡＣＧによるドーム圧力時間変化とプラントデータとの比較

図 3.2-6　ＴＲＡＣＧによる給水温度時間変化とプラントデータとの比較

図 3.2-7　ＴＲＡＣＧによる給水流量時間変化とプラントデータとの比較

図 3.2-8　ＴＲＡＣＧによる主蒸気管流量時間変化とプラントデータとの比較

図 3.2-9　ＴＲＡＣＧによる原子炉水位時間変化とプラントデータとの比較

図 3.2-10　ＴＲＡＣＧによるＡＰＲＭとプラントデータとの詳細比較

図 3.2-11　ＴＲＡＣＧによる給水流量とプラントデータとの詳細比較

図 3.2-12　ＴＲＡＣＧによる炉心流量とプラントデータとの詳細比較

図 3.2-13　ＴＲＡＣＧによる原子炉水位とプラントデータとの詳細比較

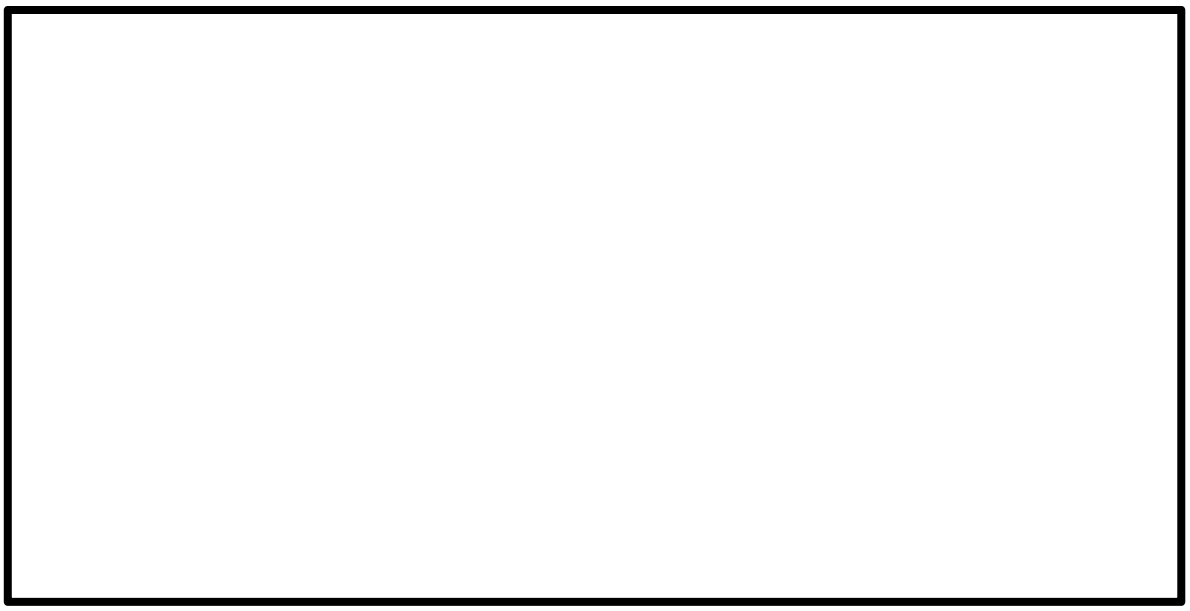


図 3.2-14　ＴＲＡＣＧによる炉心入口温度の時間変化

3.3　福島第二原子力発電所２号炉起動試験

日本国内のＢＷＲは従来型ＢＷＲとＡＢＷＲに大別することができる。両者は主に再循環系の構成が異なるため，ＡＯＯ挙動も異なり個別に検証することが必要である。本節では従来型ＢＷＲの代表例として熱出力 3,293MWt の福島第二原子力発電所２号炉について取り上げる。同炉の諸元表を表 3.3-1 に示す。

対象とした試験は，圧力上昇過渡時の発電機負荷遮断試験（以下「ＬＲＷＢ」という。），流量減少過渡時の再循環ポンプトリップ試験（再循環ポンプ２台中１台トリップ（以下「１ＲＰＴ」という。））の２ケースとした。図 3.3-1，図 3.3-2 に各試験の事象進展図を示す。

3.3.1　ＴＲＡＣＧ解析モデル

ＴＲＡＣＧではＶＳＳＬコンポーネントによって原子炉圧力容器のモデル化を三次元的に行うことができる。従って本解析における原子炉圧力容器のモデル化は軸方向を 15 領域，径方向を円柱状に４領域に分割した。また，燃料チャンネルについては CHAN コンポーネント，主蒸気管は一次元コンポーネントの TEE，VLVE，FILL，BREK 等により行った。従来型ＢＷＲの原子炉圧力容器のノーディングを図 3.3-3 に，燃料チャンネルのノーディングを図 3.3-4 に，主蒸気管のノーディングを図 3.3-5 に示す。これらのノーディングに従いＴＲＡＣＧの解析を実施した。

ＴＲＡＣＧの炉心状態はＡＥＴＮＡにより初期化され，過渡計算ではＴＲＡＣＧ自身の三次元核動特性モデルによって計算される。燃料チャンネルについて，核計算は全チャンネルが独立に計算されるが，熱水力計算は燃料チャンネルの出力に応じて幾つかのグループに分け，複数の燃料チャンネルをまとめて計算する。

再循環流量制御，給水流量制御，炉心圧力制御等のコントロールシステム，及び安全保護系等についてはコントロールブロックによってモデル化を行う。

3.3.2　試験データとの比較

発電機負荷遮断試験に関する比較を図 3.3-6 に，再循環ポンプトリップ試験に関する比較を図 3.3-7 に示す。

3.3.3　結果の考察

発電機負荷遮断試験については，中性子束，炉心流量，主蒸気流量，給水流量，原子炉圧力，原子炉水位それぞれの時間変化をＴＲＡＣＧの解析結果と比較した。中性子束（ＡＰＲＭ応答）について見ると，スクラムにより速やかな低下傾向を示し，[redacted]の範囲で一致する。また，各パラメータの変化傾向，最大値の発生時間等が同等であり，試験結果を十分に再現できることを確認した。

再循環ポンプトリップ試験についても，中性子束，主蒸気流量，給水流量，原子炉圧力，原子炉水位，再循環ループ流量それぞれの時間変化をＴＲＡＣＧの解析結果と比較した。中

性子束（ＡＰＲＭ応答）は，再循環ポンプトリップによる流量低下により速やかな低下傾向を示し，その後整定する。中性子束の変動が大きい事象初期において[redacted]，その後の出力が整定する時間領域では[redacted]の範囲で一致する。また，各パラメータの変化傾向，最大値の発生時間等が同等であり，試験結果を十分に再現できることを確認した。

3.3.4　結論

上記で提示した発電機負荷遮断試験及び再循環ポンプトリップ試験についてＴＲＡＣＧでは十分に試験結果を再現できることを確認した。これらの結果より過渡的な挙動解析にＴＲＡＣＧを使用することは妥当である。

表 3.3-1　福島第二原子力発電所２号炉の諸元表

原子炉タイプ	ＢＷＲ５
電気出力(MWe)	1,100
熱出力(MWt)	3,293
燃料集合体体数	764
炉心流量(t/h)	48,300
原子炉ドーム圧力(MPa(gage))	6.93
再循環ポンプ台数	２(External loop)

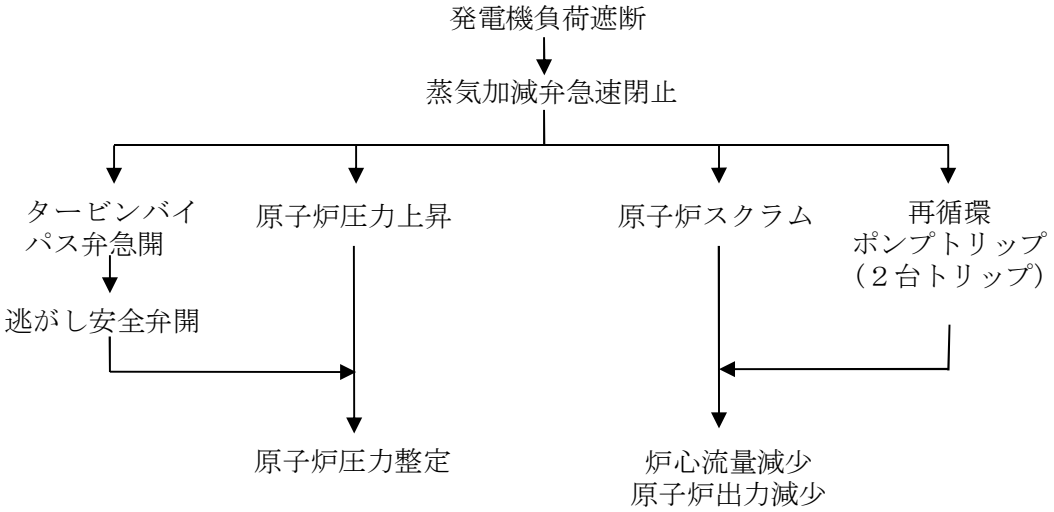


図 3.3-1　福島第二原子力発電所２号炉におけるＬＲＷＢ事象進展図

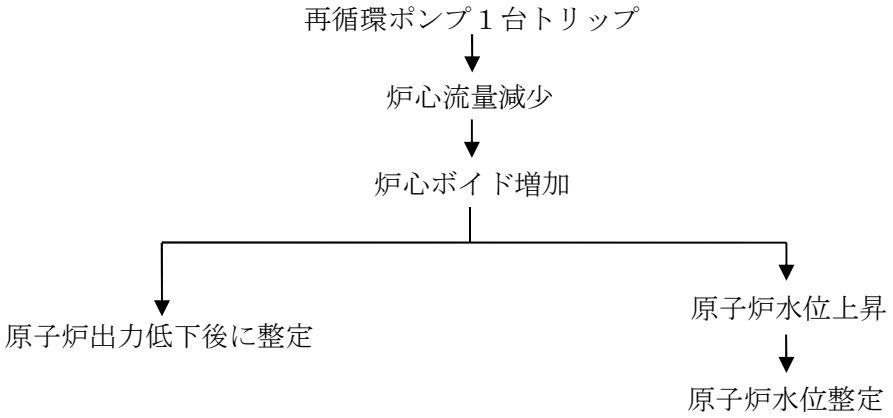


図 3.3-2　福島第二原子力発電所２号炉における１ＲＰＴ事象進展図

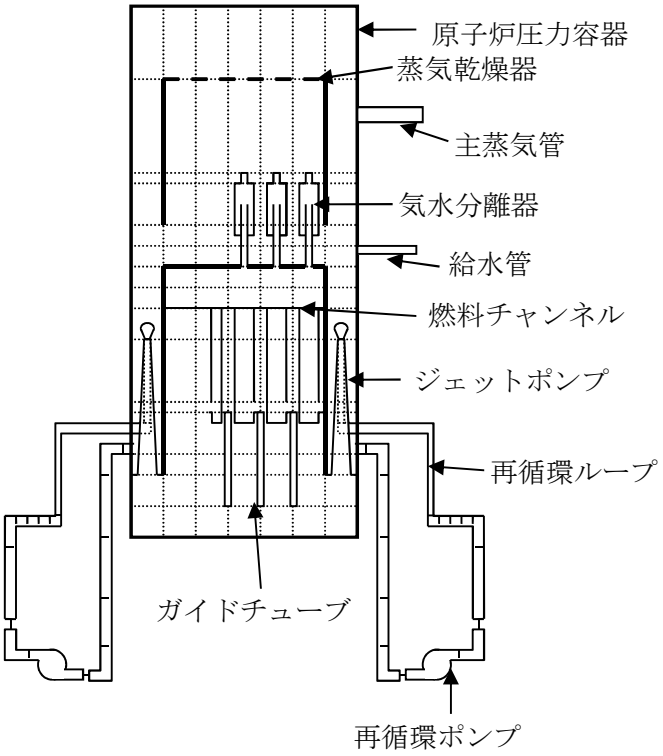


図 3.3-3　福島第二原子力発電所２号炉の原子炉圧力容器ノーディング図

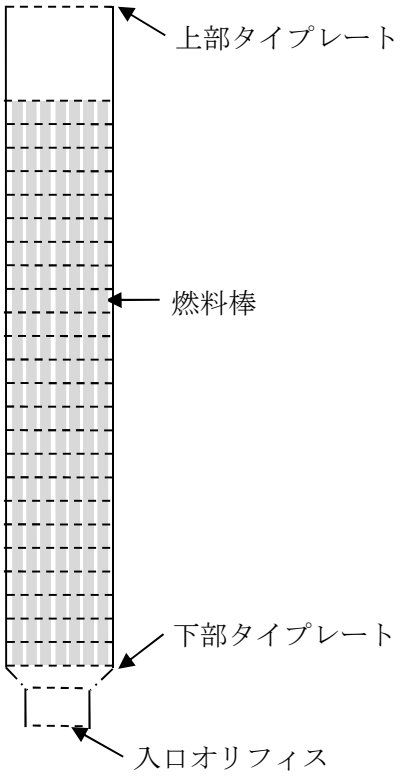


図 3.3-4　福島第二原子力発電所２号炉の燃料チャンネルノーディング図

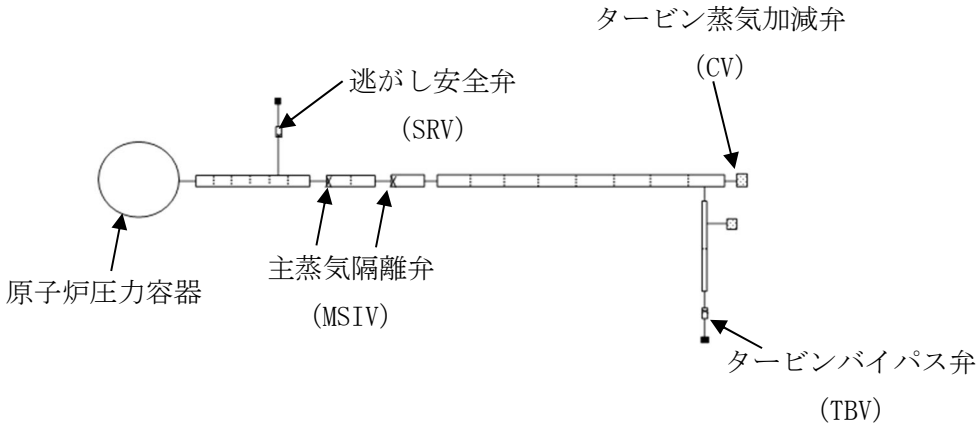


図 3.3-5　福島第二原子力発電所２号炉の主蒸気管ノーディング図

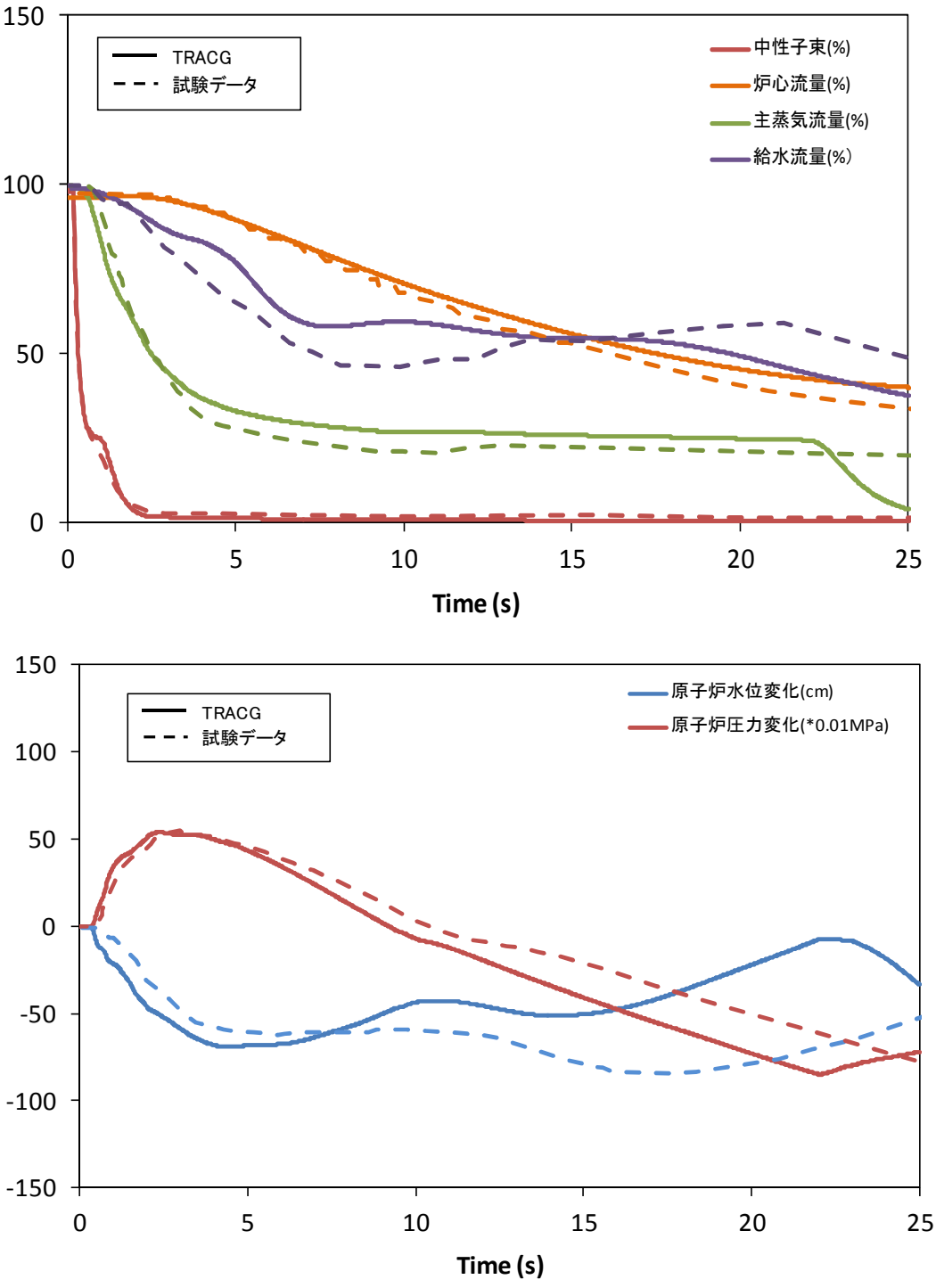
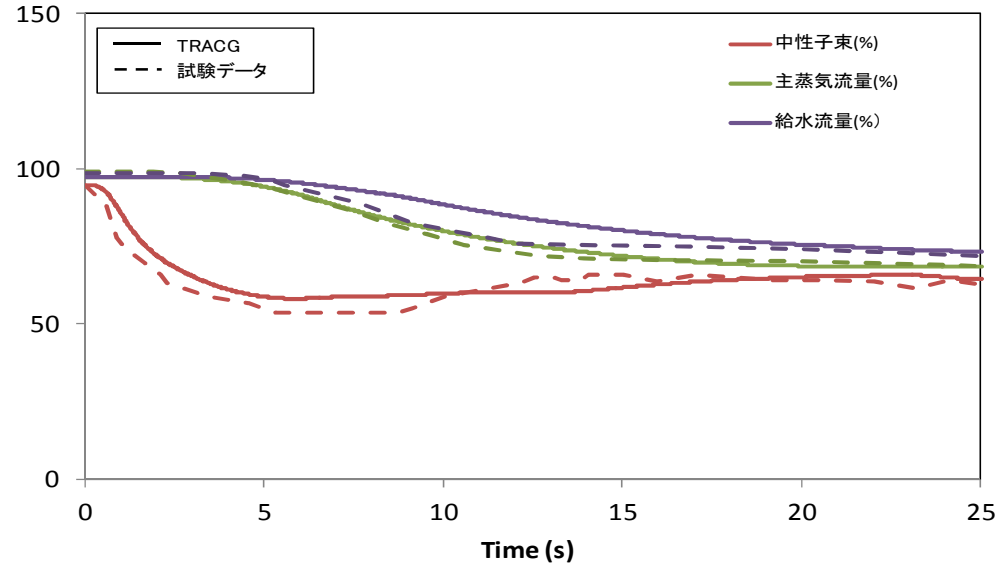
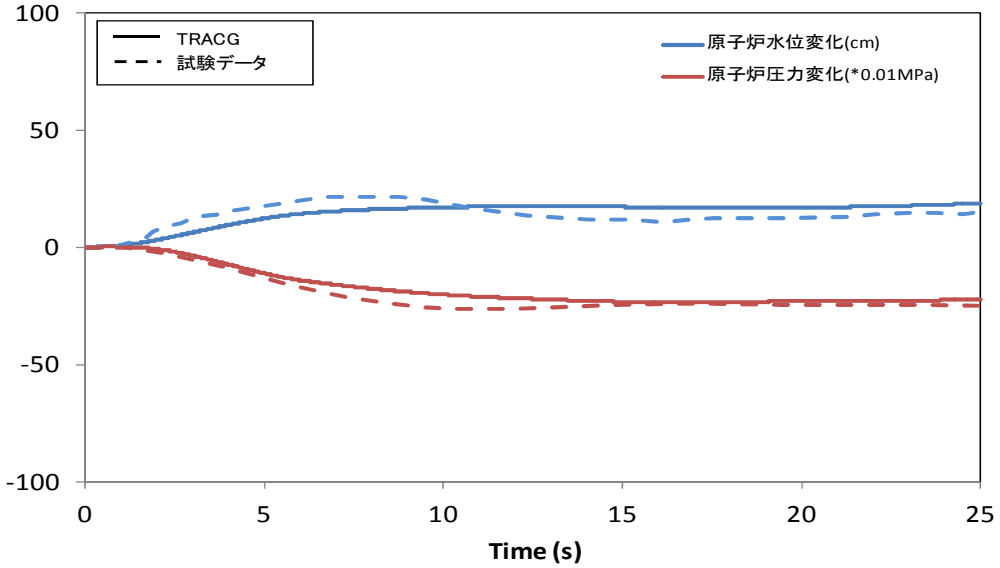


図 3.3-6　福島第二原子力発電所２号炉のＬＲＷＢと解析結果の比較





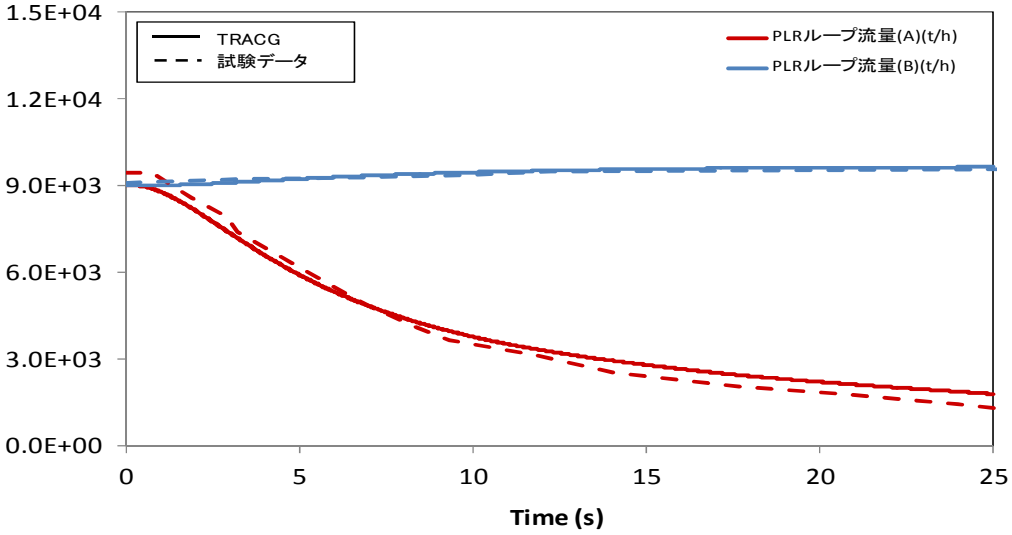


図 3.3-7　福島第二原子力発電所２号炉の１ＲＰＴと解析結果の比較

3.4　柏崎刈羽原子力発電所７号炉起動試験

本節ではＡＢＷＲの代表例として熱出力 3,926MWt の柏崎刈羽原子力発電所７号炉について取り上げる。同炉の諸元表を表 3.4-1 に示す。

対象とした試験は，圧力上昇過渡時の発電機負荷遮断試験（ＬＲＷＢ），流量減少過渡時のインターナルポンプトリップ試験（インターナルポンプ 10 台中３台トリップ（以下「３ＲＰＴ」という。））の２ケースとした。図 3.4-1，図 3.4-2 に各試験の事象進展図を示す。

3.4.1　ＴＲＡＣＧ解析モデル

原子炉圧力容器，燃料チャンネル，主蒸気管のモデル化は前節 3.3 と同様に行った。ＡＢＷＲの原子炉圧力容器のノーディングを図 3.4-3 に，燃料チャンネルのノーディングを図 3.4-4 に，主蒸気管のノーディングを図 3.4-5 に示す。これらのノーディングに従いＴＲＡＣＧの解析を実施した。

ＴＲＡＣＧの炉心状態はＡＥＴＮＡにより初期化され，過渡計算ではＴＲＡＣＧ自身の三次元核動特性モデルによって計算される。燃料チャンネルについて，核計算は全チャンネルが独立に計算されるが，熱水力計算は燃料チャンネルの出力に応じて幾つかのグループに分け，複数の燃料チャンネルをまとめて計算する。

再循環流量制御，給水流量制御，炉心圧力制御等のコントロールシステム，及び安全保護系等についてはコントロールブロックによってモデル化を行う。

3.4.2　試験データとの比較

発電機負荷遮断試験に関する比較を図 3.4-6 に，インターナルポンプトリップ試験に関する比較を図 3.4-7 に示す。

3.4.3　結果の考察

発電機負荷遮断試験については，中性子束，炉心流量，主蒸気流量，給水流量，原子炉圧力，原子炉水位それぞれの時間変化をＴＲＡＣＧの解析結果と比較した。中性子束（ＡＰＲＭ応答）について見ると，スクラムにより速やかな低下傾向を示し，[redacted]の範囲で一致する。また，各パラメータの変化傾向，最大値の発生時間等が同等であり，試験結果を十分に再現できることを確認した。

インターナルポンプトリップ試験についても，中性子束，炉心流量，主蒸気流量，給水流量，原子炉圧力，原子炉水位，インターナルポンプ回転数それぞれの時間変化をＴＲＡＣＧの解析結果と比較した。中性子束（ＡＰＲＭ応答）は，インターナルポンプトリップによる流量低下により速やかな低下傾向を示し，その後整定する。中性子束の変動が大きい事象初期において[redacted]，その後の出力が整定する時間領域では[redacted]の範囲で一致する。また，各パラメータの変化傾向，最大値の発生時間等が同等であり，試験結果を十分に再現できることを確認した。

3.4.4　結論

上記で提示した発電機負荷遮断試験及びインターナルポンプトリップ試験についてＴＲＡＣＧでは十分に試験結果を再現できることを確認した。これらの結果より過渡的な挙動解析にＴＲＡＣＧを使用することは妥当である。

表 3.4-1　柏崎刈羽原子力発電所７号炉の諸元表

原子炉タイプ	ＡＢＷＲ
電気出力(MWe)	1,356
熱出力(MWt)	3,926
燃料集合体体数	872
炉心流量(t/h)	52,200
原子炉ドーム圧力(MPa(gage))	7.07
インターナルポンプ台数	10(Internal loop)

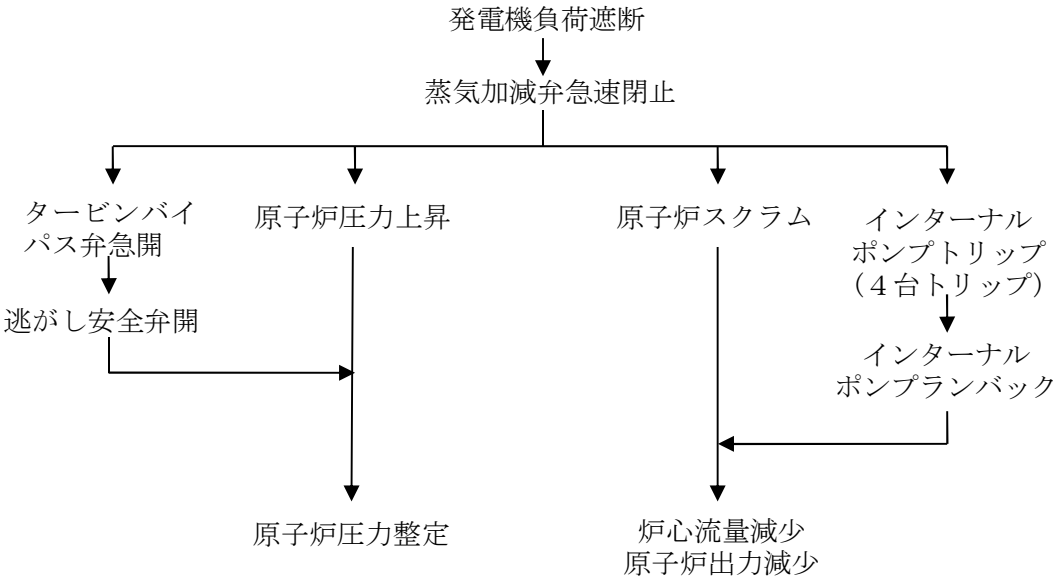


図 3.4-1　柏崎刈羽原子力発電所７号炉におけるＬＲＷＢ事象進展図

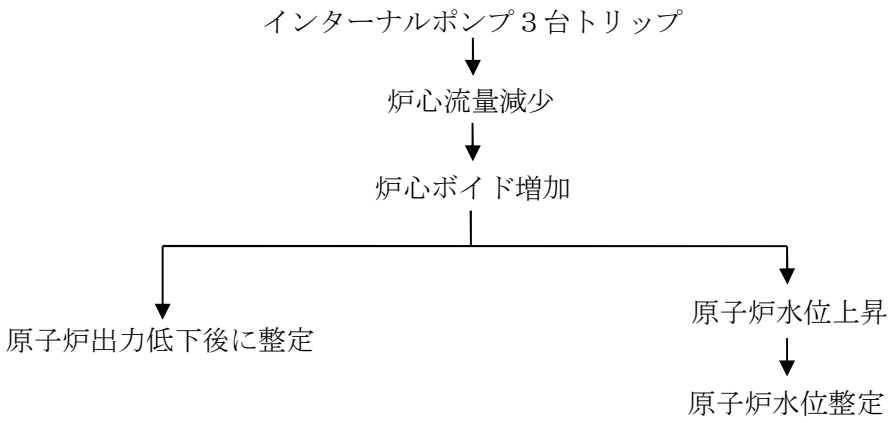


図 3.4-2　柏崎刈羽原子力発電所７号炉における３ＲＰＴ事象進展図

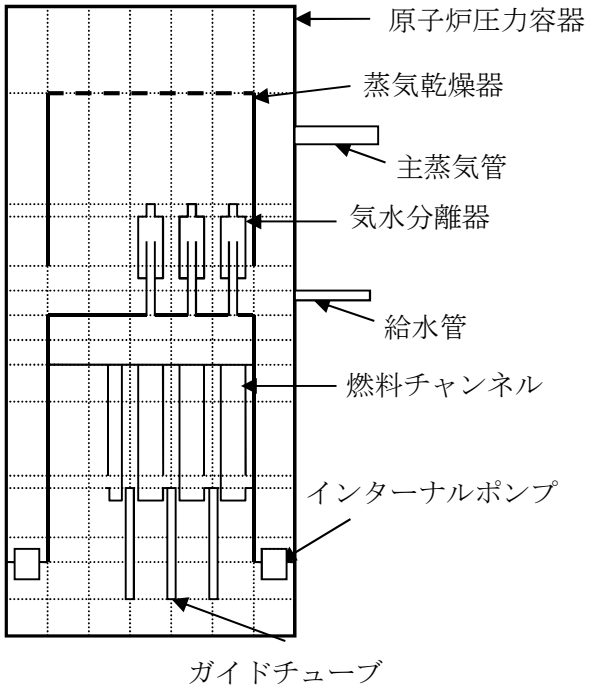


図 3.4-3　柏崎刈羽原子力発電所７号炉の原子炉圧力容器ノーディング図

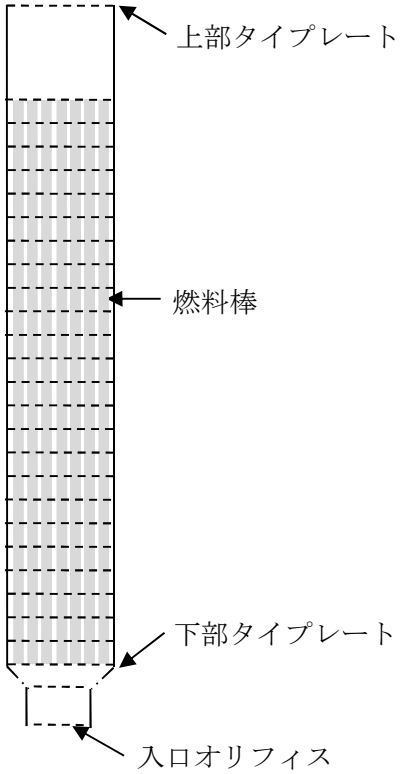


図 3.4-4　柏崎刈羽原子力発電所７号炉の燃料チャンネルノーディング図

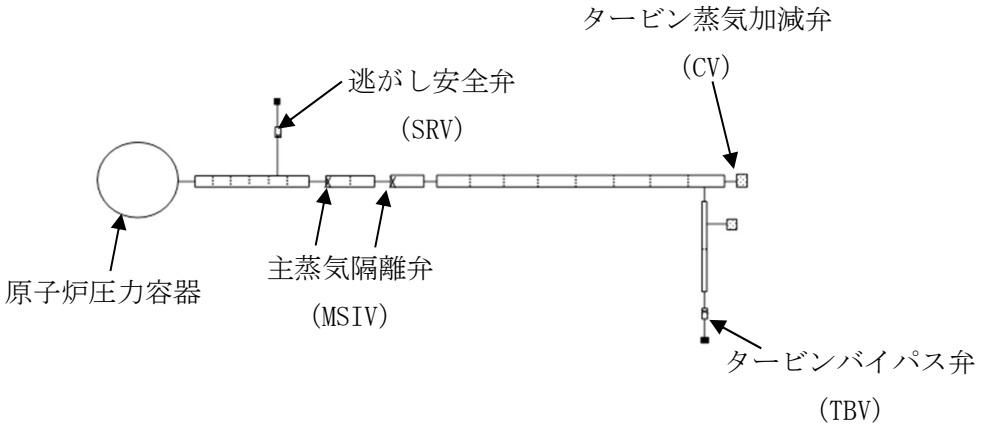
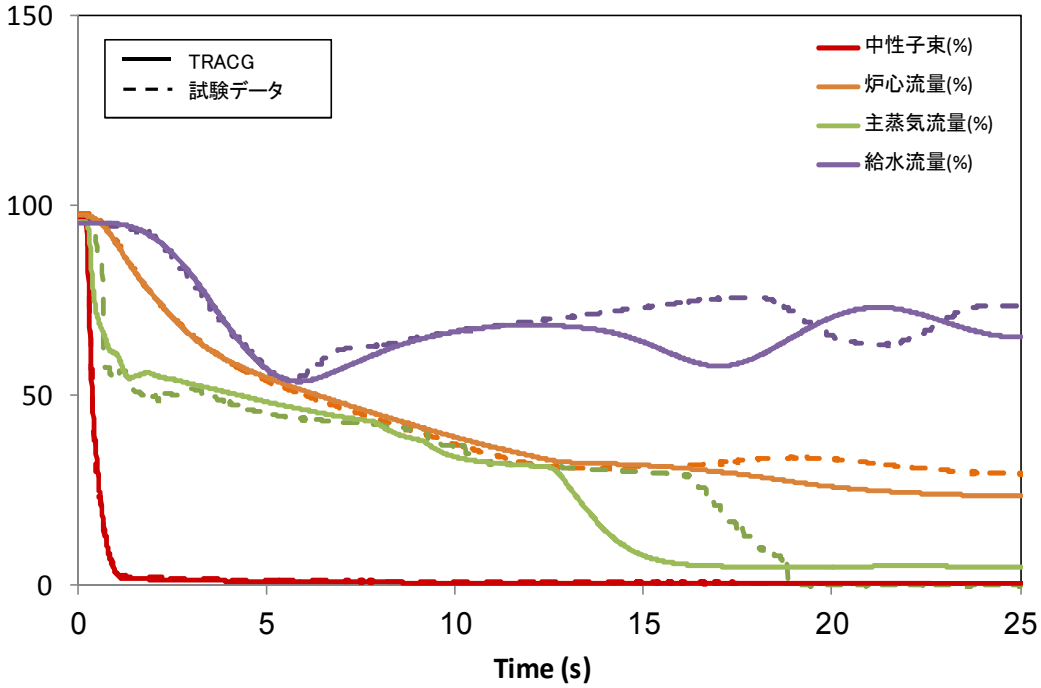


図 3.4-5　柏崎刈羽原子力発電所７号炉の主蒸気管ノーディング図



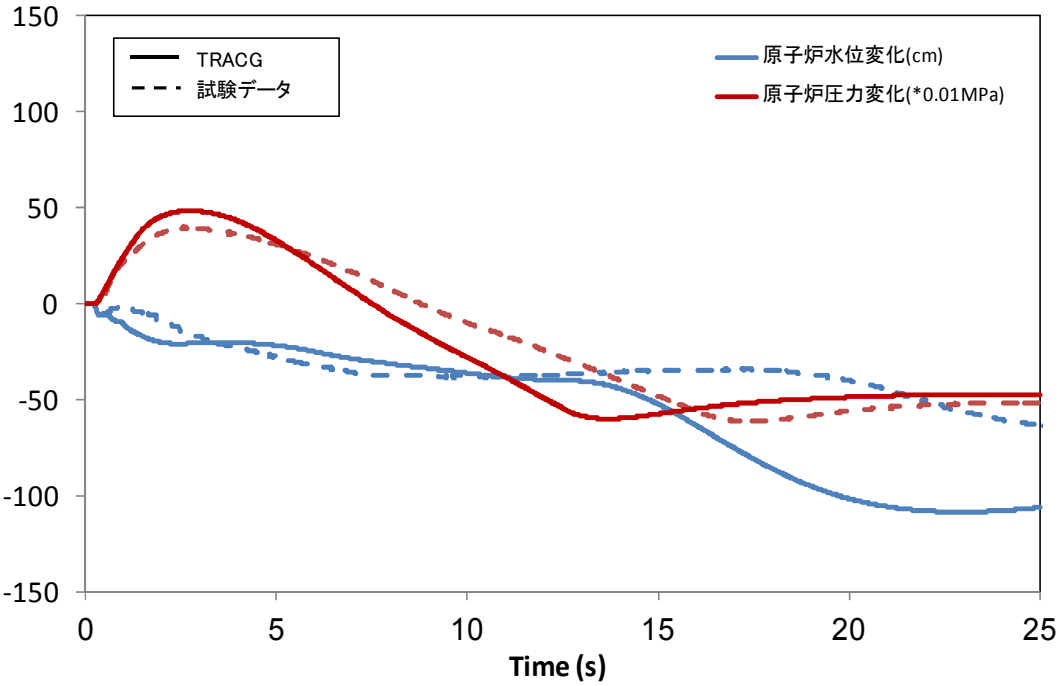


図 3.4-6　柏崎刈羽原子力発電所７号炉のＬＲＷＢと解析結果の比較

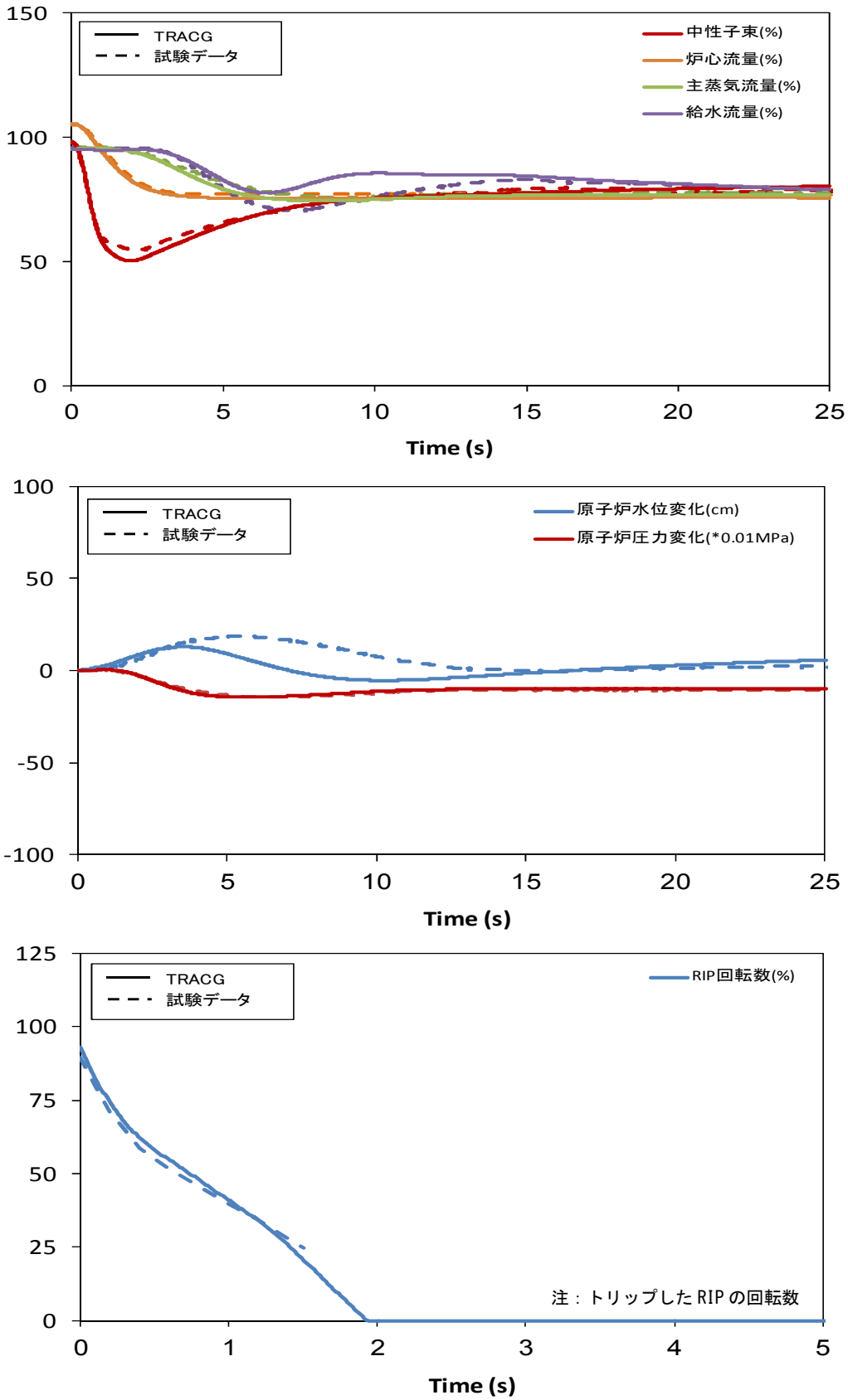


図 3.4-7　柏崎刈羽原子力発電所７号炉の３ＲＰＴと解析結果の比較

3.5　ＳＬＣ試験

GE Hitachi Nuclear Energy（ＧＥＨ）社で実施されたＳＬＣＳ（Stand-by Liquid Control System）に関するVallecitos試験[40]について説明する。

3.5.1 試験の説明

1980年頃に，ＧＥＨ社はVallecitos試験装置を用いて，一連のほう酸溶液混合試験を実施した。Vallecitos試験装置は，実機ＢＷＲの詳細な1/6規模モデルであり，ほう酸溶液の注入位置を変更することが可能であった。Vallecitos試験は大気圧及び室温の下で実施され，低温時のほう酸溶液の相対密度を模擬した代替溶液が使用された。試験は，原子炉定格炉心流量の５％，10%及び15%等の流量と等価な条件で実施された。試験装置には，制御棒案内管，燃料集合体，ジェットポンプ，気水分離器等の原子炉圧力容器の底部から上部までのＢＷＲのすべての機器，及び二つの外部再循環ループが含まれていた。

3.5.2 試験データとの比較

3.5.3 結論

Vallecitos試験装置を用いて実施されたほう酸溶液混合試験に関するＴＲＡＣＧの解析結果が妥当な範囲で測定値を再現できることから，ＴＲＡＣＧのほう素モデルの妥当性が確認された。

図 3.5-1　Vallecitos 試験 125 における下部プレナムのほう酸混合係数（５％炉心流量）

図 3.5-2　Vallecitos 試験 125 における炉心のほう酸混合係数（５％炉心流量）

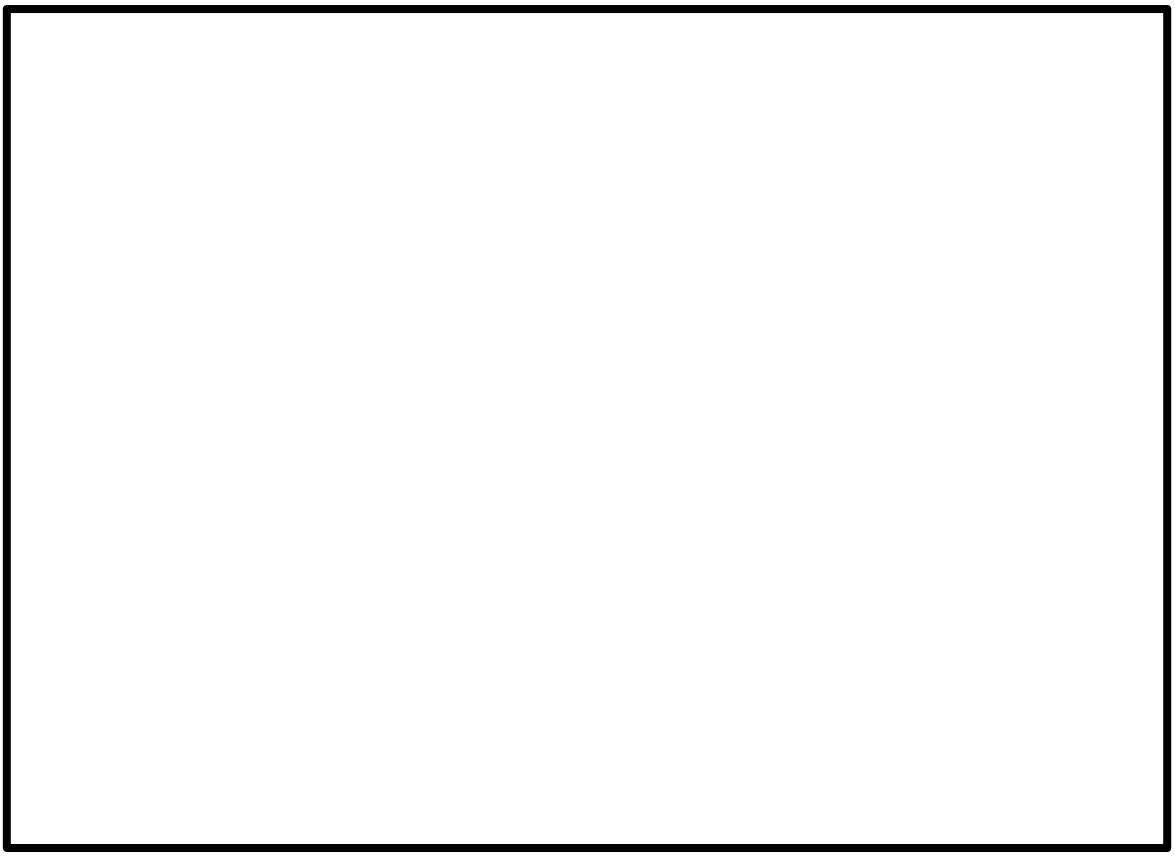


図 3.5-3　Vallecitos 試験 122 における下部プレナムのほう酸混合係数（10%炉心流量）

図 3.5-4　Vallecitos 試験 122 における炉心のほう酸混合係数（10%炉心流量）

図 3.5-5　Vallecitos 試験 327 における下部プレナムのほう酸混合係数（10%炉心流量）

図 3.5-6　Vallecitos 試験 327 における炉心のほう酸混合係数（10%炉心流量）

4　　ＡＴＷＳ解析への適用例

ＲＥＤＹコード（REDY Ver.1（ATWS 用），REDY Ver.2）及びＳＣＡＴコード（SCAT Ver.3）の有効性評価に対して，比較用の参考解析としてＴＲＡＣＧコードをＡＴＷＳ解析に適用した結果について例示する。

なお，ＡＴＷＳ解析では，前章で説明した LASALLE 不安定事象で検討した結果を反映して，チャンネルコンポーネントについて同じノード分割を用いた。

4.1　　ＡＢＷＲ平衡炉心のＭＳＩＶ誤閉止

図 4.1-1～図 4.1-8 にＡＢＷＲの平衡炉心においてＭＳＩＶの誤閉止を想定した場合のＡＴＷＳ解析結果を示す。燃料被覆管温度は最高で約 550℃であり，燃料被覆管最高温度は判断基準に対して十分な余裕があることが分かる。

参考に，軸方向出力分布，燃焼度点及び初期炉心流量が異なる条件についても確認した。評価した中で厳しい結果を与える下部ピーク炉心，サイクル末期，初期炉心流量 90%の場合であっても，燃料被覆管温度は最高で約 560℃であり，燃料被覆管最高温度は判断基準に対して十分な余裕があることを確認した。図 4.1-9～図 4.1-16 にＡＴＷＳ解析結果を示す。

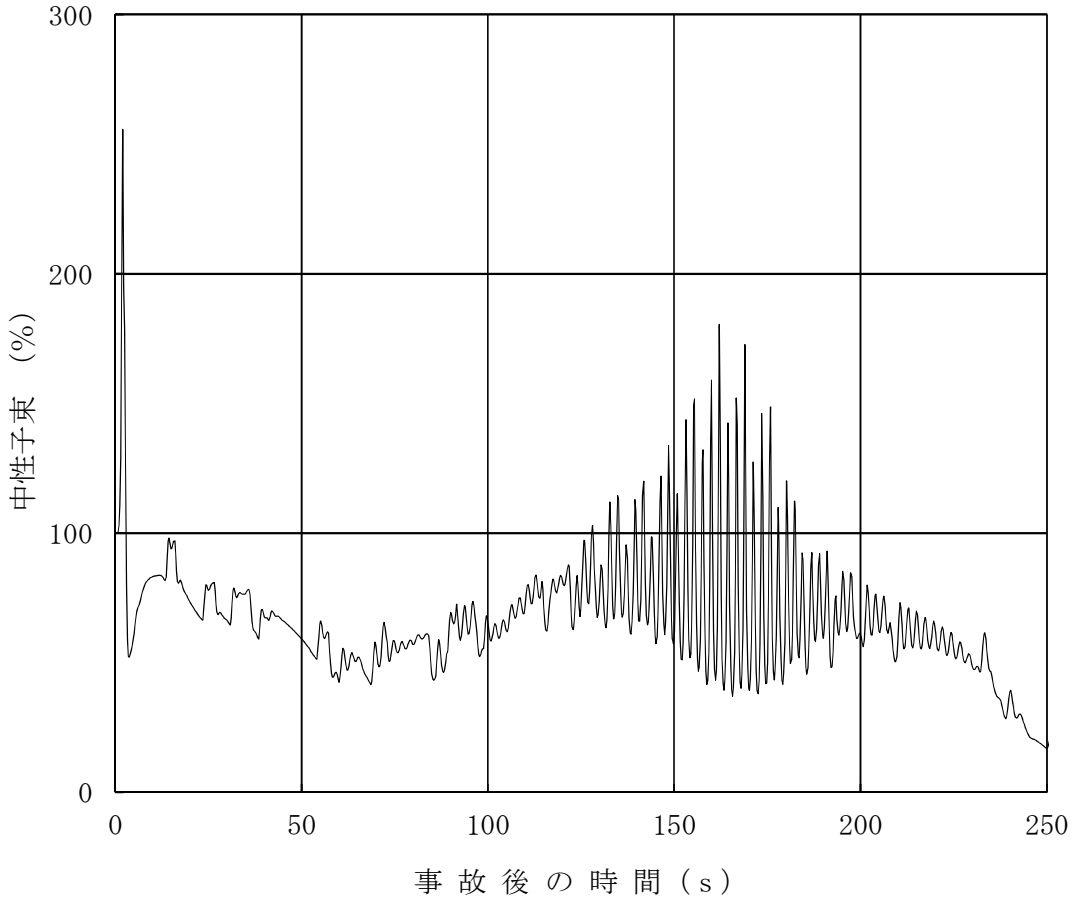


図 4.1-1　ＡＴＷＳ時の中性子束の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

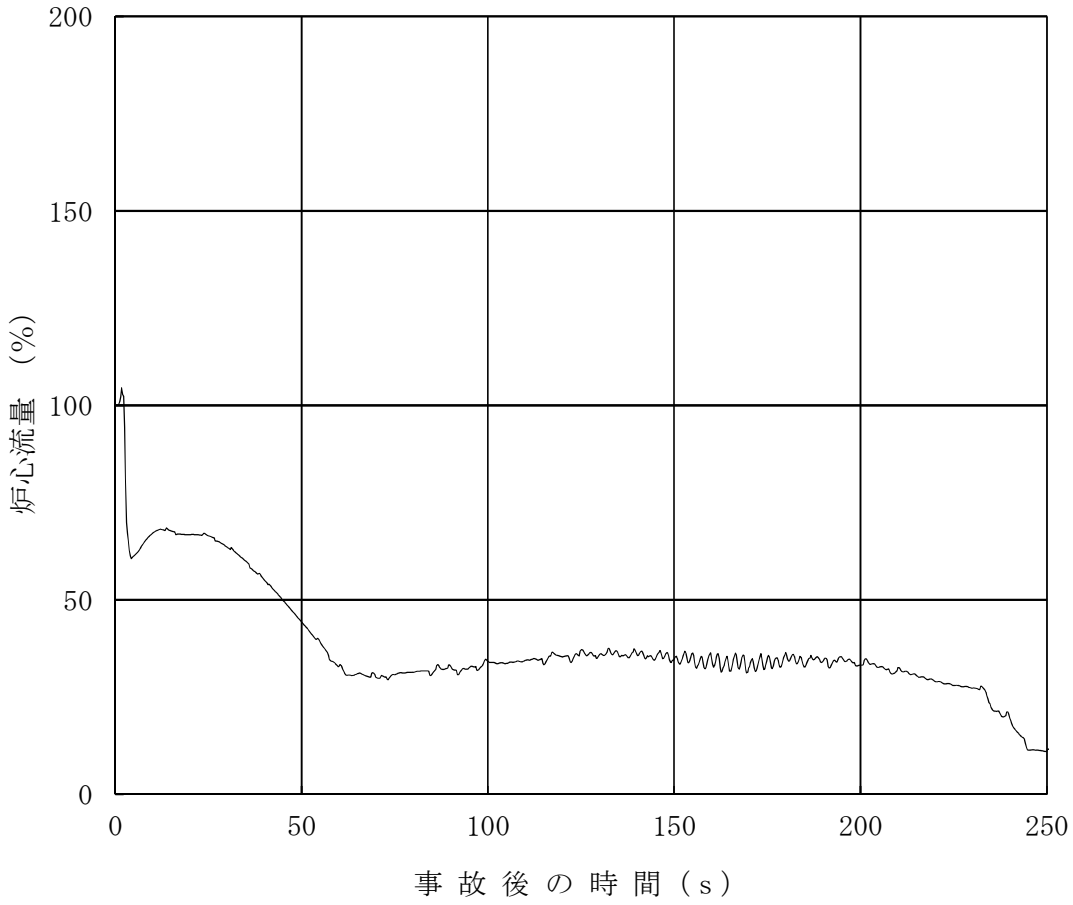


図 4.1-2　ＡＴＷＳ時の炉心流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

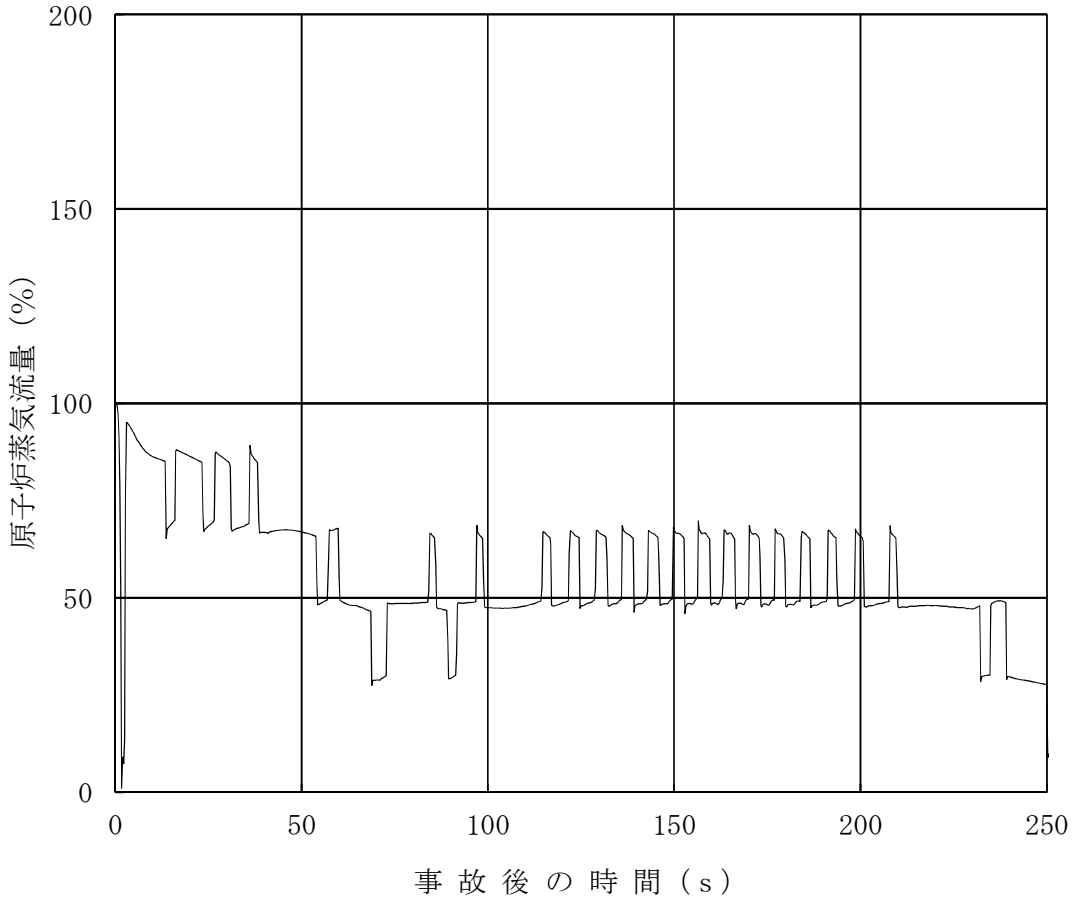


図 4.1-3　ＡＴＷＳ時の原子炉蒸気流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

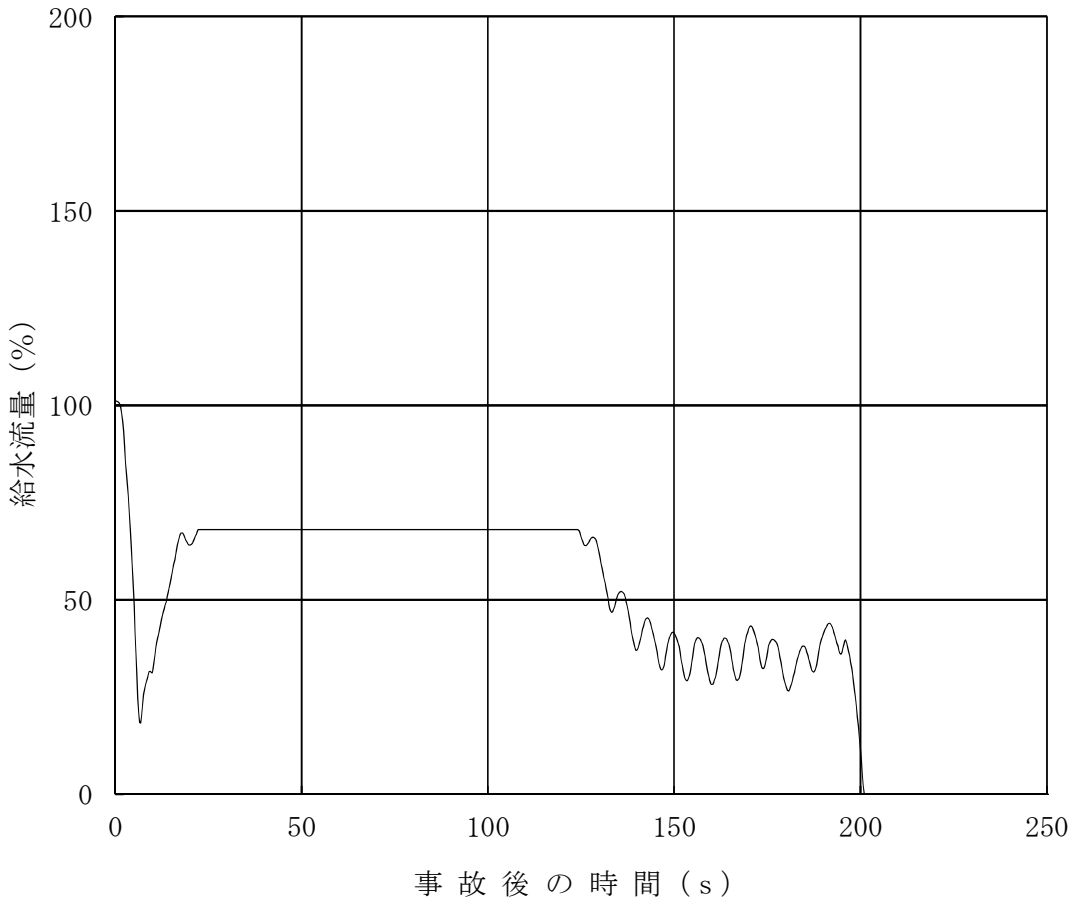


図 4.1-4　ＡＴＷＳ時の給水流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

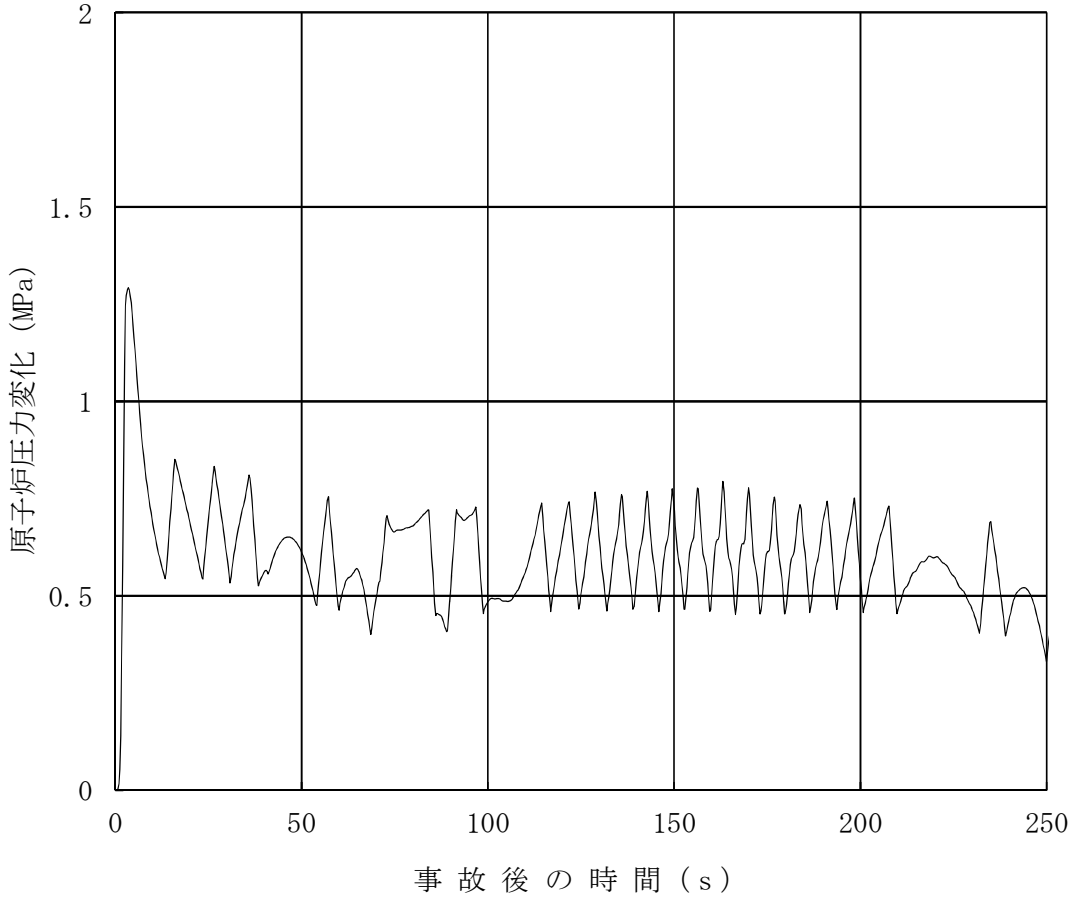


図 4.1-5　ＡＴＷＳ時の原子炉圧力変化の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

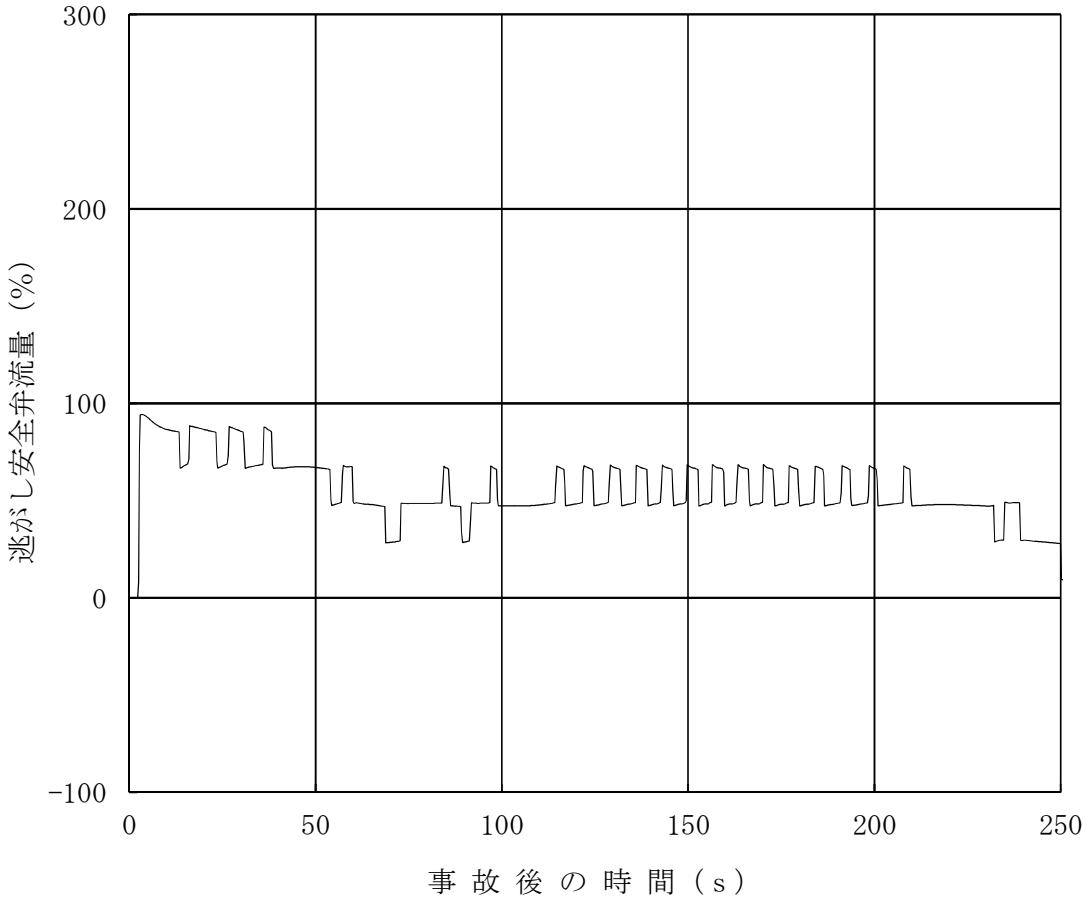


図 4.1-6　ＡＴＷＳ時の逃がし安全弁流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

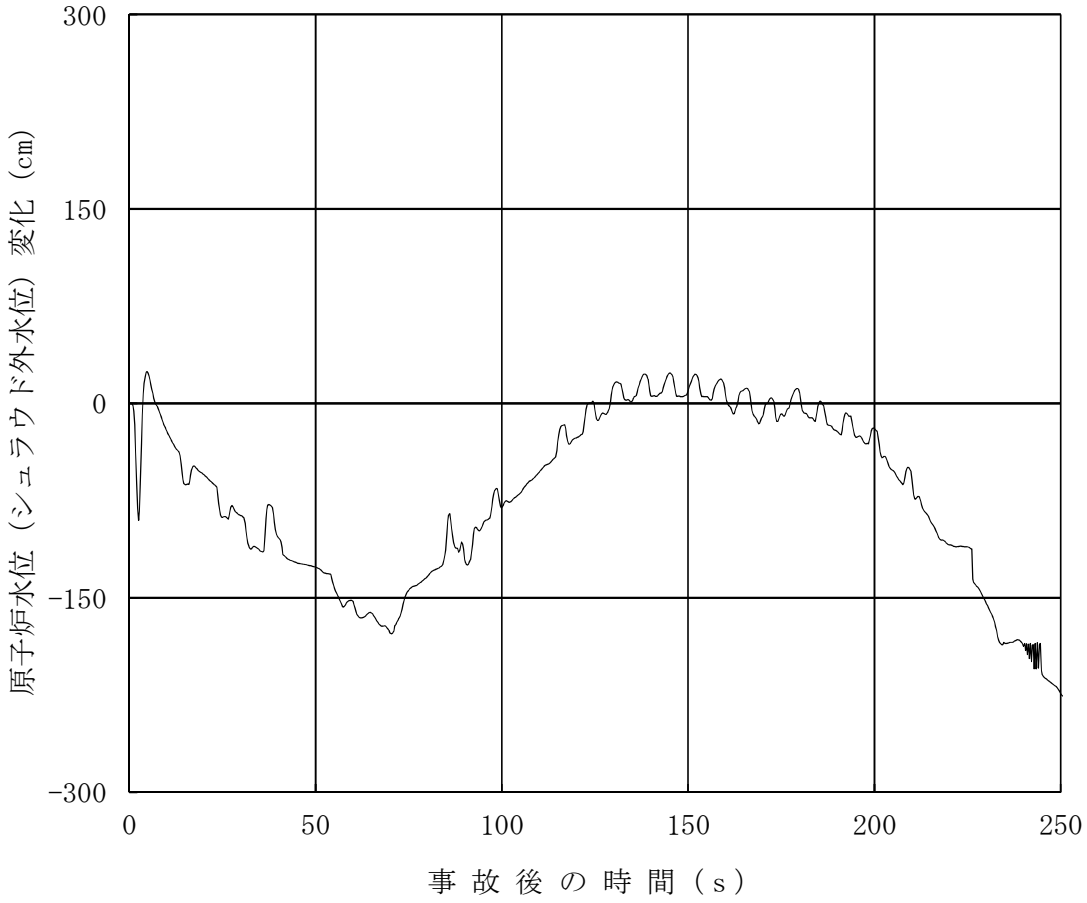


図 4.1-7　ＡＴＷＳ時の原子炉水位変化の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

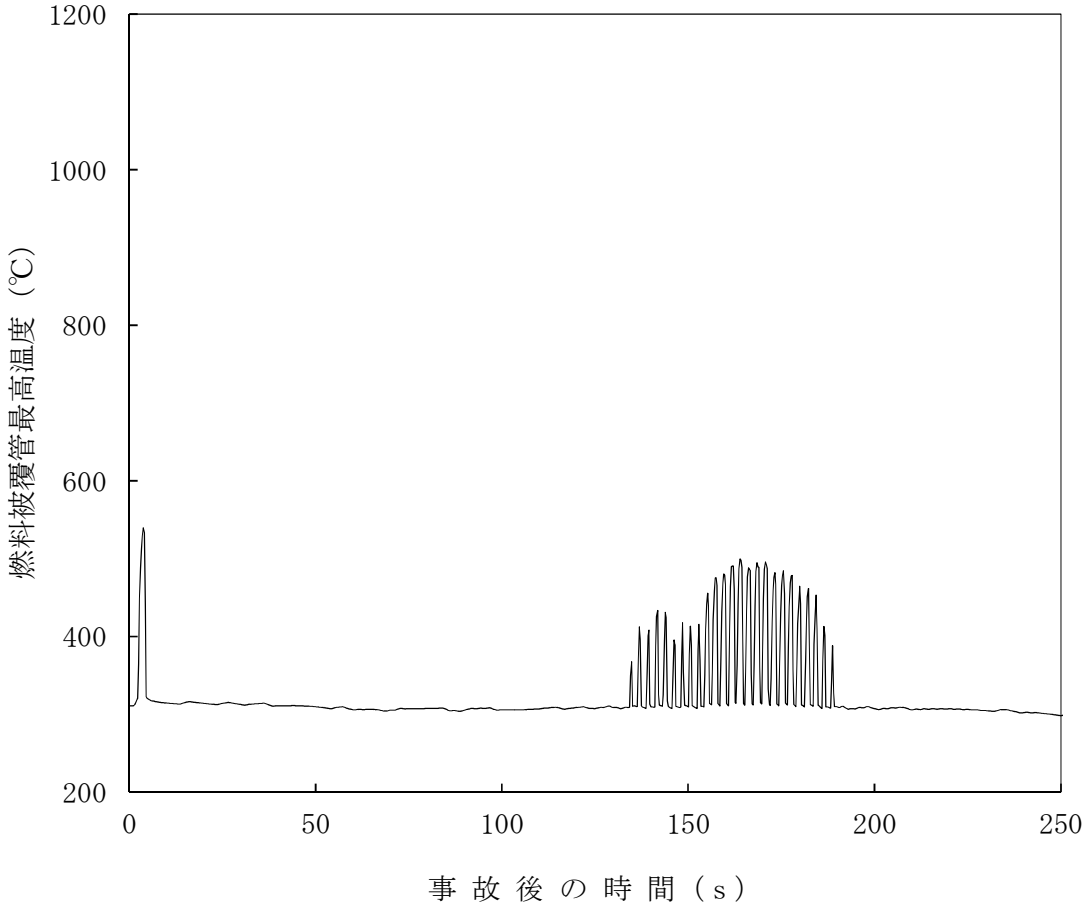


図 4.1-8　ＡＴＷＳ時の燃料被覆管最高温度の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心）

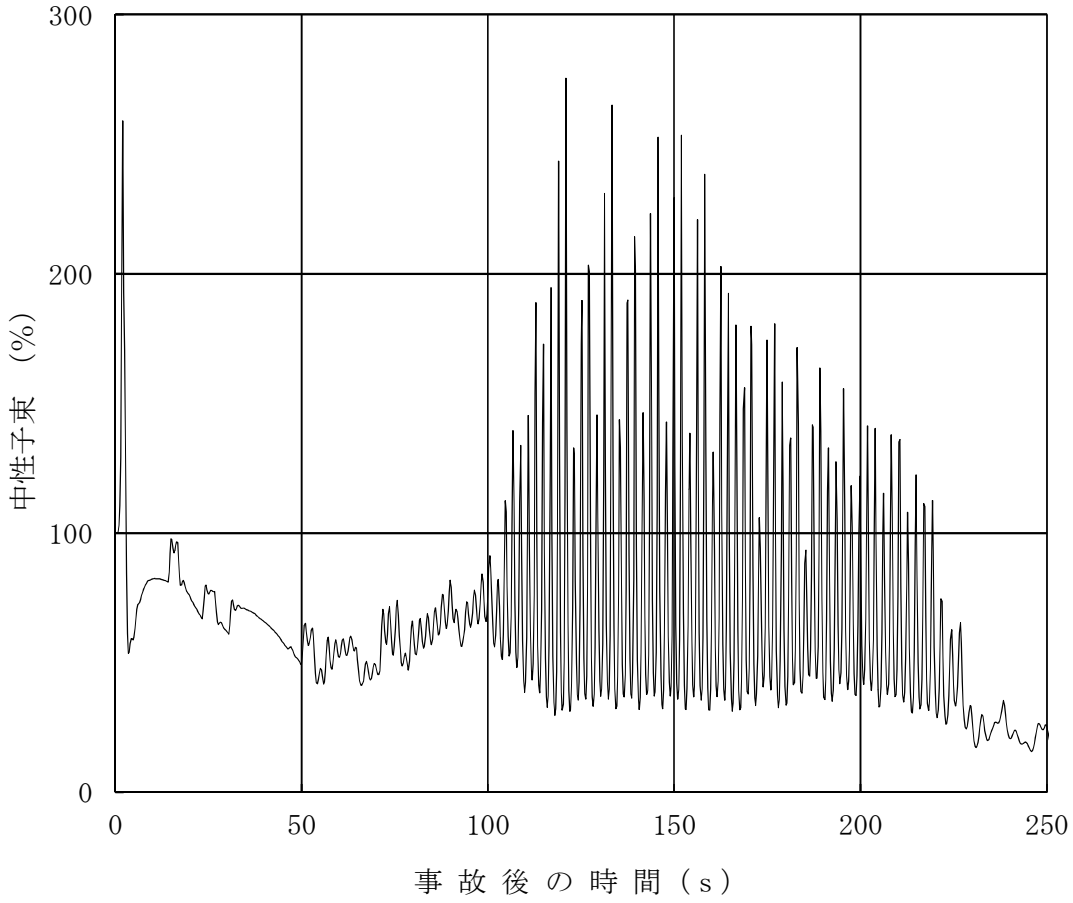


図 4.1-9　ＡＴＷＳ時の中性子束の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

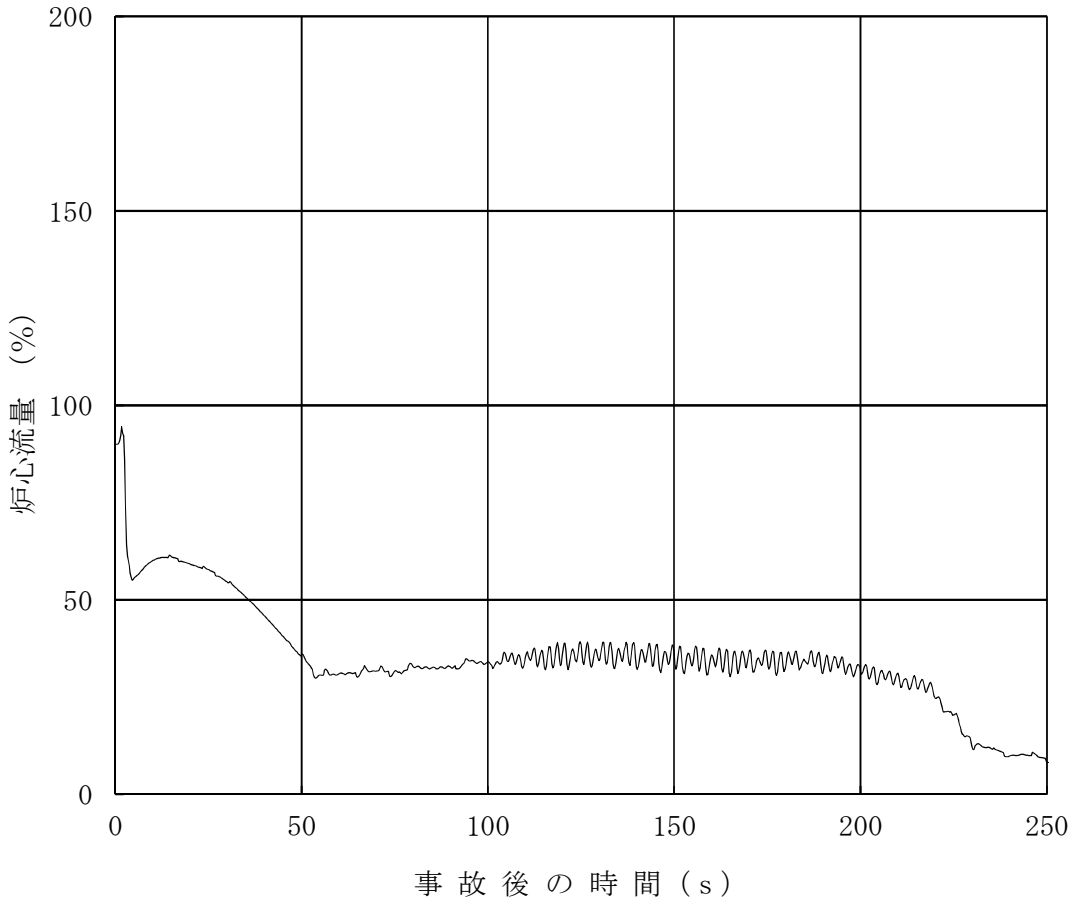


図 4.1-10　ＡＴＷＳ時の炉心流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

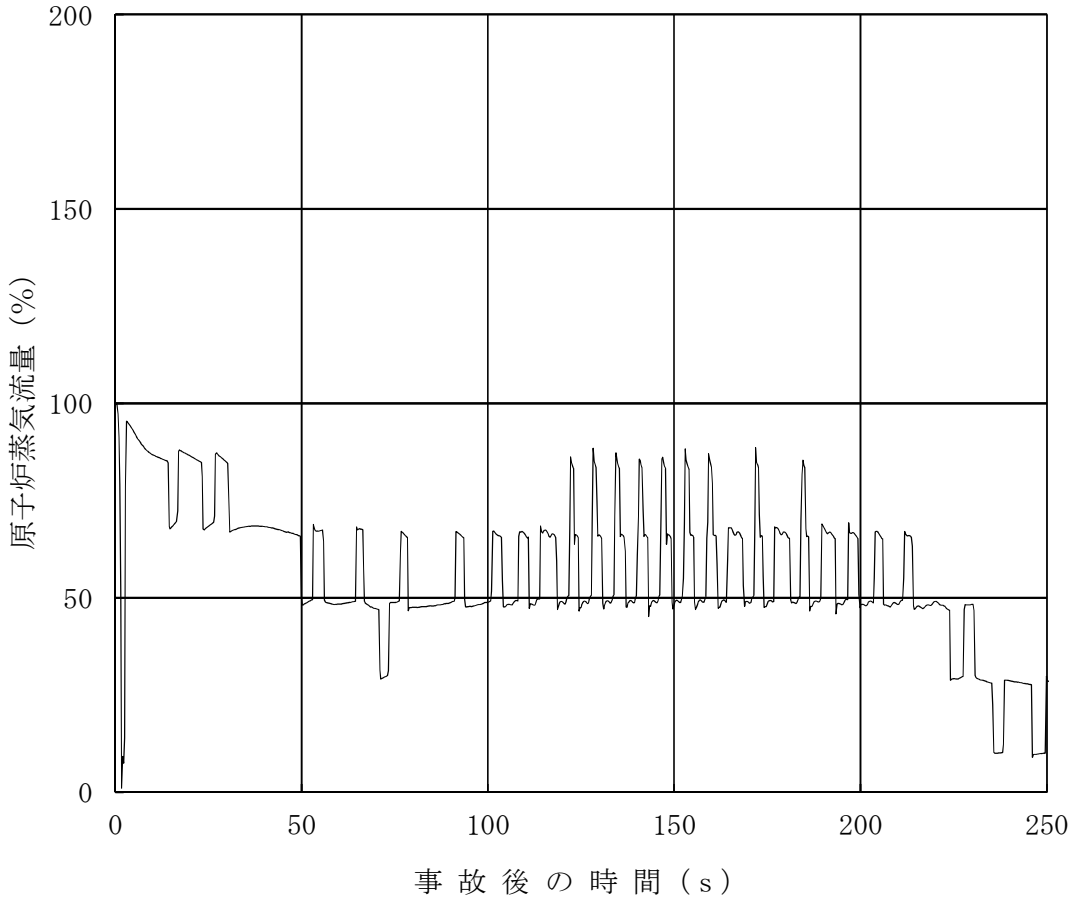


図 4.1-11　ＡＴＷＳ時の原子炉蒸気流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

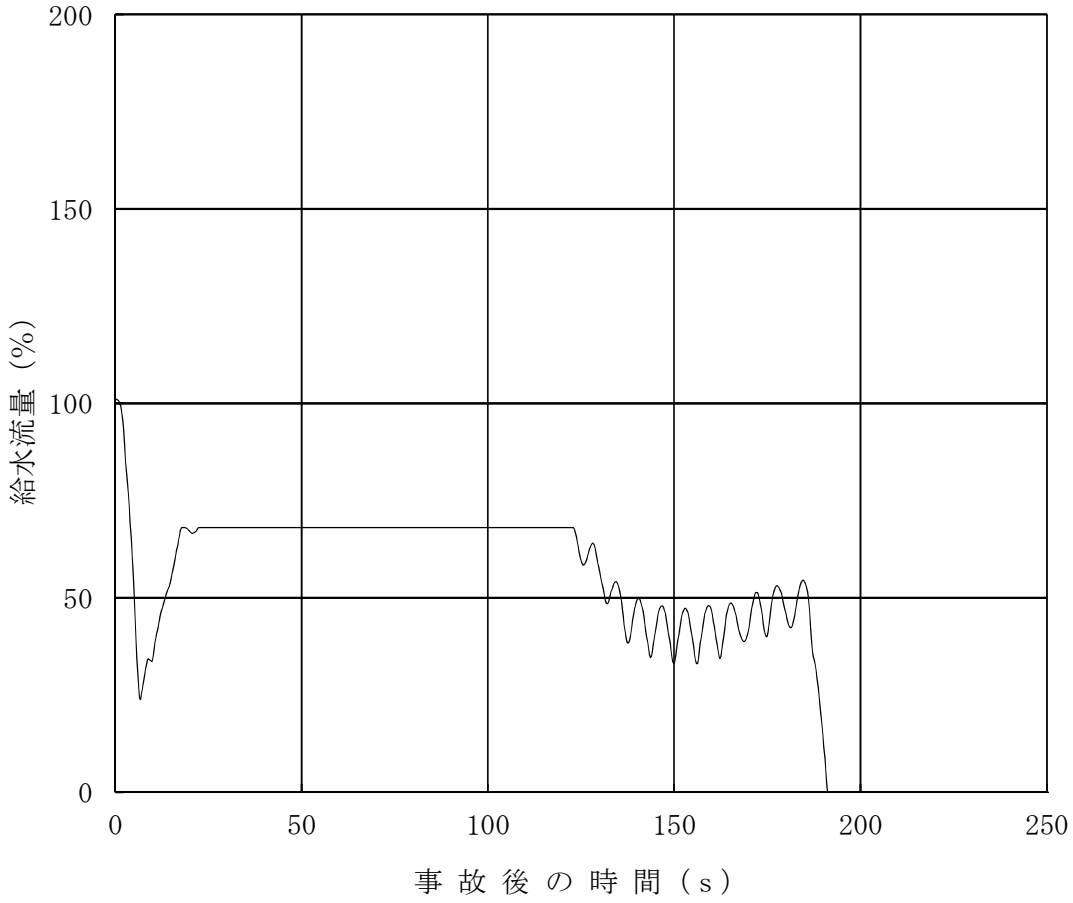


図 4.1-12　ＡＴＷＳ時の給水流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

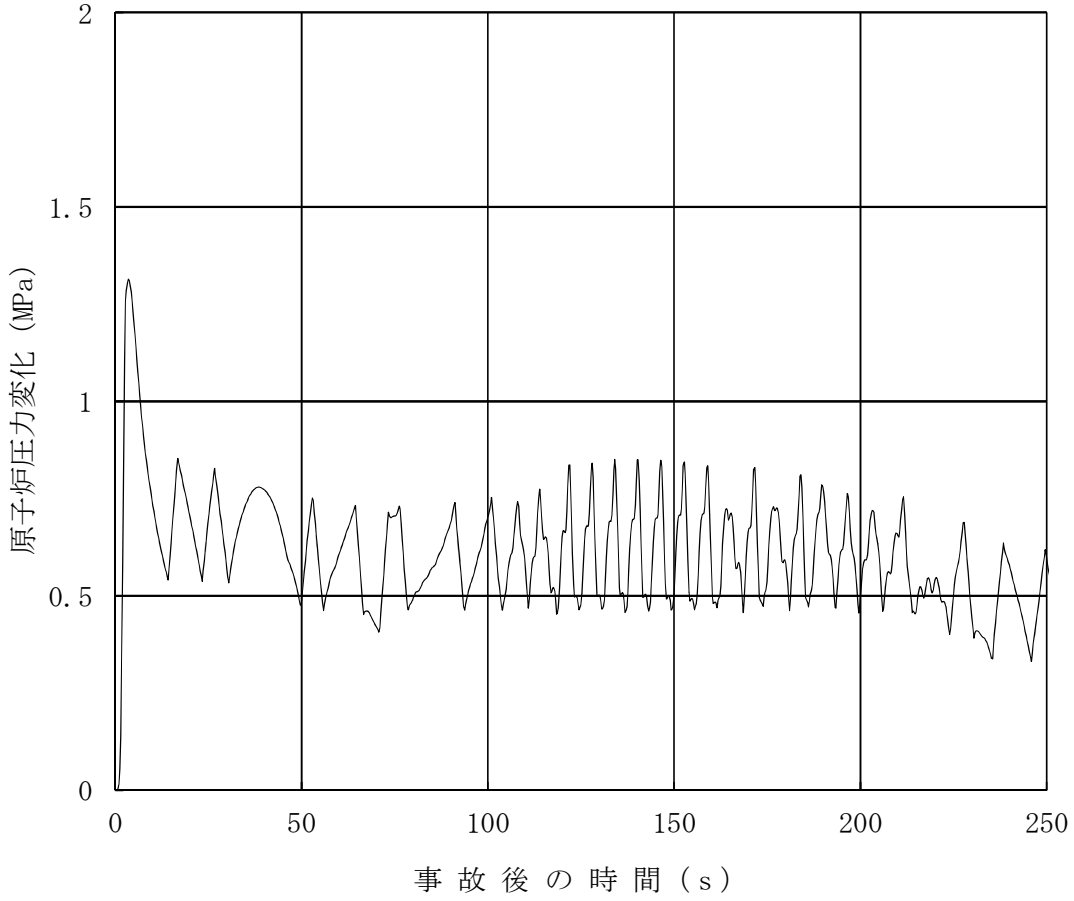


図 4.1-13　ＡＴＷＳ時の原子炉圧力変化の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

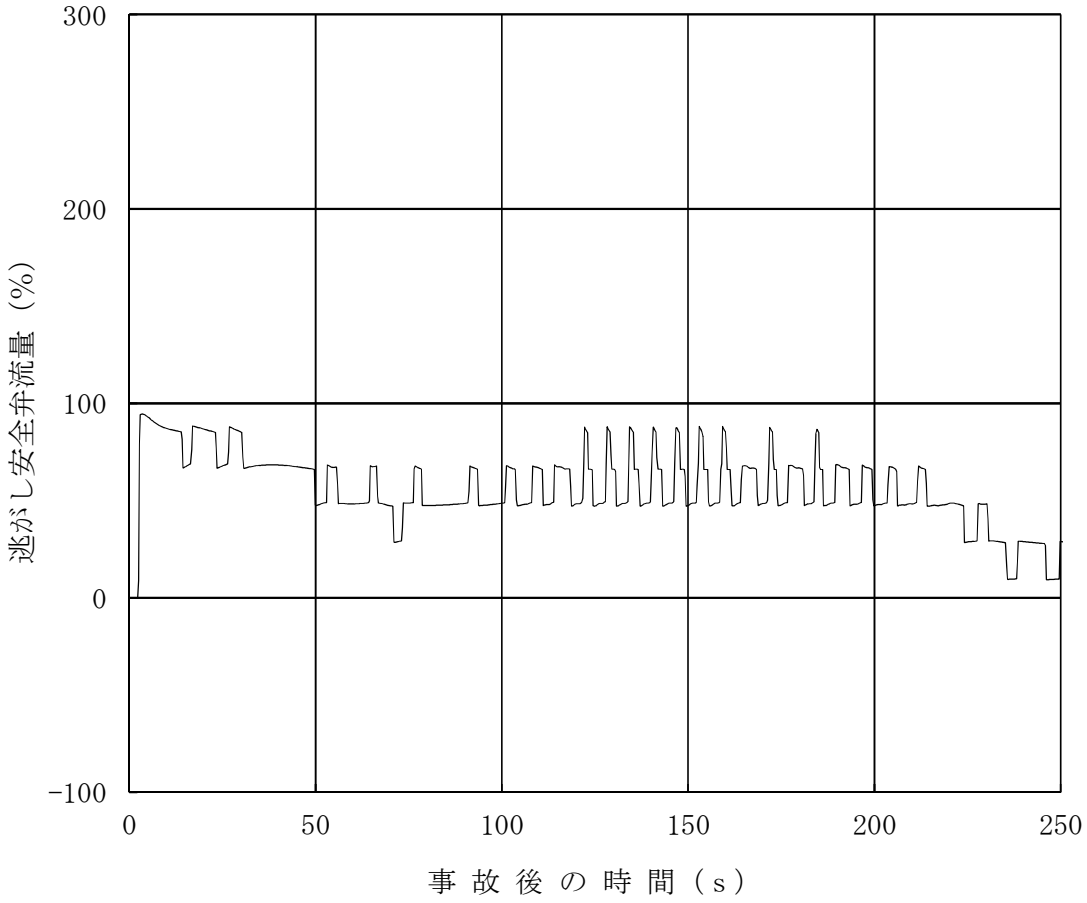


図 4.1-14　ＡＴＷＳ時の逃がし安全弁流量の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

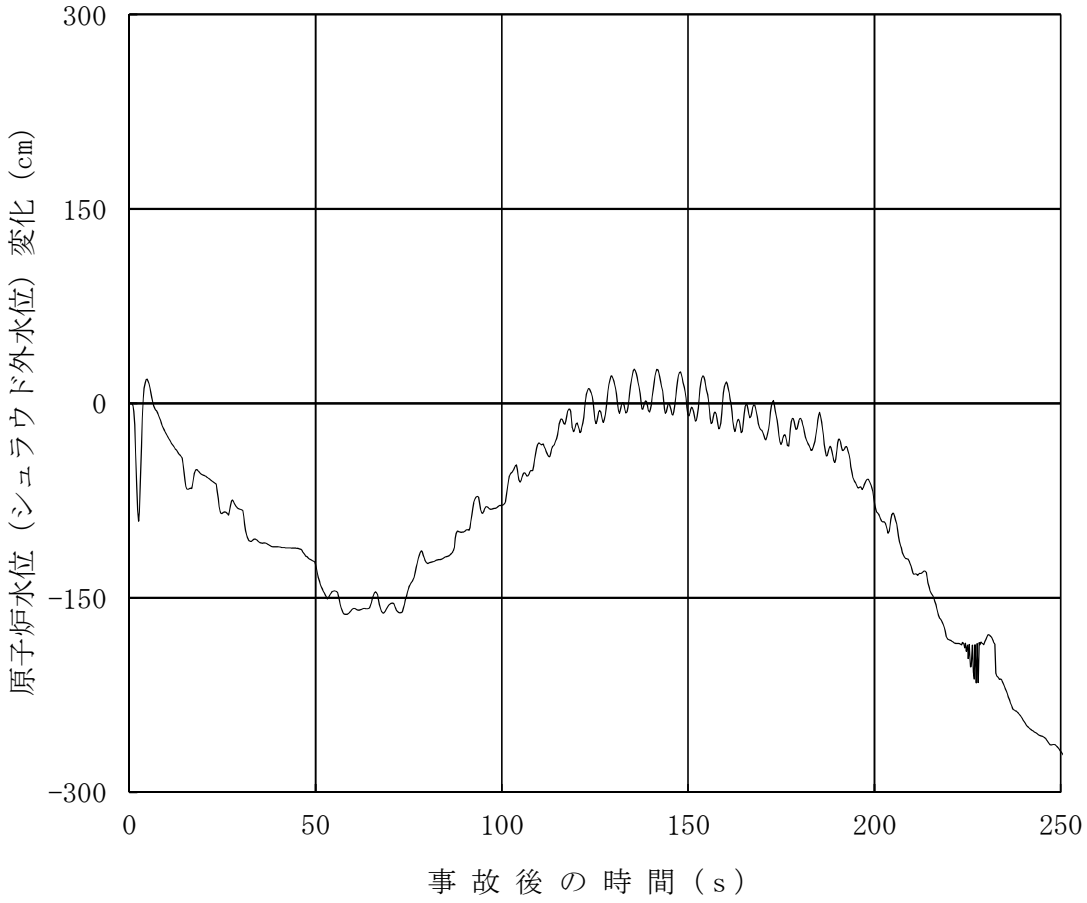


図 4.1-15　ＡＴＷＳ時の原子炉水位変化の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

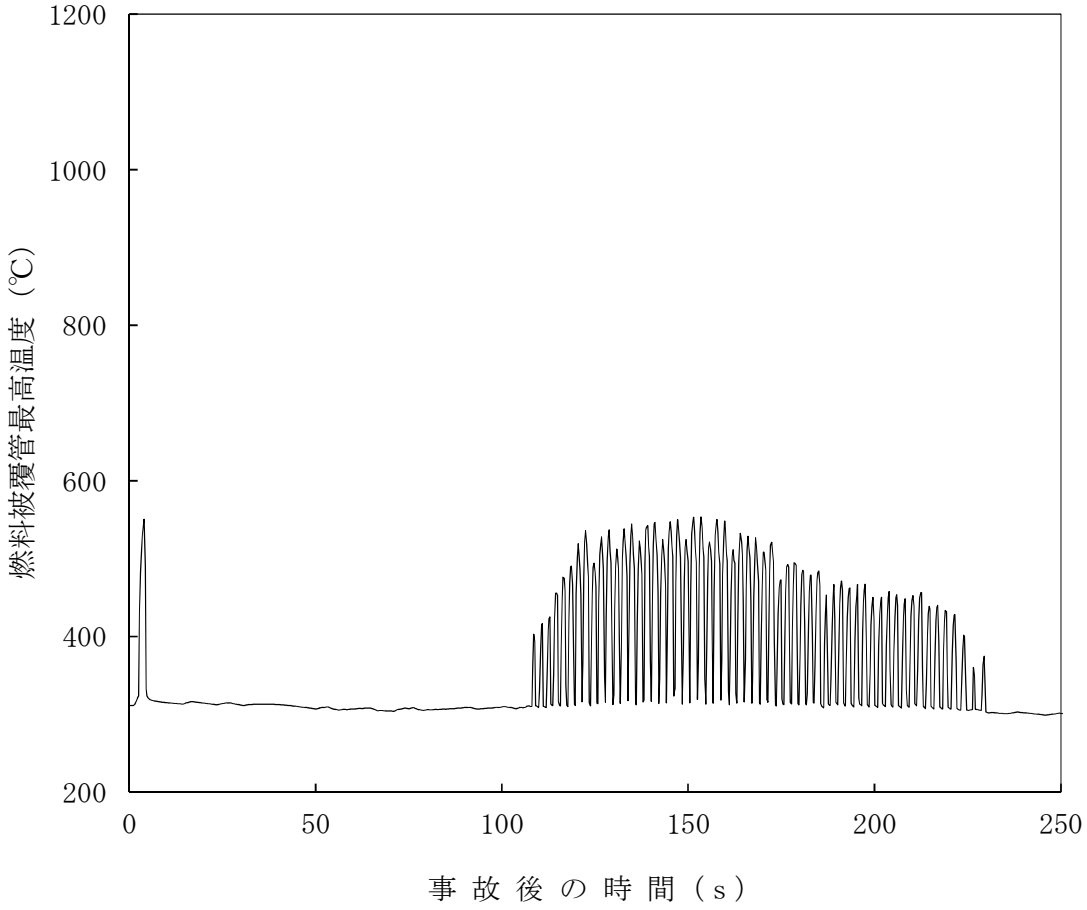


図 4.1-16　ＡＴＷＳ時の燃料被覆管最高温度の時間推移
（ＡＢＷＲ，平衡炉心，初期条件変更）

参考文献

(1) J. A. Borkowski, et al., *TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Accident Analysis*, NUREG/CR-4356, Idaho National Engineering Laboratory, 1992.

(2) R. J. Pryor, et al., *TRAC-P1A An Advanced Best-Estimate Computer Program for PWR LOCA Analysis*, Los Alamos Scientific Laboratory, NUREG/CR-0665, May 1979.

(3) D. D. Taylor, et al., *TRAC-BD1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis*, Volumes 1-4, NUREG/CR-3633, Idaho National Engineering Laboratory, April 1984.

(4) J. G. M. Andersen, K. H. Chu and J. C. Shaug, *BWR REFILL-REFLOOD Program, Task 4.7 - Model Development, Basic Models for the BWR Version of TRAC*, GEAP-22051, NUREG/CR-2573, EPRI NP-2375, April 1983.

(5) Y. K. Cheung, V. Parameswaran and J. C. Shaug, *BWR REFILL-REFLOOD Program, Task 4.7 - Model Development, TRAC-BWR Component Models*, GEAP-22052, NUREG/CR-2574, EPRI NP-2376, April 1983.

(6) Md. Alamgir, *BWR REFILL-REFLOOD Program Task 4.8 - TRAC-BWR Model Qualification for BWR Safety Analysis*, Final Report, GEAP-22049, NUREG/CR-2571, EPRI NP-2377, July 1983.

(7) J. G. M. Andersen and C. L. Heck, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 1 - Numerical Methods*, GEAP-30875-1, NUREG/CR-4127-1, EPRI NP-3987-1, April 1985.

(8) K. H. Chu, J. G. M. Andersen, Y. K. Cheung and J. C. Shaug, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 2 - Models*, GEAP-30875-2, NUREG/CR-4127-2, EPRI NP-3987-2, May 1985.

(9) Y. K. Cheung, J. G. M. Andersen, K. H. Chu and J. C. Shaug, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 3 - Developmental Assessment for Plant Application*, GEAP-30875-3, NUREG/CR-4127-3, EPRI NP-3987-3, June 1985.

(10) W. A. Sutherland, Md. Alamgir, J. A. Findlay and W. S. Hwang, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST), Phase II Test Results and TRAC-BWR Model Qualification*, GEAP-30876, NUREG/CR-4128, EPRI NP-3988, June 1985.

(11) J. G. M. Andersen, J. K. Garrett and J. C. Shaug, *TRACG Analysis of BWR Plant Stability Data*, Proceedings from the International Workshop on Boiling Water Reactor Stability, Brookhaven, New York, October 1990.

(12) J. G. M. Andersen, et al., *TRACG Qualification*, NEDE-32177P, Rev. 2, January 2000.

(13) J. R. Fitch, et al., *TRACG Qualification for SBWR*, NEDC-32725P, Rev. 1, August 2002.

(14) J. R. Fitch, et al., *TRACG Qualification for ESBWR*, NEDC-33080P, Rev. 1, May 2005.

(15) T. Iwamoto, M. Tamitani and B. R. Moore, *Methods, Benchmarking and Applications of BWR Core Simulator AETNA*, Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, South Carolina, USA, Oct. 5-8, 2003.

(16) J. G. M. Andersen, *et al.*, *TRACG Qualification*, NEDE-32177P, Rev. 3, August 2007.

(17) M. Tamitani, T. Iwamoto and B. R. Moore, *Development of Kinetics Model for BWR Core Simulator AETNA*, Juurnal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol.40, No.4, p. 201-202, April 2003.

(18) J. G. M. Andersen et al., *TRACG Model Description*, NEDE-32176P, Rev. 3, April 2006.

(19) H.Christensen, *Power-to-Void Transfer Functions*, ANL-6385, July 1961.

(20) J.F. Wilson, R.J. Grenda and J.F. Patterson, *Steam Volume Fraction in a Bubbling Two-Phase Mixture*, Trans. Am. Nucl. Soc. 4(2), P 356-357, 1961.

(21) S. Morooka, T.Ishizuka, M.Iizuka and K.Yoshimura, *Experimental Study on Void Fraction in a Simulated BWR Fuel Assembly (Evaluation of Cross-Sectional Averaged Void Fraction)*, Nuclear Engineering and Design 114, pp.91-98 (1989).

(22) T. Mitsutake, S. Morooka, K.Suzuki, S. Tsunoyama and K.Yoshimura, *Void Fraction Estimation Within Rod Bundles Based on Three-Fluid Model and Comparison with X-ray CT Void Data*, Nuclear Engineering and Design 120, pp. 203-212 (1990).

(23) G. Agostini, A. Era and A. Premoli, *Density Measurements of Steam-Water Mixtures Flowing in a Tubular Channel Under Adiabatic and Heated Conditions*, CISE-R-291, December 1969.

(24) D. K. Felde, et al., *Facility Description-THTF MOD 3 ORNL PWR BDHT Separate-Effects Program*, NUREG/CR-2640 (ORNL/TM-7842), September 1982.

(25) D. G. Morris, et al., *An Analysis of Transient Film Boiling of High-Pressure Water in a Rod Bundle*, NUREG/CR-2469 (ORNL/NUREG-85), March 1982.

(26) *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Description of the Test Facility*, MXC-101, Marviken, Sweden, May 1982.

(27) *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Results from Test 15*, MXC-215, Marviken, Sweden, May 1982.

(28) *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Results from Test 24*, MXC-224, Marviken, Sweden, May 1982.

(29) B. Matzner and D. A. Wilhelmson, *Critical Power and Pressure Drop Tests - Step II Fuel Design Standardization Program for BWR/2-5 Reload Fuel*, NEDC-31499P, 1987.

(30) GE Nuclear Energy, *Critical Power and Pressure Drop Tests of Simulated 10X10 Bundle Designs Applicable to GE14*, NEDC-32874P, March 2000.

(31) GE Nuclear Energy, *TASC-03A – A Computer Program for Transient Analysis of a Single Channel*, NEDC-32084P-A, Rev. 2, July 2002.

(32) R. K. McCardell, D. I. Herborn and J. E. Houghtailing, *Reactivity Accident Test Results and Analyses for the SPERT III E-Core – A Small, Oxide-Fueled, Pressurized-Water Reactor*, IDO-17281, AEC Research and Development Report, March 1969.

(33) K. Azekura, et al., *Development of a BWR Lattice Analysis Code LANCER Based on an Improved CCCP Method*, Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, South Carolina, USA, Oct. 5-8, 2003.

(34) W. J. Letzring, *Preliminary Facility Description Report for the BD/ECC 1A Test Phase*, GEAP-23592/NRC-2, December 1977.

(35) D. Seely, and R. Muralidharan, *BWR Low Flow Bundle Uncovery Test and Analysis*, General Electric Company, GEAP-24964, NUREG/CR-2231, EPRI NP-1781, August 1981.

(36) L. S. Lee, G. L. Sozzi and S. A. Allison, *BWR Large Break Simulation Tests - BWR Blowdown/Emergency Core Cooling Program*, Volumes 1 & 2, General Electric Company, GEAP-24962-1, NUREG/CR-2229, EPRI NP-1783, March 1981.

(37) Transient and Stability Tests at Peach Bottom Atomic Power Station Unit 2 at End of Cycle2, EPRI NP-564, June 1978.

(38) T. Iwamoto, et al., Validation of LANCR01/AETNA01 BWR Code Package against FUBILA MOX Experiments and Fukushima Daiichi Nucleare Power Plant Unit 3 MOX Core, PHYSOR 2014 – The Role of Reactor Physics Toward a Sustainable Future, The Westin Miyako, Kyoto, Japan, September 28 – October 3, 2014.

(39) USNRC, AEOD Concerns Regarding The Power Oscillation Event at LaSalle 2(BWR-5), AEOD Special Report S803, 1988.

(40) J. M. Dotson, *et al.*, *Three-dimentional Boron Mixing Model*, NEDE-22267, October 1982.

(41) GE Hitachi Nuclear Energy, *TRACG Model Description*, NEDE-32176P, Rev. 4, January 2008.
(42) 株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパン「炉心核熱水力特性解析システム　システム全般」, GLR-005 システム編（平成 27 年 4 月）

添付１　ＴＲＡＣＧコードによる中性子束振動に係る解析結果を参考として用いる理由について

ＢＷＲにおいて高出力・低炉心流量状態となった場合，以下に示すような中性子束振動及び流量振動が発生することがある。

(1)　チャンネル安定性

ＢＷＲの炉心は上下に共通のプレナム部を有する多数の燃料チャンネルが配置されている。各チャンネル内では，チャンネル入口から流入する冷却材が，非沸騰，サブクール沸騰，飽和沸騰へとチャンネル出口に向かって連続的な変化を示す。何らかの要因により摂動（例えば，冷却材流量の増加）が加えられると，チャンネルの入口と出口の間の差圧が変化するが，上下プレナム間の差圧は一定であるため，摂動は抑制される。この際，摂動の影響が大きいチャンネル下流側（二相流領域）に摂動を受けた流れが到達するのに時間遅れがあるため，流量振動が起きることがある。これをチャンネル安定性という。

(2)　炉心安定性，領域安定性

ＢＷＲにおいて例えば出力が上昇した場合，ボイド率が増加して負の反応度が投入され，出力が抑制される。その後，出力低下によりボイド率が減少して正の反応度が投入されるが，ボイド率の変化に時間遅れがあることにより出力振動（中性子束振動）が起きることがある。このようなボイド率変動に伴う反応度フィードバック以外に，燃料棒温度変動に伴う反応度フィードバック，炉心流量変化がチャンネル入口部から原子炉内構造物（上部プレナム，セパレータ，再循環系，下部プレナム）を経て炉心入口部に戻ることによる流量フィードバック及び(1)に述べたチャンネル安定性も重畳して，中性子束振動が起きる。

このようなメカニズムにより炉心全体の中性子束振動が発生するものを炉心安定性，空間的に高次モードでの中性子束振動が起きるものを領域安定性という。

上記(1)，(2)に関して，ＲＥＤＹコードでは，核特性は一点近似動特性モデルを用い，ボイド率，圧力損失等の熱水力特性は炉心を一点に近似した集中定数モデルを用いているため，チャンネル安定性，チャンネル安定性を含んでいる炉心安定性，チャンネル安定性に加え炉心内の領域間の振動を取扱う領域安定性のいずれも模擬することは困難である。

一方，ＴＲＡＣＧコードでは，核特性モデル及び熱水力モデルで原子炉圧力容器内を三次元的に取り扱い，熱水力モデルでは二相流二流体場の６個の方程式により，質量，運動量及びエネルギーについて液相及び気相を個別に取り扱うことができるので，チャンネル安定性，炉心安定性，領域安定性のいずれの安定性も評価することが可能である。

このため，短時間領域での中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響を確認するために，参考としてＴＲＡＣＧコードによる評価を行っている。

参考資料２

ＪＡＳＭＩＮＥ

目　　次

1.　はじめに……参考 2-3
2.　使用実績及び解析モデルについて……参考 2-4
2.1　使用実績……参考 2-4
2.2　解析モデル……参考 2-6
2.2.1　背景……参考 2-6
2.2.2　解析モデルの構成……参考 2-6
2.2.3　解析モデルの説明……参考 2-9
2.3　入出力……参考 2-21
2.3.1　入力例……参考 2-22
2.3.2　出力例……参考 2-28
3.　解析結果の例示……参考 2-29
4.　水蒸気爆発実験への適用例……参考 2-31
4.1　粗混合実験解析……参考 2-31
4.1.1　解析条件……参考 2-31
4.1.2　解析結果……参考 2-35
4.2　爆発実験解析……参考 2-37
4.2.1　解析条件……参考 2-37
4.2.2　解析結果……参考 2-42
5.　参考文献……参考 2-49
添付１　水蒸気爆発時のウォーターハンマーについて……参考 2-50
添付２　水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について……参考 2-54

1. はじめに

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，溶融炉心と原子炉圧力容器外の水が接触し，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器破損に至る可能性がある。

この原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象発生の可能性は，これまでの知見からも極めて低いと考えられる。しかしながら，水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し，ペデスタル等の原子炉格納容器の構造部材の支持機能に対する影響を確認しておくことは，格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。

本資料では，水蒸気爆発の現象を評価する解析コードであるＪＡＳＭＩＮＥコードについて，以下の内容をまとめる。

・使用実績及び解析モデル
・実験結果とのベンチマーク

2.　使用実績及び解析モデルについて

2.1　使用実績

水蒸気爆発解析コードＪＡＳＭＩＮＥ（JAEA Simulator for Multiphase INteractions and Explosions）[(1)]は，日本原子力研究開発機構（以下「ＪＡＥＡ」という。）にて開発された水蒸気爆発の現象を評価する解析コードであり，水蒸気爆発の粗混合過程及び伝播膨張過程（爆発過程）における伝熱流動現象のシミュレーションを行うことができる。

表 2-1 にＪＡＳＭＩＮＥコードの主な適用実績を示す。ＪＡＳＭＩＮＥコードは，FARO 及び KROTOS における各種実験結果とのベンチマークにより水蒸気爆発時の挙動を適切に模擬できることが確認されている他，SERENA 実験解析への適用[(2)]，炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率評価への適用実績[(3)]がある。

(1)格納容器破損確率評価への適用

ＢＷＲ及びＰＷＲモデルプラントにおける炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率を，水蒸気爆発の解析コードであるＪＡＳＭＩＮＥコードと確率論的手法を組み合わせて，評価した事例が文献[(3)]にて示されている。

ＢＷＲモデルプラント（Mark-Ⅱ型格納容器）を対象としたペデスタル領域水蒸気爆発解析の概要は以下のとおりである。

既存の確率論的安全評価より，ペデスタル領域における水蒸気爆発に対する寄与の大きい事故シーケンスとして「中破断ＬＯＣＡ時炉心冷却失敗，自動減圧成功」，「中破断ＬＯＣＡ時低圧注入作動，崩壊熱除去失敗」の各シーケンスグループが選定され，事故解析コードによる解析等に基づき原子炉圧力容器破損時の原子炉格納容器内熱水力条件及び溶融炉心条件が設定されている。

解析体系は二次元円筒座標系であり，径方向 13×軸方向 33 セルの解析格子でペデスタル領域が模擬されている。爆発解析では，体系の中心軸上で底から２番目のセルに爆発源を置き，トリガリングを与えている。

ＪＡＳＭＩＮＥコードは炉外水蒸気爆発による負荷の確率分布を評価するために用いられている。評価の入力条件である水蒸気爆発の初期・境界条件，及び解析モデルに含まれるパラメータは，それぞれの不確かさを表す確率分布関数で与えられ，ＪＡＳＭＩＮＥ解析により，その不確かさを伝播させ，水蒸気爆発による負荷の確率分布が評価される。負荷を示す指標としては，プール水に与えられる運動エネルギーのピーク値，壁面の力積の飽和値がそれぞれ評価され，水蒸気爆発による負荷の累積確率分布が評価されている。

(2)SERENA 実験解析への適用

国際協力プロジェクトとして実施されている最新の OECD-NEA/SERENA 実験データを用いて，ＪＡＳＭＩＮＥコードを用い，SERENA 実験 TROI 装置体系を対象にメッシュモデルを作

成し，試験体系内での粗混合過程及び微細化過程における熱流動解析が実施[(2)]されている。

SERENA 実験 FARO 装置は炉容器と圧力容器の２つに大別され，試験時には，炉容器内で融解した溶融デブリが開放弁及びノズルを通じて圧力容器内に設置された試験容器に流入する。試験容器は，直径 600mm，高さ 1.5ｍの円筒容器であり，水面高さが１ｍとなるように水が溜められている。解析体系は，圧力容器，圧力容器内の試験容器，メルト流入位置としてノズルが考慮されており，試験容器形状が軸対称形状であることから，二次元軸対称としてモデル化されている。

表 2-1　ＪＡＳＭＩＮＥコードの主な適用実績

1	研究名称	軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価
	解析実施者	ＪＡＥＡ
	実施時期	2007 年 11 月
	研究概要	ＢＷＲ及びＰＷＲモデルプラントにおける炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率を評価した。水蒸気爆発による負荷の確率分布を評価するために，ラテン超方格サンプリング（LHS）による確率論的手法を用い，その中で水蒸気爆発コードＪＡＳＭＩＮＥコードを物理モデルとして使用した。評価対象はＢＷＲ Mark-Ⅱ型のペデスタル及び圧力抑制プール，ＰＷＲのキャビティにおける水蒸気爆発である。
2	研究名称	改良型軽水炉のシビアアクシデント対策に係る検討
	解析実施者	独立行政法人　原子力安全基盤機構
	実施時期	平成 21 年度
	研究概要	ＦＣＩ解析コード JASMINE Ver.3 を用いて，SERENA 実験体系を対象にメッシュモデルを作成し，容器内熱流動解析を実施することによりその適用性について検討を実施。また作成したモデルを適用して感度解析を実施し，模擬溶融デブリ及びプール水の温度，プールの形状，模擬溶融デブリの組成について水蒸気爆発に対する影響を確認した。

2.2　解析モデル

2.2.1　背景

図 2-1 で示すとおり，水蒸気爆発は，熱的デトネーションモデル[4]において，４つの段階があると考えられている。それぞれの過程に関与する現象を以下に示す。

･粗混合	低温冷却材内で高温の融体が粗い粒子として分散（細粒化）し，混合しながら蒸気膜によって断熱されている状態。（タイムスケール：0.1 秒～数秒）
･トリガリング	蒸気膜の不安定化による急速な冷却材の蒸発及び溶融した液滴の微細化の開始
･伝播	衝撃波の伝播に伴う溶融液滴の微細化及び急速な熱伝達が生じる状態。（タイムスケール：数ミリ秒単位）
･膨張（爆発）	冷却材の蒸発と，周囲に負荷を生じさせる可能性のある混合物の膨張（爆発）

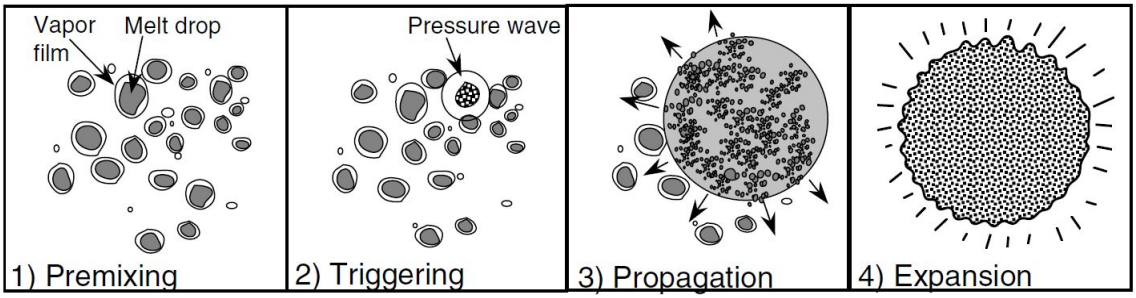


図 2-1 水蒸気爆発の現象論的な４つの段階[1]

上で示した現象論的な４つの段階の仮定に基づくと，水蒸気爆発による発生エネルギーの評価は，通常次の２ステップを通して行われる。

- 冷却材と粗混合状態にあり，続く爆発過程に関与し得る高温液体がもつ内部エネルギーの評価
- 伝播と膨張（爆発）の過程を介する力学的エネルギーの評価

2.2.2　解析モデルの構成

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「ＦＣＩ」という。）で想定される現象とＪＡＳＭＩＮＥコードの概念と構成を図 2-2 に示す。ＪＡＳＭＩＮＥコードは溶融炉心挙動モデルと冷却材の多相流動モデルの２つで構成される。溶融炉心モデルは融体ジェット，融体プール，融体粒子の３つのサブモデルを含む。冷却材の熱水力挙動を扱う

多相流動モデルは，日本原子力研究所（JAERI）で開発されたＡＣＥ－３Ｄコード[5]の修正版である。

ＪＡＳＭＩＮＥコードは，粗混合過程と爆発過程の２段階に分けて水蒸気爆発の全過程を解析する。初めに，流動体系や流入する溶解物に関する初期・境界条件を与えることで粗混合過程が解析され，次に，解析時刻における粗混合計算の出力データに，爆発モデルオプションの指定を与えることで，爆発過程，即ち伝播と膨張過程が解析される。

粗混合過程と爆発過程の物理特性を表 2-2 にまとめる。

表 2-2　粗混合過程及び爆発過程の物理特性

	粗混合	爆発（伝搬，膨張）
物理特性		
支配的な物理過程	重力（浮力）による対流	衝撃波の伝搬
時間スケール	0.1-10ｓ	0.1-10ms
融体サイズスケール	１-10mm	１-100μｍ

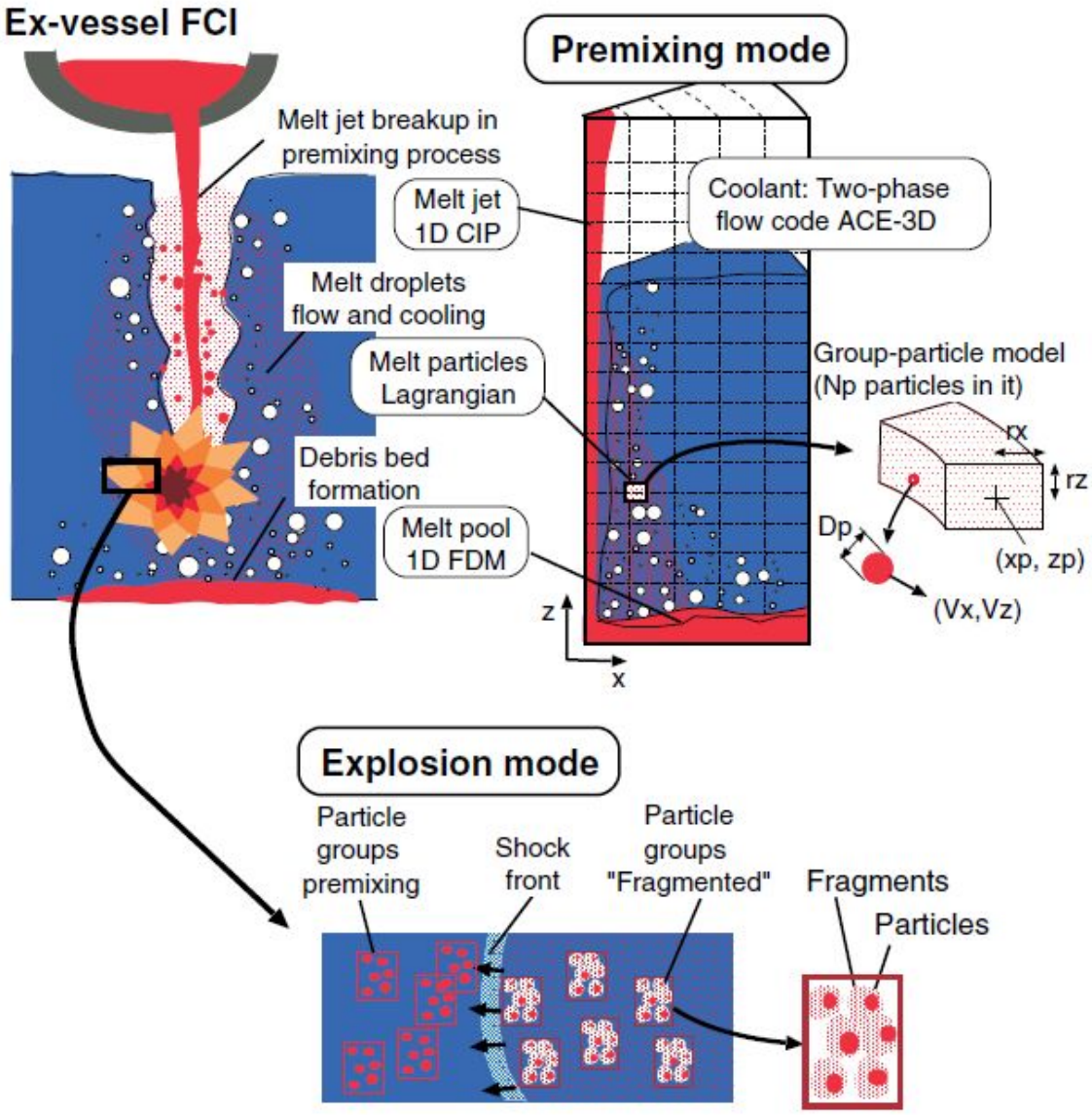


図 2-2　ＪＡＳＭＩＮＥコードの概念と構成 [1]

2.2.3 解析モデルの説明

(1) 融体ジェットモデル

融体ジェットに対しては，Z 方向一次元の質量，内部エネルギー及び運動量保存則が解かれる。融体ジェット表面からの液滴の発生（融体ジェットからの質量エントレインメント）は，ジェット分裂長に対する実験相関式と融体ジェットの質量保存則に基づき求められる。図 2-3 は，融体ジェットがプール水で侵食され，下方に進むに従ってジェット直径が減少する様を表している。ジェットが完全に消失する水深をジェット分裂長 L_{brk} と呼ぶ。

ジェット分裂長は，Bond 数 Bo_J >50 の条件では Taylor 型相関式[6]が用いられ，それ以外の場合は Saito らの相関式 [7]によって次のとおり算出される。

$$\frac{L_{brk}}{D_{Ji}} = \begin{cases} 10\left(\dfrac{\rho_J}{\rho_l}\right)^{1/2} & Bo_J = \dfrac{\rho_J \cdot g \cdot D_{Ji}^2}{\sigma_J} \geq 50 \\ 2.1\left(\dfrac{\rho_J}{\rho_l}\right)^{1/2} \cdot \left(\dfrac{V_{Ji}^2}{g \cdot D_{Ji}}\right)^{1/2} & Bo_J = \dfrac{\rho_J \cdot g \cdot D_{Ji}^2}{\sigma_J} < 50 \end{cases} \quad (2.2\text{-}1)$$

ここで，ρ_J と ρ_l はそれぞれジェットと水の密度，σ_J はジェットの表面張力，D_{Ji} は水面でのジェットの直径，V_{Ji} は水面でのジェット流速，g は重力加速度である。

融体液滴発生量，すなわち質量エントレインメントに対応する体積エントレインメント流量（V_e）は，ジェット直径が水深とともに線形的に減少するという仮定で計算される。

$$V_e = \frac{V_J}{2} \cdot \left(\frac{D_{Ji}}{L_{brk}}\right) \cdot \sqrt{\frac{H_{pl}}{\max\left(L_{brk}, H_{pl}\right)}} \quad (2.2\text{-}2)$$

ここで，H_{pl} はプール深さ，V_J はジェットの流速である。

質量エントレインメント流量 $\dot{m}_e$ は，次のように求められる。

$$\dot{m}_e = C_{ent} \cdot \rho_J \cdot V_e \quad (2.2\text{-}3)$$

ここで，C_{ent} は定数である。定数 C_{ent} を 1 として設定した場合，ジェットは実験に基づく相関式によって決定されたジェット分裂長で崩壊する。C_{ent} を大きくするにつれ，ジェット分裂長は短くなる。

本融体ジェットモデルでは，ジェットからの伝熱は，表面積と冷却水内の移動時間のどちらにおいても，融体粒子や融体プールの場合と比較して小さいので，現在のところ考慮されていない。したがって，ジェットから冷却水への熱流束は 0 と設定される。

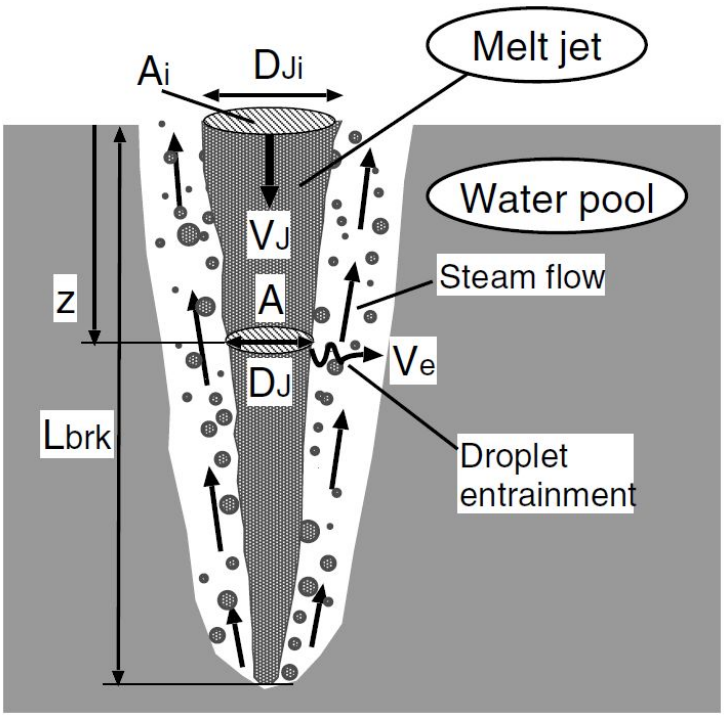


図 2-3　ジェット分裂モデルの概要 (1)

(2) 融体プールモデル

ジェット又は粒子群が底面に到達する際には，連続した融体を形成する可能性がある。図 2-4 に，融体プールモデルの模式図を示す。融体プールモデルの概要を以下に示す。

・X 方向一次元の質量，エネルギー及び運動量保存則を解く。
・ジェットや粒子群から加わった融体質量を考慮する。
・融体プール表面における二相流及び床との摩擦影響は無視する。
・融体プール端の凝固を取り扱う。
・二相流と融体プール間の伝熱を考慮する。（図 2-5）
・流動様式が気泡流以外，すなわち核沸騰，膜沸騰状態となって気相体積が増加することによる熱流束緩和効果（ボイド効果）は，ベース熱流束にボイド率の関数としての係数を乗じることで考慮する。

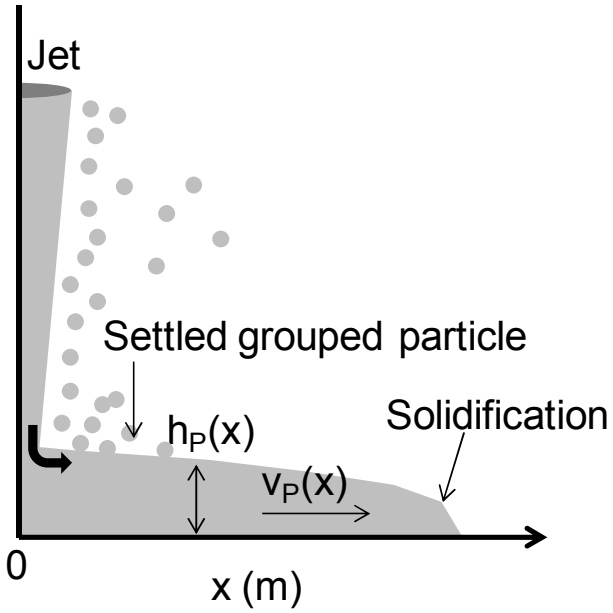


図 2-4　融体プールモデル模式図 [1]

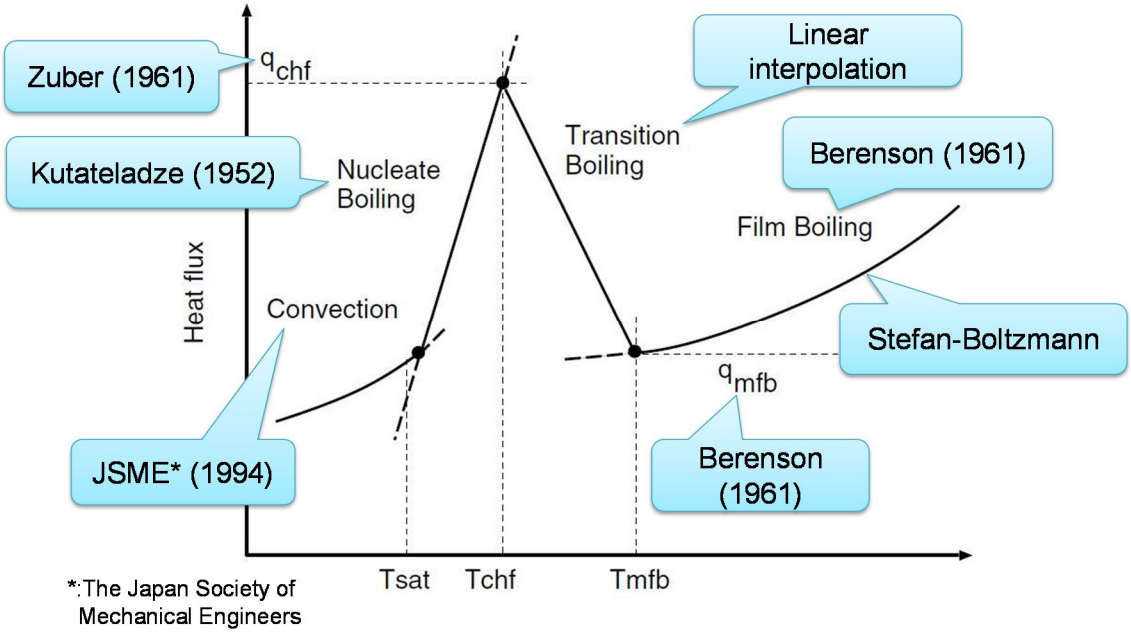


図 2-5　各沸騰状態において用いられる伝熱モデル（融体プール）

(3) 融体粒子モデル

実機体系のような大規模シミュレーションを可能とするために，グループ化された粒子（粒子群）の概念が導入された。図 2-6 に融体粒子モデルの概要図を示す。融体粒子モデルの概要を以下に示す。

- “粒子群”とは，同じ特性を持ち，X-Z 平面上の有限な空間を占める粒子のグループである。
- 粒子群の実際の形状，回転，拡散特性のような属性は無視される。
- それぞれの粒子群の代表粒子の動きやヒートバランスは，ラグランジュ方程式によって計算される。
- ジェット表面から粒子群が離れる前に，一定量以上の粒子を蓄える“前粒子群”概念が導入されている。前粒子群の融体ジェット表面からの放出基準を以下に示す。
  - ・粒子群質量 ＞ ０，かつ下記に示す少なくとも１つの状況に該当すること。
  - 粒子数が N_{pcr} の値を超える。
  - 前粒子群のＸ方向のサイズが，格子のＸ方向サイズの４分の１より大きい。
  - 前粒子群のＸ方向の外側のエッジ位置が最初のセル境界を超える。
  - 存続時間が時間制限値 n_{hist} を超える。

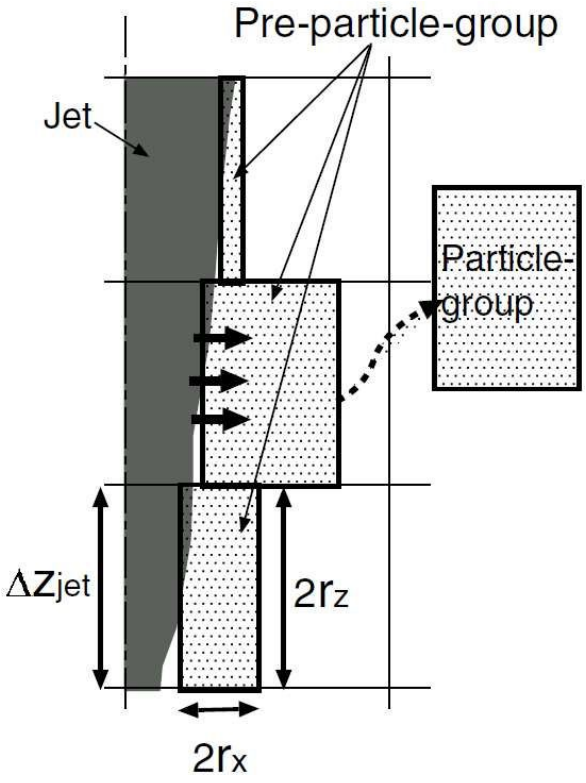


図 2-6　融体粒子モデル概要図 (1)

次に，粒子群の取り扱い手法について説明する。

図 2-7 に，物理的に非現実的な状況の発生を回避するために設けられた粒子群間のインターフェースにおける三つのモデルを示す。これらのモデルの特徴を以下に示す。

1. 接触する二つの粒子群の粒子の体積割合の総和が融合制限 α_{pack}(＝0.6)以上となる場合は，二つの粒子群は減衰係数 0.5 の条件で反発する。
2. 上記の条件を満たさず，かつ二つの接する粒子群が同じような特性を持つ場合，すなわち温度，粒子径，速度が 20%以内の差で一致する場合は，それらは融合して一つの粒子群となる。
3. 上記二つの条件を満たさない場合，二つの粒子群は干渉を起こさずにすり抜ける。

図 2-8 に，解析体系の境界において粒子群に適用する取扱い条件を示す。

1. 粒子群が中心境界に到達した場合，境界内側へ弾性衝突する。
2. 粒子群が頂部又は側部の境界に達した際は，減衰係数 0.1 の条件で境界内側へと反発する。
3. 粒子群が底へ到達した際，デブリプールと粒子群のどちらかが溶融している場合には粒子群はデブリプールと融合する。そうでない場合には，粒子群は冷え固まったデブリプール上に堆積し，デブリベッドを形成する。

図 2-9 に粒子に対する抗力係数の評価条件を示す。抗力係数は球体に対する一般的な評価式を用いる。

融体粒子に対する伝熱モデルの概要を以下に示す。

- 粒子表面における熱伝達率は，図 2-10 に示す相関式により評価される。粒子が固化するかどうかは，その粒子の表面温度により判断される。
- 粒子群周囲のボイド及び床への粒子群堆積に伴う伝熱効果の劣化の影響が考慮される。

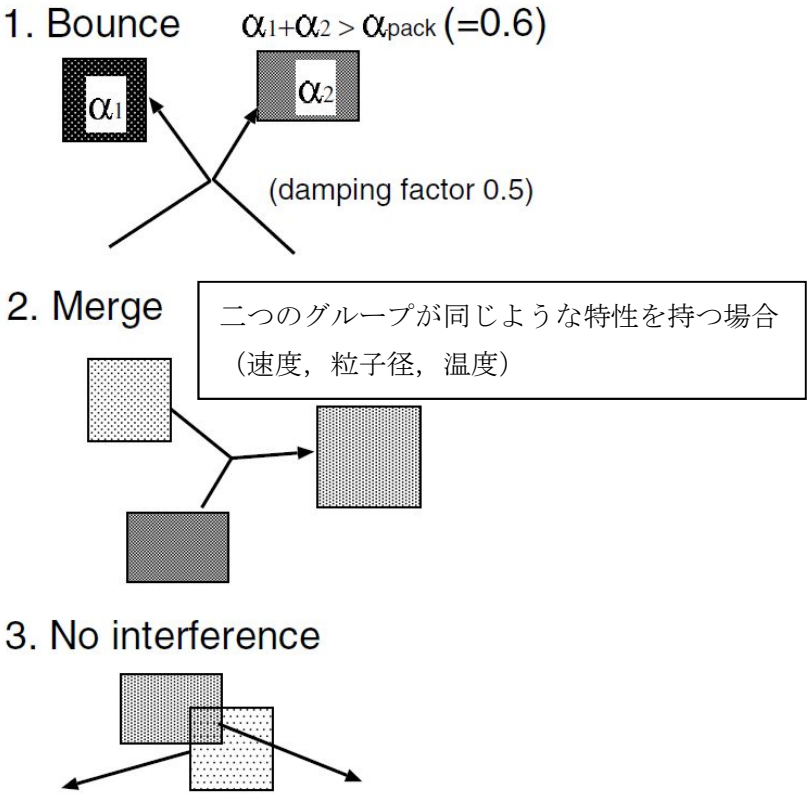


図 2-7　粒子群間のインターフェースモデル [1]

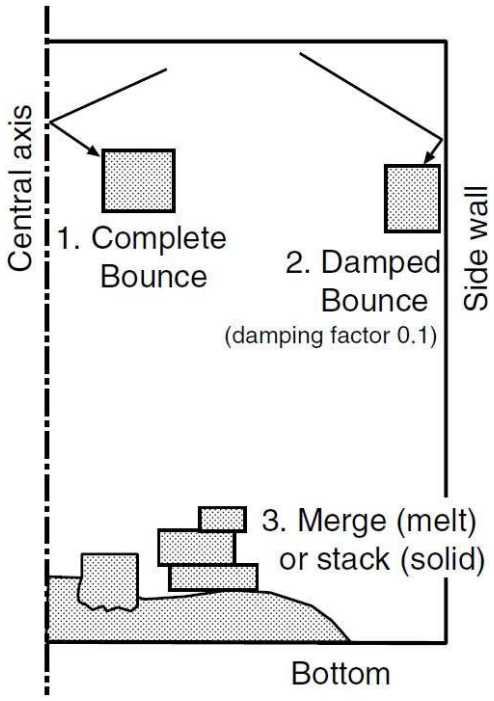


図 2-8　粒子群の境界での取扱い [1]

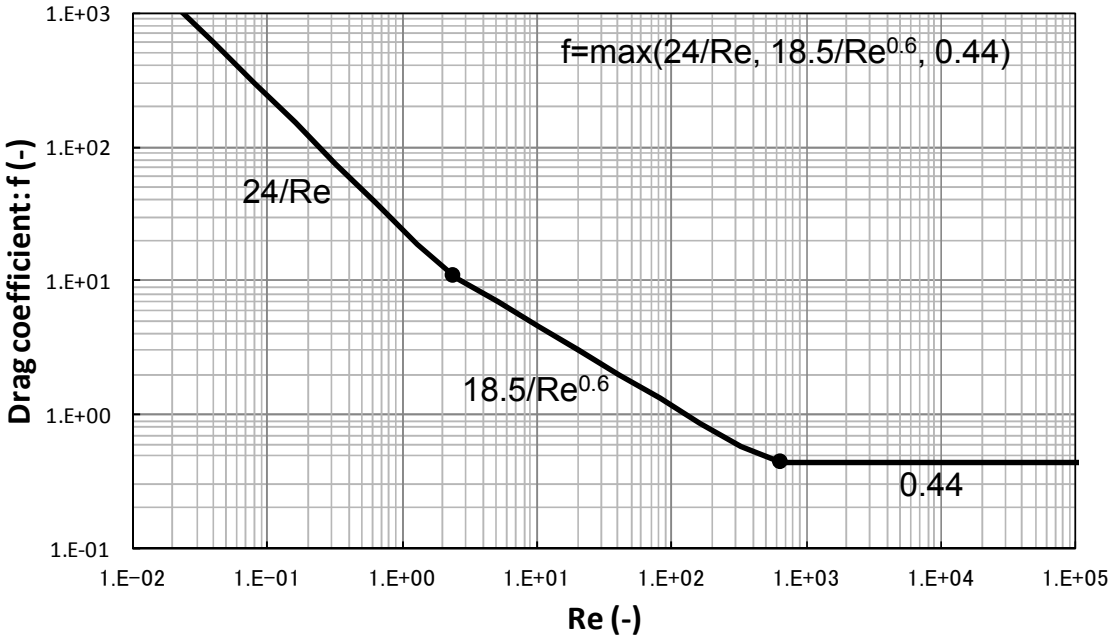


図 2-9　融体粒子の流体抗力係数

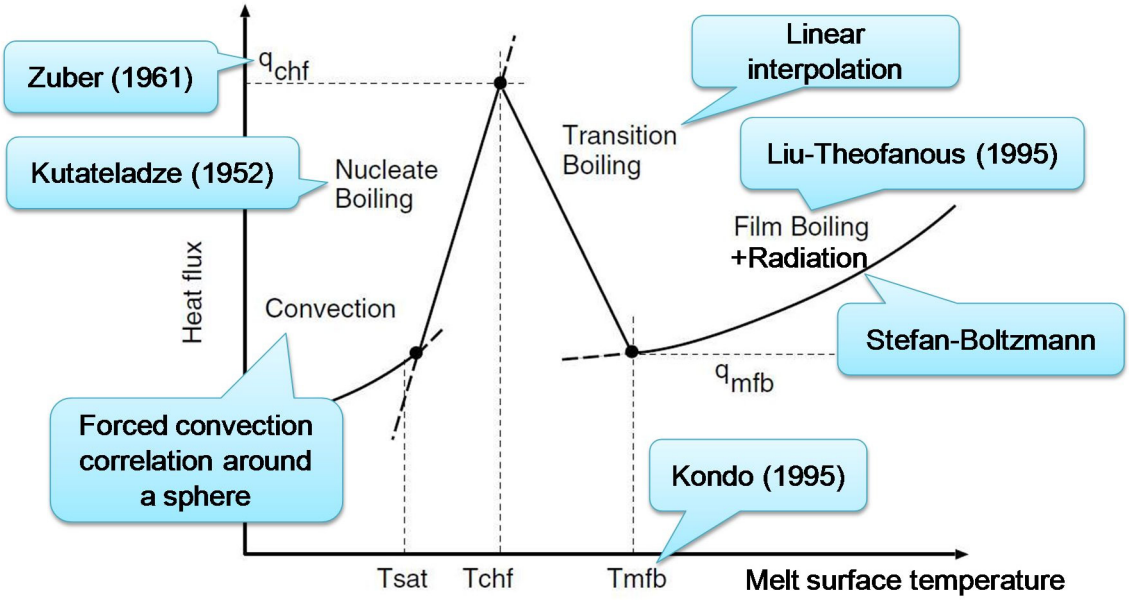


図 2-10　各沸騰状態において用いられる伝熱モデル（粒子群）

(4) トリガリングモデル

ＪＡＳＭＩＮＥコードを用いた解析では，粗混合計算結果を爆発計算に引き継ぐ際に，トリガリングと呼ばれる爆発のきっかけをユーザーが任意のタイミングで与えることにより，爆発解析を実施する。トリガリングモデルの特徴を以下に示す。

- 局部的な圧力上昇と瞬時のガス膨張によりトリガリングを与える。
- 圧力伝播は微細化を誘発する。

(5) 微細化モデル

爆発過程は以下の概念を基本としてモデル化されている。

- 粗混合で発生した粒子が衝撃波，即ち周囲冷却材の極端に大きな相対速度に晒されると，流体力により粒子表面の融体が微細化する。
- 微細化粒子はμｍオーダーで熱放出が非常に早く，瞬時に水を蒸発させることで，衝撃波を増幅させる。熱放出は微細化粒子の発生率に依存する。

上記過程を評価するために，図 2-11 に示す粒子群モデルにおいて，融体モデル構成要素として”微細粒群”が追加された。

微細粒群は粒子群から発生した微細化粒子の集合体である。微細粒群は以下のように扱われる。

- 微細化粒子の発生：
  微細化粒子質量は母粒子群から水力的な相互作用により分離される。質量保存則は次のように表せる。

$$\frac{dm_p}{dt} = -\dot{m}_f \tag{2.2-4}$$

$$\frac{dM_f}{dt} = n_p \dot{m}_f \tag{2.2-5}$$

  ここで，m_p は粒子群中の一粒子の質量，m_f は一粒子から生成する微細粒群の質量，M_f は粒子群全体から生成する微細粒群の質量，n_p は粒子群の粒子数である。一粒子からの微細化率 $\dot{m}_f$ は構成式(2.2-7)により与えられる。
- 伝熱とエネルギー保存：
  微細化粒子表面の熱伝達率は非常に大きいと考えられることから，微細化粒子内の熱伝導が，この過程における伝熱量の律速となる。微細化粒子の外部の熱伝達率は非常に大きいと考えられ，定常状態でのいかなる伝熱式もこの特異に過度的な状況には適用できない。微細化粒子の単位質量当たりの熱放出量 $\dot{q}_f$ を用いて，微細化粒子のエネルギー保存は以下のように表せる。

$$\frac{de_f}{dt} = e_p \frac{n_p \dot{m}_f}{M_f} - \dot{q}_f \qquad (2.2\text{-}6)$$

ここで，e_f と e_p は微細化粒子と粒子群の粒子の比内部エネルギーである。母粒子（粒子群の粒子）の比内部エネルギーは爆発過程中では一定であると仮定する。

微細化粒子の主要な作用は急速熱放出で，運動論的な観点は重要ではないことから，微細化粒子に対する運動方程式は解かず，微細化粒子は母粒子群に付随すると仮定する。

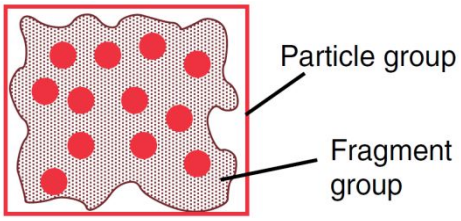


図 2-11　粒子群と微細粒群 (1)

一融体粒子からの微細化率 $\dot{m}_f$ は以下のように求める。

$$\dot{m}_f = C_{frg} \cdot \frac{1}{t_b^*} \frac{\pi}{6} D_p{}^2 v_r (\rho_c \rho_p)^{1/2} \qquad (2.2\text{-}7)$$

$$t_b^* = \begin{cases} 1 & : \text{Caracharioset al. model} \\ 13.7/Bo^{1/4} & : \text{Yuen et al. model} \end{cases} \qquad (2.2\text{-}8)$$

$$Bo = \frac{3}{16} \frac{C_D \rho_c D_p v_r{}^2}{\sigma_p} \qquad (2.2\text{-}9)$$

$$t_b = t_b^* \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_c}} \frac{D_p}{v_r} \qquad (2.2\text{-}10)$$

ここで，t_b は分裂時間，t_b^* は分裂の無次元時間，D_p は粒子径，v_r は粒子と冷却材間の相対速度，ρ_c と ρ_p は冷却材と融体粒子の密度，σ_p は融体粒子の表面張力である。抗力係数 C_D はニュートン域の値 0.44 を使用する。C_{frg} は実験定数である。

(6) 二相流モデル

ＪＡＳＭＩＮＥコードにおける二相流モデルは，二相流コードＡＣＥ－３Ｄ[(5)]を基に開発された。二相流モデルの特徴を以下に示す。

- ＡＣＥ－３Ｄは円筒座標系の三次元保存方程式を解くことができるが，ＪＡＳＭＩＮＥコードでは二次元座標系での計算機能が適用されている。
- 水，蒸気，非凝縮性ガスの質量及び内部エネルギー方程式が解かれる。対して，運動量方程式においては，蒸気と非凝縮性ガスは平衡状態であると仮定して，水，混合性ガスの質量及び内部エネルギー方程式を解く。
- 融体プールと融体粒子，微細化粒子からの伝熱を扱うことができる。
- 水-ガス間の熱伝達係数（図 2-12 参照）は，ＴＲＡＣ－ＰＦ１コードの気泡流と液滴流のモデルを採用。
- 二相間の相対速度が終端速度に等しいと仮定（図 2-13 参照）。
- 水滴/気泡径は臨界 We 数を用いて評価。臨界 We 数は，水滴は 4.0，気泡は 7.5（図 2-13 参照）。
- 抗力係数は融体粒子の場合とほぼ同じ（図 2-14 参照）。
- 融体粒子から二相流への伝熱量分配機構を図 2-15(a)に示す。図 2-15(a)において fhtint，fhilkill，fhigkill は粗混合解析にて冷却材の蒸発を制御するパラメータである。fhtint は，融体からの放熱量のうち，冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合を示す。fhilkill，fhigkill は，それぞれサブクール水と気液界面の熱伝達係数，過熱蒸気と気液界面の熱伝達係数の乗数である。
- 微細化粒子から二相流への伝熱量分配機構を図 2-15(b)に示す。Kev は爆発解析にて微細化粒子からの放熱量のうち，冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合を表す。

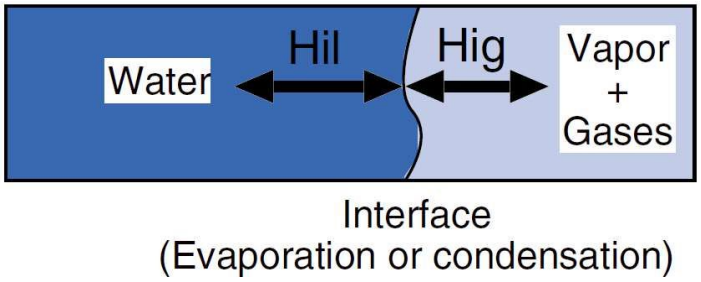
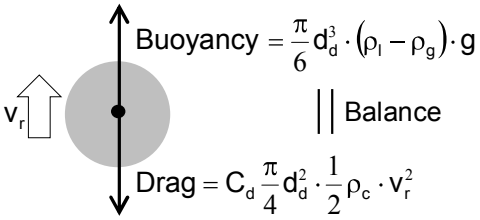


図 2-12　水とガスの界面における熱伝達 (1)



d_d：気泡又は液滴の径，ρ_l，ρ_g：水，ガスの密度，g：重力加速度，C_d：抗力係数，ρ_c：連続相の密度，v_r：相対速度，We_{cr}：臨界ウェバー数（水滴 4.0，気泡 7.5），σ：表面張力

$$d_d = \frac{We_{cr} \cdot \sigma}{\rho_c \cdot v_r^2}$$

図 2-13　水滴及び気泡における力のつり合い

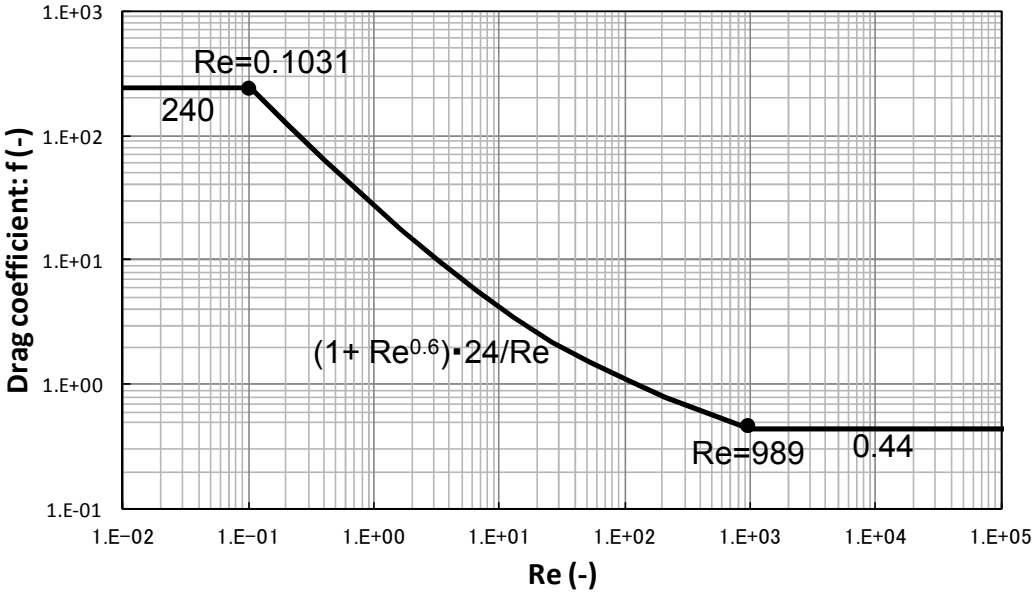
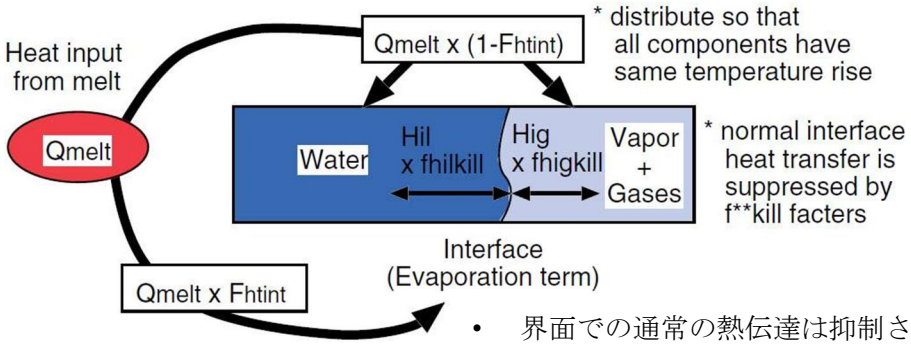
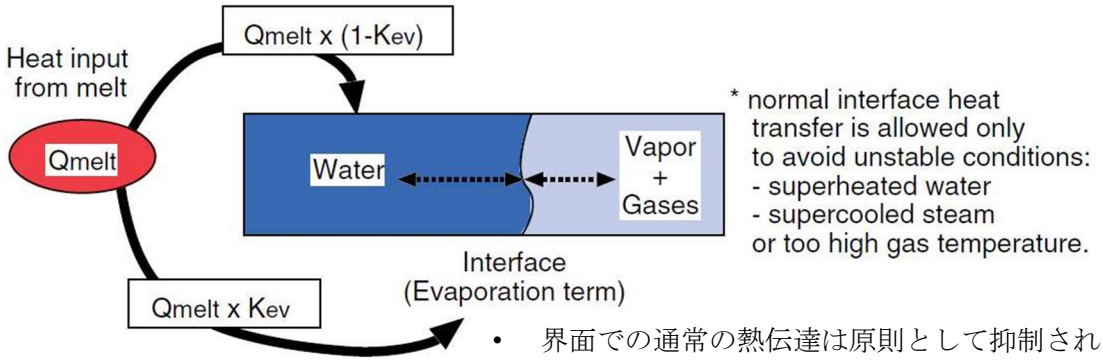


図 2-14　水滴及び気泡の流体抗力係数



- 界面での通常の熱伝達は抑制される。
- fhtint, fhilkill, fhigkill は粗混合解析にて冷却材の蒸発を制御するパラメータ。

(a) 融体粒子から二相流への伝熱量分配機構 (1)



- 界面での通常の熱伝達は原則として抑制される。
- Kev は爆発解析にて，微細化粒子からの放熱量のうち，冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合。

(b) 微細化粒子から二相流への伝熱量分配機構

図 2-15　二相流への伝熱量分配機構 (1)

2.3　入出力

本章では，ＪＡＳＭＩＮＥコードによる水蒸気爆発解析時の入出力例を示す。

図 2-16 に水蒸気爆発解析のフロー図を示す。幾何形状等のプラント固有条件や事象進展解析（ＭＡＡＰ）に基づく溶融燃料条件等に基づきＪＡＳＭＩＮＥコードの入力条件の設定を行う。

ＪＡＳＭＩＮＥ解析の評価結果は，水蒸気爆発時の原子炉格納容器の健全性評価を実施するための構造応答評価コードの負荷条件として用いられる。水蒸気爆発負荷として，高圧気泡を膨張させるモデルを用いる場合には，水蒸気爆発時の発生エネルギー条件や爆発時の圧力条件が構造応答評価コードに引き渡される。

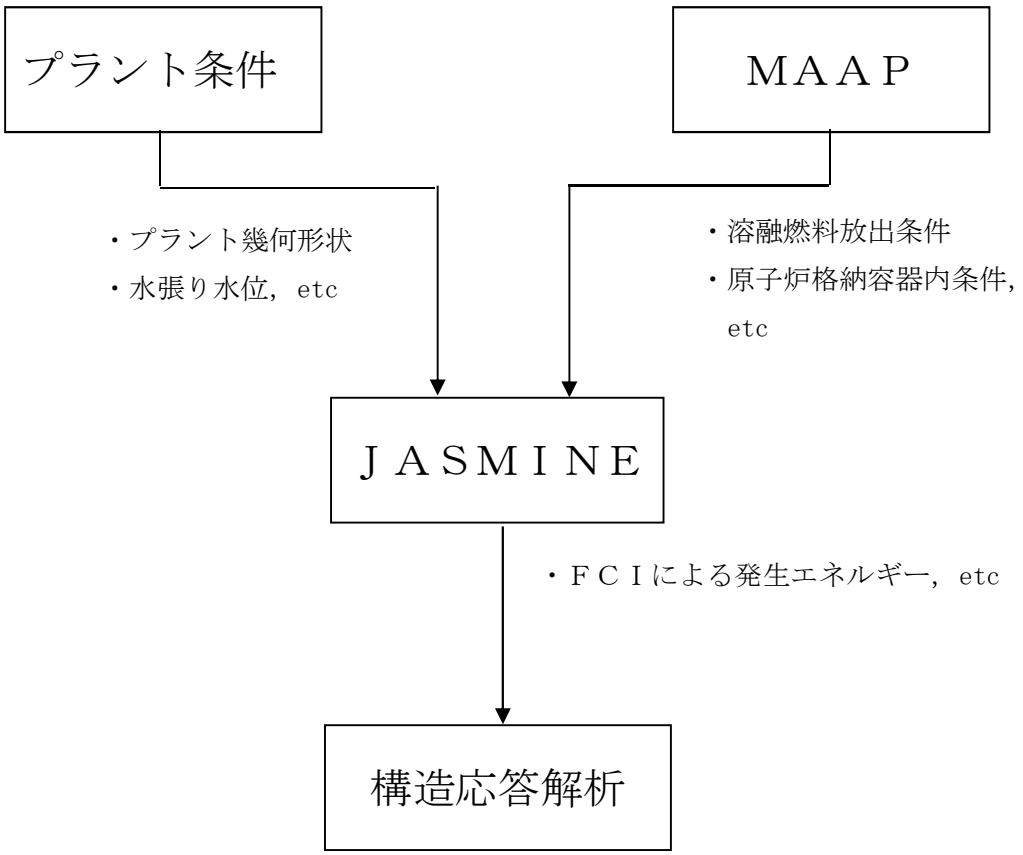


図 2-16　水蒸気爆発解析の流れ

2.3.1　入力例

(1) 計算体系の幾何形状

計算領域は，図 2-17 に示すとおり，円筒座標系における角度 θ のセクターとして定義され，体積は X-Z 平面のグリッドとして離散化される。

原子炉圧力容器破損時におけるペデスタル領域での水蒸気爆発解析を実施する場合，計算体系を圧力容器，ペデスタル壁面，床面で形成される原形状の中からモデル化することができる。

X-Z 平面でのメッシュ分割は，ＪＡＳＭＩＮＥコードの制限値【Ｘ方向(=30)，Ｚ方向(=40)】以内で任意に設定することができ，ペデスタル領域について，ベッセル，ペデスタル空間（液相，気相），ペデスタル壁面等を定義することが可能である。図 2-18 にメッシュ分割の例を示す。

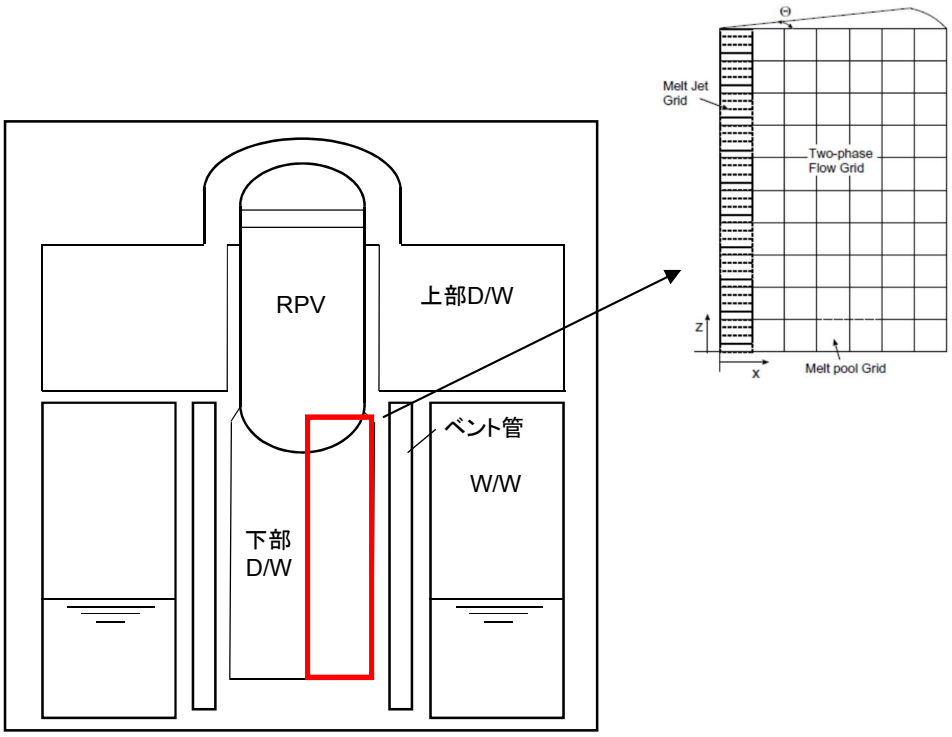
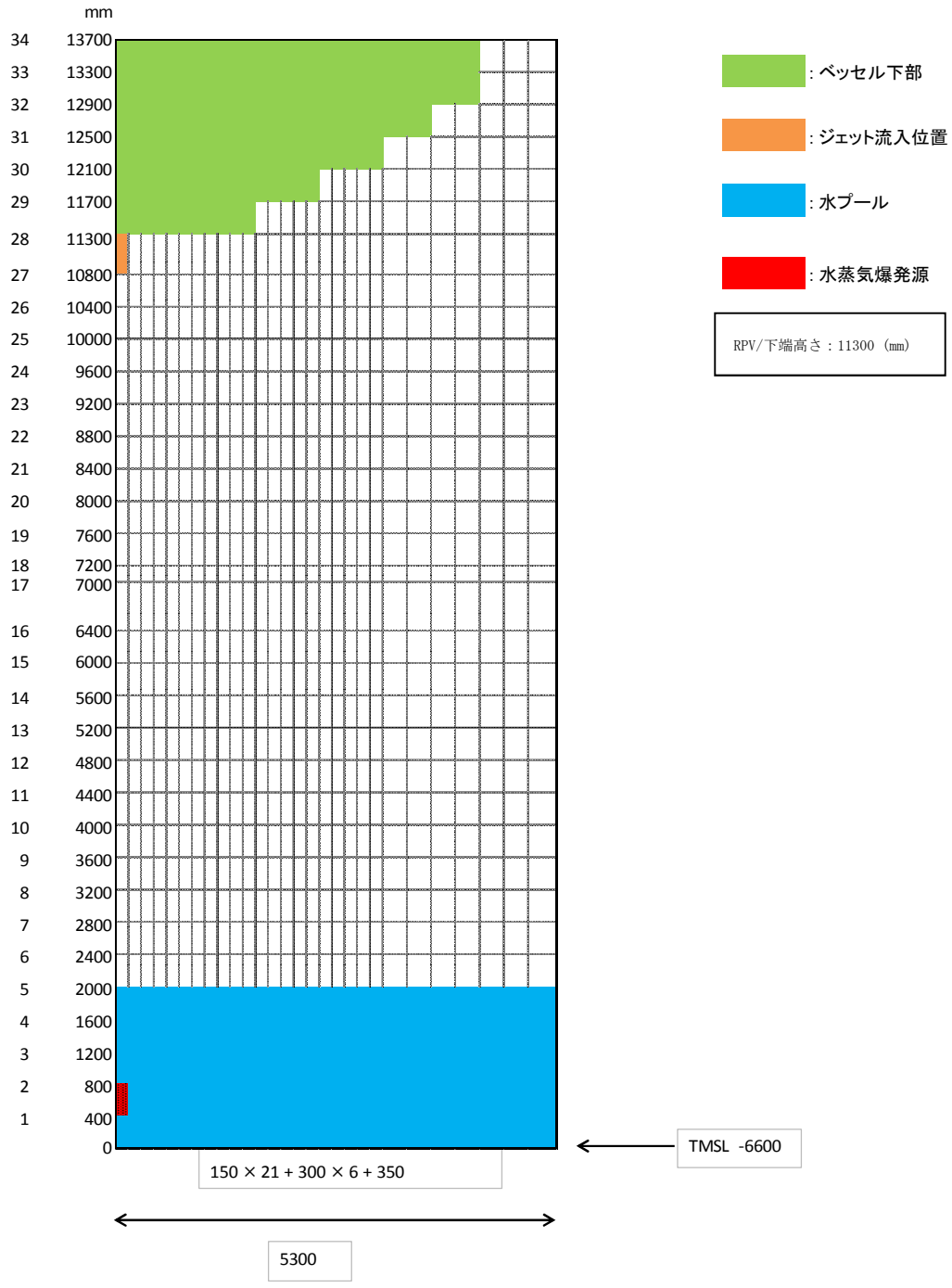


図 2-17　計算体系の幾何形状の例



メッシュ分割　X方向：28　　Z方向：34

図 2-18　　ＪＡＳＭＩＮＥ解析のメッシュ分割の例

(2) 溶融炉心物性値

溶融炉心物性値については，溶融コリウムの物性値ライブラリ（jasmine.corium，jasmine.corium2，jasmine.corium3）が，ＪＡＳＭＩＮＥコードに付属されており，ユーザーは目的に応じてこれらを活用することができる。各物性値ライブラリの主要な特性は以下のとおりである。表 2-3 に jasmine.corium2 の物性値を例示する。

jasmine.corium ： FARO/KROTOS 実験条件（UO_2/ZrO_2=80/20wt%）
jasmine.corium2 ： FARO/KROTOS 実験条件（UO_2/ZrO_2=80/20wt%），融点，リキダス，ソリダスを実機相当条件に設定
jasmine.corium3 ： TROI 実験条件（UO_2/ZrO_2=70/30wt%）

(3) 主要入力値

表 2-4 に(1),(2)以外の主要な入力例を示す。

(4) 入力条件の設定の考え方

入力条件は，表 2-4 に示された入力条件の例で示すように，代表的な水蒸気爆発実験を最適に再現するために設定した入力値をベースとし，水蒸気爆発事象に伴う不確かさを踏まえて，以下の保守性を考慮して設定している。なお，評価結果に対して各々が相互に影響し得る条件については，総合的に保守性が担保できることを考慮した設定としている。

・メルト放出速度： メルト放出速度は，破損口にかかるデブリ堆積圧等の圧力から計算される。メルト放出速度としては，原子炉圧力容器（以下「ＲＰＶ」という。）の低圧破損時に最も大きくなる条件である溶融デブリ全量が下部プレナムに堆積した場合を想定した値を設定。

・メルト放出口径： 粗混合融体質量を保守的に評価するために，ＲＰＶ底部の貫通配管で最も大きい口径 0.15ｍの値を保守的に丸めて［　　］として設定。

・粗混合時液滴径： 既存のＦＣＩ実験（KROTOS，FARO，TROI，CCM）のザウター平均粒径は０～３㎜ 程度[8]とされている。一般に粗混合時液滴径が大きい程，粒子から冷却材への伝熱が低下して粒子が固化しにくくなり，冷却材ボイド率も低下することで，粗混合融体質量が大きい傾向があると考えられ，このような傾向は，トリガリング位置を底部，トリガリングタイミングを粗混合融体質量がピークとなる条件において，感度解析により確認されている。上述のトリガ条件を前提として，爆発の強度が大きくなりやすい条件として，上述のザウター平均粒径を包絡する［　］を設定。

・トリガリング位置：　爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く，爆発の強度が大きくなりやすい条件として，中心軸上の底部から軸方向２セル目を選定。

・トリガリング　タイミング　：　水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定。

表 2-3　ＪＡＳＭＩＮＥ解析における物性値

No.	項目	物性値		備考
		数値	単位	
1	溶融点		［K］	組み込みライブラリ（jasmine.corium2）に基づく値
2	固相線温度		［K］	
3	液相線温度		［K］	
4	固相密度		[kg/m^3]	
5	液相密度		[kg/m^3]	
6	液相比熱		[J/(kg･K)]	
7	固相比熱		[J/(kg･K)]	
8	溶融潜熱		[J/kg]	
9	熱伝導率		[W/(m･K)]	
10	粘性係数		[Pa･s]	
11	表面張力		[N/m]	
12	輻射率		[－]	

表 2-4　ＪＡＳＭＩＮＥ解析における主な入力条件の例（1/2）

No.	入力	値(定義)	単位	備考
1	初期圧力	[redacted]	[Pa]	ＭＡＡＰ解析結果に基づき設定。
2	プール水温		[K]	ＭＡＡＰ解析結果に基づき設定。
3	落下メルト総重量		[kg]	ＭＡＡＰ解析結果に基づき設定。
4	メルトジェット温度		[K]	ＭＡＡＰ解析によると下部プレナム内の溶融デブリの酸化物層の過熱度は約[redacted]であることから，溶融デブリの融点はjasmine付属のメルトの物性値パッケージ jasmine.corium2 のリキダス[redacted]に過熱度[redacted]を考慮した値を設定。
5	メルト放出速度		[m/s]	ＭＡＡＰ解析に基づくＲＰＶ破損時のデブリ流入速度の最大値を設定。
6	メルト放出口径		[m]	ＲＰＶ底部の貫通配管で最も口径の大きいＣＲＤチューブ径 0.15mを保守的に丸めて[redacted]を設定。
7	プール水深	2	[m]	手順上定める値を設定。
8	粗混合時液滴径	[redacted]	[m]	大規模ＦＣＩ実験結果（FARO, COTELS等）の粒径分布から代表粒子径として設定。
9	爆発後粒子径	0.00005	[m]	文献(1)記載のＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
10	ブレークアップ係数	1.0	[-]	文献(1)記載のＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
11	液滴速度ファクタ	5	[-]	文献(1)記載のＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
12	トリガリング位置	ペデスタルの中心，底から 0.6m	[m]	トリガ位置には中心軸上の底部付近として底部から軸方向２セル目を選定。これは爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く，爆発の強度が大きくなりやすい条件を選定したものである。
13	トリガリングタイミング	粗混合融体質量の最初のピークとなる時刻	[sec]	水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定。
14	トリガ閾値	5×10^5	[Pa]	マニュアルによるトリガ圧力の設定範囲 500kPa-10MPa より，500kPa を設定。

表 2-4　ＪＡＳＭＩＮＥ解析における主な入力条件の例（2/2）

No.	入力	値(定義)	単位	備考
15	フラグメンテーションモデル	Caracharios(1983)モデル	[-]	-
16	フラグメンテーション条件	粒子温度の平均温度が融点以上	[-]	-
17	フラグメンテーション係数	0.35	[-]	文献(1)記載のＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
18	フラグメンテーション時間	10^{-3}	[sec]	
19	蒸発に用いられるエネルギー割合	融体の寄与：0.02 フラグメント放熱の寄与：0.7	[-]	
20	フラグメンテーションにおけるボイド緩和係数	ボイド率 0.3～0.75 でカットオフ	[-]	文献(1)記載のＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
21	トリガ点圧力	1×10^{7}	[Pa]	ピーク圧力よりも低くかつトリガ閾値圧力 500kPa よりも十分大きい圧力として設定。
22	トリガ点ガス割合	粗混合解析結果の引継ぎ	[-]	トリガ気相割合は，粗混合解析結果に基づきトリガ発生時点でのトリガセルでの気相割合を設定。
23	トリガ点ガス温度	1000	[K]	文献(1)記載のＪＡＥＡが実施した検証解析に用いられる条件を採用。

2.3.2　出力例

ＪＡＳＭＩＮＥ解析は，「粗混合過程」と「爆発過程」の２段階に分かれている。それぞれの解析における主要な出力を以下に示す。

(1)粗混合過程

・放出されたメルト及び粗混合領域におけるメルト粒子の全質量

粗混合解析は，爆発解析の初期条件を評価するために実施する。重要な物理量は，粗混合過程において溶融状態で水中に分散した融体の質量であり，この物理量に基づきトリガリングタイミングを設定する。

ＪＡＳＭＩＮＥコードではこの物理量を定量化する指標として，粗混合融体質量（ボイド率 0.75 以下の領域に存在し，温度が融点以上の融体質量）の時間変化を出力することができる。爆発の強度が大きくなるように粗混合融体質量が最初にピークとなったタイミングでトリガリングタイミングを設定する。

(2)爆発過程

・流体の運動エネルギーの時間変化

流体の運動エネルギーを用いて構造健全性評価を実施する場合には，水蒸気爆発発生時にトリガセルから周囲へ圧力波が伝播し，その発生エネルギーの大部分が流体の運動エネルギーに変換されると想定し，全領域の流体の運動エネルギーの時間変化からその最大値を設定することが考えられる。

3.　解析結果の例示

本項では，ＡＢＷＲ代表プラントにおけるＪＡＳＭＩＮＥ解析結果例を示す。

評価条件はそれぞれ以下の通りである。

・評価体系　　：図 2-18

・主な評価条件：表 2-3，表 2-4

(1)粗混合過程

放出されたメルト及び粗混合領域におけるメルト粒子の全質量を図 3-1 に示す。図 3-1 により，粗混合融体質量が最初にピークとなる約 0.9 秒後にてトリガリングタイミングを設定している。

(2)爆発過程

流体の運動エネルギーの時間変化を図 3-2 に示す。図 3-2 より，流体の運動エネルギーのピーク値約７MJ が水蒸気爆発時に発生するエネルギーと設定することができる。

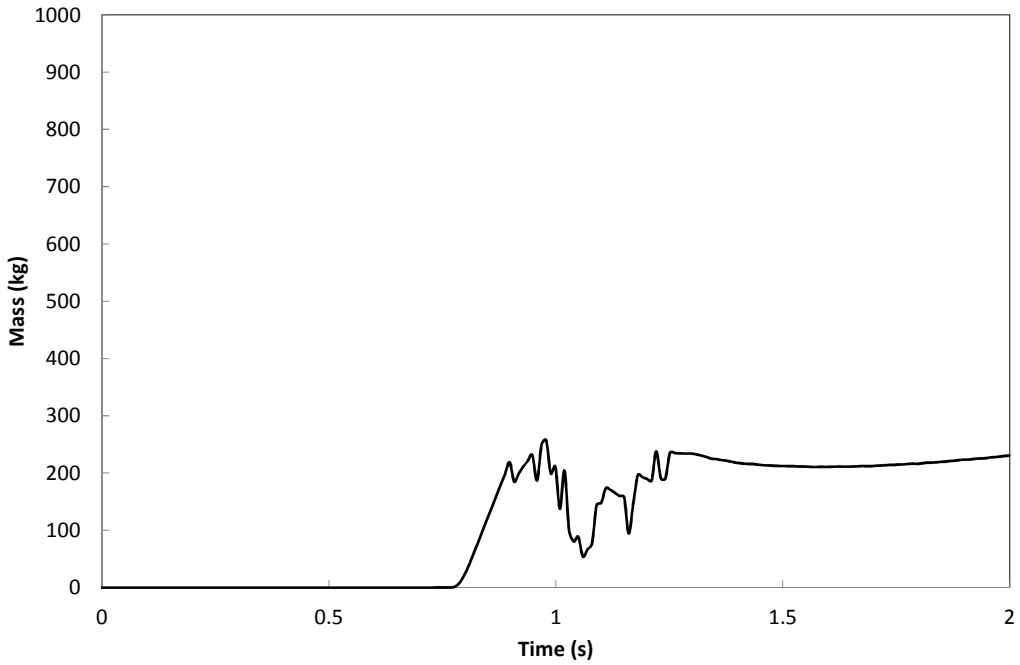


図 3-1　粗混合融体質量（温度が融点以上かつボイド率 0.75 以下の領域に存在する融体質量）の時間的推移

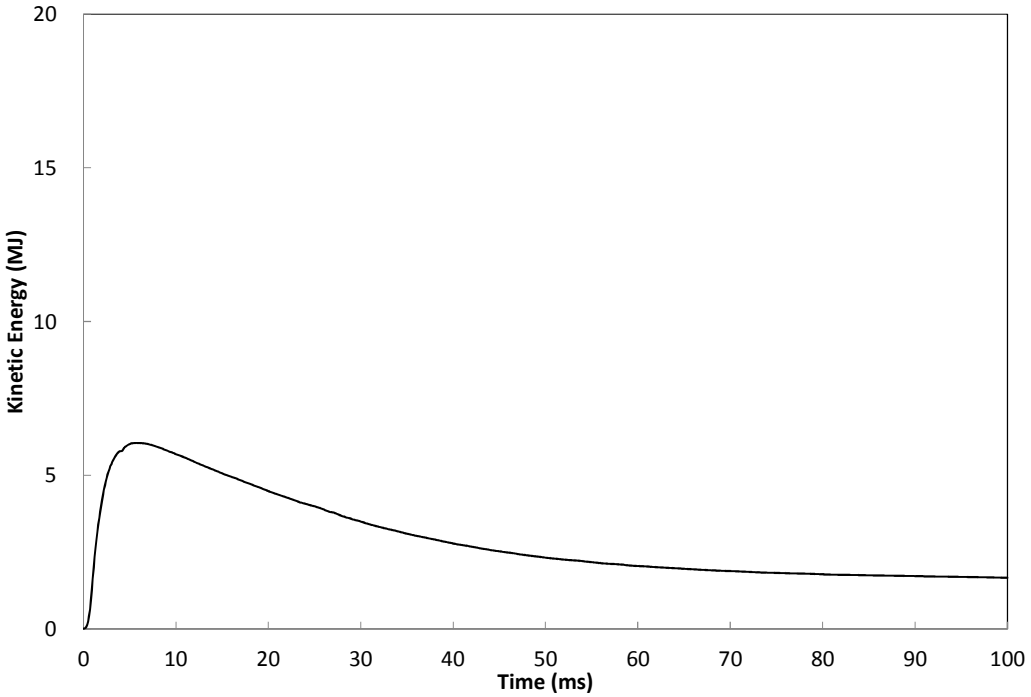


図 3-2　流体運動エネルギーの時間的推移

4. 水蒸気爆発実験への適用例

4.1 粗混合実験解析

粗混合に関するモデルの機能を確認するため，及び実験を最適に再現することを目的としたパラメータ調整のため，JRC-Ispra 研究所で実施された FARO 実験に関するシミュレーションを，ＪＡＥＡが実施している[(1)]。FARO 実験では，溶融燃料としてコリウム(UO_2 と ZrO_2 の混合物)を使用し，これらを水プールに落下させたときの，融体ジェット分裂やクエンチ時の加圧および水蒸気発生によるプール水位上昇等のデータが得られている。FARO 実験における実験装置の概要を図 4-1 に示す。ＪＡＳＭＩＮＥコードにおけるベンチマークでは，サブクール度，圧力，ジェット径等のパラメータの異なる３種類の実験ケースを選択している。これらの実験では水蒸気爆発が発生せず，かつ粗混合状態が確認できたため，粗混合に関するベンチマーク実験として選定された。以下に各ケースの特徴を簡単に述べる。

L14 ケース　：　デブリの温度は 3073K，水位は 2.05m，サブクール度は１Ｋと小さく，圧力は高圧（５MPa）であり，ジェット径は 92mm と大きい。雰囲気ガスは蒸気である。

L28 ケース　：　デブリの温度は 3053K，水位は 1.44m，サブクール度は１Ｋと小さく，圧力は低圧（0.51MPa）であり，ジェット径は 44mm と小さい。雰囲気ガスは蒸気である。

L31 ケース　：　デブリの温度は 2990K，水位は 1.45m，サブクール度は 104K と大きく，圧力は最も低圧（0.22MPa）であり，ジェット径は 48mm と小さい。雰囲気ガスはアルゴンである。

4.1.1 解析条件

ベンチマーク対象の実験ケース（L14，L28，L31)の実験条件及びそれぞれのベンチマーク解析条件を表 4-1 に示す。また，実験装置を模擬した解析モデルを図 4-2 に示す。

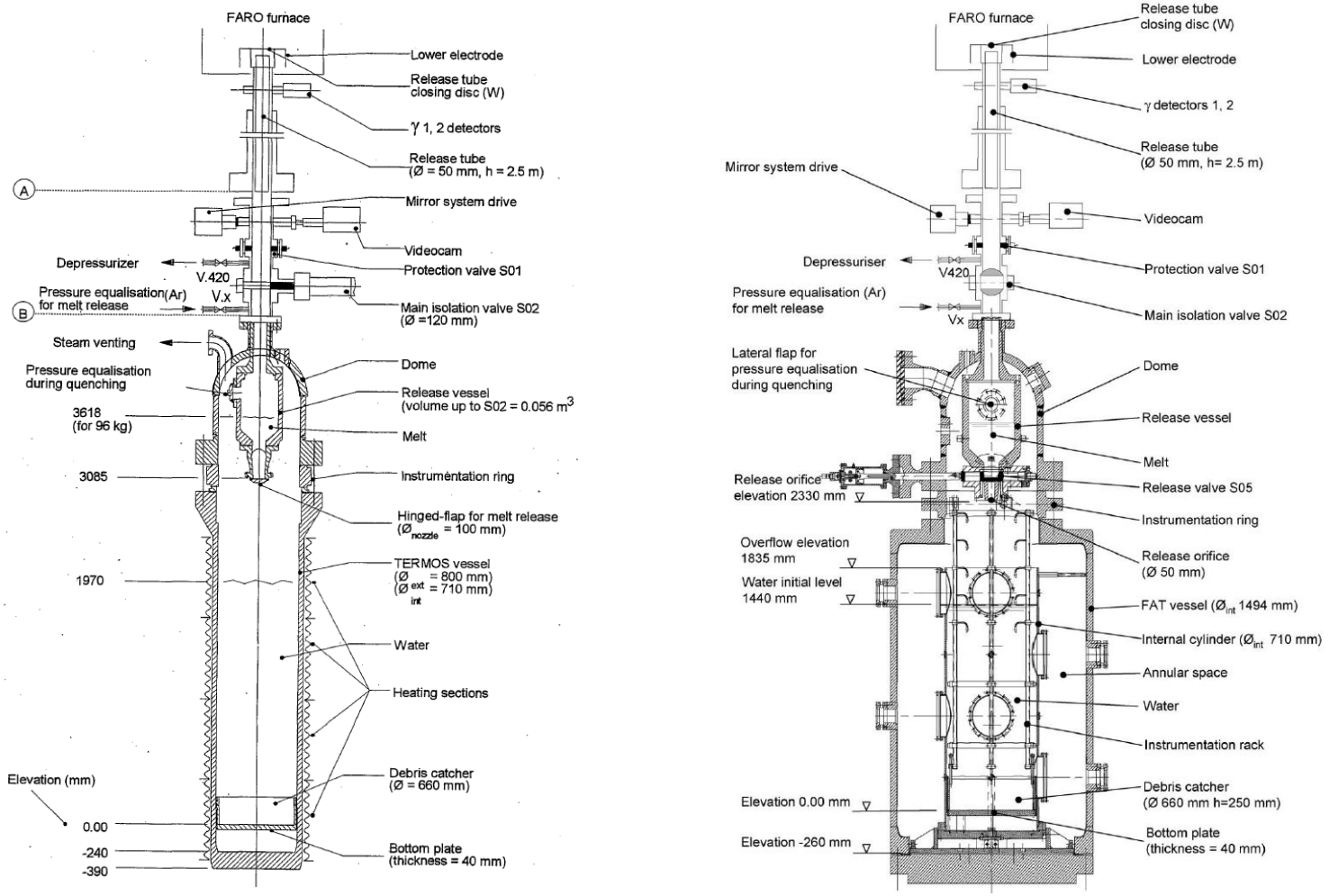


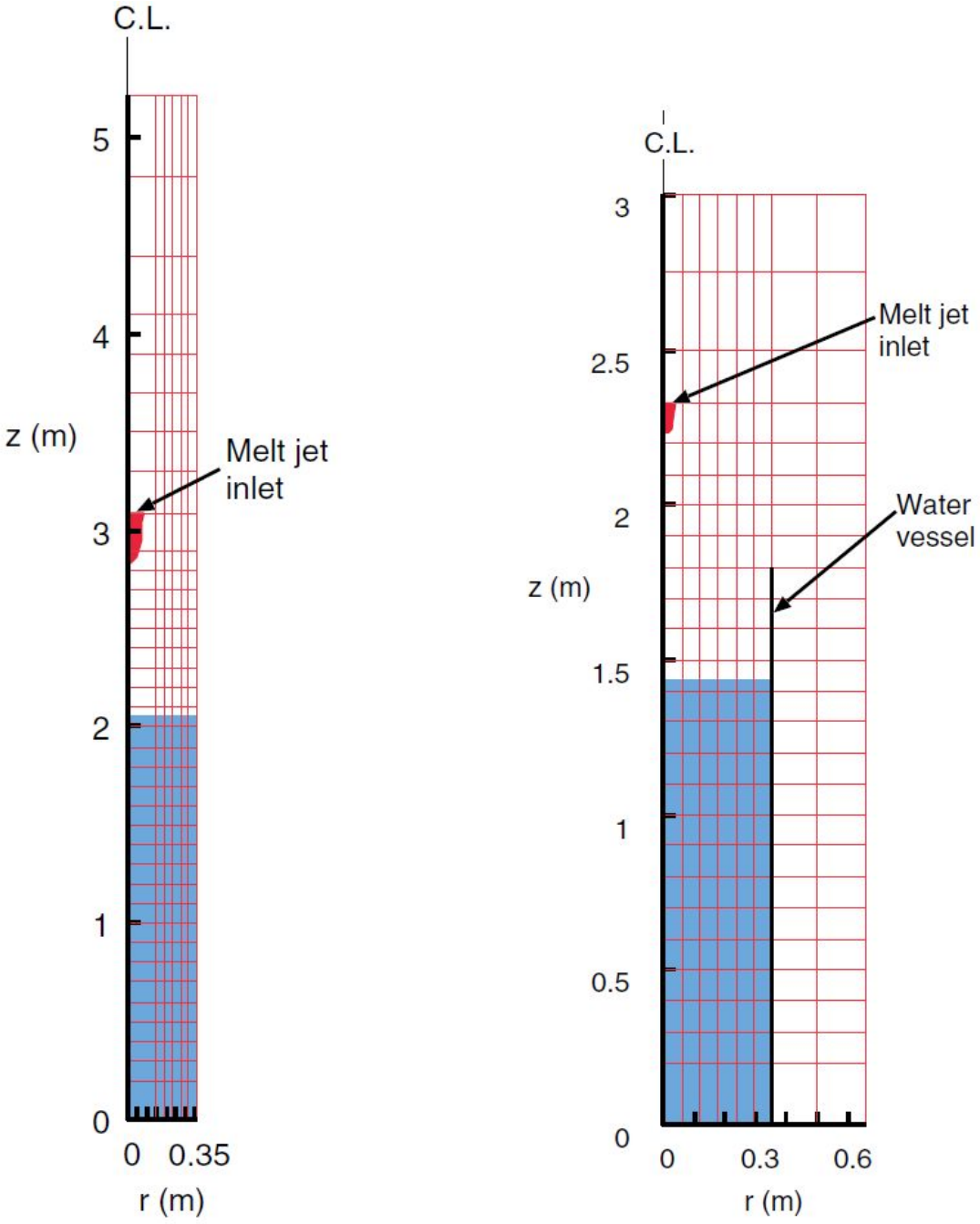
図 4-1　FARO 実験装置 (9), (10)

表 4-1　FARO 実験（L14，L28 及び L31）の実験条件及び解析条件

	L14	L28	L31
Melt			
Material	Corium (T_{sol}/T_{liq} = 2830/2850(K), 80wt%UO_2-20wt%ZrO_2)		
Released mass (kg)	125	175	92
Temperature (K)	3073	3053	2990
Jet diameter at inlet (mm)	92	44	48
Water			
Temperature (Subcool) (K)	537 (1)	424 (1)	291 (104)
Pool depth (m)	2.05	1.44	1.45
Water vessel diameter (m)	0.71	0.71	0.71
Cover gas			
Atmosphere	Steam	Steam	Argon
Initial pressure (MPa)	5.0	0.51	0.22
Cover gas volume(m^3)	1.26	3.53	3.49
Results			
Pressure rise at plateau (MPa)	2.5	1.2	0.04
Level swell (m)	~1.4	~0.6	~0.3
Agglomerated mass (kg)	20 (16%)	77 (44%)	0
Debris mean dia.[a)](mm)	5.0	3.0	3.3
Analytical			
Grid (Water pool zone)	6×37(6×20)	8×25(6×14)	
Central column radius (m)	0.15	0.10	0.10
Time step (ms)		~0.5	
Jet initial velocity(m/s)	3.0	~3.0	~2.7
Jet flow-in duration(s)	0.80	5.2	2.5
Melt particle dia.(const.)(mm)	5.0	3.0	3.0
Jet break-up length model[b)]	Taylor type, $C_{ent} = 1$		
Surface temperature drop model	Use		
N_{pcr}[c)]	1000		
n_{hist}[c)]	1000		
F_{htint}[d)]	0.02		

a) mass median diameter　*b*) see 2.2.1　*c*) see 2.2.3　*d*) see 2.3.2

出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[(1)]

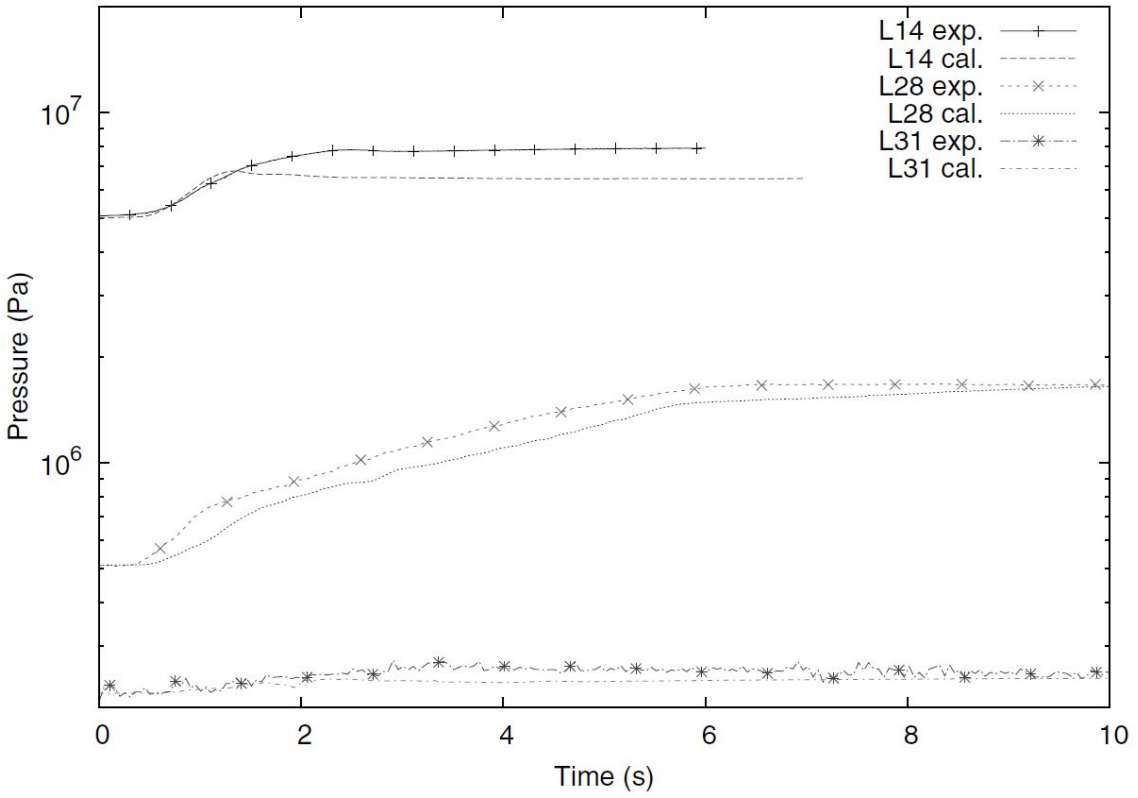


出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-2　FARO L-14（左）及び FARO L28, L31（右）の解析モデル

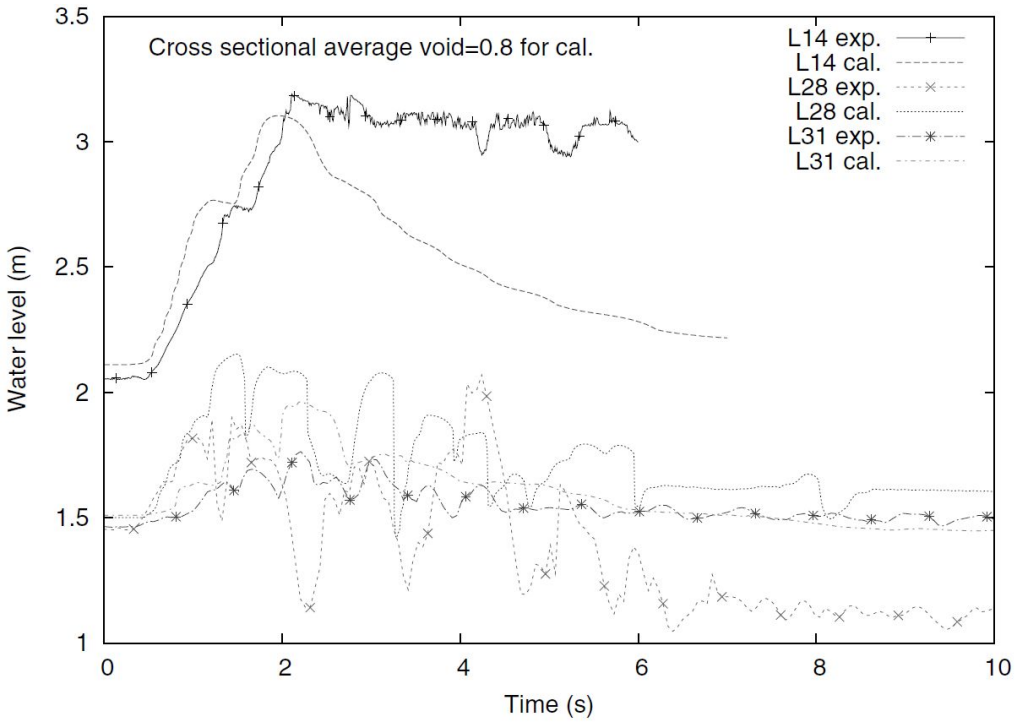
4.1.2　解析結果

圧力履歴の解析結果を図 4-3 に，プール水位挙動の解析結果を図 4-4 に示す。図において，exp.が実験結果で，cal.が解析結果である。全体として実験結果はおおむね良く再現されている。詳細にみると，圧力がやや低めに評価されているのに対し，特に低圧実験（L28 と L31）において水位は高めに評価されている。



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-3　圧力履歴比較



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-4　プール水位挙動比較

4.2　爆発実験解析

爆発に関するモデルの機能を確認するため，及び実験を最適に再現することを目的としたパラメータ調整のため，JRC-Ispra 研究所にて実施された実験のうち，ＦＣＩに伴うエネルギーの発生が確認された KROTOS-44,42 実験及び FARO-L33 実験に加え，エネルギーの発生が確認できなかった KROTOS-37 実験についても解析対象として選定した。これらの検証解析は，ＪＡＥＡにて実施されている。[(1)]

KROTOS 実験では，１～３kg 程度の溶融アルミナ又はコリウム（UO_2 と ZrO_2 の混合物）を円柱形状の水槽に落下させ，圧縮アルゴンガスによる圧力パルスによってトリガがかけられている。FARO 実験は，大規模スケールの実験であり，100kg の溶融コリウムを水プールに落下させ，起爆装置からの圧力パルスによってトリガがかけられている。これらの実験結果から，各位置での圧力過渡変化及び微細化粒子の粒子径分布に関するデータに対する検証を実施した。

4.2.1　解析条件

解折条件を表4-2に，KROTOS及びFARO実験の解析メッシュモデル図を，図4-5に示す。水蒸気爆発解析では粗混合過程と爆発過程の２つの過程を解析する。粗混合過程では，計算モデルを調整することで実験結果を適切に模擬することが可能である。具体的には，ジェット分裂長の相関式と調整係数は，同等の状況で水蒸気爆発が発生しない場合のジェット分裂長を再現できるよう選択される。

トリガ時刻における全体のボイド率等の実験パラメータの一致性を確認し，粗混合過程の解析結果が妥当であることを確認した。そして，それらの結果を爆発過程の初期条件に設定した。

爆発解析では融体物質やその他の実験条件に関係なくモデルパラメータの値を一定とする。これらは，解析値がKROTOSのアルミナ実験での圧力パルス，水蒸気爆発により発生した微細化粒子の質量分率と一致するように設定している。爆発過程でのモデルパラメータの調整にアルミナを用いた実験を採用した理由を以下に示す。図4-6に，KROTOS実験のアルミナとコリウムの総質量，融体質量及びボイド率 0.75 以下の融体質量についての比較結果を示す。アルミナでは粗混合過程において常に溶融状態であり，過度に水蒸気が発生することはない。そのため，理想的な粗混合条件（融体物質の大部分が固化せず，水と十分に混合されている）が達成できている。一方，コリウムではトリガ時刻における融体の大部分が固化あるいは高ボイド率領域に含まれているため，水蒸気爆発に寄与する融体量はわずかとなる。この相違は物質の物理的特性や初期温度に関係する。アルミナはコリウムと比較して，融点，初期温度及び密度が低く，潜熱が大きい。そのため，液滴径が大きくなり，融体が冷却されるまでに要する時間が長くなる。また，アルミナの融体温度が低く，体積当たりの表面積が小さいため，水への熱伝達は小さくなる。これらの理由により，コ

リウムではアルミナほど大規模な水蒸気爆発は発生しない。以上より，理想的な粗混合状態が得られるアルミナを用いた実験のほうが，爆発過程の微細化モデルパラメータの調整には適切と考えられる。

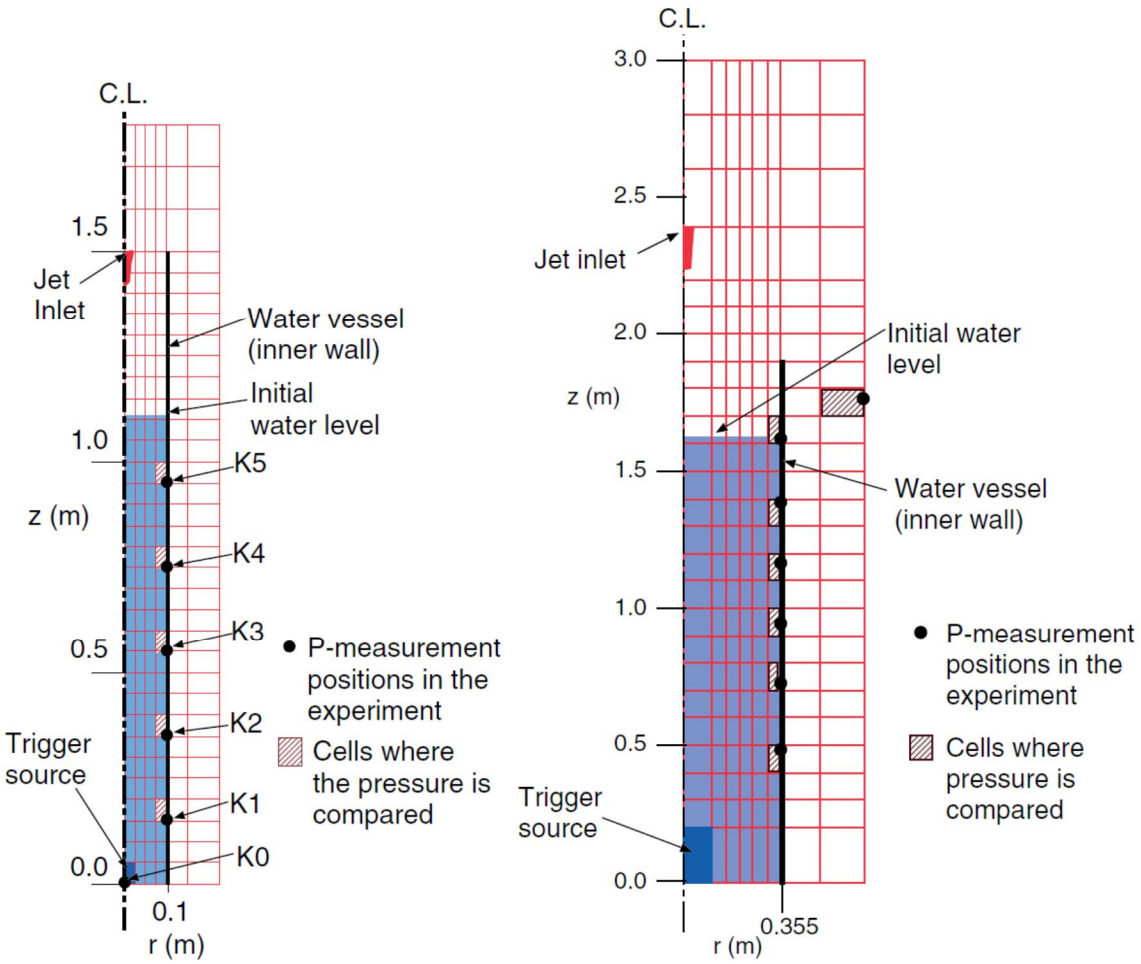
外部トリガは，中心底部のセルに与える。外部トリガ条件は，KROTOSでは，実験で使用したガス室の条件（15cm^3，14MPa，pV=約220kJ)から設定する。また，FARO-L33では，起爆エネルギー１kJと等価な体積と圧力（28.6cm^3，35MPa）から設定する。

表 4-2　KROTOS-37, 42, 44 及び FARO-L33 の実験条件及び解析条件

		K44	K42	K37	L33
Melt	Material	Alumina[a)]		Corium[b)]	
	Released mass (kg)	1.50	1.54	3.22	100
	Temperature(K)	2673	2465	3018	3070
	Jet release dia. (mm)	30			48
	Free fall height(m)	0.44			0.77
Water	Temperature(Subcool) (K)	363(10)	293(80)	296(77)	294(124)
	Depth (m)	1.105			1.62
	Vessel diameter (m)	0.20			0.71
Cover gas	Atmosphere	Steam	Argon		
	Pressure (MPa)	0.10			0.41
	Cover gas volume(m^3)	0.290			3.496
Premixing results	Level swell (cm)	12	3	30	9
	Jet break-up length (m)	~0.3		~0.8	~1.1
Explosion results	Pressure peaks (MPa)	~50	~50	NA[c)]	~6
	Half height width (ms)	~1.5	~1	NA[c)]	~3
	Debris <0.106mm (%)	47	31	1.4	~8[d)]
Analytical conditions	Time step (μs)	~2			
	Jet initial velocity(m/s)	3.0			~2.9
	Jet flow-in duration(s)	0.270	0.255	0.191	2.6
	Melt Particle dia.(mm)	10		2	3
	Jet break-up length model[e)]	S: $C_{ent} = 2.5$		S: $C_{ent} = 1.7$	T: $C_{ent} = 1$
	Surface temperature drop model	Use			
	N_{pcr}[f)]	100			1000
	n_{hist}[f)]	500			1000
	External trigger	14.8MPa-15cm^3			35MPa-29cm^3
	Trigger time (s)	0.9		0.5	1.12
	C_{frg}[g)]	0.35			
	d_{frg} (μm) [g)]	50			
	$t_{triglife}$ (ms) [g)]	1.0			
	p_{trig} (MPa) [g)]	0.2			0.5
	Fragmentation criterion	$T_{av} \geq T_{mp}$			
	K_{ev} [h)]	0.7			

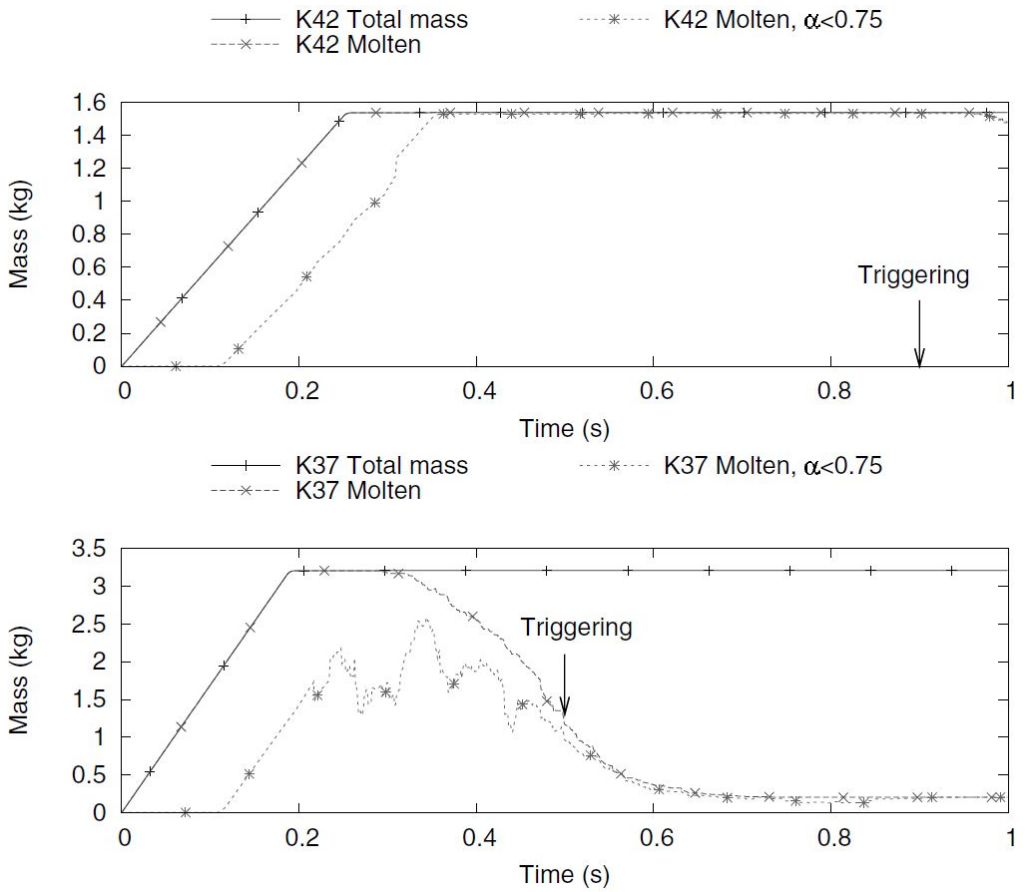
a) $T_{melt} = 2300$(K)　*b*) UO_2(80)-ZrO_2(20) (wt%), $T_{sol}/T_{liq} = 2830/2850$(K)
c) Reportedly "no propagating energetic explosions"[37].
d) Extrapolated from the size distribution reported in [41]. The ratio to the melt mass in the system at the triggering time, ~40kg, is ~20%.
e) S: Saito et al. correlation, T: Taylor type correlation (see 2.2.1)
f) see 2.2.3　*g*) see 2.2.4　*h*) see 2.3.2

出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[(1)]



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-5　解析モデル（KROTOS-37, 42, 44 及び FARO-L33）



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図4-6　粗混合過程での融体質量

（上：アルミナ（K42），下：コリウム（K37））

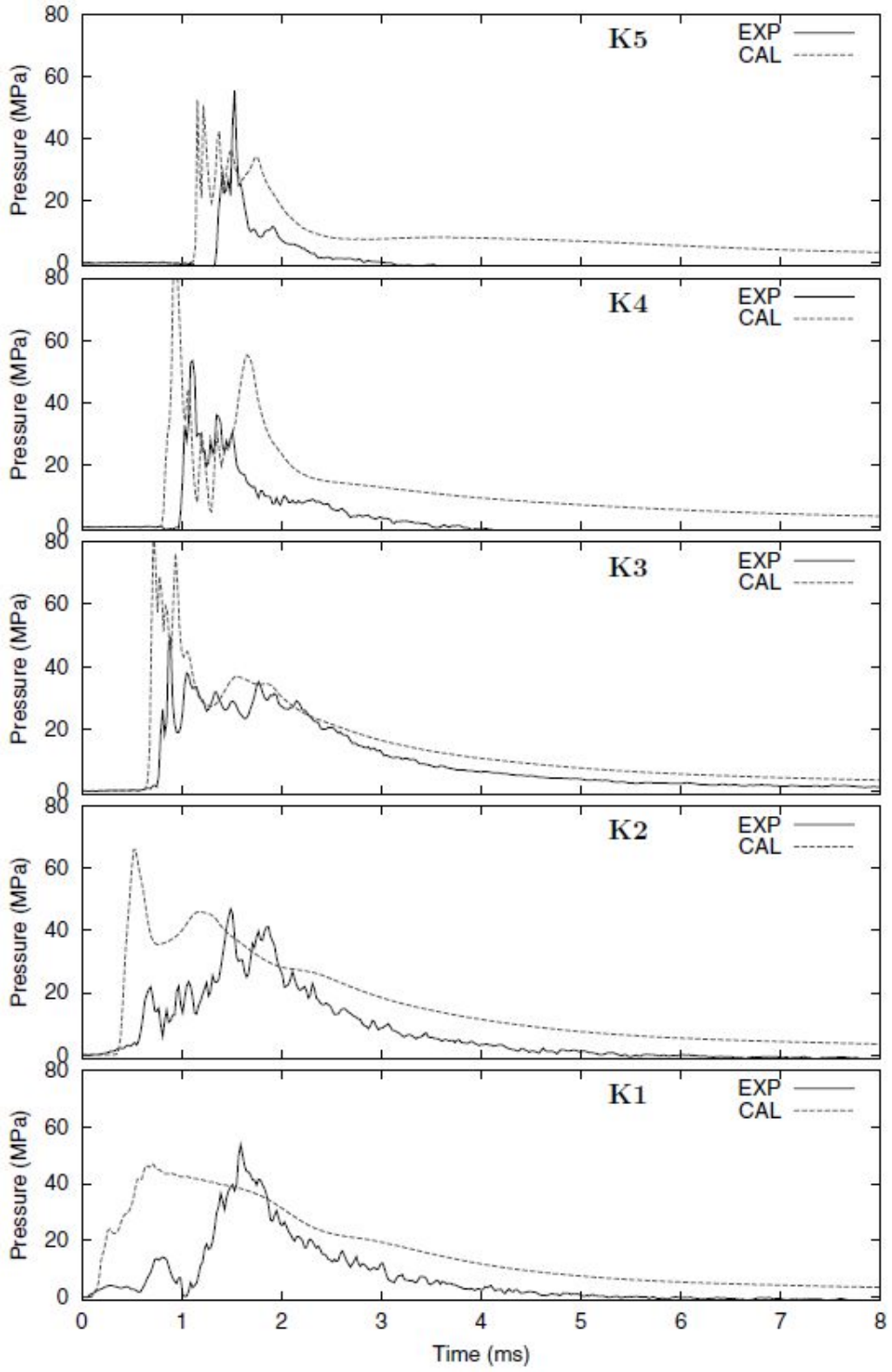
4.2.2　解析結果

図4-7及び図4-8に，KROTOSのアルミナ実験（KROTOS-44,42）における垂直に位置した各測定点での圧力履歴の実験結果と解析結果の比較を示す。解析結果は実験結果とよく一致していることが確認できる。また，水のサブクール度が相違するKROTOS-44,42の解析・実験結果の傾向が一致していることより，サブクールの影響は小さいものと考えられる。

図4-9に，KROTOSのコリウム実験（KROTOS-37）の解析結果を示す。この実験では水蒸気爆発が生じていないことが報告されている。解析では，トリガリング圧力パルスは爆発源に近い底部のK1及びK2のみで局所的にピークとなるが，それ以外の測定点ではピーク値はない。また，K1及びK2のピーク値を過ぎるとそれ以降は減衰している。

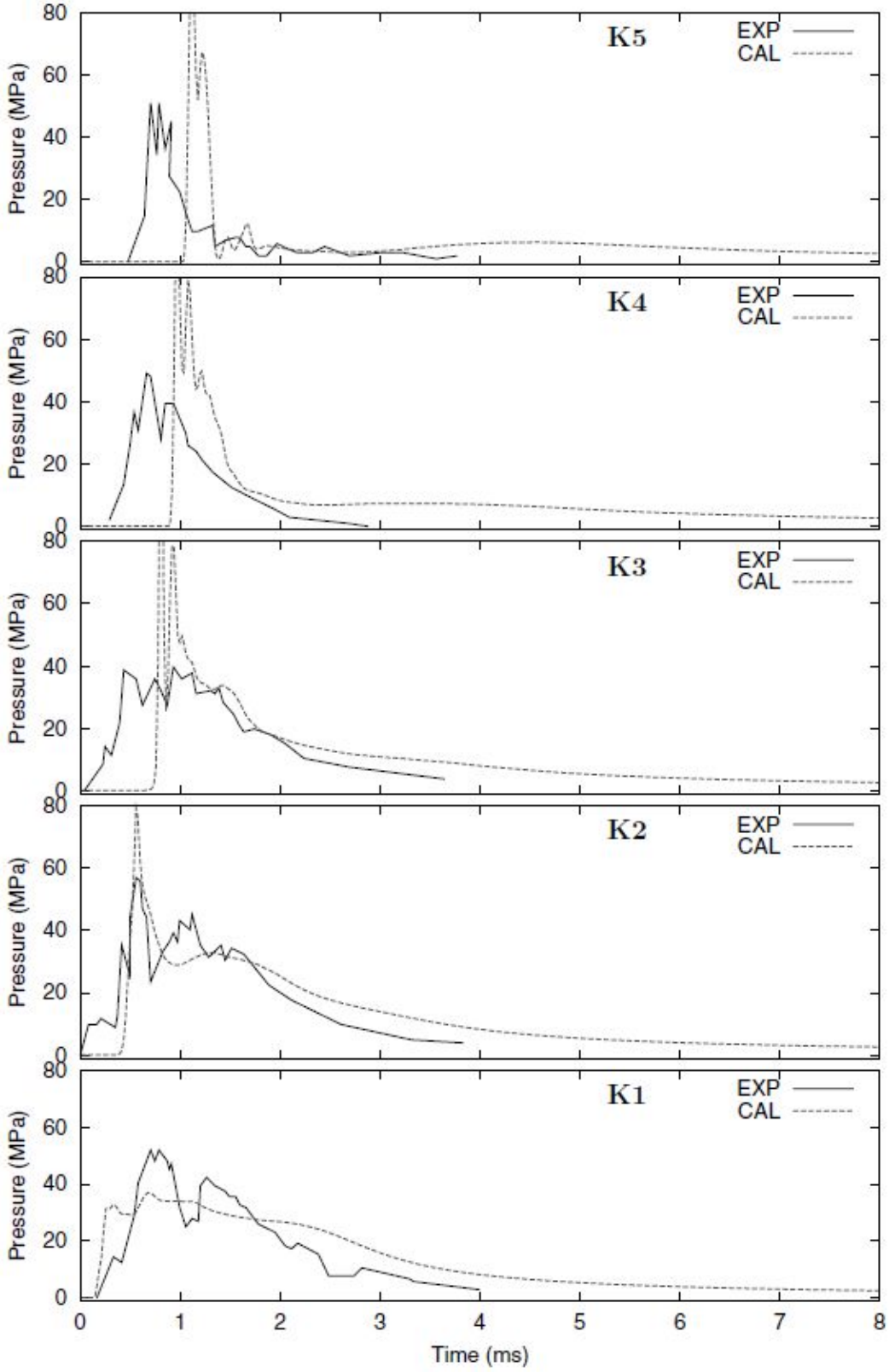
図4-10.に，FARO-L33における垂直に位置した各測定点での圧力履歴の実験結果と解析結果の比較図を示す。図4-10より，圧力パルスの傾向が良く一致していることがわかる。なお，水面近傍であるZ=1615mmでの圧力挙動について，実験結果では大きな圧力上昇は確認されておらず，解析結果との差異が生じているが，これは解析による爆発時の水位挙動と実験結果との相違が圧力伝播挙動に影響している可能性が考えられる。図4-11及び図4-12に，KROTOS実験（44,42,37）及びFARO実験（L33）の流体運動エネルギーの解析結果と実験結果の比較図を示す。KROTOSのアルミナ実験（44,42)とFARO-L33において，解析結果と実験結果はよく一致していることがわかる。KROTOS-37では流体運動エネルギーが小さくなっており，これは実験において，水蒸気爆発が生じていない事実と一致している。

一般的に，水蒸気爆発により粒子径0.1mmより小さい微細化粒子が発生する。解析では，この粒子径を50μmとしている図4-13及び図4-14に，KROTOS実験(44,42)及びFARO実験（L33）の微細化粒子の質量分率の比較結果を示す。実験と解析で粒子径が異なる為，正確な比較はできないが，解析結果の微細化粒子の質量分率は実験結果と同程度となることが確認できる。



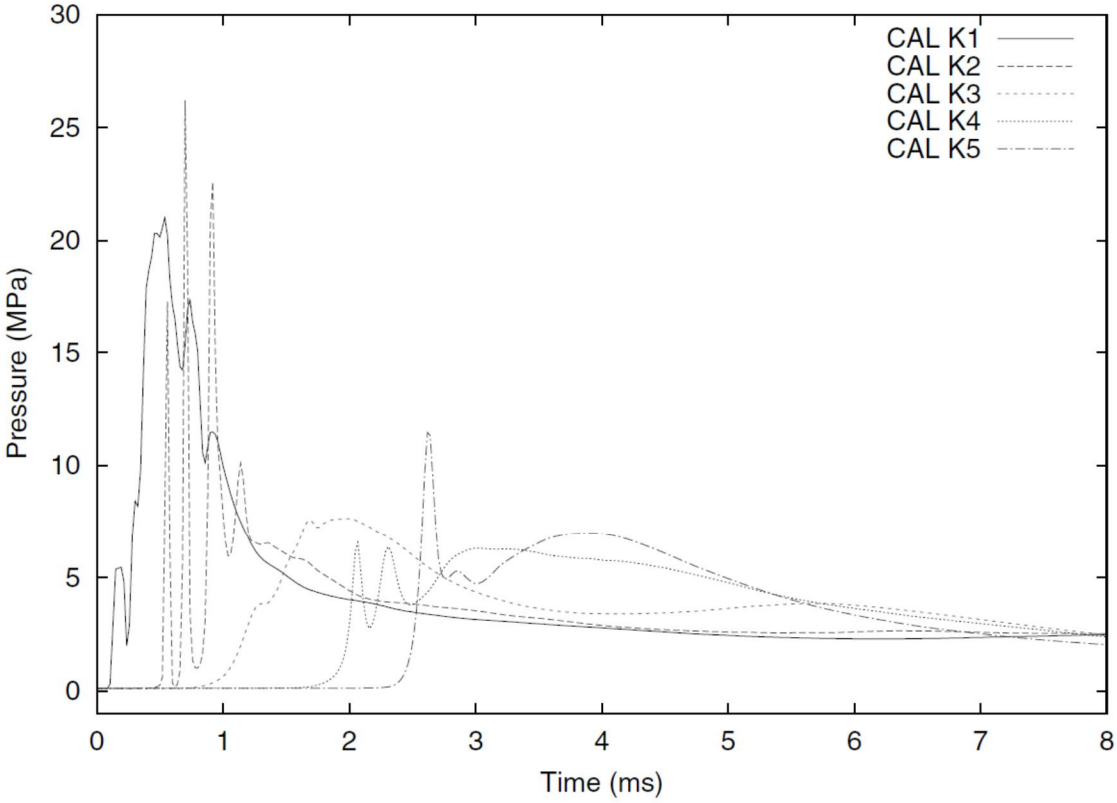
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-7　圧力履歴（KROTOS-44）



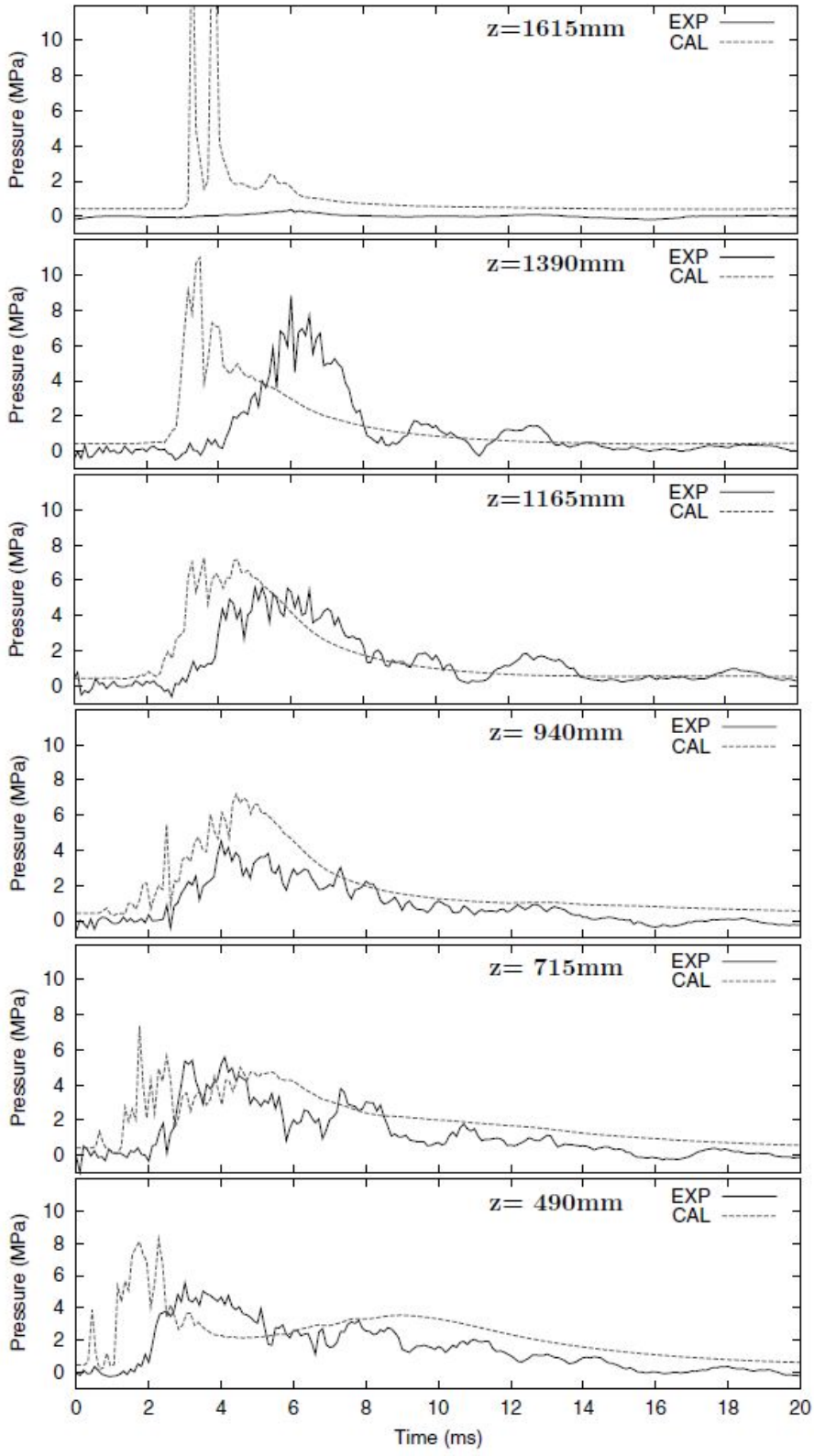
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-8　圧力履歴（KROTOS-42）



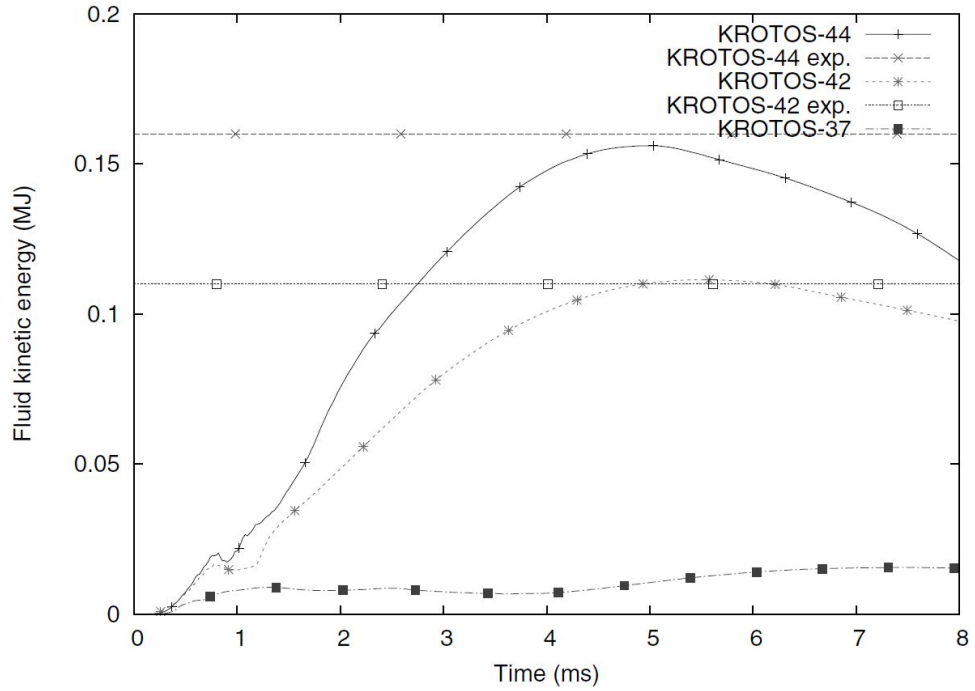
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-9　圧力履歴（KROTOS-37）



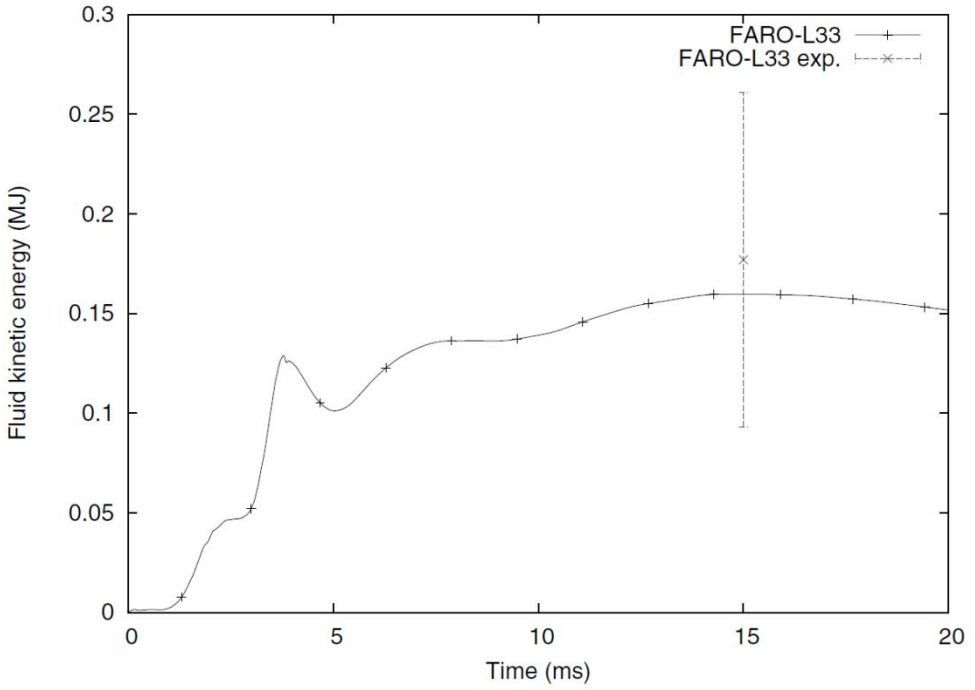
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-10　圧力履歴（FARO-L33）



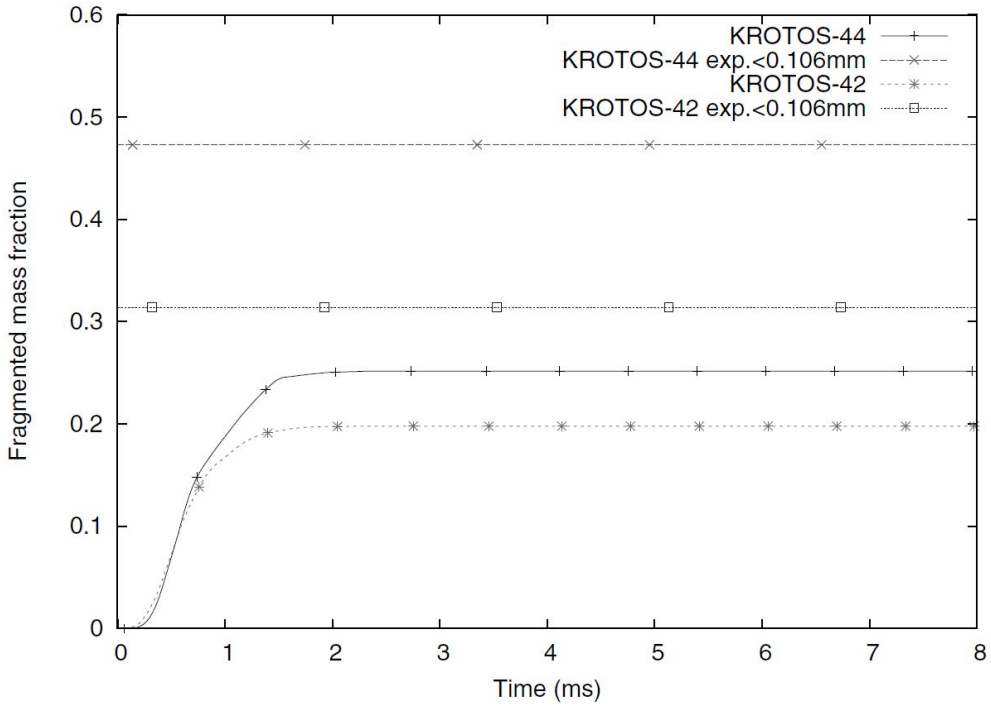
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-11　流体運動エネルギー（KROTOS）



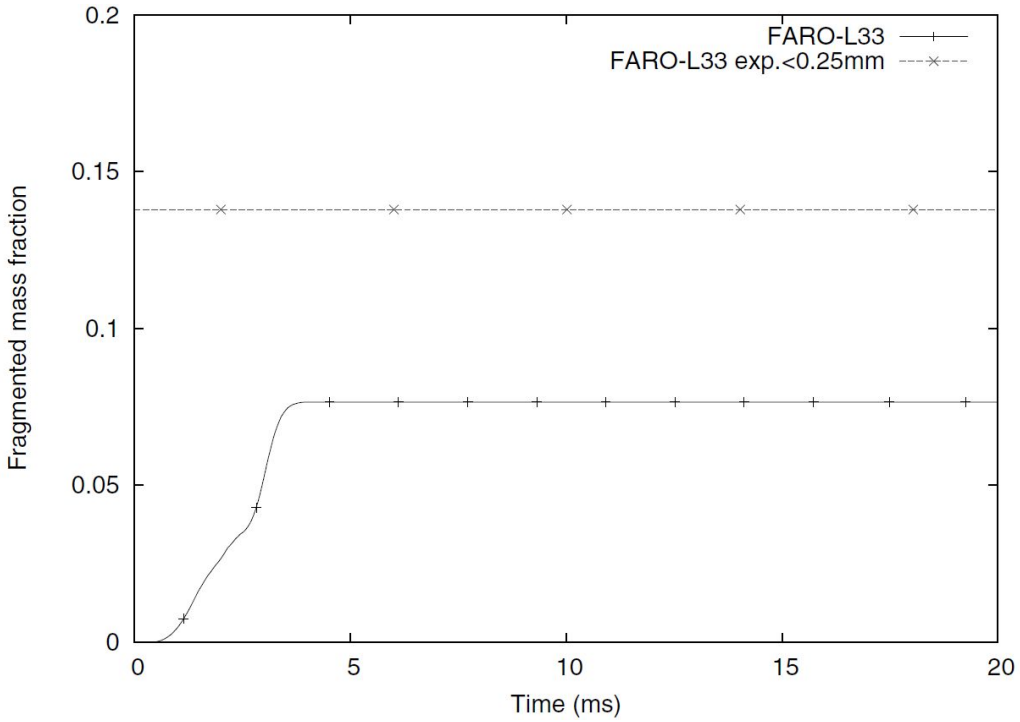
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-12　流体運動エネルギー（FARO-L33）



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-13　微細化粒子の質量分布（KROTOS）



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA[1]

図 4-14　微細化粒子の質量分布（FARO-L33）

5. 参考文献

(1) K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

(2) 改良型軽水炉のシビアアクシデント対策に係る検討, 独立行政法人　原子力安全基盤機構, 平成21年度

(3) 森山　清史　他, 軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Reserch-2007-072.

(4) S.J. BOARD, R.W. HALL, R.S. HALL, Detonation of fuel coolant explosions, Nature 254, 319-321, 1975.

(5) 大貫　晃　他, 多次元二流体モデル構成方程式評価用コード ACE-3D の開発, JAERI-Data/Code 96-033, 1996年11月

(6) G.I. Taylor. The dispersion of jets of metals of low melting point in water. G.K. Batchelor, efitor, The scientific papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor, vol.3 Aerodynamics and the mechanics of projectiles and explosion, pp.304-305. Cambrigdge University Press, Cambridge, 1963.

(7) M. Saito, K. Sato, S. Imahori, Experimental study on penetration behaviors of water jet into freon-11 and liquid nitrogen, ANS Proc. National Heat Transfer Conference, Houston, U.S., vol.3, pp.173--183, 1988.

(8) R.Meignen, et al, The challenge of modeling fuel-coolant interaction: Part I - Premixing, Nucl.Eng.Des. 280 511-527, 2014.

(9) A. Annunziato, et al, FARO TEST L-14 ON FUEL COOLANT INTERACTION AND QUENCHING Comparison Report, Volume I: Analysis of the Results, OECD/CSNI International Standaard Problem 39, 1998.

(10) D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nuclear Engineering and Design 236, 1998-2009, 2006.

添付１　水蒸気爆発時のウォーターハンマーについて

炉外において水蒸気爆発が発生した場合，発生した気体によって水塊が急加速を受けながらピストン状に押し上げられ，この水塊衝突による衝撃力が構造物の健全性に影響を及ぼす可能性が考えられる。ウォーターハンマーは，この水塊衝撃と圧力波の２つの効果に分けられるが，ペデスタルにおいては水面の上に気相部があり圧力波は問題とならないため，水塊衝突について以下に考察を示す。

この水塊の上昇について，軽水炉の SA 時を想定した気泡急成長に伴う水撃力に関する研究（稲坂ら，2004）では容器下部から注入した気泡によって，水位がピストン状に押し上げられ，気泡が水面に達して吹き抜けるまで水塊として上昇する様子が観察されている。水塊による水位上昇は，主に容器の径：Dと初期水位：H_0のアスペクト比（H_0/D）によって整理できるとされており，構造物をこの水塊の到達範囲外に配置することにより水撃力の影響を回避できると結論付けている。添付図 1-1 に実験装置，添付図 1-2 に水塊の到達範囲の整理結果，添付図 1-3 に水塊挙動の実験結果を示す。

女川２号炉，浜岡４号炉，島根２号炉及び柏崎刈羽６号及び７号炉では，ペデスタル径と初期水位のアスペクト比による無次元水位はそれぞれ 0.6，0.5，0.65 及び 0.2 程度である。この知見を適用した場合，添付図 1-2 より上記のアスペクト比において水塊群到達範囲が最も大きくなるのは島根２号炉のアスペクト比 0.65 であり，そのときの水塊の上昇を含む最大水位は約 7.5m（ペデスタルの径の 1.25 倍程度）となる。これより，島根２号炉の場合，水塊はペデスタル床から約 7.5mまで上昇する可能性があるが，これはペデスタル床面からのＲＰＶ底部高さ約 9.0mよりも低いことから，ＲＰＶ支持機能の健全性に与える影響はないといえる。

本実験では，水蒸気爆発時の水塊運動の主要パラメータとして，容器径，初期水位，気泡圧力を変更したケースについて実験を実施している。これらの実験パラメータ範囲の実機条件への適用性は以下のとおりである。

容器径については，大型容器（内径 1.0m）と小型容器（内径 0.428m）の実験を行い，容器径のスケール効果を考慮している。実験結果より，容器径で規格化した無次元水面上昇距離は，小型容器と大型容器で同一のアスペクト比条件における実験結果の観察結果から，ほぼ一致すると評価されている。添付図 1-2 の水塊到達範囲の実験相関式は，これらの実験装置のデータより整理されたものである。したがって，実機の格納容器下部領域の径は本実験装置の容器径よりも大きくなるが，実験相関式は容器のスケール効果を考慮しており，実機条件にも適用できると考えられる。

また，この実験では，圧縮空気を水張り容器の底部から供給して水蒸気爆発による気泡運動の水位上昇への影響を調査しているが，実機では必ずしも底部から気泡が成長を始め

るわけではない。しかしながら，底部から供給される気泡は一次元軸方向への運動が支配的となる一方で，実機では蒸気泡がより三次元的に運動できるため，軸方向への水位上昇を評価する観点では，この実験方法は実機と比較して保守的であると考えられる。

初期水位は，無次元初期水位を変更したケース（0.6，0.8，1.0，1.2，1.4）の実験を行っているが，実験の実水位は最大 1.4m（容器径 1.0mの場合）となる。実機条件では，実験条件の実水位より高くなると想定される。しかし，初期水位と水位上昇の関係は，容器径で規格化された無次元初期水位（容器径と初期水位の比）及び無次元水塊到達範囲（容器径と水位上昇の比）で整理される（添付図 1-2）。この無次元水位でみると実機条件は，実験範囲にあり，実機条件に適用できると考えられる。

気泡の圧力条件は，気泡圧力を変更したケース（0.5MPa，1.0MPa，2.0MPa）を行っている。実験結果より，圧力が大きくなると気泡が吹き抜けやすくなり，水塊が押し上げられる範囲は圧力に依存しなくなる傾向がある。このため，高圧条件（10MPa 以上）での水塊到達範囲はほぼ同じになるとされている。これより，実機での水蒸気爆発では，実験条件よりも圧力が高くなることが想定されるが，添付図 1-2 の水塊到達範囲は実機条件にも適用できると考えられる。

なお，この実験の圧力条件は実機における落下溶融炉心の重量を想定して設定されており，2.0MPa の圧力条件は実機炉心相当で約 11ｔの落下溶融炉心による蒸気発生量に対応するとしている[1]。表 2-4 に示す実機を想定した解析条件では，溶融炉心のＲＰＶ外への放出後，溶融炉心重量は数秒で約 11ｔに達するが，水蒸気爆発が１秒前後で生じることを考慮すれば，この実験条件の設定は実機で生じる事象と同程度のオーダーであると考えられる。

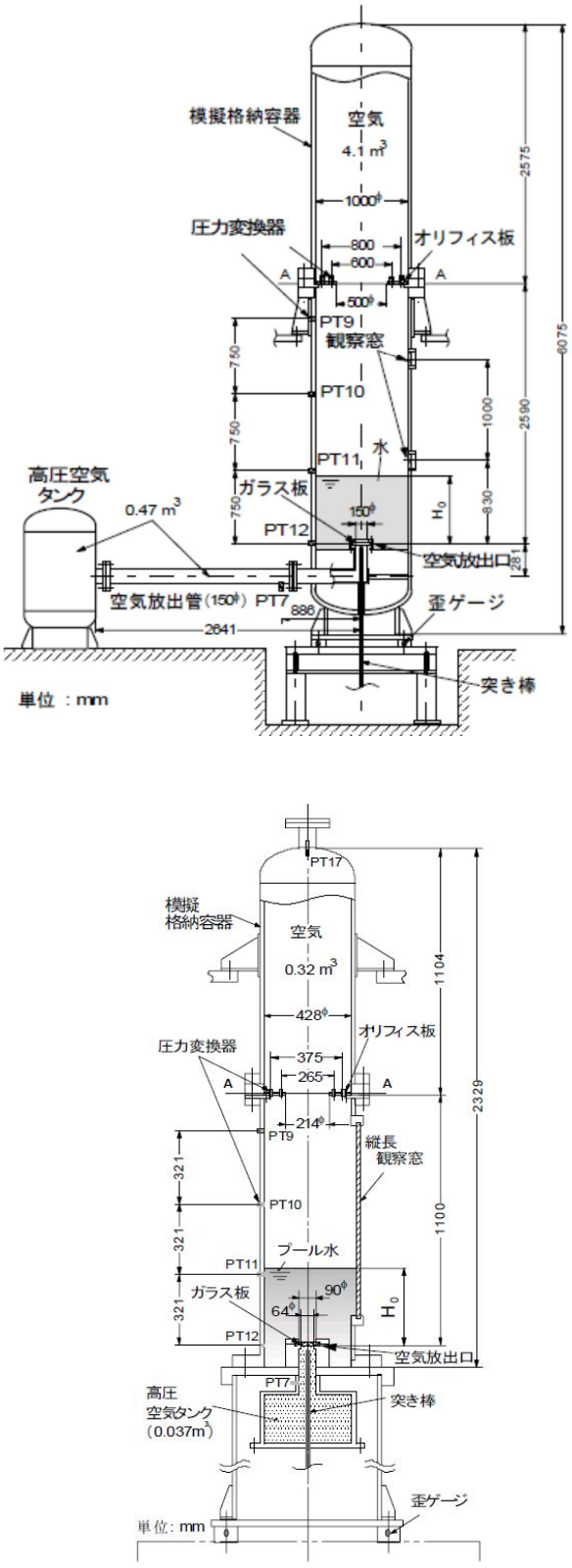
また，この実験研究は空気を対象としたものであるが，水蒸気を対象とした場合には，蒸気泡に対する凝縮効果のため，水塊の上昇と水撃力が抑制されるとする知見がある（稲坂ら，2007）。

以上より，本実験結果による水塊運動の範囲の結果は，実機条件でも適用できると考えられる。

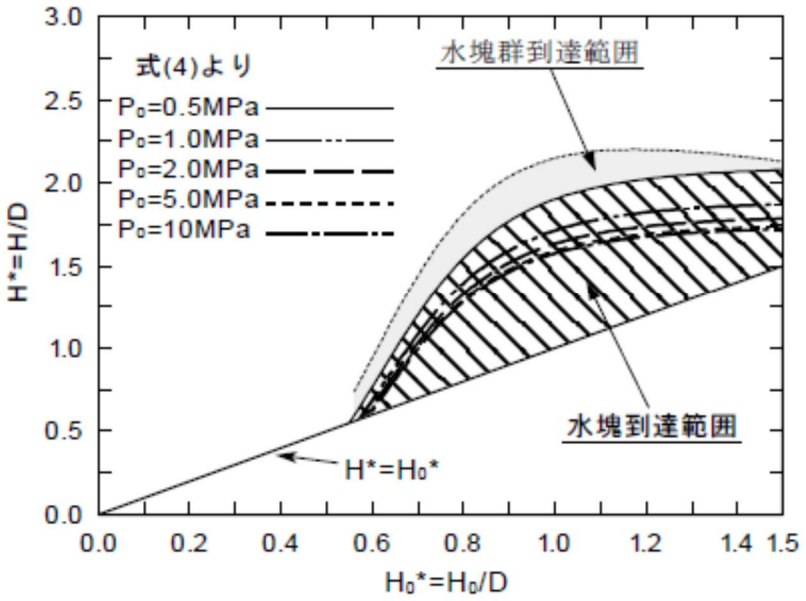
〔参考文献〕

(1) 稲坂，安達，汐崎，綾，成合，2004. 「軽水炉のシビアアクシデント時における気泡急成長による水撃力の研究」，海上技術安全研究報告書　第 4 巻　第 3 号，p.323-343.
(2) 稲坂，安達，村田，綾，2007. 「軽水炉のシビアアクシデント時における蒸気急発生による水撃力」，日本原子力学会和文論文誌　6，p.289-297.

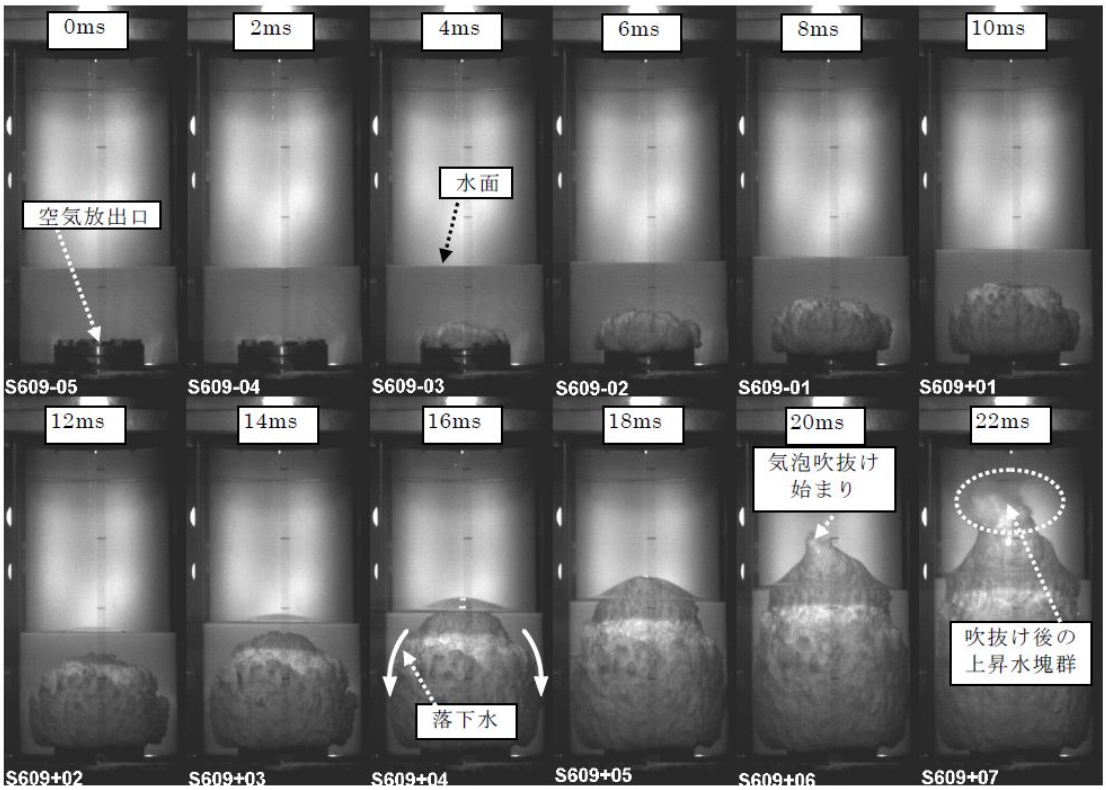
[1] 溶融炉心の潜熱及び比熱をそれぞれ 323kJ/kg，0.526kJ/(Kg-K)として，実験体系における空気容量と同等の蒸気発生量となる溶融炉心重量を概算し，実験体系と実機の空間スケール(～1/10 スケール)の違いを踏まえて算出（稲坂ら，2004）



添付図 1-1　水撃実験装置（上：大型容器、下：小型容器）（稲坂ら，2004）



添付図 1-2　水塊がコヒーレント性を保ったまま上昇する範囲（稲坂ら，2004）



添付図 1-3　気泡の成長と水塊挙動の実験結果（P_0=0.5MPa，H_0*=0.6）（稲坂ら，2004）

添付２　水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について

１．はじめに

水蒸気爆発時の発生エネルギーを議論するうえで，デブリの持つ熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるエネルギー変換効率は重要なパラメータであり，各研究機関で実施された水蒸気爆発実験においても，実験時に確認されたパラメータに基づきエネルギー変換効率が評価されている。また，水蒸気爆発解析において，粗混合過程，爆発過程の解析モデルの妥当性を確認するためのベンチマークの一つとして，実験時に確認されているエネルギー変換効率との比較が実施されている。

本資料では，水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較結果をまとめる。

２．水蒸気爆発実験でのエネルギー変換効率

（１）エネルギー変換効率について

一般的には以下の式①によりエネルギー変換効率は評価されている。

① エネルギー変換効率(%)＝機械的エネルギー/デブリの持つ熱エネルギー×100

機械的エネルギー： 試験容器内の温度，圧力挙動からの評価，構造材への荷重評価等より機械的エネルギーを評価

デブリの持つ熱エネルギー： 落下させる全デブリ質量，温度，比熱からデブリの持つ保有エネルギーを評価

上式①に基づくエネルギー変換効率は，粗混合過程と爆発過程の二つのプロセスが影響するパラメータとして扱う必要がある。粗混合過程は，落下デブリ質量に対して，デブリ注入速度，プール水位等といった実験条件が，粗混合融体質量に大きく影響する。一方、爆発過程は，粗混合粒子の微細化から爆発的な伝熱挙動といった物理現象であるため，体系等の実験条件の影響は低いと考えられる。

したがって，以下の式②により定義されたエネルギー変換効率を用いることで，実験条件の影響を小さくできると考える。

② エネルギー変換効率(%)＝機械的エネルギー/粗混合融体の持つ熱エネルギー×100

粗混合融体の持つ熱エネルギー： 温度がデブリ融点以上かつボイド率 0.75%以下の領域に存在する融体質量のエネルギー

（２）TROI 実験におけるエネルギー変換効率

UO_2 デブリを用いた水蒸気爆発実験において，比較的高いエネルギー変換効率が確認

されている TROI 実験を対象に式②でエネルギー変換効率を評価した結果を添付表 2-1 に示す。

添付表 2-1 TROI 実験におけるエネルギー変換効率

	TS1	TS2	TS3	TS4	TS6	備考
式①	0.12%	0.28%	0.22%	0.35%	0.66%	参考文献(1)より
式②	0.36%	0.81%	0.54%	1.25%	2.49%	参考文献(2)より

３．実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率との比較

実プラントの水蒸気爆発評価結果に基づき式①と式②より算出したエネルギー変換効率を添付表 2-2 にまとめる。

ここで，TROI 実験並びに実プラントの条件におけるジェットの分裂長を評価した結果，TROI 実験（TS1～TS4，TS6）の実験条件におけるジェット分裂長は約１ｍであり，プール水位は１ｍであるため，TS1～TS4，TS6 はプール底部到達までにジェットがほぼ完全に分裂すると推測される。また，ＡＢＷＲプラント実機体系におけるジェット分裂長は，約４～５ｍであり，７ｍ水位ではジェットが完全に分裂すると推測される。

したがって，ジェットがほぼ完全に分裂する条件となっている TS1～TS4，TS6 とＡＢＷＲプラント実機体系７ｍ水位条件について，式②によるエネルギー変換効率で比較を行うと，TS1～TS4，TS6 にて確認されたエネルギー変換効率をＡＢＷＲプラント実機体系が上回る結果となることが確認できた。

上記よりＡＢＷＲプラント実機体系におけるＪＡＳＭＩＮＥ解析においては，同等の条件の実験と比較するとエネルギー変換効率は保守的な結果を与えていることが確認できた。

添付表 2-2 ＡＢＷＲプラント実機体系におけるエネルギー変換効率

	水位 7m
式①	0.8%
式②	3.0%

４．参考文献

(1) NEA/CSNI/R(2014)15, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions

(2) 堀田，森田，梶本，丸山，2017.「JASMINE Version 3 による溶融燃料－冷却材相互作用 SERENA2 実験解析」，日本原子力学会和文論文誌（2017）

参考資料３

ＬＳ－ＤＹＮＡ

目　次

ＬＳ－ＤＹＮＡ

1. はじめに ..... 参考 3-3
2. 適用対象事象及び適用実績 ..... 参考 3-4
3. 解析モデルと解析結果の例示 ..... 参考 3-6
3.1 計算要素 ..... 参考 3-7
3.2 境界条件 ..... 参考 3-10
3.3 材料モデル ..... 参考 3-13
3.4 爆発源の設定方法 ..... 参考 3-19
3.5 解析フロー ..... 参考 3-22
3.6 入出力 ..... 参考 3-23
3.7 解析結果の例示 ..... 参考 3-24
4. 解析結果の検証 ..... 参考 3-31
5. 参考文献 ..... 参考 3-38

添付 1　運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について
..... 参考 3-39
添付 2　反射波の考慮について ..... 参考 3-42
添付 3　ペデスタル構造応答評価における判定基準について
..... 参考 3-48

1. はじめに

本資料は，格納容器破損防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下，「有効性評価」と称す。）において，格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料 - 冷却材相互作用」（以下，「FCI」と称す。）に対して参考として示した水蒸気爆発の発生を仮定した場合の格納容器の健全性への影響評価に適用するコードのうち，ＬＳ－ＤＹＮＡコードについて，

・適用対象事象及び適用実績
・解析モデルと解析結果の例示
・解析結果の検証

に関してまとめたものである。

なお，ＪＡＳＭＩＮＥコードの計算結果をインプットする必要があるが，このＪＡＳＭＩＮＥコードに対する説明は別資料（解析コード（ＪＡＳＭＩＮＥ）説明資料（参考資料））にて行う。

2. 適用対象事象及び適用実績

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，原子炉圧力容器外において FCI による水蒸気爆発の発生を想定した場合，圧力容器の支持構造物であるペデスタルへの荷重を評価し，その健全性を確認することを目的として使用する。

（1）適用対象事象

シビアアクシデント発生時に原子炉圧力容器の破損を想定する場合，溶融炉心・コンクリート相互作用の緩和策として，格納容器下部への水張りが実施される。原子炉圧力容器から溶融炉心が落下した場合において，この格納容器下部の冷却水と溶融炉心の接触による水蒸気爆発事象発生の可能性は，これまでの知見からも極めて低いと考えられる。しかしながら，水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し，原子炉格納容器の健全性に対する影響を確認しておくことは，原子炉格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。

この炉外における FCI による水蒸気爆発発生時の評価は，水蒸気爆発解析コードＪＡＳＭＩＮＥにより実施し，水蒸気爆発現象に伴う流体の圧力及び運動エネルギー並びに融体デブリの振る舞いを評価する。

ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは，このＪＡＳＭＩＮＥコードによって得られた評価結果に基づき，水蒸気爆発発生時の爆発源の状態を入力条件として与え，流体中を伝播する圧力波がペデスタル構造材に荷重として作用する構造応答を評価する。

（2）適用実績

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，ローレンスリバモア国立研究所（LLNL）で開発されたＤＹＮＡ３Ｄコードに基づき，リバモアソフトウェアテクノロジー社（LSTC）が開発した汎用有限要素解析コードである[1]。

ＤＹＮＡ３Ｄコードは，重量物の構造材衝撃問題を対象として開発されており，衝撃波による非線形動的応答評価を目的とするため，陽解法による解析を採用している。ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，自動車の衝突安全解析への適用を目的として開発されており，ＤＹＮＡ３Ｄと同様に，衝撃問題に対して陽解法を適用する。

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，自動車製造分野への適用を主目的として開発されているが，時間と共に接触条件や構造物形状が変化するような非線形解析が可能であり，衝撃や爆発的燃焼による圧力伝播，構造物の塑性歪み，健全性の解析に対応している。このため，自動車産業に限らず，航空宇宙，防衛，電気機器，建設・土木分野等にも応用されており，原子炉圧力容器外において水蒸気爆発が発生した際のペデスタル構造材への荷重応答評価にも適していると言える。

原子力分野における爆発及び爆轟に伴う衝撃荷重の構造材応答評価にＬＳ－ＤＹＮＡコードを適用した例について概要を以下に示す。

a. BWR 配管における混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管健全性評価[2]

BWR 配管の主蒸気の放射線分解により生じる可燃性混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管内での爆轟を模擬した強度試験に対し，ＬＳ－ＤＹＮＡコードにより試験模擬解析を実施している。ＬＳ－ＤＹＮＡコードによる強度解析は，試験体の周方向ひずみを良好に再現することが確認されている。

b. 原子力発電施設等に係る構造物の爆発衝撃挙動解析[3]

この研究は原子力発電所施設等での爆発衝撃荷重に対する構造物の堅牢性を評価するための解析モデルを構築する目的で実施されており，水中爆轟バブル挙動解析手法の確立と地中に設置された構造物の衝撃荷重に対する挙動評価手法の確立を主課題として検討されている。ＬＳ－ＤＹＮＡコードによるこれらの課題に対する評価の結果，水中爆轟バブル挙動については，必要な時間スケールでの解析が適切に実施できることが確認され，地中構造物に対する堅牢性評価については，試験結果とトレース解析の比較から，爆発衝撃問題に対する解析モデルが構築可能であるとの知見が得られている。

3. 解析モデルと解析結果の例示

ＬＳ－ＤＹＮＡコードは，構造物などの大変形応答を解析するための非線形動的構造解析ソフトウェアであり，静的問題から準静的な塑性加工問題，波動の伝播を考慮するような衝撃問題などの解析が可能である。時刻歴応答解析では，時間積分に中央差分による収束計算が不要な陽解法を用いて解析するため，落下・衝突のような非線形性の強い問題でも解が発散せず，安定して解が得られる。またＬＳ－ＤＹＮＡコードの使用実績としては，自動車・航空宇宙・造船などの産業で製品の安全性対応や高品質化などに幅広く活用されている。

陽解法の特徴は，着目している要素の隣接する過去の要素情報しか現在の状態に影響を与えないということである。したがって衝撃解析では，波動の伝搬速度である音速 c が重要な意味を持っており，いま着目する要素（要素サイズ⊿e）で，音速 c の影響による現象を陽解法で安定に実行するためには，時間積分の刻み幅（⊿ t）に Courant 条件と言われる制約がある。

$$\Delta_t = \frac{\Delta_e}{c}$$

ここで連続体が構造体の場合，ヤング率 E，密度 ρ とすると，構造体内での音速 c は，

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

連続体が流体の場合，体積弾性率 K，密度 ρ とすると，流体内での音速 c は，

$$c = \sqrt{\frac{K}{\rho}}$$

である。FCI 時の構造応答解析で取扱う連続体のおよその音速 c は，鋼材で 5000 m/s，コンクリートで 3400 m/s，水中で 1500m/s，空気中で 330 m/s である。

ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは，時間積分の刻み幅⊿ t を，すべての要素で決定される時間増分の中で最小のものを自動的に用いている。

3.1 計算要素

一般的に連続体（流体・固体）を記述するための手法的な観点から分類すると，ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは以下の 3 種類がある。このうち ALE 要素を用いた手法は，流体構造連成解析手法としては，ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは最も実績があるものの一つである。各要素の概念を図 3-1 に示す。

(a) Euler 要素

空間に固定した座標を用い，各瞬間における速度，圧力などの物理量の変化の様子を空間座標と時間の関数として記述する。(メッシュの中を物質が移動) 流体の場合，特定箇所を追跡し，その位置を確認することが難しいことから，Euler 要素を用いることが一般的である。

(b) Lagrange 要素

物質の位置，速度，圧力などの物理量の時間変化と共に座標が変形する。境界面が移動または変形しても，メッシュが追従するので主として固体に対して適用性がある。

(c) ALE 要素

Euler 要素と Lagrange 要素の中間的な座標を用いる。物体の変形や流動とは無関係に任意に動かすことのできる参照座標系を用いて連続体の運動を記述する方法。Euler 要素では移動境界を表現するには特別な工夫を必要とするが，ALE 要素では，移動境界を比較的容易に表せる。

また,幾何形状から分類すると,以下の代表的な 2 種類がある。

(d) Solid 要素

標準的な三次元体積要素。8 節点 6 面体 Solid 要素や 6 節点 5 面体 Solid 要素などがある。

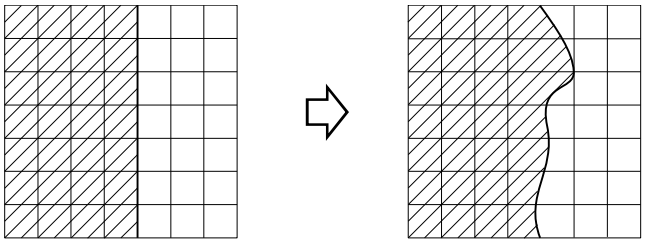
(e) Shell 要素

三次元モデルでは,3 節点あるいは 4 節点の薄板シェル要素として,板厚方向の寸法がそれ以外の寸法よりもきわめて小さい構造物をモデル化するのに使用される。二次元モデルでは,平面ひずみ要素や軸対称要素などに使用される。

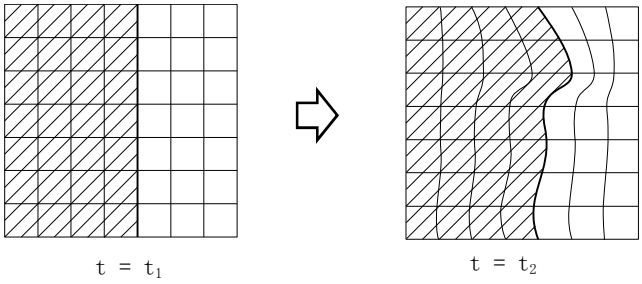
ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは，三次元のペデスタルの構造応答の観点から，構造材に力を伝える流体には ALE Solid 要素，構造材には Lagrange Solid 要素を用いる。構造材の各メッシュ分割は，ペデスタルの壁厚方向，周方向及び高さ方向に十分に解析精度を確保できるサイズとする。流体側のメッシュサイズは，力のやり取りの関係から構造側と同サイズにすることが推奨されていることから，流体と構造の連成境界面では同サイズとなるように設定する。

流体や固体の連続体の挙動を記述する基礎式としては，連続の式（質量保存則）・運動方程式（運動量保存則）・エネルギー保存式の 3 式が必要となる。この 3 式と物質の性質を表

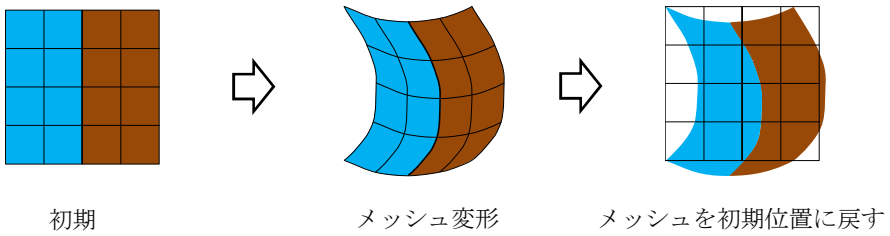
現するための状態方程式や材料構成式とが連立して解かれることにより，連続体の運動，すなわち，流体と固体の移動，変形及び動的な相互作用を求めることできる。数値解法上は，有限要素法による空間の離散化・中心差分に基づく，陽解法と呼ばれる極めて微少な時間幅で数値的に積分する方法が用いられている。



(a) Euler 要素の概念



(b) Lagrange 要素の概念



(c) ALE 要素の概念

図 3-1　各要素タイプの概念

3.2 境界条件

原子炉圧力容器を支持するペデスタル内のリブ配置構造を考慮して，解析モデルは三次元体系とする。図 3-2 に示すようにペデスタル基部は PCV 底部コンクリート内に埋没されており，構造的には剛体と見なせることから，図 3-3 に示す FCI 解析時の拘束条件として，PCV 底部コンクリート内に埋没しているペデスタル鋼板は完全拘束とする。

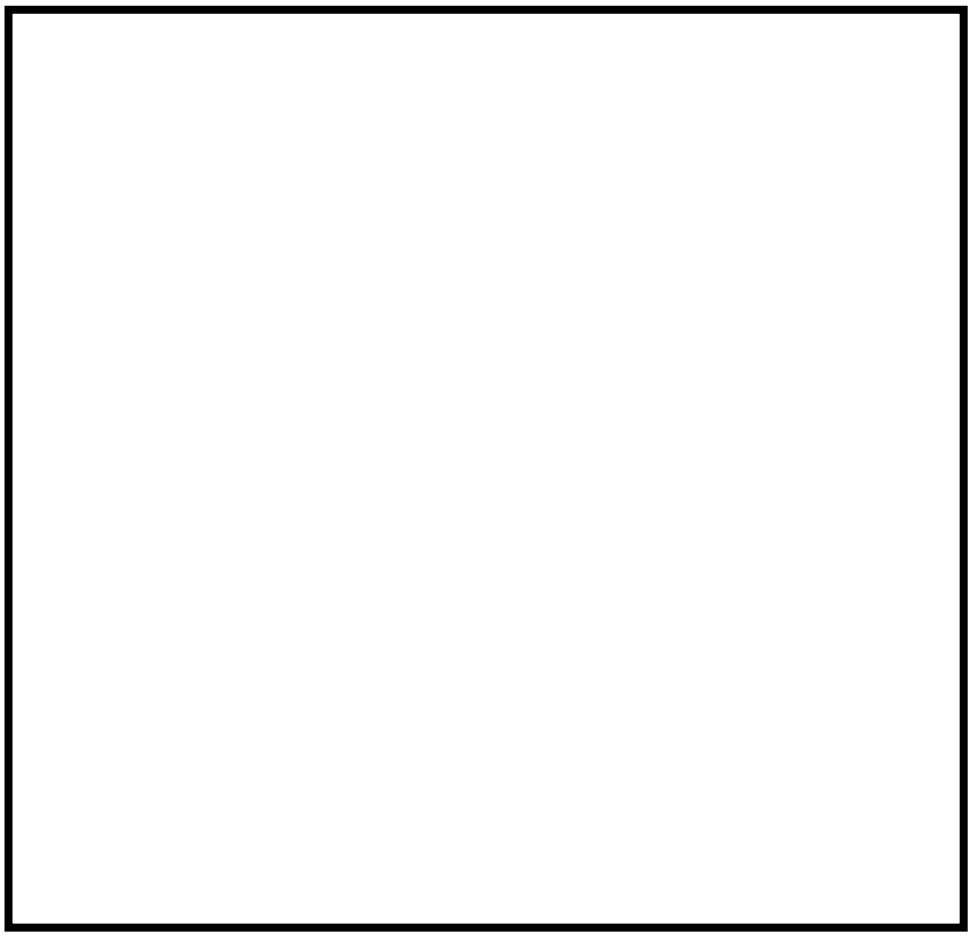


図 3-2　ペデスタルの設置構造

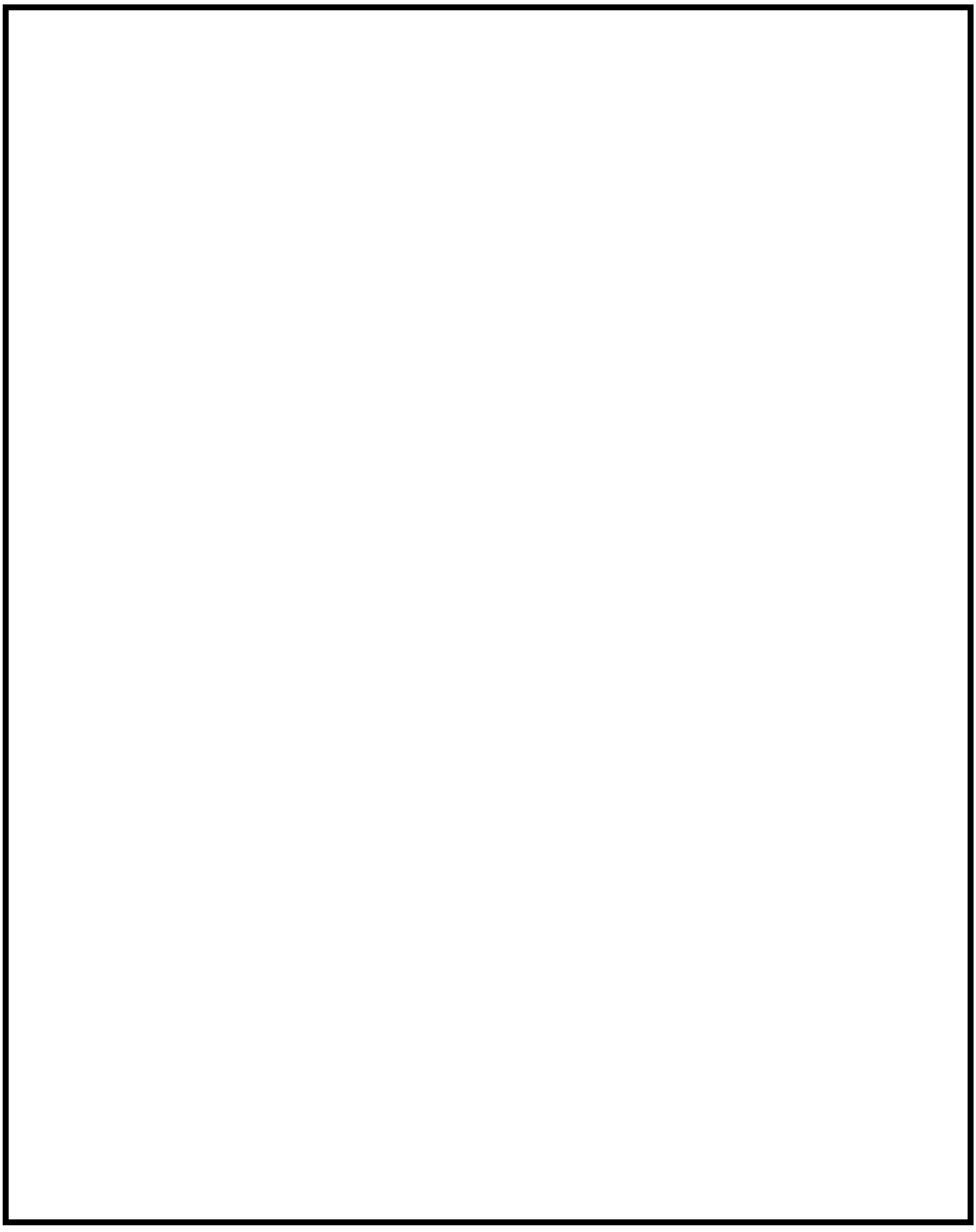


図 3-3　FCI 解析時の拘束条件

3.3 材料モデル

3.3.1　計算体系

今回の評価では三次元モデルを用い，[redacted]で評価を実施している。本評価では，気相部，液相部，爆発源，鋼板及びコンクリートをモデル化しており，縦リブ鋼板も想定している。また，開口部の影響を考慮するため，CRD 搬入口高さ位置に開口部を設定している。

3.3.2　流体モデル

流体の影響を考慮する際，特定の粒子の運動を知るより，空間に固定されたメッシュ内での流動状態や時間変化を知る方が重要である。また，構造材との連成を考慮した場合，流体は移動境界を比較的容易に表せる ALE 要素を用いるのが適当である。以下に流体要素のプロパティ一覧を示す。なお，想定したセル形状を考慮し，Solid モデルを採用する。

表 3-1　要素プロパティ一覧

部位	要素
爆発源	ALE 要素（Solid）
液相	ALE 要素（Solid）
気相	ALE 要素（Solid）

3.3.3　構造材モデル

構造材の変形を考慮する際，構造材メッシュの変形を考慮する必要がある。メッシュ自体の変形を考慮する場合，粒子の集まりが時間とともに，どのように動いていくか（メッシュ点がどのように動いていくか）に着目する Lagrange 手法を用いるのが適当である。以下に構造材要素のプロパティ一覧を示す。なお，厚さ方向の影響も確認するため，鋼板についても Solid モデルを採用する。

表 3-2　要素プロパティ一覧

部位	要素
コンクリート	Lagrange 要素（Solid）
鋼板	Lagrange 要素（Solid）

3.3.4　材料モデル

表 3-3 と表 3-4 に鋼材とコンクリートの材料特性を示す。表 3-1 及び表 3-2 の設定の基づき，解析にあたっては個別プラントの密度，ヤング率，降伏応力等を入力する。

流体から構造材に力が掛かることで応力が発生する。この応力により構造材に歪みが発生する。このときの応力歪み曲線をコンクリート及び鋼板について図 3-4 及び図 3-5 に示す。なお，コンクリートに関しては，最大の力を受ける圧縮方向の応力歪み曲線で代表する。

表 3-3　鋼材の材料特性

項目	設定
構成則	等方硬化則
破壊則	― （入力では考慮せず，解析結果を見て判断）
密度	SPV490 の値
ヤング率	
降伏応力	
塑性ひずみ特性	

表 3-4　コンクリートの材料特性

項目	設定
構成則	等方硬化則で近似
破壊則	― （強度部材では無く考慮しない）
密度	個別プラントの設計強度による値
ヤング率	
降伏応力	
塑性ひずみ特性	

図 3-4　コンクリートの応力歪み曲線（設計強度：30MPa）

図 3-5　鋼板の応力歪み曲線

3.3.5　メッシュ分割

図3-6～図3-10に各部のメッシュ分割について示す。ペデスタルの構造応答の観点から，爆発荷重に対する変形挙動を精度よく模擬できるよう，高さ方向及び壁厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として要素幅 [redacted] mm 程度で基本的な要素数を設定する。なお，ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは三次元の構造材を模擬するため，構造材の形状に則してより詳細な要素幅も考慮している。また，構造材に力を伝える流体（ALE 要素）のメッシュサイズは，ALE 法を用いることを考慮し，境界面における伝達ロスが生じないように構造材（Lagrange 要素）のメッシュサイズと同等とする。

以下に各要素のメッシュ分割例を示す。

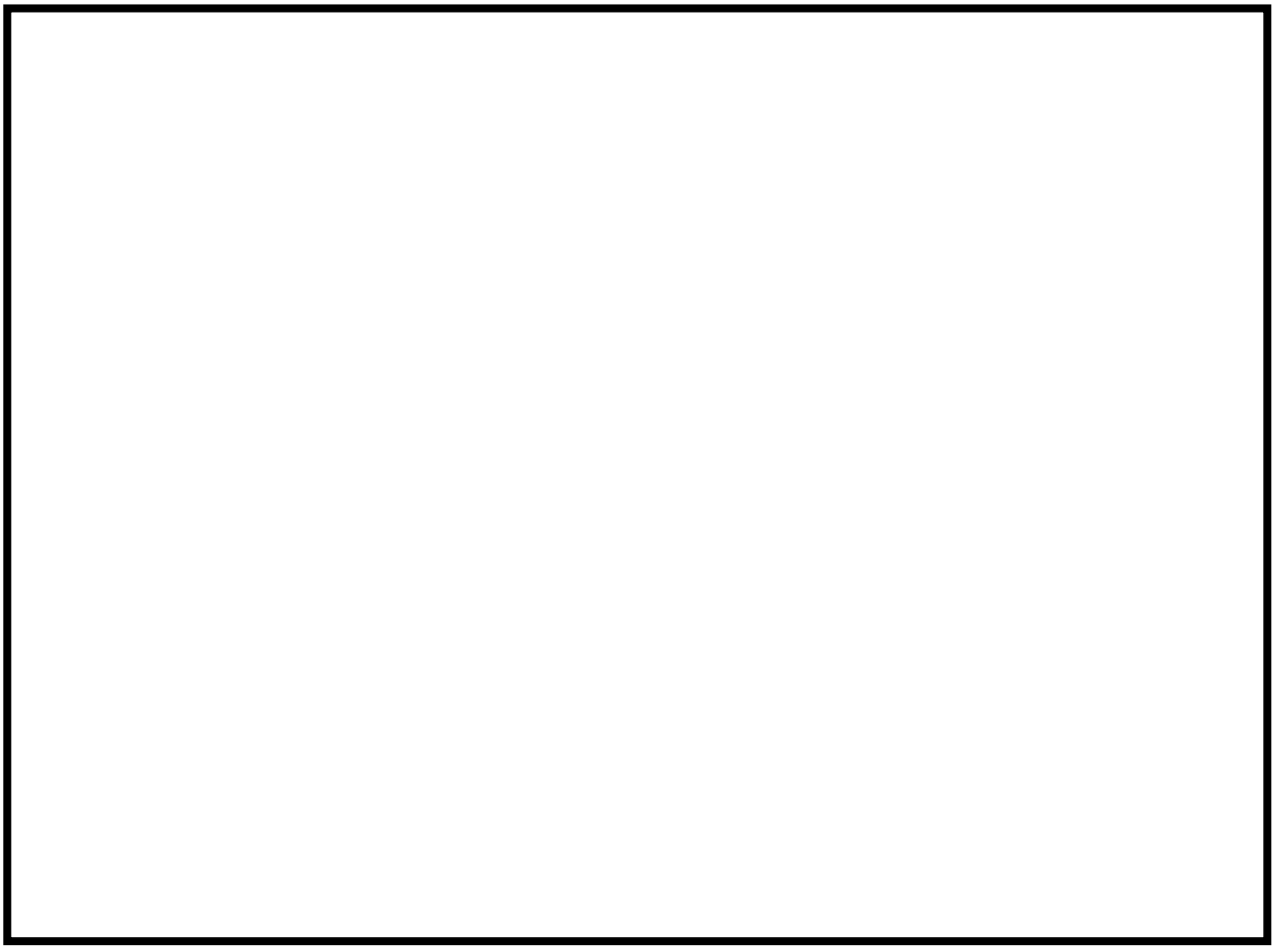


図 3-6　コンクリート部のメッシュ例

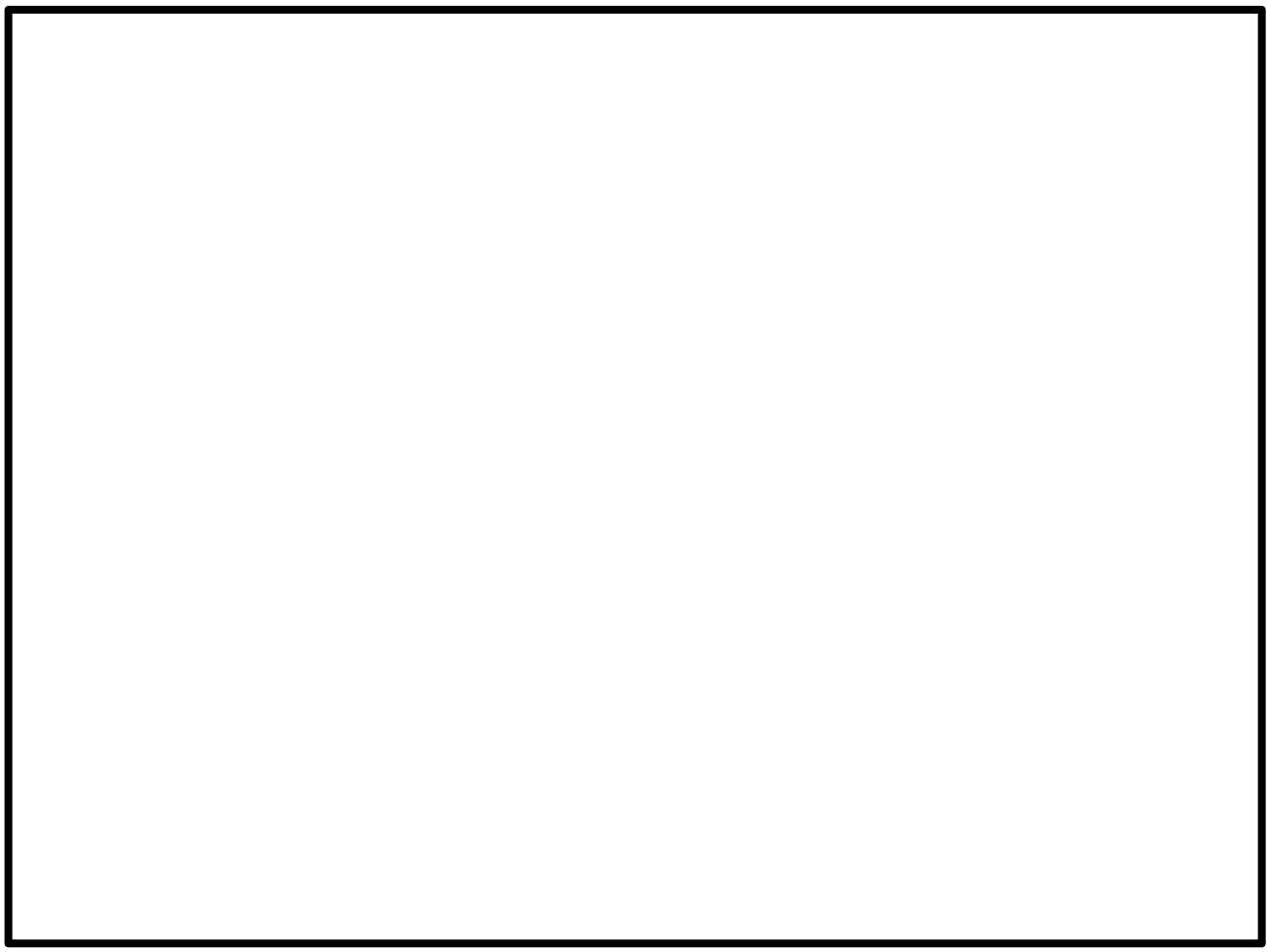


図 3-7　鋼板部のメッシュ例

図 3-8　爆発源のメッシュ例

図 3-9　水相部のメッシュ例

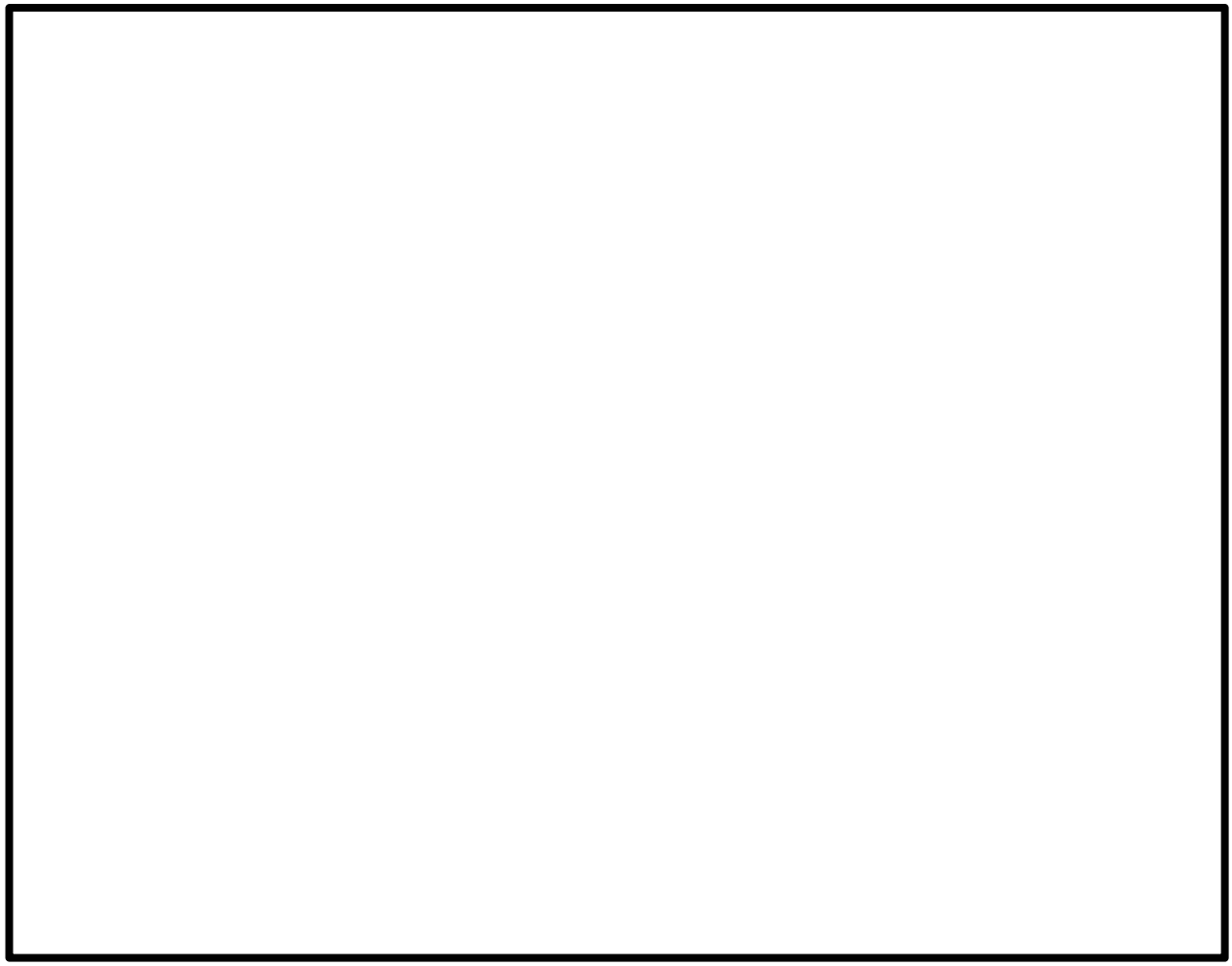


図 3-10　気相部のメッシュ例

3.4 爆発源の設定方法

爆発源の設定方法を以下に示す。

3.4.1　爆発源の形状

仮定する爆発源の形状は，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析による粗混合領域の分布形状に合わせて円柱状に設定する。下図 3-11 に粗混合領域の分布形状の例を示す。

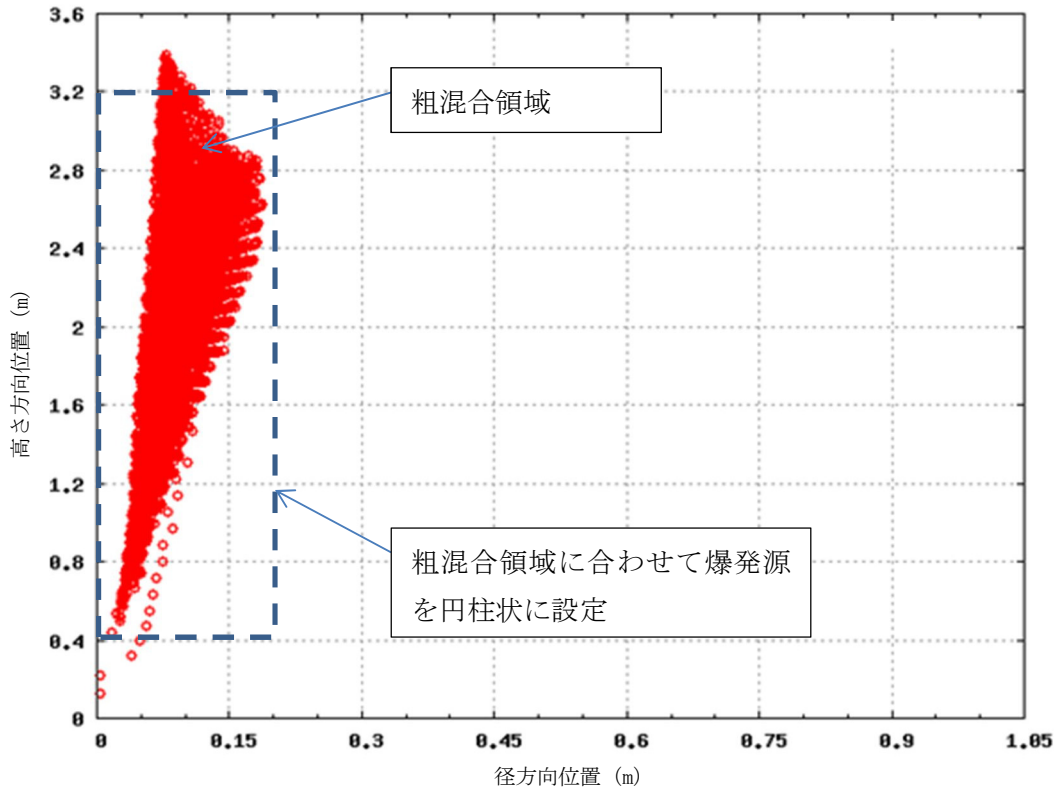


図 3-11　粗混合領域の分布形状の例

なお，粗混合粒子の分布が少ない領域は，爆発に大きく寄与しないため無視する。また，ボイド率が大きく，爆発に寄与しない上部領域も無視して設定している。

3.4.2　爆発源の圧力

実際の爆発は，起爆点より粗混合粒子が連鎖的に爆発していくため，爆発源領域の圧力履歴は，粗混合粒子位置により異なり，それぞれ個別の圧力ピークをとる。ＬＳ－ＤＹＮＡコードにおいて，多数の爆発源が連鎖的に起爆する解析を模擬することは煩雑なため，

全爆発源領域で同時に爆発が発生すると仮定している。今回の評価では，各粗混合粒子位置の圧力履歴のうち，最大となった圧力値を全爆発源領域の初期圧力として設定する。下図 3-12 に粗混合領域の圧力履歴の例を示す。

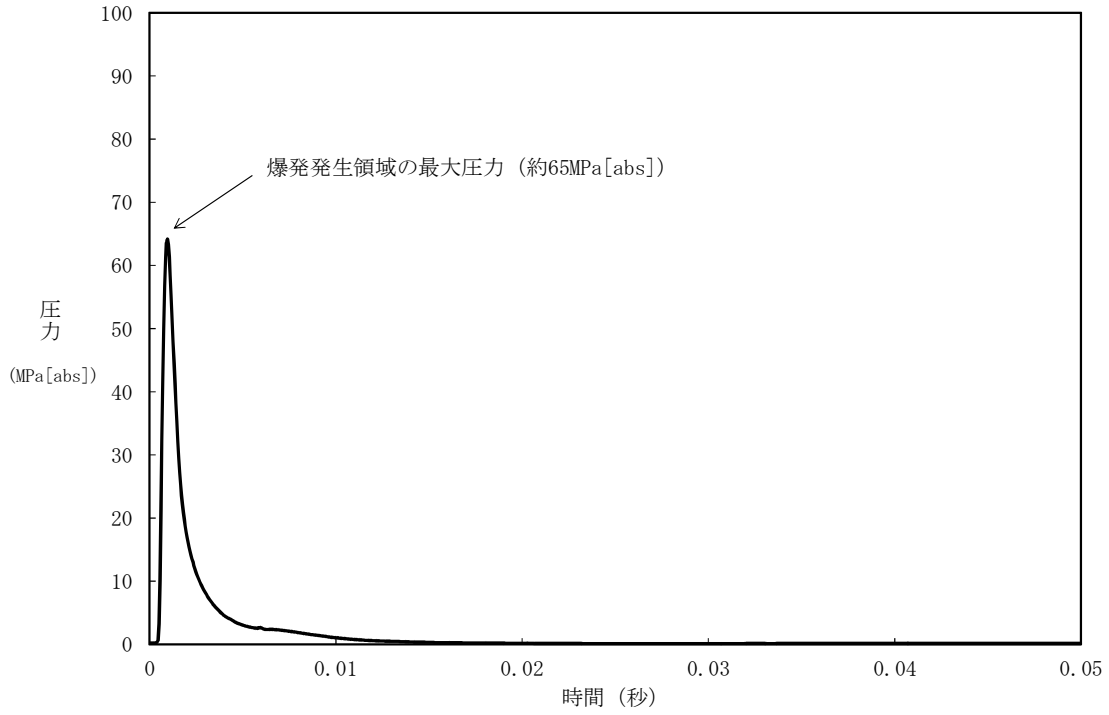


図 3-12　ＪＡＳＭＩＮＥ解析による粗混合領域の圧力履歴の例

3.4.3　爆発源の開放エネルギー

ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析による流体の運動エネルギーは，ＬＳ－ＤＹＮＡコードで直接入力することはできない。そのため，今回の評価では，この流体運動エネルギーを再現するため，爆発源の開放エネルギーを適切に設定し，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析結果としての流体運動エネルギーの最大値がＪＡＳＭＩＮＥコードの解析の最大運動エネルギー相当となるよう調節している。これらの設定方法を図 3-13 に示す。

なお，この流体の最大運動エネルギーを保存する解析手法は，添付 1 に示す通り保守的な評価となる。

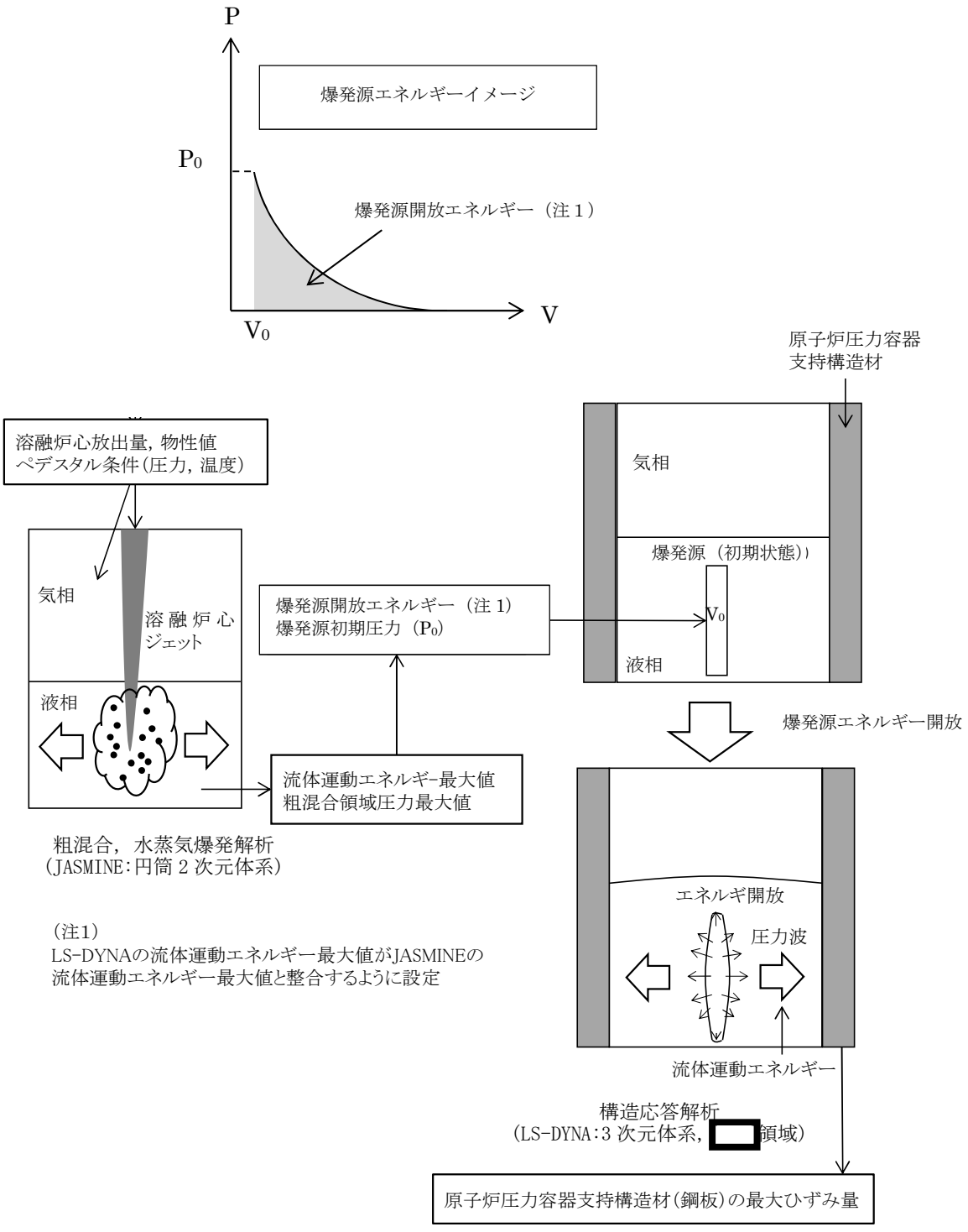


図 3-13　ＬＳ－ＤＹＮＡコードにおける流体運動エネルギー設定方法

3.5 解析フロー

ＬＳ－ＤＹＮＡコードの入力は，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析結果である粗混合領域の形状，爆発源の最大圧力，流体の運動エネルギーを入力条件として引き継ぎ，解析を実施する。なお，流体の運動エネルギーをＬＳ－ＤＹＮＡコードに直接入力することはできないため，爆発源の開放エネルギーを調節することで，ＪＡＳＭＩＮＥコードから出力される流体の運動エネルギーを再現している。

解析フローを図 3-14 に示す。

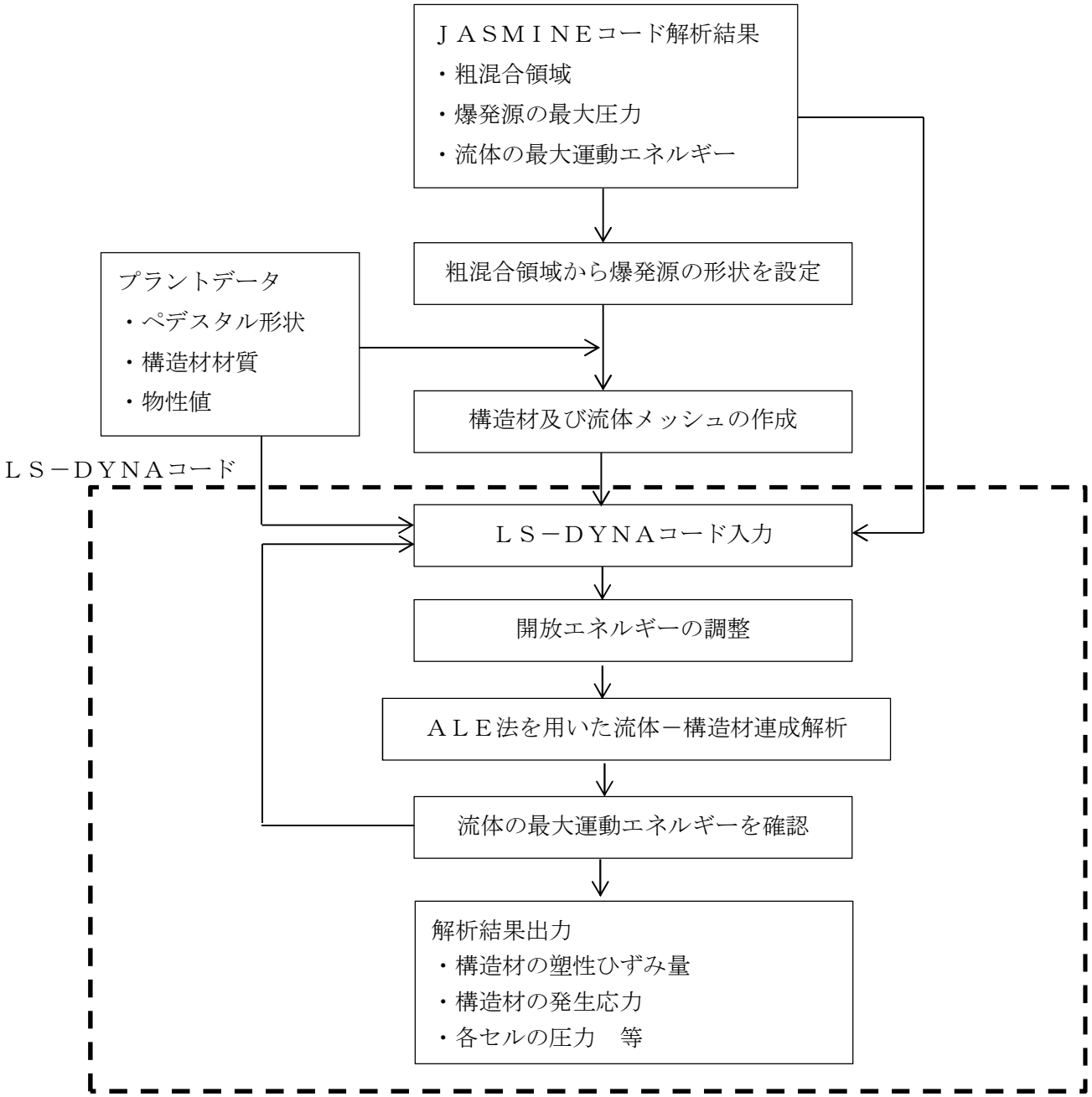


図 3-14　ＬＳ－ＤＹＮＡコード解析フロー図

3.6 入出力

ＬＳ－ＤＹＮＡコードの主要な入出力は図 3-14 に示した解析フロー図にも示されるとおりである。ＬＳ－ＤＹＮＡコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

① ペデスタル構造物の幾何形状
② 各構造物に対する拘束条件
③ 構造物及び流体の物性値
④ 流体及び構造材のメッシュデータ
⑤ 流体及び構造材の要素タイプ
⑥ 爆発源の形状（ＪＡＳＭＩＮＥコードによる評価結果に基づく）
⑦ 爆発源の初期圧力及びエネルギー（ＪＡＳＭＩＮＥコードによる評価結果に基づく）

上記をインプットデータとして，水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し，以下の主要なアウトプットデータを得る。

① 構造材の塑性ひずみ量
② 構造材の発生応力
③ 各セルの圧力

3.7 解析結果の例示

代表プラントの解析入力条件と解析結果について例示する。

（1）解析モデル及び境界条件

ＬＳ－ＤＹＮＡコードによる解析モデルについて図 3-15 に示す。この図に示す通り，気相部，液相部，爆発源，鋼板，コンクリート及び縦リブ鋼板を模擬している。拘束条件については，図 3-15 に示す△で示したコンクリートで埋設されている部分は全方位で拘束されているとし，△○で示したペデスタル頂部，液相底面（ペデスタル床面），気相頂部は，Z 方向のみ拘束されているとした。

模擬する部位毎の要素タイプと要素数について，表 3-5 に示す。

表 3-5　要素分割の詳細

部位	要素	要素数
爆発源	ALE 要素（Solid）	
液相	ALE 要素（Solid）	
気相	ALE 要素（Solid）	
コンクリート	Lagrange 要素（Solid）	
鋼板	Lagrange 要素（Solid）	

（2）材料物性

代表プラントのペデスタルの構成材料（充填コンクリート及び鋼板）の密度，ヤング率，ポアソン比を表 3-6 に示す。また，これらの構造材の応力歪み曲線については，図 3-4 及び図 3-5 に示すとおりである。

表 3-6　ペデスタルの構成材料の物性値

材料	密度（g/cm^3）	ヤング率（Pa）	ポアソン比
充填コンクリート			
鋼板			

（３）爆発源の条件

爆発源の仕様を表 3-7 に示す。

表 3-7　爆発源の仕様

項目	値	設定根拠
初期半径	[redacted]	ＪＡＳＭＩＮＥコード解析結果の粗混合粒子の空間分布に基づいて設定
初期体積		
最大圧力（初期圧力）		ＪＡＳＭＩＮＥコード解析結果の爆発源の最大圧力より設定
流体の運動エネルギー*		ＪＡＳＭＩＮＥコード解析結果の流体の運動エネルギーの最大値を再現する値を設定 ＪＡＳＭＩＮＥコード解析結果に基づく値

*）ＬＳ－ＤＹＮＡコードへの入力値ではなく，開放エネルギーの調整の結果として確認される

（４）解析結果

（１）～（３）の入力条件に基づき，解析を実施した結果について，爆発発生から 0.01 秒後の内外鋼板の塑性ひずみの分布及び内外鋼板の発生応力が最大となる位置での応力の時刻歴を図 3-16 及び図 3-17 にそれぞれ示す。また，発生応力が最大となる時間での応力分布を内側鋼板及び外側鋼板について，図 3-18 及び図 3-19 にそれぞれ示す。

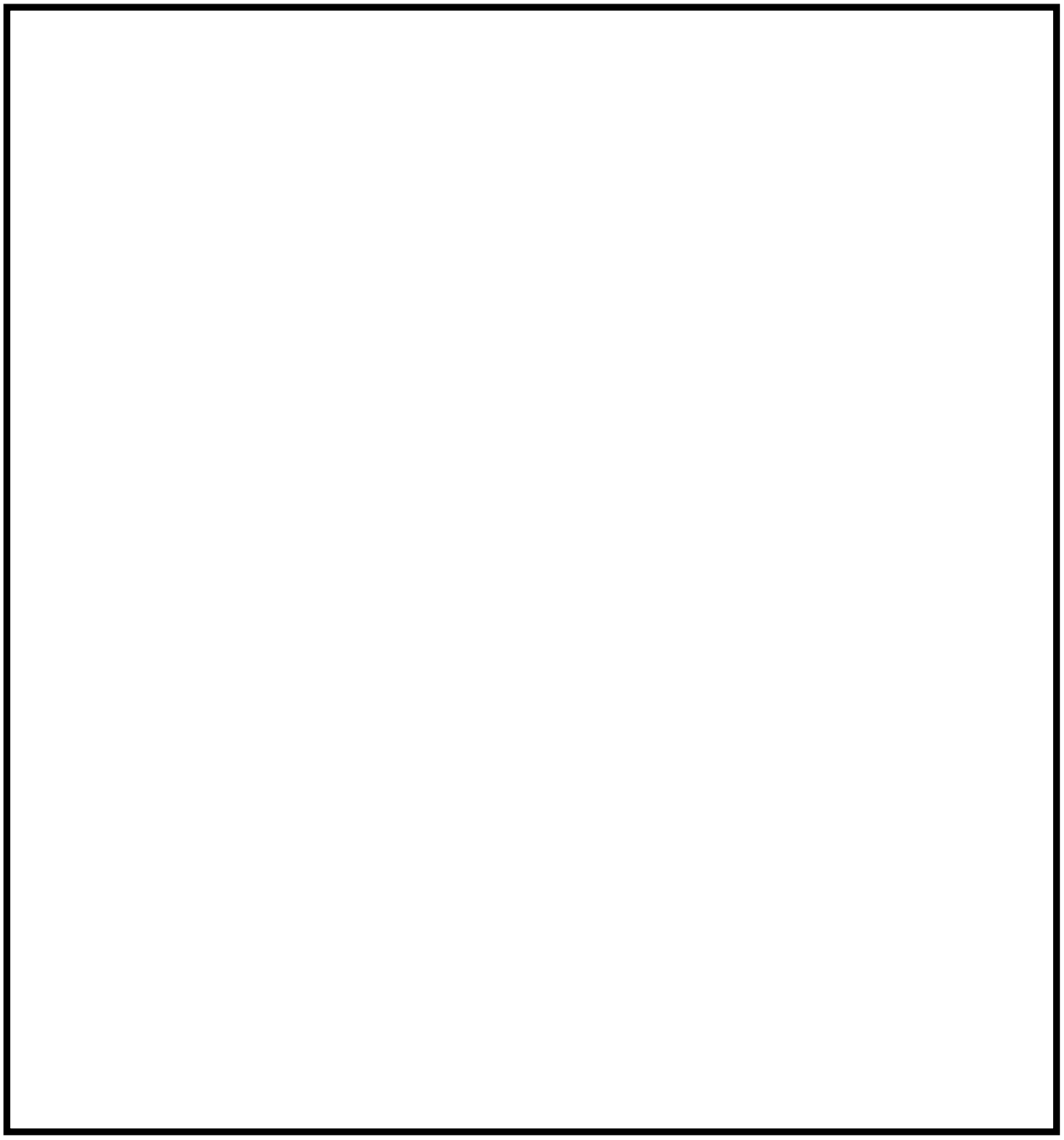


図 3-15　代表プラントのＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析モデル

図 3-16　爆発発生から 0.01 秒後の内外鋼板の塑性ひずみの分布
（上：内側鋼板，下：外側鋼板）

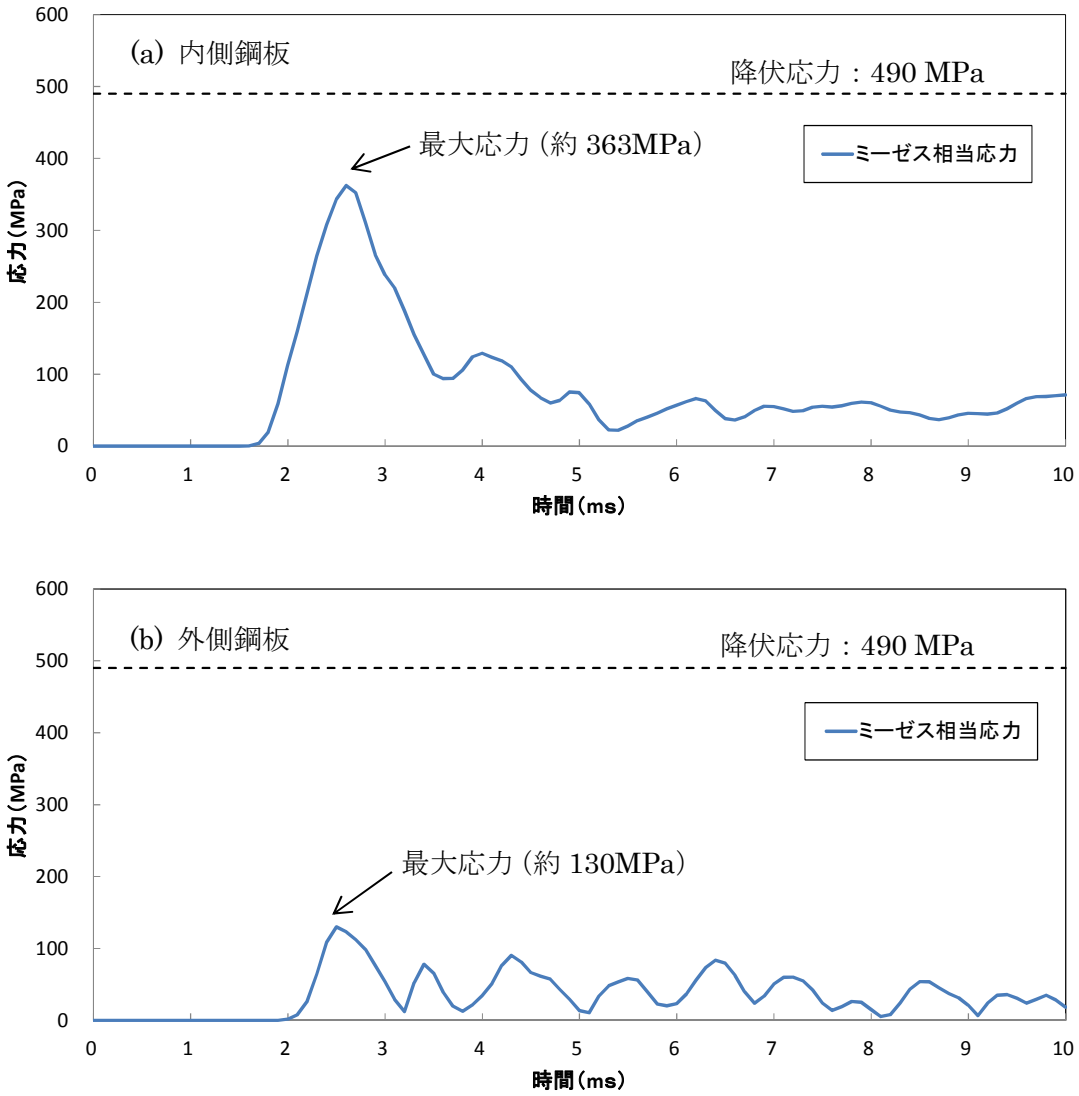


図 3-17　内外鋼板の発生応力が最大となる位置での応力の時刻歴
（上：内側鋼板，下：外側鋼板）

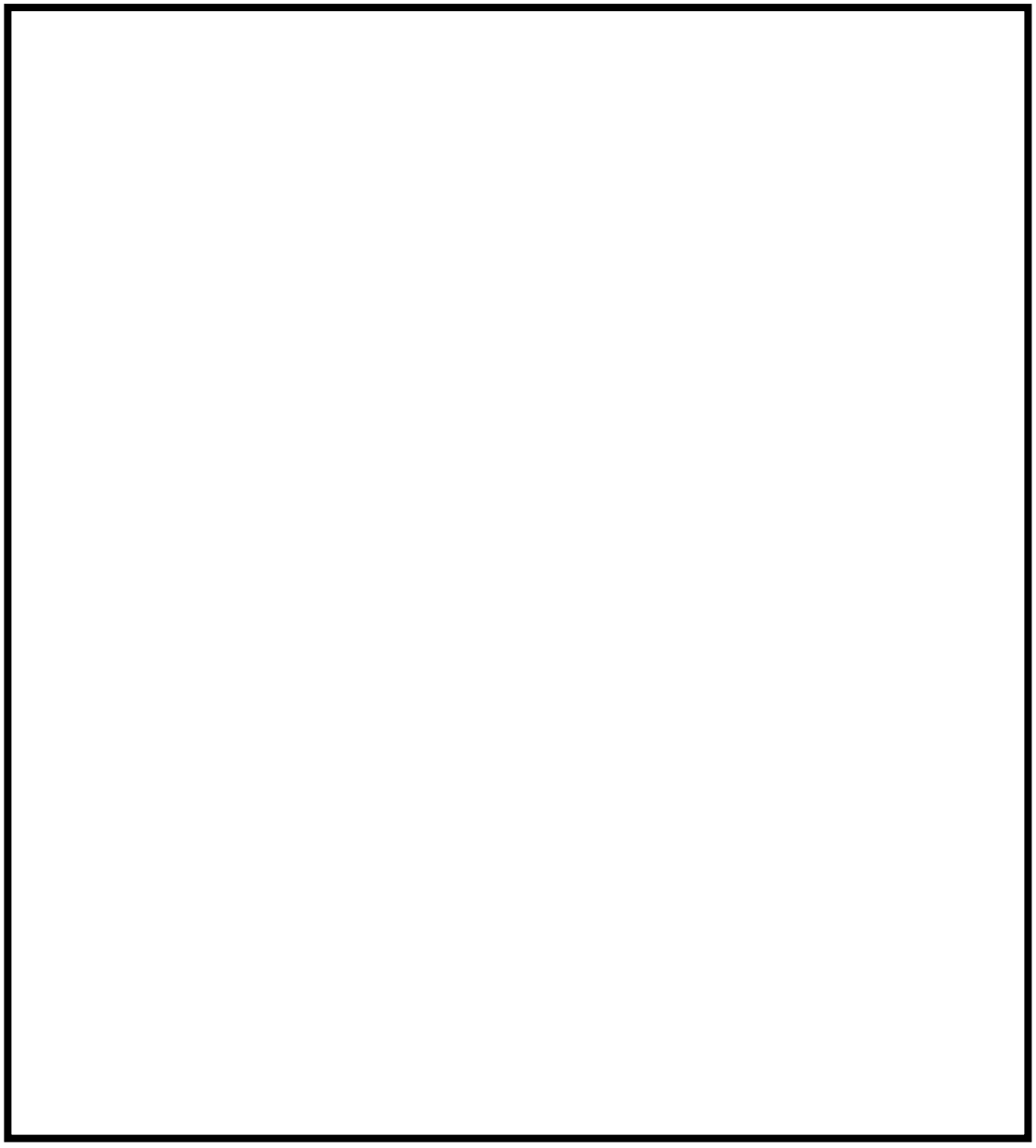


図 3-18　発生応力が最大となる時間での応力分布（内側鋼板）

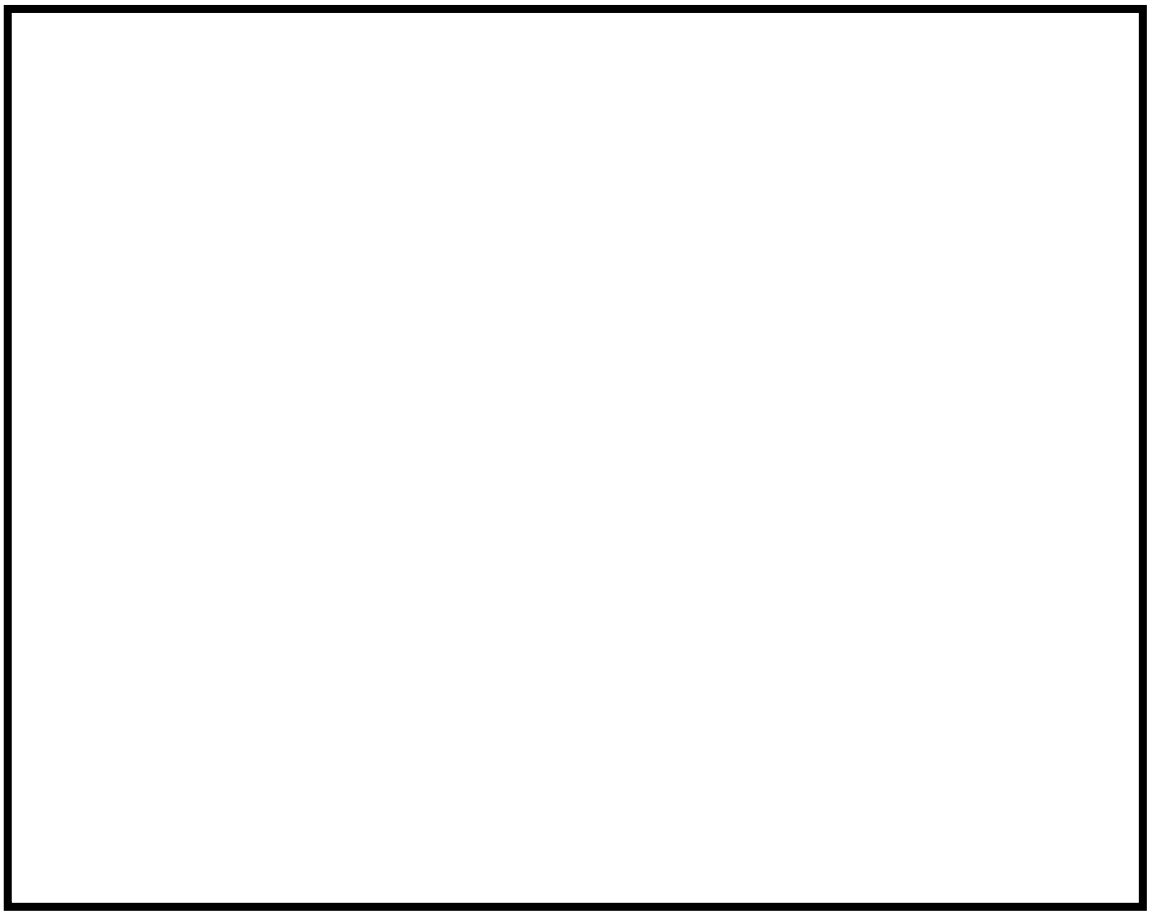


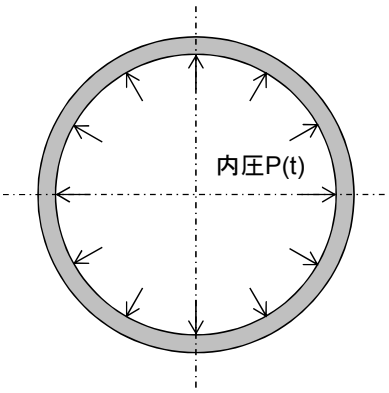
図 3-19　発生応力が最大となる時間での応力分布（外側鋼板）

4. 解析結果の検証

本章では，ＬＳ－ＤＹＮＡコードを用いた解析解と理論解の比較検証結果を示す。ＬＳ－ＤＹＮＡコードを用いたペデスタルの構造応答解析は，鋼板，放射状リブ及びコンクリート部を三次元ソリッド要素でモデル化して実施していることから，検証はペデスタル構造とほぼ同形状をモデル化したソリッド要素とする。

(1) 理論解との比較

連続体要素を扱う動的解析の基本的な例題として，リング（円環）の面内振動を取り上げた。衝撃荷重が作用する構造物の応答では，図 4-1 に示すように構造物の固有周波数 f が大きく関係し[4], 弾性範囲では図 4-1 に示されるような動的倍率(静的変位に対する倍率)の理論解が与えられる[5]。

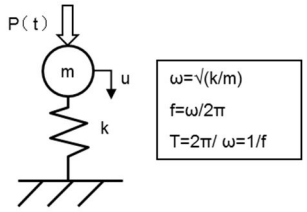


$f = \dfrac{1}{2\pi}\sqrt{\dfrac{E}{\rho r^2}}$

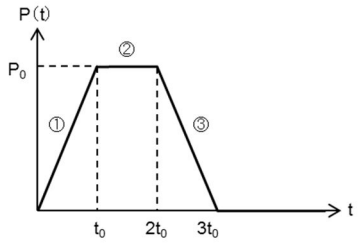
E :ヤング率

ρ :密度

r :リングの中心線の半径



1質点系モデル



台形荷重

時間区分	荷重の式	動的倍率（＝動的変位，u／静的変位，δ_{st}）
① $0 \le t \le t_0$	$P(t) = \dfrac{P_0}{t_0} t$	$\dfrac{u}{\delta_{st}} = \dfrac{t}{t_0} - \dfrac{\sin \omega t}{\omega t_0}$
② $t_0 \le t \le 2t_0$	$P(t) = P_0$	$\dfrac{u}{\delta_{st}} = 1 + \dfrac{1}{\omega t_0}\{\sin \omega (t - t_0) - \sin \omega t\}$
③ $2t_0 \le t \le 3t_0$	$P(t) = \dfrac{P_0}{t_0} \cdot (3t_0 - t)$	$\dfrac{u}{\delta_{st}} = 3 - \dfrac{t}{t_0} + \dfrac{1}{\omega t_0}\{\sin \omega (t - 2t_0) + \sin \omega (t - t_0) - \sin \omega t\}$
④ $3t_0 \le t$	$P(t) = 0$	$\dfrac{u}{\delta_{st}} = \dfrac{1}{\omega t_0}\{\sin \omega (t - t_0) - \sin \omega (t - 3t_0) + \sin \omega (t - 2t_0) - \sin \omega t\}$

図 4-1　衝撃荷重に対する応答（動的倍率）

図 4-2 に解析モデルを示す。リング形状は内半径[redacted]m，外半径[redacted]m で解析モデルは対称性から 1/4 モデルとした。拘束条件としてリング周方向端部は鏡面対称，径方向には自由で，高さ方向は片側が固定されている。計算に用いた材料物性，内圧の最大値は以下の数値を用いた。図 4-2 に示す圧力衝撃荷重履歴は，最大圧力荷重を 1 としたときの荷重比の履歴として表している。

縦弾性係数 E：[redacted](MPa)
質量密度 ρ ：[redacted](kg/m^3)
ポアソン比 υ ：[redacted](-)
内圧 P_0：1.0 (MPa)

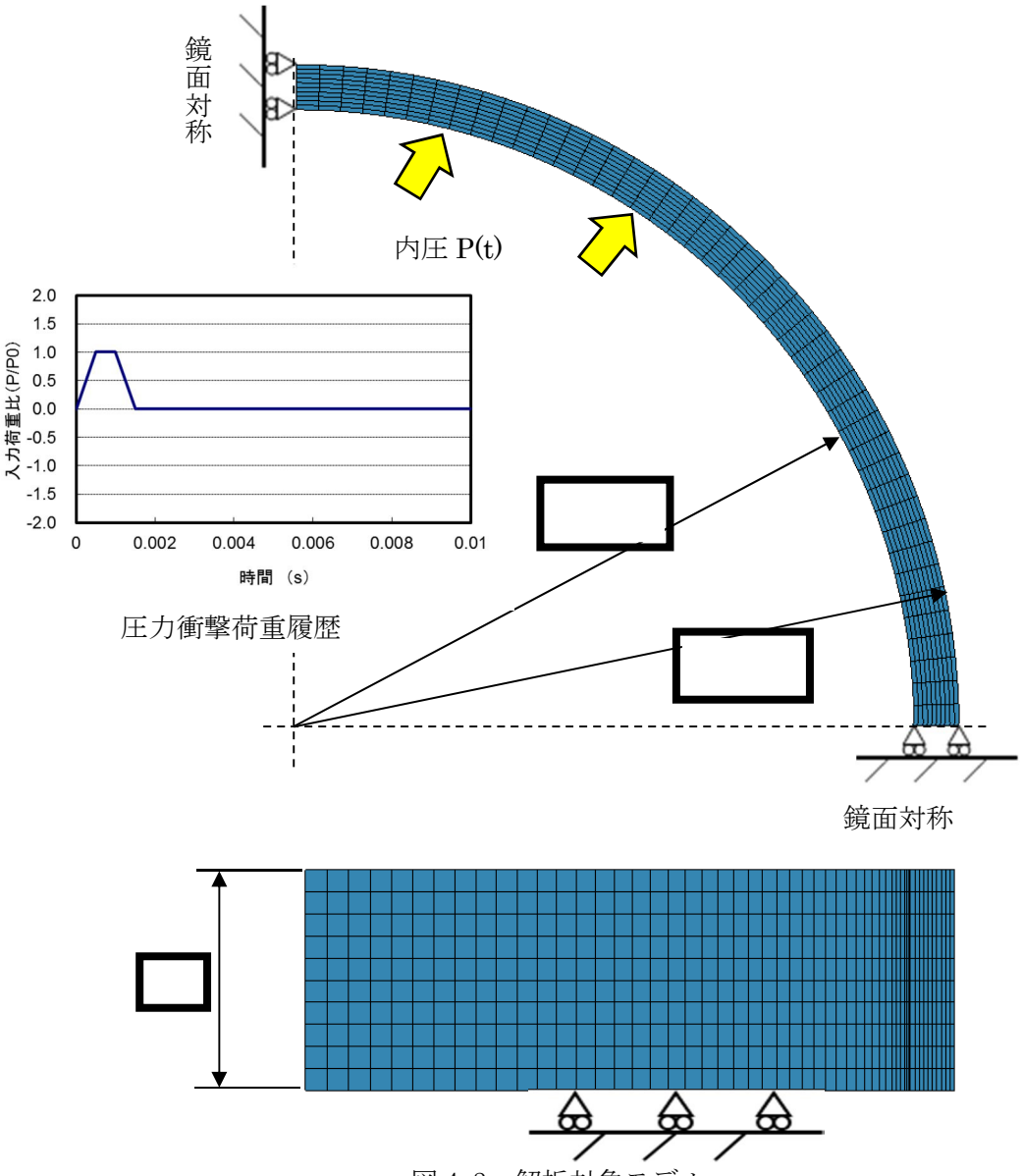


図 4-2　解析対象モデル

(a) 円形リングの面内振動の固有振動数

参考文献[4]より円形リングの固有振動数の理論解は，表 4-1 に示すように 283.80Hz である。

表 4-1　円形リングの固有振動数（理論解）

項目	
縦弾性係数 E（MPa）	
ポアソン比	
密度（kg/m^3）	
固有周波数（Hz）	283.80
周期 T（s）	3.52×10^{-3}

ＬＳ－ＤＹＮＡコードの固有値計算値は，図 4-3 に示すように 283.37Hz であり，誤差 -0.15%で理論解と良く一致している。

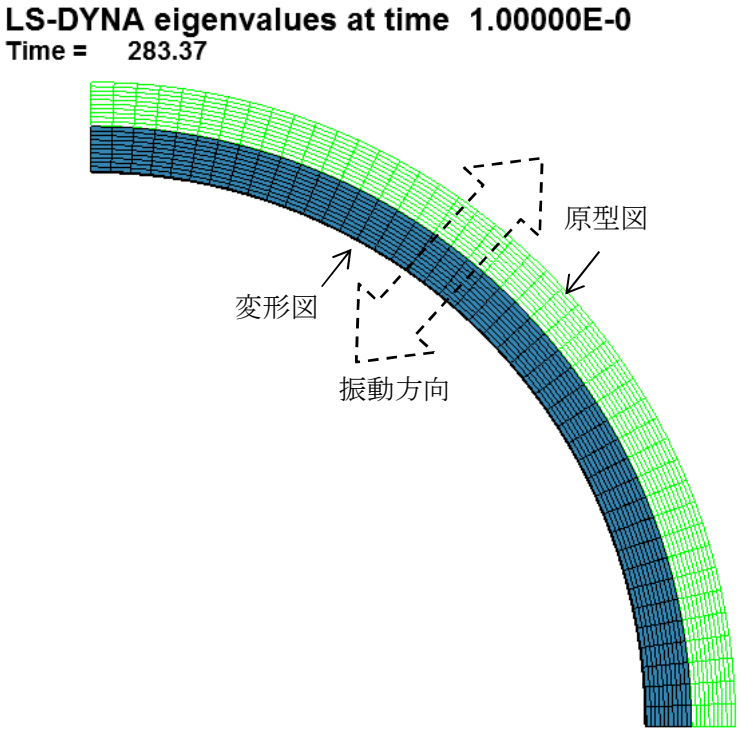


図 4-3　ＬＳ－ＤＹＮＡコードの固有値解析結果
（径方向に振動する固有値モード）

(b) 台形荷重に対する応答

次に参考文献[5]による動的倍率の理論解と解析解を比較する。入力する衝撃荷重の条件を図 4-2 に示すような台形荷重で時間 t_0 は 0.5ms，最大荷重 P_0 は 1MPa とした。理論解による最大動的倍率は 1.505 倍である。

ＬＳ－ＤＹＮＡコードによる動的解析結果のリング内面位置での時刻歴変位を理論解とあわせて図 4-4 に示す。ＬＳ－ＤＹＮＡコードの動的解析結果による最大動的倍率は 1.514 倍で，理論解との誤差 0.6%と良く一致しており，衝撃荷重に対する問題にＬＳ-ＤＹＮＡコードを用いることは妥当である。

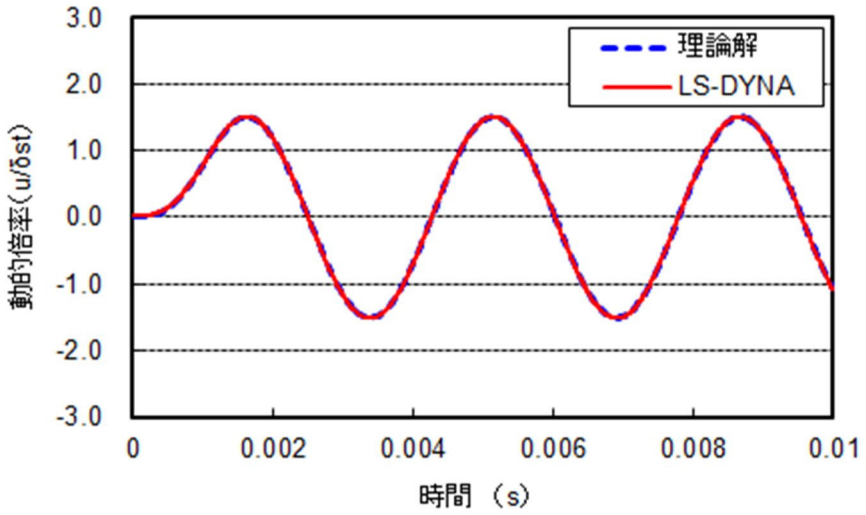


図 4-4　動的倍率の理論解とＬＳ－ＤＹＮＡコードによる解析結果の比較

(2) メッシュ分割の感度解析

今回の FCI 時の RPV ペデスタルの構造評価では，構造体を模擬する Lagrange Solid 要素（要素幅約 [redacted] mm），流体を模擬する ALE Solid 要素（要素幅約 [redacted] mm）を設定している。

ここで,設定したメッシュ分割が適切なのかを確かめるために，ペデスタル壁の一部を模擬した円環モデルにてメッシュ分割数の異なる二つのモデルに対して動的解析を行い，解析結果を比較した。図 4-5 に検討した円環モデルの概要，図 4-6 に解析結果の比較を示す。図 4-6 に示すように，FCI 時の設定した要素サイズ（モデル 1）と各要素辺長さを 1/2 とした詳細モデル（モデル 2）の内外壁面における径方向変位の数値誤差*) は内外面で+4%，周方向応力の解析結果の数値誤差は内面で+3%，外面で+5%であり,解析結果に対して影響を与えるような大きな差は無く,メッシュ分割は妥当である。

＊）数値誤差の定義は，（モデル１-モデル２）/モデル２

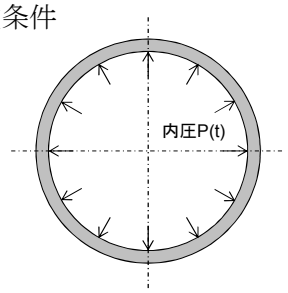
+(プラス)は,モデル１の方が解析結果の数値が大きいことを示す。

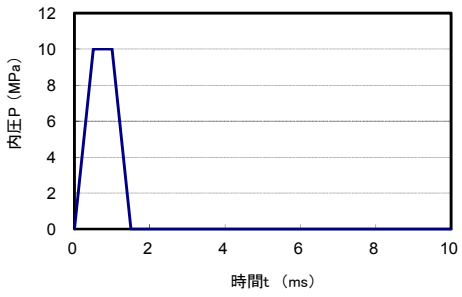
検討した円環の概略寸法
内径：φ [redacted] m
壁厚：t [redacted] m
高さ：[redacted] m

検討した円環の物性
ヤング率：[redacted] Pa
密度：[redacted] kg/m^3
ポアソン比：[redacted]

	モデル 1 (FCI 評価時と同等の 要素サイズ)	モデル 2 (FCI 評価時の約 1/2 の 要素サイズ)
要素分割数	[redacted]	
横断面	[redacted]	
縦断面	[redacted]	

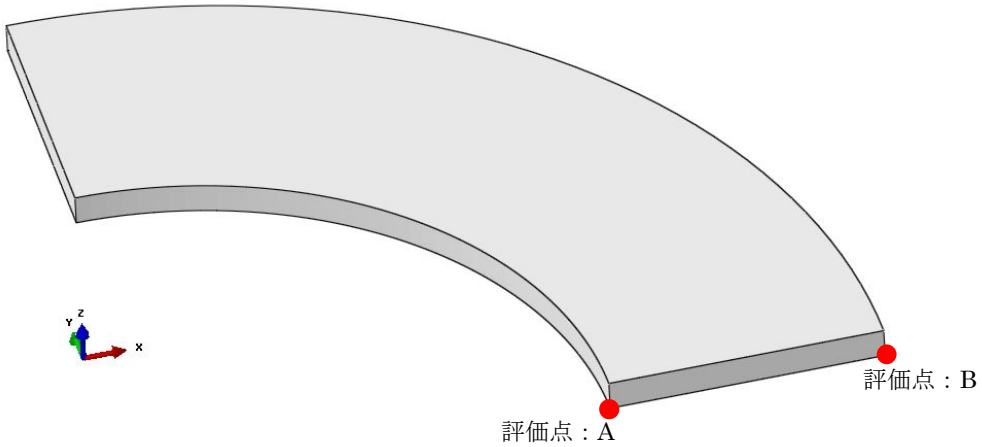
荷重条件





FCI と同程度の荷重作用時間

図 4-5　要素サイズの比較検討に用いた円環モデルの概要



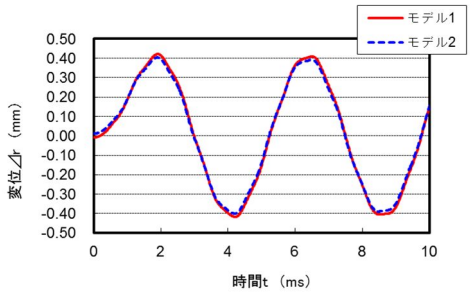
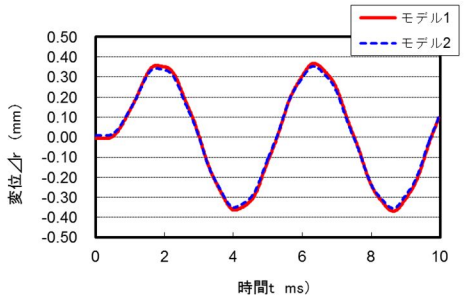
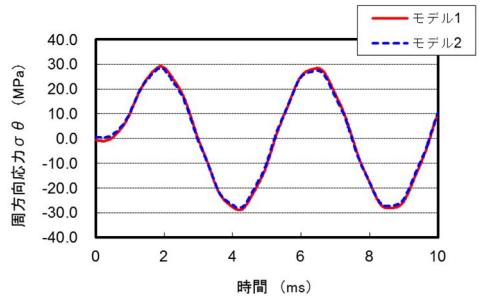
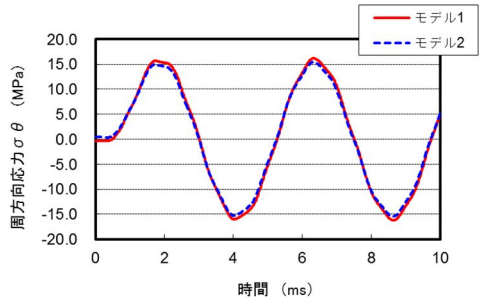
	評価点：A（内壁）	評価点：B（外壁）
径方向変位		
周方向応力		

図 4-6　要素サイズの異なるモデルの動的解析結果の比較

5. 参考文献

[1] Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER’S MANUAL VOLUME I, 2007

[2] 「BWR 配管における混合ガス（水素・酸素）の燃焼による配管損傷防止に関するガイドライン（第３版)」, 平成 22 年 3 月, 日本原子力技術協会

[3] 「原子力発電施設等に係る構造物の爆発衝撃荷重挙動解析」, 平成 20 年 11 月, 原子力安全基盤機構

[4] 「新版 工業振動学」, チモシェンコ, pp.428 ～ pp.429, 1977 年 1 月, コロナ社

[5] 「基礎からの衝撃工学」, 石川, pp.86 ～ pp.87, 2008 年 3 月, 森北出版

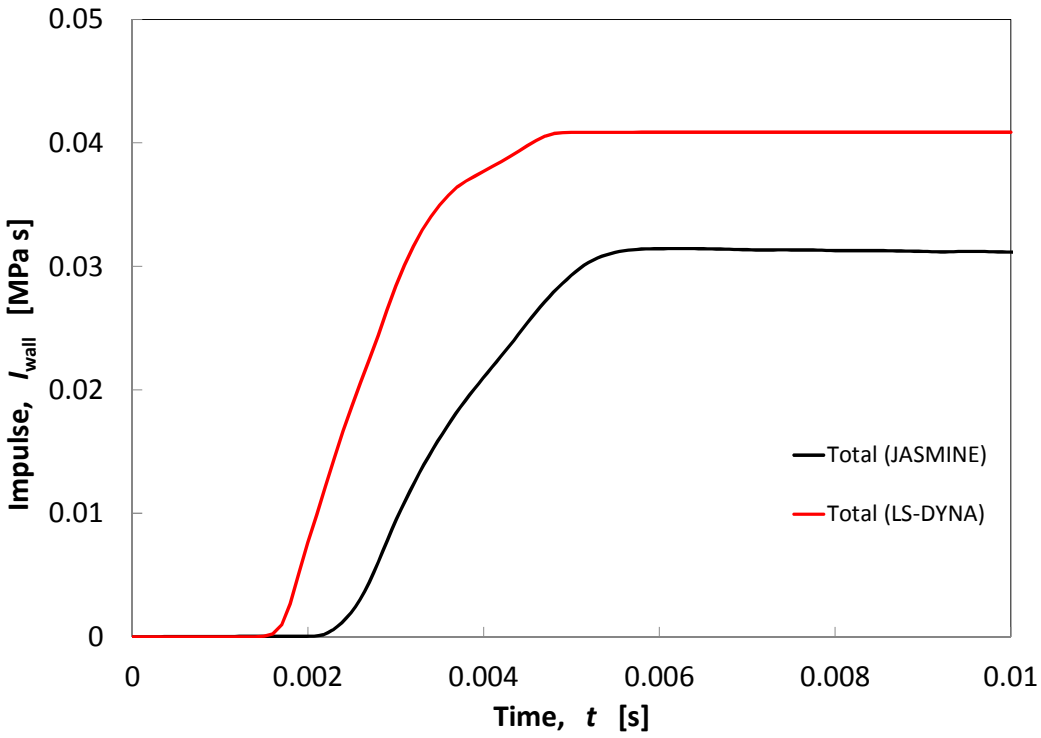
添付１　運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

3.4節に示したように，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの評価は，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析結果に基づき設定した水蒸気爆発時の流体の最大運動エネルギーに基づいて実施している。すなわち，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの評価での水蒸気爆発時の流体最大運動エネルギーがＪＡＳＭＩＮＥコードの評価における全領域の流体運動エネルギーの最大値と同等となるように設定している。これは，水蒸気爆発発生時には溶融デブリからの熱エネルギーが，爆発による圧力波を介して流体側に運動エネルギーとして伝わりこれが構造材のペデスタル壁に作用するためであり，この運動エネルギーの最大値を解析条件としてＬＳ－ＤＹＮＡコードの評価に引き渡すことにより，ペデスタルの構造健全性を適切に評価できると考えられるためである。

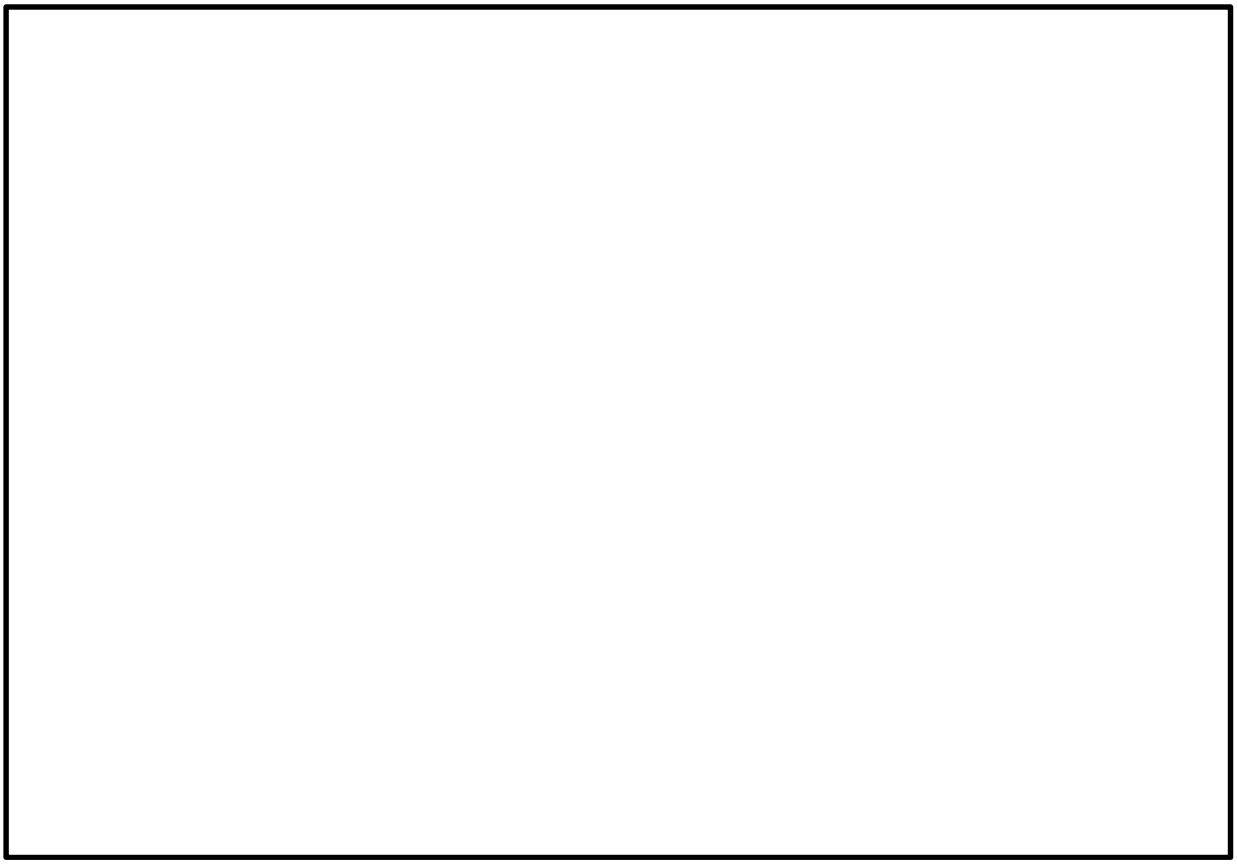
上記の考え方の妥当性を確認するために，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析による水蒸気爆発時の壁面力積履歴とＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析における壁面力積履歴を比較した。添付図1-1に示すとおり，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析における壁面力積履歴はＪＡＳＭＩＮＥコードの解析よりも大きく，解析条件として保守的であることが確認できる。

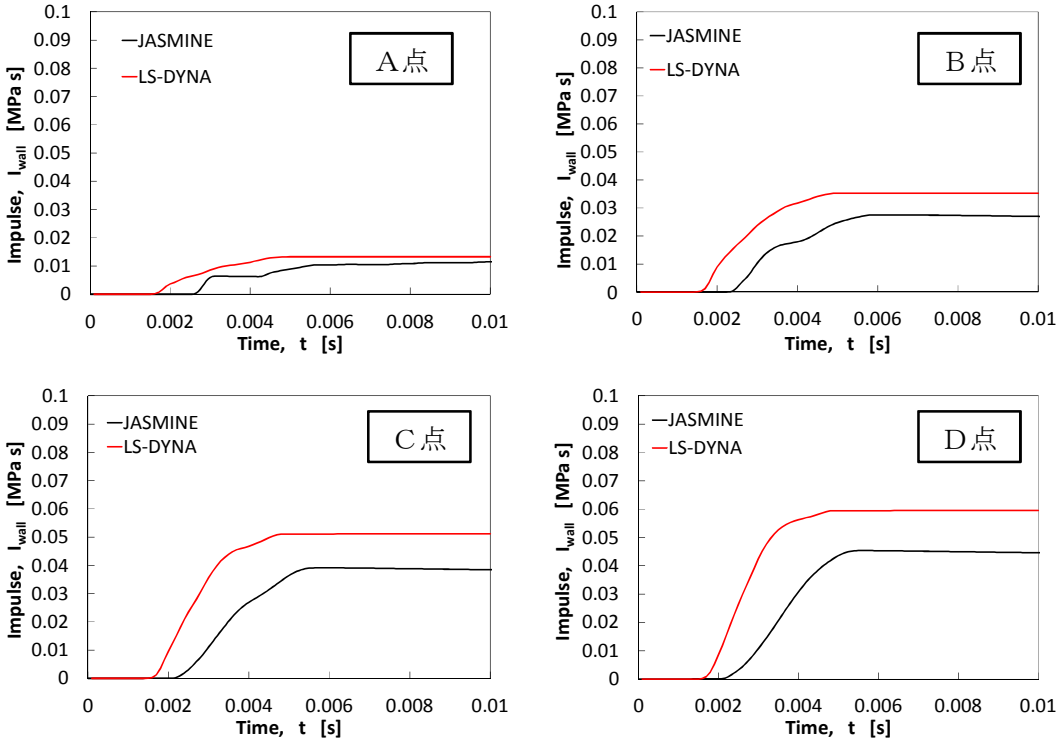
また，爆発源の形状については，3.4節に示したように，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析による粗混合領域の分布形状に合わせて円柱状に設定している。ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析では，円柱状に設定した爆発源の領域の中で，ＪＡＳＭＩＮＥコードの解析の結果，最も大きくなる圧力を爆発源全体の初期圧力として設定しており，構造応答評価が保守的となるように配慮している。

一方で，爆発源の位置及び形状に関して，水相部の底部付近の小さな領域を爆発源として設定するよりは，3.4節に示した円柱状の爆発源は，その上部が水面に近いため，爆発源のエネルギーが水面より上方の気相部に伝搬しやすいと考えられる。添付図1-2には，ペデスタルの側壁に隣接する各軸方向位置における力積履歴について，ＪＡＳＭＩＮＥコードの結果とＬＳ－ＤＹＮＡコードの結果を比較した。この図に示されるように，水面以下の力積について，軸方向高さが高い位置の力積はＬＳ－ＤＹＮＡコードの方がやや大きいものの，下層部と比較してＪＡＳＭＩＮＥコードとの差異が小さくなっていることが分かる。このように，爆発源の形状を円柱状として設定することにより，爆発源のエネルギーの一部が気相部に伝搬されやすくなり，軸方向高さが高い位置では，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの力積が小さくなりやすい可能性があるものの，全体としては，ＪＡＳＭＩＮＥコードの力積履歴と比較して保守的であり，爆発源を円柱状とした場合であっても，ＬＳ－ＤＹＮＡコードの解析条件の保守性を確認できる。



添付図 1-1　水蒸気爆発による壁面力積履歴の比較





添付図 1-2　ペデスタル側壁の局所位置における力積のコード間の比較

添付２　反射波の考慮について

ＬＳ-ＤＹＮＡコードは非線形動的構造解析ソフトウェアであり，時刻歴応答計算では陰解法を採用した有限要素法解析ツールとは異なり，収束計算を必要としない陽解法を採用しているため，特に爆発荷重・衝撃荷重のような非線形性の強い問題を扱うことが可能である。

今回の FCI 時の RPV ペデスタルの構造応答は，構造体を模擬する Lagrange 要素（要素幅約 [redacted] mm）と流体を模擬する ALE 要素（要素幅約 [redacted] mm）を設定し，両者の相互作用による流体－構造連成解析によって計算している。

Lagrange 要素の幅は，ペデスタルの構造応答の観点から，爆発荷重に対する変形挙動を精度よく模擬できるよう，壁厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として設定したものである。一方，ALE 要素は，Lagrange 要素との力のやり取りの関係から Lagrange 要素と同等の設定をすることが推奨されており，要素幅を [redacted] mm と設定している。

なお，一般的に陽解法では，荷重等の伝播速度と要素サイズから自動的に時間刻みを計算することで，解析の精度を確保している。

したがって，今回の解析体系においても，要素サイズ，時間刻みは適切に設定されており，流体－構造間，及び構造体内部での圧力伝播や反射の影響については適切に模擬できているものと考えている。

ここで，反射波の影響確認を目的として，単純な Lagrange 要素のモデルにパルス状の荷重を負荷した場合の構造物内部の応力履歴を調査した。解析体系と荷重条件を添付図 2-１に示す。

添付図 2-1 に示す条件で圧力波の伝播挙動を解析した結果として，代表点の Lagrange 要素の応力時刻歴を抽出した結果を添付図 2-2 に，時刻毎の応力分布を添付図 2-3 に示す。

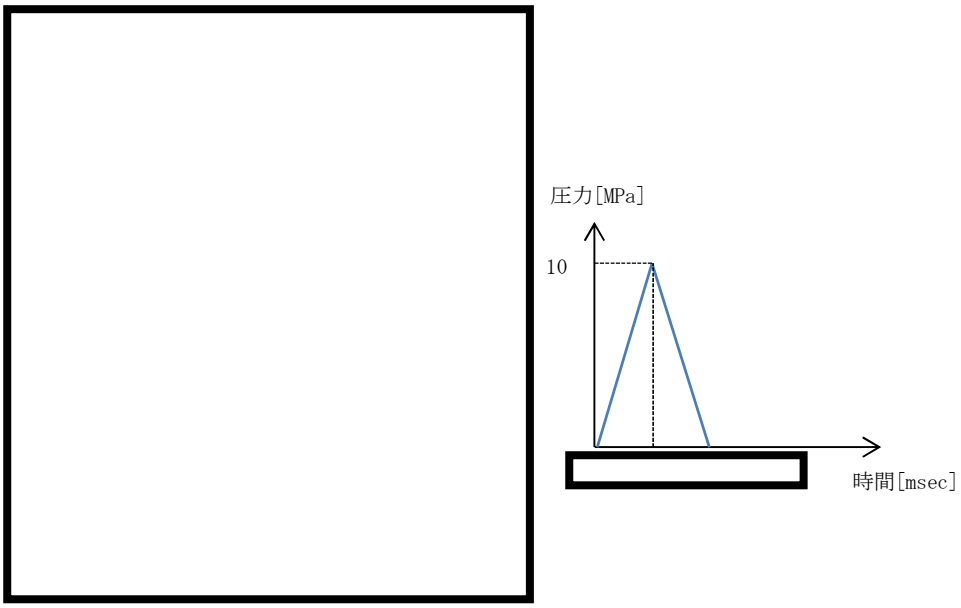
添付図 2-2 に示す通り，圧力波の進行と反射の影響により，要素が受ける応力の時刻歴は圧縮応力と引張応力が周期的に変動しており，境界面で圧力波の反射が考慮されていることを確認した。

また，同様のモデルを用いて反射波の重畳の効果についても確認した。解析モデルと荷重条件を添付図 2-4 に示す。添付図 2-4 に示す条件で圧力伝播挙動を解析した結果として，圧力測定点の Lagrange 要素の圧力時刻歴を抽出した結果の比較を添付図 2-5 に示す。

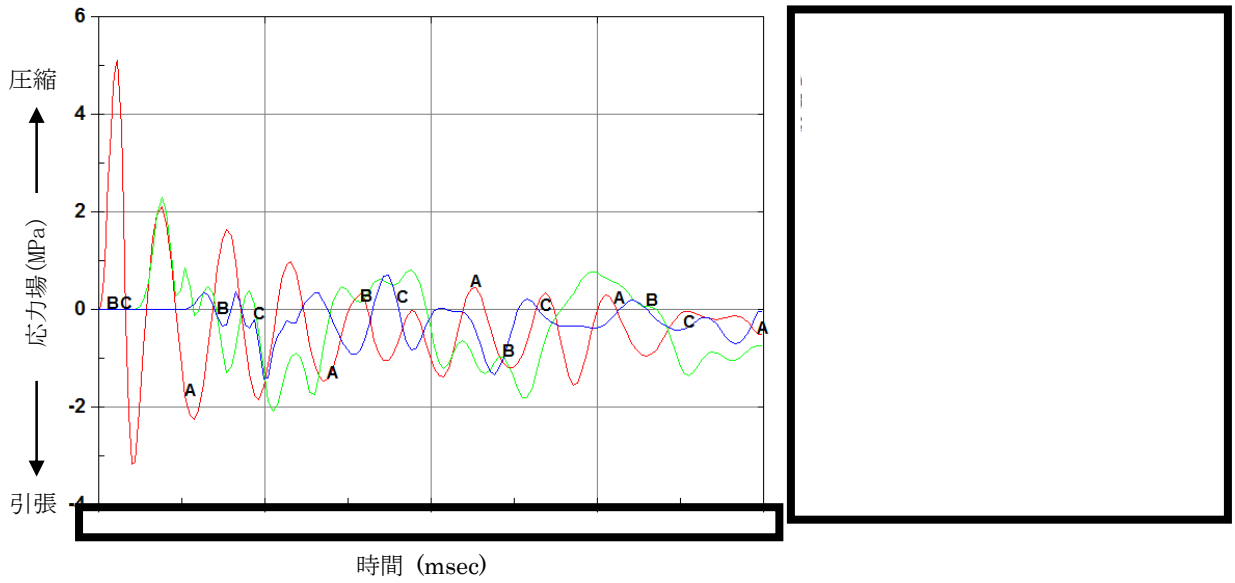
添付図 2-5 に示す通り，ケース 1 とケース 2 の入力を重ね合わせたケース 3 の解析結果は，ケース 1 とケース 2 の解析で得られた個々の圧力波形の重ね合わせとして表現されていることが確認された。これにより，ＬＳ－ＤＹＮＡコードでは圧力伝播と反射，及び反射波の重畳が適切に模擬されていることを確認した。

また，添付図 2-6 に 3 章に示すペデスタル構造解析において没水部のペデスタル外側壁面に負荷される圧力荷重の時刻歴を示す。

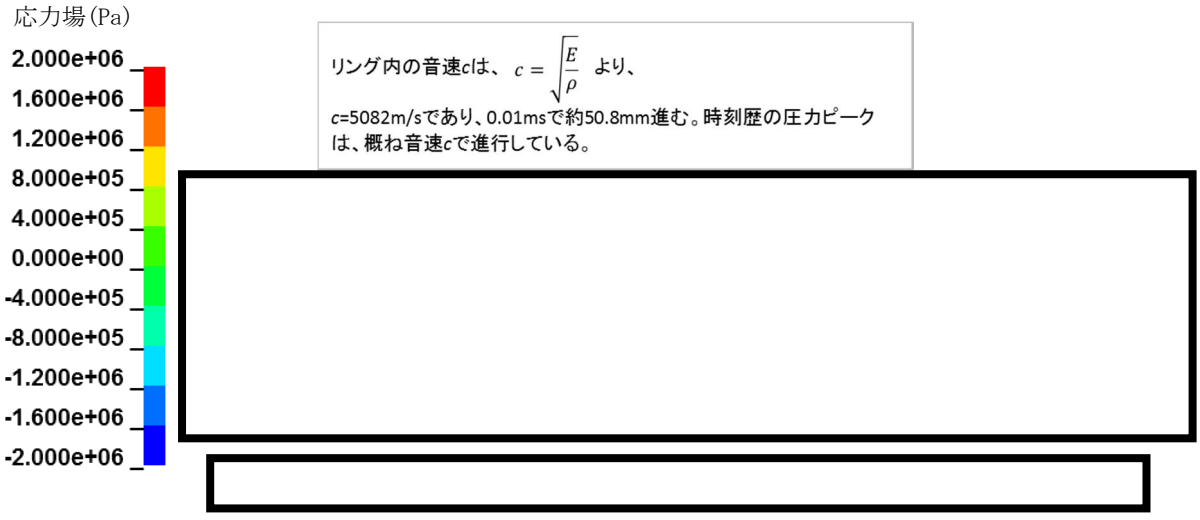
今回の解析対象である水蒸気爆発は，高い圧力の荷重がごくわずかな時間（ミリ秒単位）で作用する事象であり，爆発エネルギーの開放直後の圧力波による発生応力が支配的となると考えられる。実際の解析評価においても，添付図 2-6 に示したように，水蒸気爆発によって生じる圧力波の第一ピークによる圧力が，以降の反射波による圧力ピークに比べて大きく，爆発初期の圧力波が構造応答評価に対して支配的となることを確認できる。



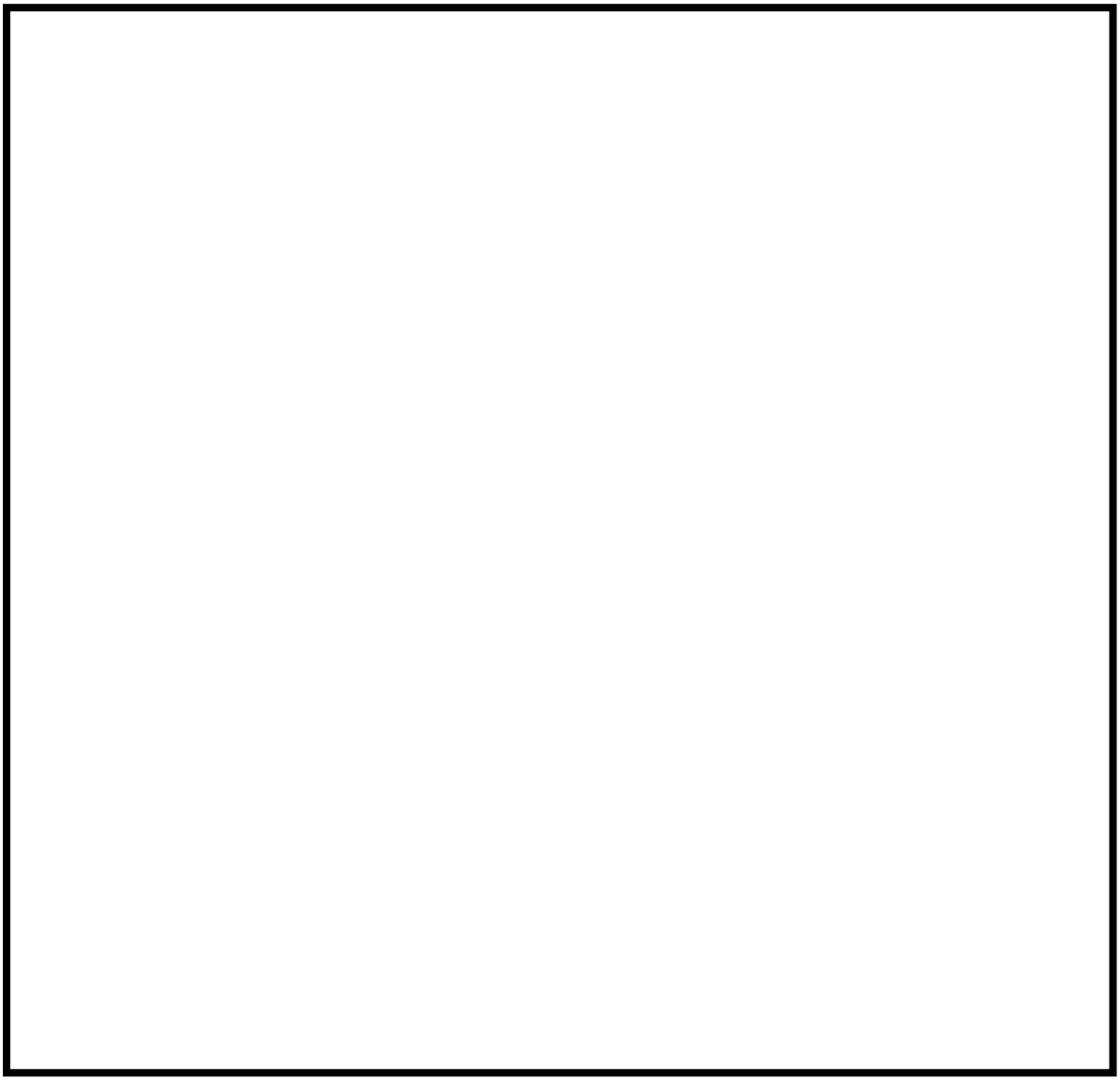
添付図 2-1　解析モデルと荷重条件



添付図 2-2　Lagrange 要素の代表点における応力場の履歴

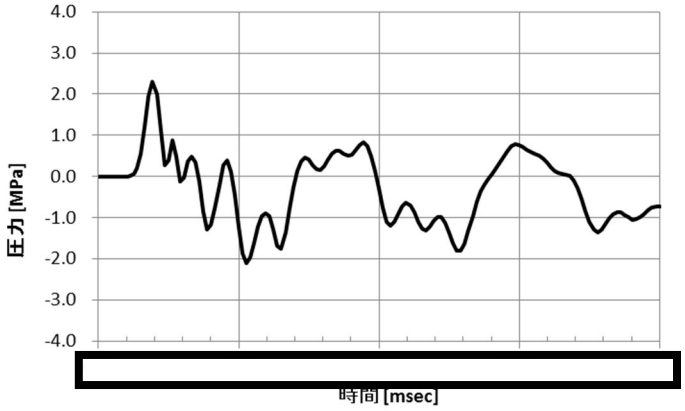


添付図 2-3　応力場分布の推移

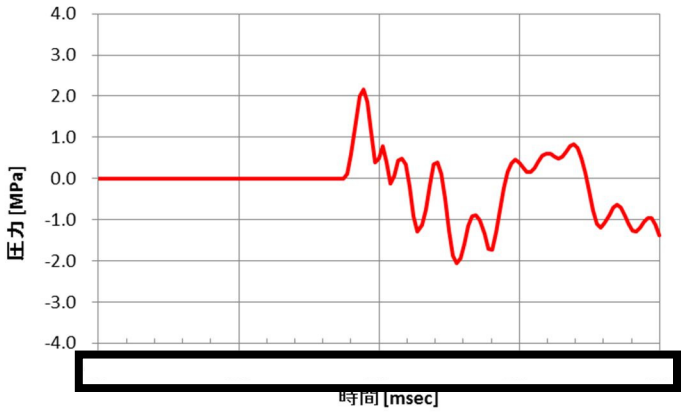


添付図 2-4　解析モデルと荷重条件

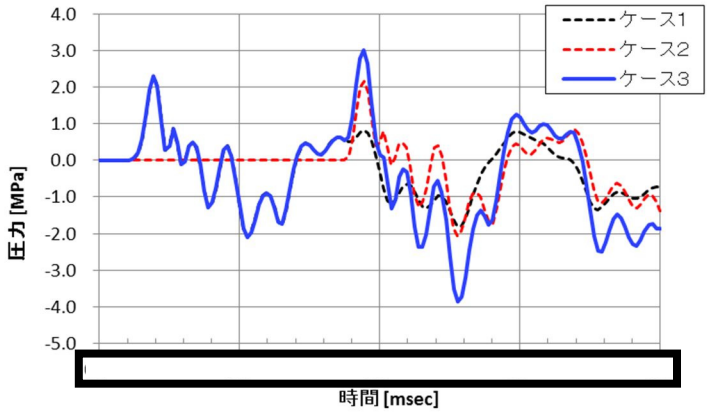
＜ケース１＞



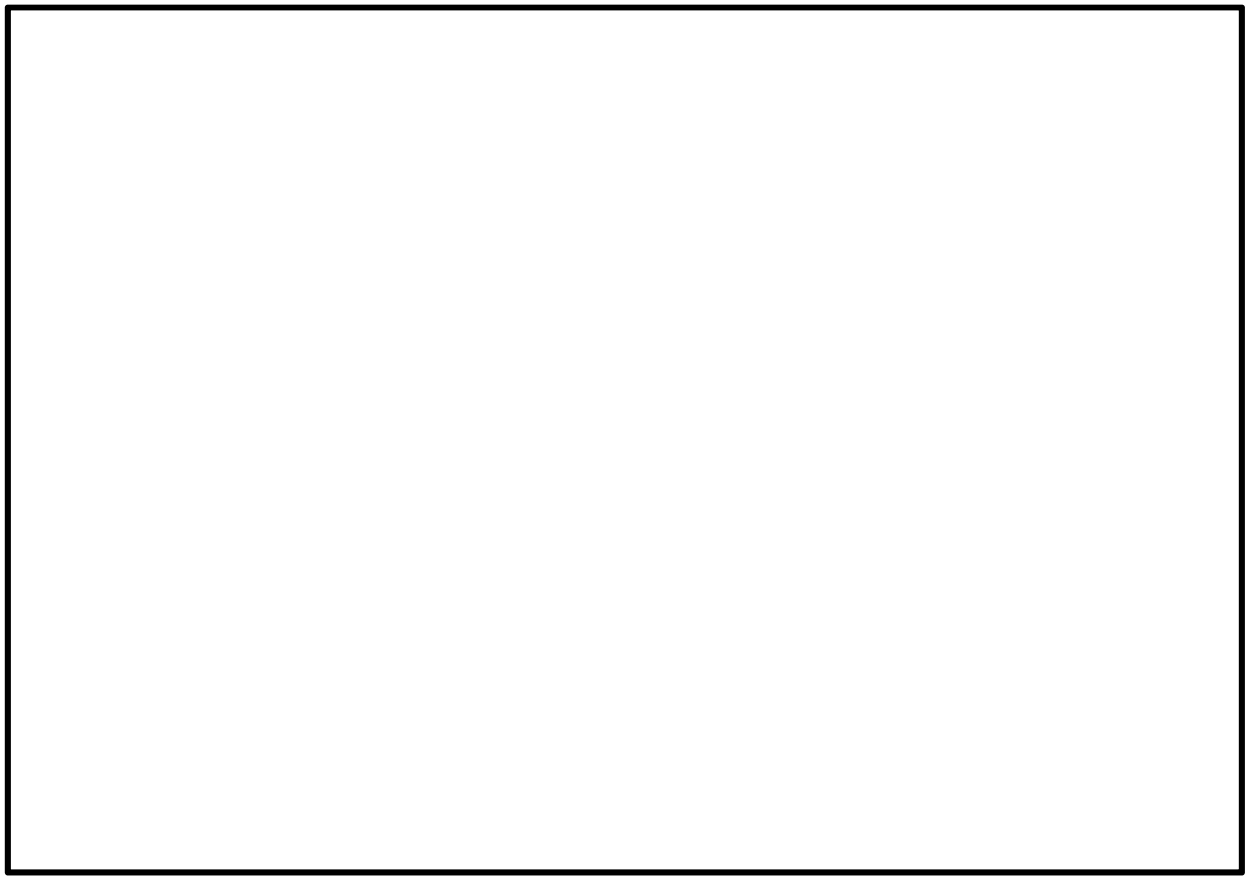
＜ケース２＞



＜ケース３＞



添付図 2-5　各ケースの圧力履歴



添付図 2-6　圧力によってペデスタル外側壁面に作用する荷重

添付３　ペデスタル構造応答評価における判定基準について

１．ペデスタルの支持機能について

炉外 FCI の水蒸気爆発評価においては，爆発による衝撃荷重により，ペデスタルが圧力容器等を支持する機能を損なわないことが健全性の判断基準となる。

保守的な想定として，内側鋼板，コンクリート及び縦リブ構造材を無視し，ペデスタルの外側鋼板のみを考慮した場合の降伏強度について以下に評価する。

ペデスタルの外側鋼板の断面積は，

$$A_0 = \pi/4 \times (D_0^2 - D_i^2) = \square\ \mathrm{mm}^2$$

外側鋼板の降伏応力は，

$$S_y = 490\ \mathrm{MPa}$$

よって，外側鋼板の降伏耐力は，

$$P_y = \square\ \mathrm{mm}^2 \times 490\ \mathrm{MPa} = \square\ \mathrm{kN}$$

となる。一方，ペデスタル評価箇所に加わる主な荷重としては，

① 圧力容器からの作用荷重（約 ton）

② 原子炉遮へい壁からの作用荷重（約 ton）

③ ペデスタルの基礎に直接作用する荷重（約 ton）

があり，鉛直方向の荷重は合計で約 kN（ ton）である。したがって，外側鋼板のみでもペデスタルに加わる荷重に対して降伏することはない。

以上に示すように，ペデスタルの支持機能は外側鋼板のみで成立するため，炉外 FCI 時の水蒸気爆発評価においては，衝撃荷重によるペデスタル外側鋼板の健全性への影響を確認する。

２．許容ひずみについて

鋼板の健全性は，爆発荷重によって生じるひずみが許容ひずみ範囲内であることをもって確認する。

炉外 FCI 評価に用いるペデスタル鋼板の許容ひずみは，材料データの既往知見（NUPEC 試験[1]）の最大荷重点でのひずみより 10%としている。以下ではその設定の考え方について示

す。

ペデスタル鋼板の材質はSPV490である。SPV490のJIS規格では破断ひずみを19%以上である。これに対して，既往知見の一つであるNUPEC試験データにSPV490の最大荷重点でのひずみ10%がある。

ペデスタルの機能維持の観点からは，耐力が低下せず，外力の増加に対応できる範囲であれば荷重負担能力が維持できることから，FCI時の荷重に対して発生するひずみが最大荷重時ひずみ未満であることが機能維持の判定基準であると考えることができる。このため，SPV490の最大荷重点でのひずみ10%を許容ひずみとして採用する。

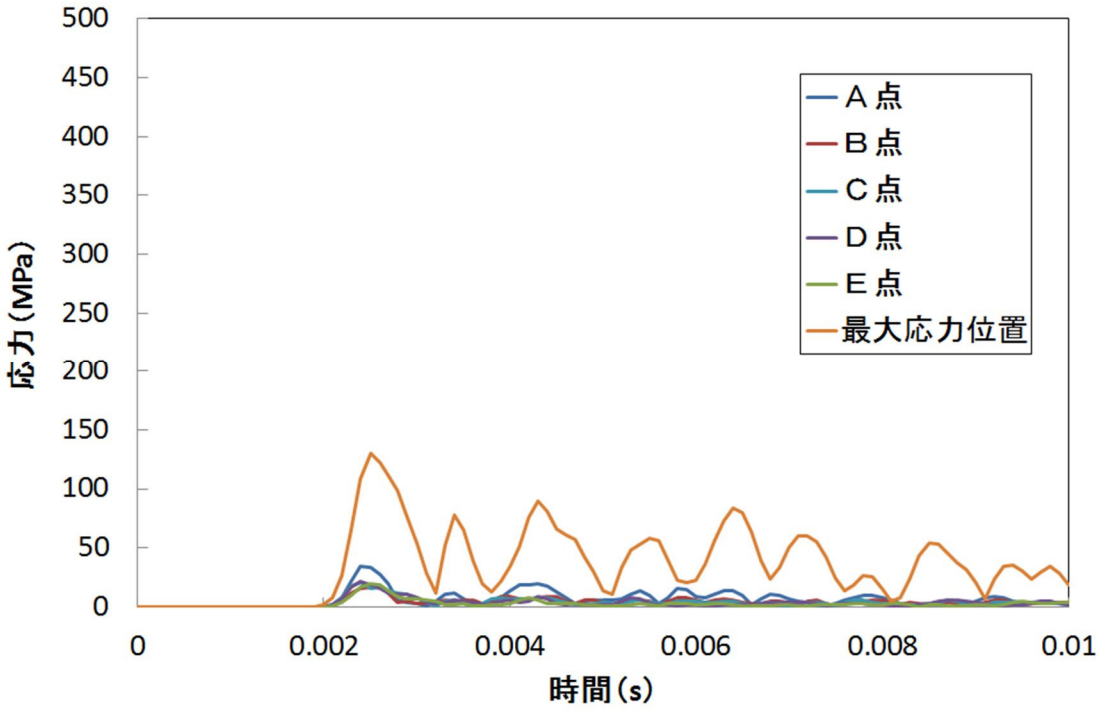
３．代表的な解析結果と判断基準に対する傾向の確認

今回の評価結果では添付図 3-1 に示すように，外側鋼板の応力は最も厳しい局所位置においても約130MPaであり，鋼板の大半の領域では応力の最大値は30MPa程度である。また，局所的に降伏応力を上回る応力が発生して塑性ひずみが生じたとしても問題となることはなく，外側鋼板の局所以外の大部分に生じる塑性ひずみ量が判断基準を十分に下回っていれば，ペデスタルの支持機能は維持される。

以上のように，外側鋼板は炉外 FCI 時の水蒸気爆発荷重に対し，最も厳しい局所位置においても弾性変形の範囲内であり，その他の大部分の領域の発生応力は降伏応力に対しても十分に余裕があることから，ペデスタルの支持機能としての健全性には影響がないと判断できる。

４．参考文献

[1]「平成7年度　溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書」，原子力安全基盤機構，平成8年3月



添付図 3-1　炉外 FCI 評価における外側鋼板の応力コンター図（最大応力発生時）
及び代表位置における応力履歴