表 3.4-1　ＭＡＡＰコードのノード分割の考え方

| 項目 | ノード分割の考え方 |
|---|---|
| 炉心 | 径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Z の２次元モデルであり、分割数は、径方向に□、高さ方向に□としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム－水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が等断面（体積）の差があまり大きくならないように設定することが推奨されている。 |
| １次系 | 原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の１次系の構成要素ごとにノード分割（コードのプリセット）。LOCA 事象の初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。なお、破断側ループと健全側ループの２ループでの模擬であり、３ループプラントや４ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを１ループに縮約して取り扱う。 |
| 蒸気発生器 | 蒸気発生器２次側を伝熱部とドーム部の２ノードに分割したモデル（コードのプリセット）。ダウンカマ水位と伝熱部２次側の二相水位の水頭バランスを考慮し、これにより１次系と２次系の伝熱量を計算し、MB-2 実験に対するベンチマーク解析により妥当な結果が確認されており、適用性を有する。 |
| 原子炉格納容器 | 壁などの物理区画を模擬したノードと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、上部区画、下部区画、アニュラ区画、原子炉下部キャビティ区画及び圧力ヘッダ室区画（２及び３ループプラント）の４もしくは５ノードとしている。このノード分割は、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、同じ特徴を有する空間では、物理パラメータも同等となることから、緩やか、あるいは、長期的な応答を模擬できる。 |



枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.5 入出力

ＭＡＡＰコードの入出力を図 3.5-1 に示す。ＭＡＡＰコードのインプットデータは、以下のとおり構成される。ＭＡＡＰコードのインプットデータの元となる「プラントデータ」、「事故条件」、「事象収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を別紙－１に示す。

① 燃料質量、燃料被覆管質量等
② FP 質量等
③ １次系圧力及び温度、原子炉格納容器圧力及び温度等の初期条件
④ １次系、原子炉容器内、加圧器、蒸気発生器の形状等
⑤ 工学的安全設備、格納容器スプレイの特性等
⑥ 原子炉格納容器内の区画形状、原子炉格納容器内の区画間の形状等
⑦ 原子炉格納容器内のヒートシンクの材質及び形状等
⑧ 起因事象、緩和設備等の情報　　等

上記をインプットデータとして、プラント全体の過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

① １次系圧力
② 原子炉容器水位
③ 原子炉格納容器圧力
④ 原子炉格納容器内温度
⑤ 原子炉格納容器内水素濃度
⑥ 原子炉格納容器内水量
⑦ コンクリート侵食深さ　　等

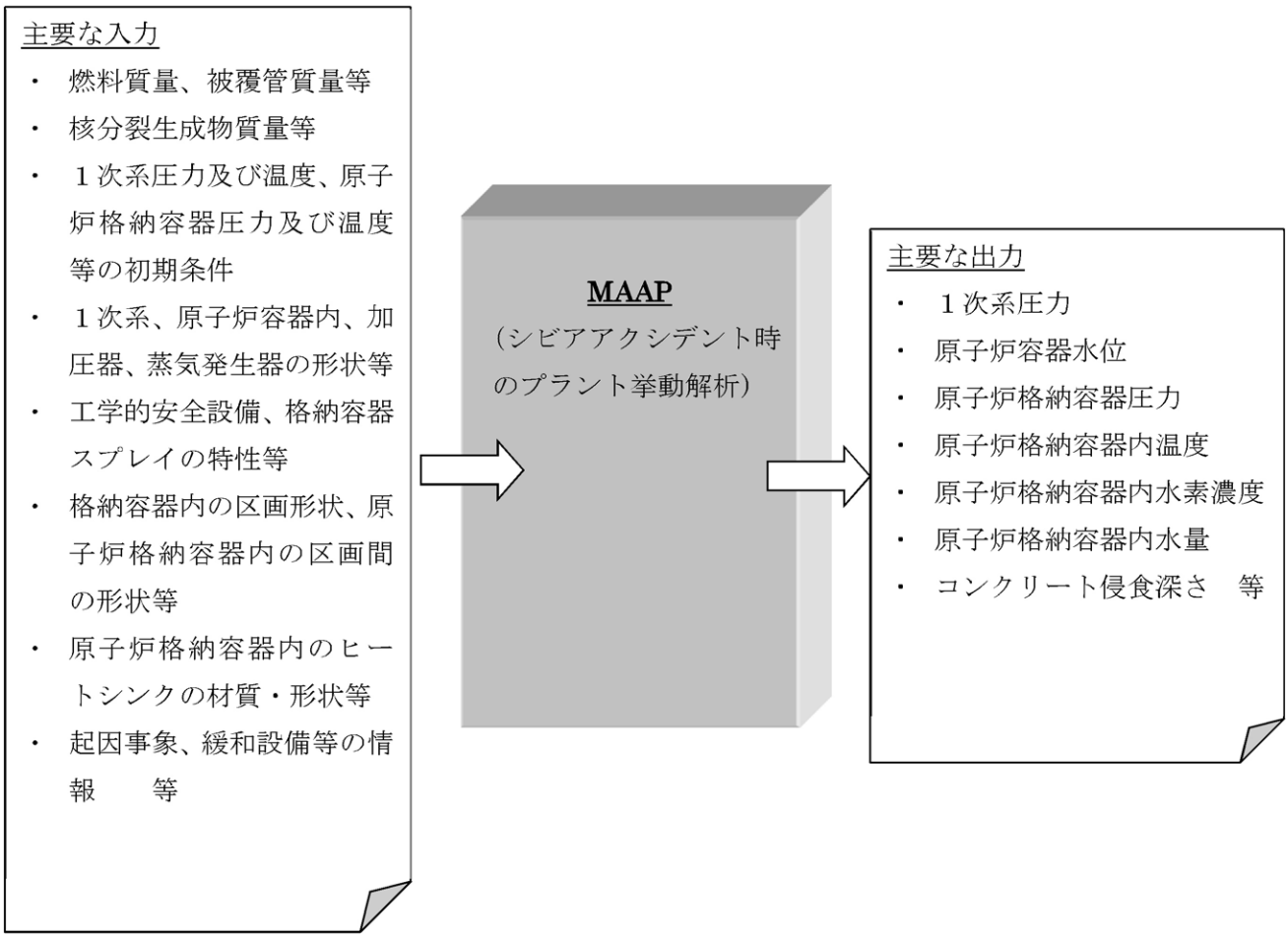



**図 3.5-1　ＭＡＡＰコードの入出力**

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認方法

2.3 において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。なお、各重要現象の妥当性確認においては、事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本とするが、物理現象の特性が設備性能に基づき妥当性確認が不要なものや、ＭＡＡＰコード以外のコードに依存して妥当性確認が不要なものがある。

なお、2 章では「原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出」及び「格納容器雰囲気直接加熱」を重要現象として抽出していないものの、その発生を防止するという観点からは、事象進展に影響する各モデルの不確かさに基づいた総合的な判断が必要なことから、添付１において不確かさの分析及び感度解析による影響評価を纏める。

また、「原子炉容器外の溶融炉心と冷却材の相互作用（FCI)」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI)」については、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が、現在においても研究段階にあり、また、実機規模での現象についてほとんど経験がなく、有効なデータが得られていないのが現状であり、不確かさが大きい現象であると言えることから、添付２及び添付３において、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を纏める。

4.1.1 崩壊熱

崩壊熱は、下記の崩壊熱曲線を入力値で与えていることから、ＭＡＡＰコードの解析モデルとしての不確かさはなく、妥当性評価は不要と考えられる。

有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する評価指標を厳しく評価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、参考文献[11]に示すように、アクチニド崩壊熱は ORIGEN-2 コード、FP 崩壊熱は AESJ 推奨値により評価された崩壊熱曲線を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は 20%、FP 崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度（MOX 燃料は Pu 含有率等）や燃焼度が考慮されている。これにより、有効性評価においては崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動が考慮された崩壊熱曲線が適用されることから、5 章においては、入力条件の不確かさとして、評価指標や運転員等操作への影響を整理する。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化、気液分離（炉心水位）・対向流（炉心（熱流動））、気液分離・対向流（１次冷却系）

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（炉心水位）・対向流」は、炉心水位に関連する物理現象である。また、１次冷却系の「気液分離・対向流」について、蒸気発生器でのスチームバインディングは、高温側配管のボイド率が高く、蒸気発

生器伝熱管への冷却材流入量が増加すると冷却材が伝熱管内で蒸発して圧力損失を増大させるため、炉心水位を下げる方向に働く。これらの現象は、いずれも炉心水位に関連する現象であり、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスにおける ECCS 再循環失敗以降の炉心水位挙動に対して影響が大きいと考えられることから、コード間比較により評価を行う（4.3.1 参照）。

4.1.3 構造材との熱伝達（１次冷却系）

１次冷却系の「構造材との熱伝達」は、炉心露出後に炉心で発生した過熱蒸気から 1 次系配管等への熱伝達による１次系配管のクリープ破損の観点で、重要な現象として抽出されたものである。

過熱蒸気と構造材の熱伝達は、炉心部と同じく Dittus-Boelter の相関式を用い、１次系配管のクリープ破損については、Larson-Miller パラメータ手法を適用している。いずれも、工学分野でクリープ破損評価に広く使用されるモデルであり、妥当性評価は不要と考えられる。

4.1.4 ECCS 強制注入（１次冷却系）

強制注入系特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量又は最小流量を使い分ける。解析では作動圧力及びポンプの圧力－流量特性を入力値として与えるため、妥当性評価は不要である。

一方、ECCS 注入水の１次系内の混合については、LOCA 等により１次系の保有水量が減少すると、気相と液相を別に取り扱うモデルとなっており、気液の混合挙動は気液界面の対流熱伝達及び凝縮熱伝達によりモデル化されている。

炉心損傷防止に係る重要事故シーケンスのうち「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、ECCS の作動を仮定するが、原子炉格納容器圧力上昇の観点で厳しい結果となるよう、ECCS による蒸気凝縮効果がほとんど無いような重要事故シーケンスが選択されており、上記のモデルに係る不確かさは小さい。また、「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心再冠水以降では、対流熱伝達及び凝縮熱伝達はほとんど発生せず、上記のモデルに係る不確かさは小さい。

4.1.5 ECCS 蓄圧タンク注入（１次冷却系）

蓄圧タンク注入流量は、１次系との圧力差及び注入配管の圧力損失に基づき計算され、注入開始後の蓄圧タンク圧力は状態方程式により計算されるため、一般的な状態方程式及び差圧流モデルという意味で不確かさは小さく妥当性確認は不要である。

ただし、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）においては、１次系強制減圧時の１次系圧力の挙動に影響を与える可能性があるた

め、感度解析によりその影響を確認する（4.3.2 及び添付１参照)。

4.1.6 冷却材放出（加圧器)

加圧器逃がし弁の放出量については、加圧器逃がし弁設定圧における放出係数に基づき圧力に応じて流量計算されるため、TMI 事故に対するベンチマーク解析において、事故発生から加圧器逃がし弁元弁閉止までの挙動に着目して妥当性の確認を行う。具体的には、１次系圧力及び加圧器水位の挙動に着目して考察を行う（4.2.1 参照)。

なお、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）では、加圧器逃がし弁開放による１次系強制減圧が、「原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出」の防止の観点で重要であることから、低圧時の加圧器逃がし弁からの放出量に関して考察している（添付１参照)。

4.1.7 １次側・２次側の熱伝達、冷却材放出（臨界流・差圧流)、２次側水位変化・ドライアウト（蒸気発生器)

蒸気発生器の「１次側・２次側の熱伝達」、「冷却材放出（臨界流・差圧流)」及び「２次側水位変化・ドライアウト」は、PWR プラントの蒸気発生器を模擬した MB-2 実験（米国）に対するベンチマーク解析により妥当性確認を行う（4.2.6 参照)。

なお、TMI 事故解析における蒸気発生器２次側の挙動については、事故データに不確かさがあることが国際的にも指摘されていることから参考情報として検討する（4.2.1 参照)。

4.1.8 区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス)、構造材との熱伝達及び内部熱伝導（原子炉格納容器)

「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス)」、「構造材との熱伝達」は、廃炉となった独国の HDR 炉を用いた HDR 実験（国際標準問題 ISP-29）及び米国のハンフォード工学研究所で実施された CSTF 実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。なお、「構造材との熱伝達」に関しては、直接的データが得られていないことから、原子炉格納容器圧力や温度の挙動から考察を行うものとする（4.2.2 及び 4.2.3 参照)。

4.1.9 区画間・区画間の流動（液体）（原子炉格納容器)

「区画間・区画間の流動（液体)」は、原子炉格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動計算には不確かさは小さいため、妥当性確認は不要である。

4.1.10 スプレイ冷却（原子炉格納容器）

スプレイ注入特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量又は最小流量を使い分けており、解析では評価目的に応じた作動圧力及びポンプの圧力－流量特性を入力値として与えるため、妥当性確認は不要であると考えられる。

スプレイによる原子炉格納容器気相部の冷却に関しては、液滴径を入力し、液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより、評価結果ではスプレイされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレイの水滴温度が比較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところであり、伝熱モデルの不確かさによる結果への影響は無いと考えられる。

4.1.11 水素濃度変化（原子炉格納容器）

原子炉容器内での水素の発生量、規制要求に応じて全炉心内ジルコニウムの 75% 反応に相当する水素量を使用する。水素の発生速度はＭＡＡＰコード解析結果に応じた補正を行うため、水素発生速度の妥当性を確認する必要がある。水素発生速度は炉心損傷進展挙動に大きく依存するため、ＭＡＡＰコードの炉心溶融モデルについて、TMI-2 の炉心溶融過程の時間経過ならびに発生した水素量に対する評価の模擬能力から、水素発生期間及び水素発生速度の時間変化について一定の妥当性が確認できる（4.2.1 参照）。

4.1.12 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却（原子炉格納容器）

雰囲気ガス温度に対する格納容器再循環ユニットの除熱特性をＭＡＡＰコードの入力データとして模擬している。格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の除熱データは、国内の凝縮熱伝達実験において確認された評価式を用いて、格納容器再循環ユニットの形状等に基づき算出した除熱特性を使用しているため、妥当性評価は不要である。

一方、格納容器再循環ユニットの冷却特性は、原子炉格納容器内のガス流動モデルにも影響される。そこで、原子炉格納容器内のガス流動挙動に妥当性の検討結果も踏まえ感度解析により確認する（4.3.3 参照）。

4.1.13 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）及びリロケーション、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

ＭＡＡＰコードの炉心溶融モデル及び下部プレナムでの溶融炉心伝熱モデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。

TMI 事故では炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）及びリロケーションを直接表す測定値はないものの、

それらの挙動が間接的に影響する１次系及び２次系挙動や、事故後の調査研究で各時刻の溶融進展状況が推定されており、それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる（4.2.1 参照）。

TMI 事故は原子炉容器破損前に事象収束していること、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であり、不確かさが大きいと考えられることから、感度解析による影響の把握を行う（4.3.4、4.3.5、4.3.7 及び 4.3.8 参照）。

一方、炉心損傷防止に係る重要事故シーケンスに関しては、「ECCS 再循環機能喪失」の重要事故シーケンスに対して、炉心が露出する場合の重要現象として「燃料棒表面熱伝達」が挙げられているが、有効性評価では炉心露出を判断基準とし、炉心が冠水した状態を取り扱い、その場合には、「燃料棒表面熱伝達」が炉心水位や燃料被覆管温度に与える影響は小さい。なお、再循環機能喪失後の崩壊熱による冷却材の蒸散に伴う炉心水位低下の挙動の妥当性については、4.3.1 において確認する。

4.1.14 原子炉容器破損、溶融

原子炉容器破損挙動を溶融炉心挙動と合わせて実験した例は無いため、実験解析により直接的に妥当性評価を行うことは出来ない。以下のように、ＭＡＡＰコードの原子炉容器破損モデルは TMI 事故の知見に基づき開発されており、妥当性評価は不要と考えられる。

TMI 事故では、溶融炉心が下部プレナムへ落下したものの、原子炉容器と溶融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉容器壁を冷却できたと推定されている。ＭＡＡＰコードでは TMI 事故の調査研究や溶融炉心から原子炉容器壁への伝熱挙動を模擬した実験に基づいて、原子炉容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また、原子炉容器破損形態として、原子炉容器のクリープ破損及び計装案内管溶接部の破損が考慮されている。原子炉容器破損モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用される Larson-Miller パラメータ手法に基づくものであり、計装案内管溶接部の破損は単純な熱伝導問題であり、これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、不確かさの整理を行うとともに、感度解析による影響の確認を行う（4.3.8 参照）。

4.1.15 １次系内 FP 挙動、原子炉格納容器内 FP 挙動

炉心からの FP 放出モデルについては、これまでに実験や検討がなされてきており、ＭＡＡＰコードではその知見に基づく FP 放出モデルが採用されている。燃料から１次系へ放出される FP 挙動について PHEBUS-FP 試験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.7 参照）。また、原子炉格納容器内に放出されたエアロゾル挙動について ABCOVE 実験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.8 参照）。

また、有効性評価で採用しているFP放出モデルの不確かさを考慮し、炉心からの放出速度を変更した場合に対する感度解析によって、炉心損傷検知判断の観点から特に原子炉格納容器空間に放出される希ガスの挙動を比較し、感度解析による影響の確認を行う（4.3.11参照）。

4.1.16 原子炉容器内FCI（溶融炉心細粒化、デブリ粒子熱伝達）

溶融炉心の細粒化及びデブリ粒子から水への熱伝達については、溶融物の粘性、や冷却材条件には違いはあるものの、幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見を基にＭＡＡＰコードのモデルは構成されているので、妥当性評価は不要と考えられる。また、原子炉容器内FCIにより生じる圧力スパイクについては、専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

ただし、高圧溶融物噴出を防止する観点から、原子炉容器内FCIによる1次系圧力上昇は原子炉容器破損とあいまって、判断基準への適合性に影響するものと考えられることから、添付1において関連する物理現象も含めた総合的な評価を纏めている。このうち、原子炉容器内FCIに関し、概要を4.3.6に示す。

4.1.17 原子炉容器外FCI（溶融炉心細粒化、デブリ粒子熱伝達）

原子炉容器外FCIに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行っており添付2に纏めており、4.3.9に概要を示す。

4.1.18 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱、溶融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生

溶融炉心伝熱モデルは、溶融プールとその周囲の固化したクラストの間の対流熱伝達、上部クラストと上部の原子炉下部キャビティ水あるいは気相への熱伝達、下部クラスト及び側部クラストとコンクリートとの伝熱モデルから構成される。また、コンクリート分解及び非凝縮性ガスの発生は、分解コンクリートと炉心材の混合物の化学平衡計算によりモデル化されている。

「溶融炉心とコンクリートの伝熱」、「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」については、ACE実験及びSURC実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う（4.2.4及び4.2.5参照）。また、これらの物理現象も含めたMCCIに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行っており添付3に纏めており、4.3.10に概要を示す。

**表 4.1-1　重要現象に対する妥当性確認方法（1/2）**

| 物理領域 | 重要現象 | 妥当性確認方法 | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | TMI 事故 | HDR 実験 | CSTF 実験 | ACE 実験 | SURC 実験 | MB-2 実験 | PHEBUS -FP 実験 | ABCOVE 実験 | 感度解析 | その他＊ |
| 炉心 | 崩壊熱 | － | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.1.1 |
| | 燃料棒内温度変化 | 図 4.2-5<br>図 4.2-6<br>図 4.2-10 | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.4 | － |
| | 燃料棒表面熱伝達 | | － | － | － | － | － | － | － | | － |
| | 燃料被覆管酸化 | | － | － | － | － | － | － | － | | － |
| | 燃料被覆管変形 | | － | － | － | － | － | － | － | | － |
| | 沸騰・ボイド率変化 | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.1 | － |
| | 気液分離（炉心水位）・対向流 | － | － | － | － | － | － | － | － | | － |
| 1 次冷却系 | 気液分離・対向流 | － | － | － | － | － | － | － | － | | － |
| | 構造材との熱伝達 | － | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.1.3 |
| | ECCS 強制注入 | － | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.1.4 |
| | ECCS 蓄圧タンク注入 | － | － | － | － | － | － | － | － | 流動抵抗 4.3.2 | 注入特性 4.1.5 |
| 加圧器 | 冷却材放出 | 図 4.2-1<br>図 4.2-2 | － | － | － | － | － | － | － | － | － |
| 蒸気発生器 | 1 次側・2 次側の熱伝達 | － | － | － | － | － | 図 4.2-30<br>図 4.2-31 | － | － | － | － |
| | 冷却材放出（臨界流・差圧流） | － | － | － | － | － | | － | － | － | － |
| | 2 次側水位変化・ドライアウト | － | － | － | － | － | | － | － | － | － |

＊　4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

**表 4.1-1　重要現象に対する妥当性確認方法（2/2）**

| 物理領域 | 重要現象 | 妥当性確認方法 | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | TMI 事故 | HDR 実験 | CSTF 実験 | ACE 実験 | SURC 実験 | MB－2 実験 | PHEBUS -FP 実験 | ABCOVE 実験 | 感度解析 | その他＊ |
| 原子炉格納容器 | 区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス） | － | 図 4.2-13<br>図 4.2-15 | 図 4.2-20<br>図 4.2-21<br>図 4.2-22 | － | － | － | － | － | － | － |
| | 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 | － | | | － | － | － | － | － | － | － |
| | 区画間の流動（液体） | － | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.1.9 |
| | スプレイ冷却 | － | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.1.10 |
| | 水素濃度変化 | 図 4.2-5 | － | － | － | － | － | － | － | － | － |
| | 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却 | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.3 | － |
| 原子炉容器（炉心損傷後） | リロケーション | 図 4.2-6<br>図 4.2-10 | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.5 | － |
| | 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化） | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.6 | － |
| | 原子炉容器内 FCI（デブリ粒子熱伝達） | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.6 | － |
| | 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 | 図 4.2-7 | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.7 | － |
| | 原子炉容器破損、溶融 | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.8 | － |
| 原子炉格納容器（炉心損傷後） | １次系内 FP 挙動 | － | － | － | － | － | － | 図 4.2-38<br>図 4.2-42<br>図 4.2-43 | － | 4.3.11 | － |
| | 原子炉格納容器内 FP 挙動 | | | | | | | | 図 4.2-49 | | |
| | 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化） | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.9 | － |
| | 原子炉容器外 FCI（デブリ粒子熱伝達） | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.9 | － |
| | 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.10 | － |
| | 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱 | － | － | － | － | － | － | － | － | 4.3.10 | － |
| | 溶融炉心とコンクリートの伝熱 | － | － | － | 図 4.2-25<br>図 4.2-26 | 図 4.2-28 | － | － | － | 4.3.10 | － |
| | コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 | － | － | － | | | － | － | － | － | － |

＊　4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）

4.2.1 TMI 事故解析

(1) 事故の概要

TMI 事故については、事故発生から 300 分後までの事故シナリオを、以下の４つのフェーズに分けて考えることができる。なお、この事故シナリオの分類は、参考文献[12]に基づくものである。

フェーズ１…事故発生（0 分）から１次冷却材ポンプ（RCP）全台停止（約 100 分）まで。蒸気発生器の除熱機能が短期間喪失し、加圧器逃がし弁から１次冷却材が流出する小破断 LOCA の状態である。

フェーズ２…１次冷却材ポンプ全台停止（約 100 分）から１次冷却材ポンプ 2B 起動（約 174 分）まで。１次冷却材ポンプが停止することから１次冷却材流量が喪失し気水分離が生じる。その結果、炉心は露出し燃料棒がヒートアップすることにより炉心損傷が生じる。

フェーズ３…１次冷却材ポンプ 2B 起動（約 174 分）から高圧注入系作動（約 200 分）まで。2B ポンプの短時間の起動により炉心に１次冷却材が流入し、急冷により炉心形状が大きく変化すると同時に大量の水素ガスが発生したと考えられている。

フェーズ４…高圧注入系作動（約 200 分）以降。高圧注入系により炉心の冷却が促進されるものの、約 224 分～226 分に溶融炉心が下部プレナムに落下したと考えられている。

(2) 解析条件

本解析では、TMI の体系を模擬し、事故前のプラント状態を初期値として設定している。炉心のノード分割は、炉心は径方向 4、軸方向 16 の R-Z２次元ノードである。１次系及び蒸気発生器は、貫流型蒸気発生器の冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。原子炉格納容器は、上部区画、下部区画、アニュラ区画及び原子炉下部キャビティ区画の４ノードとしている。

境界条件としては、蒸気発生器水位と高圧注入系からの注入流量を時間関数として与え、加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁の開閉操作並びに１次冷却材ポンプの運転の時刻をそれぞれ入力値として与えている。

(3) 解析結果

代表的なパラメータに関してベンチマーク解析結果について述べる。

１次系圧力について事故データと解析結果の比較を図 4.2-1 に示す。炉心露出（～112 分後）から１次冷却材ポンプ 2B を起動する 174 分後までは、１次冷却材

ポンプの全台停止（100 分後）による圧力の緩やかな低下、加圧器逃がし弁元弁の閉止（139 分後）による圧力の上昇、1 次冷却材ポンプ 2B の一時的な運転（174 分～193 分）による圧力の急上昇等の主要挙動が事故データとよく一致している。1 次冷却材ポンプ 2B の手動起動から高圧注入系の再起動（200 分～217 分）までは解析結果の方が高い値で推移するが、これは炉心損傷を保守的に評価するために水素発生量が多いことから、非凝縮性ガスによる凝縮抑制を過大に評価しているためである。その後の加圧器逃がし弁元弁の開閉操作による圧力挙動及び溶融炉心の下部プレナムへの移行（226 分後）による圧力の一時的な上昇等は、全体的に事故データの応答の特徴をよく模擬している。

加圧器水位の挙動に関しては、図 4.2-2 に示すように、事故データ及び解析結果における 1 次冷却材ポンプ 2B が起動する 174 分以降の水位上昇は、ポンプの一時的な運転（174 分～193 分）による 1 次系圧力の急上昇が原因である。高圧注入系が作動する 200 分後の水位低下が解析結果の方が事故データよりも穏やかであるのは、解析結果の 1 次系圧力が高い値で推移したためである。

蒸気発生器圧力（Aループ及びBループ）の挙動については、図 4.2-3 及び図 4.2-4 に示すように、事故データとよく一致している。ここで、解析ではAループの蒸気発生器圧力が約 174 分後以降に上昇しているのは、境界条件で指定した蒸気発生器の水位及び主蒸気逃がし弁の開放割合に不確実性があるためと考えられる。同様に、解析ではBループの蒸気発生器圧力が 100 分後までの減圧が小さく、174 分後に 1 次冷却材ポンプ 2B を起動した際の瞬間的な圧力上昇が模擬できていないが、全体的な挙動は模擬できている。

水素発生量に関しては、図 4.2-5 に示すように、解析では 1 次冷却材ポンプ 2B 起動の直前に 700 Lb.（約 318 kg）、最終的には 1,125 Lb.（約 510 kg）生成される結果となった。TMI 事故では水素が 1,100～1,200 Lb.（約 499～544 kg）生成されたと考えられているが、事故データは水素が生成されている間の 150 分時点一点のみであり、その時は多量の水素が蒸気発生器 A に蓄積されていたと考えられている。事故後 10 時間経って原子炉格納容器内で水素燃焼が生じたことからも、解析結果は妥当である。

原子炉容器内の炉心状態の解析結果（約 220 分後）を図 4.2-6 に示す。約 220 分後には、炉心の外周部は 8 番目の高さ位置に固体クラストが形成され、この 6 分後（事故初期から 226 分後）に固体クラストが破損し、溶融炉心が下部プレナムへ流出する。

解析では下部プレナムへ流出した溶融炉心は 56,000 Lb.（約 25,401 kg）である。これは、TMI 事故で観察された量 42,000 Lb.（約 19,051 kg）と比較すると、やや多めの評価となっているが同等であり、ＭＡＡＰコードでの下部プレナムへの溶融炉心の落下挙動は妥当である。

溶融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した溶融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に 1,200℃（2,200°F）まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形することで溶融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果、ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の解析結果を図 4.2-7 に示す。1,200℃まで上昇した後、急冷するこの温度挙動は、TMI-2 Vessel Investigation Project[13]の観察結果と一致している。

原子炉格納容器については、原子炉下部キャビティ、下部区画、外周部及び上部区画の４区画に分割した解析モデルとしており、図 4.2-8 に示すように、原子炉格納容器（下部区画）の雰囲気温度の解析結果は、加圧器逃がし弁元弁の開閉に伴う温度変化を良く模擬できている。

原子炉格納容器圧力に関しては、図 4.2-9 に示すように、解析では原子炉格納容器内のヒートシンクを簡略化していることから圧力変化はデータの方が緩慢であるが、全体的な挙動は良く一致しており、ファンクーラ等の原子炉格納容器の除熱機能が適切に模擬できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析の結果からＭＡＡＰコードの不確かさについて考察した。

ａ）加圧器からの冷却材放出

１次系圧力及び加圧器水位より、加圧器からの冷却材放出について考察する。

１次系圧力について事故発生から、加圧器逃がし弁元弁の閉止（139 分後）までの挙動に着目する。初期は炉出力の低下に伴う１次冷却材の収縮及び加圧器逃がし弁開固着により圧力が低下し、その後、強制循環による炉心の冷却に伴う入熱と加圧器逃がし弁から冷却材放出がバランスして圧力はほぼ一定に維持され、A-１次冷却材ポンプの停止（100 分）以降は、１次系内の気液分離により炉心水位が下がるにつれて、冷却材の蒸散が少なくなり、１次系圧力は徐々に低下傾向となり、加圧器逃がし弁元弁の閉止により１次系圧力が上昇に転じるまでの一連の挙動を模擬できている。

加圧器水位については、１次系の加熱による水位の上昇、加圧器逃がし弁開による一時的な水位低下、１次系の減圧沸騰に伴う水位上昇、１次冷却材ポンプ停止による気液分離に伴う水位低下の一連の挙動について模擬できている。

以上のとおり、１次系圧力及び加圧器水位の挙動は、事故データを模擬しており、加圧器からの「冷却材放出」を伴った場合の１次系保有水量が適切に評価されていることを示している。

b）水素濃度変化、燃料被覆管酸化

TMI 事故の分析では、約 139 分に水素の発生が開始され、ジルコニウム－水反応による水素発生率が約 175 分の時点で最大となった。約 203 分で炉心が冠水した以降は再露出することは無いが、クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上昇しており、約 224 分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素が発生したと分析されている。全水素発生量は約 499～544kg の範囲であったと分析されている。

一方、ＭＡＡＰコードの解析では、水素発生期間が約 145～230 分で、全水素発生量が 510kg であった。水素の発生率が高いのは図 4.2-5 より 155～185 分の期間であり、また、水素の発生が停止したのは約 230 分の時点であり、水素発生期間及び水素発生量共に TMI 事故結果と概ね一致している。

よって、炉心ヒートアップ速度、ヒートアップした炉心に関連するモデルは妥当と考えられる。

| 水素挙動の比較項目 | TMI 事故の分析 | ＭＡＡＰコード解析 |
|---|---|---|
| 水素発生開始時刻 | 139 分 | 145 分 |
| 水素発生期間 | 139～224※分 | 145～230 分 |
| 全水素発生量 | 1,100～1,200 lb.<br>約 499～544kg | 1,125 lb.<br>510 kg |

※ 推定時間。224 分まで溶融固化領域は温度上昇をしているため。

c）燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形、リロケーション、下部プレナムの溶融炉心の熱伝達

TMI 事故では、炉心溶融後早期に注水が回復したため、原子炉容器の破損には至らなかった。そこで、炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での溶融進展、下部プレナムへの落下、及び、原子炉容器の加熱状況を確認した。

ＭＡＡＰコード解析結果として、図 4.2-6 に 220 分時点の炉心状態を示す。TMI 事故の分析により推定された約 220 分時点の炉心状態図（図 4.2-10）と比較すると、中央の溶融プール位置は解析の方がやや高い位置となっているものの、上部の空隙領域、その下の上部崩壊領域、中央の溶融プール（二相及び単相の溶融プール）、ならびに、下部の非溶融領域の各状態は、TMI 事故の推定結果をよく模擬している。よって、炉心溶融及びリロケーションに関するＭＡＡＰコードの解析モデルは、一定の妥当性を有すると考えられる。

溶融炉心から原子炉容器壁への熱伝達に関しては、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の解析結果（図 4.2-7）から妥当性を考察する。TMI 事故の分析による

と、炉心出口温度の急上昇による警報発信、及び、中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から、約 224 分時点で溶融炉心が下部プレナムに落下を開始し、その後、ECCS による注入水等により約 20 分以内に冷却されたと分析されている。

ＭＡＡＰコードの解析結果では、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温は、約 224 分時点で急上昇し、約 240 分時点で低下傾向となっており、TMI 事故の分析結果と一致する結果を得ている。また、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の最高温度は、ステンレス鋼の融点（約 1,350℃）よりわずかに低い約 1,200℃（2,200°F）であり、圧力容器に損傷がなかったという結果と一致する。

このように、「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）」、「リロケーション」及び「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」に関しては、TMI 事故の分析結果と比較して妥当であり、ＭＡＡＰコードの解析モデルは炉心損傷過程を適切に評価できる。

**表 4.2-1　TMI２号機と国内 PWR の比較**

| 項目 | 単位 | TMI-2 | 国内 PWR |
|---|---|---|---|
| 一般 | | | |
| 熱出力 | MWt | 2,772 | 2,652 |
| ループ数 | － | 2 | 3 |
| ループ全流量 | kg/h | $62.5\times10^6$ | $45.7\times10^6$ |
| 炉心 | | | |
| 燃料集合体数 | － | 177 | 157 |
| 集合体当たりの燃料棒数 | － | 208 | 264 |
| 燃料棒配列 | － | 15×15 | 17×17 |
| 燃料有効発熱長 | m | 3.66 | 3.66 |
| 蒸気発生器 | | | |
| タイプ | － | 貫流型 | U字型 |
| 基数 | － | 2 | 3 |
| １次冷却材ポンプ | | | |
| 台数 | － | 4 | 3 |

※　代表３ループプラントの場合

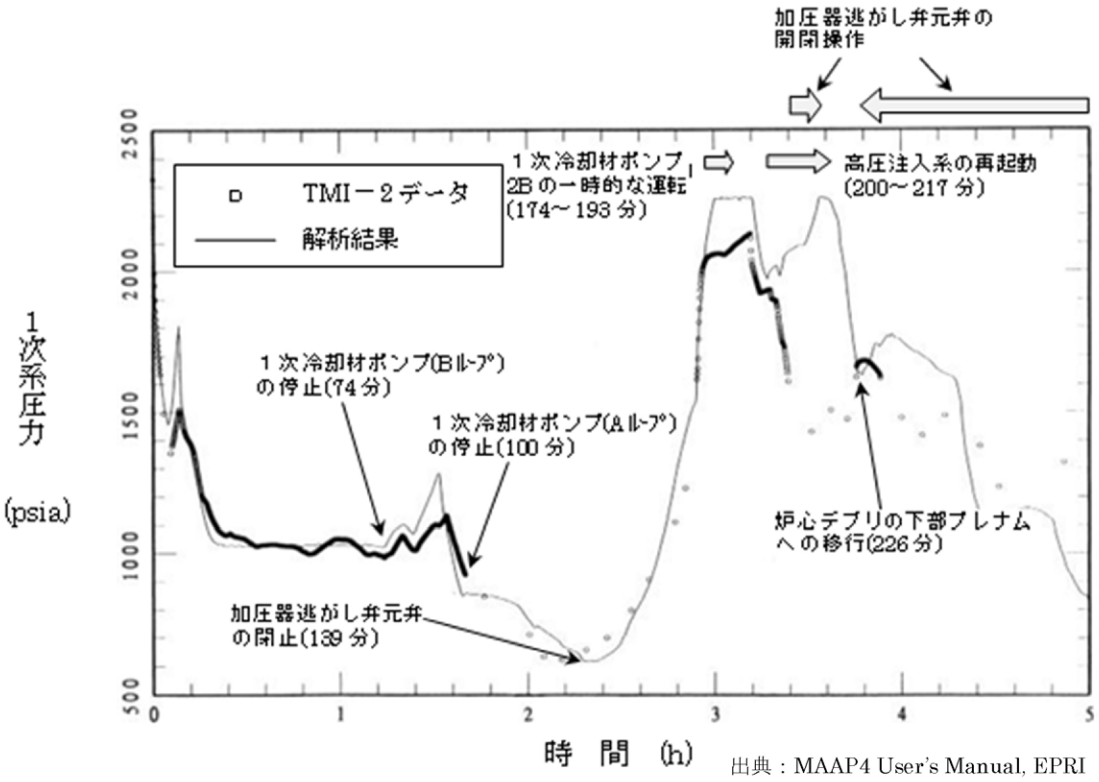



図 4.2-1　TMI 事故のベンチマーク解析結果：１次系圧力

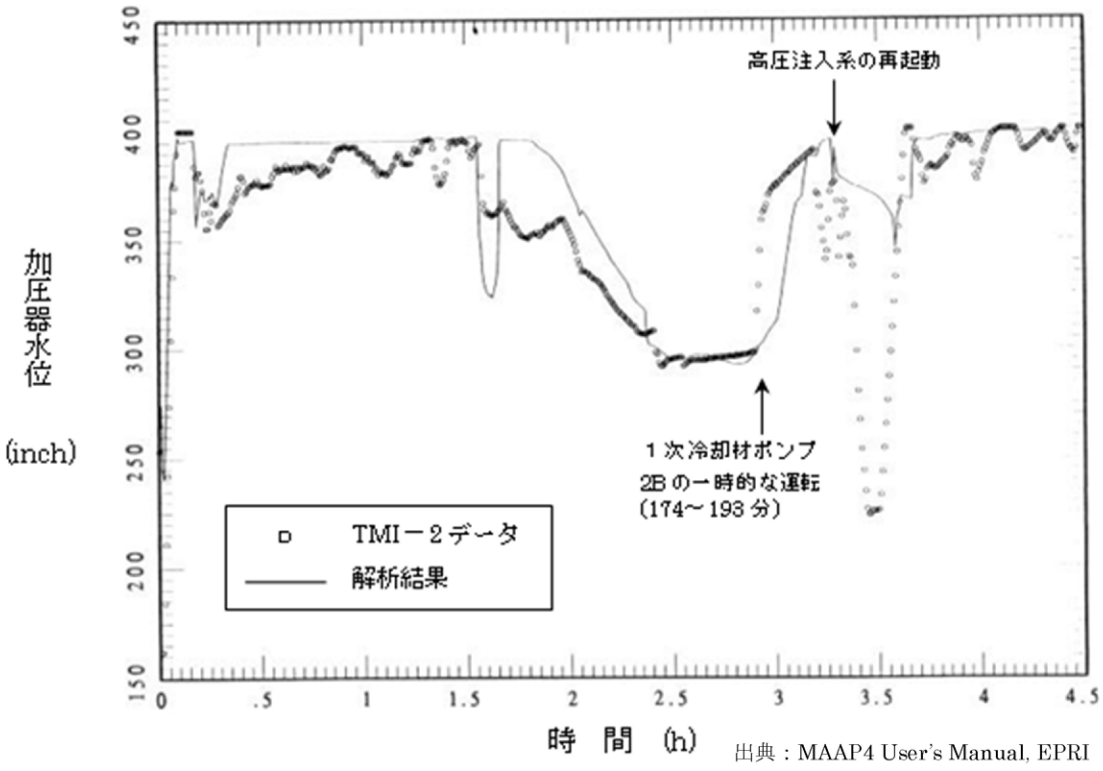
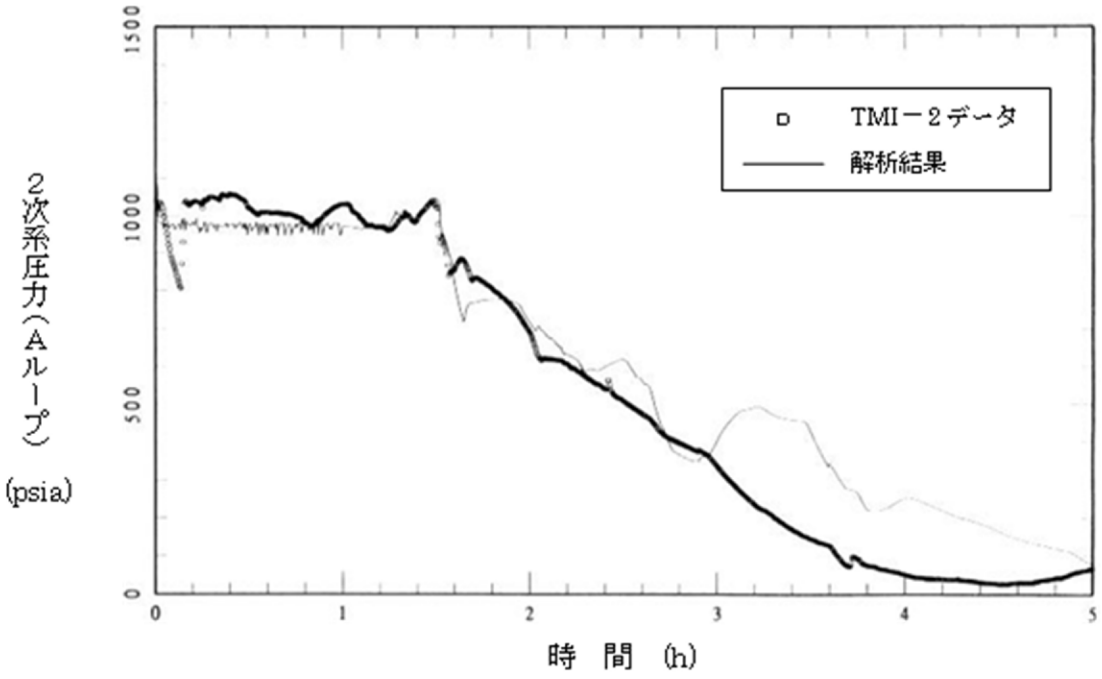
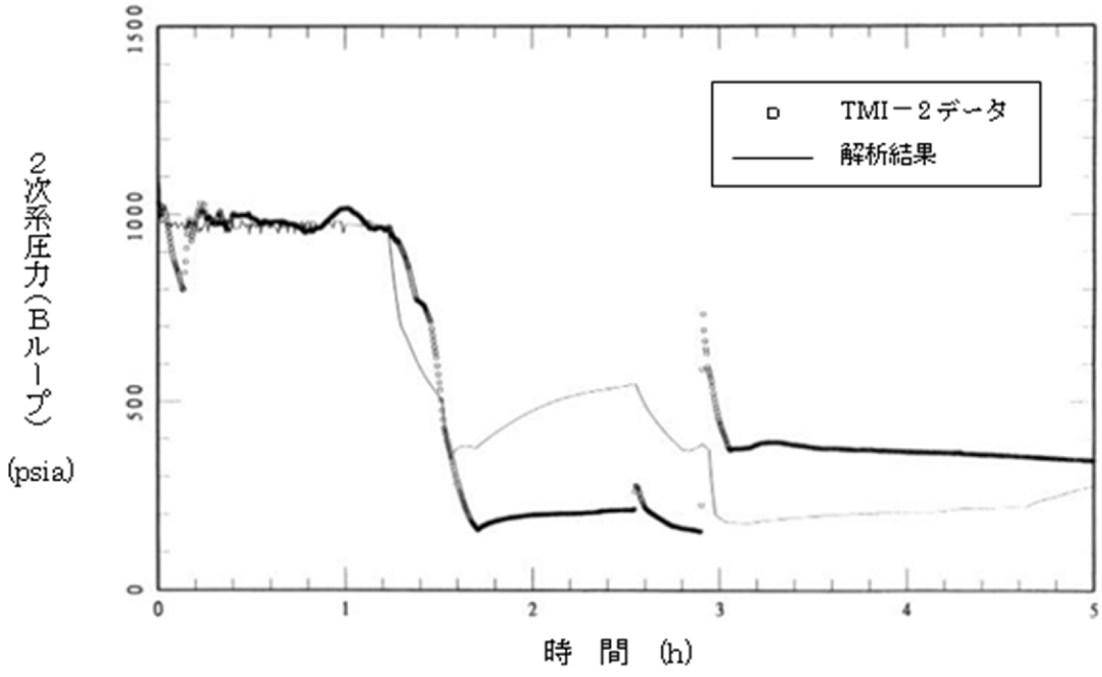



図 4.2-2　TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



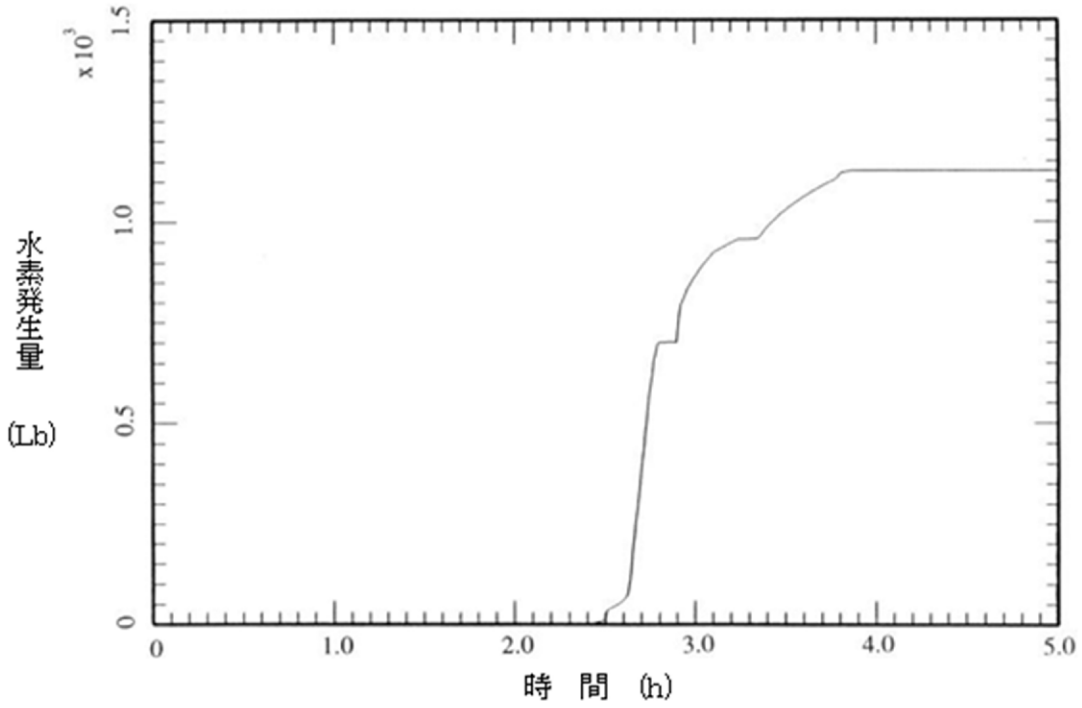

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-3　TMI 事故のベンチマーク解析結果：蒸気発生器圧力（Aループ）



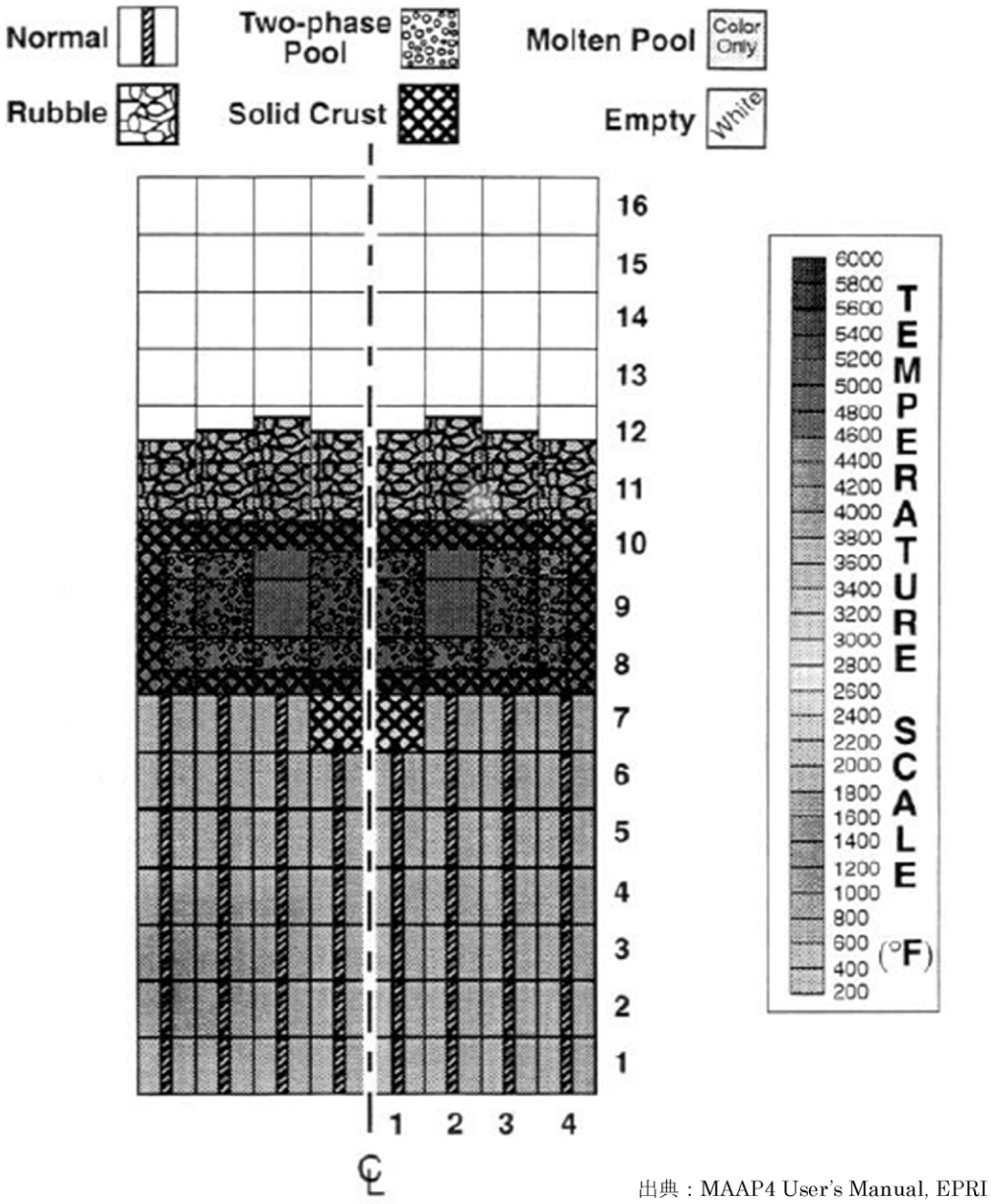

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-4　TMI 事故のベンチマーク解析結果：蒸気発生器圧力（Bループ）



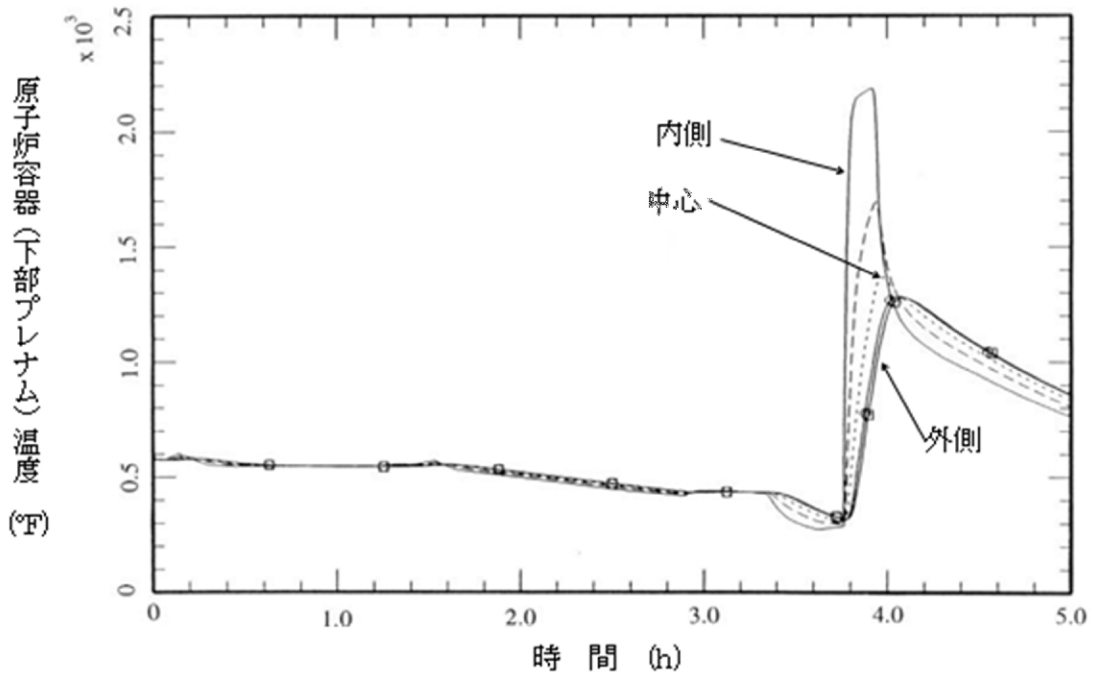

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-5　TMI 事故のベンチマーク解析結果：水素発生量**



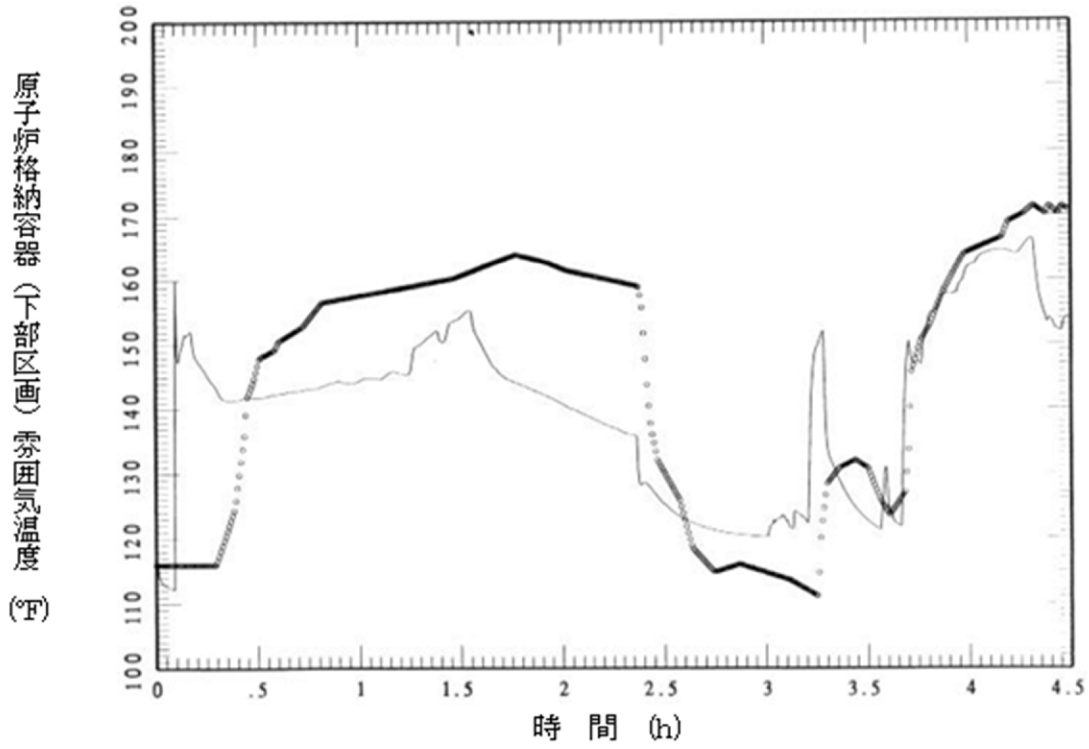

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-6　TMI 事故のベンチマーク解析結果：炉心状態（約 220 分後）**



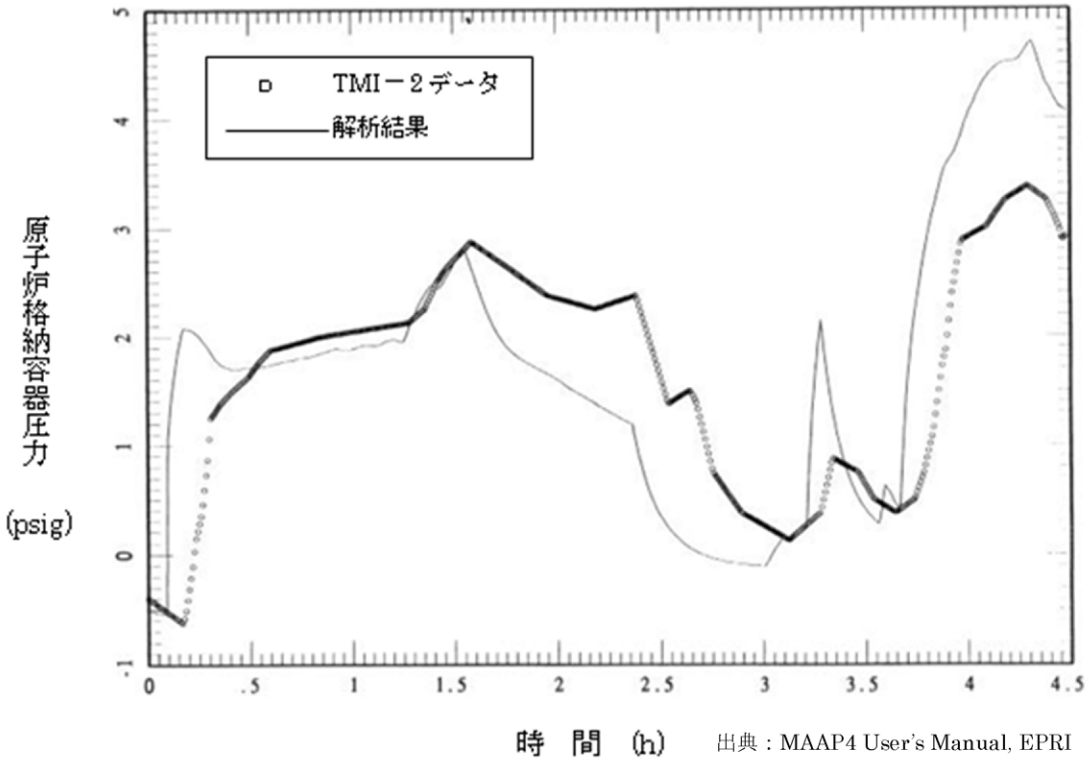

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-7　TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉容器下部ヘッド壁温**




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-8　TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器下部区画雰囲気温度**




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-9　TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力**

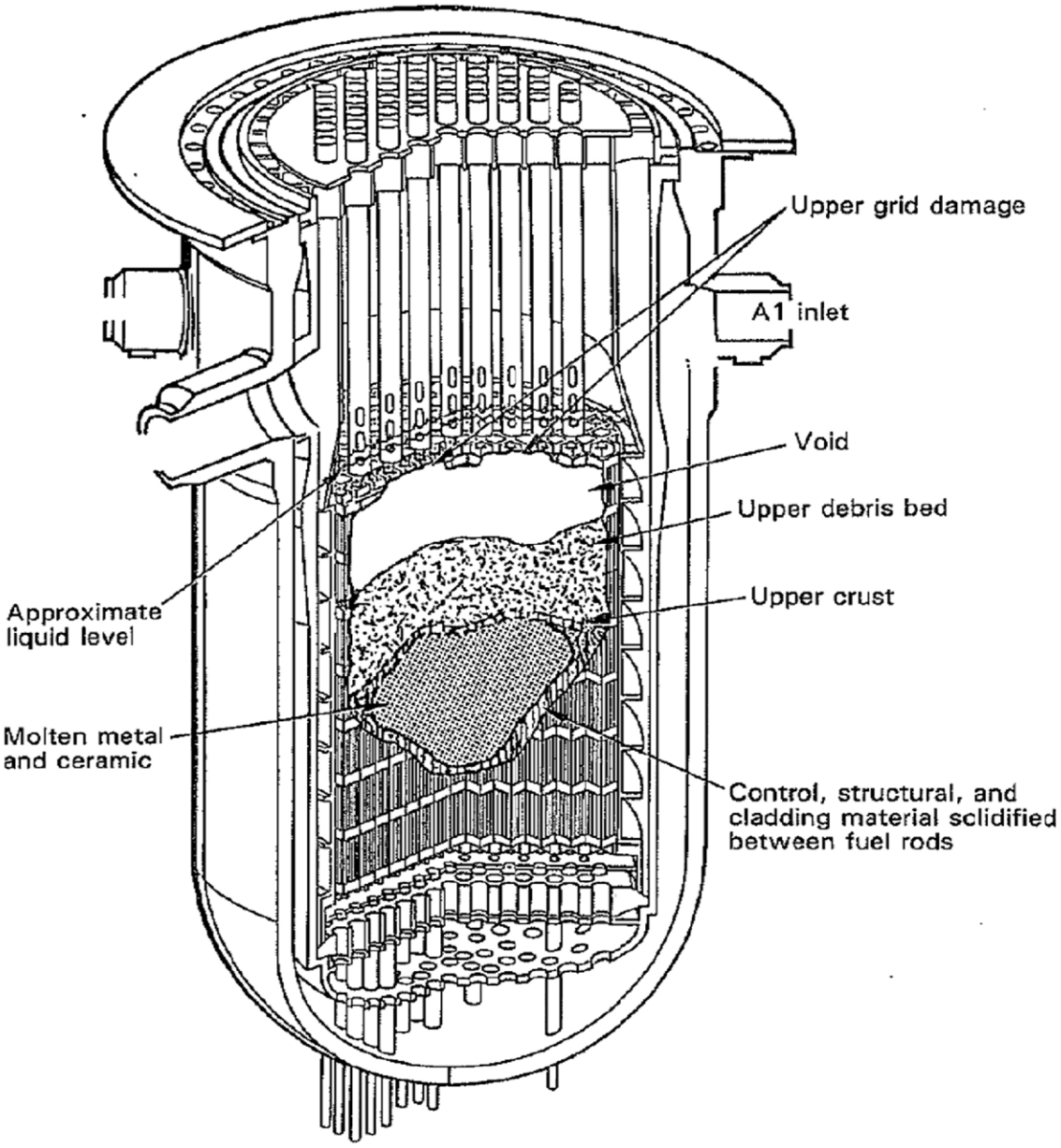



図 4.2-10　炉心溶融状況の比較（炉心溶融 220 分後、TMI 事故）[14]

4.2.2 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験[15] [16]は、廃炉となったドイツの HDR（Heiss Dampf Reaktor）で行われた実験であり、様々なタイプの LOCA に関する実機規模の実験が行われている。HDR の原子炉格納容器の概要を図 4.2-11 に示す。原子炉格納容器は、高さ 60m、直径 20m であり、半球状のドームを持ち、全自由体積 11,400 $m^3$ のうち 5,000 $m^3$ を占める。原子炉格納容器内は、約 70 区画が流路で連結されている。支配的な流路は、対称位置にある下部からドーム部へ立ち上がっている対の階段室と設備シャフト室である。また、原子炉格納容器圧力バウンダリは厚さ 17mm のスチールシェルであり、シェルとコンクリート外壁のギャップは 0.6m である。

HDR 実験のうち E11.2 実験は、水蒸気の注入により小破断 LOCA を模擬し、水素とヘリウムを注入することで燃料被覆管酸化により炉心が十分に過熱された状況（即ち、水素の大量発生）を想定したものである。E11.2 実験は、シビアアクシデントのシナリオを特徴付けるシーケンスに則っており、OECD/NEA の国際標準問題（ISP-29）に選定されている。

(2) 解析条件

本実験を模擬したＭＡＡＰコードの解析モデルでは、図 4.2-12 に示すように、HDR の原子炉格納容器の区画、流路、ヒートシンク等をモデル化している。また、E11.2 実験の後半で外部冷却されるスチールドームや原子炉格納容器下部のスチールシェル内側のコンクリートライナーも模擬している。

E11.2 実験の操作イベントは、表 4.2-2 に示すとおりであり、これらを境界条件として与えている。

(3) 解析結果

原子炉格納容器圧力の解析とデータとの比較を図 4.2-13 に示す。最初の予熱期間（0 秒から 41,400 秒）の圧力上昇は解析結果の方が高く、ピーク圧力も解析結果の方が高くなっている。その後のガス注入期間（41,400 秒から 46,200 秒）では、圧力低下幅は解析結果の方が大きくなっている。２回目の蒸気注入期間（46,200 秒から 57,600 秒）では、ＭＡＡＰコードは圧力低減度合いをよく模擬している。外部スプレイ冷却期間（58,500 秒から 71,400 秒）では、圧力低下幅は解析結果の方がやや大きくなっている。

上部ドーム部と下部区画の雰囲気温度の変化を図 4.2-14 に示す。(a) 上部区画については、最初の予熱期間（0 秒から 41,400 秒）の温度上昇は解析結果の方が高く、ピーク温度も解析結果の方が高くなっている。その後の低下挙動については、解析結果の低下幅は実験結果と同等である。(b) 下部区画については、同様

に最初の予熱期間の温度上昇幅が実験よりも大きめになっているが、総じて実験結果をよく再現している。

このHDR原子炉格納容器は図 4.2-11に示されるように縦長の形状である。また水蒸気及び水素ヘリウム混合ガスの注入点は同図上の高いエレベーションにある1805室（ノード23）である。これらの条件においては、PWRの原子炉格納容器に比べ、原子炉格納容器内全体のガス混合はあるものの、相対的に水蒸気及び混合ガスは密度が低いためにドーム部に成層化されやすい傾向にある。解析結果のドーム部の温度が相対的に下部区画の温度より高めに評価しているのは、温度の高いガスをドーム部近傍で高位置に注入することにより、ＭＡＡＰコードで温度の成層化を大きめに評価しているためであると考えられる。この温度成層化にともない原子炉格納容器内のガス流動（主にエネルギの移動）が抑制され、水蒸気凝縮も抑制される方向に働き、圧力の解析結果も実験値より高くなったものと考えられる。図 4.2-16にＭＡＡＰコードで計算された注入水蒸気エネルギの分配割合の時間変化を示す。水蒸気注入中は、分配割合はほぼ一定の関係で推移し、蒸気の注入を停止させた状態や外部冷却を行っている場合は、蒸気の凝縮が進み、気相のエネルギ割合が低下する傾向となっている。最初の予熱終了時点（41,400秒）での割合を表 4.2-4に示す。注入水蒸気の7%がガスの加圧に寄与し、残りは凝縮熱としてヒートシンクや原子炉格納容器壁等に吸収され、その内50%がコンクリート壁に吸収され割合が高い。また、感度解析でコンクリートの熱伝導率を2倍にした結果が実験結果と良く一致している（図 4.2-13）。これらのことは成層化に伴うガス流動の抑制によりコンクリートへの伝熱が低下したこと及び圧力が高めに解析されたことを裏付けている。なお、このHDRの縦長格納容器と高い放出点はPWRと類似性は低く、これらの傾向がPWRでも同じように現れるとは考えにくい。

上部ドーム部と下部区画の水素ヘリウム混合ガス濃度の変化を図 4.2-15に示す。0秒から約45,000秒の間、下部区画に水蒸気が注入されており、原子炉格納容器内は水蒸気雰囲気である。約44,000秒から約46,300秒の間、下部区画に水素ヘリウム混合ガスが注入され、下部区画の混合ガス濃度は上昇するが、軽いガスは上部ドーム部に移動するため、混合ガスの注入が終了すると、下部区画の混合ガス濃度は低下に転じる。一方、上部ドーム部の混合ガス濃度は、混合ガスの注入終了後も上昇を続け、57,600秒に外部スプレイが作動すると、上部ドーム部の水蒸気が急速に凝縮するため上部ドーム部へのガス流入が増加し、混合ガス濃度は上昇する。外部スプレイによる冷却の継続によりガス温度が低下すると上部ドーム部のガス密度が相対的に高くなり、原子炉格納容器内の自然対流とそれに伴うガス混合が促進される。そうして約65,000秒以降は、上部ドームの混合ガス濃度は低下し、下部区画の混合ガス濃度は上昇する。ＭＡＡＰコードによる解析

結果（破線）は、初期のガス成層とガスの入れ替わりの一連の挙動をよく模擬できており、実験結果と同等の応答が得られている。

以上のとおり、ＭＡＡＰコードの原子炉格納容器内の伝熱、流動（水素ガス挙動を含む）に関する現象モデルは、HDR 特有の縦長の形状と放出点が高い条件によると考えられるが、ガス成層化を大きめに評価し圧力を若干高めに評価しているものの、各部の温度及び混合ガス濃度の挙動を比較的適切に模擬できており、ＭＡＡＰコードは、原子炉格納容器内の気相混合挙動を妥当に評価できる能力を持つと判断できる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価に関わる重要現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられるＭＡＡＰコードの不確かさについて考察した。

HDR 実験（E11.2 実験）では、原子炉格納容器内に水蒸気及び非凝縮ガスを注入し、外部スプレイを実施している。このため原子炉格納容器内の圧力挙動、ガスの移流挙動、外部スプレイによるヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動、及び非凝縮性ガスの移流及び水蒸気凝縮に伴う濃度変化など多様な挙動の総合的な効果が現れる実験である。

この実験ではドーム部直下の区画から水蒸気及び水素ヘリウム混合ガスを注入し、温度がガス組成の不均一から生じる自然対流や注入による強制流により、原子炉格納容器全体にガスのエネルギ及び質量が分散される挙動となっている。解析結果のエネルギバランスは水蒸気による流入エネルギの 93%がガス以外の構造物等や構造物を通じて原子炉格納容器外へ放出されることを示している。この結果はガスの密度及び熱容量の小ささからも理解できる。たとえば HDR 原子炉格納容器内の初期ガスの質量を考えると、11,400$m^3$ は気体の密度を 1kg/$m^3$ とすれば、11t であり金属ヒートシンクでは 1$m^3$ 強に相当する非常に小さい質量である。このためガス質量の持つ熱容量はヒートシンクの熱容量と比べ遙かに小さい。したがって、水蒸気、水素ヘリウム混合ガスの熱容量はヒートシンクと比べ非常に小さく、エネルギを蓄積するより、原子炉格納容器全体にエネルギを運ぶ働きが主であり、圧力はガスが受け取る熱とヒートシンク等へ熱移動のバランスの結果維持されると考えられる。この HDR の実験は注入ガスの質量及びエネルギの自然対流及び強制流による原子炉格納容器全体への広がりとヒートシンクの吸熱が重要現象として挙げられこれらに着目して検討を行う。

「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」としては、図 4.2-15 に示した上部ドーム部と下部区画の水素ヘリウム混合ガス濃度の変化において、注入過程や外部スプレイによる水蒸気凝縮に起因したドーム部の混合ガス濃度の上昇挙動及び、ドーム部の温度低下及び凝縮によるガス体積の減少に伴った自然対流による混合

挙動など、実験データとよく一致している結果が得られている。これらのことから原子炉格納容器内の非凝縮性ガスの移流挙動や水蒸気凝縮に伴う濃度上昇挙動ならびに自然対流による混合挙動が比較的良く模擬できると推測される。

ドーム部の温度の解析結果は相対的に下部区画の温度より高めに評価し、圧力の解析結果も実験値より若干高く評価されている。これは解析において、高温で低密度の注入水蒸気が上部ドームに成層化したため、原子炉格納容器中部及び下方での水蒸気凝縮による除熱の効果が下がり、圧力が高めに評価されたと推測される。解析では、上記の傾向について、除熱低下の原因としてコンクリートの熱伝導率を高くした感度解析で圧力が下がることを確認している。温度が成層化する解析結果はHDRの縦長格納容器及び高い注入点に起因して、この傾向が強く現れたと考えられ、PWRの原子炉格納容器形状及び低い１次系位置の場合では、水蒸気が低い位置から放出されることによって、広範囲のヒートシンクによる除熱量が大きくなるので、不確かさはHDR実験解析よりも小さくなると考えられる。

以上の結果より、ＭＡＡＰコードでは、「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」については適正に評価する。「構造材の熱伝達」については、やや過小評価し、それに起因して原子炉格納容器内温度については十数℃程度高めに、原子炉格納容器圧力を１割程度高めに評価する傾向が確認された。これらは、HDRの縦長格納容器形状及び高い注入点の条件により温度成層化を高めに評価した結果生じた可能性があり、PWRの原子炉格納容器及び低位置の１次系では、上記の傾向は緩和され、より適切に模擬する方向になると考えられる。

**表 4.2-2　HDR 実験（ケース E11.2）の操作イベント**

| | |
|---|---|
| 0.0 分 | 小破断 LOCA の発生とほぼ同時（1～2 分の遅れ）に、第 1805 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s]の一定流量，仕様では 3.3 [kg/s]） |
| 693.82分 | LOCA の終了と水蒸気の注入流量を 1.20 [kg/s]まで削減 |
| 739.4 分 | 混合ガスの注入開始（第 1805 室） |
| 749.98分 | 水蒸気の注入終了 |
| 772.3 分 | 混合ガスの注入終了 |
| 772.93分 | 第 1405 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s]） |
| 958.77分 | 水蒸気の注入終了 |
| 975.0 分 | 外部スプレイ期間の開始（流量 21[t/h]＝5.83[kg/s]） |
| 1,095.0 分 | スプレイ流量を 26.5[t/h]＝7.36[kg/s]まで増加 |
| 1,155.0 分 | スプレイ流量を 33[t/h]＝9.17[kg/s]まで増加 |
| 1,185.0 分 | スプレイ流量を 38.5[t/h]＝10.69[kg/s]まで増加 |
| 1,203.0 分 | スプレイ期間の終了と自然冷却期間の開始 |
| 1,300.0 分 | 試験の終了 |
| 1,445.0 分 | 自然冷却期間の終了 |

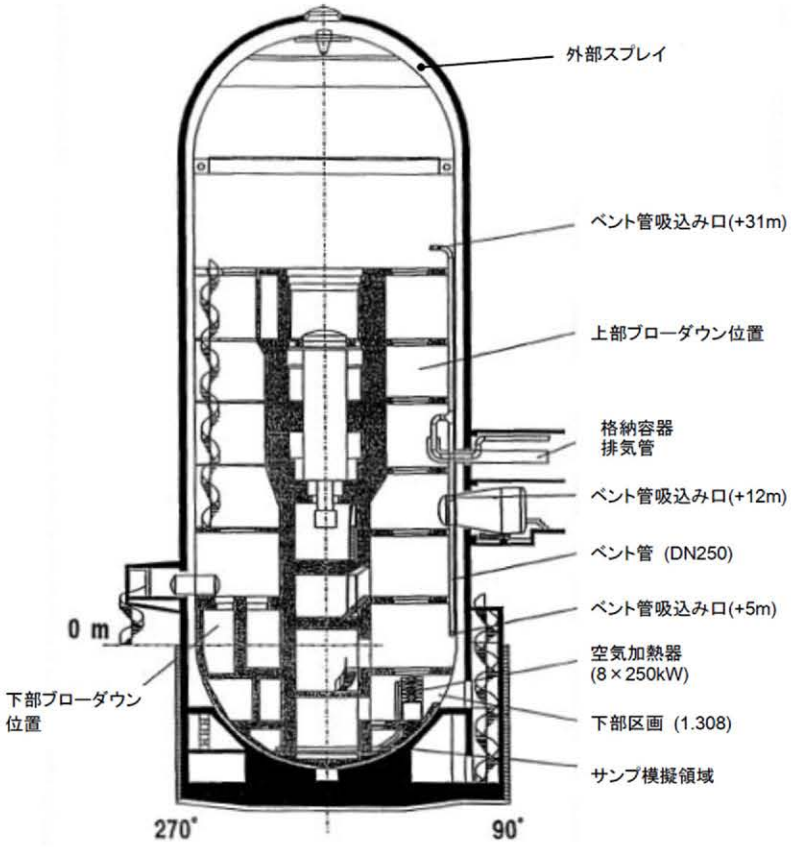
**表 4.2-3　実験施設と国内 PWR の比較**

| 項目 | 国内 PWR プラント | | | 実験施設 | |
|---|---|---|---|---|---|
| | 2 ループ | 3 ループ | 4 ループ | HDR | CSTF |
| プラント熱出力（MWt） | 1,650 | 2,652 | 3,411 | － | － |
| 原子炉格納容器内<br>自由体積（$m^3$） | 42,400 | 67,900 | 73,700 | 11,400 | 850 |

表 4.2-4　ＭＡＡＰコードで計算されたエネルギバランス

（注入された水蒸気エネルギの分配）

| | |
|---|---|
| Concrete walls | 50% |
| Metal equipment | 6.0% |
| Instrumental cooling coil | 15.0% |
| Leak through the shell | 12.9% |
| Condensate | 8.3% |
| Gas | 7.3% |
| Total | 100.% |




出典：HDR 実験 NEA/CSNI レポート

図 4.2-11　HDR 実験設備

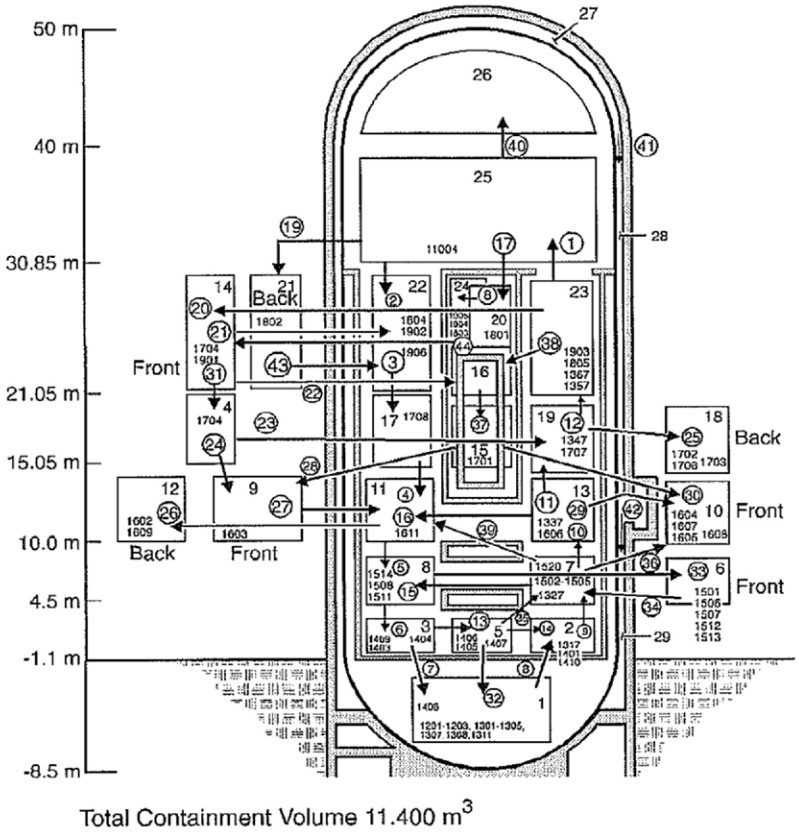



図 4.2-12　ノード分割図[16]

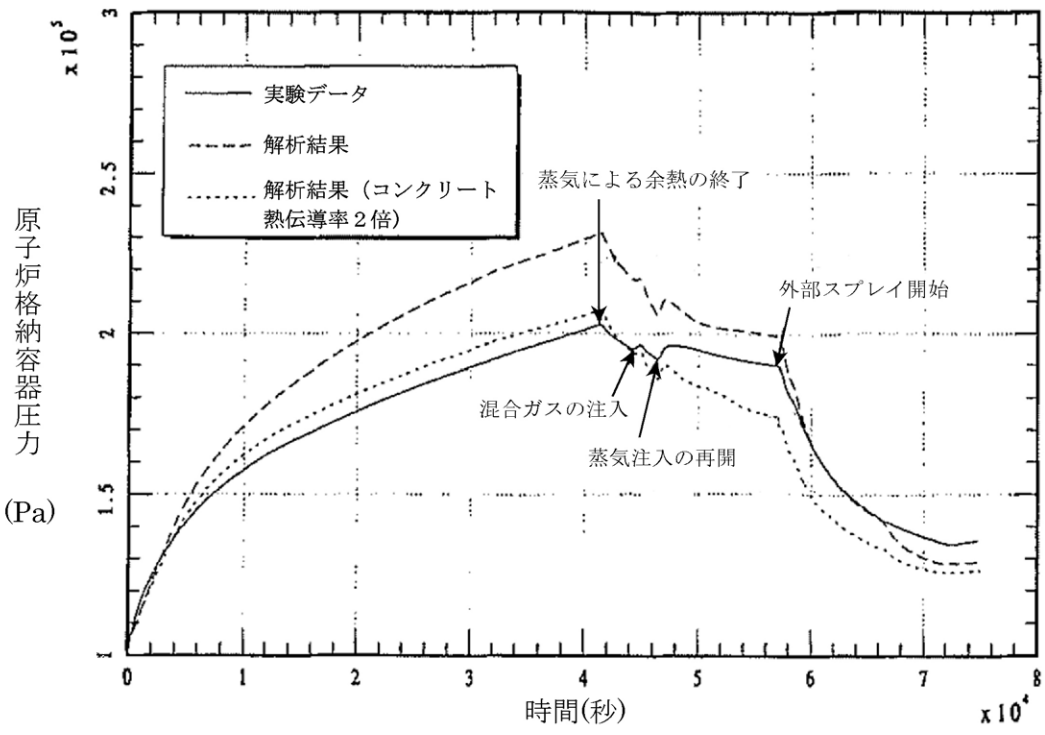
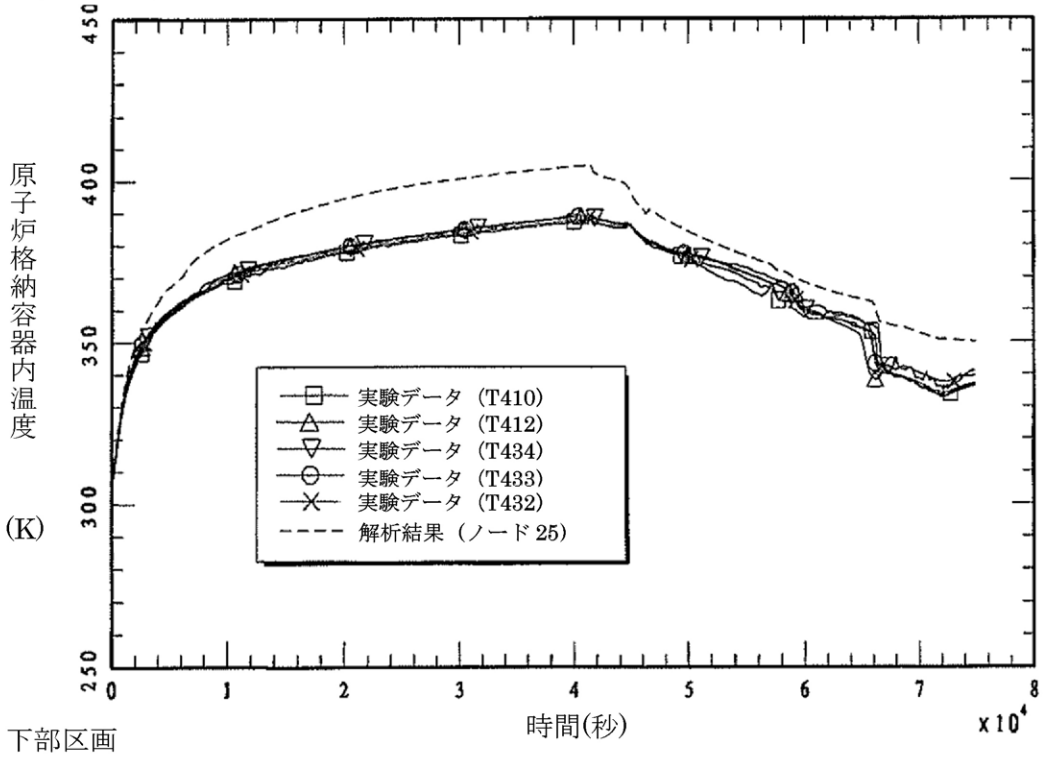



図 4.2-13　HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力[16]

(a)上部ドーム部




(b) 下部区画

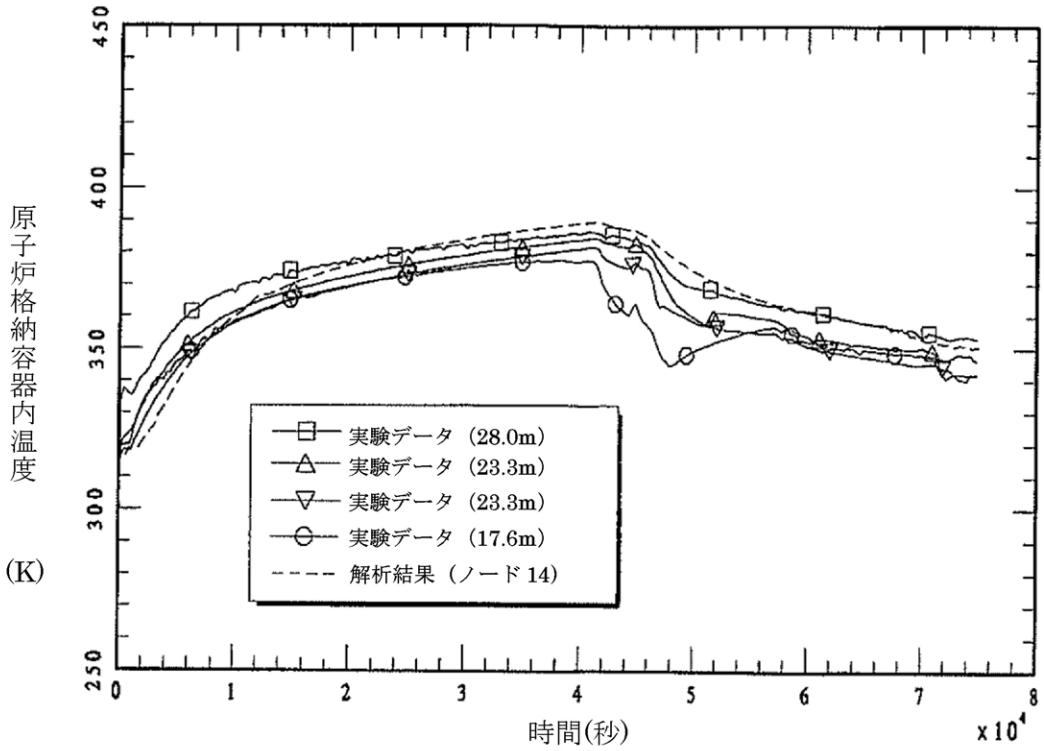
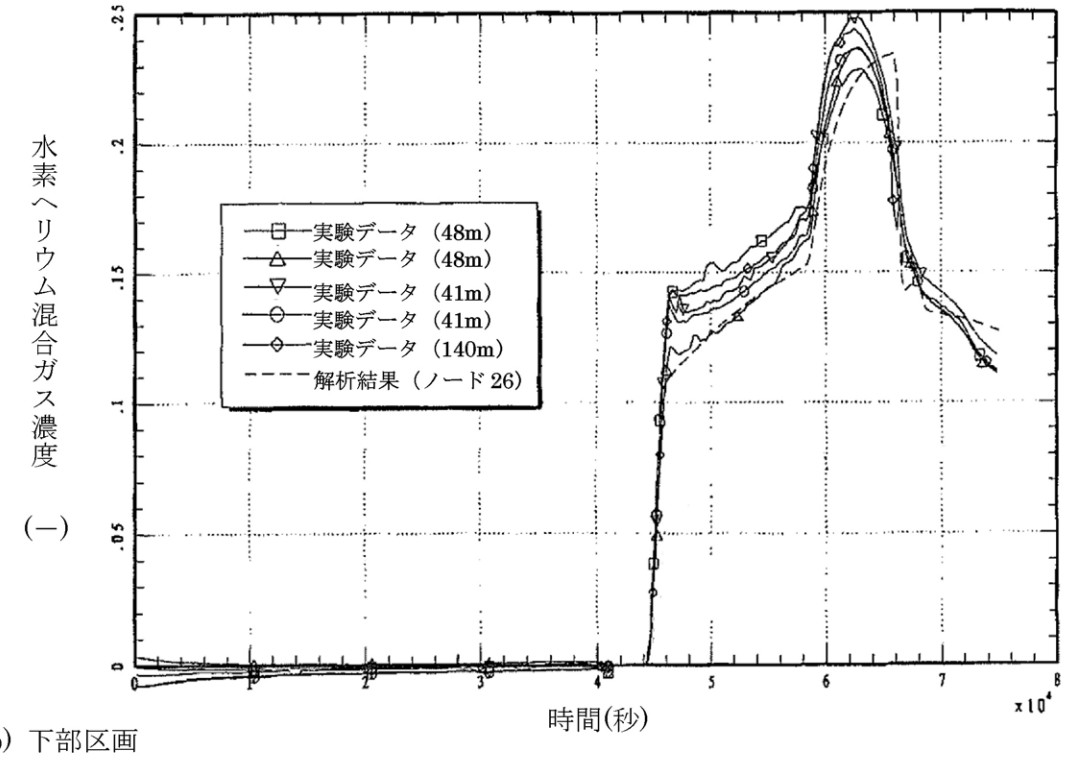



**図 4.2-14　HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器内温度[16]**

(a)上部ドーム部




(b) 下部区画

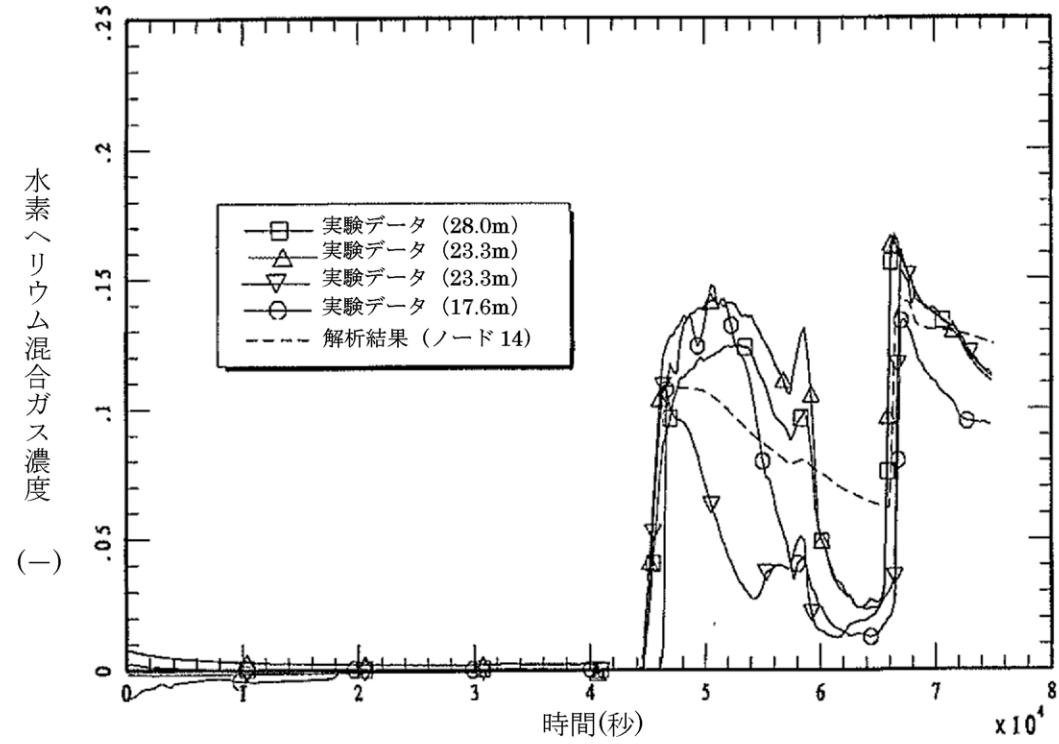



**図 4.2-15　HDR 実験のベンチマーク解析結果：水素ヘリウム混合ガス濃度[16]**

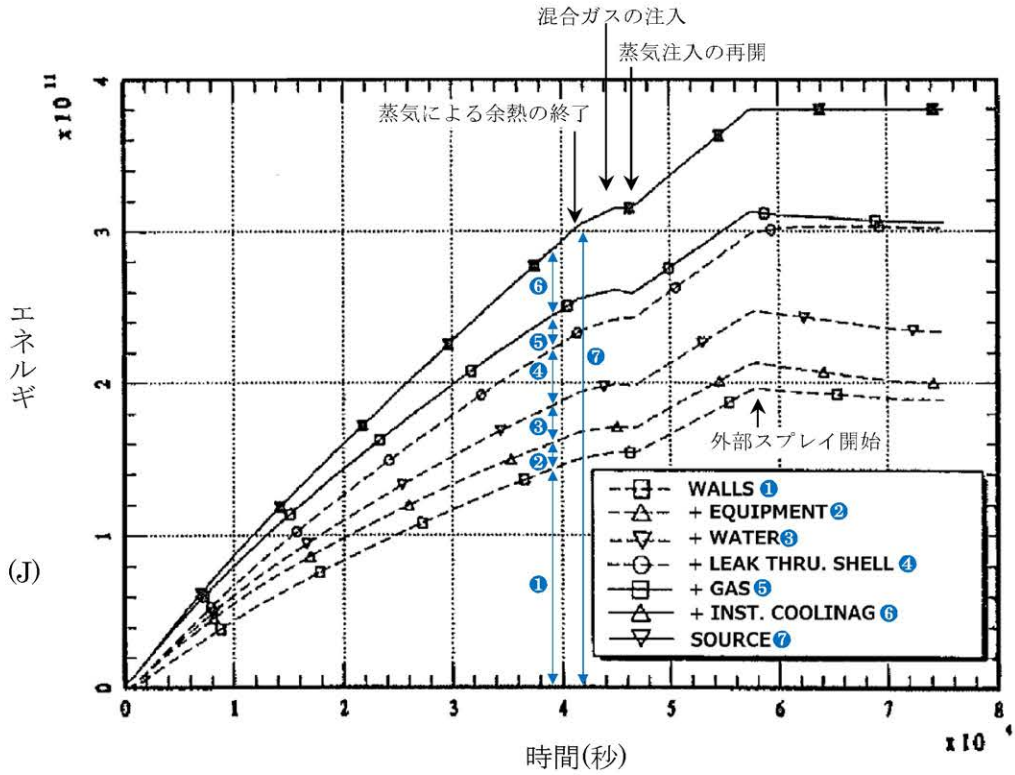



図 4.2-16　HDR 実験のベンチマーク解析結果：エネルギバランス（ＭＡＡＰコード）[16]

### 4.2.3 CSTF 実験解析

#### (1) 実験の概要

CSTF 実験[17]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型原子炉格納容器構造を模擬した Containment Systems Test Facility（CSTF）を用いて、シビアアクシデント時の原子炉格納容器内水素制御に関する研究を行ったものである。この実験では、強制対流の有無を含め複数の事故シナリオを想定して、水素ポケット又は水素リッチ混合ガス成層の可能性を調査している。CSTF 容器は下部と上部に分かれ、部分開口したアイスコンデンサ扉と再循環ファンを模擬している（アイスコンデンサ区画とアイス自体は模擬していない）。CSTF 実験では、小破断 LOCA 時の破断口からの冷却材放出及び加圧器逃がしタンクの破損ラプチャディスク経由の冷却材放出を想定して、各々水平方向及び垂直方向のジェットノズルからヘリウム（又は水素）及び水蒸気の混合ガスを放出して模擬している。

CSTF 設備の概要を図 4.2-17 及び図 4.2-18 に示す。高さ 20.4m、外径 7.6m、容積は 850m$^3$、設計圧力 0.52MPa の圧力容器であり、参照プラントに対する線形スケールファクタは 0.3、外壁はプラントのクレーン壁を模擬し、高さと径の割合は同等である。

#### (2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いたＭＡＡＰコードのノード分割を図 4.2-19 に示す。ノード分割は、V1:下部区画、V2:下部区画（ジェットノズル含）、V3:上部プレナム区画（仮想アイスコンデンサ区画含）、V4:原子炉（燃料取替）キャビティ模擬区画（デッドエンド区画）の４ノードに分割している。

重要なジャンクションとして、部分開口したアイスコンデンサ扉を模擬した 24 の垂直方向のスロットを簡便化したジャンクション（J1：V2 と V3、J3：V1 と V3）と、強制対流のための再循環ファンのジャンクション（J5、J6）がある。その他に、物理的な壁はないが２分した下部区画を繋ぐジャンクション（J2：V1 と V2）と、上部区画とデッドエンド区画を繋ぐリークパス（J4：V2 と V4、J7：V1 と V4）がある。ヒートシンクは、構造材の厚さ、表面積及び物性を考慮している。

実験ケースの一覧を表 4.2-5 に示す。HM-P1～P4 は自然対流及び強制対流の影響を確認するための予備実験である。HM-1～5 は小破断 LOCA を想定し、HM-6～7 は、加圧器逃がしタンクのラプチャディスク破損を想定したものである。HM-1～2 は再循環ファン無しのケース、HM-3～7 は再循環ファン有りのケースである。ベンチマーク解析としては、典型的なケースとして HM-1、HM-4、HM-6 の解析を実施している。

(3) 解析結果

CSTF 実験のケース HM-1、HM-4 及び HM-6 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べる。

HM-1 実験

この実験は、水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA を想定しているが、再循環ファンは模擬しておらず、気相混合に寄与するのは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。

図 4.2-20 に示すように、下部区画のガス温度については、初期は計算結果もデータもともにヒートシンクの影響でなだらかに低下する。14 分後に急に温度低下するのは、アイスコンデンサ下部扉が開き、下部区画の高温ガスと上部区画の低温ガス間で自然対流が開始されたからである。その後混合ガスの注入が開始（約 18 分）されてから終了(約 30 分)までの温度変化は、解析結果の方が若干高く評価するものの概ね良く一致していると考えられる。混合ガス注入終了から約 10 分間の温度低下は、解析の方が実験より若干急峻であるが、これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量が高めに評価されたためと考えられる。全般的にはアイスコンデンサ下部扉が開いたあとの実験における温度低下挙動を再現できており、温度差のあるガスの混合挙動を模擬できる。

実験開始後及び注入終了後の温度低下は、ヒートシンクへの伝熱挙動に起因する。注入終了後、実験では熱成層化の影響で若干の差が生じているものの、全体的な温度低下挙動は実験結果と解析結果で比較的良く一致しており、ヒートシンク挙動モデルも妥当なものである。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しては、図 4.2-20 に示すように、解析結果は実験結果と良く一致する挙動を示すが、若干濃度は高い傾向を示す。これは、ＭＡＡＰコードはランプトモデルであるため区画内均一混合となるが、実験では密度の低いヘリウムガスが下部区画でも上方に移行して上部区画へ流入しやすい状況にあったことが推測できる。全体的に混合挙動は良く模擬できており、非凝縮性ガスの混合挙動モデルは妥当と考えられる。

HM-4 実験

この実験は、HM-1 と同様に水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA 想定であるが、再循環ファンが模擬されており、HM-1 と比較して再循環ファンによる強制対流も気相混合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画のヘリウムガス濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-21 に示す。

下部区画のガス温度については解析結果の方が若干高く評価するものの、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下、注入終了時のピーク温度及びその後の温度低下など、全体的に解析結果は実験データと良く一致している。

アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下挙動、実験開始及び注入終了後の温度低下挙動が比較的良く一致していることから、温度差のあるガスの混合挙動及びヒートシンクへの伝熱挙動を良く模擬できていることが確認できる。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致性を示しており、強制循環による非凝縮性ガスの混合挙動モデルは妥当である。

HM-6 実験

この実験は、垂直方向ジェットノズルにより加圧器逃がしタンクのラプチャディスク破損を模擬し、再循環ファンも模擬している。垂直方向ジェットノズルが上部区画と下部区画の気相混合に寄与する。下部区画のガス温度と下部区画のヘリウムガス濃度について、実験結果において区画内高さの違いが表れているが、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下、注入終了時のピーク温度及びその後の温度低下など全体的に解析結果は実験データと良く一致している。上部区画ガス温度については、ガス注入期間は解析結果が実験結果より若干高いが、その後は同様になっている。これは、実験では下部区画内で高さ方向に温度分布がついていることが影響したと考えられる。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しても HM-1 及び 4 同様に解析結果は実験データと良い一致性を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価に関わる重要現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられるＭＡＡＰコードの不確かさについて考察した。

CSTF 実験は、上部区画と下部区画で仕切られた区画を持つ原子炉格納容器の下部区画に水平あるいは垂直ジェットにより水蒸気及び非凝縮性ガスを注入し、再循環ファンあるいはアイスコンデンサ扉による強制対流と自然対流による混合を確認した実験である。HM-1 は水平方向ジェットによる強制対流とアイスコンデンサ扉開放による自然対流を考慮し、HM-4 及び HM-6 実験は水平方向あるいは垂直ジェットによる強制対流、アイスコンデンサ扉開放による自然対流及び再循環ファンによる強制対流を考慮している。

それぞれの実験解析結果において、実験では区画内高さ方向に温度差がある場合でも、ＭＡＡＰコードはランプトモデルとして一様に扱うモデリングに依存した差異は見られるものの、全般的には自然循環及び強制対流での混合挙動は良好に模擬できている。

実験開始後及び注入終了後の温度低下はヒートシンクへの伝熱挙動に起因しており、流れの無い条件下での「構造材（ヒートシンク）との熱伝達」はやや過小に評価される傾向があると考えられるが、全体的な温度低下挙動は実験結果と解析結果で比較的良く一致しており、ヒートシンク挙動モデルの不確かさは大きくないものと判断できる。

## 表 4.2-5　CSTF 水素ガス濃度混合実験　実験ケースの一覧

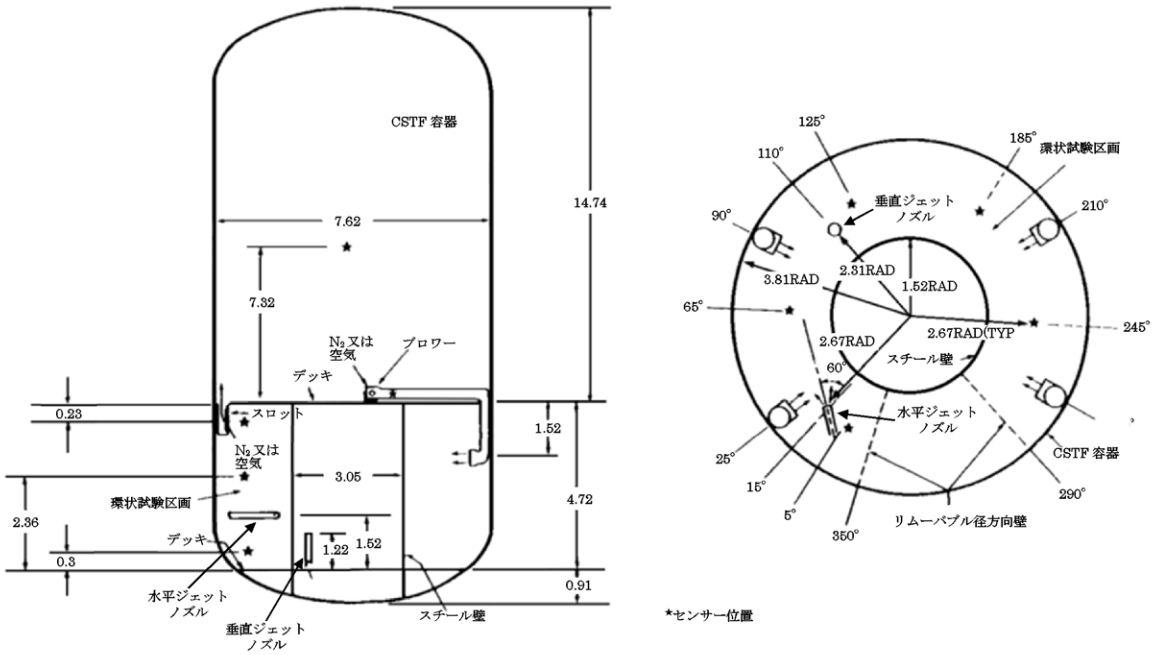
| 実　験<br>ケース | 雰囲気<br>ガス | 再循環流量 | | 注入ガス<br>組成 | ガス流量<br>(ヘリウム又は水素) | | 水蒸気流量 | | 下部区画<br>ガ　ス<br>初期温度 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $m^3$/min. | $ft.^3$/min. | | kg/min. | lb./min. | kg/min. | lb./min. | °C | °F |
| 予備試験 | | | | | | | | | | |
| HM-P1 | Air | 0 | 0 | - | - | - | - | - | 29 | 85 |
| HM-P2 | Air | 104 | 3700 | - | - | - | - | - | 29 | 85 |
| HM-P3 | Air | 0 | 0 | - | - | - | - | - | 66 | 150 |
| HM-P4 | Air | 104 | 3700 | - | - | - | - | - | 66 | 150 |
| 高速ジェット試験（水平方向） | | | | | | | | | | |
| HM-1 | Air | 0 | 0 | He-Steam | 0.41 | 0.9 | 12.3 | 27 | 66 | 150 |
| HM-2 | Air | 0 | 0 | He-Steam | 0.82 | 1.8 | 24.5 | 54 | 66 | 150 |
| HM-3 | Air | 104 | 3700 | He-Steam | 0.41 | 0.9 | 12.3 | 27 | 66 | 150 |
| HM-4 | Air | 104 | 3700 | He-Steam | 0.82 | 1.8 | 24.5 | 54 | 66 | 150 |
| HM-5 | $N_2$ | 104 | 3700 | $H_2$-Steam | 0.41 | 0.9 | 24.5 | 54 | 66 | 150 |
| 高速ジェット試験（垂直方向） | | | | | | | | | | |
| HM-6 | Air | 104 | 3700 | He-Steam | 0.41 | 0.9 | 12.3 | 27 | 66 | 150 |
| HM-7 | Air | 104 | 3700 | He-Steam | 0.82 | 1.8 | 24.5 | 54 | 66 | 150 |

※　下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

## 表 4.2-6　実験施設と実機条件の比較

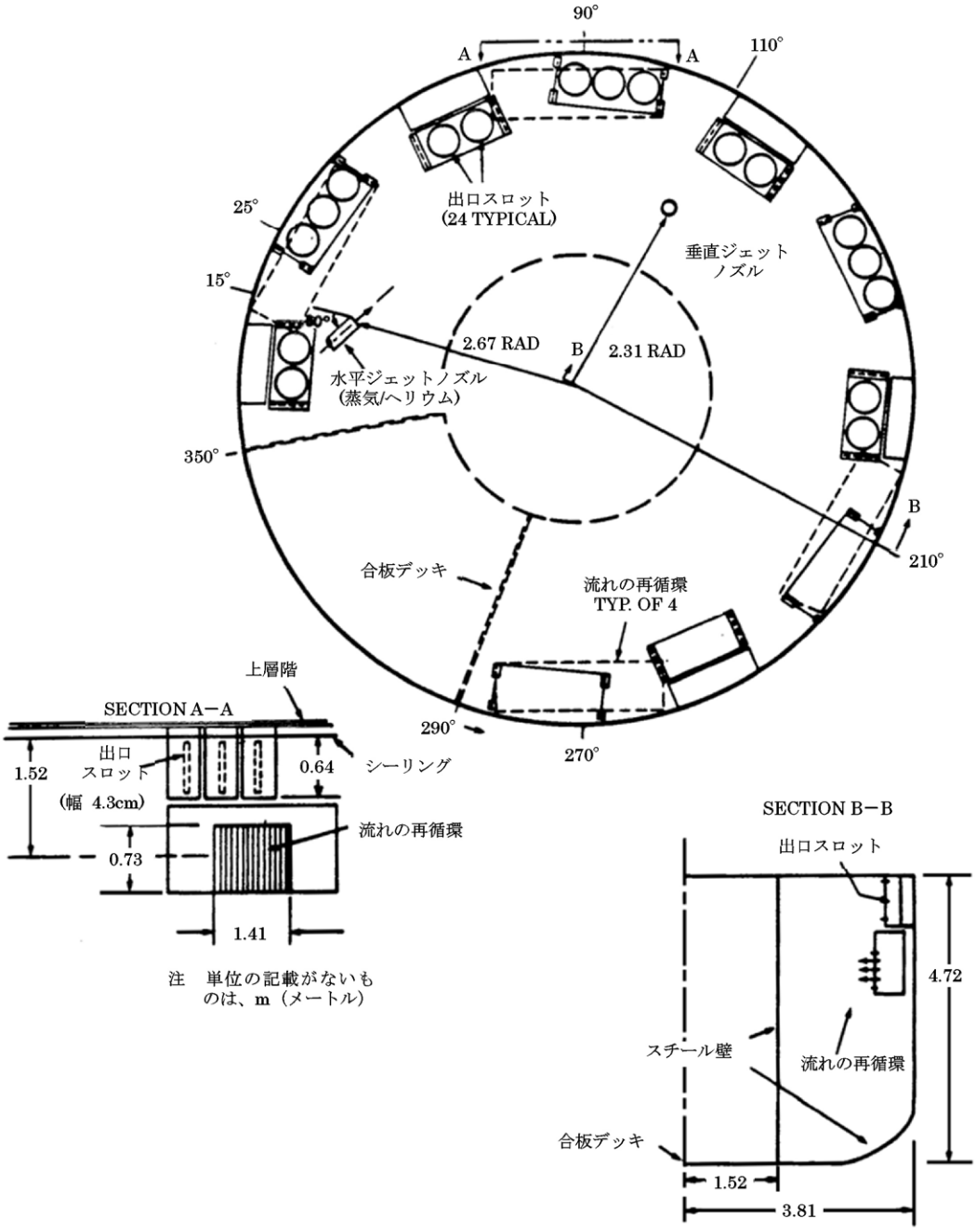
| 項目 | 国内 PWR プラント | | | 実験施設 | |
|---|---|---|---|---|---|
| | 2 ループ | 3 ループ | 4 ループ | HDR | CSTF |
| プラント熱出力（MWt） | 1,650 | 2,652 | 3,411 | — | — |
| 原子炉格納容器<br>内自由体積（$m^3$） | 42,400 | 67,900 | 73,700 | 11,400 | 850 |




注　単位の記載がないものは、m（メートル）

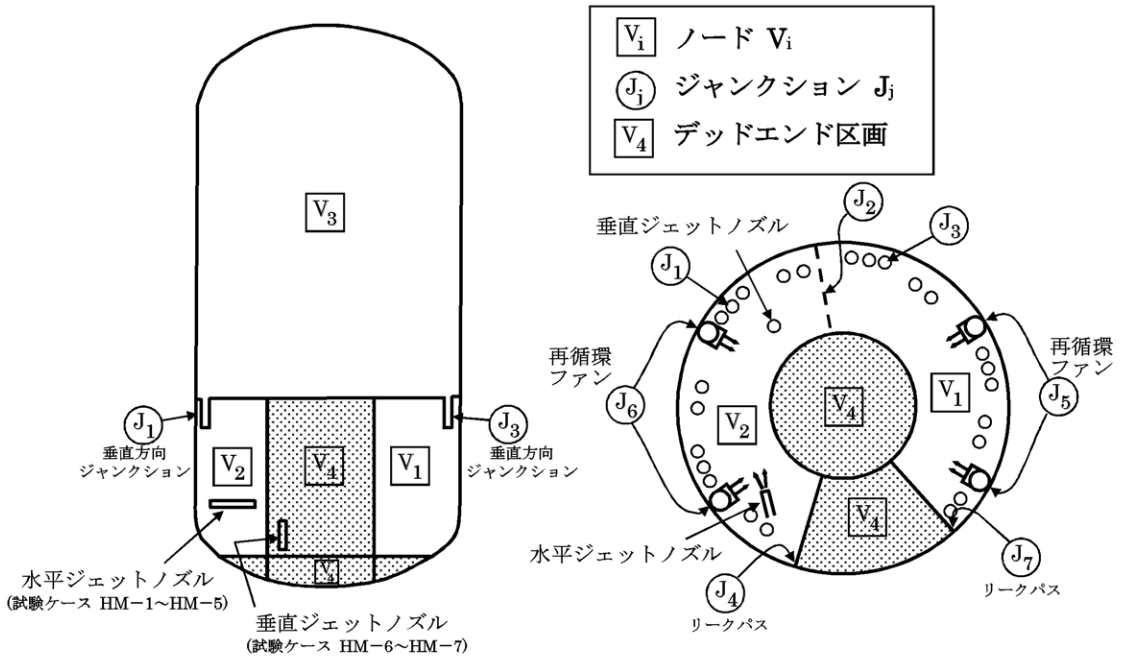
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-17　CSTF 実験装置の区画構成（全体）**



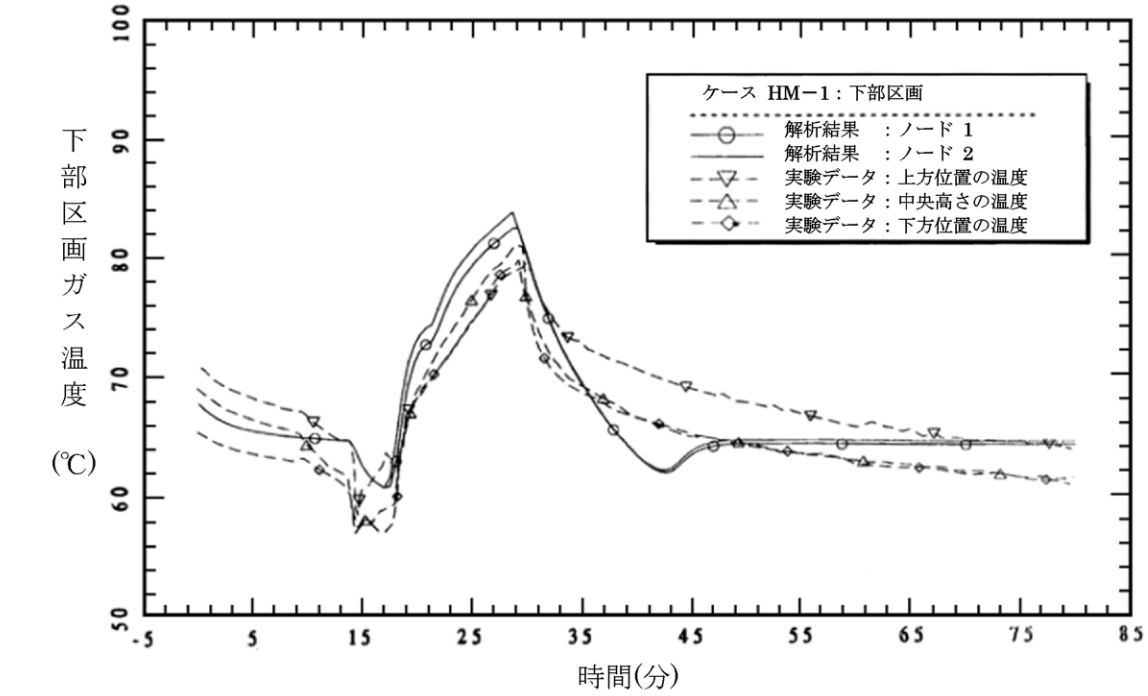

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

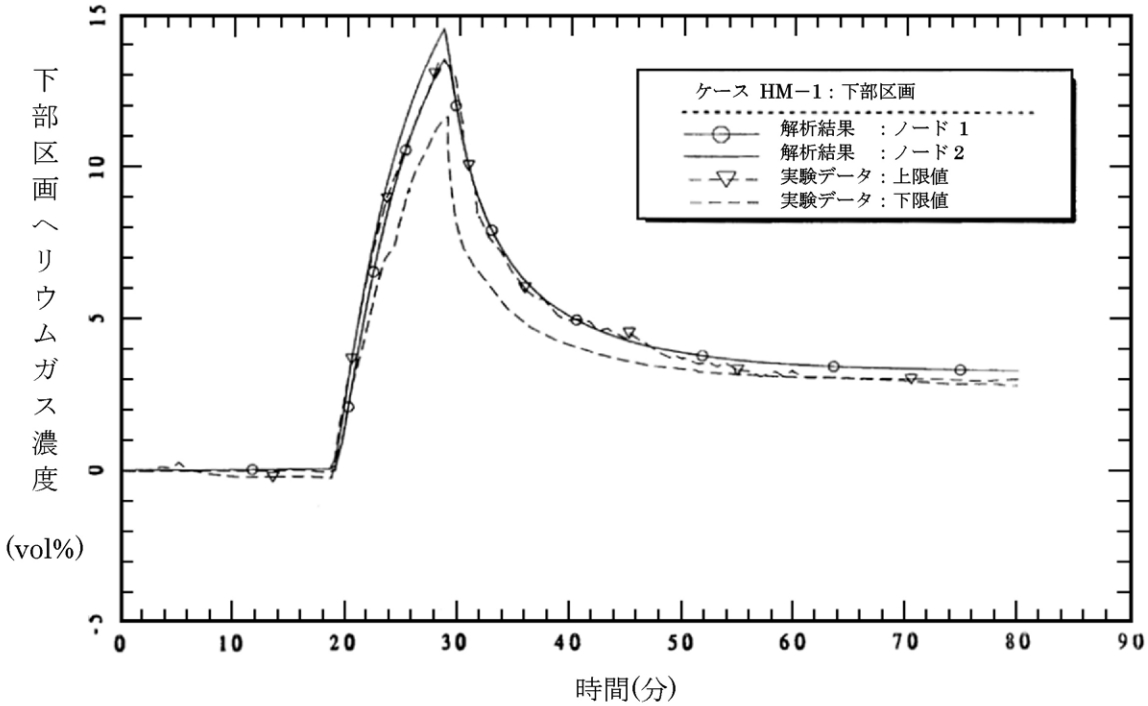
**図 4.2-18　CSTF 実験装置の区画構成（詳細）**




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

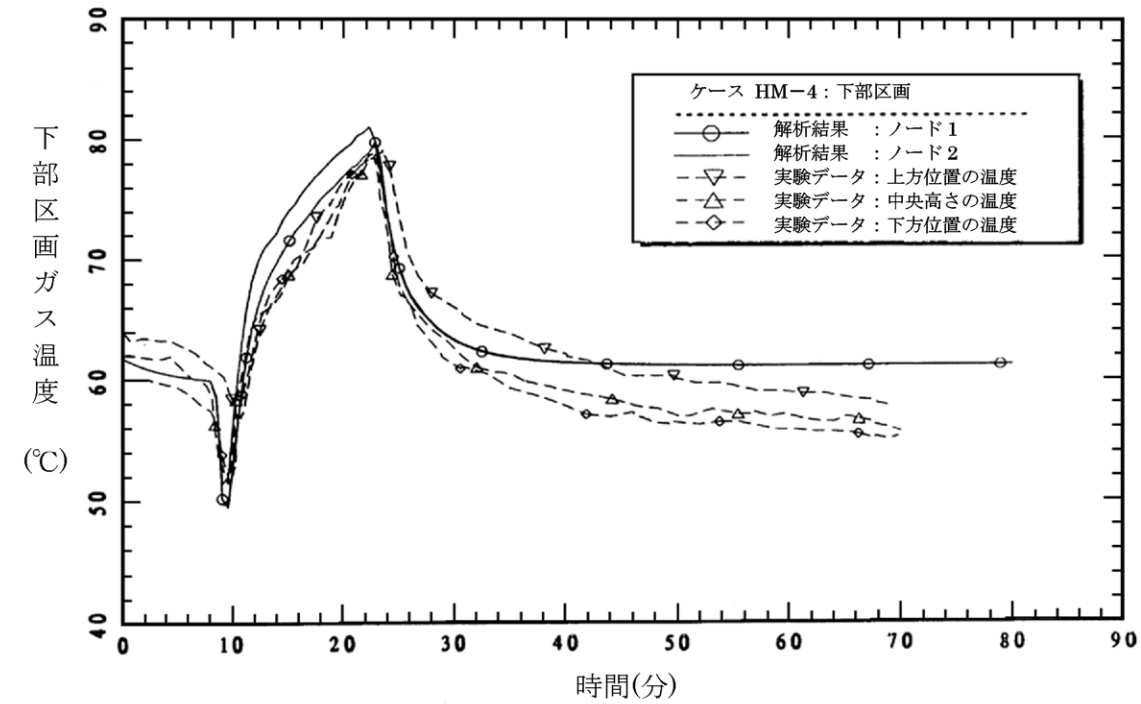
**図 4.2-19　CSTF 実験ベンチマーク解析　ＭＡＡＰコード　ノード分割**

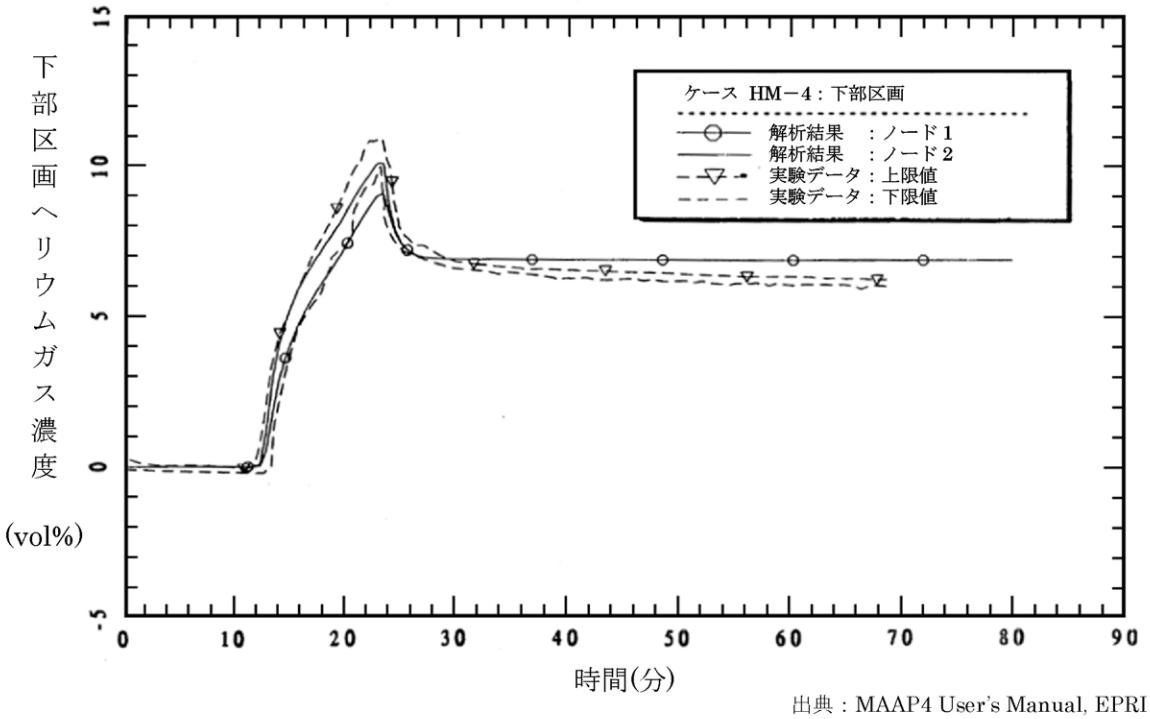



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-20　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-1）**




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-21　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-4）**

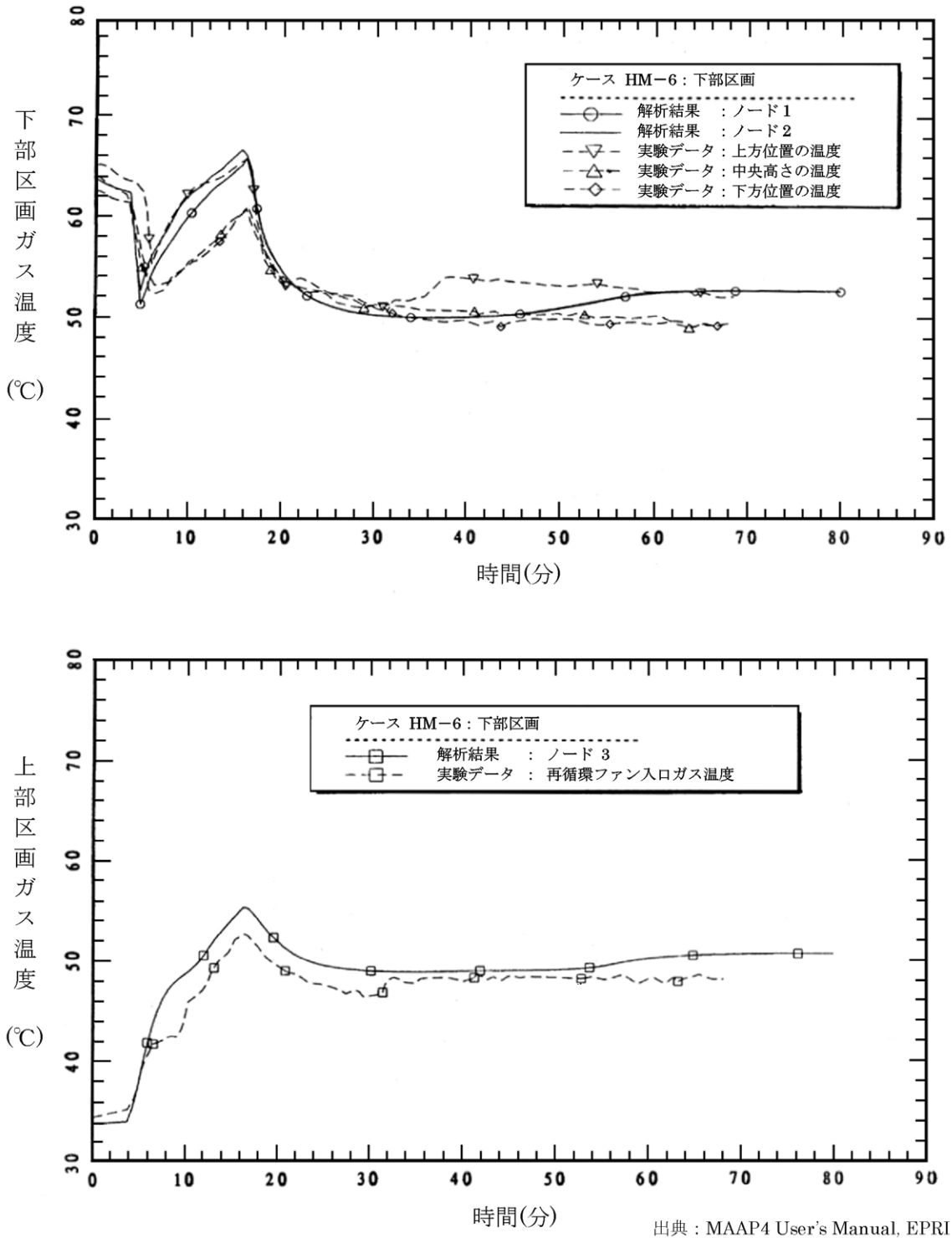



**図 4.2-22　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-6）（1/2）**

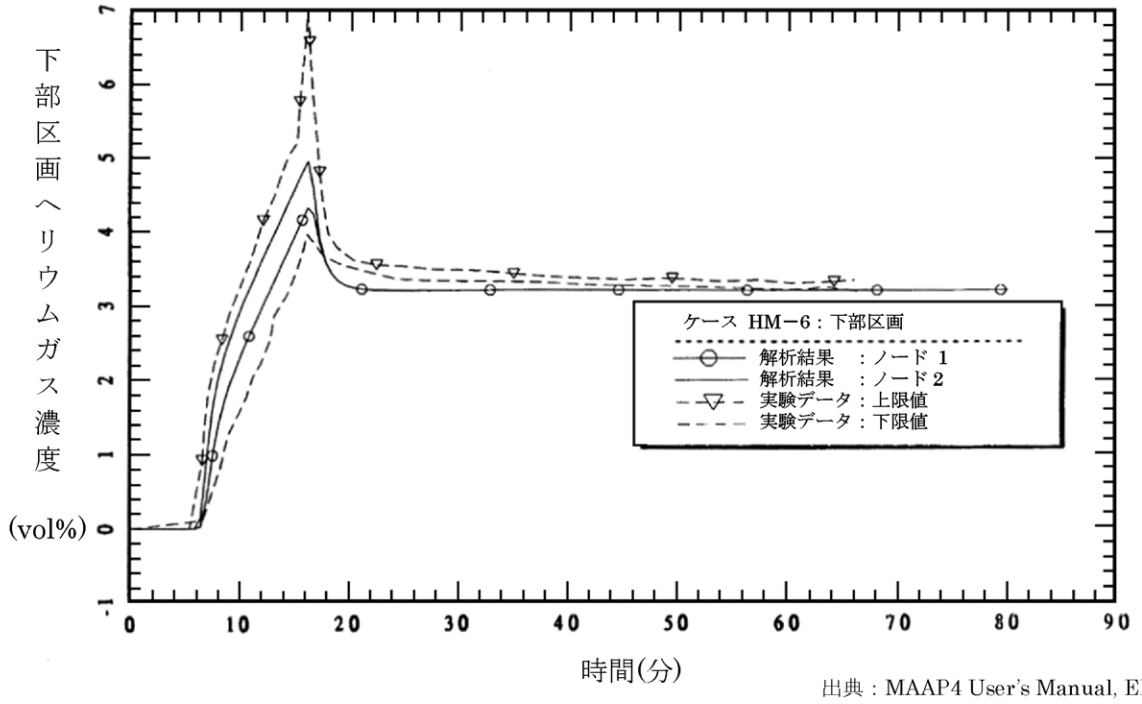



図 4.2-22　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-6）（2/2）

### 4.2.4 ACE 実験解析

#### (1) 実験の概要

ACE 実験[18]は、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として、国際的に支援された ACE（Advanced Containment Experiments）プログラムの一部として米国アルゴンヌ国立研究所で実施されたものである。

図 4.2-23 に実験装置を示す。4 方向の壁（水冷式パネル）で囲まれた中には、コンクリートベースマット、コンクリートメタル挿入物、コリウム溶融物が入っている。内側表面には 25 個のタングステン電極を備えた額縁型アセンブリがあり、それらは 4 つのタングステンコイルでコリウム溶融物頂部付近に接続されて、コリウム模擬物が溶融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。設備の大きさは 53.0cm×50.2cm である。長方形の 2 枚式の蓋（水冷式）があり主ガス管に繋がっている。蓋には、エアロゾル収集ならびにガスサンプリング及び排気口用のポートが 1 つと、コリウム溶融物監視用ポート（光学温度計とビデオカメラ付き）が 3 つ付いている。

コリウム溶融物の組成は $UO_2$ を含み、粉末状で均一にブレンドされた状態である。ACE 実験のうち、PWR 向けに実施されたケース L2 及び L6 のコリウム溶融物組成及びコンクリート成分を表 4.2-7 に示す。実験中、コリウム溶融物はタングステンの電極で加熱され溶融プールを形成する。コンクリート侵食はベースマットの中にある熱電対によりモニターされる。

#### (2) 解析条件

ベンチマーク解析の解析モデルは、図 4.2-24 に示すように、ノード、ジャンクション及びヒートシンクを配置したものである。実験設備のガスプレナムを 1 つのノードとし、ガスプレナムと外部環境とのジャンクションを 1 つ設けている。ベースマット、るつぼの蓋及び壁はヒートシンクである。

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取り扱い、実験におけるその時点の状態（初期ガス温度等）を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム溶融物温度は、ケース L2 が 2,400K、ケース L6 が 2,500K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は、コリウム溶融物との界面をコンクリート融点、底面を室温とし、コンクリート内部は放物線状の温度分布としている。

#### (3) 解析結果

ACE 実験（ケース L2 及び L6）のベンチマーク解析結果について、以下に述べる。

ケースL2

ケースL2は、一部酸化したPWR燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験における伝熱量は平均220 kW、側壁への熱損失は平均120 kWで、これらを境界条件として与えている。侵食開始時の溶融プール温度は2,400 Kでその後もその温度を維持している。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-25に示す。コリウム溶融物温度は、実験データをよく再現できている。また、侵食深さについても、実験データをよく再現できており、垂直方向へのコンクリート侵食率の平均は7.8 mm/分である。

ケースL6

ケースL6は、制御棒の材質を含む一部酸化したコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。本ケースでは、実験開始時の侵食率は低めであったが、徐々に上昇し、最終的な侵食深さは40分の時点で13 cmに至っている。また、光学温度計により計測されたコリウム溶融物の温度も高めであった。実験における伝熱量は約200 kW、側壁への熱損失は約125 kWで、ベンチマーク解析では、これらを境界条件として与えている。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-26に示す。コリウム溶融物の温度は、実験データとよく一致している。一方、侵食深さは、初期段階において深めの傾向となっているが、これは、初期段階のコンクリートベースマットへの熱損失がわずかに大きいためである。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価に関わる重要現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられるＭＡＡＰコードの不確かさについて考察した。

ACE実験では、注水がなく、かつ、溶融炉心の堆積状態が既知であることから、注水による冷却や粒子ベッド形状といった他の要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認でき、「溶融炉心とコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの確認として有効である。

ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現した結果となっている。ACE実験では二酸化ウランと酸化ジルカロイなどの混合物が使用されており、熱的物性も実機に近い条件となっている。溶融炉心からコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導や溶融炉心に接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、ACE 実験のような溶融炉心の形状が既知の場合に、ＭＡＡＰコードのモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認された。

## 表 4.2-7　ACE 実験：コリウム溶融物組成及びコンクリート組成

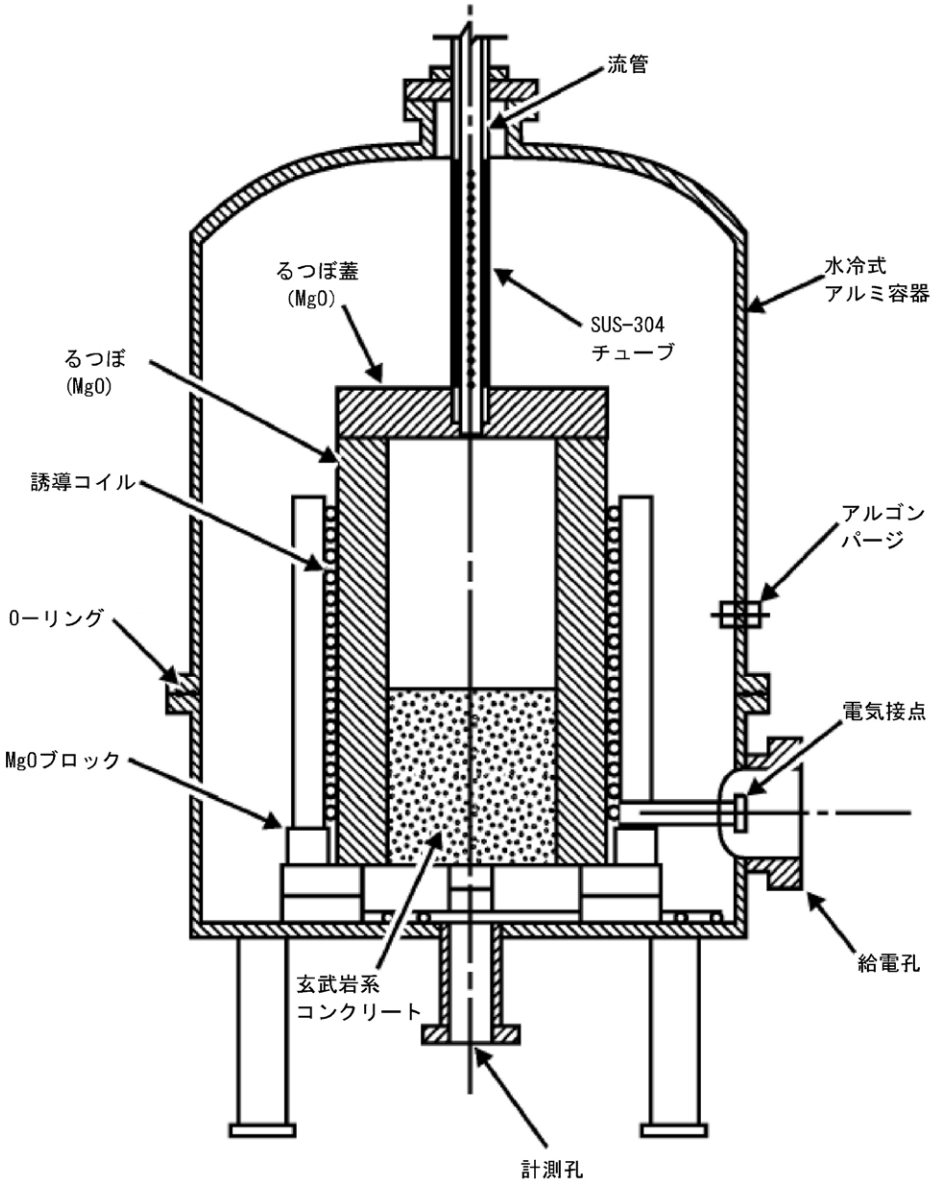
| Constituent (kg) | L2 | L6 |
|---|---|---|
| $UO_2$ | 216 | 219 |
| $ZrO_2$ | 42.5 | 18.5 |
| Zr | 13.4 | 21.1 |
| Zirc-4 | - | 1.8 |
| $Fe_2O_3$ | - | - |
| NiO | - | - |
| $Cr_2O_3$ | - | - |
| SS-304 | - | 9.1 |
| CaO | 3.0 | 7.3 |
| MgO | - | - |
| $SiO_2$ | 20.9 | 16.9 |
| BaO | 0.8 | 0.79 |
| $La_2O_3$ | 0.6 | 0.6 |
| SrO | 0.5 | 0.5 |
| CeO2 | 1.3 | 1.3 |
| MoO2 | 0.9 | 0.94 |
| SnTe | 0.2 | - |
| $ZrTe_2$ | - | 0.2 |
| Ru | - | 0.38 |
| $B_4C$ | - | - |
| Ag | - | 1.19 |
| In | - | 0.22 |

| Constituent (kg) | L2 | L6 |
|---|---|---|
| $SiO_2$ | 69 | 69 |
| CaO | 13.5 | 13.5 |
| $Al_2O_3$ | 4 | 4 |
| $K_2O$ | 1.4 | 1.4 |
| $Fe_2O_3$ | 1.0 | 1.0 |
| $TiO_2$ | 0.8 | 0.8 |
| MgO | 0.7 | 0.7 |
| $Na_2O$ | 0.7 | 0.7 |
| MnO | 0.03 | 0.03 |
| BaO | 0.02 | 0.02 |
| SrO | 0.02 | 0.02 |
| $Cr_2O_3$ | 0.01 | 0.01 |
| $H_2O + CO_2$ | 7.9 | 7.9 |
| Concrete Type | $S^1$ | $S^1$ |
| TOTALS | 99.1 | 99.08 |

※　コンクリートタイプ

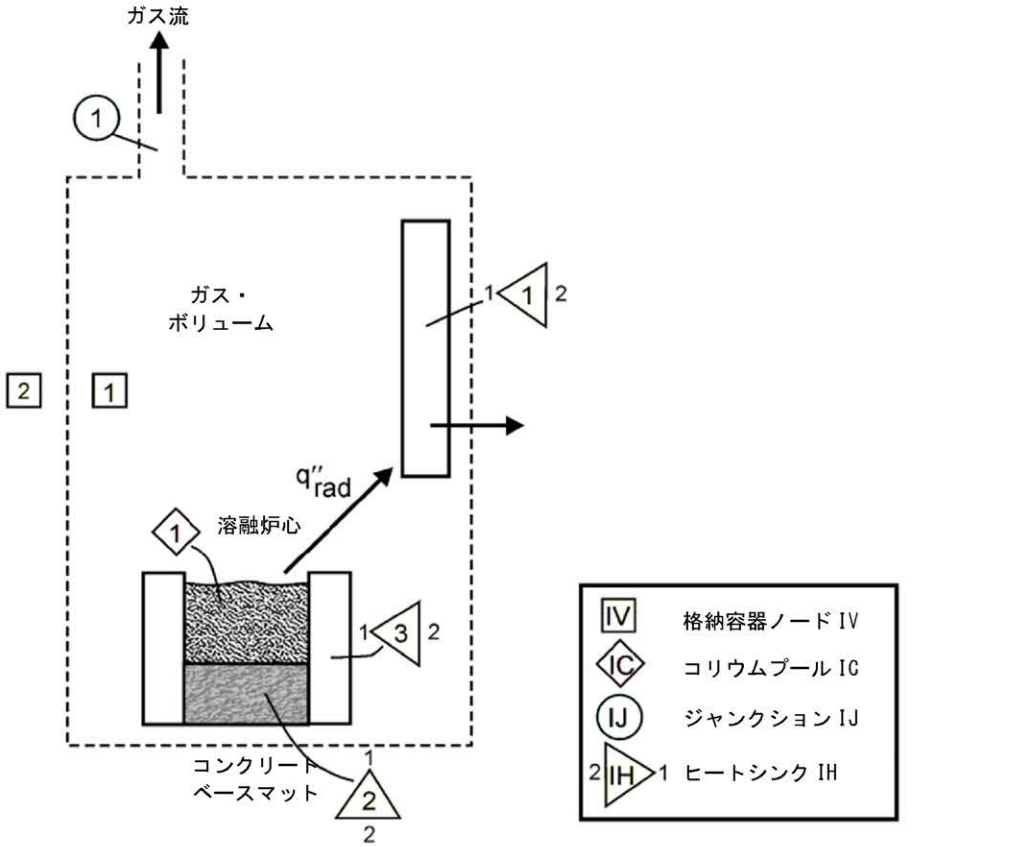
$S^1$　：ケイ土系

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



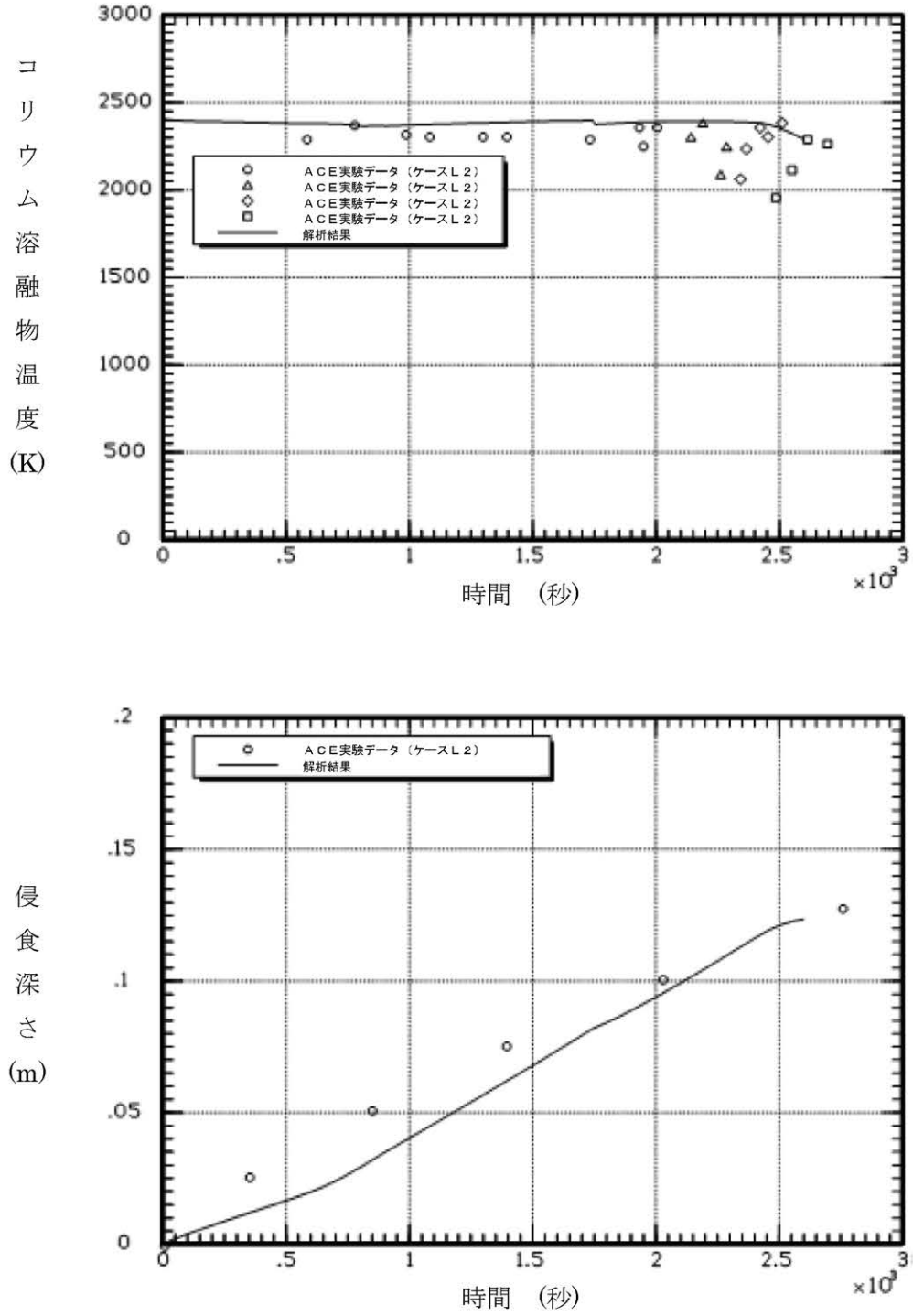

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-23　ACE 実験装置の概要**




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24　ベンチマーク解析モデル（ＭＡＡＰコード）

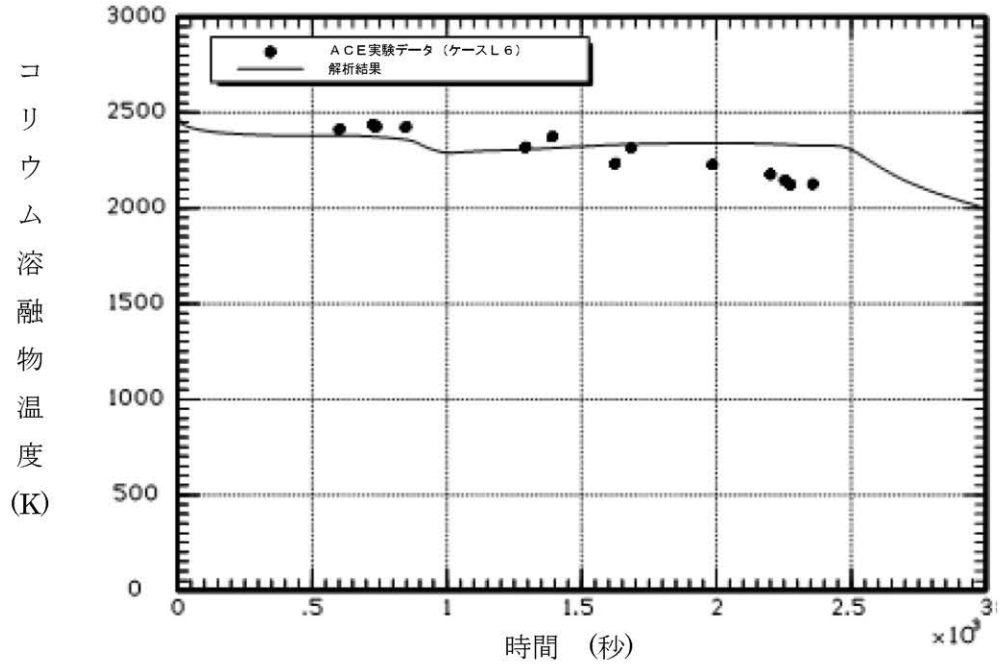


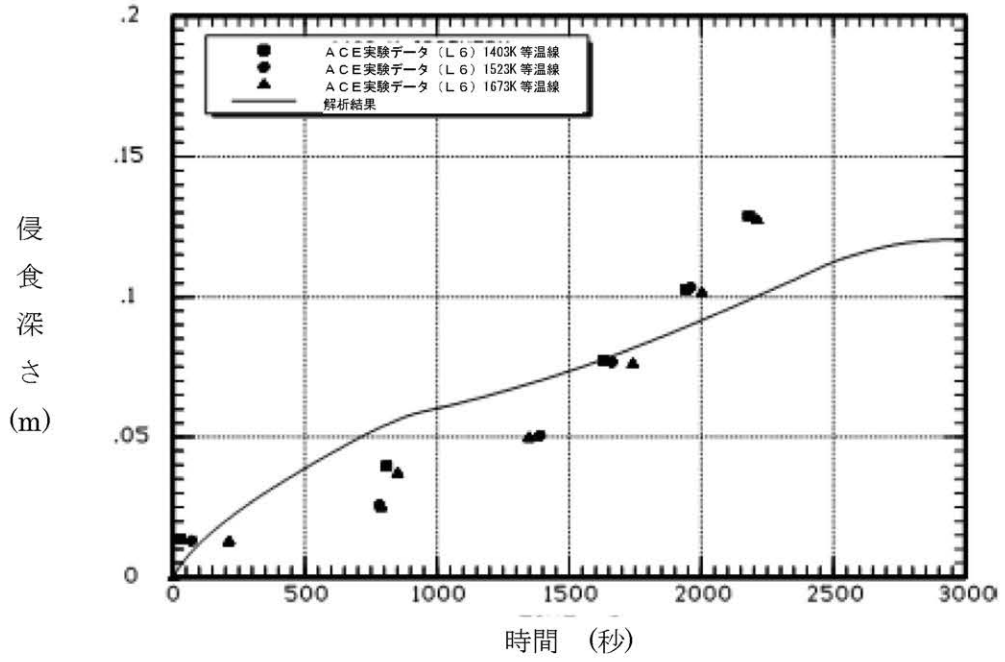

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-25　ACE 実験ベンチマーク解析結果（ケース L2）**

コリウム溶融物：PWR コリウム溶融物（部分酸化）

コンクリート：ケイ土系コンクリート




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-26　ACE 実験ベンチマーク解析結果（ケース L6）**

コリウム溶融物：PWR コリウム溶融物（部分酸化、制御棒材質を含む）

コンクリート：ケイ土系コンクリート

### 4.2.5 SURC 実験解析

#### (1) 実験の概要

SURC（Sustained Urania-Concrete Interaction）実験[19]はサンディア国立研究所で行われた MCCI 実験の一つである。本実験は、コード比較のための国際標準問題（ISP-24）に選定されている。実験装置の概要を図 4.2-27 に示す。円筒状の反応るつぼがアルミ容器内に設置されている。アニュラス部とるつぼの蓋は MgO でできている。反応るつぼの床は厚さ 40cm の玄武岩系コンクリートであり、温度記録用の熱電対が設置されている。

200kg のステンレス鋼と模擬 FP がコンクリート侵食の開始まで加熱される。本実験では、観測されたコンクリート侵食深さは 24.5～27.5cm である。

#### (2) 解析条件

解析モデルは、ACE 実験と同様の体系で模擬できることから、図 4.2-24 に示したものを用いている。

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取り扱い、実験におけるその時点の状態（初期ガス温度等）を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム溶融物温度は、1,750K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は、コリウム溶融物との界面はコンクリート融点とし、底面は室温とし、コンクリート内部は放物線状の温度分布としている。

#### (3) 解析結果

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取り扱い、実験におけるその時点の状態（初期ガス温度等）を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム溶融物温度は 1,750K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は実験から得られた準静的な温度プロファイルをもとに、熱境界層において放物線を描くと想定し、その頂部（コリウム溶融物との接触面）はコンクリート融点、底部は環境温度と想定している。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-28 に示す。解析によるコンクリート侵食深さは実験データをよく再現できている。

SURC-4 実験に対するベンチマーク解析の結果から、コンクリート侵食挙動に関するＭＡＡＰコードの MCCI モデルの妥当性を確認した。

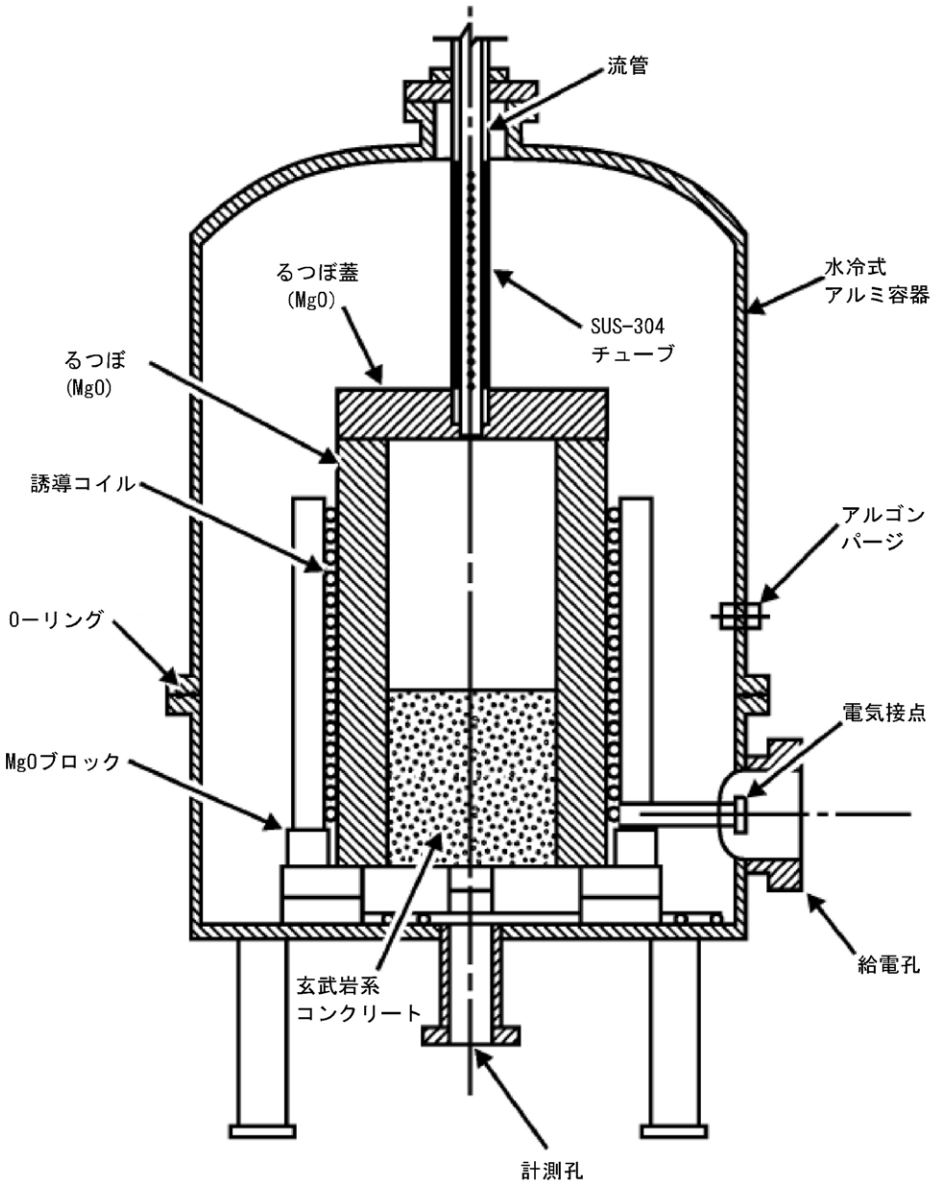
#### (4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価に関わる重要現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられるＭＡＡＰコードの不確かさについて考察した。

SURC 実験では、注水がなく、かつ、溶融炉心の堆積状態が既知であることから、注水による冷却や粒子ベッド形状といった他の要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認でき、「溶融炉心とコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの確認として有効である。

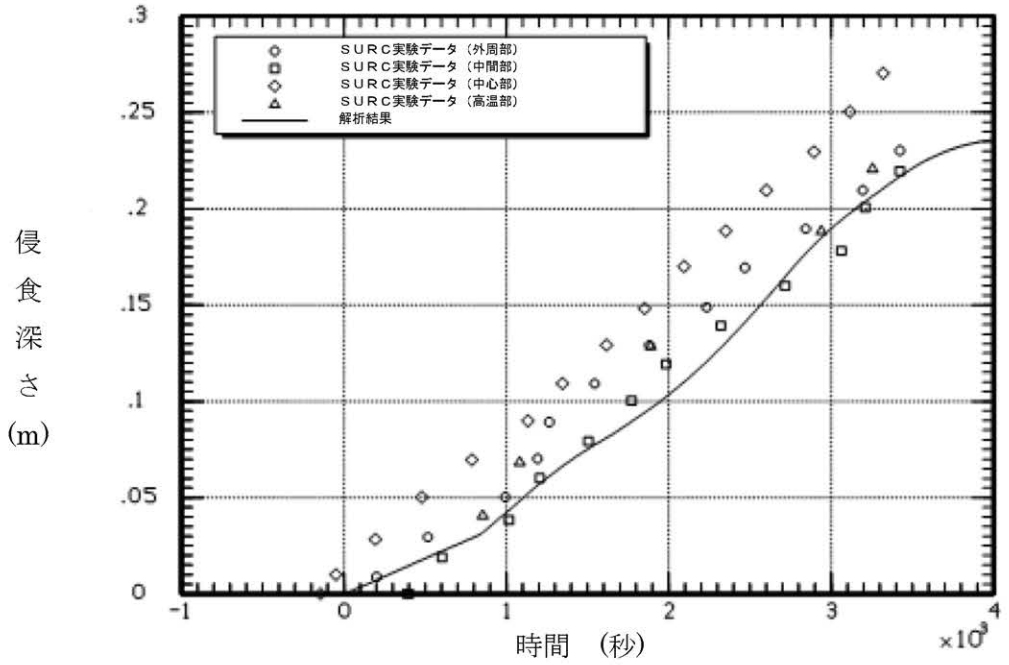
ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現した結果となっている。SURC 実験ではステンレス鋼の模擬 FP が使用されており、実機の材質と異なるが、熱的にも実機に近い条件となっている。溶融炉心からコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導や溶融炉心に接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、SURC 実験のような溶融炉心の形状が既知の場合に、ＭＡＡＰコードのモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認された。




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27　SURC-4 実験装置図




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-28　SURC-4 実験の模擬解析結果**

### 4.2.6 MB-2 実験解析

#### (1) 実験の概要

MB-2 実験[20][21]は、PWR プラントの過渡時及び事故時の蒸気発生器２次側の応答を模擬した実験である。設備の概略を図 4.2-29 に示す。本実験設備は、ウェスチングハウスのモデルＦ型蒸気発生器の 1/7 スケールモデルで、幾何的かつ熱水力的には同等に設計されている。高さは 14.625 m で、内部構造物も模擬されている。52 本のチューブが長方形にアレンジされ、Ｆ型モデルと同様、インコネル 600 製、外径 17.5 mm、厚さ 1 mm である。ダウンカマ下部は、Ｆ型蒸気発生器のダウンカマ下部アニュラスの断面積を模擬した独立した配管２本でモデル化されている。１次系の熱供給システムは、ポンプ、制御弁、10 MW ガスヒータを備えた加圧水ループにより行っている。

#### (2) 解析条件

ＭＡＡＰコードでは、蒸気発生器モデル（２領域分割モデル）により実験体系を模擬している（図 3.3-5）。１次系の流量や温度は境界条件として与えている。

解析ケース及び解析条件は、次のとおりである。

100%主蒸気管破断

本ケースは、高温停止状態からの 100%主蒸気管破断である。初期の蒸気発生器圧力は 7.64 MPa、１次系圧力は 14.48 MPa である。１次冷却材高温側温度は 293.2℃、初期ダウンカマ水位はチューブシートから 11.24 m である。初期の補助給水流量は 0.118 kg/s で、10 秒後に停止させている。

給水流量喪失解析

このケースは、定格運転状態から給水流量が喪失し、原子炉トリップの 10 分後に補助給水を開始するケースである。

初期状態は、蒸気発生器圧力が 6.87 MPa、１次系圧力が 13.79 MPa、１次冷却材高温側温度が 325℃、ダウンカマ水位は 11.18 m である。また、１次冷却材高温側温度は 325℃で維持される。

#### (3) 解析結果

MB-2 実験のベンチマーク解析結果について以下に述べる。

ａ）100%主蒸気管破断解析

蒸気発生器圧力、破断流量、伝熱部コラプスト水位、１次系から２次系への伝熱量について、実験データと解析結果の比較を図 4.2-30 に示す。

蒸気発生器圧力は、全体的に実験データと一致しているが、実験では約50秒に伝熱管が露出して減圧するのに対して、ＭＡＡＰコードではやや遅れる結果となっている。また、同様に、破断流量も50秒まではよく一致し、その後はＭＡＡＰコードが高めに推移している。

初期の応答（～約50秒）に着目すると、実験データでは、蒸気ドームの二相水位が2.5秒後に蒸気発生器頂部に達することで液相放出が開始し、約30秒まで継続した後に蒸気放出へと移行するが、ＭＡＡＰコードにおいても実験データと同等の応答が得られており、これは、ＭＡＡＰコードの解析モデルが、伝熱部入口での逆流（伝熱部からダウンカマへの流れ）と、上部ドームでの二相水位膨張を考慮できているためである。33秒時点での放出質量は実験データが363 kg（初期質量の約66%）であるのに対し、ＭＡＡＰコードでは330 kg（初期質量の約60%）となっており、よく一致した結果が得られている。

その後の応答（約50秒～）については、蒸気発生器圧力及び破断流量は、ＭＡＡＰコードの方が高めの推移となるが、この原因は、湿分分離器がモデル化されていないために蒸気発生器出口のクオリティが、蒸気ドーム部の二相水位と蒸気発生器頂部のボイド率に依存するためである。即ち、前述の放出質量の差のために伝熱管の露出が遅れ、その結果として減圧も遅れることで、圧力が高くなり、約50秒以降の破断流量が多めに推移している。

伝熱部のコラプスト水位及び１次系から２次系への伝熱量は、全体的にＭＡＡＰコードの方が高めに推移しているが、実験結果の特徴をよく捉えている。

ｂ）給水流量喪失解析

蒸気発生器圧力、１次冷却材低温側配管温度、ダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位についての実験データと解析結果の比較を、図 4.2-31 に示す。

蒸気発生器圧力は、実験データの特徴を捉えた応答であるが、やや低めに推移する傾向がある。１次冷却材低温側温度は、実験結果とよく一致している。ダウンカマ水位は、実験データとよく一致している。また、伝熱部コラプスト水位は、実験データの特徴を捉えているものの、高めに推移している。これは、伝熱部でのボイド率を線形分布と仮定しているためである。ダウンカマ水位と伝熱部コラプスト水位の応答は、両者の質量や流動圧力損失が釣り合った結果であり、実験結果の応答の特徴をよく捉えた推移となっていることから、事故条件下の蒸気発生器の応答を適切に模擬できている。

(4) 不確かさの整理

以上の結果より、MB-2実験結果に対するＭＡＡＰコードによる解析結果は、実験結果の応答の特徴を捉え、よく模擬できていると判断できる。これは、シンプ

ルな蒸気発生器の領域分割と内部再循環やボイド率計算モデルが、これらの事故条件下の蒸気発生器の応答を適切に模擬できることを示している。

有効性評価において、ＭＡＡＰコードをLOCA及び全交流動力電源喪失に適用するが、LOCA 時には１次系保有水量が早期に減少し、１次系と２次系の伝熱量の事象進展に与える影響は小さいことから、全交流動力電源喪失に関して考察する。

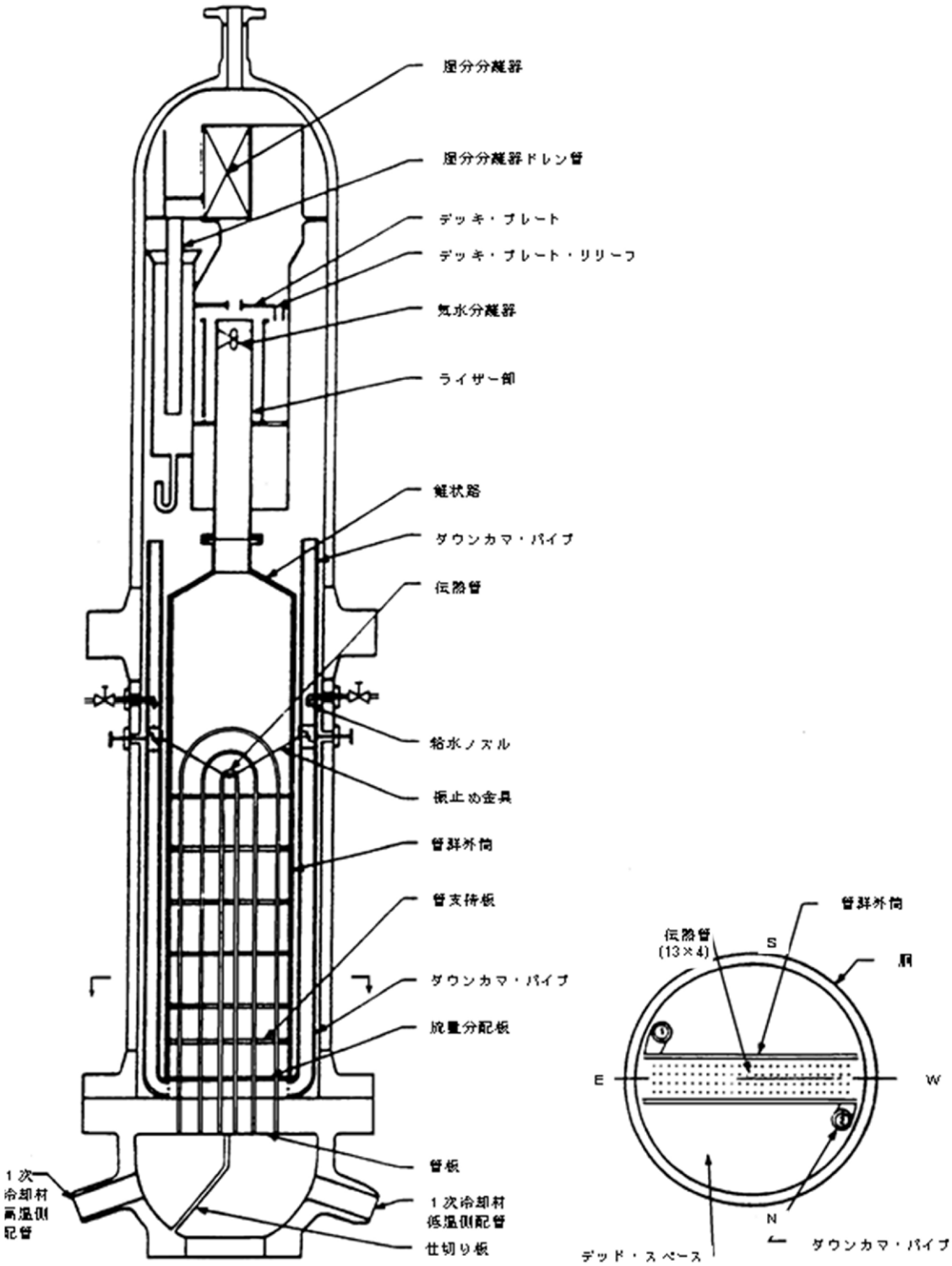
全交流動力電源喪失が発生し、補助給水に失敗する場合は、１次側からの伝熱により２次側が昇温及び昇圧される状態であり、MB-2 実験の給水流量喪失のケースから考察する。図 4.2-31（1/2）に蒸気発生器圧力と１次冷却材低温側温度の比較を示している。１次冷却材低温側温度は、１次系と２次系の伝熱による１次側への影響が現れたものであり、実験データとほぼ一致した挙動である。また、蒸気発生器圧力は、１次系と２次系の伝熱による２次側への影響が現れたものであり、実験データと 0.2MPa の範囲で一致する挙動となっている。また、１次系と２次系の伝熱において、蒸気発生器２次側水位も影響する要因であり、図 4.2-31（2/2）のダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位ともに、実験データよりわずかに高めに推移するものの、概ね一致した挙動である。

以上より、「１次系・２次系の熱伝達」については、ＭＡＡＰコードの蒸気発生器２次側モデルによる計算結果の有する不確かさは小さいと言える。

一方、全交流動力電源喪失において２次側が昇温及び昇圧した場合、２次系からの冷却材放出が発生するが、これについては、MB-2 実験の 100%主蒸気管破断のケースから考察する。図 4.2-30（1/2）に示すように、主蒸気管破断とともに蒸気発生器圧力は低下しており、蒸気ドームの二相水位が早期に蒸気発生器頂部に達するために、液相も放出されている。破断流量は、概ね実験データと一致する結果が得られているが、液相放出質量としては、実験データよりやや高めに推移する傾向があり、この結果、図 4.2-30（2/2）に示すように、初期のコラプスト水位がやや低めに、伝熱量が高めに推移する結果となっている。これは、前述のとおり、湿分分離器がモデル化されていないために蒸気発生器出口のクオリティが、蒸気ドーム部の二相水位と蒸気発生器頂部のボイド率に依存するためである。

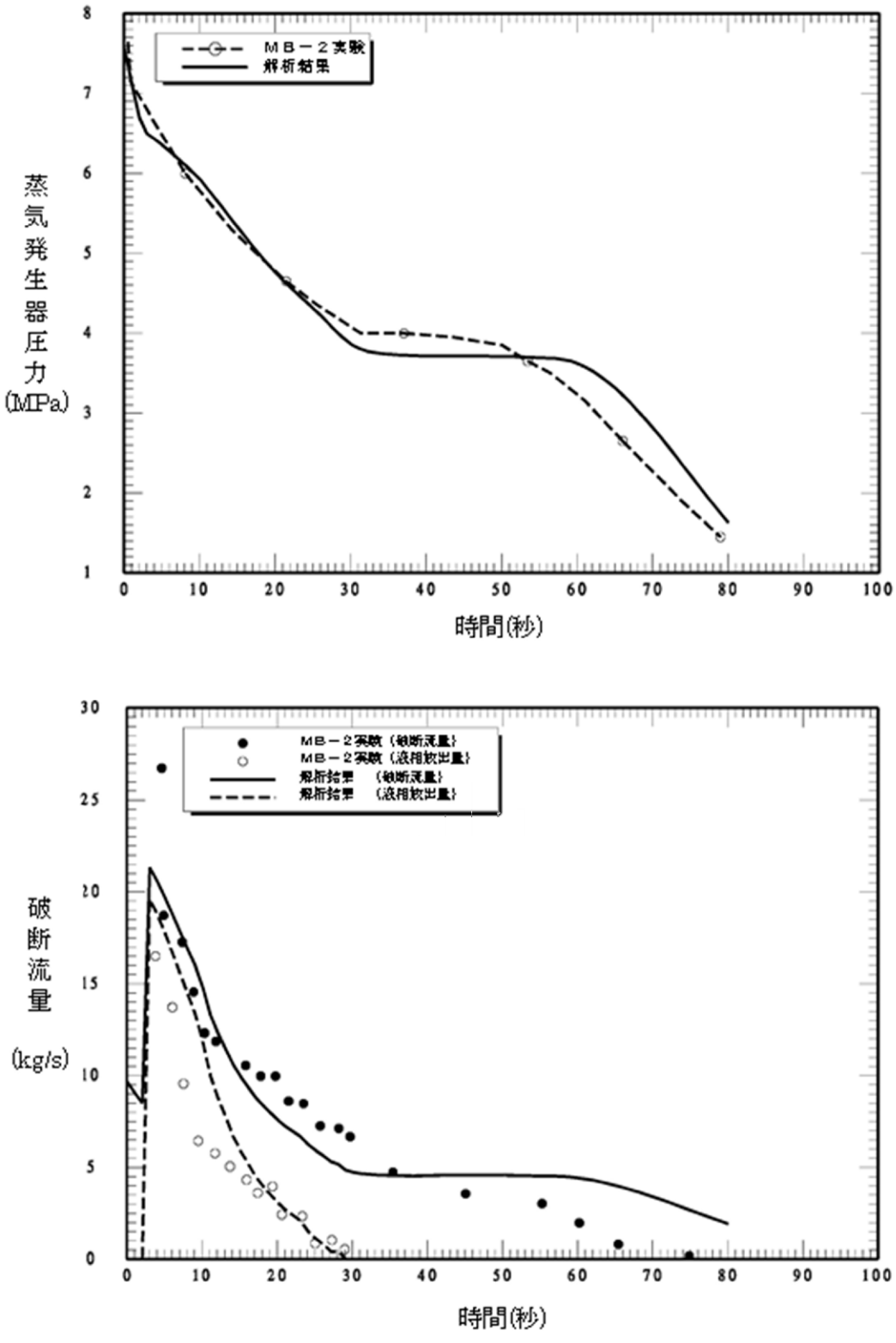
以上より、「冷却材放出」については、放出質量自体はほぼ適正に評価できるが、液相放出については過大に評価するため、その結果、「１次系・２次系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

また、上記より、「２次側水位変化・ドライアウト」については、ダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位、ともにほぼ適正に評価できるが、液相放出時には低めに評価する可能性がある。



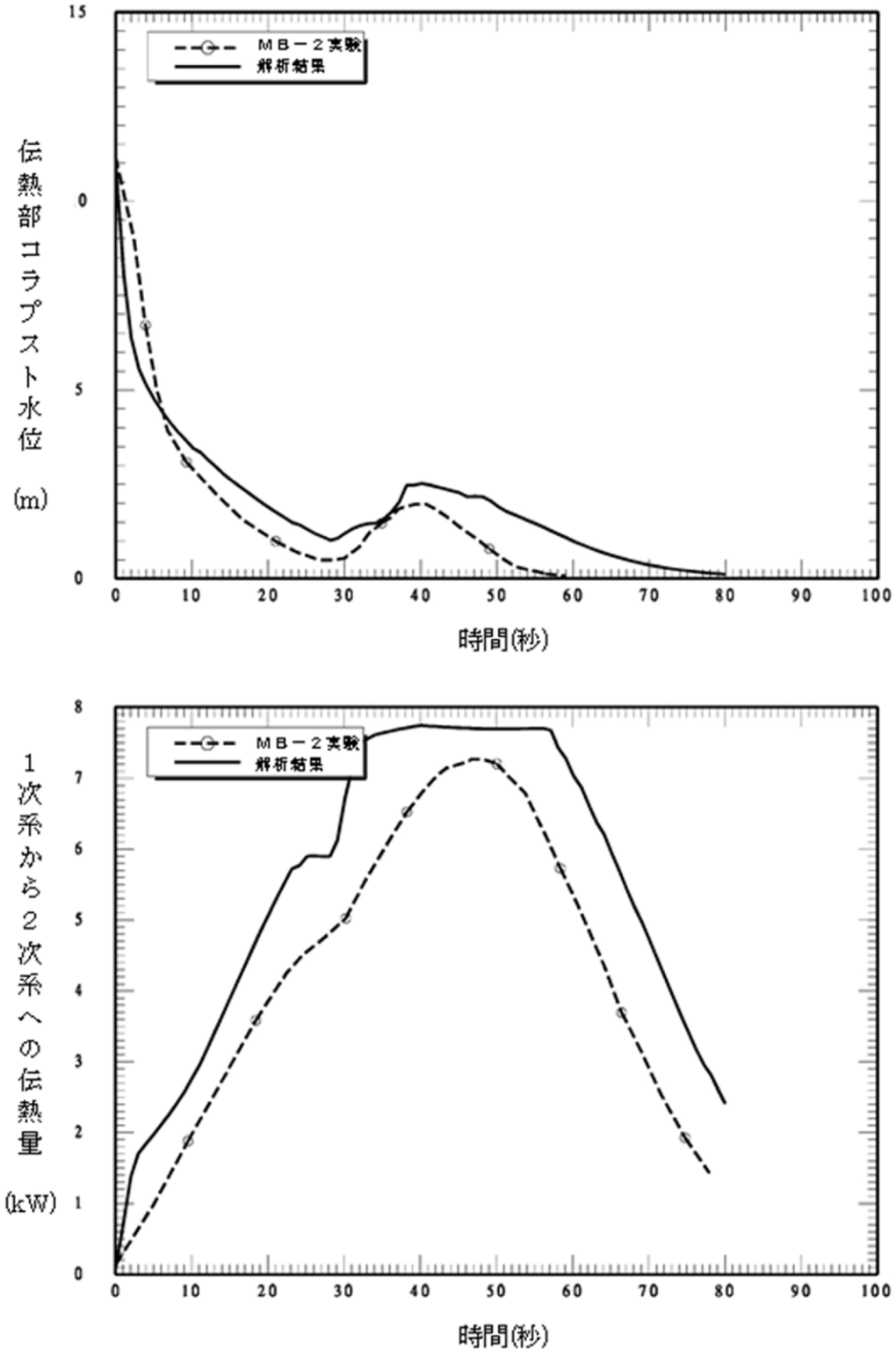

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-29　MB-2 実験装置の概略**



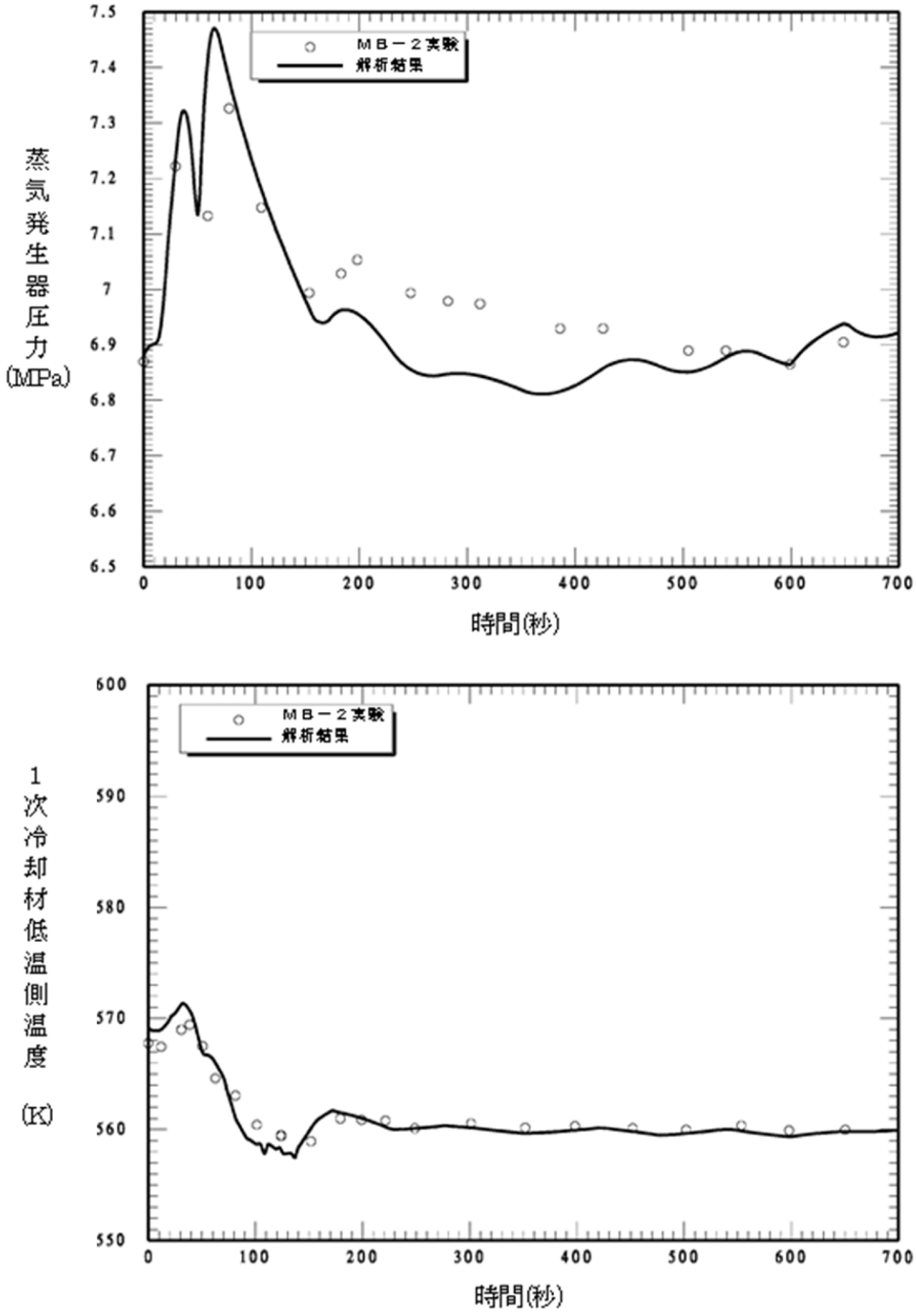

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-30　MB-2 実験ベンチマーク解析結果（100%主蒸気管破断）（1/2）



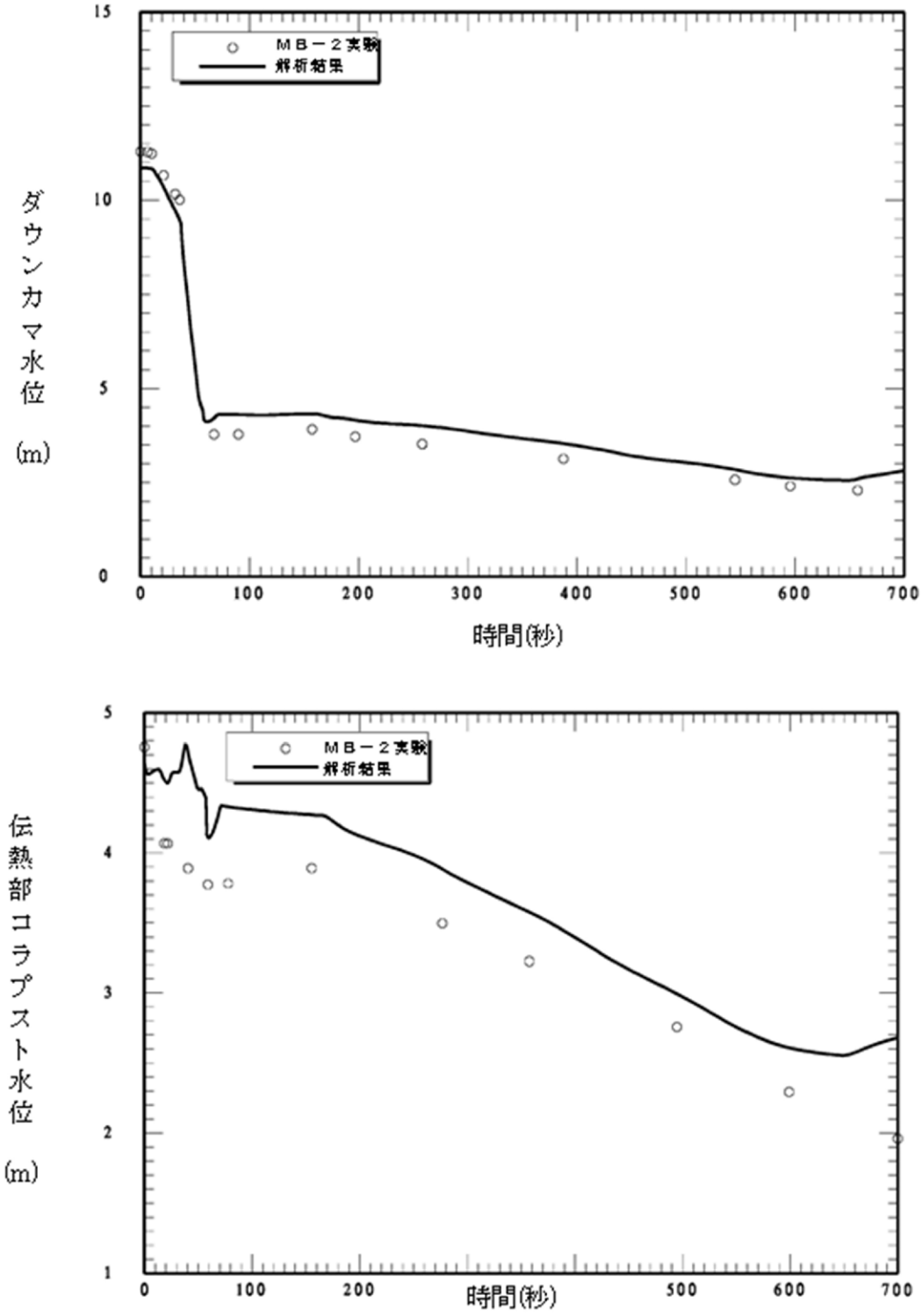

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-30　MB-2 実験ベンチマーク解析結果（100%主蒸気管破断）（2/2）




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-31　MB-2 実験ベンチマーク解析結果（給水流量喪失）(1/2)**




出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

**図 4.2-31　MB-2 実験ベンチマーク解析結果（給水流量喪失）(2/2)**

### 4.2.7 PHEBUS-FP（FPT1）実験解析

ＭＡＡＰコードの FP 挙動モデルに関し、燃料から１次系へ放出される FP 挙動について、PHEBUS-FP 実験に対するベンチマーク[10]によって妥当性を確認する。

PHEBUS-FP 計画[23][24]は、放射線防護・原子力安全研究所（IRSN、フランス）、フランス電力庁及び EU を中核とする国際協力プログラムで、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から１次系を経て原子炉格納容器に至るまでの FP 挙動を調査した総合試験である。PHEBUS-FP 計画では、FPT0、1、2、3 及び 4 の計 5 実験から構成されており、それぞれの実験ごとに実燃料（酸化ウラン燃料）を用いている。FPT0 試験は未照射燃料が対象、FPT4 試験は溶融炉心が対象である試験であること、FPT2 及び 3 試験は水蒸気枯渇状態が対象であることから、ここでは、使用済燃料を対象にし、水蒸気雰囲気下で実施された FPT1 実験を対象とする。なお、FPT1 実験は、OECE/NEA の国際標準問題（ISP-46）にも取り上げられている。

#### (1) 実験の概要

PHEBUS-FP（FPT1）の実験体系は、炉心、１次系及び原子炉格納容器を模擬したものである。実験設備の概要を図 4.2-32 に示す。実験設備は、炉心部、１次系及び模擬格納容器を模擬した３領域からなる。本試験では原子炉容器の破損は模擬されていないので、LOCA 破断口（低温側配管）が原子炉格納容器への FP 放出パスとなる。

試料は約 1m の長さの実燃料（20 本,10kg）と制御棒材から構成される。炉心の高さ方向に対する温度測定のため図 4.2-33 に示されるように熱電対が配置されている。炉心下部からは水蒸気が供給されることができる。

１次系は高温側配管、低温側配管及び蒸気発生器伝熱管を模擬した配管より構成される。高温側配管及び低温側配管は内径 3cm、長さ約 13.3m であり、蒸気発生器伝熱管は内径 2cm、長さ約 10m である。模擬格納容器は体積 $10m^3$ を有する。

実験ケース FPT1 における水蒸気流量及び炉心の加熱出力を図 4.2-37 に示す。このケースを用いてＭＡＡＰコードの FP 挙動モデルの妥当性確認を実施している。

#### (2) 解析条件

ＭＡＡＰコードでは、炉心部は図 4.2-34 に示すように、径方向に 2 ノード、軸方向に 11 ノードに分割している。FP 放出モデルは、[　　]を用いている。[　　]
[　　]
[　　]。１次系は図 4.2-35 に示すように、炉心、上部プレナム、高温側配管、蒸気発生器伝熱管（高温側配管側チューブ、低温側配管側チ



枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。