

# 丙第111号証

関原発第172号  
平成26年10月31日

原子力規制委員会 殿

住 所 大阪市北区中之島3丁目6番16号  
申請者名 関西電力株式会社  
代表者  
の氏名 取締役社長 八木 誠



平成25年7月8日付け関原発第150号をもちまして申請いたしました高浜  
発電所の発電用原子炉設置変更許可申請書（3号及び4号発電用原子炉施設の変  
更）を下記のとおり一部補正いたします。

記

高浜発電所の発電用原子炉設置変更許可申請書（3号及び4号発電用原子炉施  
設の変更）を別添のとおり一部補正する。

本資料のうち、枠囲みの範囲は  
機密に係る事項ですので  
公開することはできません。

## 別 添

「三、変更の内容」の一部補正

別紙1（設置変更許可等の経緯）の一部補正

別紙2（本文）の一部補正

別紙3（工事計画）の一部補正

添付書類目次の一部補正

添付書類三の一部補正

添付書類四の一部補正

添付書類五の一部補正

添付書類六の一部補正

添付書類八の一部補正

添付書類十の一部補正

## 添付書類十の一部補正

# 追 補

(添付書類十)

## 目 次

追補1 「5. 重大事故の発生及び拡大の防止に必要な措置を実施するために必要な技術的能力」の追補

重大事故の発生及び拡大の防止に必要な措置を実施するために必要な技術的能力

追補2 「6. 重大事故等への対処に係る措置の有効性評価の基本的考え方」の追補

I 事故シーケンスグループ及び重大事故シーケンス等の選定について

II 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価

III 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて

## 追補 2. III

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので  
公開することはできません。

### III 重大事故等対策の有効性評価に係る シビアアクシデント解析コードについて

(第3部 M A A P)

## 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-Z 2 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 次冷却材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 次冷却材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 次冷却材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、MAPP 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°C (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°C まで上昇した後、急冷するこの温度挙動は、TMI-2 Vessel Investigation Project<sup>[13]</sup>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区画、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 MAPP 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 次冷却材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 次冷却材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 ループの 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 次冷却材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 次冷却材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次冷却材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 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 解析
水素発生開始時刻	約 139 分	約 145 分
水素発生期間	約 139~224*分	約 145~230 分
全水素発生量	1,100~1,200 lb. 約 499~544kg	1,125 lb. 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 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 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°C）よりわずかに低い約 1,200°C (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 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 TMI 2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	$62.5 \times 10^6$	$45.7 \times 10^6$
炉心			
燃料集合体数	体	177	157
集合体当たりの燃料棒数	本	208	264
燃料棒配列	—	$15 \times 15$	$17 \times 17$
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	基	2	3
1次冷却材ポンプ			
台数	台	4	3

※ 代表3ループプラントの場合

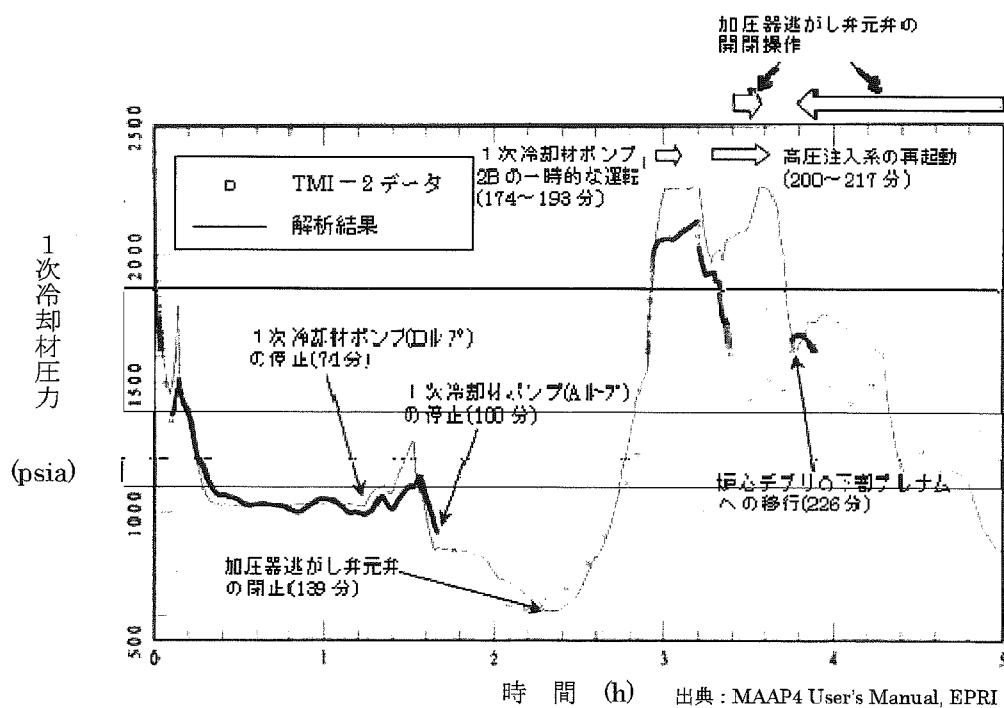


図 4.2-1 TMI 事故のベンチマーク解析結果：1次冷却材圧力

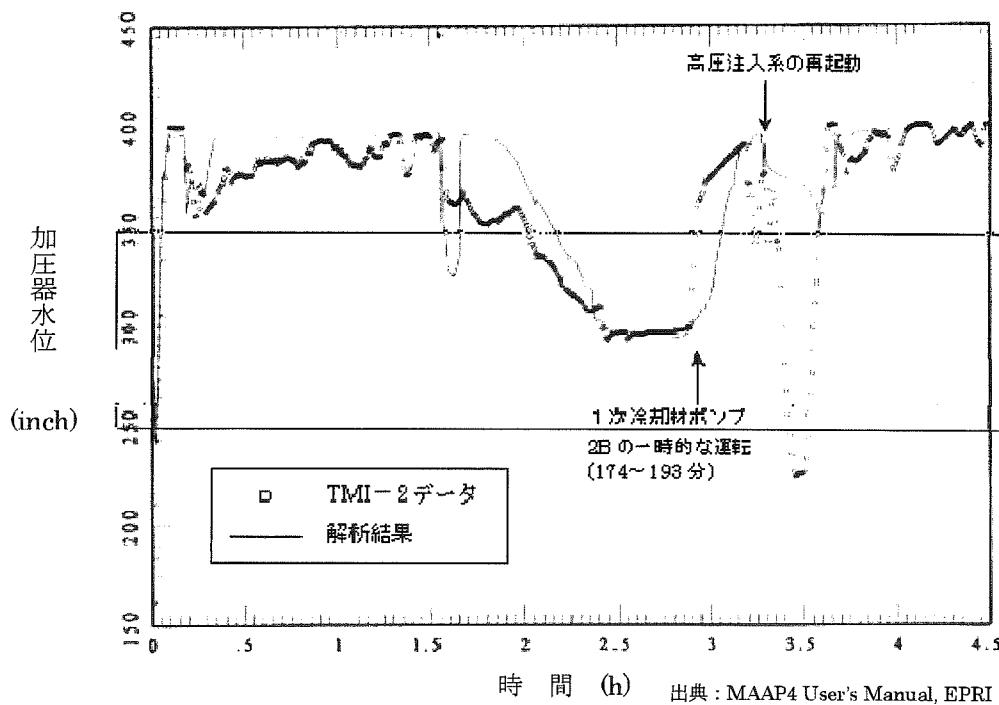
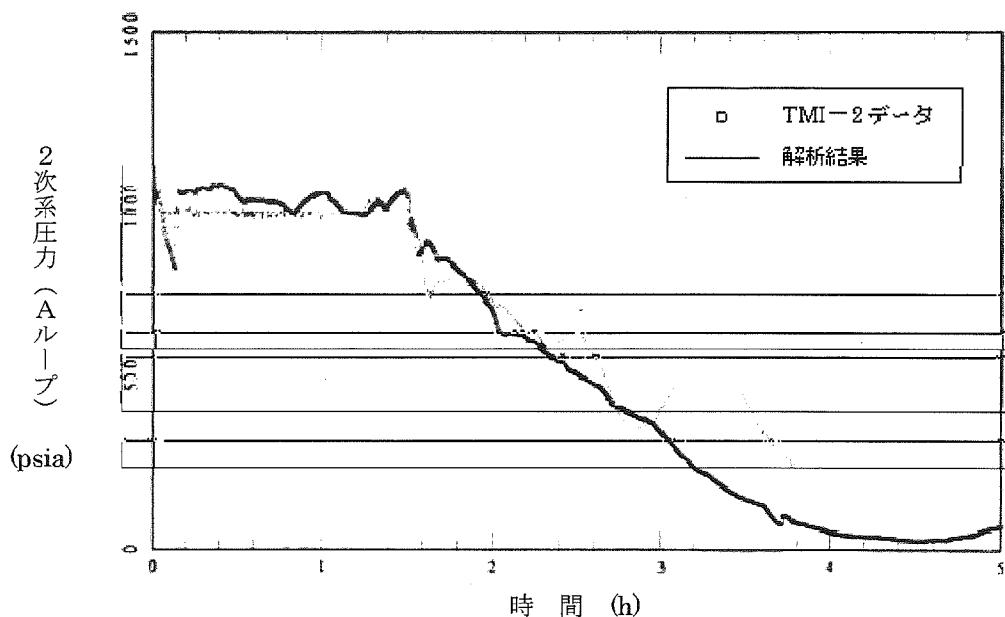
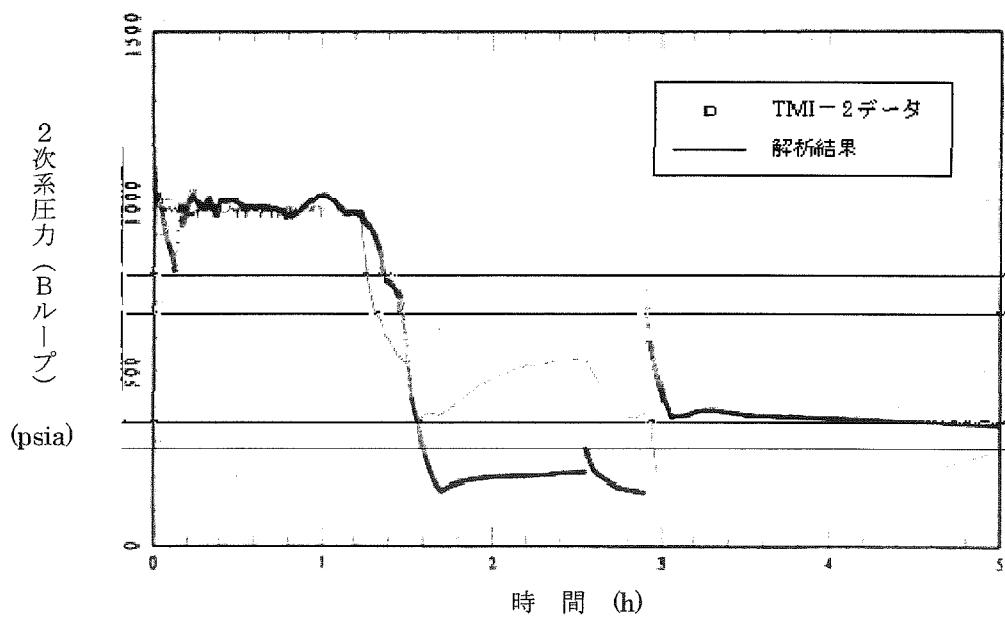


図 4.2-2 TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



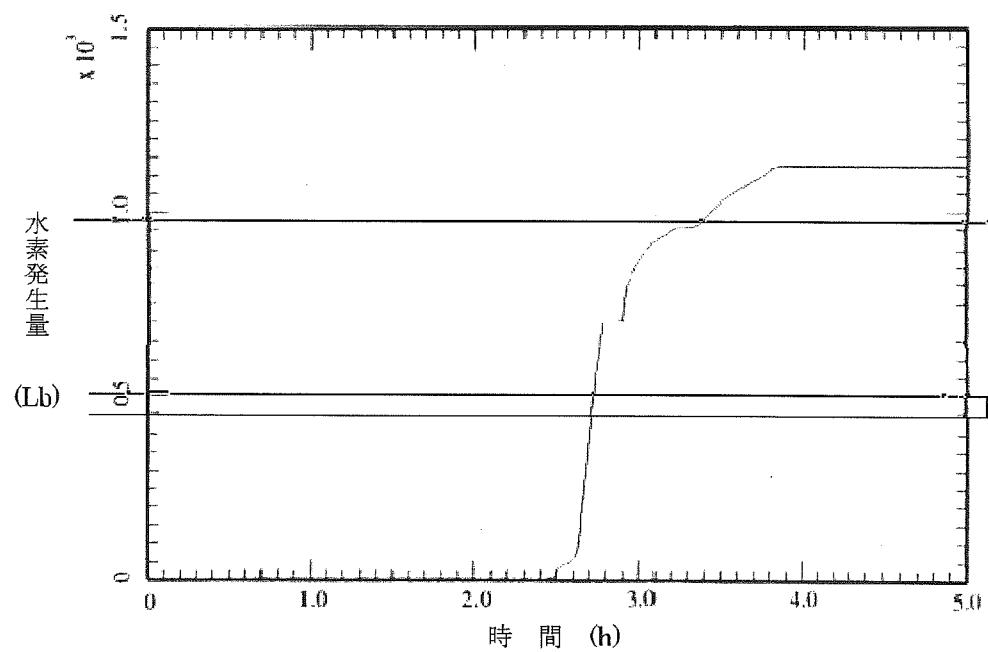
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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

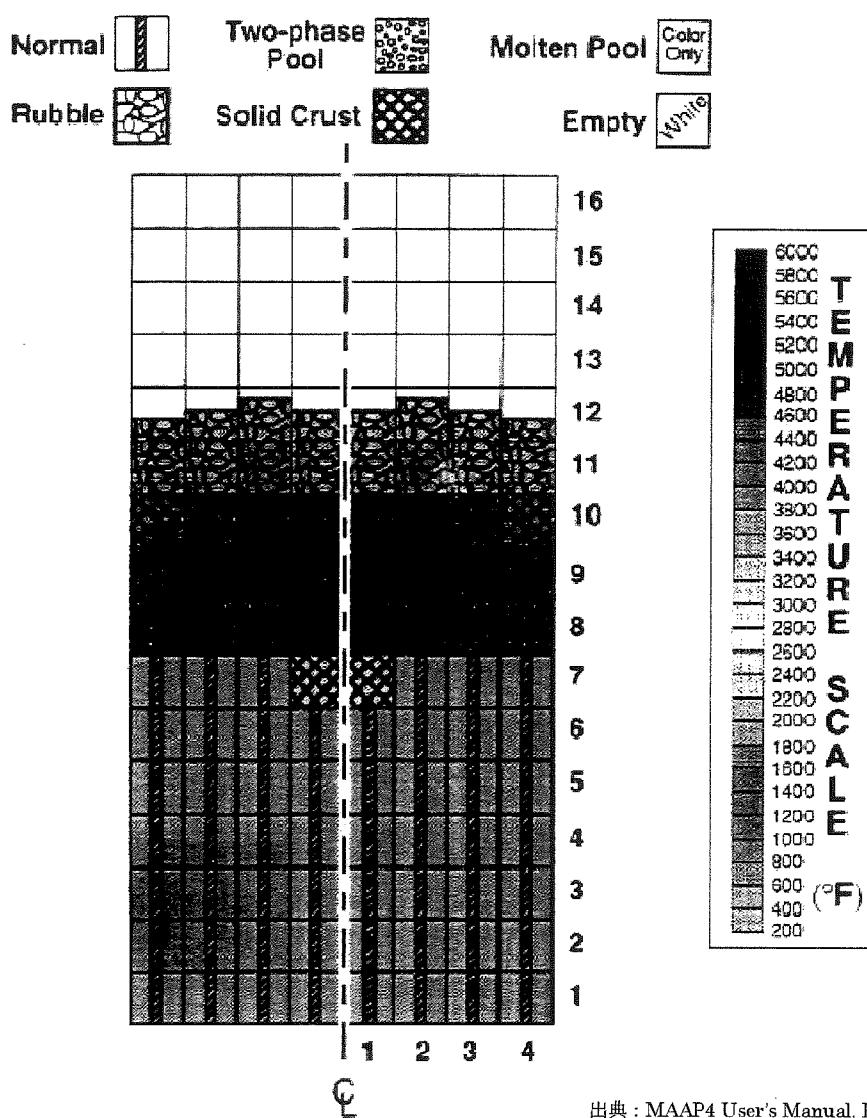
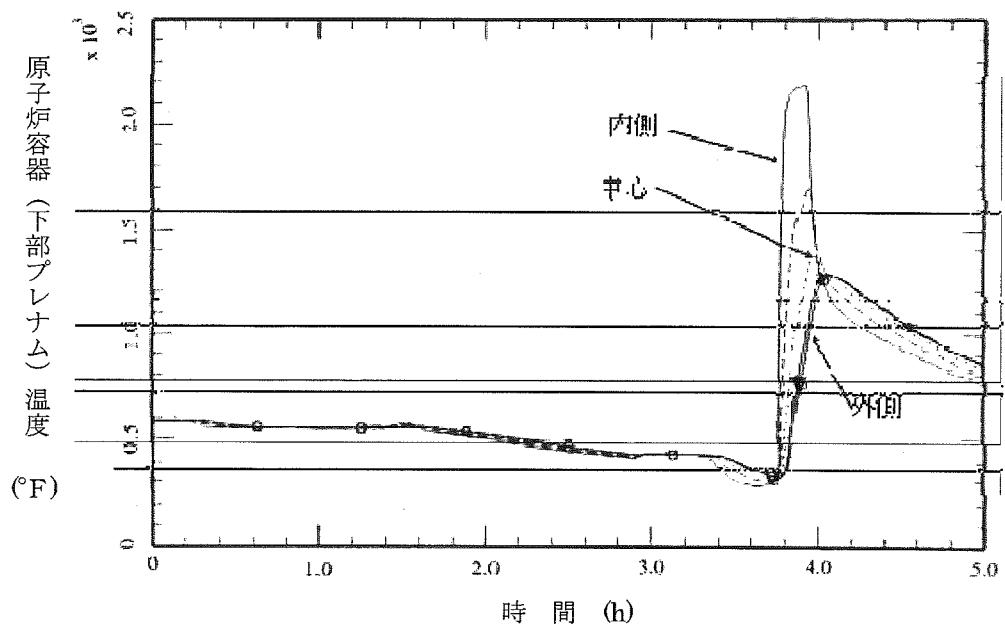
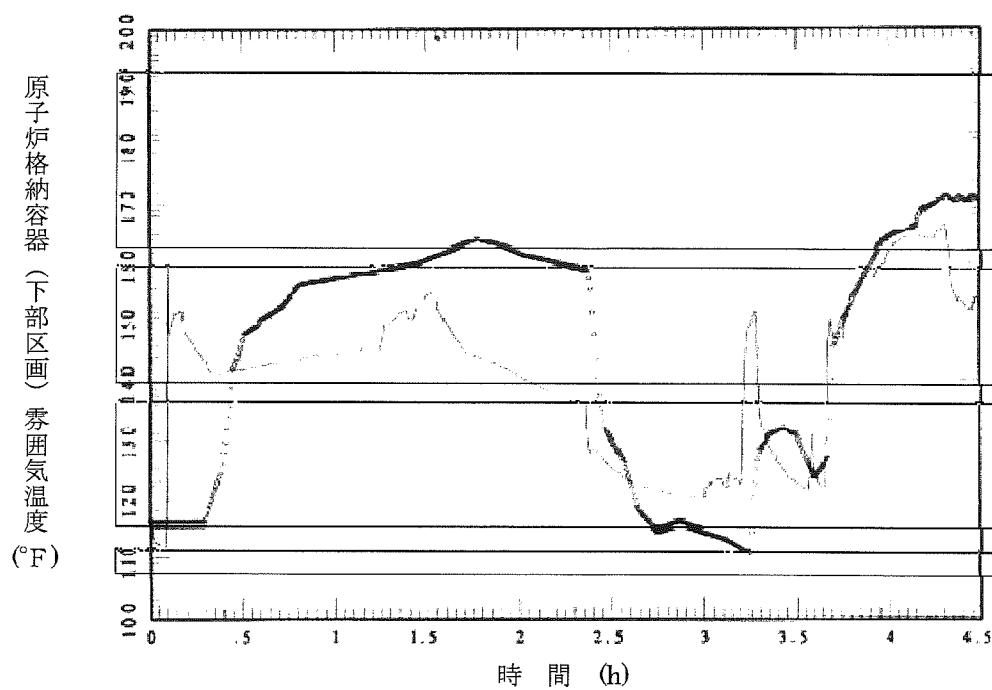


図 4.2-6 TMI 事故のベンチマーク解析結果：炉心状態（約 220 分後）



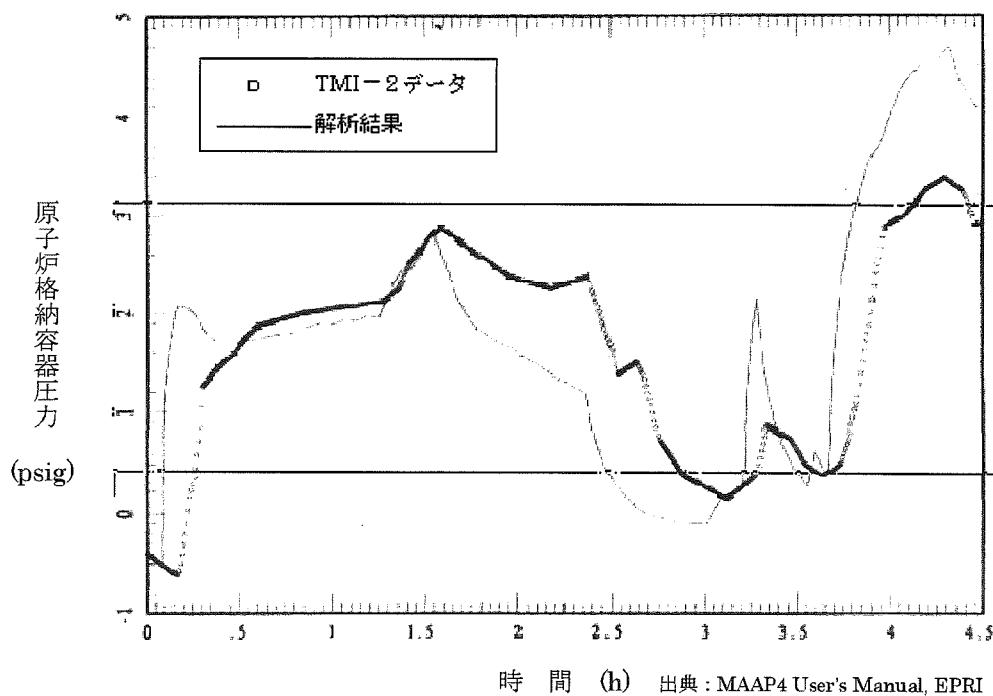
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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霧囲気温度



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

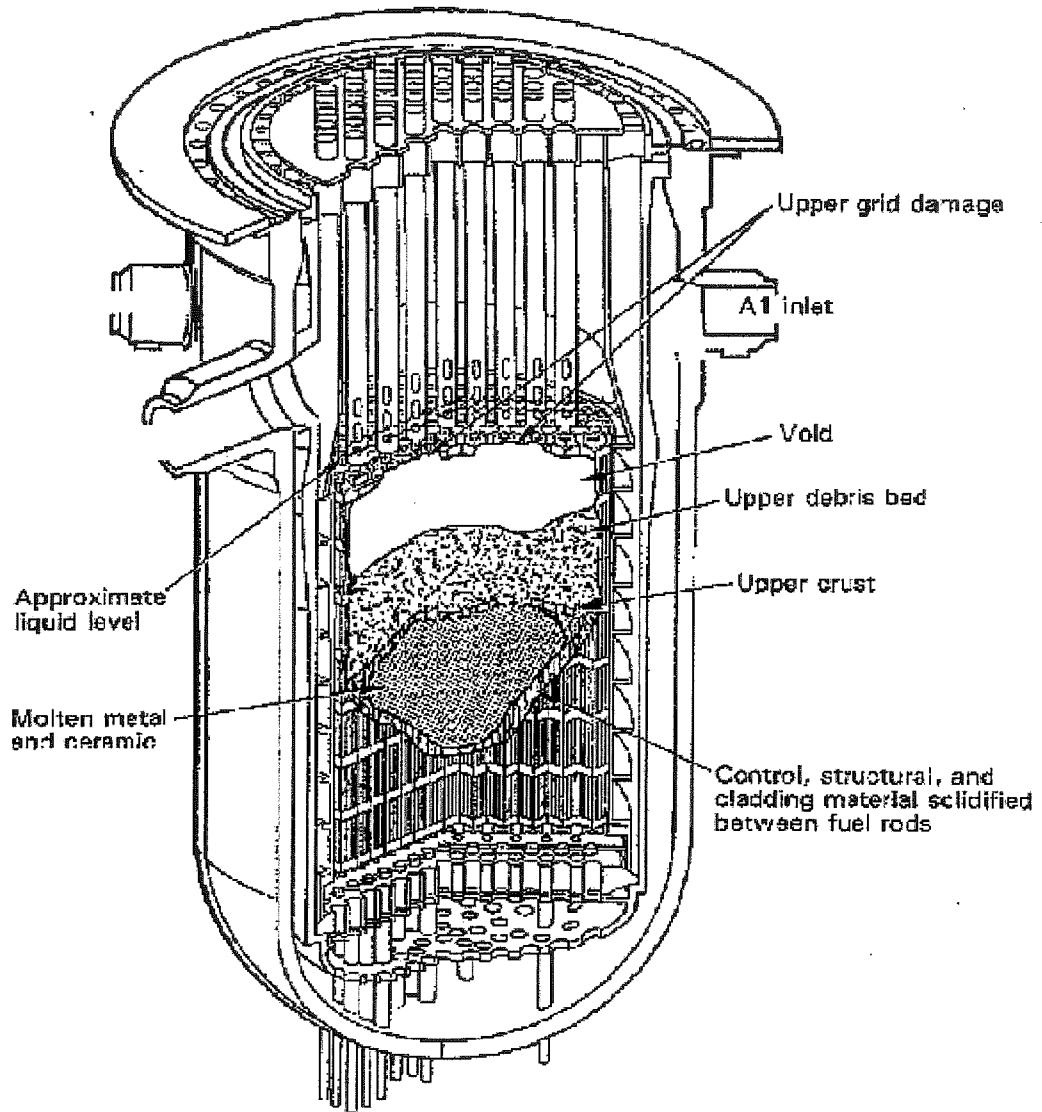


図 4.2-10 炉心溶融状況の比較（炉心溶融 220 分後、TMI 事故）[14]

#### 4.2.2 HDR 実験解析

##### (1) 実験の概要

HDR 実験<sup>[15]</sup><sup>[16]</sup>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<sup>3</sup> のうち 5,000 m<sup>3</sup> 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 MAPP 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、MAPP 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(主にエネルギーの移動)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つたものと考えられる。図4.2-16にMAAPで計算された注入水蒸気エネルギー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、気相のエネルギー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ー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ーバランスは水蒸気による流入エネルギーの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、 $11,400\text{m}^3$ は気体の密度を $1\text{kg/m}^3$ とすれば、 $11\text{t}$ であり金属ヒートシンクでは $1\text{m}^3$ 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、エネルギーを蓄積するより、原子炉格納容器全体にエネルギー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ー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部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、MAPA 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。「構造材との熱伝達」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°C 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

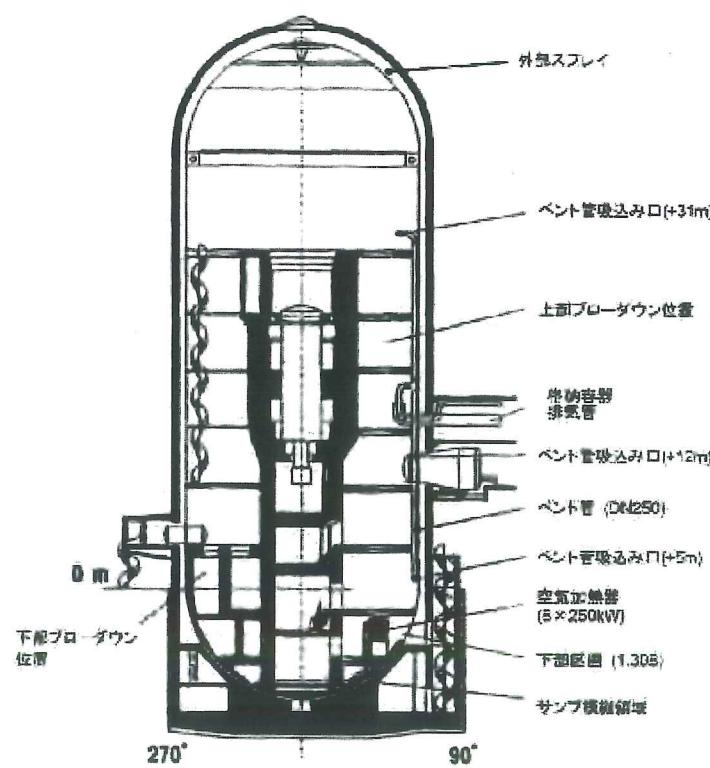
0.0 分	小破断 L O C A の発生とほぼ同時（1~2 分の遅れ）に、第 1805 室への水蒸気の注入開始 (2.06 [kg/s] の一定流量、仕様では 3.3 [kg/s])
693.82 分	L O C A の終了と水蒸気の注入流量を 1.20 [kg/s] まで削減
739.4 分	混合ガスの注入開始（第 1805 室）
749.98 分	水蒸気の注入終了
772.3 分	混合ガスの注入終了
772.93 分	第 1405 室への水蒸気の注入開始 (2.06 [kg/s])
958.77 分	水蒸気の注入終了
975.0 分	外部スプレイ期間の開始（流量 $21[\text{t/h}] = 5.83[\text{kg/s}]$ ）
1,095.0 分	スプレイ流量を $26.5[\text{t/h}] = 7.36[\text{kg/s}]$ まで増加
1,155.0 分	スプレイ流量を $33[\text{t/h}] = 9.17[\text{kg/s}]$ まで増加
1,185.0 分	スプレイ流量を $38.5[\text{t/h}] = 10.69[\text{kg/s}]$ 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 自由体積 ( $\text{m}^3$ )	42,400	67,900	73,700	11,400	850

表 4.2-4 MAA Pで計算されたエネルギーバランス  
(注入された水蒸気エネルギーの分配)

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

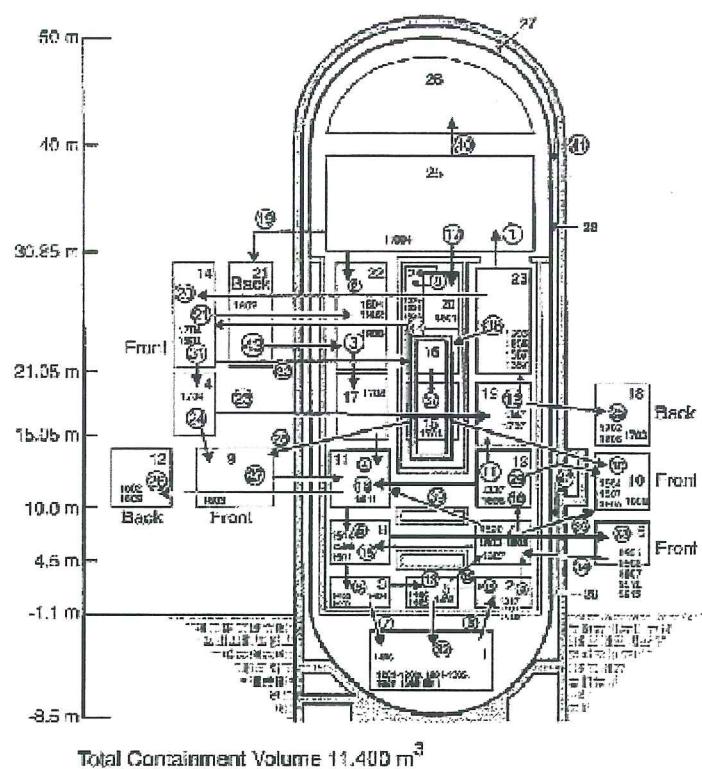


図 4.2-12 ノード分割図<sup>[16]</sup>

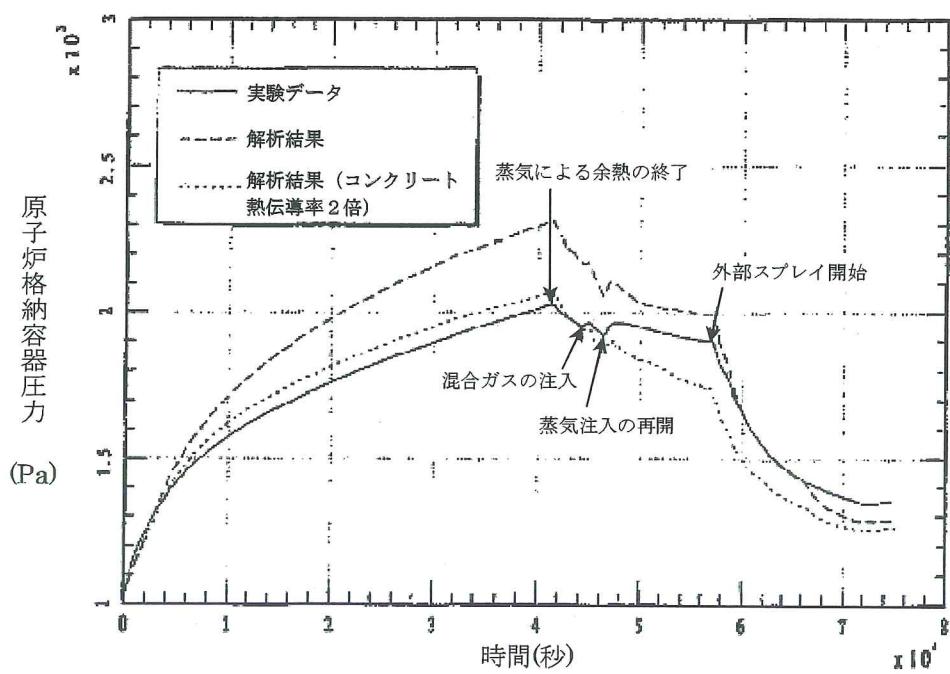
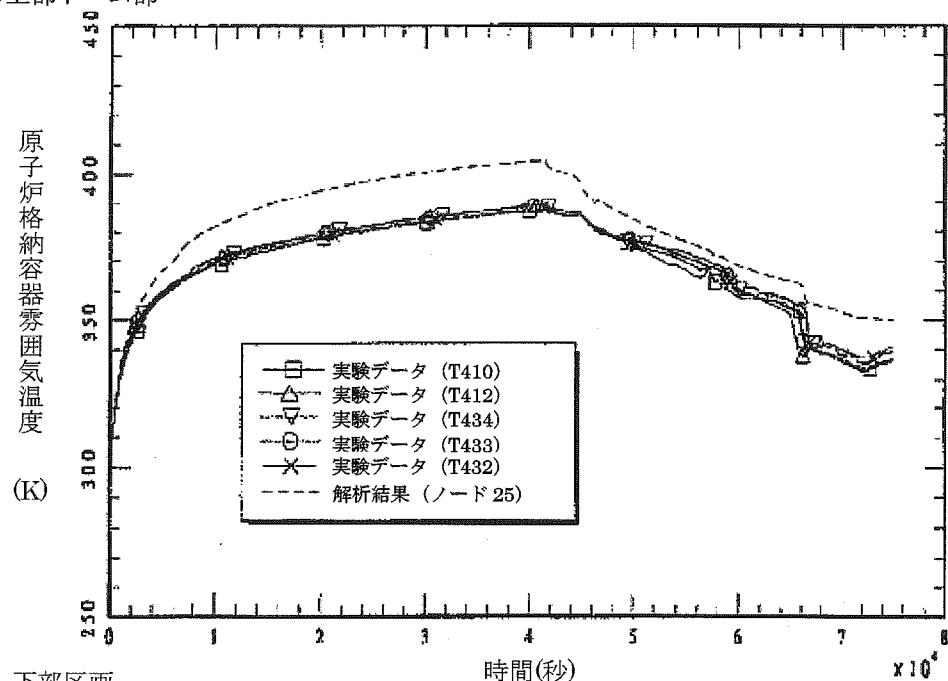


図 4.2-13 HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力<sup>[16]</sup>

(a) 上部ドーム部



(b) 下部区画

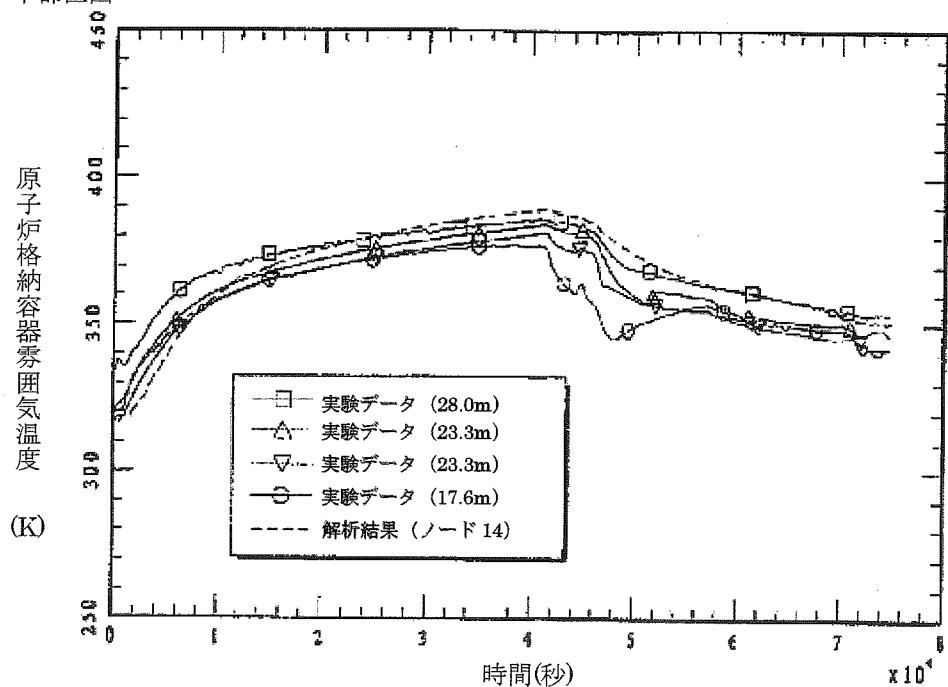
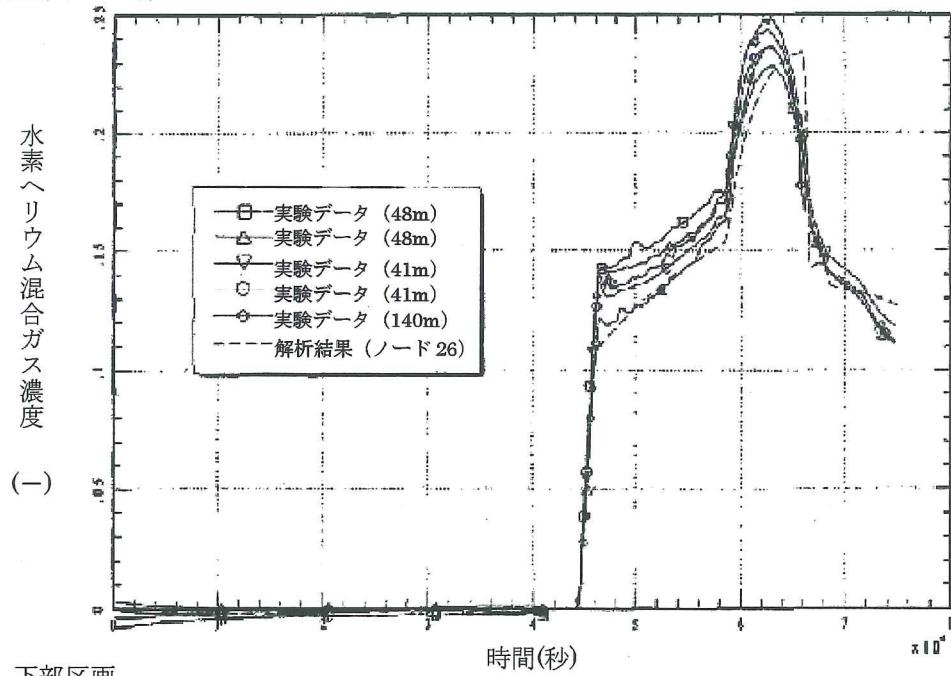


図 4.2-14 HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器雰囲気温度<sup>[16]</sup>

(a) 上部ドーム部



(b) 下部区画

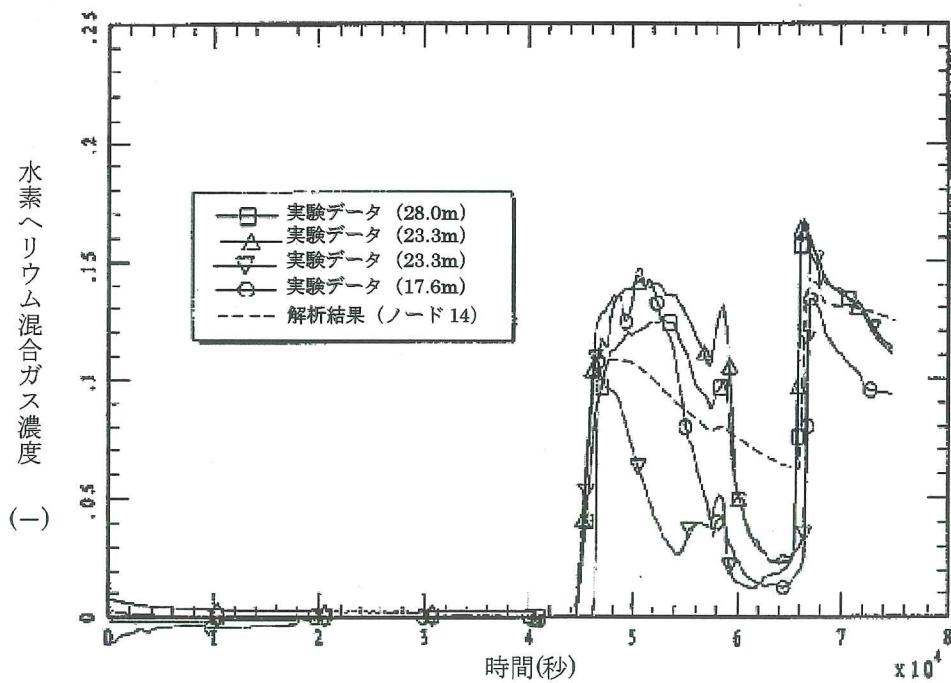


図 4.2-15 HDR 実験のベンチマーク解析結果：水素ヘリウム混合ガス濃度<sup>[16]</sup>

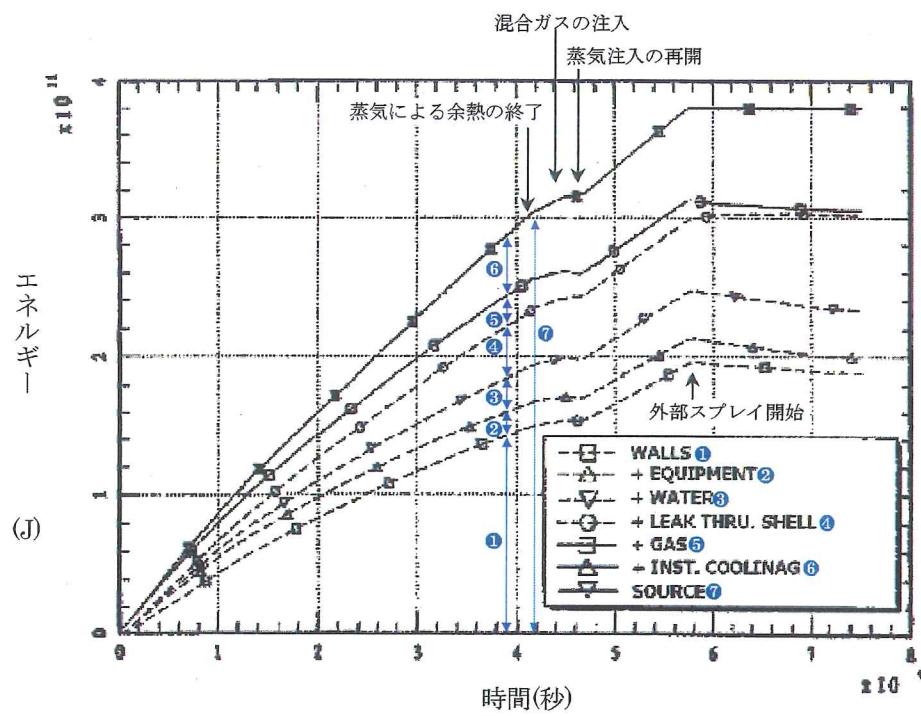


図 4.2-16 HDR 実験のベンチマーク解析結果：エネルギーバランス (MAAP) [16]

#### 4.2.3 CSTF 実験解析

##### (1) 実験の概要

CSTF 実験<sup>[17]</sup>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<sup>3</sup>、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 MAPP 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 L O C A 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と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性なものである。

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 はランプド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 L O C A 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現れているが、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 MAA P 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はランプド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

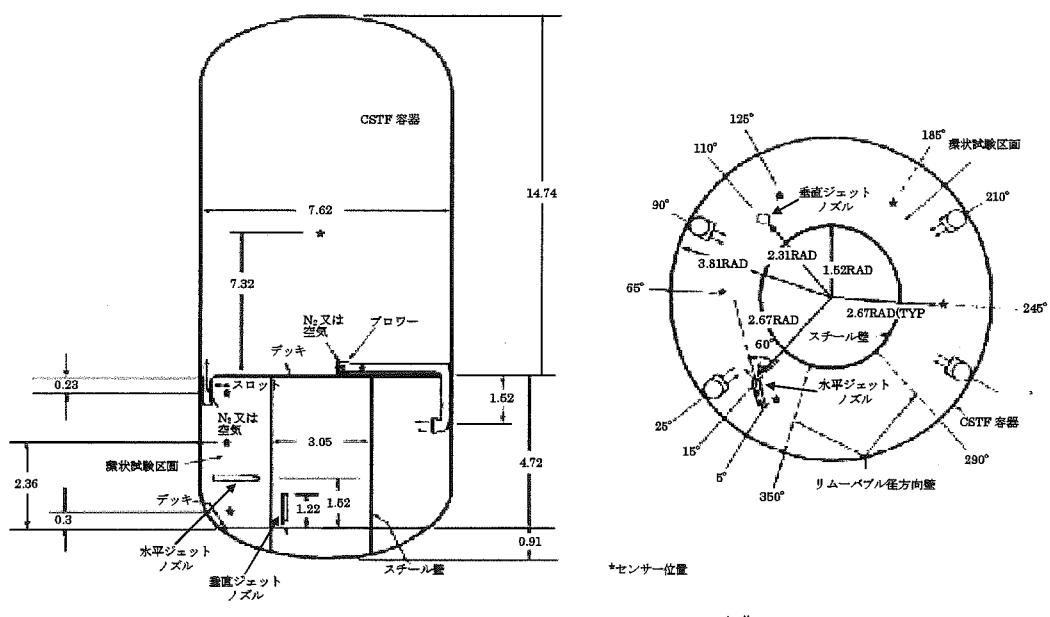
実験 ケース	雰囲気 ガス	再循環流量		注入ガス 組成	ガス流量 (ヘリウム又は水素)		水蒸気流量		下部区画 ガス 初期温度	
		lb/min.	ft <sup>3</sup> /min.		kg/min.	lb/min.	kg/min.	lb/min.	°C	%
<b>予備試験</b>										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
<b>高速ジェット試験 (水平方向)</b>										
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 <sub>2</sub>	104	3700	H <sub>2</sub> -Steam	0.41	0.9	24.5	54	66	150
<b>高速ジェット試験 (垂直方向)</b>										
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

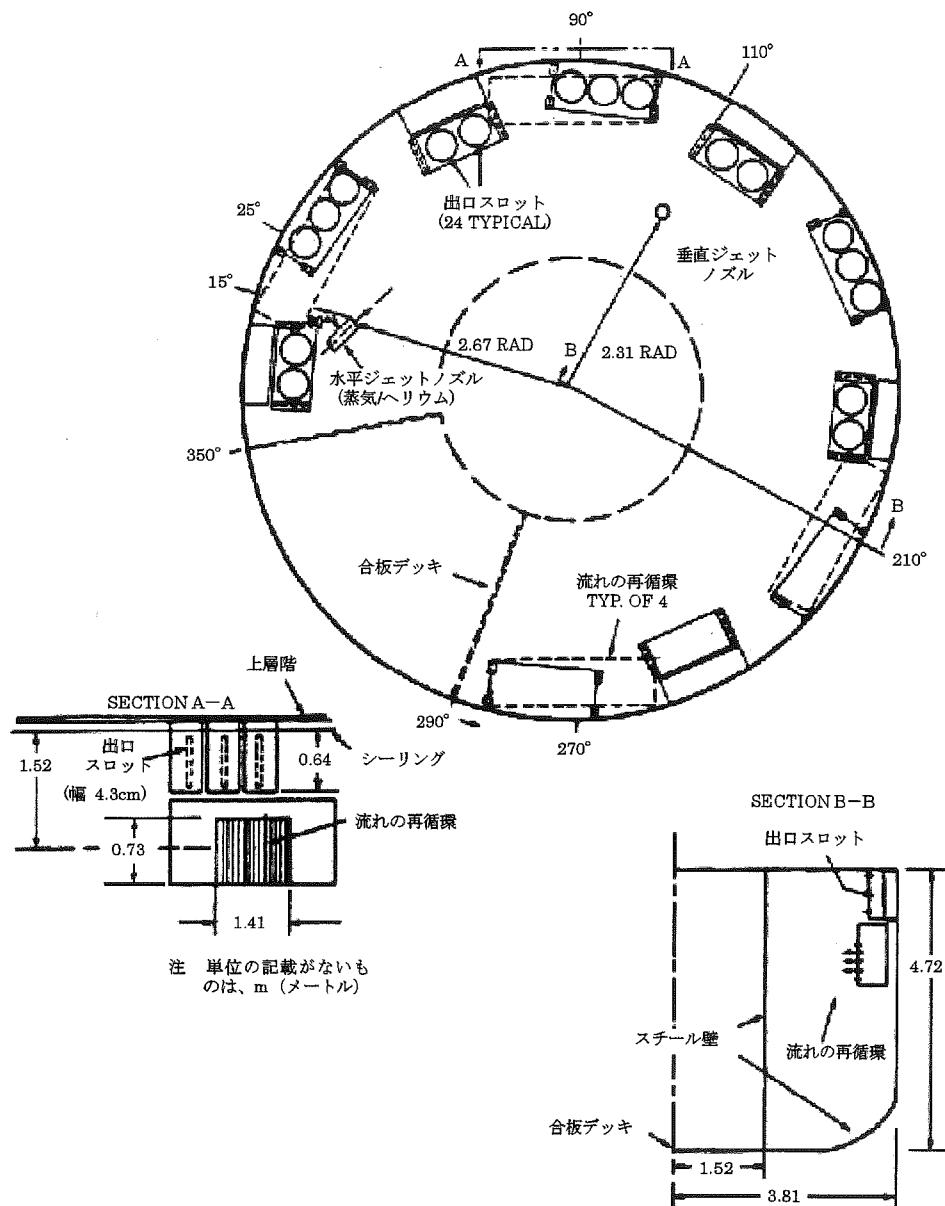
項目	国内PWRプラント			実験施設	
	2ループ	3ループ	4ループ	HDR	CSTF
プラント熱出力 (MWt)	1,650	2,652	3,411	—	—
原子炉格納容器 内自由体積 (m <sup>3</sup> )	42,400	67,900	73,700	11,400	850



注 單位の記載がないものは、m（メートル）

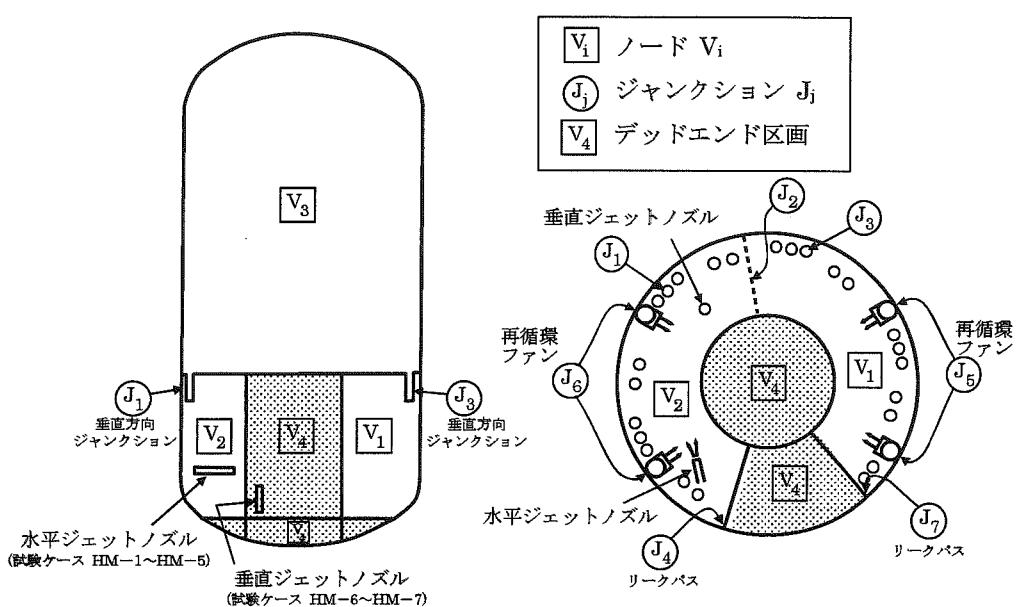
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 CSTF 実験装置の区画構成（全体）



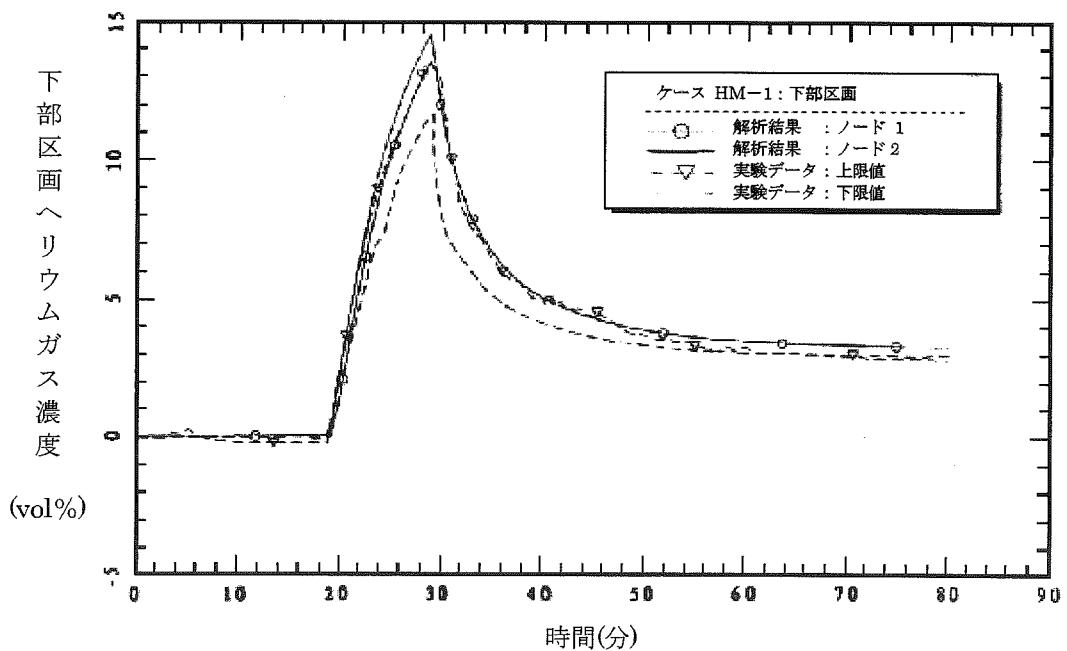
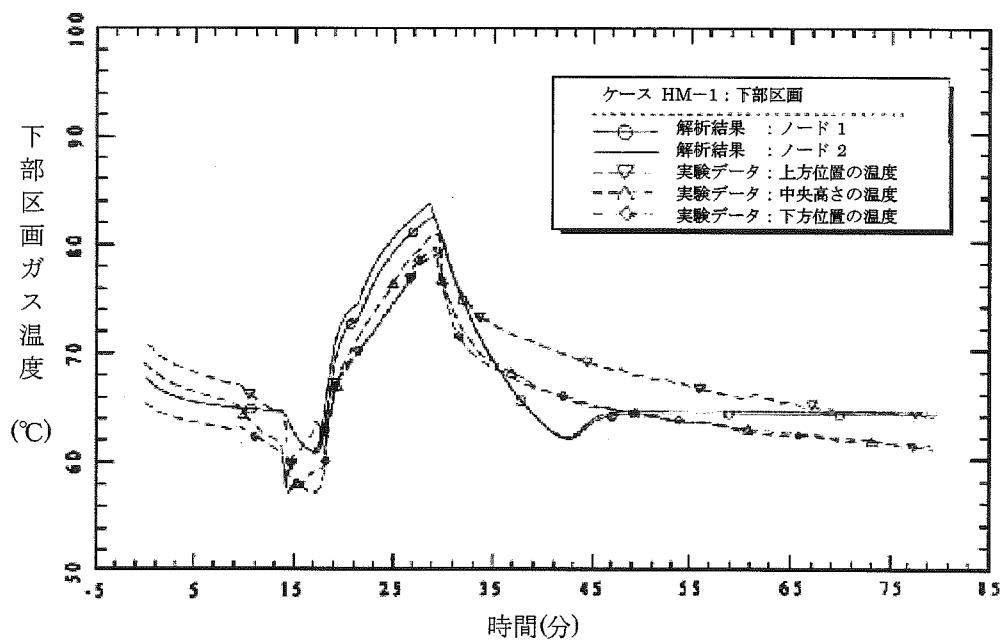
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 CSTF 実験装置の区画構成（詳細）



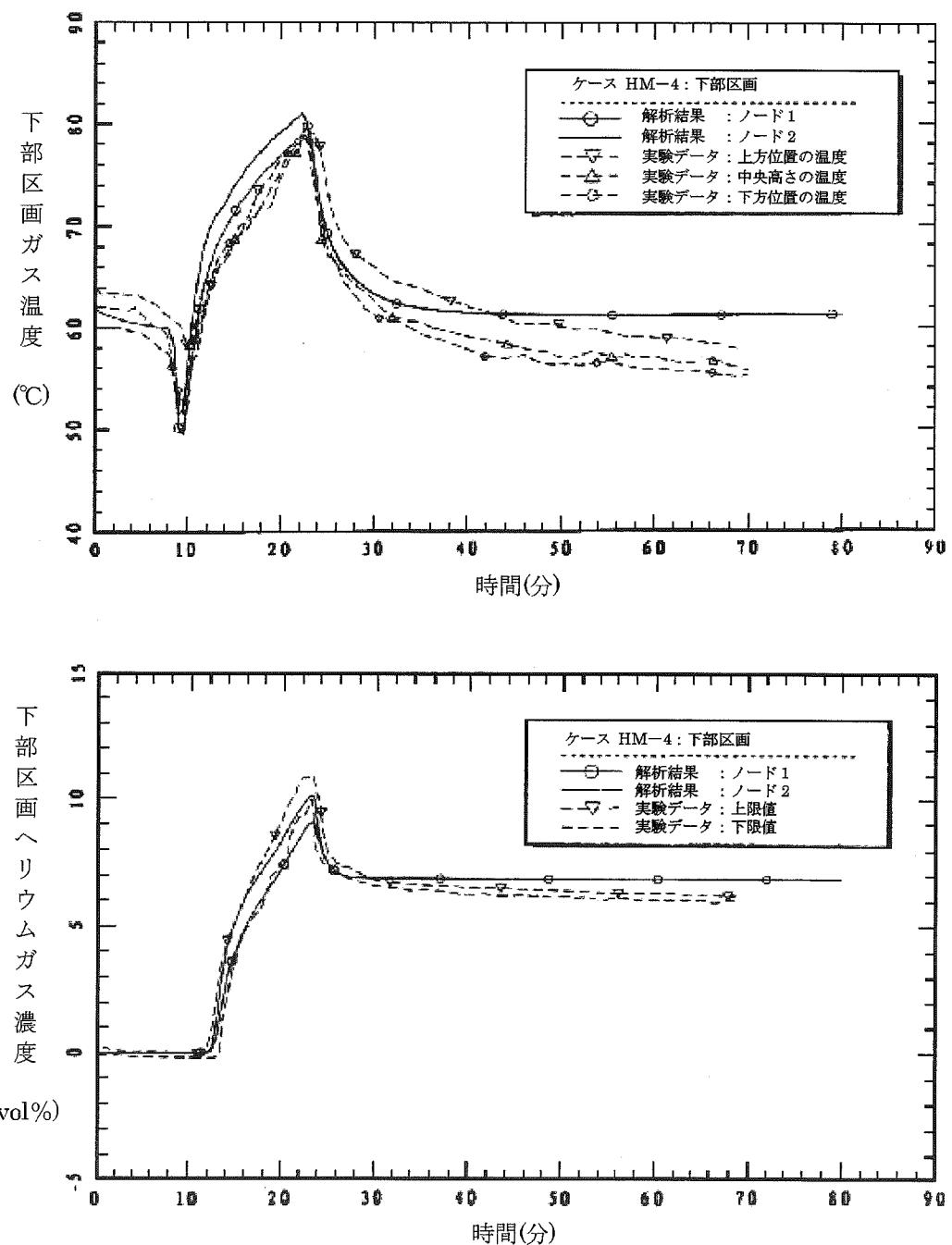
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-19 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割



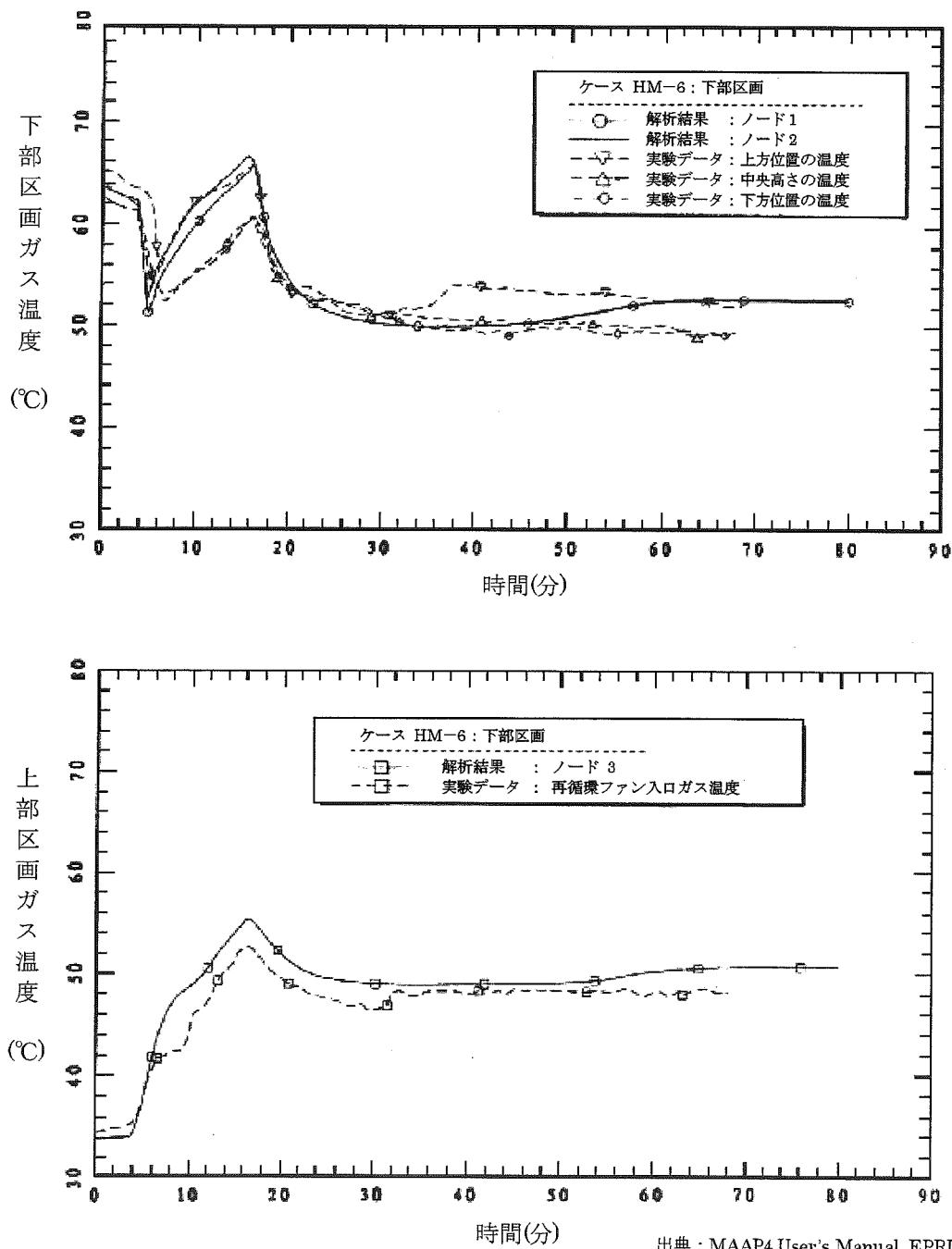
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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

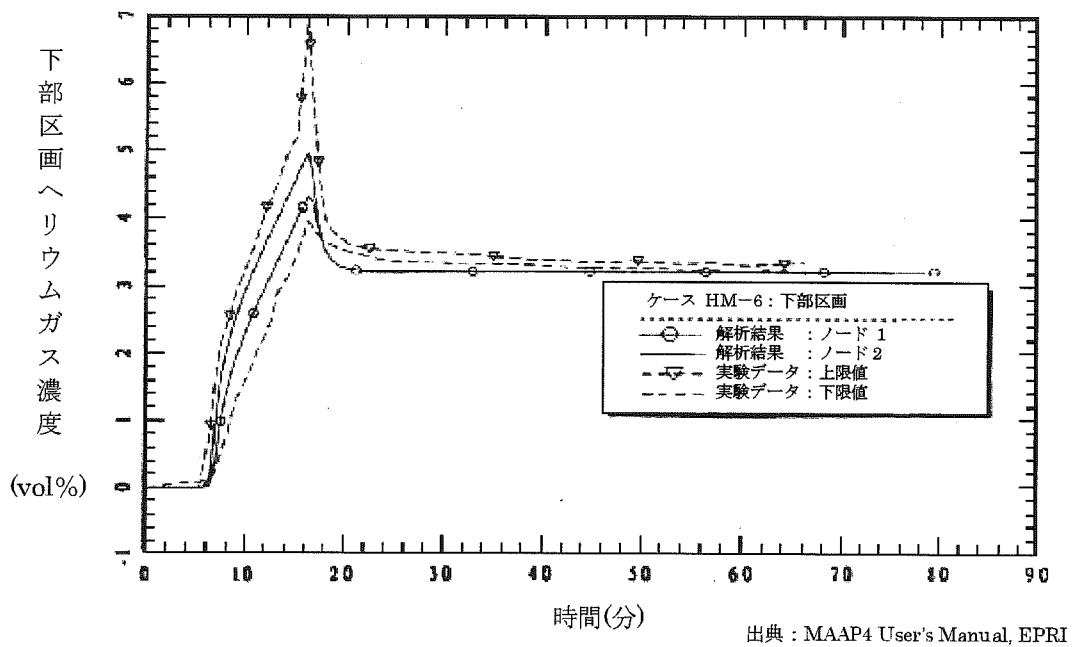


図 4.2-22 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-6) (2/2)

#### 4.2.4 ACE 実験解析

##### (1) 実験の概要

ACE 実験<sup>[18]</sup>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、溶融物が入っている。内側表面には 25 個のタンク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 つのタンクステンコイルで溶融物頂部付近に接続されて、溶融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、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。

溶融物の組成は  $\text{UO}_2$  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、溶融物はタンク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。実験設備のガスピレンームを 1 つのノードとし、ガスピレンー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、るっぽ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、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。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。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い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 MAPP 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、溶融物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。溶融物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物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 実験のような溶融物の形状が既知の場合に、M A A P 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。

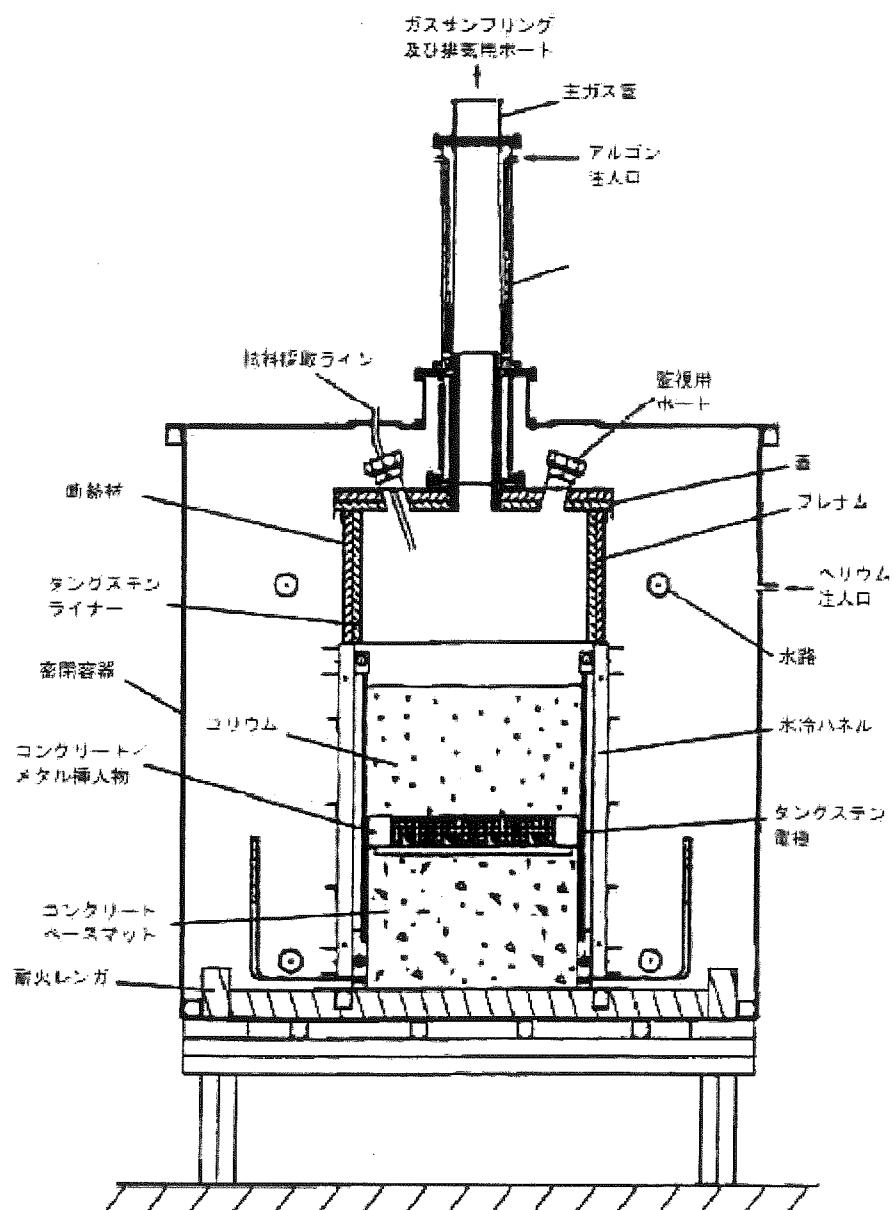
表 4.2-7 ACE 実験：コリウム溶融物組成及びコンクリート組成

Constituent (kg)	L2	L6	Constituent (kg)	L2	L6
UO <sub>2</sub>	216	219	SiO <sub>2</sub>	69	69
ZrO <sub>2</sub>	42.5	18.5	CaO	14.5	13.5
Zr	15.4	21.1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1	4
Zinc-O	-	1.8	K <sub>2</sub> O	1.4	1.4
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-	-	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1.0	1.0
Na <sub>2</sub> O	-	-	TiO <sub>2</sub>	0.8	0.8
Ce <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-	-	MgO	0.7	0.7
SS-304	-	9.1	Na <sub>2</sub> O	0.7	0.7
CaO	3.0	7.3	MnO	0.03	0.03
MgO	-	-	BaO	0.02	0.02
SiO <sub>2</sub>	20.9	16.9	SrO	0.02	0.02
BaO	0.8	0.79	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.01	0.01
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.6	0.6	H <sub>2</sub> O + CO <sub>2</sub>	7.9	7.9
Sc <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.5	0.5	Concrete Type	S <sup>1</sup>	S <sup>1</sup>
CeO <sub>2</sub>	1.3	1.3	TOTALS	99.1	99.08
MoO <sub>2</sub>	0.9	0.94			
S <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.2	-			
ZrTe <sub>2</sub>	-	0.2			
Ru	-	0.38			
B <sub>4</sub> C	-	-			
Ag	-	1.19			
In	-	0.22			

※ コンクリートタイプ

S<sup>1</sup> : 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

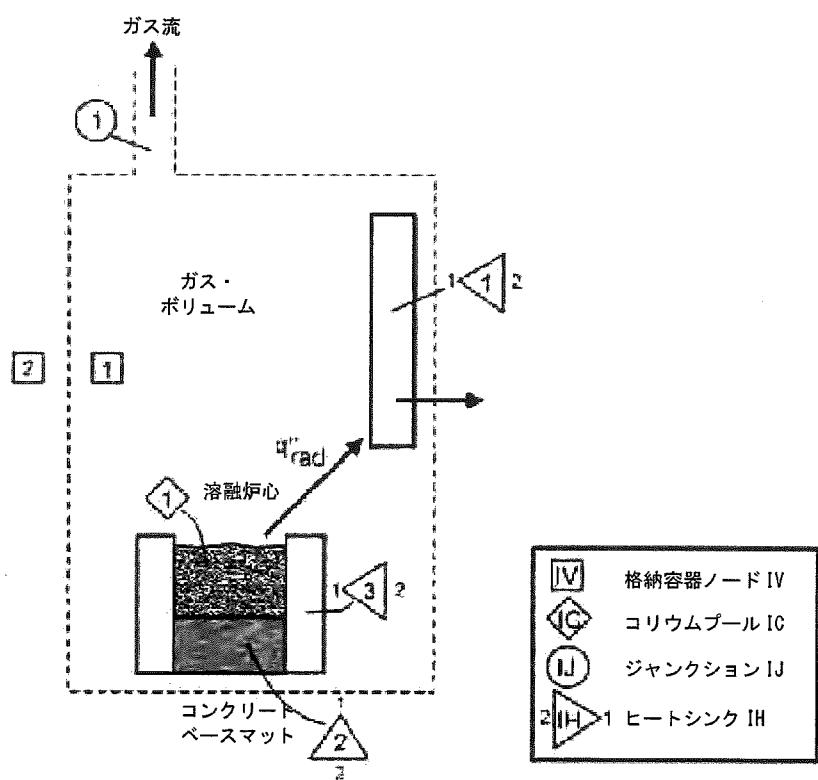
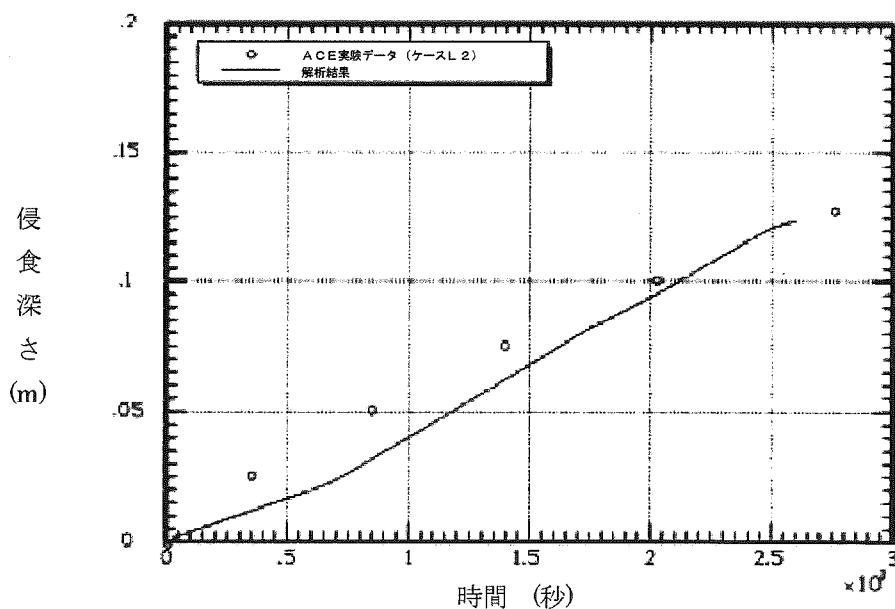
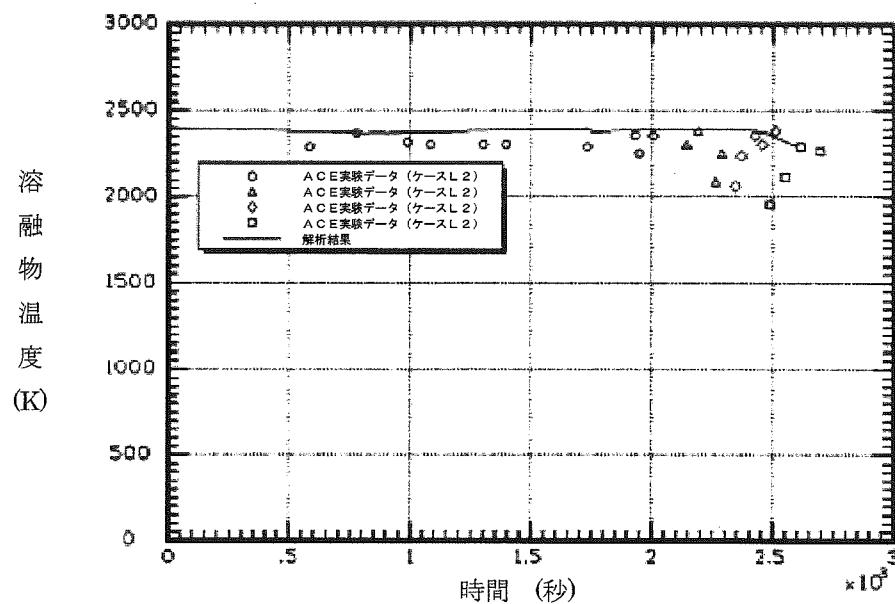


図 4.2-24 ベンチマーク解析モデル (MAAP)

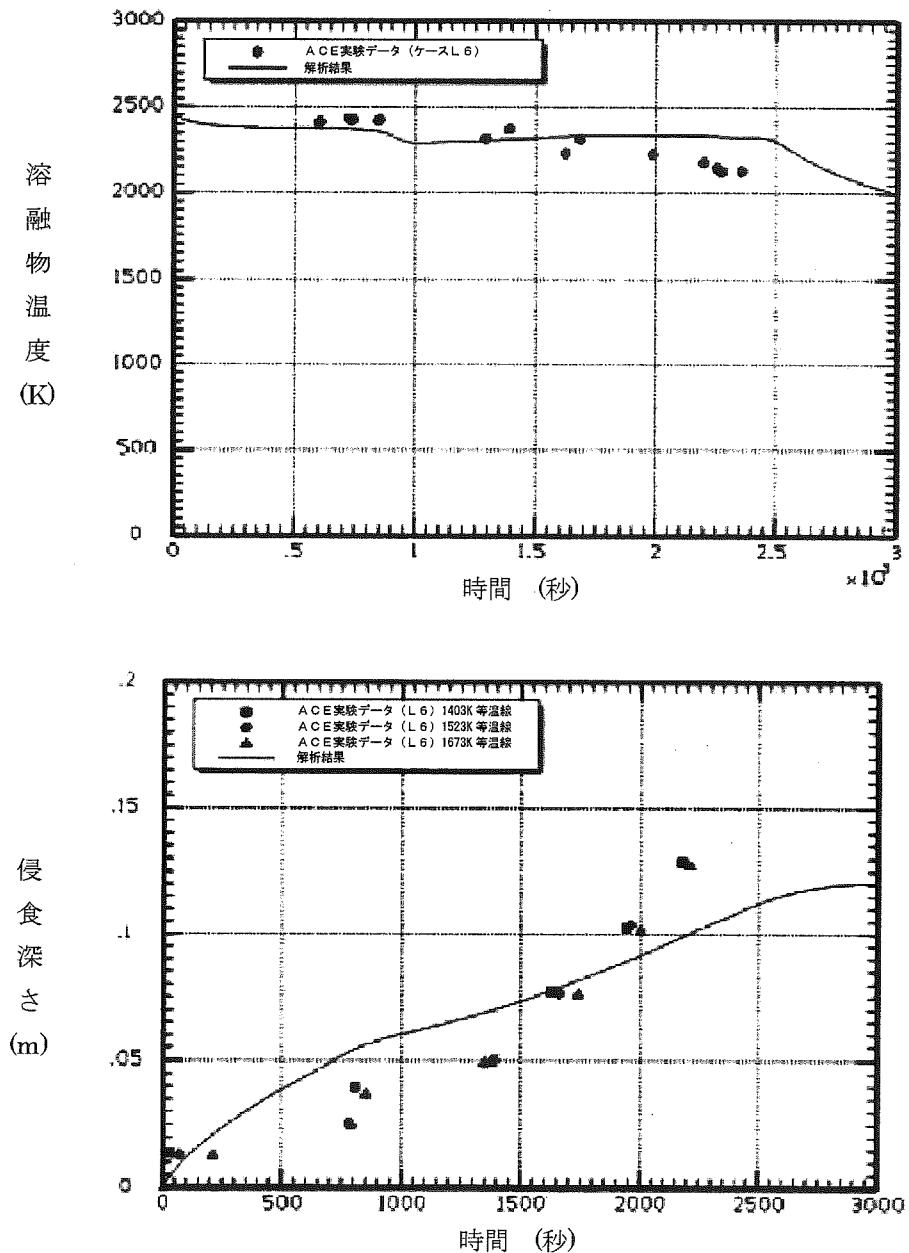


出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-25 ACE 実験ベンチマーク解析結果 (ケース L2)

溶融物 : PWR 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）

溶融物：PWR 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<sup>[19]</sup>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 F P 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、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 秒での溶融物温度は 1750K 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 MAPP の MCCI モデルの妥当性を確認した。

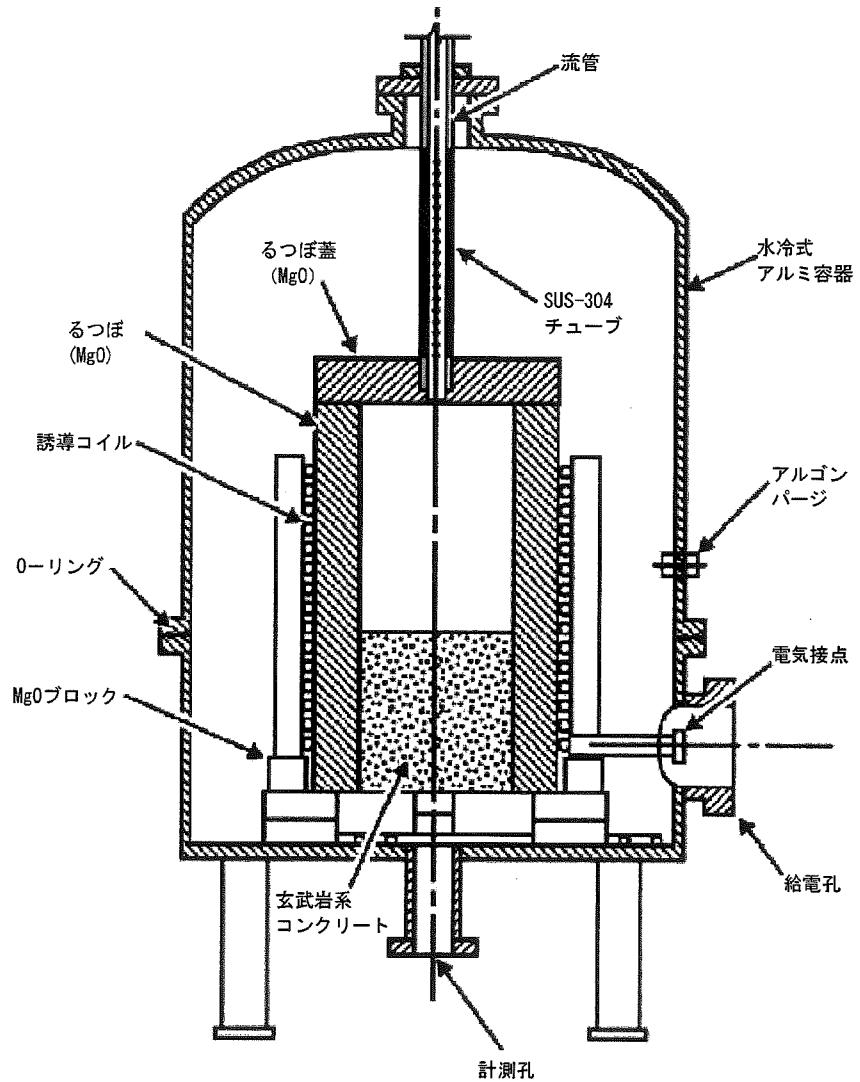
##### (4) 重要現象に関する不確かさの評価

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 MAPP 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、溶融物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。

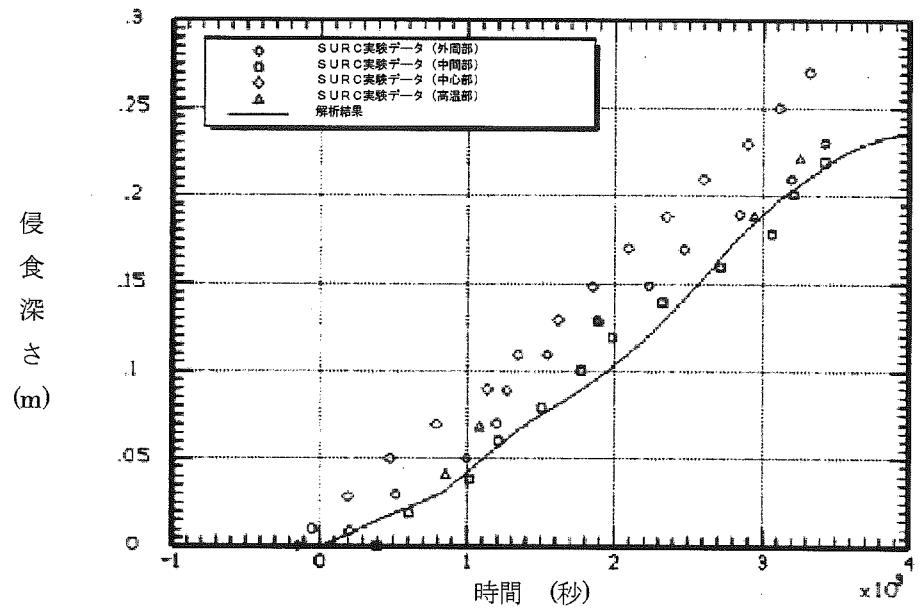
ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現した結果となっている。SURC 実験ではステンレス鋼の模擬 F P が使用されており、実機の材質と異なるが、熱的にも実機に近い条件となっている。溶融物からコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導や溶融物に接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、SURC 実験のような溶融物の形状が既知の場合に、MAAP 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<sup>[20][21]</sup>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 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 次冷却材圧力は 14.48 MPa である。1 次冷却材高温側温度は 293.2°C、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°C、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°C 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363kg（初期質量の約66%）であるのに対し、MAAPでは330kg（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の方が高めの推移となるが、この原因是、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 MAPP 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、MAPP 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。

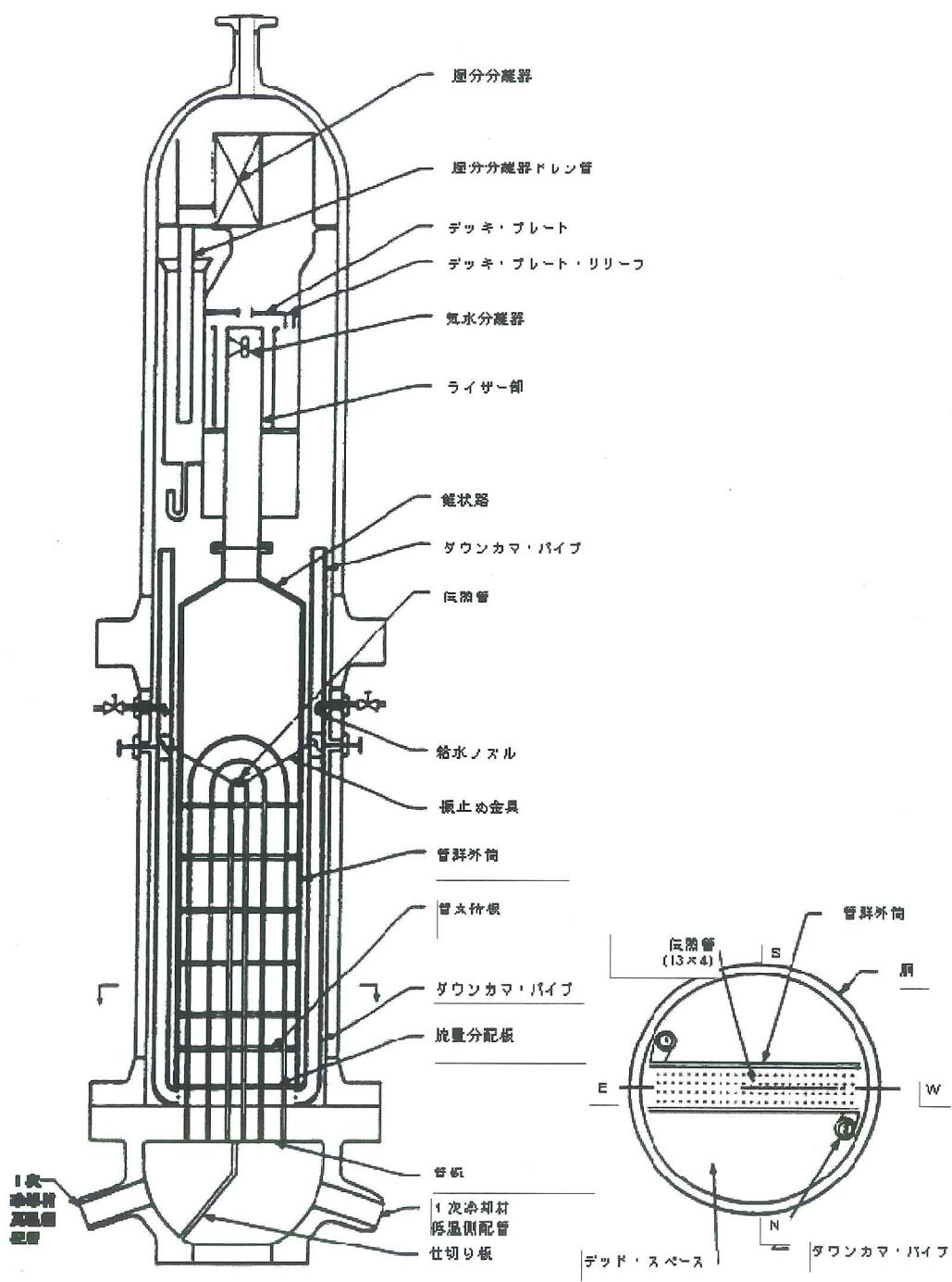
全交流動力電源喪失が発生し、補助給水に失敗する場合は、1 次側からの伝熱により 2 次側が昇温及び昇圧される状態であり、MB-2 実験の給水流量喪失のケースから考察する。図 4.2-31 (1/2) に蒸気発生器圧力と 1 次冷却材低温側温度の比較を示している。1 次冷却材低温側温度は、1 次系と 2 次系の伝熱による 1 次側への影響が現れたものであり、実験データとほぼ一致した挙動である。また、蒸気発生器圧力は、1 次系と 2 次系の伝熱による 2 次側への影響が現れたものであり、実験データと 0.2MPa の範囲で一致する挙動となっている。また、1 次系と 2 次系の伝熱において、蒸気発生器 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、MAPP 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。

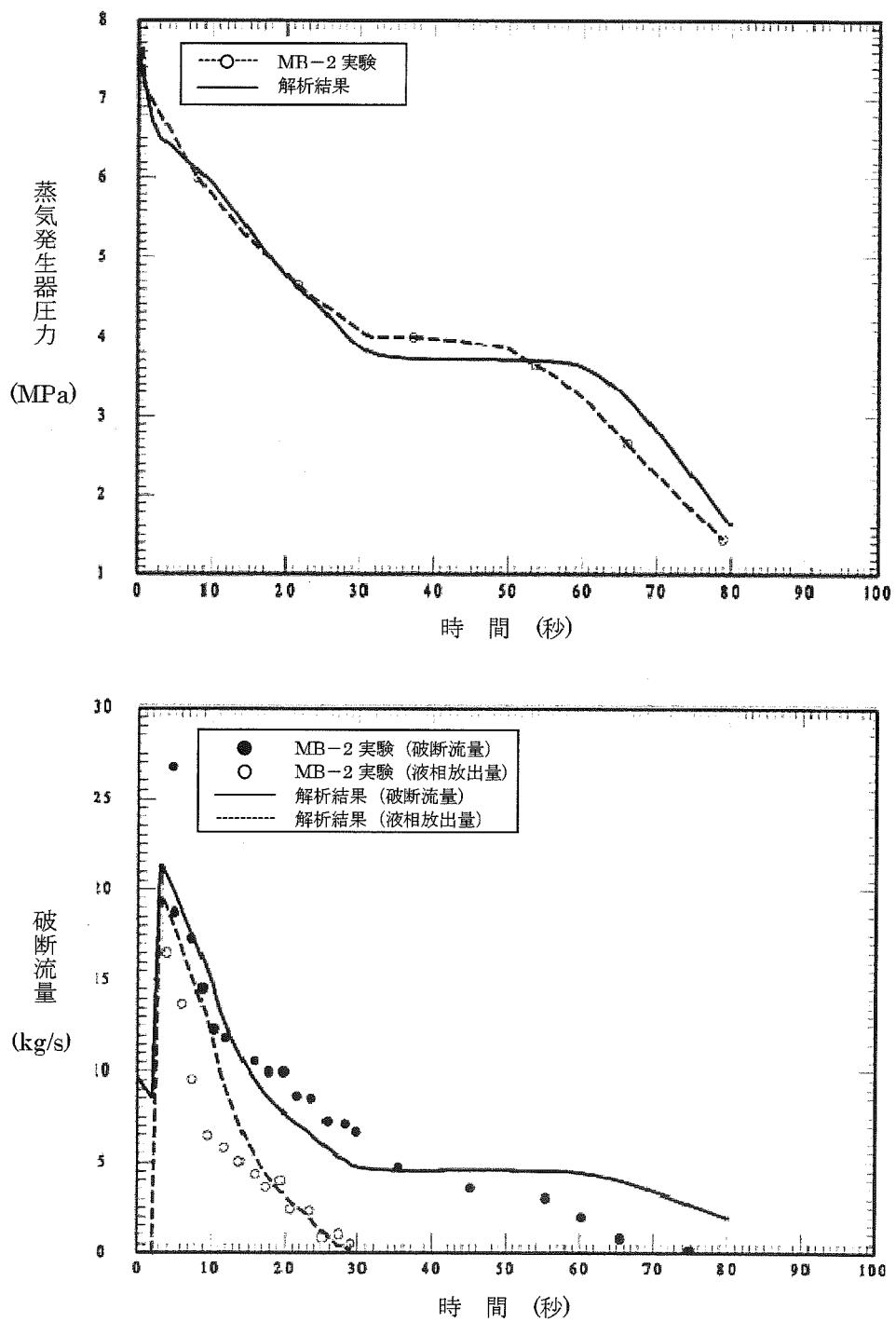
以上より、「冷却材放出」については、放出質量自体はほぼ適正に評価できるが、液相放出については過大に評価するため、その結果、「1 次系・2 次系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

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。



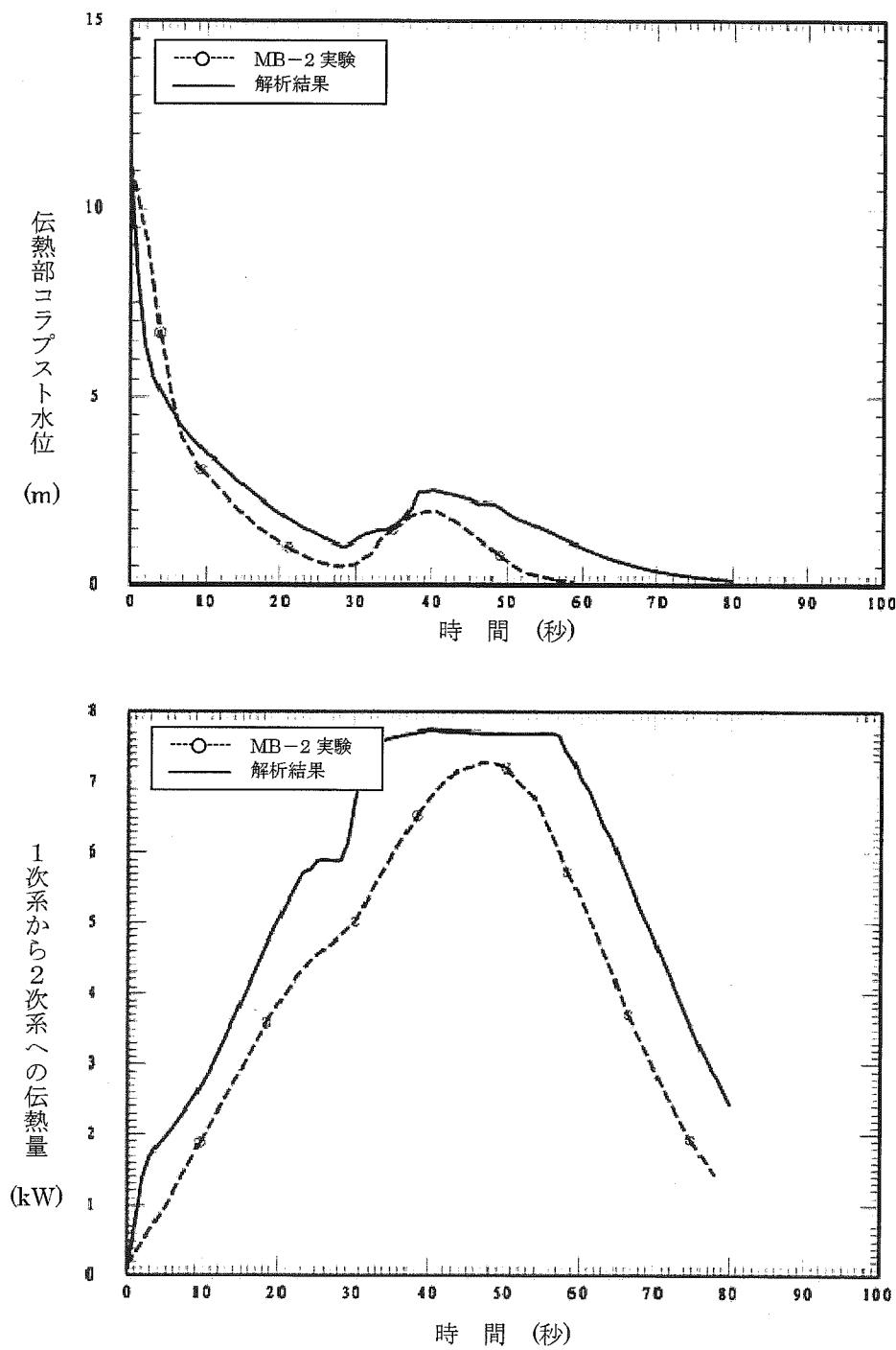
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 MB-2 実験装置の概略



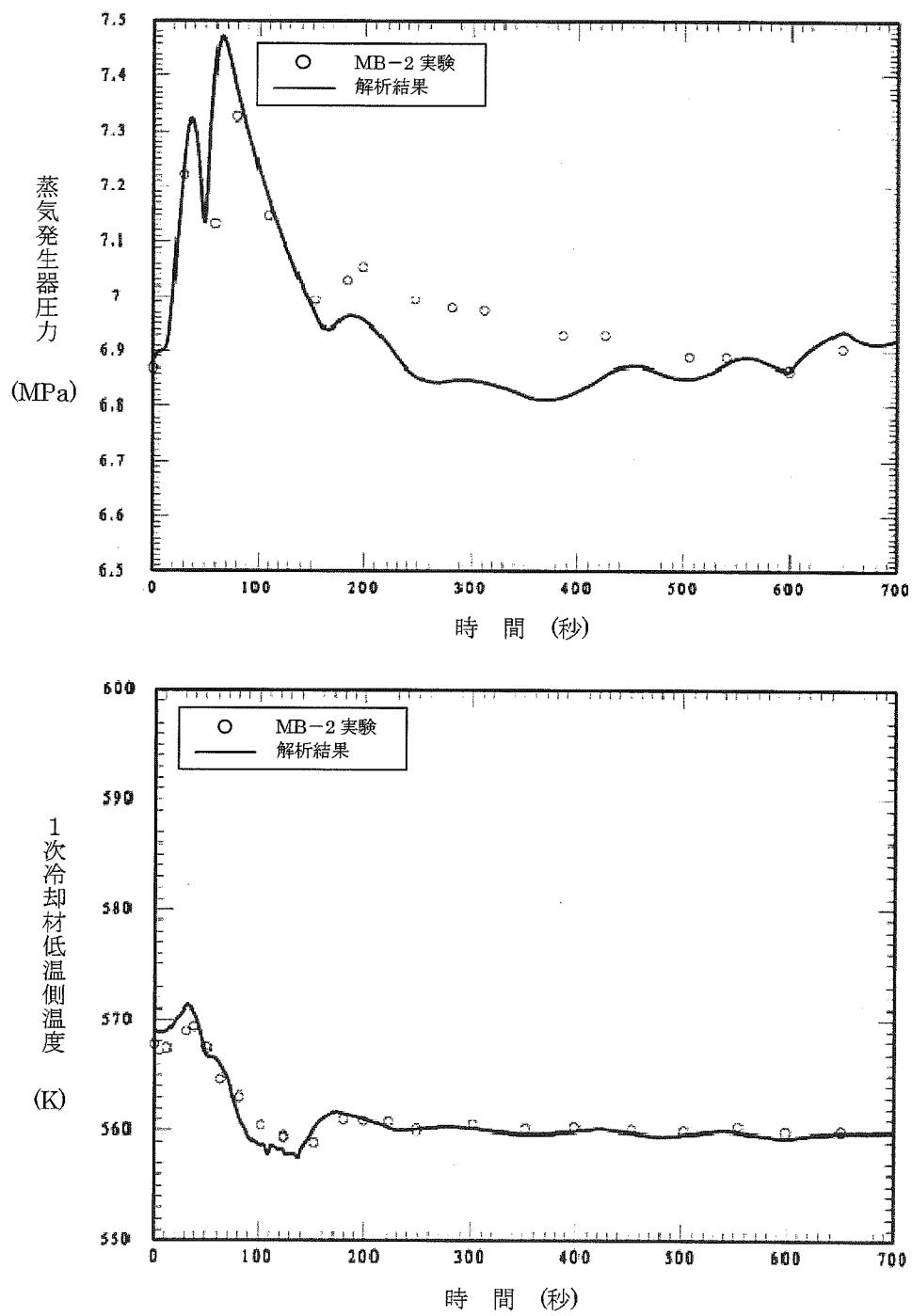
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



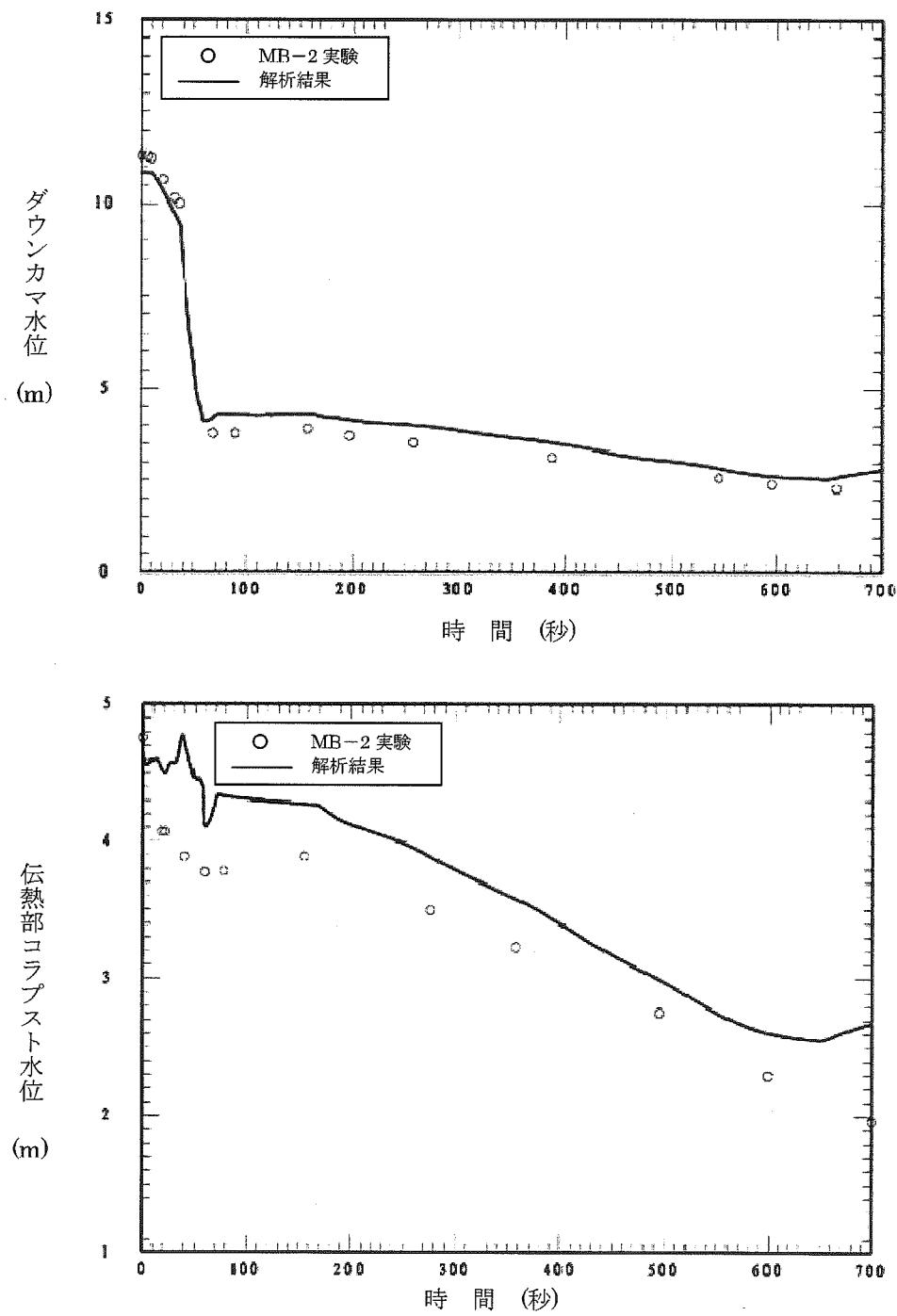
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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 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<sup>[10]</sup>によって妥当性を確認する。

PHEBUS-FP 計画<sup>[23][24]</sup>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<sup>3</sup> 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 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 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、低温側配管側チューブ）、

蒸気発生器出口側配管等でモデル化しているが、PWR用のノード数が固定の1次系モデルを使用しており、体積や流路断面積等はある程度変えられるものの、実験の1次系体系の形状のモデル化の精度は低いと考えられる。また、模擬格納容器は、図4.2-36に示すように、上部区画と下部区画の2区画としている。

実験における燃料バンドルの過熱エネルギー及び水蒸気注入の時間変化は図4.2-37に示すとおりであり、これを境界条件として与えている。

### (3) 実験及び解析の考察

燃料被覆管温度、希ガス及びよう素の模擬格納容器への放出割合及び発生水素流量に対する実験と解析結果の比較を図4.2-38～図4.2-45に示す。

#### A) 実験結果の考察

実験と解析結果の比較の前に、実験結果について考察する。

図4.2-38～図4.2-41は、燃料被覆管温度であり、1m長の燃料において下から700mm、600mm、400mm及び300mmの高さ、最外周角部の燃料被覆管温度を示したものである。8000秒までの水蒸気の注入及び低いレベルでの加熱により安定した実験装置の初期状態を達成し、その時点(8,000秒)から水蒸気注入及び炉心加熱を増加させ実験をスタートさせており、炉心の加熱に伴い燃料被覆管温度の測定値が上昇している。その後も温度上昇を続け、約11,000秒で約1500°Cを超えると温度が急上昇している(約11,000秒で1,500°Cに達していない300mmの場合を除く)。約9,000秒の燃料被覆管温度が1,000°Cを超えた時点において、水素流量の測定値(図4.2-44)がわずかに上昇を始め、約11,000秒で燃料被覆管温度が1500°Cを超えるタイミングで水素流量が急速に上昇している。約11,000秒において加熱エネルギーに変曲点は無いことや、温度上昇と水素発生のタイミングが一致していることから急激な温度上昇は燃料被覆管のジルコニウムの酸化反応熱が原因であることが推定できる。

燃料被覆管温度及び水素発生量がピークを過ぎるとすぐに減少して、急上昇する以前と同程度に戻る。これは、溶融燃料のキャンドリングが開始することで燃料被覆管と水蒸気の接触面積が低下し、酸化反応も減少したためと推測される。高さ300mmの場合に、1,500°Cに到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも、上部からのキャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかつたものと推測される。つまり、ジルコニウム-水反応の進展により燃料被覆管外面には酸化ジルカロイ層が形成されるが、燃料被覆管内面の金属ジルカロイは1,800°C程度で溶融するため、それ以上の温度になると酸化ジルカロイ層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約2,200°Cを超えると溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解現象が進み、燃料被覆管内部は溶融物割合

が高まる。そのような状況では酸化ジルカロイ層では燃料被覆管形状を維持できずに破損し、溶融物が流下することになると考えられている。同時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。主要な酸化反応の時間幅は約1,000秒であり、水素発生量の総量から初期ジルカロイの約64%が酸化したと推定されている。

一方、FPガスの発生に関し、図4.2-42及び図4.2-43に希ガス及びよう素の挙動を示す。燃料被覆管は約6,000秒、約850°Cで破損しており、ギャップ中のFPの放出が始まり、その後、約11,000秒でジルコニウム酸化反応熱により燃料温度も急上昇すると、希ガス及びよう素の放出量が大きく上昇を始める。これは、約11,000秒でジルコニウム酸化反応熱により燃料温度も急上昇し、燃料ペレットからの希ガスや高揮発性FPの放出が急増したことを示す。その後も、希ガス及びよう素共に概ねバンドル過熱履歴との相関をもった形で放出を継続するが、約17,000秒で加熱が無くなると、燃料被覆管温度は急激に低下し、FP放出はほとんど停止する。希ガス及びよう素の放出割合は放出開始時に共に0.08程度、総放出量は0.8前後となっている。希ガスとよう素の最終的な放出割合には若干の差が生じている点については、次に述べる理由による。図4.2-47に実験結果の分析から整理されたよう素の回路内質量バランスを示す。

1次系への放出割合は試験前のように素量から、試験後の燃料中よう素の残存量を差し引くことで求めている。 $\gamma$ -スペクトロメトリを用い、燃料に残存したよう素からの放射線を測定することでその量を評価する手法が採られており、燃料中よう素の残存量は $13\pm4\%$ と評価されている。したがって、燃料から放出されたよう素は $87\pm4\%$ と評価されている。 $\gamma$ -スペクトロメトリの結果からは、残存部分は燃料の損傷がない燃料バンドル下部に多く存在する。一方、希ガスは、模擬格納容器に設置されたサンプリング装置により収集した量から約77.4%と評価されているが、PHEBUS-FPT1実験最終報告書<sup>[24]</sup>においては、燃料の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から、やや過小評価であり、実際はよう素と同等の80~85%程度であったと推定されている。

このように、燃料からのFP放出過程としては、ギャップ放出（約6,000秒～）、燃料破損後（約11,000秒～）の2段階に分けることができるが、FP放出の大部分は後者で起こり、かつ、燃料破損の進展とともに上昇する。

## B) 解析結果の考察

次に実験と解析結果の比較について考察する。

燃料被覆管温度挙動（図4.2-38～図4.2-41）については、燃料被覆管破損時（約6,000秒）の温度は実験結果と同等であり、ギャップ放出の時期については、よく模擬できている。11,000秒近傍でジルコニウム-水反応により急上昇

し 1,500°Cを超える時刻は解析が実験より 500 秒程度早くなっている。これは水素流量が急増するタイミングの違いと強い相関があるので、解析ではジルコニウムー水反応の増加挙動を大きめに評価し、その結果生じる反応熱でバンドル外周部の燃料被覆管の温度上昇も速くなつたと考えられる。図 4.2-45 に水素積算量を示すように、解析の方が 3 割程度、水素発生量が大きくなっていることからも、ジルコニウムー水反応による酸化反応熱を大きめに評価している結果となっている。

MAAP の解析では燃料被覆管温度が 1,580°C以上で Baker-Just モデル、それ以下で Cathcart モデルを使用しているが、燃料被覆管温度が 1500°C程度から急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから、1,500°C以下で使用している Cathcart モデルによる酸化速度が大きめの傾向を持つことが考えられうる。しかし、燃料被覆管温度は燃料棒間あるいは外周構造材との輻射熱伝達や、蒸気流との熱伝達によっても影響を受けていると考えられる。即ち、実験のバンドル形状は 5×5 配列で四隅は温度計もしくは流路となっているのに対し、解析では内側 12 本、外側 8 本を 2 チャンネルで模擬したドーナツ状の体系となっているため、解析ではバンドル内の半径方向温度分布をかなり平均化した扱いとなるために、伝熱流動の観点から要因となりうる。実験後の X 線トモグラフによると、バンドル内部では半径方向にも軸方向にも複雑に損傷しており、2 チャンネルでモデル化しきれる様相は示していない。

約 11,000 秒付近の燃料被覆管温度のピーク値については、解析結果が実験結果より数十度高めになっている。また、高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング開始タイミングは、燃料棒内で溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解速度と、二酸化ジルカロイによる形状維持の限界タイミングに依存しており、後者の二酸化ジルカロイ層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では 2,500K (2,227°C) にて溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに二酸化ジルカロイ層の破損によるキャンドリング開始をモデル化している。この温度が実験での観察結果より若干高い設定になっていることになるが、二酸化ウランの融点 (2,800°C程度) より低い温度で液化するという観点で模擬性は高いといえる。

F P 挙動については、実験結果ではほぼ一定の割合で放出割合が増大しているが、解析結果では放出開始時に希ガス及びよう素とともに急速に約 0.5 まで放出されており、実験に比べて上昇の幅が大きい。それ以降は逆に実験よりも低い速度で模擬格納容器に放出される。

この理由として、解析では、放出開始時の水素流量が実験に比べて大幅に高くなっていることから、直接的な原因としてはジルコニウムー水反応による燃

料温度上昇が急激に起き、それにより燃料からの揮発性FPの放出が促進されたと考えられる。実験では現象に非均質性や不等方性が起きていることが考えられ、それらばらつきが全体でみれば連続的な変化として表れているのに対して、解析ではバンドルを径方向2ノードで模擬しているため、チャンネル単位で現象が変化する。そのため、実験での非均質性や不等方性を有する変化に比べて、解析では初期の放出量を多めに評価する結果となっていると考えられる。

実験終了時の放出割合については、解析結果は実験と同程度の0.8前後となっているが、図4.2-42に示した希ガス放出割合の実験結果及び解析結果について、実験に対し若干上回り、図4.2-43に示したよう素放出割合の実験結果及び解析結果の比較については実験に対し若干下回っている。MAAPの解析においては、径方向を2チャンネル、軸方向を11ノードに分割しモデル化している（図4.2-34参照）。各セルでは温度や溶融状況は均一であり、温度分布及び質量移行による空洞化部分は左右対称となる。一方で、実験後の燃料のX線トモグラフを図4.2-46に示す。図中で黒い部分は溶融により質量が移行し空洞化した部分であり、下部に密度が高い部分があり、溶融した燃料が移行していることを示している。このように、実験では温度分布及び空洞化部分は左右非対称であり、解析でこれを厳密に再現することは困難である。即ち、MAAPの炉心モデルは、1つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機の体系を対象としており、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する場合には輻射伝熱の計算などに誤差が生じやすく、放出割合に若干の差が生じたと推定している。

PHEBUS-FP実験では、実機の炉心に比較すると小規模な体系を扱っているため、解析における炉心のチャンネル分割方法が結果に及ぼす影響も大きく現れると考えられる。

#### (4) 不確かさの整理

PHEBUS-FP実験に対するMAAPによる実験解析をベースにMAAPのFP挙動関連モデルの妥当性を検討した。

PHEBUS-FP実験においては、燃料バンドルの過熱に伴う燃料被覆管温度の上昇、燃料被覆管破損に伴うギャップ放出、ジルコニアム-水反応に伴う水素生成及び酸化反応熱による過熱、並びに、炉心溶融が進展する過程で大規模なFP放出の各フェーズでの挙動が確認されている。これに対し、PHEBUS-FP実験に対するMAAPによるベンチマーク解析では、各パラメータの変化に実験との差が生じているものの、各フェーズで観測された現象について、ある程度の模擬ができる。

実験と解析の結果を比較すると、ギャップ放出のタイミングについては適切に

評価されるが、その後の燃料被覆管酸化反応熱を大きめに評価し、燃料被覆管温度が高めに推移し、燃料破損後のFP放出開始のタイミングも早く評価する結果となっている。燃料からのFP放出割合では、最終的な放出割合について実験と同程度となっているものの、燃料被覆管温度を高めに評価し、放出の時間変化に相違がある。これらは、小規模な炉心体系の模擬性に起因していると考えられる。

上述の小規模な炉心体系の模擬性については、1つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機体系とは異なり、PHEBUS-FP実験のような小規模な体系の場合、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する。即ち、連続的な物理現象を不連続な解析モデルに分割するにおいて、体系の大きさによってはモデル化方法が結果に及ぼす影響が大きくなると推測できる。なお、実機スケールでは、ノード分割数が多く、連続的な挙動に近づくため、この種の不確かさは小さくなると考えられる。

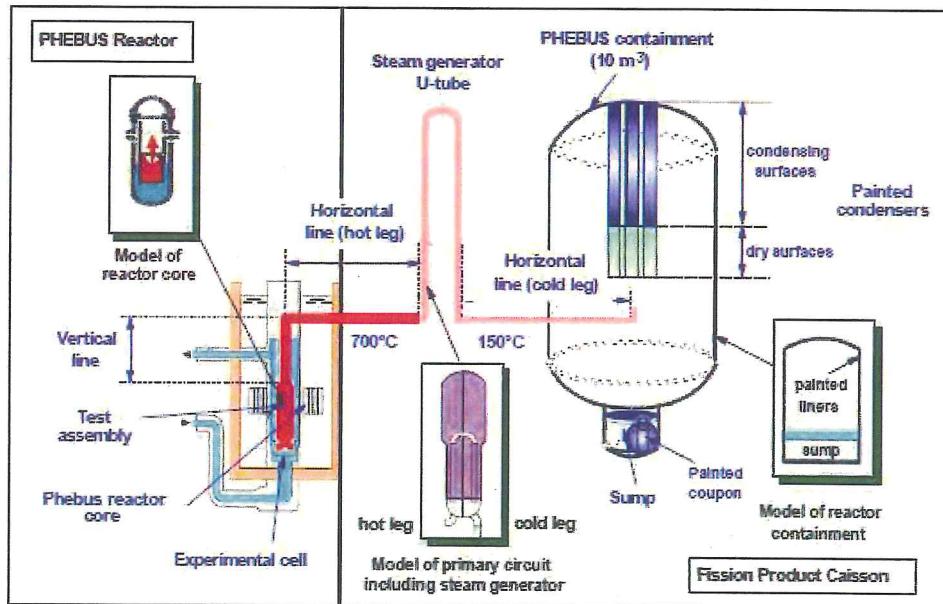


図 4.2-32 PHEBUS-FP 実験設備概要

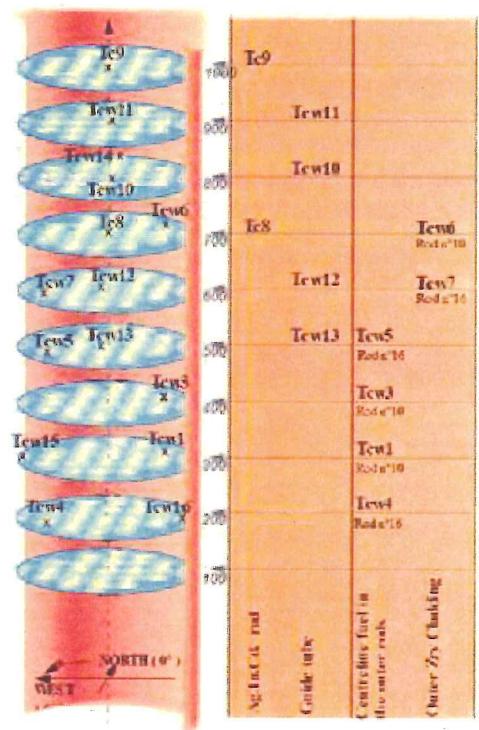


図 4.2-33 FPT1 試験炉心部の熱電対設置位置

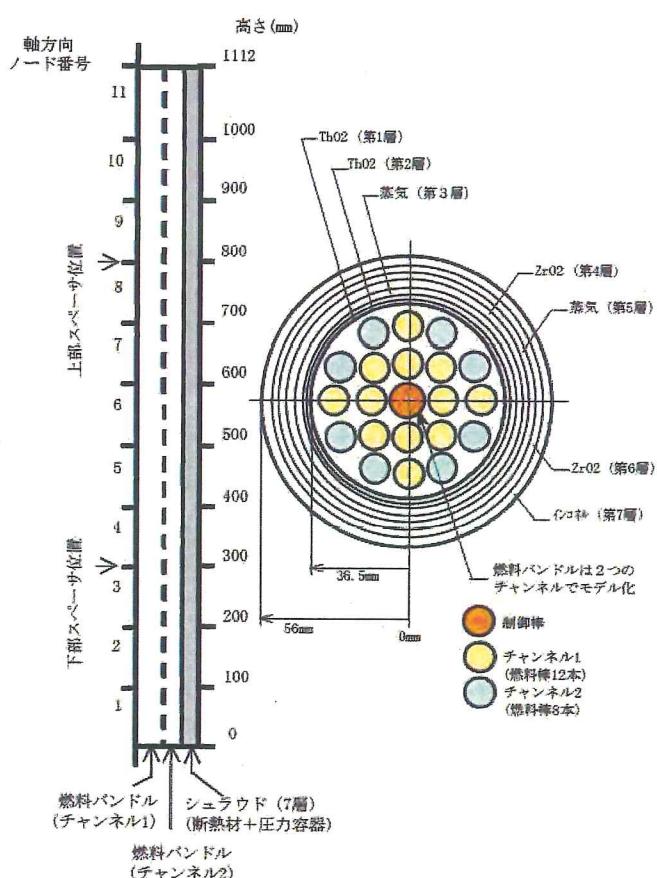


図 4.2-34 炉心（燃料バンドル）モデル

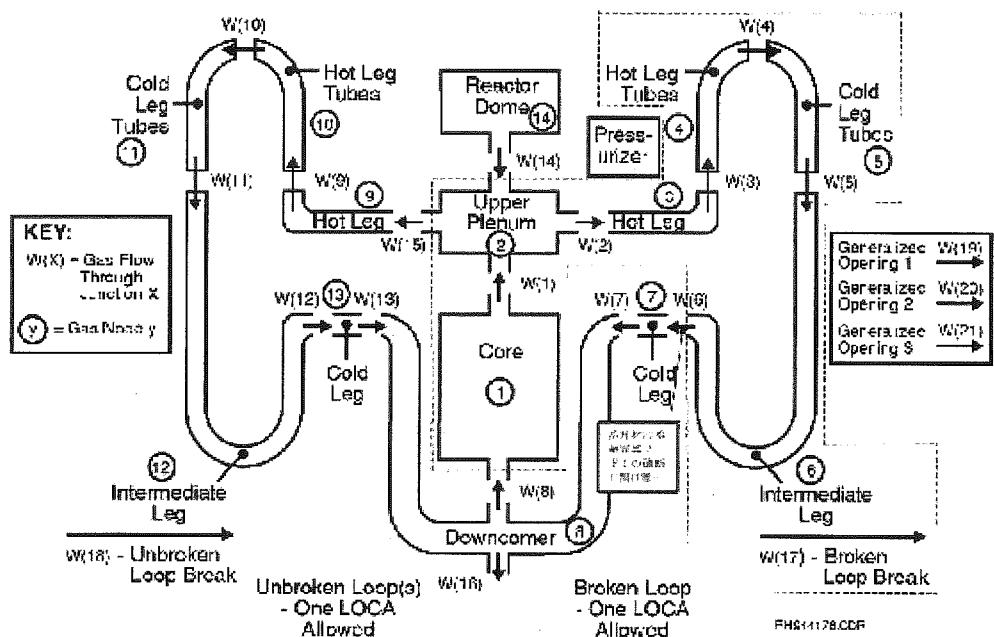


図 4.2-35 1次系モデル

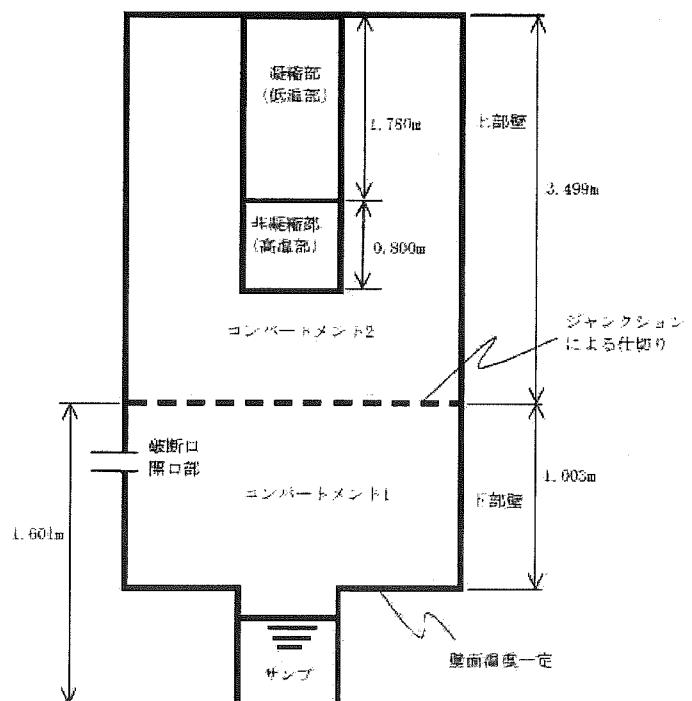


図 4.2-36 格納容器モデル

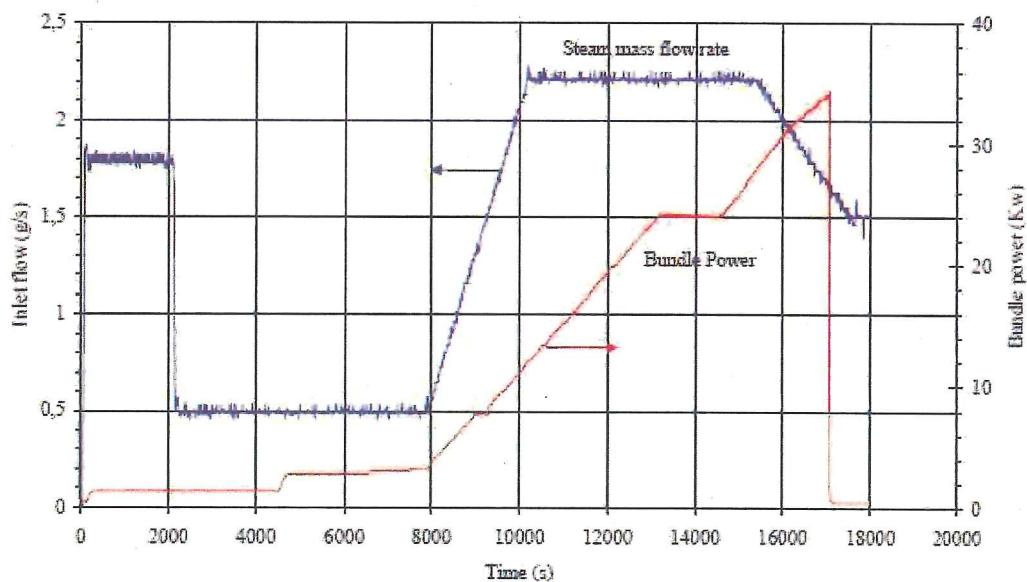


図 4.2-37 境界条件（バンドル出力と蒸気流量）

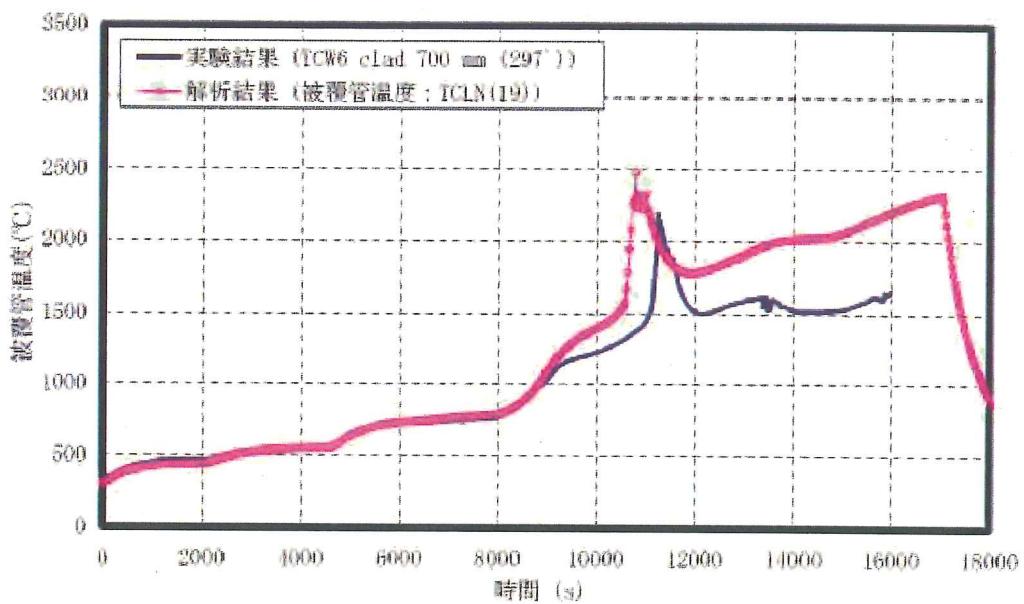


図 4.2-38 燃料被覆管温度 (700mm) の比較

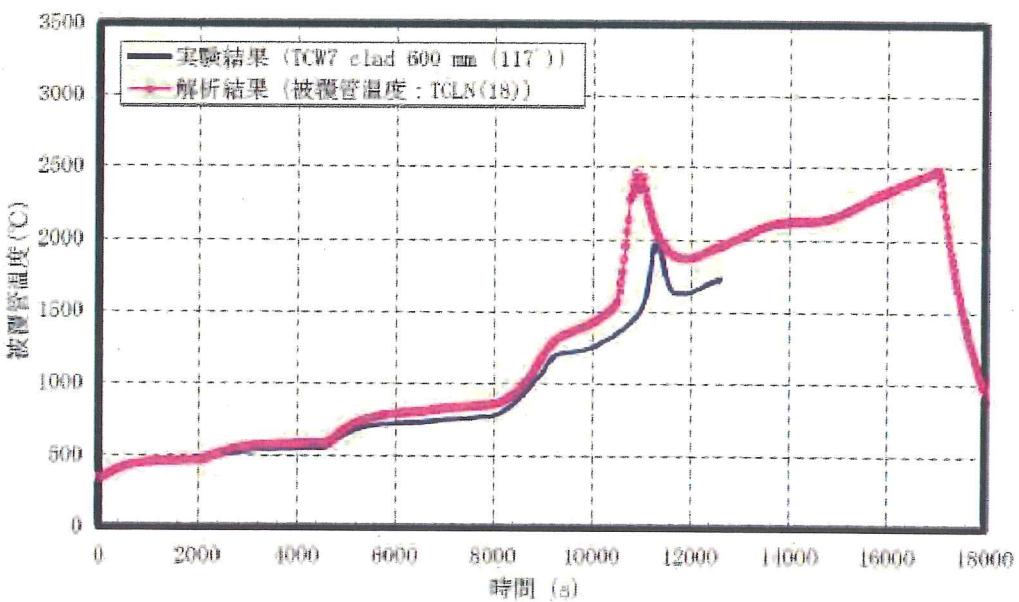


図 4.2-39 燃料被覆管温度 (600mm) の比較

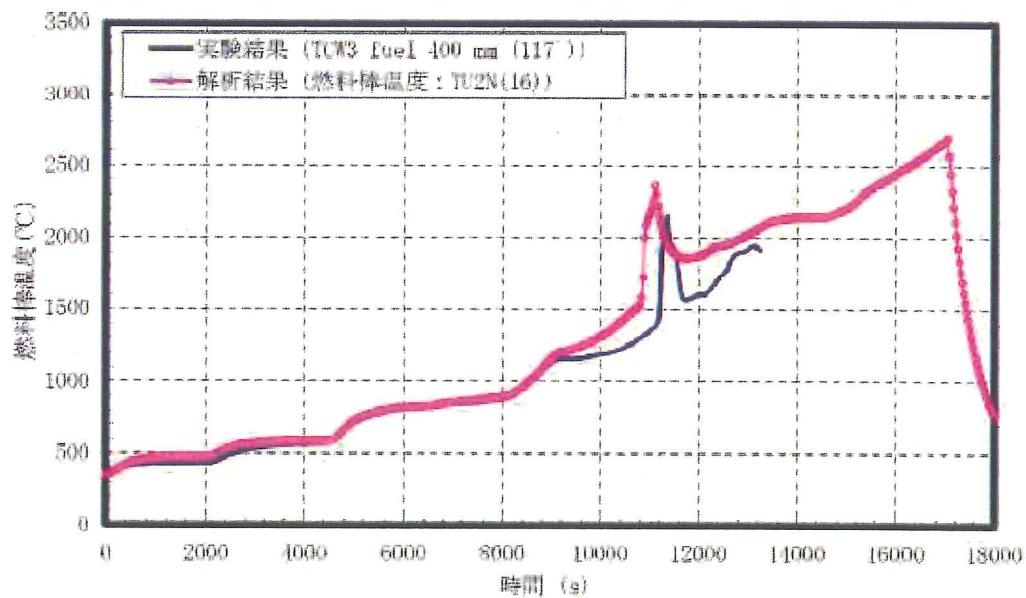


図 4.2-40 燃料被覆管温度 (400mm) の比較

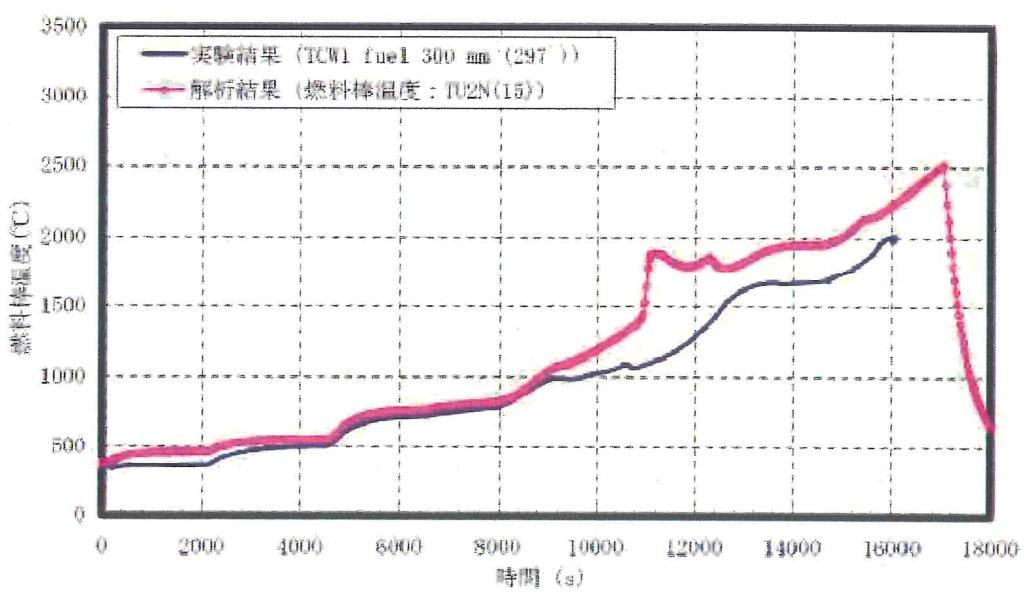


図 4.2-41 燃料被覆管温度 (300mm) の比較

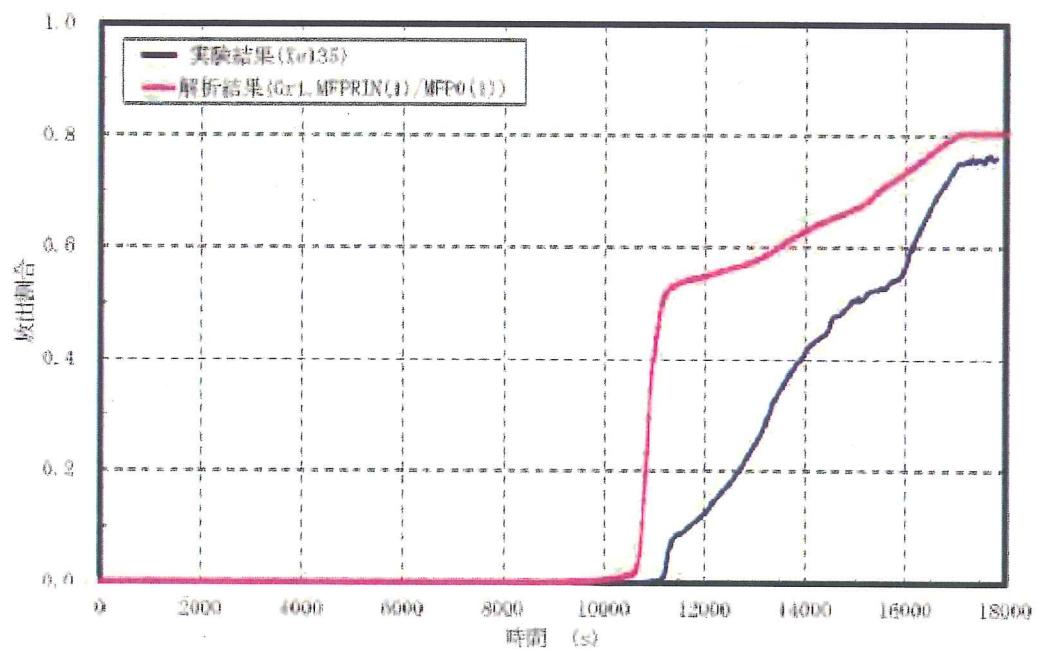


図 4.2-42 希ガス放出割合の比較

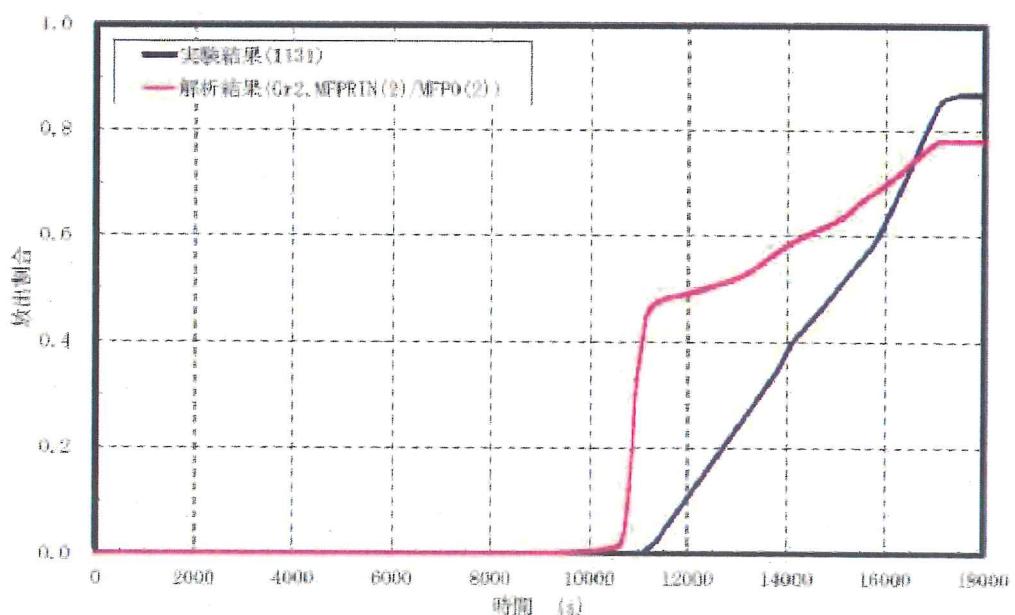


図 4.2-43 よう素放出割合の比較

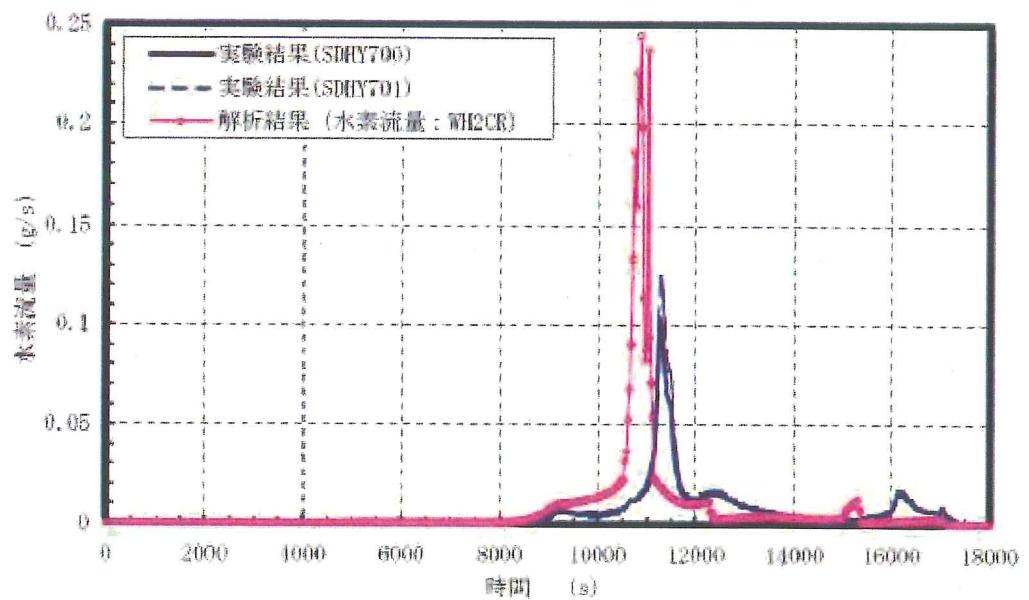


図 4.2-44 1 次系での水素流量の比較

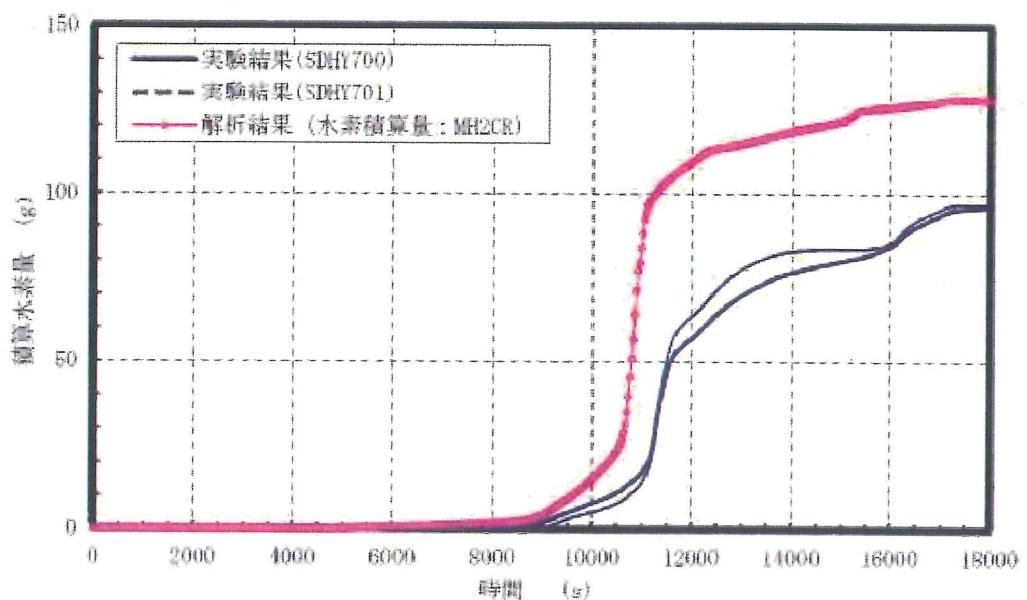


図 4.2-45 水素積算量

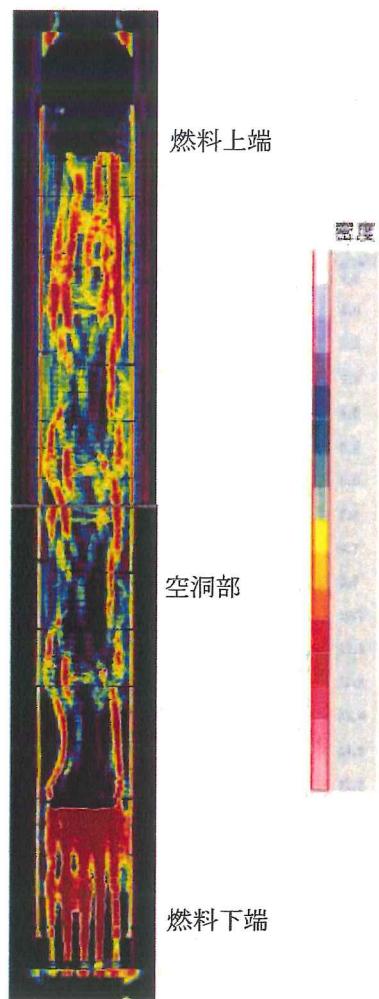


図 4.2-46 燃料バンドルの X 線トモグラフ

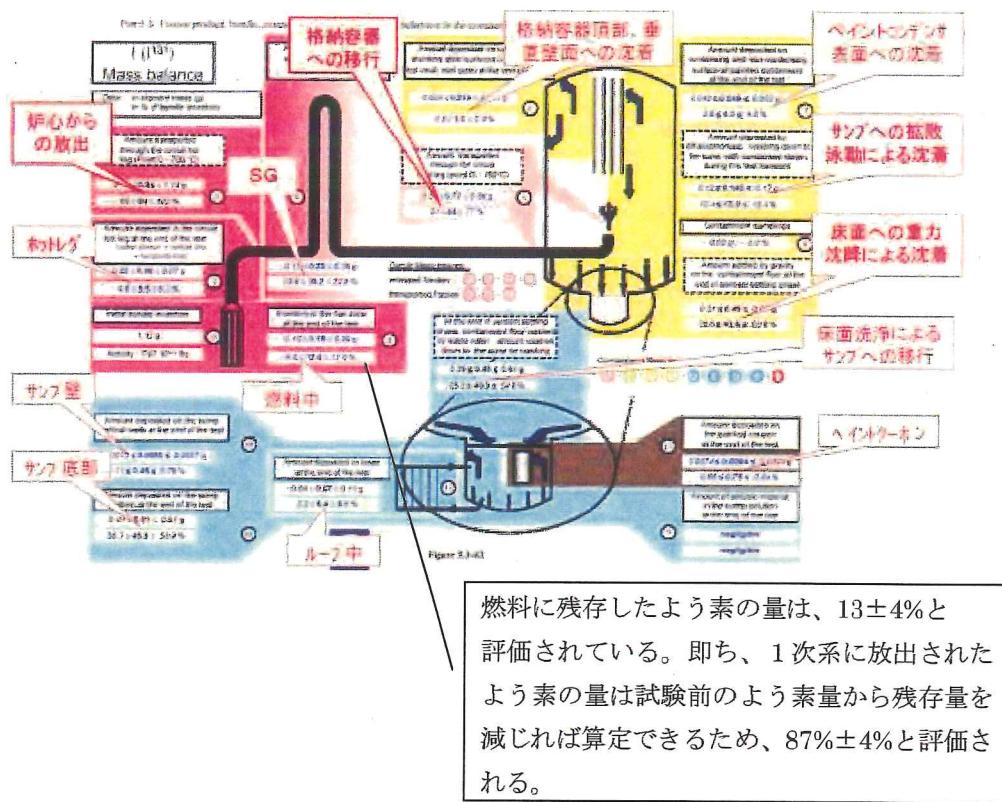


図 4.2-47 回路内質量バランス（よう素）

#### 4.2.8 ABCOVE 実験解析

##### (1) 実験の概要

過熱炉心からガス状態で放出された希ガス以外のFPは気相中で冷却され、固体の微粒子（粒子径が $0.1\mu\text{m}$ 程度）であるエアロゾルに変化する。これらのエアロゾル粒子が凝集して粒子径が大きくなると重力沈降などにより気相中から1次系内あるいは原子炉格納容器内の構造材表面へ沈降することにより気相から離脱する。また重力沈着が支配的であるが熱泳動や拡散泳動でも構造材表面へ沈着される。

ABCOVE (aerosol behavior code validation and evaluation) 試験<sup>[25]</sup>は、格納容器体系試験装置 (CSTF : Containment System Test Facility) で実施された大規模エアロゾル挙動試験である。この試験装置は容積 $852\text{m}^3$ 、直径 $7.62\text{m}$ の大規模試験容器で、これを用いて乾燥状態のエアロゾルの試験 (AB5) が実施された。この試験では試験容器内にエアロゾルを発生させ、その凝集及び沈着挙動による気相中のエアロゾル質量の減少挙動が測定されている。なお、エアロゾルの発生はNaスプレイを燃焼させ酸化Naエアロゾルを生成させている。

##### (2) 解析条件

ABCOVE-AB5 の試験装置及び試験条件をそれぞれ図 4.2-48 及び表 4.2-8 に示す。試験装置は、体積 $852\text{m}^3$ で、高さ $20.6\text{m}$ の円筒型の試験容器である。その試験容器の下部 (EL.4.36m) から上向きにNaスプレイを注入させNaを酸化させることにより、メジアン粒子半径が $0.25\mu\text{m}$ の酸化ナトリウムエアロゾルが $445\text{g/s}$ の速度で生成される。ナトリウムの注入によるエアロゾル生成は $13\sim885\text{秒}$ まで継続される。

##### (3) 解析結果の検討

実験結果とMAAP及び厳密解の比較を図 4.2-49 に示す。実験では $885\text{秒}$ まではエアロゾルの生成があるため、気相中のエアロゾルは最高で $10^{-4}\text{g/cc}$ まで増加する。その後はエアロゾルの生成が無くなるため、凝集及び重力沈降により $10^5\text{秒}$ で $5\times10^{-9}\text{g/cc}$ まで減少している。厳密解及びMAAPの解析結果はエアロゾル質量がピークになる $900\text{秒}$ からその後に減衰して $10^5\text{秒}$ に至るまでの間、実験結果を良く模擬できている。また、実験結果が無い場合についても、MAAPの解析結果は $10^6\text{秒}$ まで厳密解と良く一致している。無次元相関式を使用したMAAPのモデルでも厳密解と同等に、エアロゾルの凝集とそれによる重力沈降による気相からの離脱を良く模擬できていることを示している。

#### (4) 不確かさの検討

MAAPの結果は、 $10^5$ 秒（約28時間）まで実験を良く模擬し、エアロゾルの凝集とそれによる重力沈降による気相からの離脱を良く模擬できていることを示している。また、厳密解との比較においても $10^6$ 秒（約280時間）まで良く一致している。この結果から乾燥エアロゾルにおいては、エアロゾルの凝集及び沈着挙動を良く模擬できると判断することができる。

以上、「原子炉格納容器内FP挙動」のうち原子炉格納容器内エアロゾル挙動として、原子炉格納容器内への放出及び沈降の過程を良く模擬できている。

表 4.2-8 試験装置及び初期条件

試験容器及び初期条件	データ
体積	852 m <sup>3</sup>
高さ	20.3 m
床面積	45.60 m <sup>2</sup>
初期圧力	122.0 kPa
初期温度	29.1 °C
初期ガスマル分率(O <sub>2</sub> )	0.233
初期ガスマル分率(N <sub>2</sub> )	0.767

表 4.2-9 エアロゾル生成条件

エアロゾル発生時刻	13~885 秒
エアロゾル	酸化ナトリウム
エアロゾル生成速度	445g/s
エアロゾル材の密度	2.5g/cm <sup>3</sup>
生成粒子の平均半径	0.25 μ m
生成粒子の標準偏差	1.5

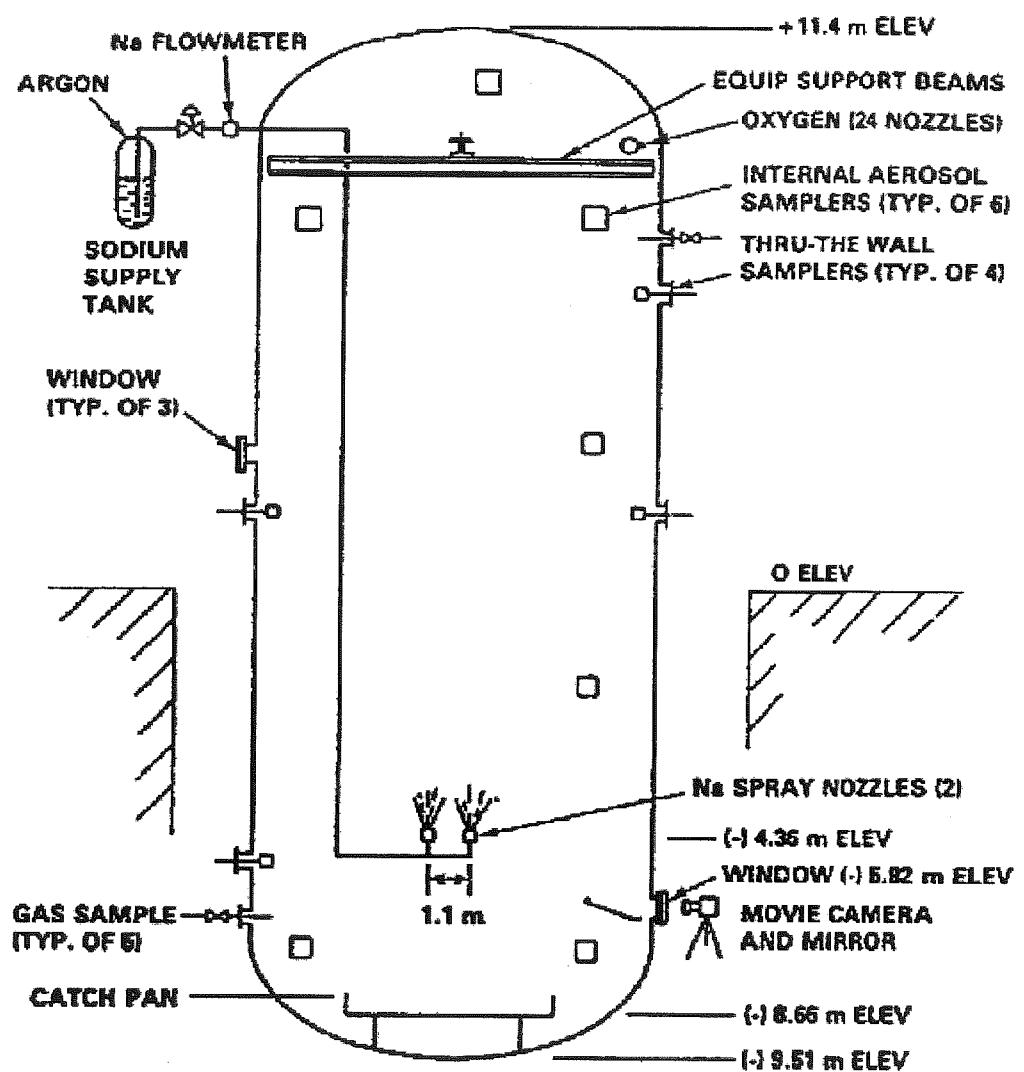
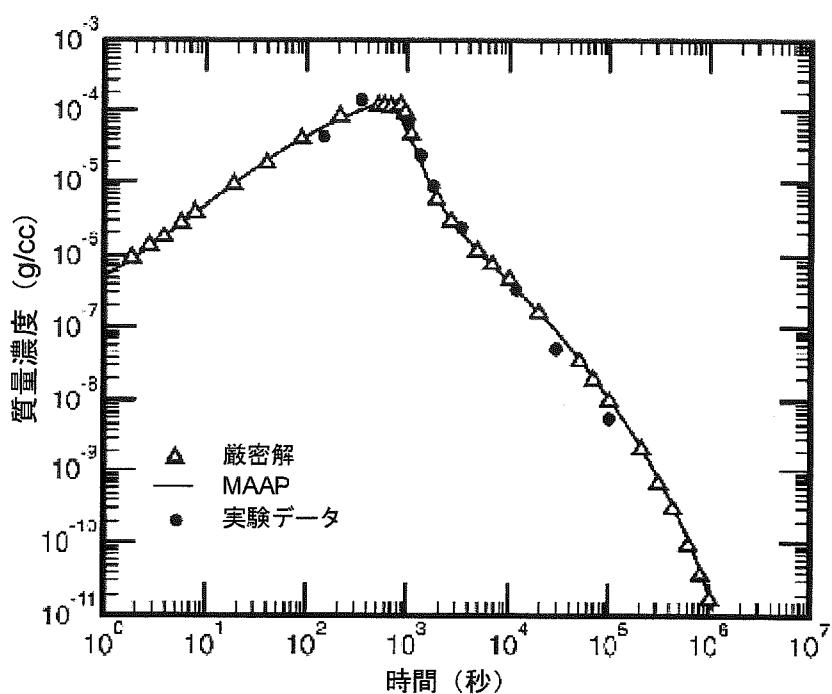


図 4.2-48 ABCOVE-AB5 試験装置



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-49 エアロゾル質量濃度の時間変化

#### 4.3.10 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

これは、MCCIに関する物理現象である。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。

そこで、添付3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。

以下に概要を示す。

##### (1) 知見の整理

国内外でのMCCIに関する実験及び研究として、

- ACE 実験（アルゴンヌ国立研究所（ANL））
- SURC-4 実験（サンディア国立研究所（SNL））（国際標準問題 ISP-24）
- SWISS 実験（サンディア国立研究所（SNL））
- WETCOR 実験（サンディア国立研究所（SNL））
- MACE 実験（米国電力研究所（EPRI））
- COTELS 実験（テストB/C 及び A）（原子力発電技術機構（NUPEC））
- CCI 実験（アルゴンヌ国立研究所（ANL））
- DEFOR-A 実験（スウェーデン王立工科大学（KTH））
- セルフレベリング実験（アルゴンヌ国立研究所（ANL））
- SSWICS 試験（OECD-MCCI プロジェクト）
- クラスト強度の解析研究（原子力安全基盤機構（JNES））
- FARO 実験（欧州 JRC（Joint Research Center）、イスプラ研究所）
- PULiMS 試験（スウェーデン王立工科大学（KTH））

について調査し、知見を整理し、実験結果の実機への適用性を考察し、以下のとおり整理した。

##### 【溶融炉心落下時】

溶融炉心は完全には粒子化せず、床上を溶融炉心が拡がり、床面との間にケーキが形成される。ジェットの一部は粒子化して溶融炉心上に降下する。クラストが形成されるまでは水と溶融炉心の間において比較的高い熱流束が維持される。この時の現象は、小規模実験で溶融物へ注水を開始した時点と同等と考えられ、MACE 実験、CCI 実験では、 $1 \text{ MW/m}^2$ 以上の値が観測されている。

### 【長期冷却時】

溶融炉心上面からクラストが形成されるが、自重あるいは熱応力によって破碎していく（JNES 解析研究より）ため、時間の経過とともに亀裂の入ったクラストが成長し、溶融炉心全体が固化する。下部のケーキの部分を除いて浸水性があり、その際の限界熱流束は、CCI 実験より  $0.5\text{MW/m}^2$  程度であると考えられる。溶融炉心全体が固化した後の挙動においては、溶融炉心固化物の熱伝導が律速となるが、ひび割れによる伝熱面積の増大と内部への水浸入により除熱が促進される。また、コンクリートと溶融炉心の境界にギャップが発生し、水がギャップへ浸入することで冷却が促進される。（COTELS 実験より）

コンクリート混入がある場合のドライアウト熱流束については、SSWICS 実験において確認されており、コンクリートの混入割合が 15%程度に達した場合にドライアウト熱流束は  $0.125\text{MW/m}^2$  程度となっている。

溶融炉心が固化し安定化クラストが形成され、溶融炉心温度が 1,500K 程度まで下がった場合の熱流束は  $0.2\text{MW/m}^2$  程度と考えられる。（WETCOR 試験、MACE 試験より）

### (2) 不確かさに関する整理

MCCI は、原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心が周囲のコンクリートや原子炉下部キャビティ水と伝熱する過程でコンクリートが加熱され侵食を引き起こす現象である。国内 PWR プラントでは、コンクリート侵食を防止するため、炉心損傷検知後速やかに原子炉下部キャビティに水を張り、高温の溶融炉心を水中に落下させることによって細粒化及び固化を促進させる方策を探っている。したがって、コンクリート侵食に至る過程は、

- ① 溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程
- ② 溶融炉心の冷却過程
- ③ コンクリートの侵食過程

のように段階的に進展する。以下、各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさの観点で整理した。

#### A) 溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程

##### a) エントレイン量（溶融炉心の細粒化量）

エントレインされたデブリ粒子は、水中に拡散しており、かつ、水との接触面積が大きいことから、塊状の溶融炉心に比べ、冷却が促進された状態であり、MCCI 現象においてコンクリートの侵食を促進する観点からは、エン

トレイン量が少ない方が、厳しいと言えるが、溶融プール上に堆積した状態では、溶融プール上面の伝熱を低下させる要因となる。

原子炉下部キャビティ水量に関しては、水深が浅い方が、溶融炉心の細粒化量が少なくなる傾向がある。MAAPの解析では、原子炉下部キャビティ水量は、原子炉格納容器形状とスプレイ開始のタイミングで決まる。原子炉格納容器形状に関してはプラント設計データにより設定されることから不確かさは小さい。原子炉下部キャビティへの注水や溶融炉心の落下のタイミングによっては、原子炉下部キャビティ水深が変化し得ることから、重要事故シーケンスに基づく不確かさは存在すると考えられることから、代替格納容器スプレイの作動タイミングの感度を確認することによって、水深の不確かさの影響を把握する。

エントレイン量について、MAAPでは、Ricou-Spalding の式に基づき細粒化量を計算し、エントレインメント係数はFCI実験に対するベンチマーク解析により設定された範囲の中間的な値（最確値）を設定している。ここで、当該係数の最小値は最確値に対して□割程度小さく設定されているため、これを不確かさとして見込む。

一方、デブリジェットの落下速度は、原子炉容器内外圧力差と溶融炉心の水頭から計算される。大破断LOCAシーケンスでは、原子炉容器内外圧力差は大きくなく、不確かさも小さいと考えられるが、溶融炉心の水頭については、原子炉容器の破損位置により変わるため、落下速度の不確かさ幅は2割程度となる。

デブリジェット径は、Ricou-Spalding のエントレインメント則で使用されるパラメータではないものの、実機スケールではデブリジェット全体が細粒化するわけではなく、ジェット径の増加はエントレインメント割合の減少と等価であることから、エントレイン量の不確かさの一部として取り扱う。デブリジェット径は原子炉容器の破損口径と等価として扱われており、実機では、最終的な破損口径は、初期径及び侵食の拡大幅によって決まり、侵食の拡大幅は破損口を通過する溶融炉心の量に依存する。初期径の不確かさとして、「添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について」の「5 感度解析と評価」において約3倍の不確かさを想定した場合、侵食後の原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約1%拡大している。侵食の拡大幅の不確かさとして、「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」の「4 感度解析と評価」においてリロケーションが早く進むことを想定した場合、原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約3割増加している。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

以上より、エントレインメント係数、破損口径及び落下速度の不確かさはエントレインメント量の不確かさとしてまとめて考えることができ、エントレインメント係数、落下速度、破損口径の不確かさを重畠させると、不確かさ幅は約5割となり、不確かさの大きいエントレインメント係数を代表して感度を確認する。

一方、堆積した状態のデブリ粒子に関しては、物理現象としては溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態となるが、MAAPの解析モデルでは、溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態としては取り扱っておらず、クラストと溶融プールから構成される均一な組成の平板状の発熱体として模擬しており、そのモデルの不確かさについては「溶融炉心の冷却過程」で取り扱う。溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態では、溶融プールから原子炉下部キャビティ水への伝熱の点で影響があり、不確かさが存在する（感度解析に関しては、後述の「溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱」にて整理する）。

#### b) 溶融炉心の拡がり及び堆積形状

溶融炉心の原子炉下部キャビティ床面への拡がりについては、水がないドライ状態では、溶融させたステンレス鋼により溶融炉心を模擬した実験より均一に拡がるという知見が得られている。国内PWRプラントでは、炉心損傷を検知した後に、原子炉下部キャビティへの水張りを行うことから、溶融炉心は冷却され表面にクラストを形成しつつ拡がることとなる。クラストは、溶融炉心の相変化時（固化時）の収縮によりクラックが生じ、溶融炉心の自重によってクラストは崩壊して、拡がっていくが、ドライの状態に比べて、拡がりが抑制されることも報告されており、今後、知見の拡充が必要である。

MAAPの解析モデルでは、原子炉下部キャビティ底に落下した溶融炉心は均一に混合された状態を仮定し、原子炉下部キャビティ床面への拡がりについては、拡がり面積を入力条件として与えている。重大事故の緩和策の有効性評価では、原子炉下部キャビティ床全面に均一に拡がることを前提として評価している。これは、米国の新設炉に対する電力要求では炉心出力から原子炉下部キャビティ床面積を求める要求があり、そこでは溶融炉心が床全面に均一に拡がることを前提にした考え方が採用されており、本有効性評価においても同様の考え方を則っている。しかしながら、上述のとおり、冠水した原子炉下部キャビティ床面への溶融炉心の拡がり面積については、DEFOR実験において堆積形状が山状になるという結果が得られているものの拡がりの観点で詳細に研究がなされているものではなく、知見の拡充が必

要であり、現象として不確かさがある。よって、原子炉下部キャビティ床面への拡がりについての感度を確認する。

## B) 溶融炉心の冷却過程

### a) 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱

溶融炉心から原子炉下部キャビティ水への伝熱は、溶融プールの表面に形成されるクラストに、原子炉下部キャビティ水によって亀裂が入り、その中に原子炉下部キャビティ水が浸入することによって行われる。

MAAPでは、クラストから水への伝熱は沸騰熱伝達として扱っており、その熱流束はKutateladzeの式を用いて計算され、そのKutateladze係数 $C_K$ は、SWISS実験において報告されている溶融体から水プールへの熱流束が $0.8 \text{ MW/m}^2$ であることに基づき $C_K = 0.1$ としている。実機条件においては、強度評価によってクラストは破損すると評価されており、上面水プールと溶融炉心が直接接触することによって、高い熱流束が維持されるといえる。

Kutateladzeの式を原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心に対する限界熱流束の式として用いる場合、本来平板に適用する相関式を山状に堆積するクラストや粒子ベッドに適用することになるため、MAAPのモデルには不確かさが存在する。クラストと水の界面は、諸外国での実験で示されているように、クラストに亀裂を生じており、そこに水が浸水することが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストと水の接触面が大きくなり、溶融炉心の冷却は促進されることから、クラストの亀裂に関しては、不確かさの観点では問題とならない。また、クラストの表面形状に凹凸が生じる可能性については、伝熱面積が大きくなるから、不確かさの観点では問題とならない。また、上面クラストの温度低下については、溶融炉心が冷却される方向であり、これについても不確かさの観点では問題とならない。一方、溶融プール上にデブリ粒子が堆積することにより、クラストと水の接触が阻害され、溶融炉心の冷却が悪くなることも考えられる。解析モデルでは、このプロセスは模擬されず、熱伝達が悪化することから、不確かさが存在する。これらの不確かさとは、溶融炉心の冷却の悪化（熱伝達係数の低下）であるから、熱伝達係数の感度を確認する。

細粒化時の熱伝達については、デブリ粒子の顯熱及び潜熱から水プールへの伝熱が計算され、その伝熱量は膜沸騰及び輻射熱伝達によって計算される。デブリ粒子からの熱量は水蒸気生成と水の温度上昇に変換される。デブリ粒子から水への熱伝達については、細粒化割合と相関があることから、この不確かさについては「エントレインメント係数」の中で整理する。