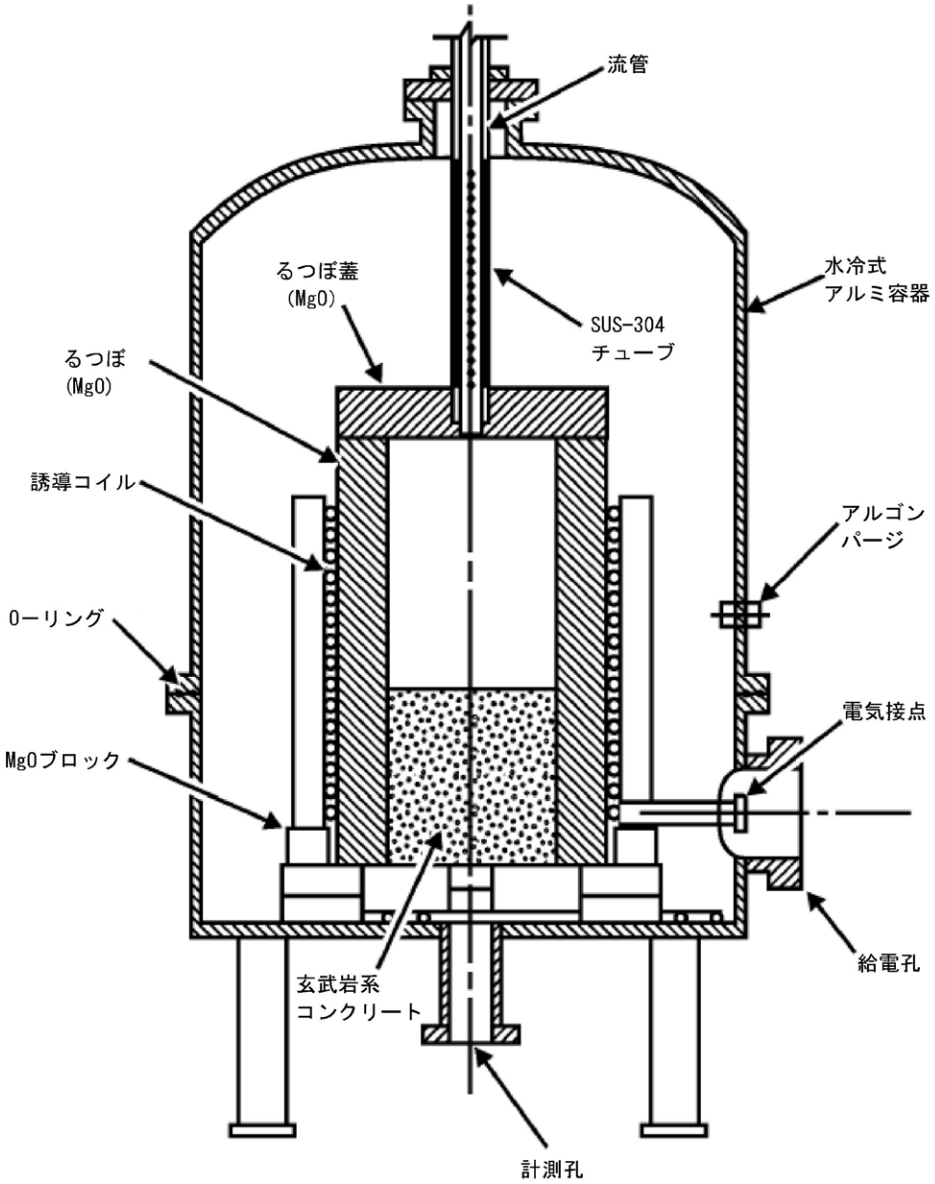
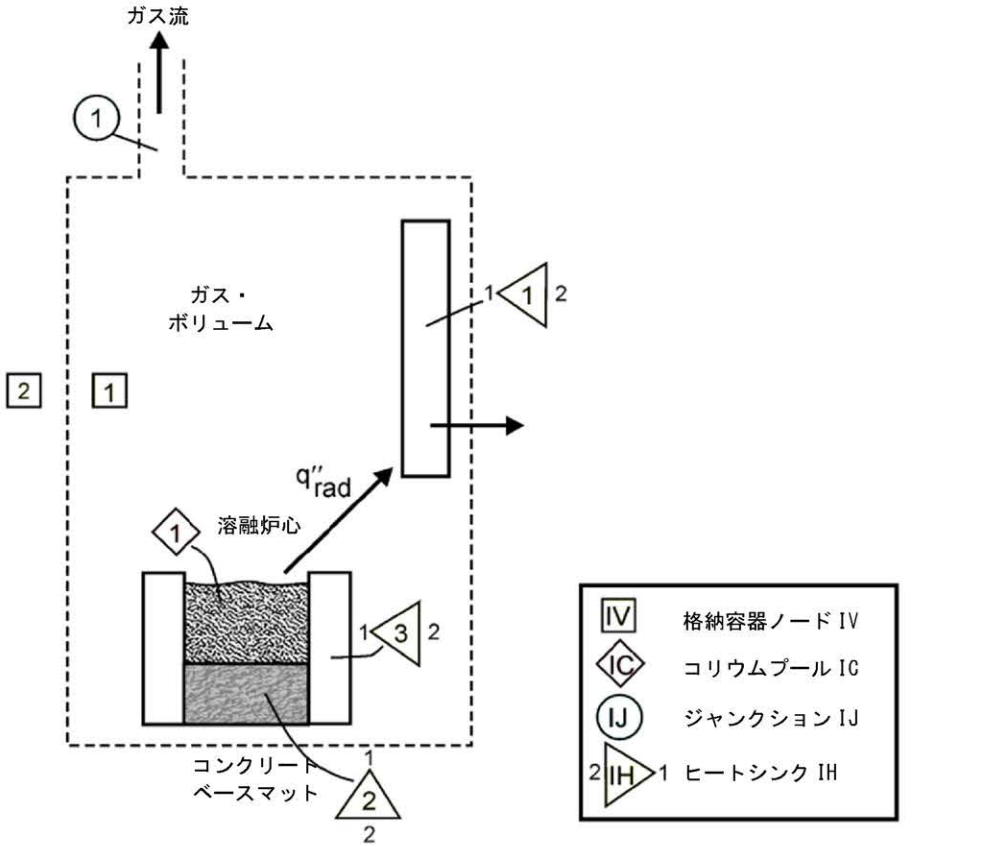


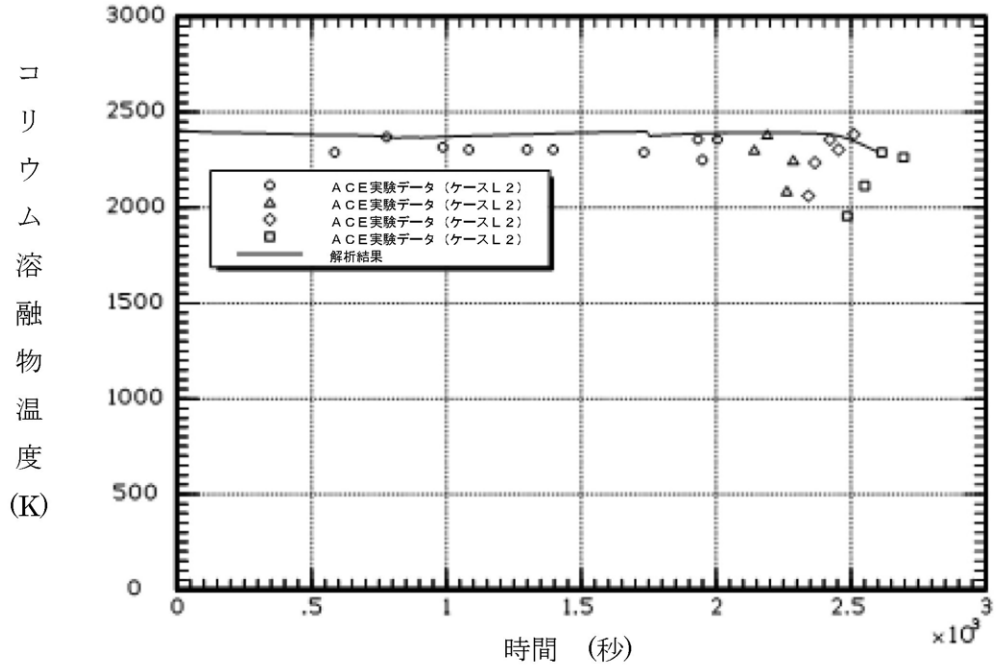
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

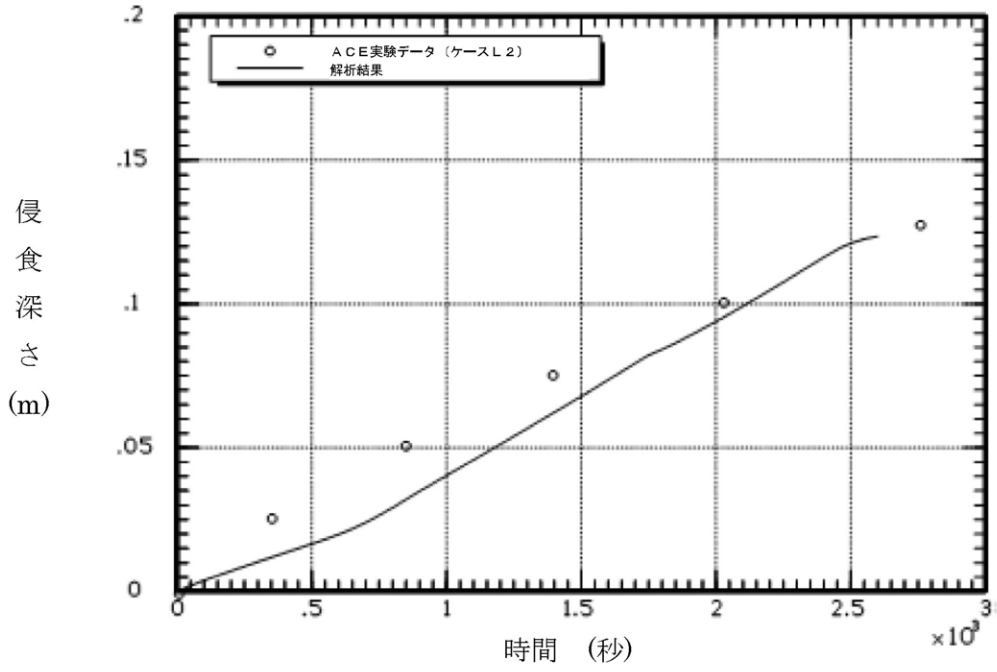
図 4.2-23　ACE 実験装置の概要



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）



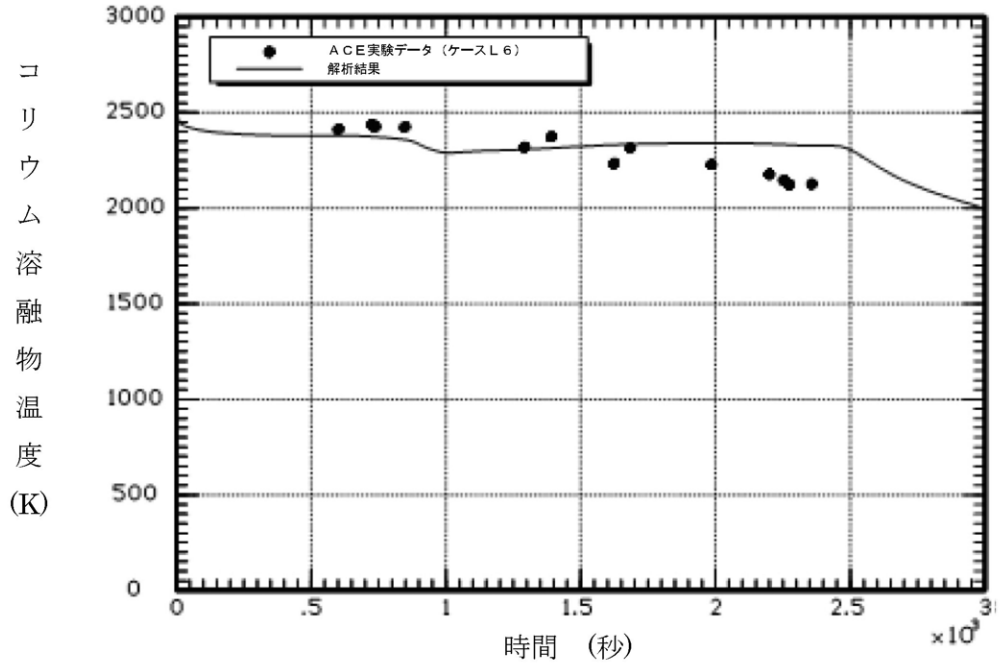


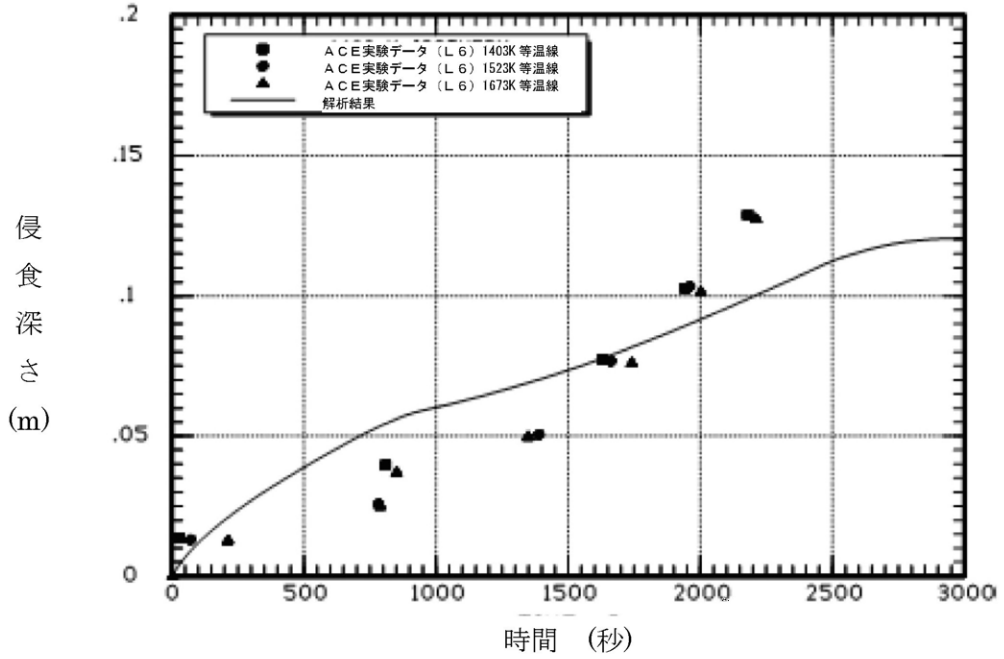
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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。

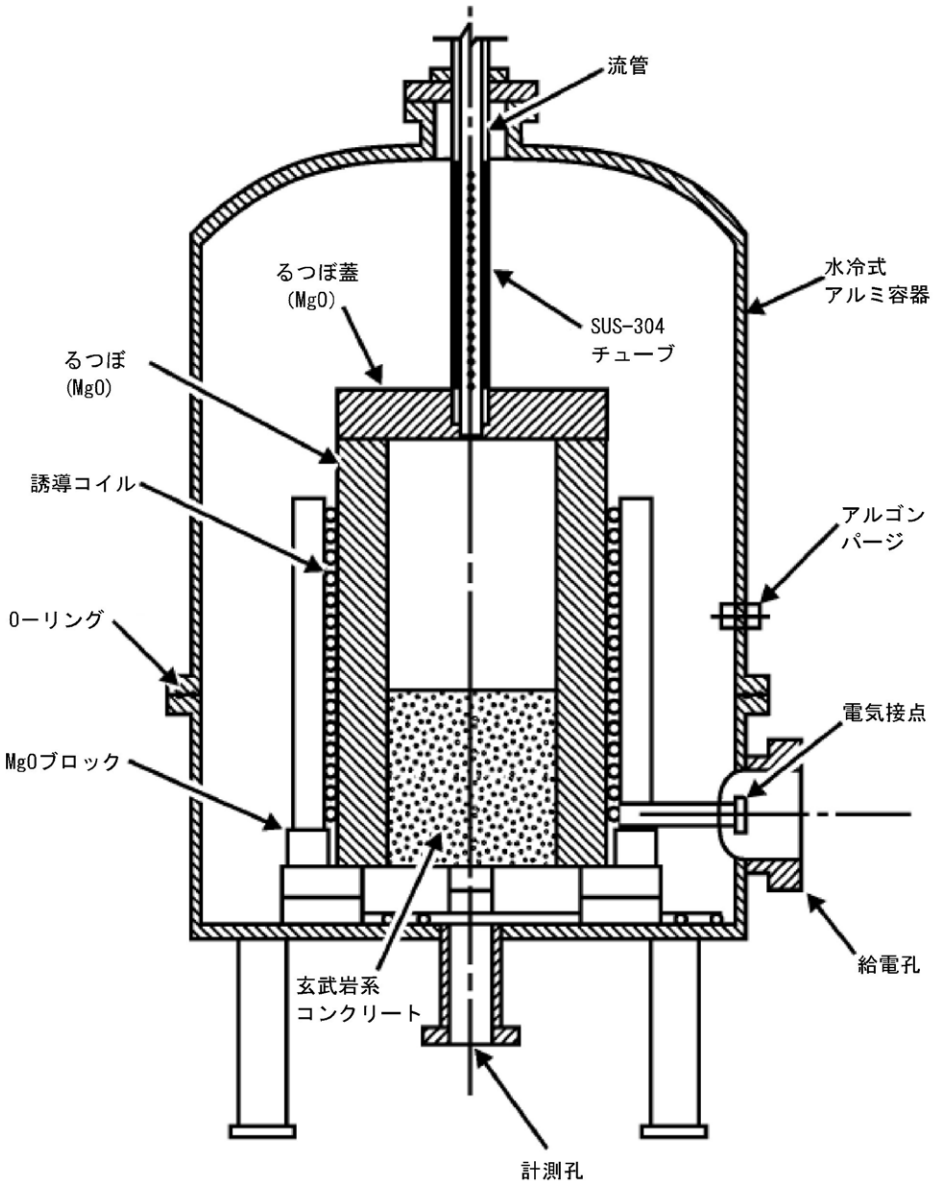
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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。

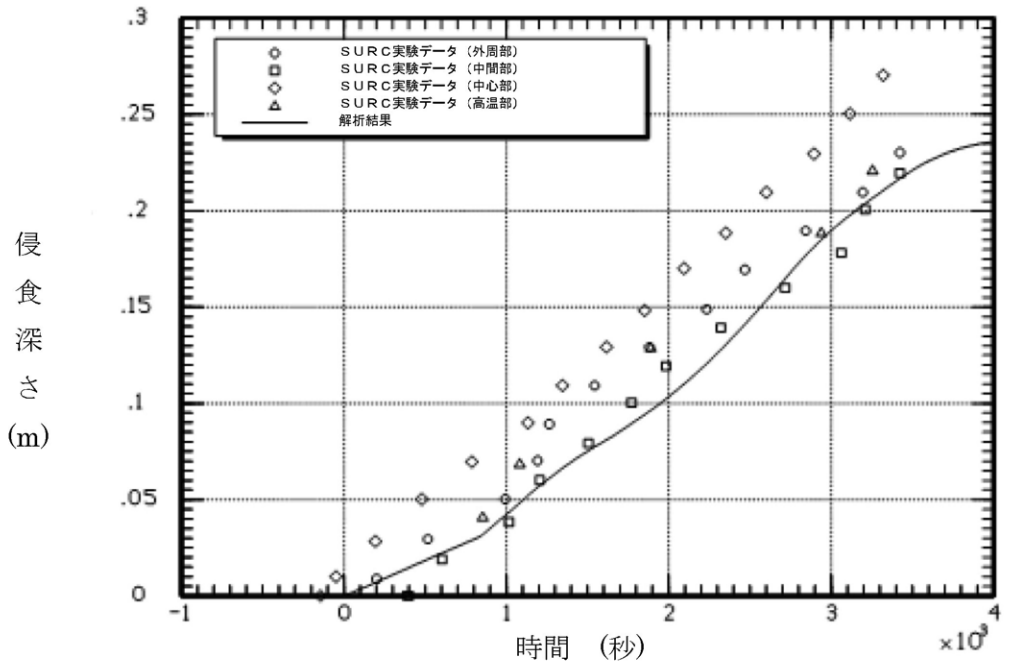
ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現した結果となっている。SURC 実験ではステンレス鋼の模擬 FP が使用されており、実機の材質と異なるが、熱的にも実機に近い条件となっている。溶融炉心からコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導や溶融炉心に接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

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。

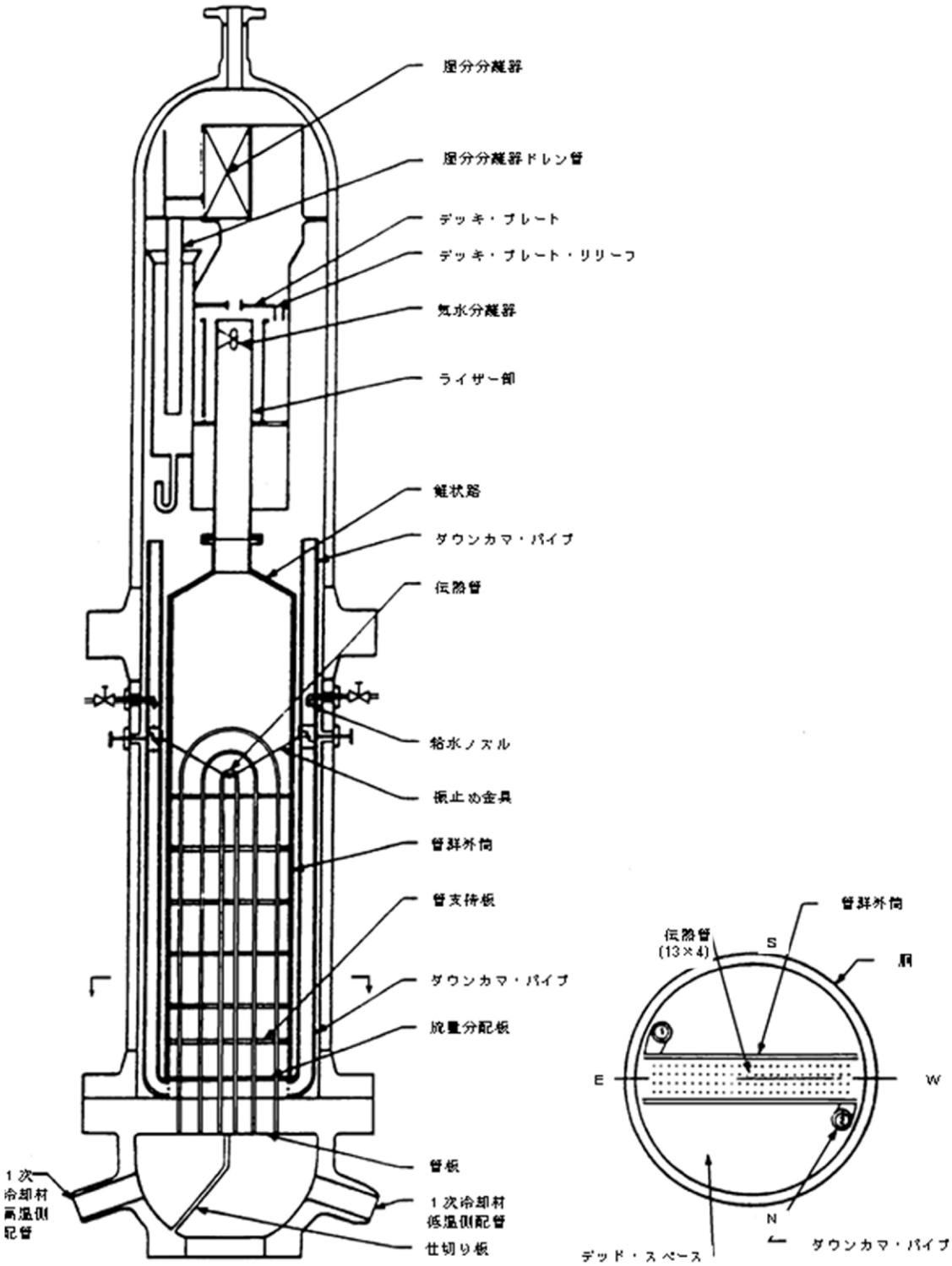
全交流動力電源喪失が発生し、補助給水に失敗する場合は、１次側からの伝熱により２次側が昇温及び昇圧される状態であり、MB-2 実験の給水流量喪失のケースから考察する。図 4.2-31（1/2）に蒸気発生器圧力と１次冷却材低温側温度の比較を示している。１次冷却材低温側温度は、１次系と２次系の伝熱による１次側への影響が現れたものであり、実験データとほぼ一致した挙動である。また、蒸気発生器圧力は、１次系と２次系の伝熱による２次側への影響が現れたものであり、実験データと 0.2MPa の範囲で一致する挙動となっている。また、１次系と２次系の伝熱において、蒸気発生器２次側水位も影響する要因であり、図 4.2-31（2/2）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

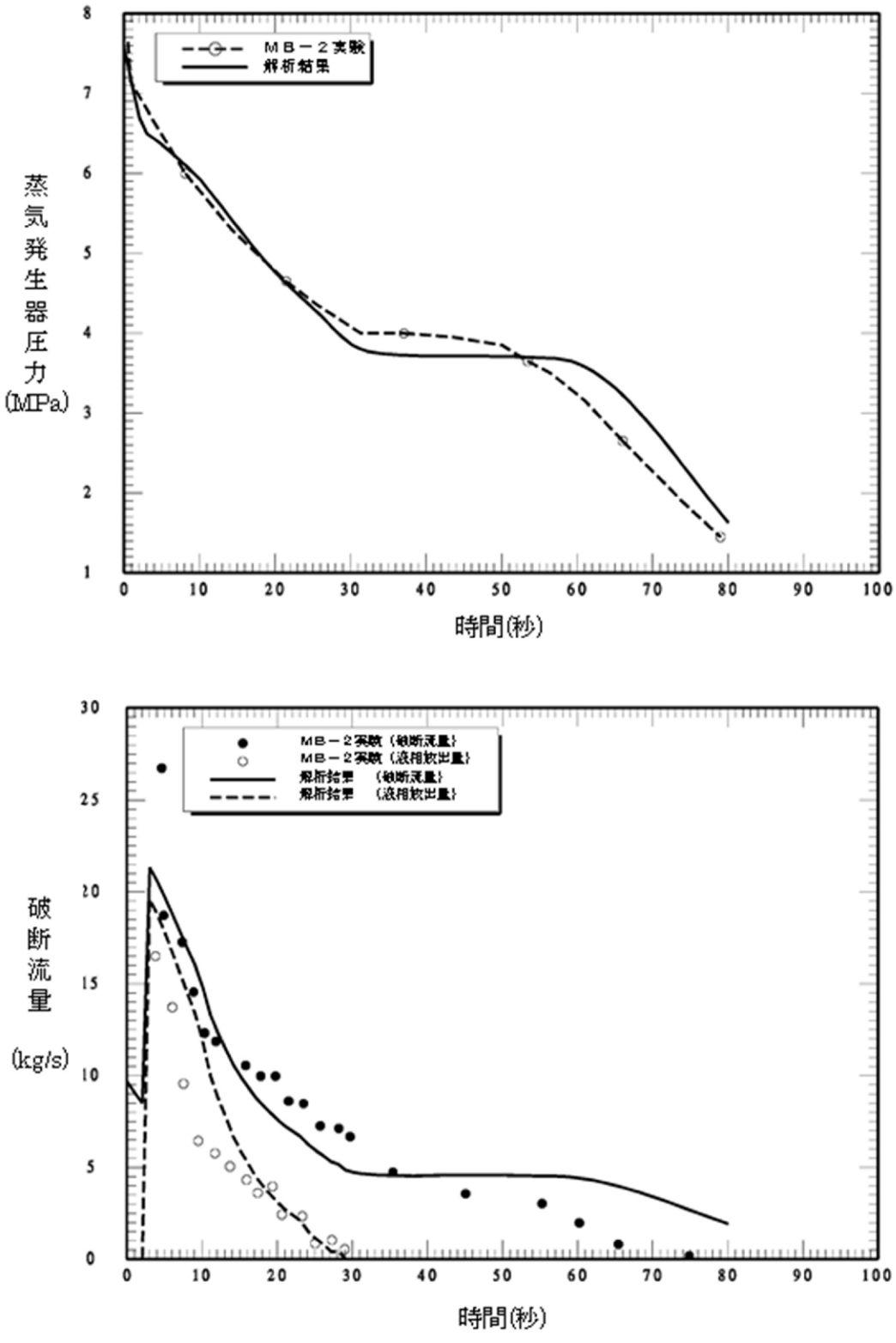
以上より、「冷却材放出」については、放出質量自体はほぼ適正に評価できるが、液相放出については過大に評価するため、その結果、「１次系・２次系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

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。



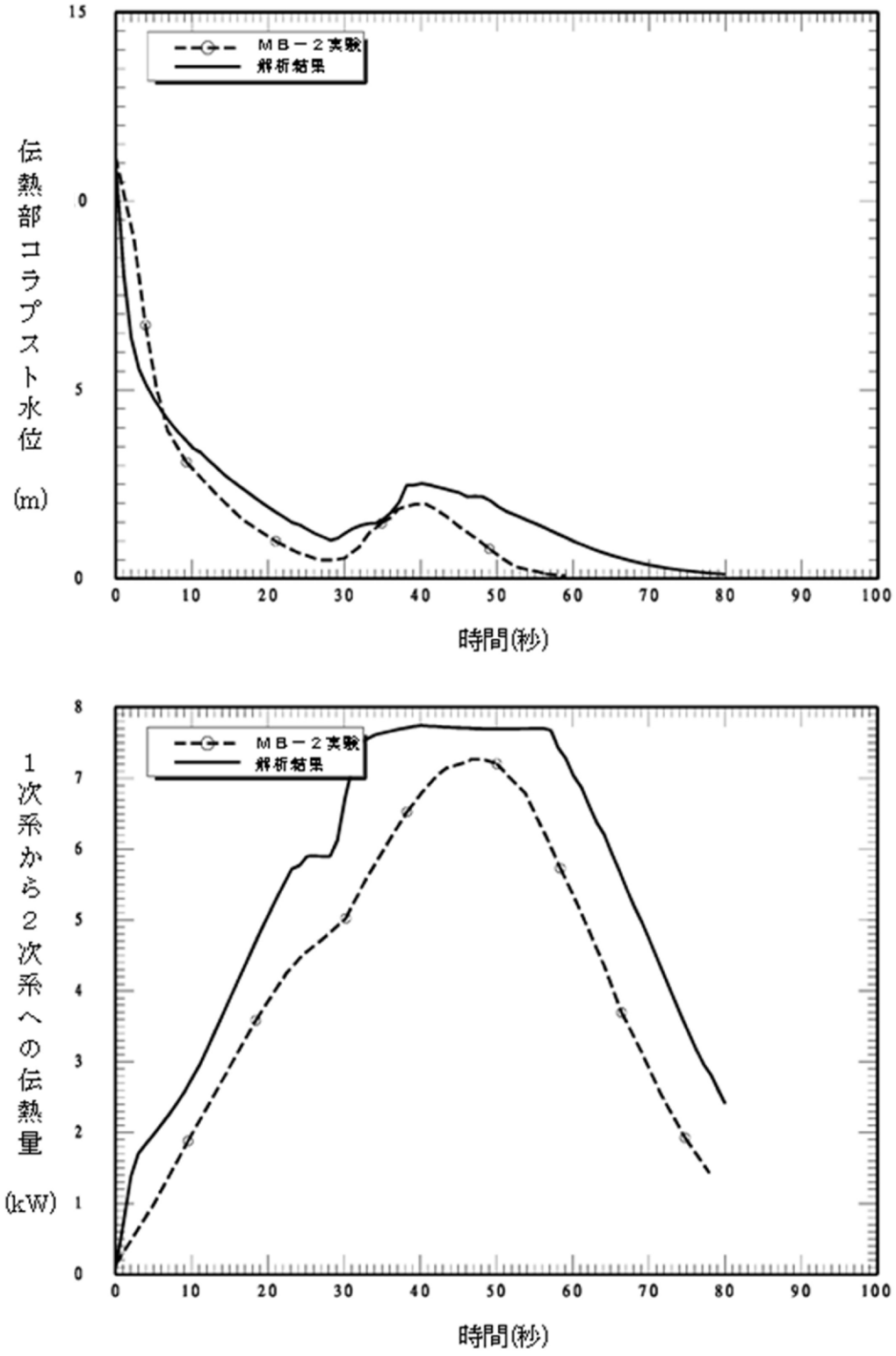
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29　MB-2 実験装置の概略



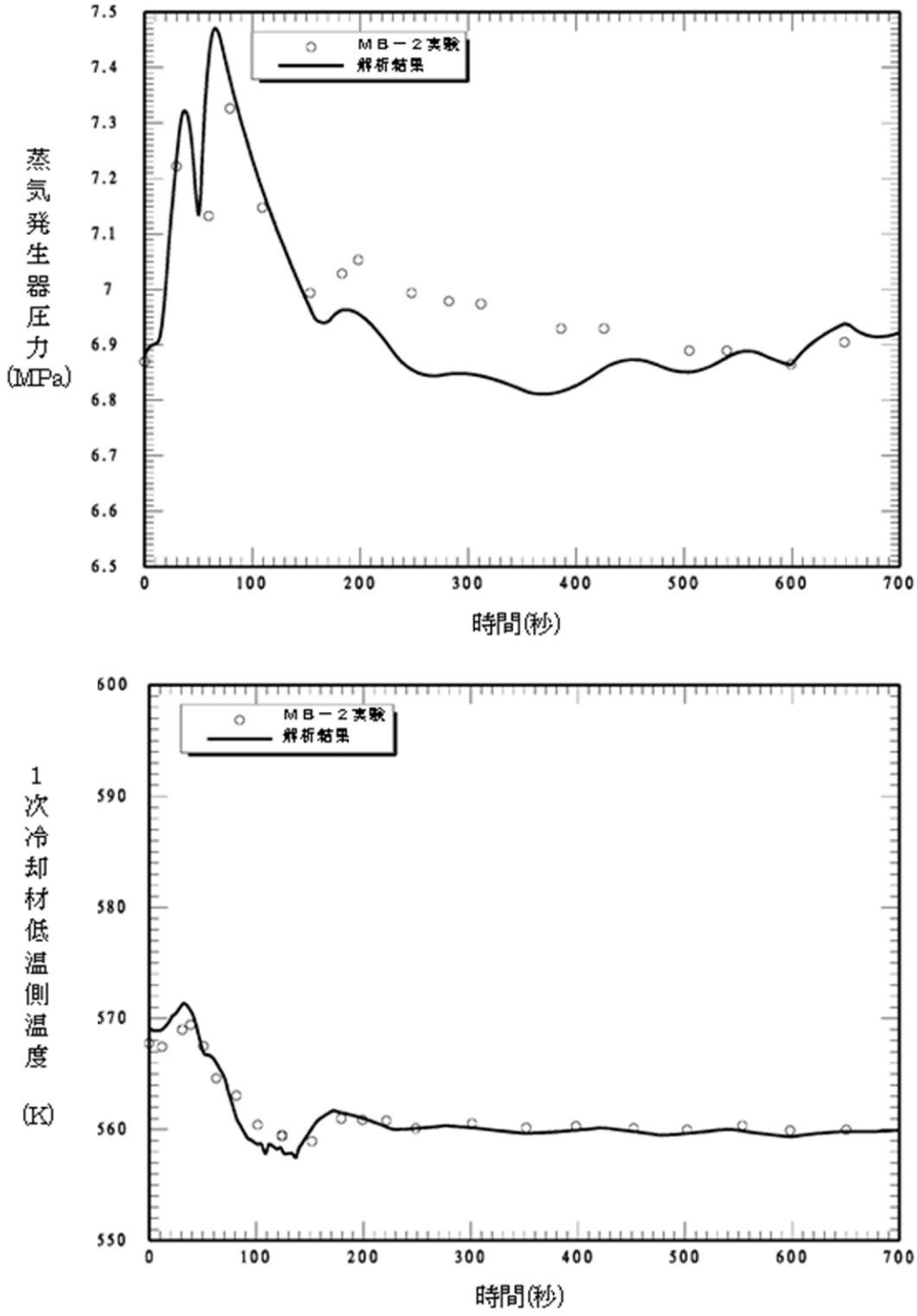
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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）



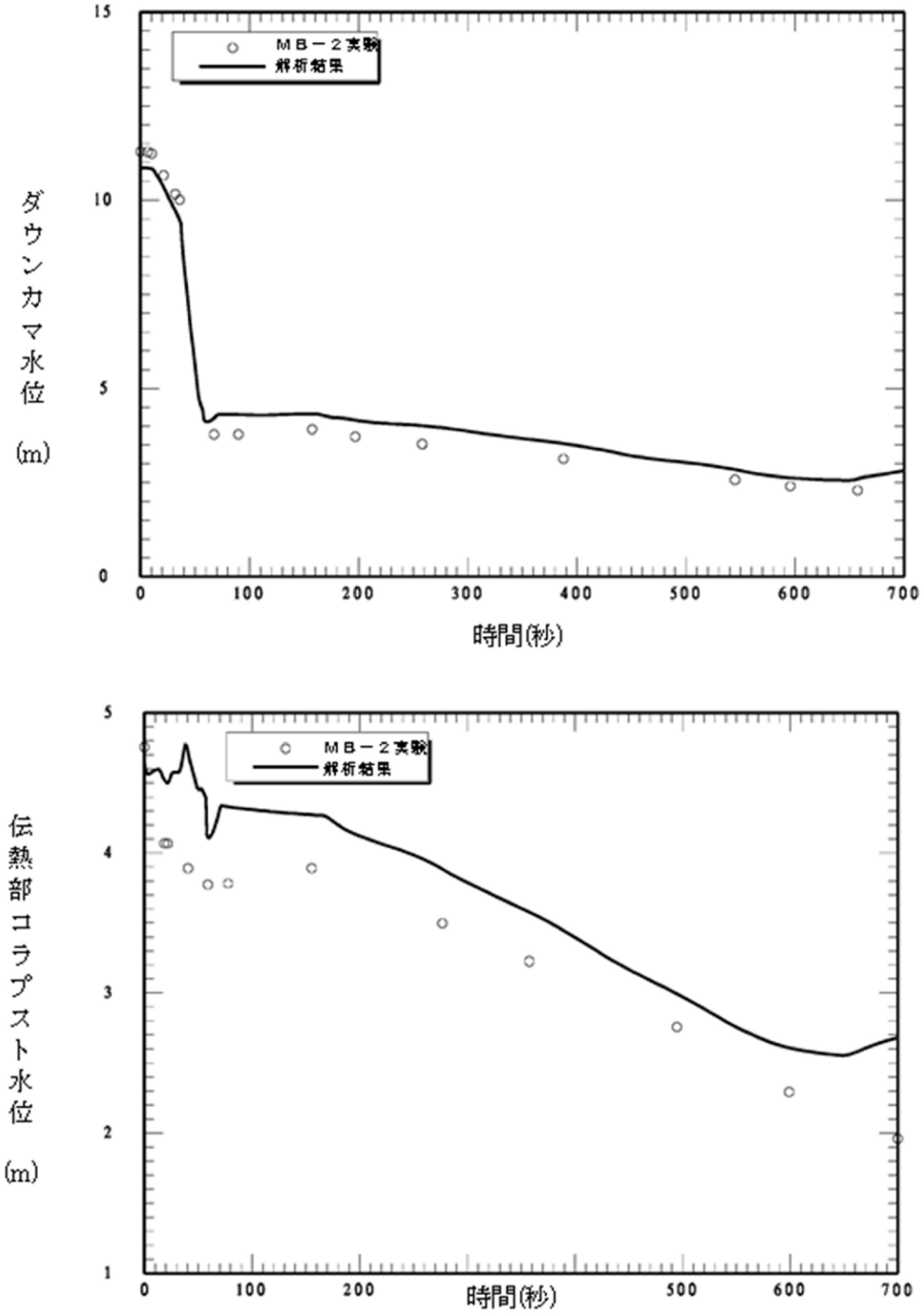
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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。

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。8,000 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 1,500℃を超えると温度が急上昇している（約 11,000 秒で 1,500℃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℃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 1,500℃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℃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ったものと推測される。つまり、ジルコニウムー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℃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℃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℃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。γー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%±4%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%±4%と評価されている。γー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[24]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ー水反応により急上昇し 1,500℃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ったと考えられる。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コードの解析では燃料被覆管温度が 1,580℃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 1,500℃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℃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て、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℃）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℃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。

FP 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－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の比較については、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コードの解析においては、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コードの炉心モデルは、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コードによる実験解析をベースにＭＡＡＰコードの 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、ジルコニウム－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コード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ている。

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。

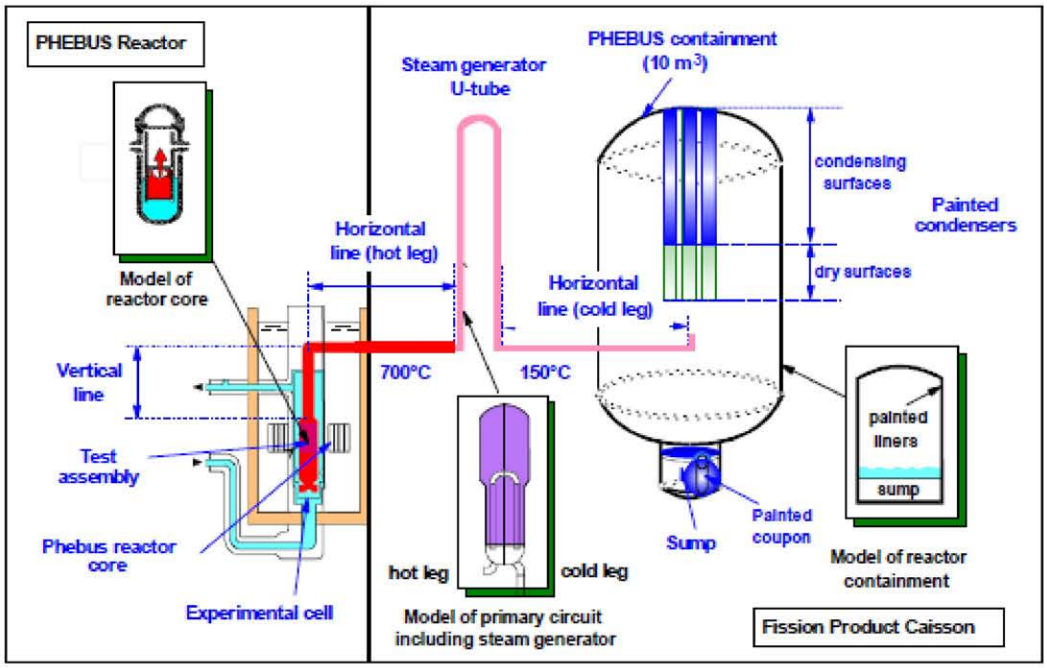


図 4.2-32　PHEBUS-FP 実験設備概要

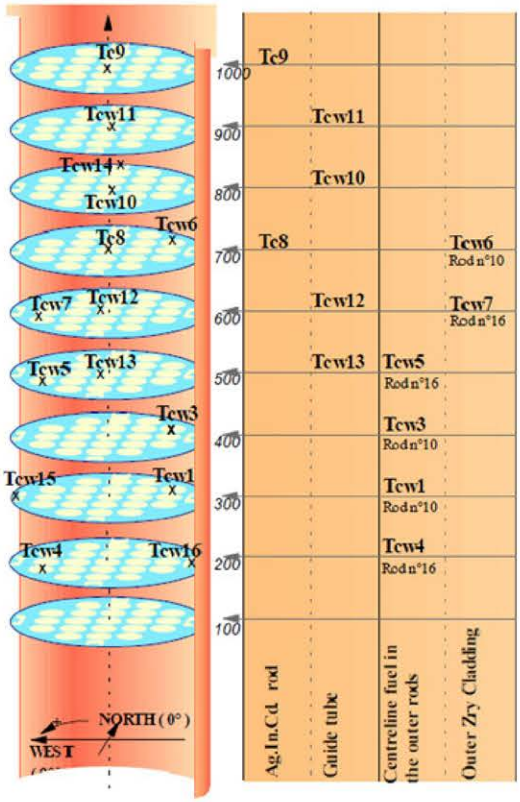


図 4.2-33　FPT1 試験炉心部の熱電対設置位置

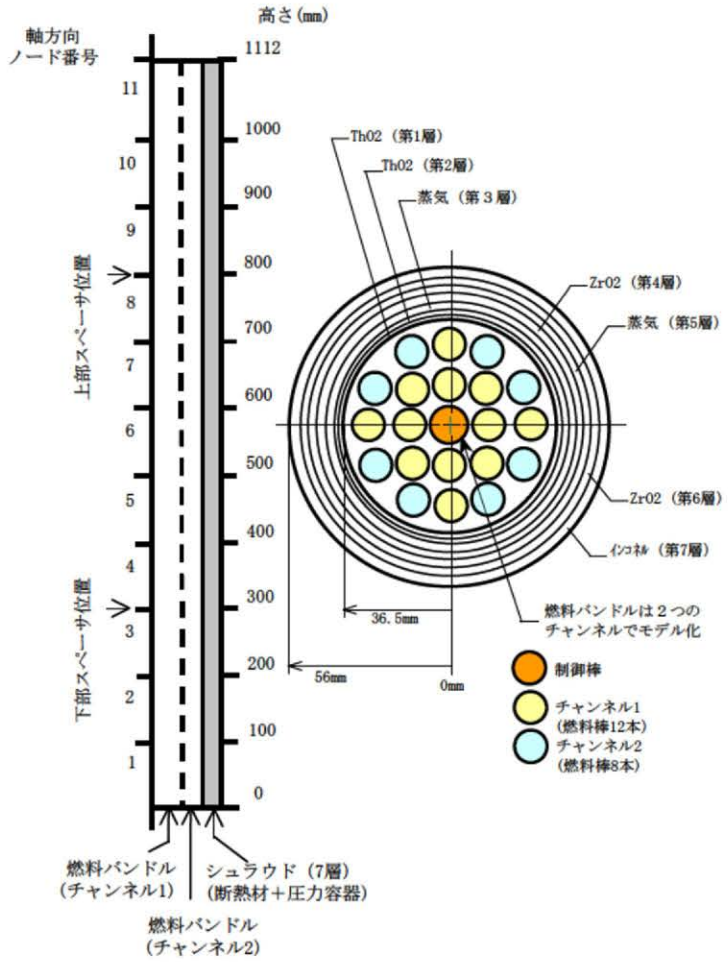


図 4.2-34　炉心（燃料バンドル）モデル

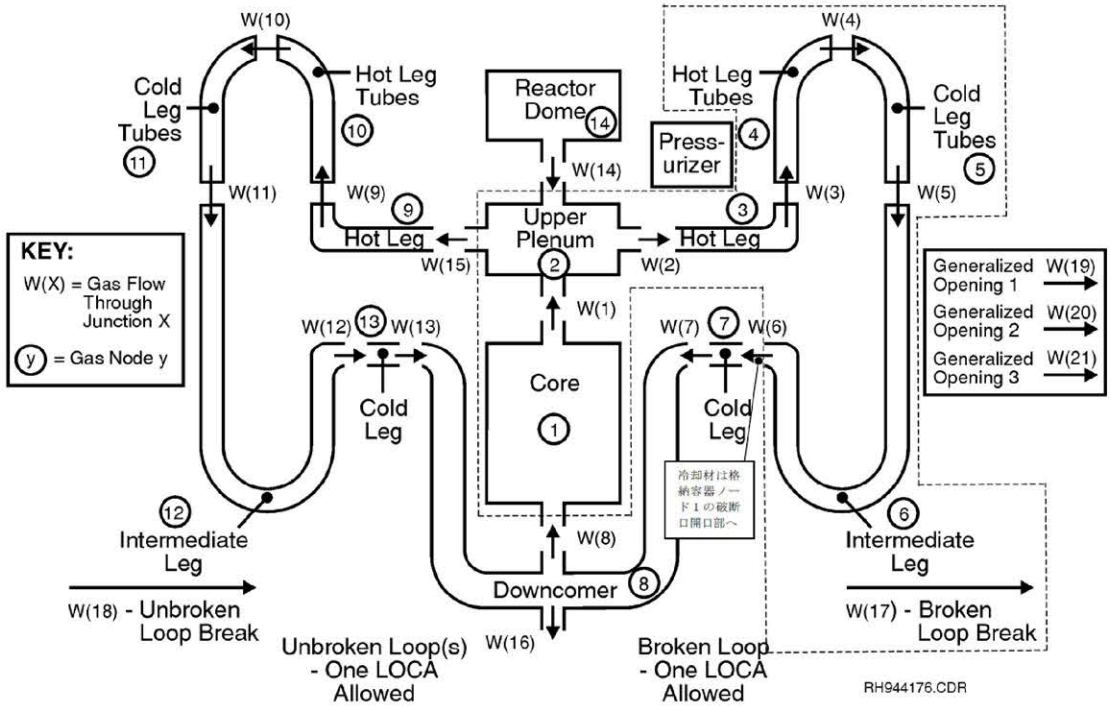


図 4.2-35　1 次系モデル

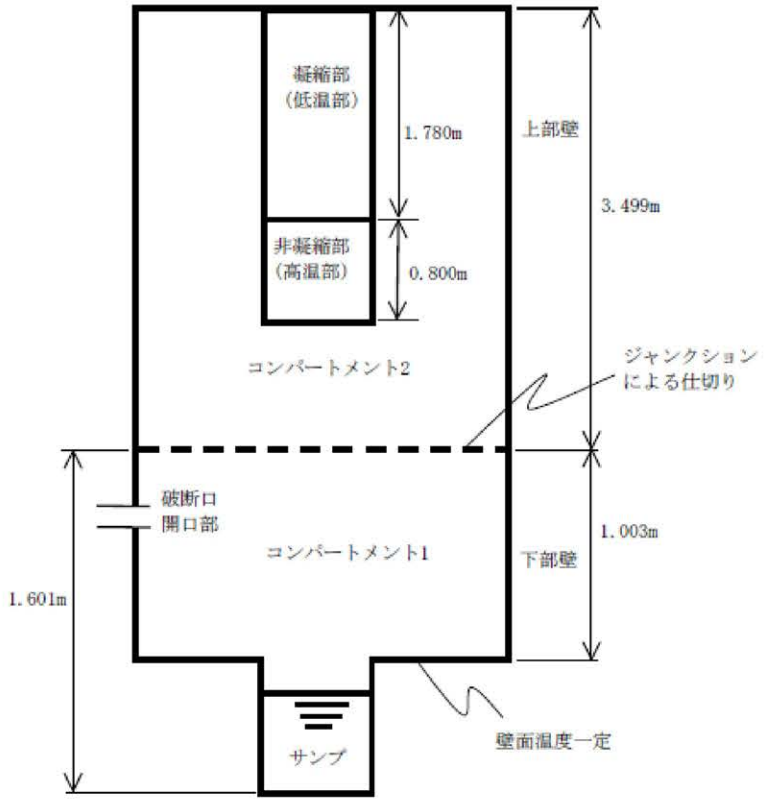


図 4.2-36　格納容器モデル

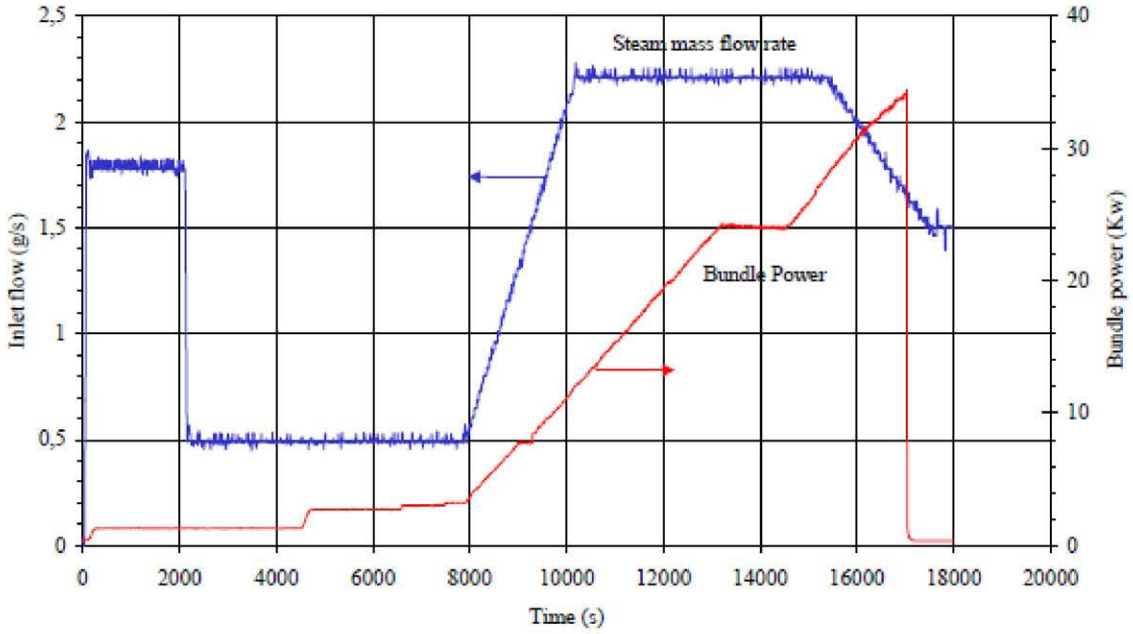


図 4.2-37　境界条件（バンドル出力と蒸気流量）

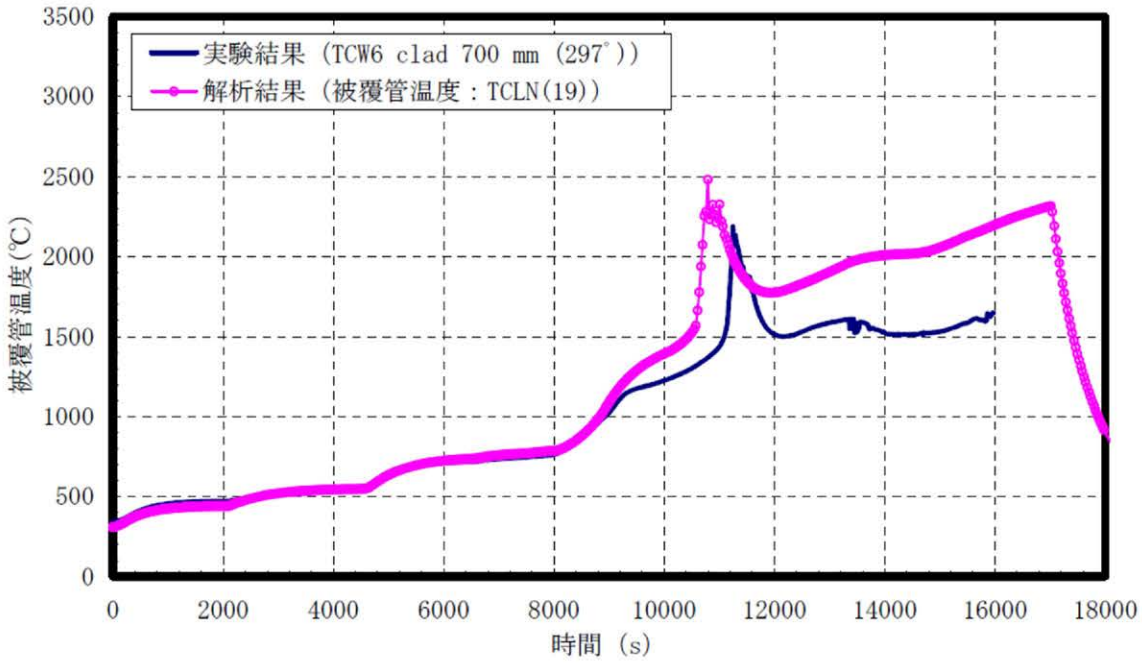


図 4.2-38　燃料被覆管温度（700mm）の比較

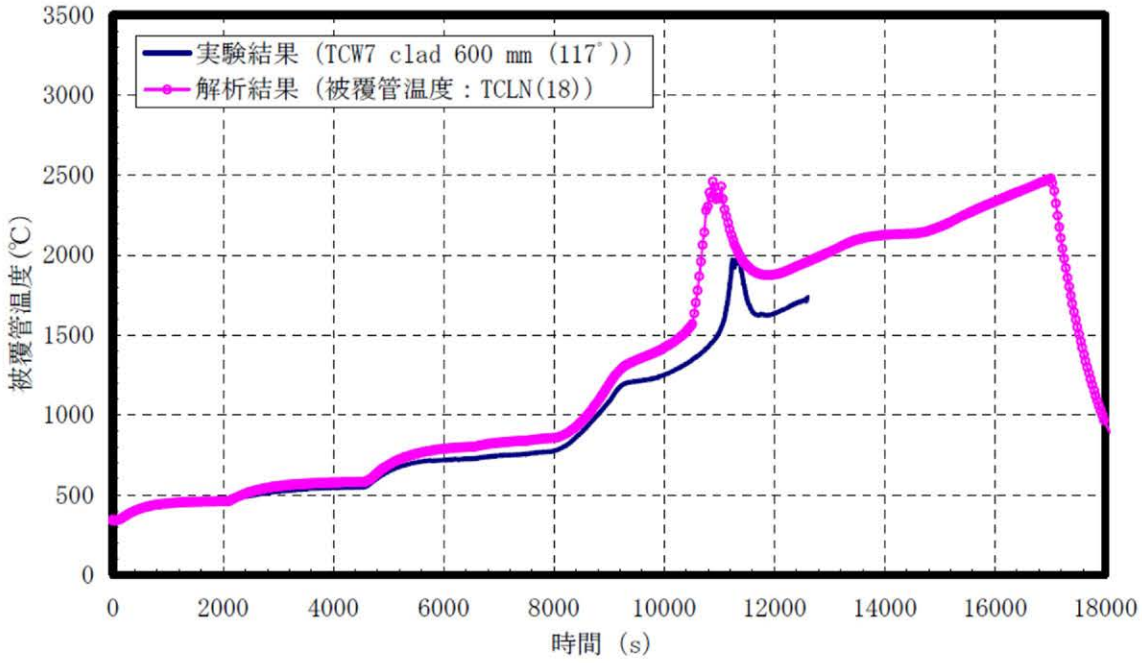


図 4.2-39　燃料被覆管温度（600mm）の比較

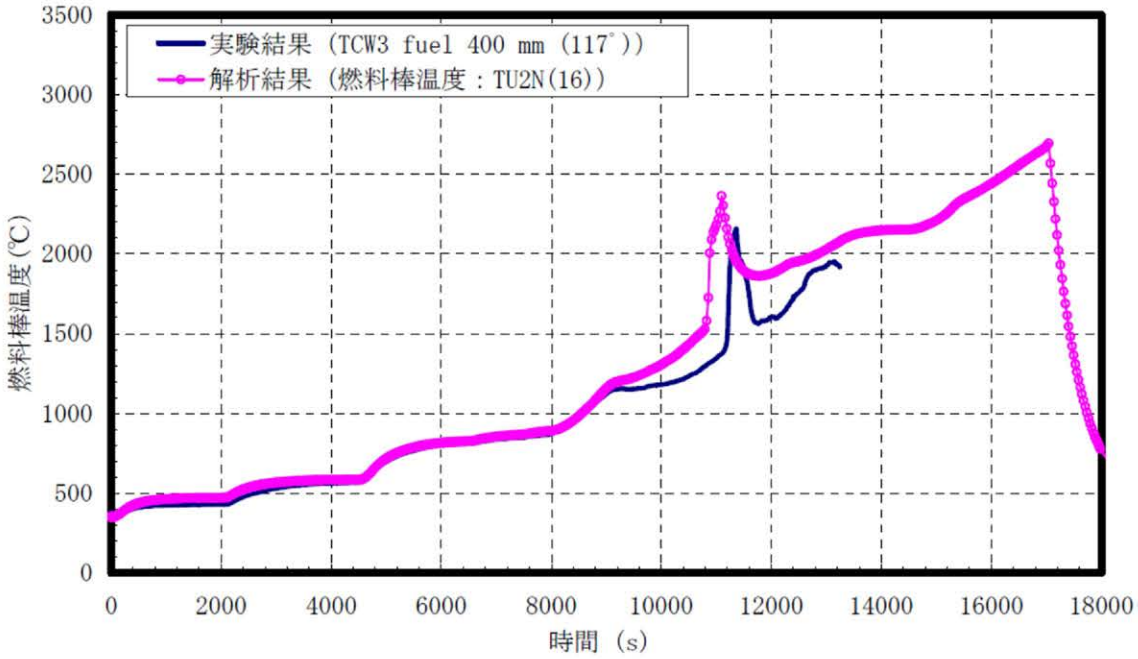


図 4.2-40　燃料被覆管温度（400mm）の比較

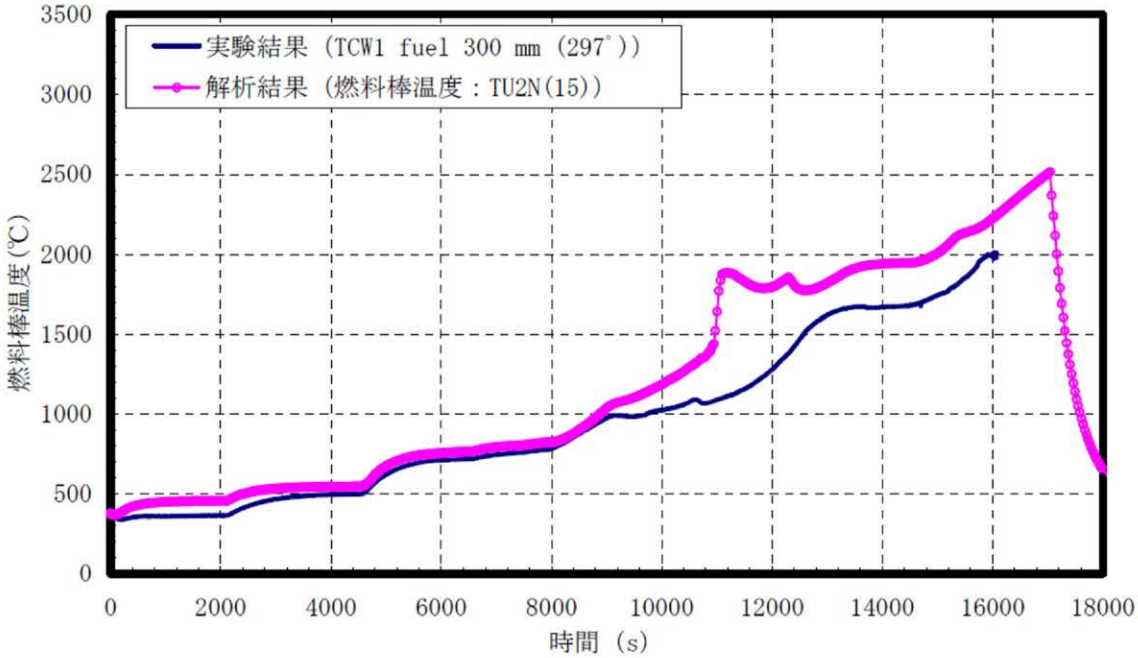


図 4.2-41　燃料被覆管温度（300mm）の比較

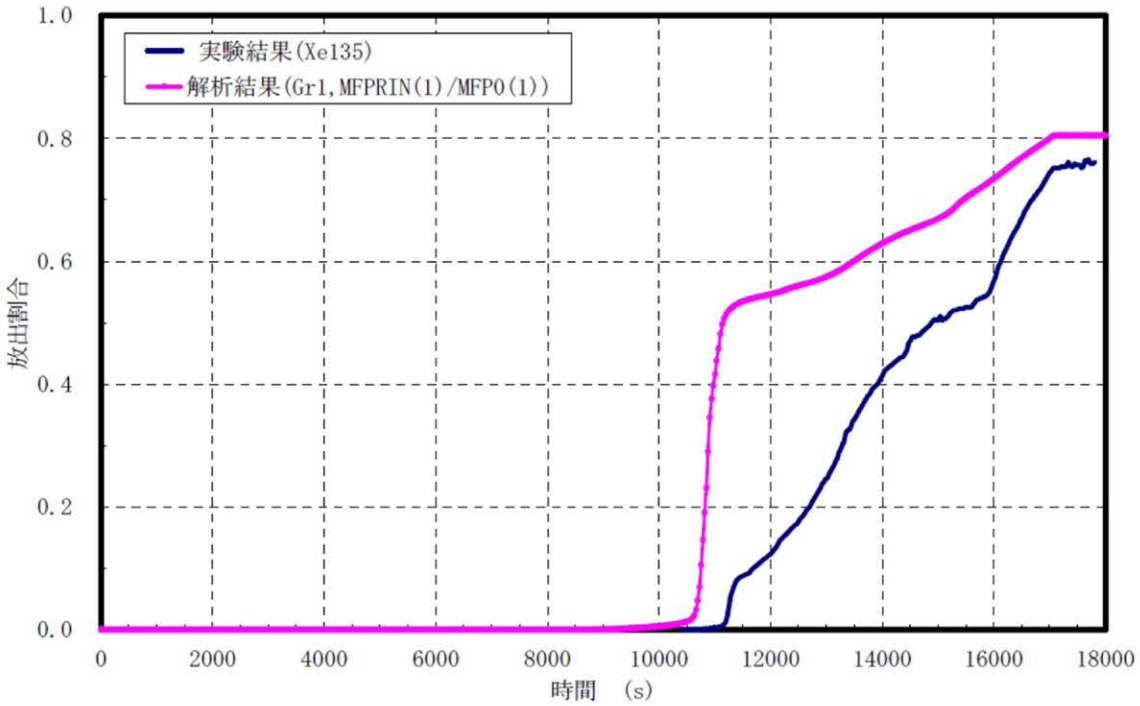


図 4.2-42　希ガス放出割合の比較

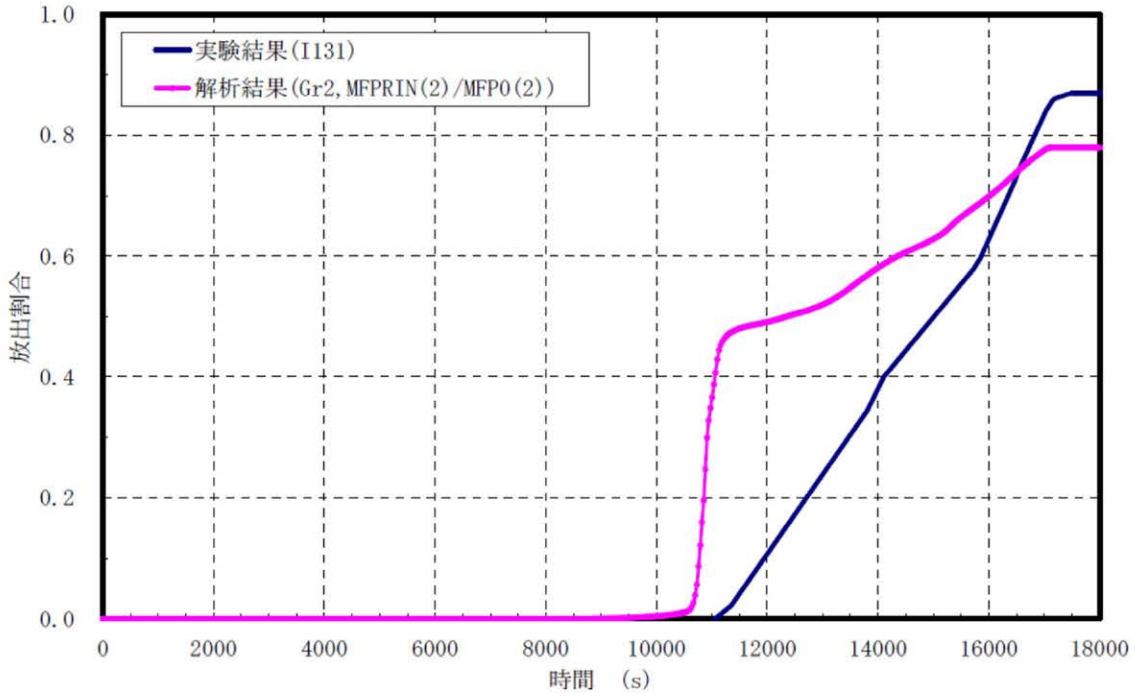


図 4.2-43　よう素放出割合の比較

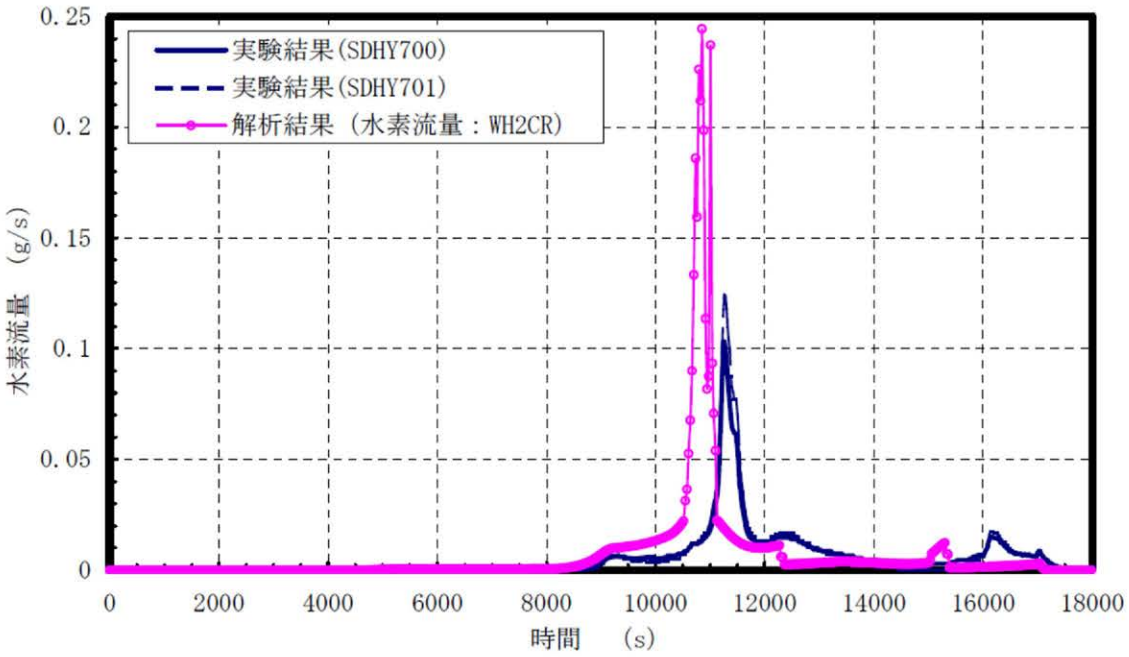


図 4.2-44　1 次系での水素流量の比較

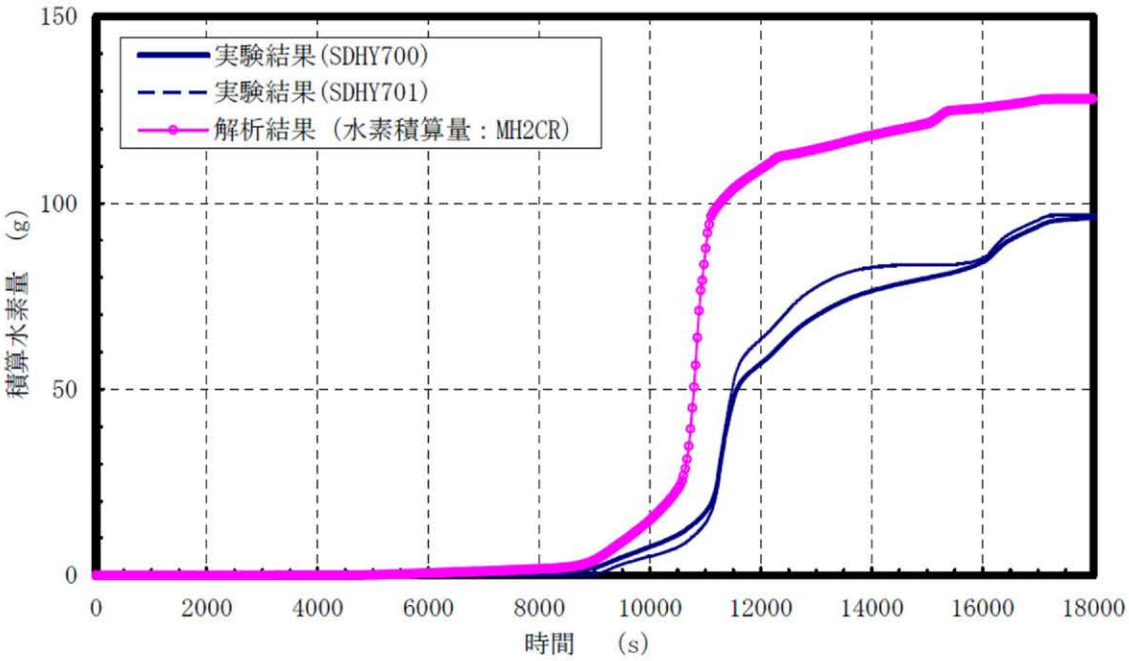


図 4.2-45　水素積算量

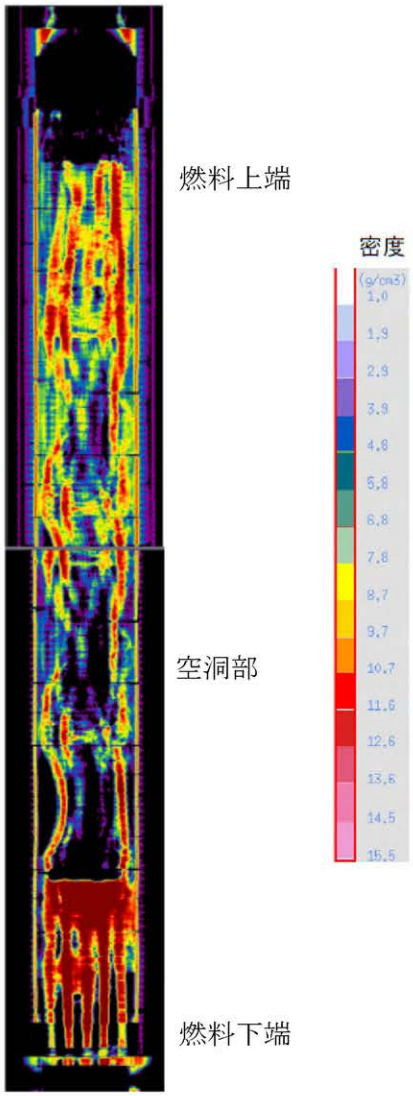
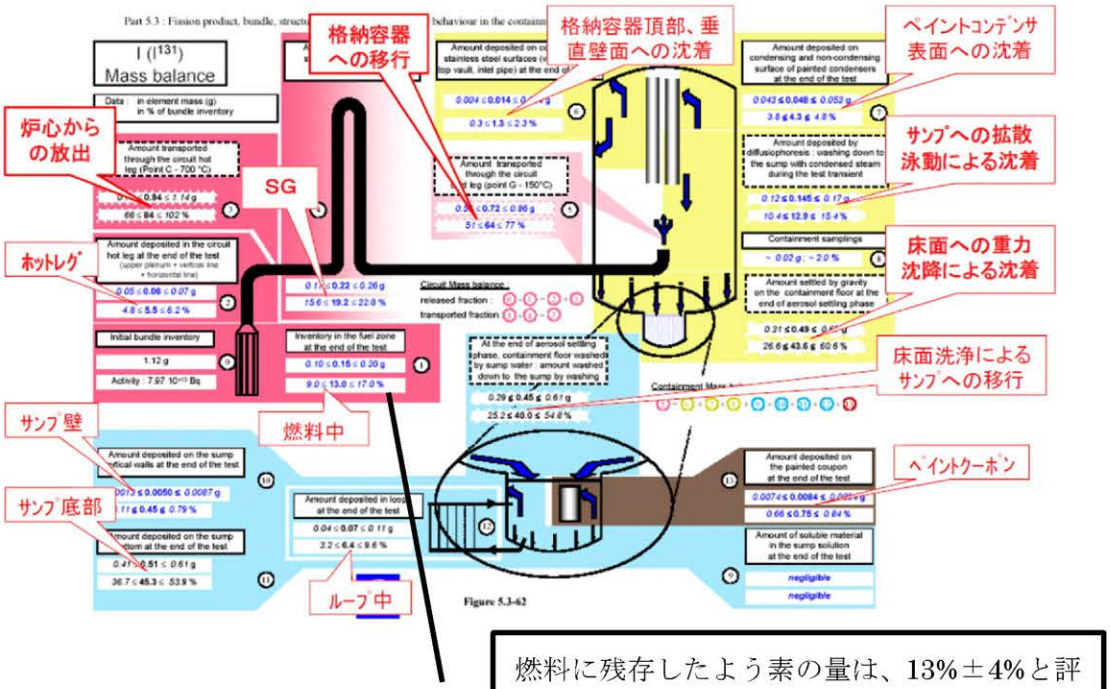


図 4.2-46　燃料バンドルの X 線トモグラフ



燃料に残存したよう素の量は、13%±4%と評価されている。即ち、１次系に放出されたよう素の量は試験前のよう素量から残存量を減じれば算定できるため、87%±4%と評価される。

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 0.1μm 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[25]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 852m^3、直径 7.62m 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 852m^3 で、高さ 20.6m 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 0.25μm の酸化ナトリウムエアロゾルが 445 g/s の速度で生成させる。ナトリウムの注入によるエアロゾル生成は 13～885 秒まで継続される。

(3) 解析結果の検討

実験結果とＭＡＡＰコード及び厳密解の比較を図 4.2-49 に示す。実験では 885 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}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 秒で 5×10^{-9}g/cc まで減少している。厳密解及びＭＡＡＰコードの解析結果はエアロゾル質量がピークになる 900 秒からその後に減衰して 10^5 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コードの解析結果は 10^6 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コード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コードの結果は、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^3
高さ	20.3 m
床面積	45.60 m^2
初期圧力	122.0 kPa
初期温度	29.1 ℃
初期ガスモル分率(O_2)	0.233
初期ガスモル分率(N_2)	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^3
生成粒子の平均半径	0.25 μ m
生成粒子の標準偏差	1.5

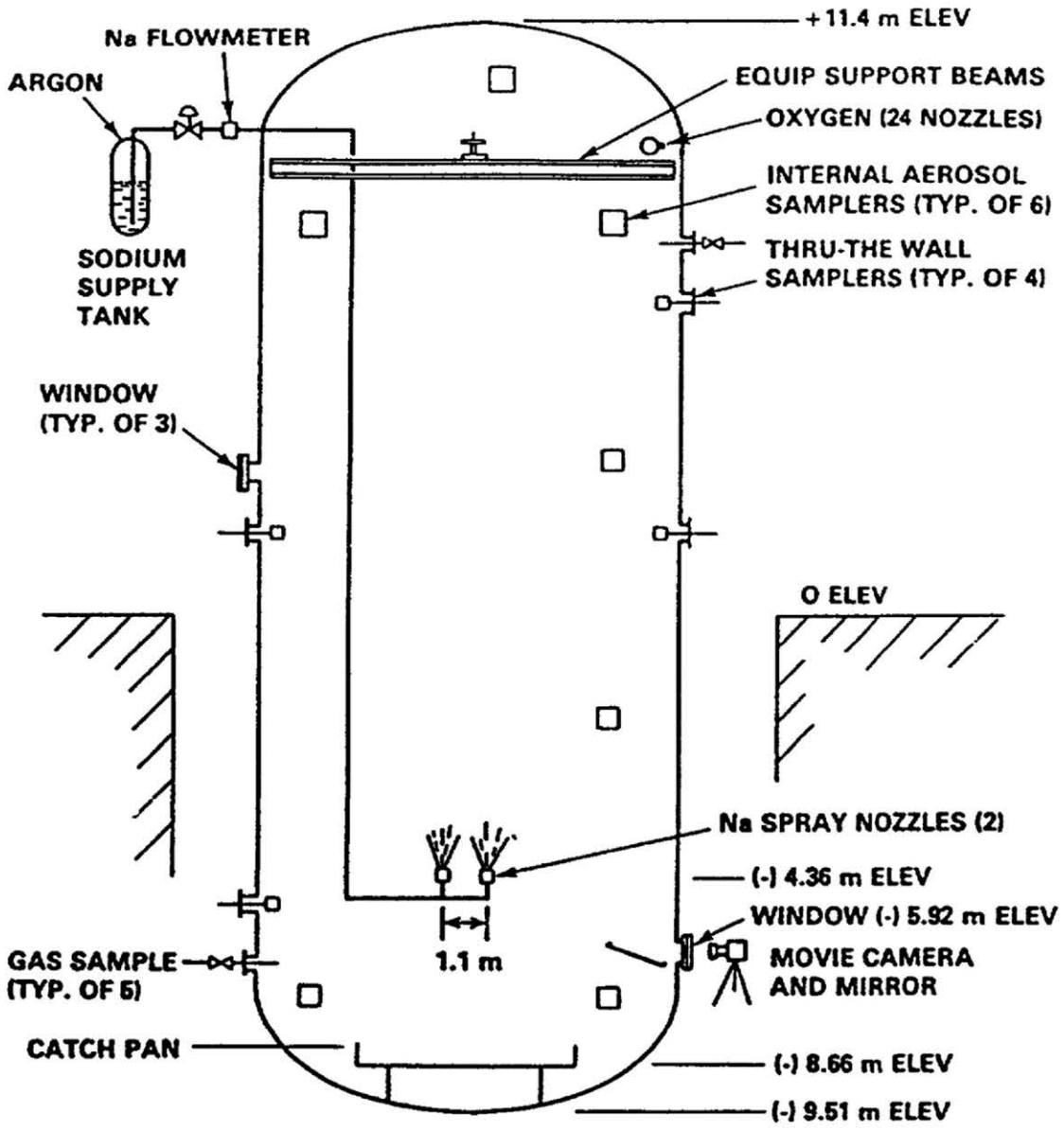
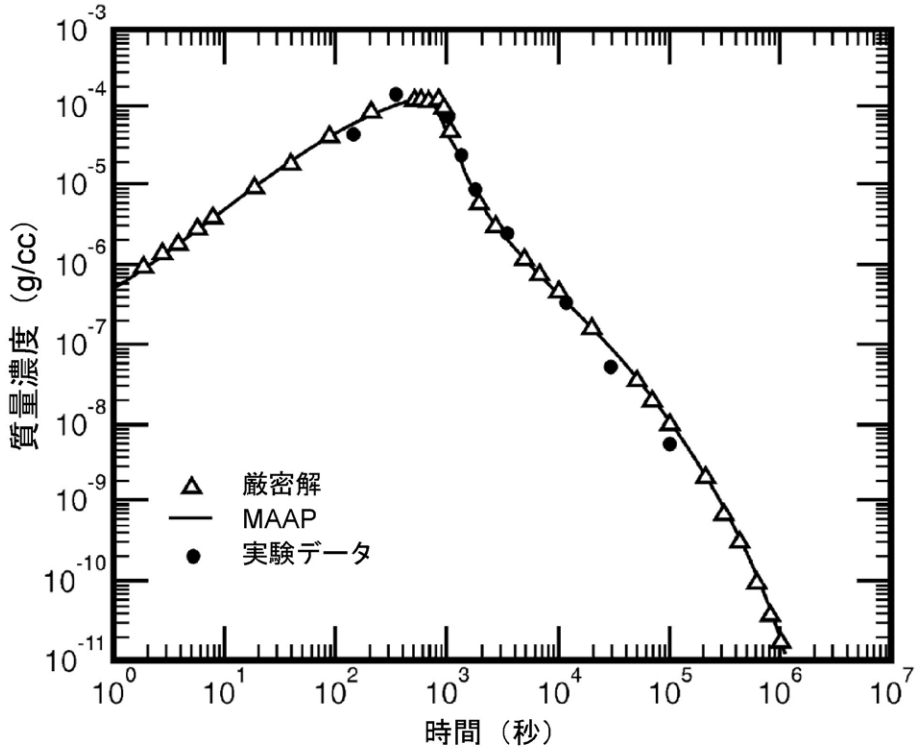


図 4.2-48　ABCOVE-AB5 試験装置



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 妥当性確認（感度解析）

4.3.1 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」並びに１次冷却系の「気液分離・対向流」については、炉心水位に関係する現象である。

ＭＡＡＰコードを適用する重要事故シーケンスにおいて、炉心水位が評価指標に直接影響するのは、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスである。「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスでは、本資料の本文の「5. 有効性評価に適用するコードの選定」で述べたように、再循環切替時点では、大破断 LOCA 直後のブローダウン事象よりも緩やかな挙動となることから、基本的に適用可能と考えられ、さらに、再循環切替時には水源である格納容器再循環サンプの状態が原子炉格納容器内の状態に依存すること、大破断 LOCA 時には１次系圧力が原子炉格納容器圧力より若干高い圧力で推移し原子炉格納容器圧力の影響を受けることから、１次系と原子炉格納容器の連成解析が可能な点で、ＭＡＡＰコードを選定した。

「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスでは、再循環失敗から代替再循環による注水開始の間の炉心水位の低下に伴う燃料被覆管温度の上昇が、判断基準（1200℃）を下回ることで炉心損傷が防止できることを確認することが目的であり、評価に当たっては、再循環切替失敗以降の炉心の冠水状態が維持されることにより燃料被覆管温度の上昇が抑えられることから、炉心露出に至らないことを確認している。

したがって、「ECCS 再循環機能喪失」の評価では炉心水位が重要であり、妥当性確認においては、「崩壊熱による冷却材の蒸散」、「炉心領域の気泡水位（炉心及び上部プレナムのボイド率）」及び「１次系内保有水分布」に着目する。

ＭＡＡＰコードの解析モデルにおいて、崩壊熱による冷却材の蒸散については、3.3.2(3)で述べたとおり、沸騰挙動に応じた燃料棒から液相への伝熱と蒸気発生量を計算する。炉心水位（気泡水位）は、3.3.2(4)で述べたとおり、炉心とダウンカマの静水頭のバランスにより計算される。上部プレナム領域についても同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から気泡水位が計算され、炉心水位と合わせて原子炉容器内水位として計算される。１次系内保有水については、3.3.3(2)で述べたように、流路の流動抵抗の合計とノードの静水頭のバランスにより流動計算から求められるが、運動量の収支は準定常を想定し代数的に取り扱い、運動方程式は解いていないモデルであることから、１次系内で炉心や高温側配管よりも高い位置（蒸気発生器伝熱管の鉛直部等）に液相が持ち上がり難いところに不確かさがあると考えられる。

以上を踏まえ、ＭＡＡＰコードの解析モデルの不確かさについて、原子炉１次系のシステム応答を模擬した総合効果実験データにより検証されてきたＭ－ＲＥＬＡＰ５コード[27]との比較により評価する。なお、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは、大破断

LOCA に特有の ECC バイパスや再冠水挙動等の複雑かつ急激な現象に対して検証が十分ではないが、炉心冠水後のプラント応答には適用できる。

(1) Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードとの比較

１次系の挙動をより精緻に評価可能なＭ－ＲＥＬＡＰ５コードとの比較を通じて、ＭＡＡＰコードによる評価の特性について、代表３ループプラントを例として確認した。なお、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コード単体では、原子炉格納容器内の挙動が取り扱えないことから、ＭＡＡＰコードにより計算された原子炉格納容器圧力、格納容器再循環サンプ水の水温等を境界条件として与えている。

ＭＡＡＰコード及びＭ－ＲＥＬＡＰ５コードによる ECCS 再循環機能喪失の比較（原子炉容器内水位）を図 4.3-1 に示す。ＭＡＡＰコードによる計算結果（実線）では、再循環切替失敗（約 19 分）から 30 分後に代替再循環運転を開始することに伴い、約 49 分後から炉心水位が回復し炉心は露出しない。一方、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードによる計算結果（破線）では、代替再循環運転を開始する以前（約 35 分）に炉心露出となる。ＭＡＡＰコードによる計算では水位の低下を外挿すると約 50 分に炉心は露出すると考えられることから、ＭＡＡＰコードはＭ－ＲＥＬＡＰ５コードよりも炉心露出を約 15 分遅く評価すると考えられる。

図 4.3-2～図 4.3-6 に１次系内の各領域の保有水量の比較を示す。以下、コード間差異について考察する。

A) ECCS 再循環切替失敗までの状態

ECCS 再循環切替失敗（約 19 分）時点の炉心領域の保有水量（図 4.3-2）とダウンカマ領域の保有水量（図 4.3-3）は両コードで同等である。

一方、高温側配管の保有水量（破断側：図 4.3-5、健全側：図 4.3-6）に関しては、ＭＡＡＰコードの方が多い。ＭＡＡＰコードでは差圧バランスを基本とした簡略なモデルにより１次系内の液相分布が定まることから、高温側配管（水平部）の保有水量が多く、蒸気発生器伝熱管への液相の流入が少ない結果となる。一方、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードでは、詳細に分割された各ノードにおいて流動様式を考慮した流動、質量分布を計算しており、蒸気発生器伝熱管に流入した液相は鉛直部への蓄水による差圧の増加と２次側からの伝熱により発生した蒸気による１次側の圧力損失の増加（いわゆる「スチームバインディング効果」）を生じていることから高温側配管領域（水平部から蒸気発生器伝熱管まで）の保有水量は少ない結果となる。このように、高温側配管領域に関しては、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードよりも保有水量を多く評価し、代表３ループプラントの場合、約 15×10^3kg 多い。

B) ECCS 再循環切替失敗以降の状態

再循環切替失敗まではダウンカマは入口ノズル下端まで満水（図 4.3-4）であり、ダウンカマ領域の保有水量（図 4.3-3）は同等である。一方、再循環切替失敗直後、ＭＡＡＰコードに比べ、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードではダウンカマ水位が大きく低下している。これは、再循環切替失敗に伴い蒸気発生器伝熱管への液相の流入が減少することからスチームバインディング効果が低下し、ダウンカマから炉心への流量が増加するためである。さらに、破断口からの流出を質量バランスから与えるＭＡＡＰコードに対し、運動量バランスから解かれるＭ－ＲＥＬＡＰ５コードでは、再循環切替直後に崩壊熱に伴う冷却材の蒸散に見合った流量に低下するまでに遅れがあることも要因となっていると考えられる。

その後の崩壊熱による冷却材の蒸散に伴う、炉心領域の保有水量やダウンカマ水位の低下速度（保有水量の減少速度）は両コードで同等である。

C) ボイド率予測

原子炉容器内の気泡水位は、炉心及び上部プレナムの水量に加え、これら領域のボイド率より定まる。ＭＡＡＰコードでは、実績があるドリフトフラックスモデルに基づいて炉心平均及び上部プレナムのボイド率が計算され、当該事象の炉心再冠水以降の期間では、炉心平均で約 50%、上部プレナム（炉心上端から出口ノズル上端まで）で約 60%である。Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードの水位予測及びボイド率計算はORNL/THTF 実験データを用いた検証解析によりその妥当性が示されている。Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードでの再冠水以降の期間は炉心平均で約 50%、上部プレナム領域で約 65～70%である。

(2) 不確かさの検討

ＭＡＡＰコードの ECCS 再循環機能喪失への適用に当たって考慮すべき不確かさを検討する。

ECCS 再循環機能喪失シーケンスのＭＡＡＰコードとＭ－ＲＥＬＡＰ５コードの解析結果の比較から、ＭＡＡＰコードの解析モデルに関して、以下を確認した。

・崩壊熱による冷却材の蒸散について、その影響として現れる炉心水位の低下速度は両コードでほぼ同じであり、ＭＡＡＰコードで計算される沸騰挙動に応じた燃料棒から液相への伝熱と蒸気発生量は、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードと同等である。
・炉心領域の気泡水位については、ＭＡＡＰコードではドリフトフラックスモデルにより計算されるボイド率を用い、そのボイド率について、炉心領域は同等の予測となるが、上部プレナム領域ではやや過小評価となっている。

・１次系内保有水分布のうち炉心領域及びダウンカマ領域の保有水量については、両コードは同等と言えるが、高温側配管領域の保有水量については、ＭＡＡＰコードの方が多く評価され、不確かさが大きいと考えられる。
・高温側配管領域の保有水量をＭＡＡＰコードの方が多く評価する要因としては、ＭＡＡＰコードで蒸気発生器伝熱管への液相の流入が少ないのに対して、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードでは蒸気発生器伝熱管への液相の流入があり、それによる差圧の増加と伝熱管でのスチームバインディング効果が生じているためであると考えられる。

これらから、ＭＡＡＰコードの ECCS 再循環機能喪失への適用に当たって考慮すべき不確かさとしては、

①炉心及び上部プレナム領域のボイド率
② 高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域の保有水分布
③蒸気発生器伝熱管の圧力損失

の３項目に整理される。①項のボイド率については、上部プレナム領域ではやや過小評価するものの大きな差ではなく、②項の高温側配管領域の保有水量を多めに評価することが炉心露出までの時間を長く評価する主要因であると考えられる。また、③項の蒸気発生器伝熱管の圧力損失については、ダウンカマの水頭圧との釣り合いに考慮され、高温側配管領域の液相分布に影響することから②項に含まれている。これらの影響として、ＭＡＡＰコードは、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードに比べ、炉心露出までの時間を長く評価しており、代表３ループプラントの場合は約 15 分と定量化される。

このような１次系保有水量の差は、１次系から原子炉格納容器へ放出されるエネルギにも影響すると考えられる。即ち、炉心の崩壊熱により加熱された ECCS 注入水が１次系に留まるか原子炉格納容器内に放出されるかの違いが、原子炉格納容器への放出エネルギの差となることから、１次系保有水量を多く評価する傾向があるＭＡＡＰコードの方が、原子炉格納容器への放出エネルギが少なくなり、原子炉格納容器圧力が低めに推移することが考えられる。したがって、比較対象に用いたＭ－ＲＥＬＡＰ５コードでは、ＭＡＡＰコードにより計算した原子炉格納容器圧力等を境界条件に使用しており、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードにより計算した放出エネルギに対する原子炉格納容器圧力は、ＭＡＡＰコードで計算された原子炉格納容器圧力より高くなる傾向がある。両コードの計算結果から得られる放出エネルギ量の差は約 3%であり、放出エネルギには原子炉格納容器の液相部に入る流出水のエネルギも含まれすべてが原子炉格納容器圧力の上昇に寄与することはないこと、原子炉格納容器内温度の上昇分に応じてヒートシンクによる抑制効果が働くことから、原子炉格納容器圧力の上昇幅はわずかであり、影響は小さい

と考えられるが、１次系内の挙動への影響を以下のとおり整理する。

・崩壊熱による冷却材の蒸散に関しては、燃料棒から冷却材への伝熱量により決まることから、原子炉格納容器圧力は影響しない。
・炉心領域の気泡水位に関しては、原子炉格納容器圧力が高くなると１次系圧力も高くなることから、炉心領域、上部プレナム領域等のボイドが圧縮され、ボイド率は低くなるため、気泡水位としては低下する傾向であるが、高温側配管からの流入があり、影響は小さい。
・１次系保有水分布に関しては、炉心部のボイド率が低下するため、ダウンカマとの静水頭のバランスから、蒸気発生器伝熱管への液相の流入が減り、スチームバインディング効果が小さくなるため、１次系の保有水量としては増加する方向となる。
・同じく１次系保有水分布に関して、破断口からの冷却材放出については、炉心の冠水以降は、１次系圧力は原子炉格納容器圧力とバランスして変化しており、放出流量は１次系内の質量バランスから ECCS による注水と崩壊熱による蒸散に相当する流量となるため、原子炉格納容器圧力はほとんど影響しない。

このように、１次系保有水分布の違いにより、原子炉格納容器に放出される質量に差が生じることで、１次系内の挙動への影響が考えられるが、原子炉格納容器圧力の差としてはわずかである。よって、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードでＭＡＡＰコードの不確かさを含む原子炉格納容器圧力等を境界条件に用いることが、解析結果に与える影響は軽微であると考えられる。

また、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードの ECCS 再循環機能喪失の評価の不確かさについて、「第１部　Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コード」では以下を確認している。

・旧日本原子力研究所（旧 JAERI）で実施された CCTF（Cylindrical Core Test Facility、円筒炉心試験装置）実験の実験データと実機解析結果との比較により、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは蒸気発生器での圧力損失を大きく計算するため、炉心及び高温側配管での保有水量を実際より少なく計算し、保守的な結果を与える。
・旧 JAERI で実施された TPTF（Two-Phase Flow Test Facility、二相流試験装置）実験よりＭ－ＲＥＬＡＰ５コードは水平配管でボイド率を高く計算する傾向があることを確認し、その結果をもとに実機の感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えない。
・Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは低圧時の炉心のボイド率予測に不確かさを有する。

その不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさの影響により原子炉容器内の水位に影響するが、ECCS 再循環機能喪失での 15 分での代替再循環開始により炉心は冠水状態を維持でき、不確かさの感度は小さい。

したがって、M－ＲＥＬＡＰ５コードによる解析により評価した ECCS 再循環機能喪失での代替再循環開始の時間は、コードのボイド率計算の不確かさを考慮しても非保守的とはならないことを確認している。

以上より、ＭＡＡＰコードが高温側配管の保有水量を多めに評価することに伴って炉心露出を遅めに予測する傾向をＭＡＡＰコードの不確かさとして取り扱う。

(3) 判断基準における裕度

「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」では判断基準として炉心損傷に係る基準が適用されるが、有効性評価では炉心露出の防止を基準とした評価を実施している。

この評価基準の差による裕度を確認する目的から、代表３ループプラントを対象にM－ＲＥＬＰＡ５コードにより代替再循環開始までの時間を 15 分、20 分とした解析結果を示す。この解析では、PCT 評価のため、出力分布を考慮した高温燃料棒を模擬している。代替再循環開始を 15 分とした場合（図 4.3-7）では炉心は露出せず、再循環機能喪失以降の燃料被覆管温度に変化は見られない。代替再循環開始を 20 分とした場合（図 4.3-8）、事象発生の約 35 分後に炉心が再露出し燃料被覆管温度が上昇する。その後、代替再循環による炉心への注水が開始されることで燃料被覆管温度の上昇は抑えられ、低下に転じる。炉心の再露出後の燃料被覆管最高温度は約 550℃であり、炉心損傷の判断基準の 1,200℃に対して余裕がある。したがって、炉心露出の防止を基準としていることで、炉心損傷に至るまでには更に 5 分以上の時間余裕がある。

(4) まとめ

ECCS 再循環機能喪失シーケンスの評価において、ＭＡＡＰコードは高温側配管の保有水量を多めに評価する傾向があり、ECCS 再循環切替失敗後の炉心露出までの時間を長く評価する。この影響は、代表３ループプラントの場合約 15 分である。また、原子炉格納容器圧力を低めに評価することにも影響するが、ＭＡＡＰコードとM－ＲＥＬＡＰ５コードの計算結果から得られる放出エネルギの差から見積もられる原子炉格納容器圧力の差はわずかである。

比較に用いたM－ＲＥＬＡＰ５コードについては、ＭＡＡＰコードの計算結果を境界条件に用いることが解析結果に与える影響は軽微であること、炉心露出予測について非保守的な傾向を与えないことを確認している。

以上より、炉心露出までの時間を長く評価することを、ＭＡＡＰコードの不確かさとして取り扱い、ＭＡＡＰコードの評価結果に対して、この不確かさを考慮することで、ECCS 再循環機能喪失に係る炉心損傷防止対策の有効性を確認することが可能である。

なお、同シーケンスに対する炉心損傷防止対策の評価では、炉心露出の防止を基準としていることで、代表３ループプラントの場合、炉心損傷に至るまでには更に５分以上の時間余裕があることを確認した。

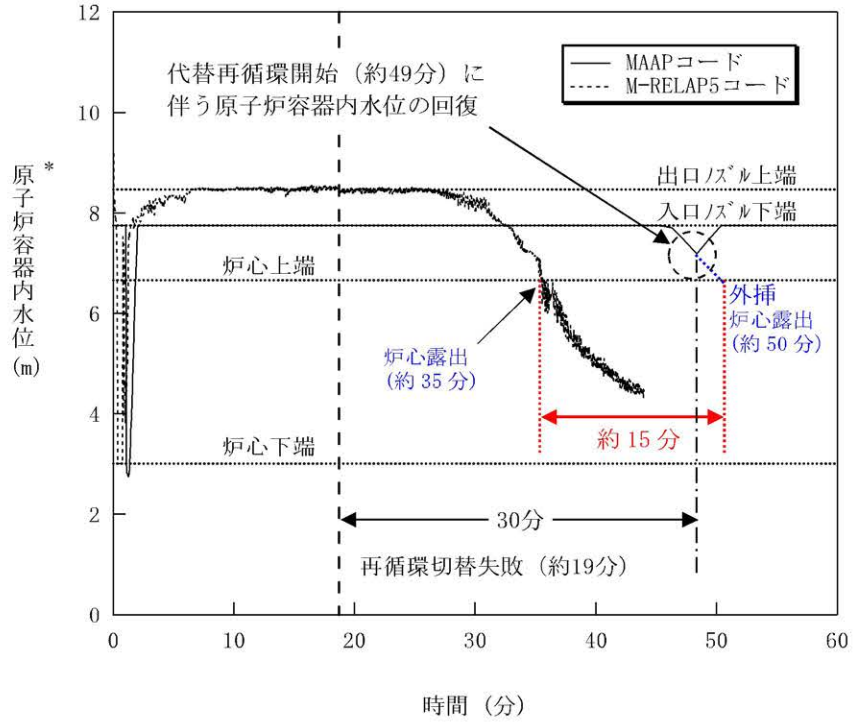


図 4.3-1　ECCS 再循環機能喪失　コード間比較（原子炉容器内水位）

＊：MAAP コードによる原子炉水位は入口ノズル下端を上限とした表記となる

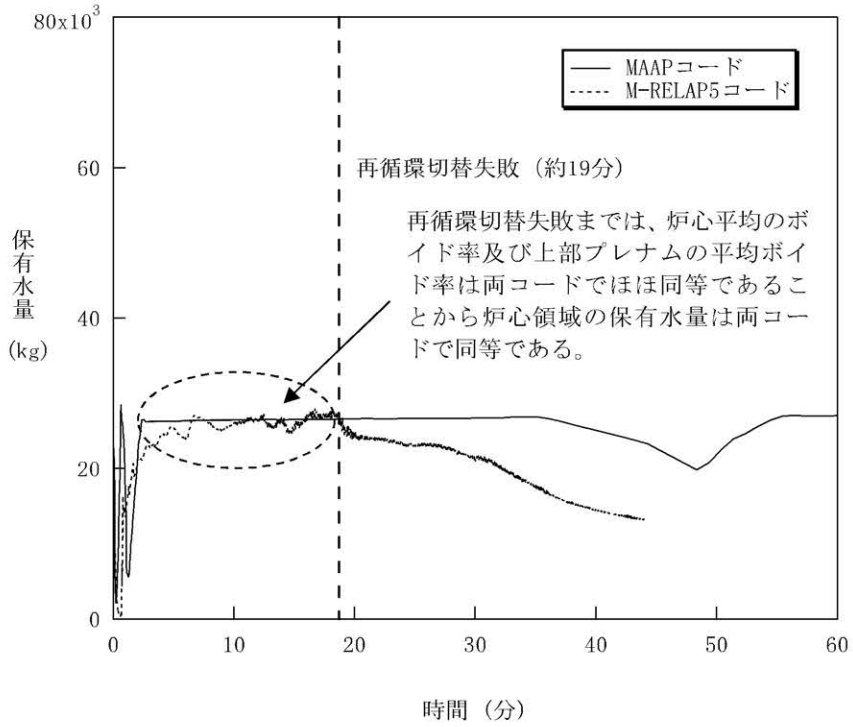


図 4.3-2　炉心領域（炉心入口～出口ノズル）保有水量のコード間比較

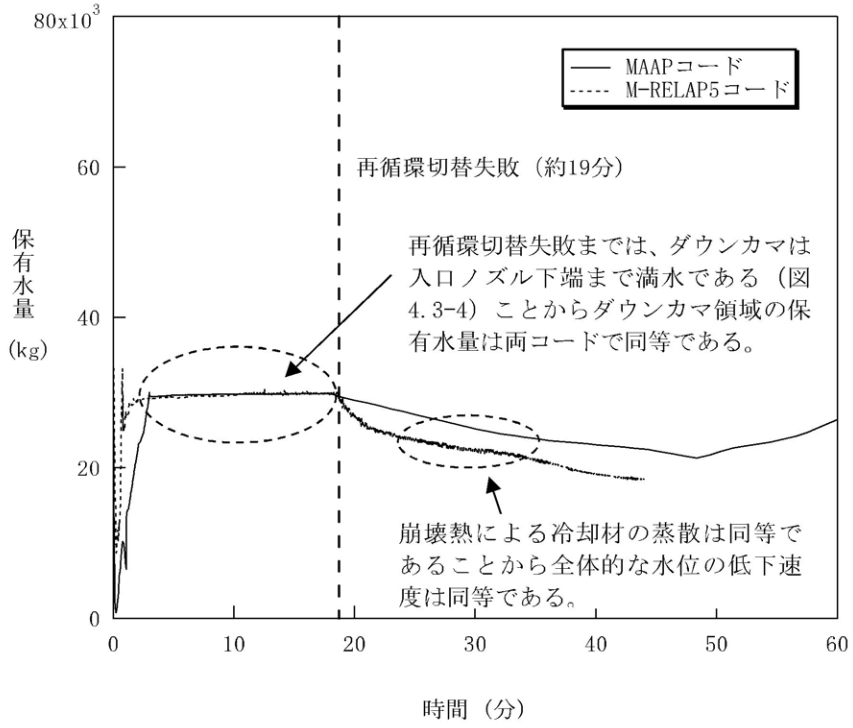


図 4.3-3　ダウンカマ領域（低温側配管～下部プレナム）保有水量のコード間比較

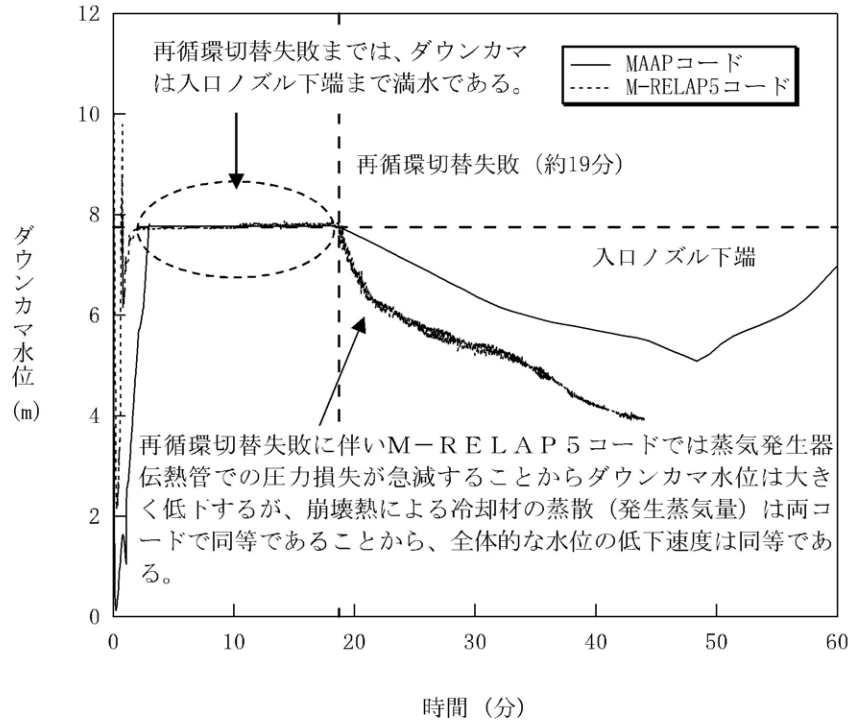


図 4.3-4　ダウンカマ水位のコード間比較

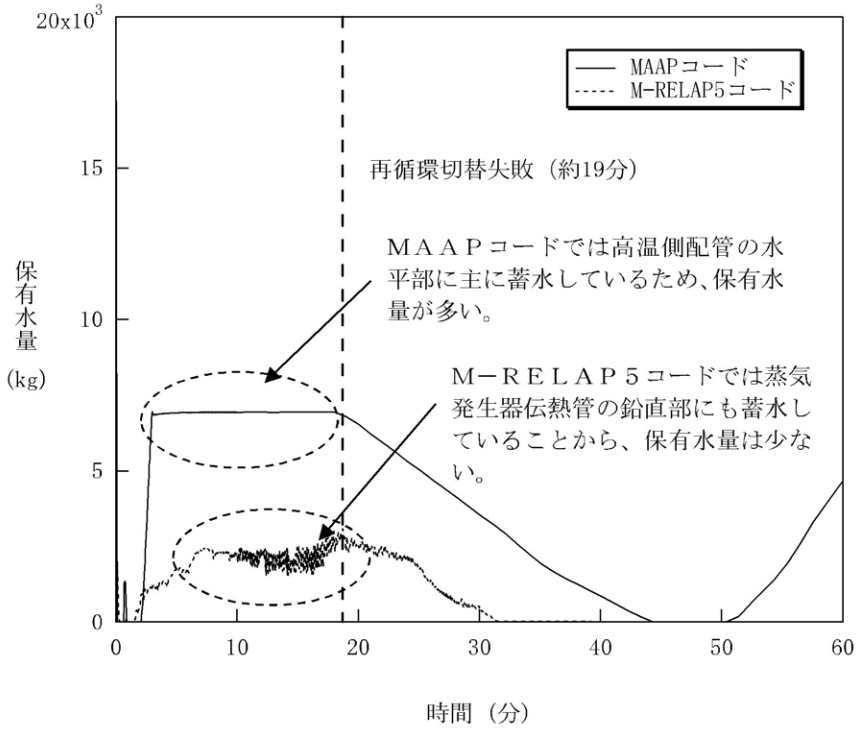


図 4.3-5　高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（破断側）保有水量のコード間比較

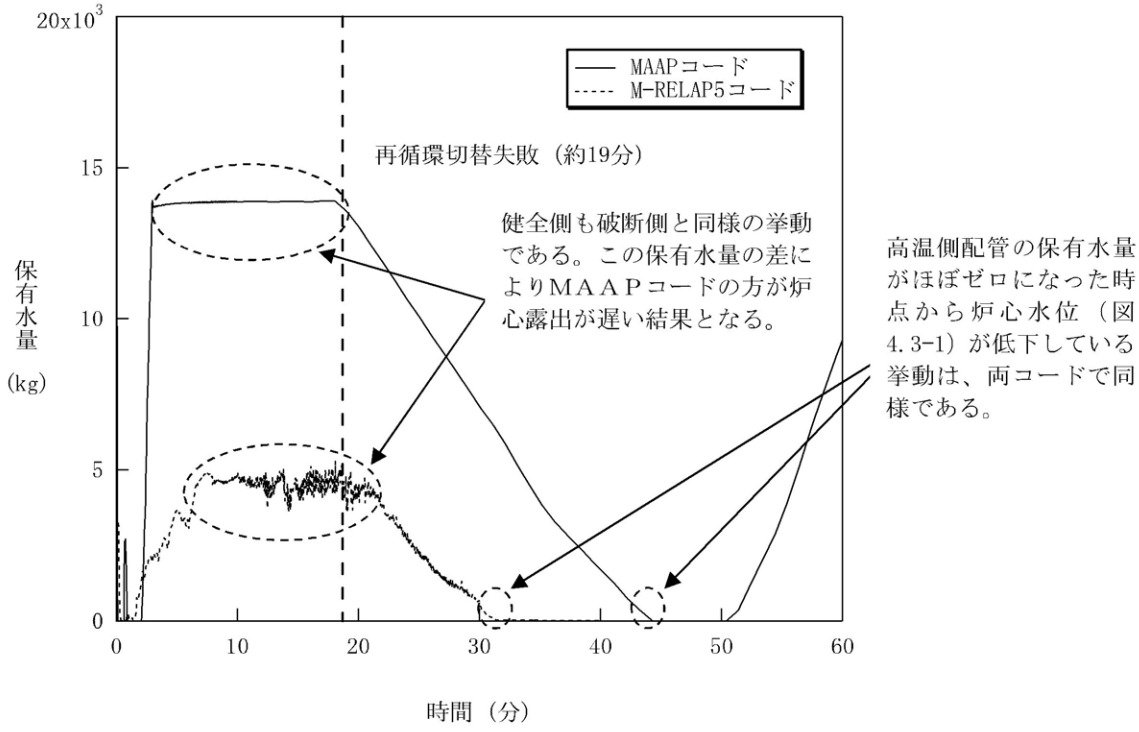


図 4.3-6　高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（健全側）保有水量のコード間比較

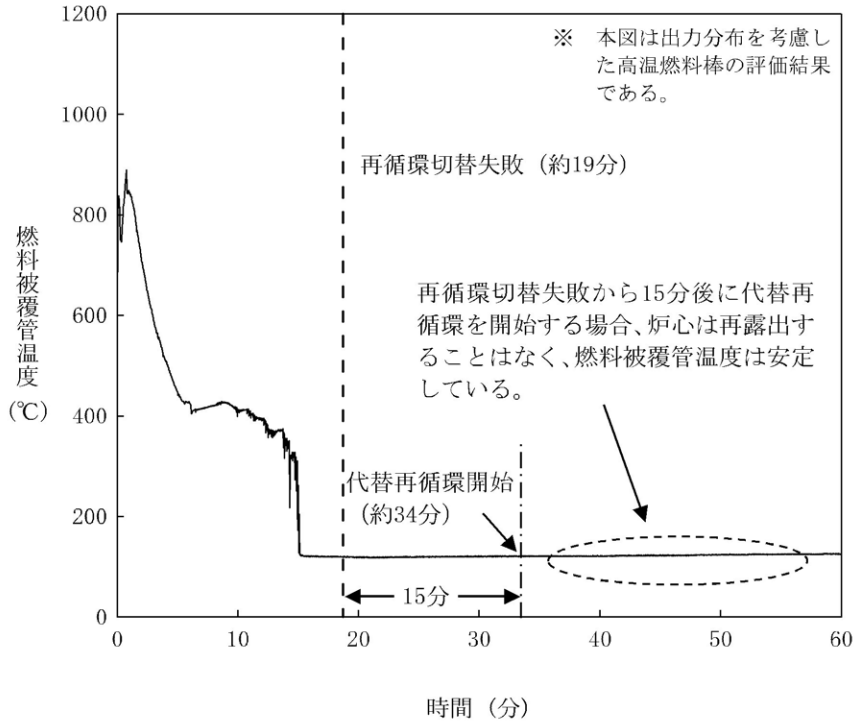


図 4.3-7　3ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 15 分（燃料被覆管温度）

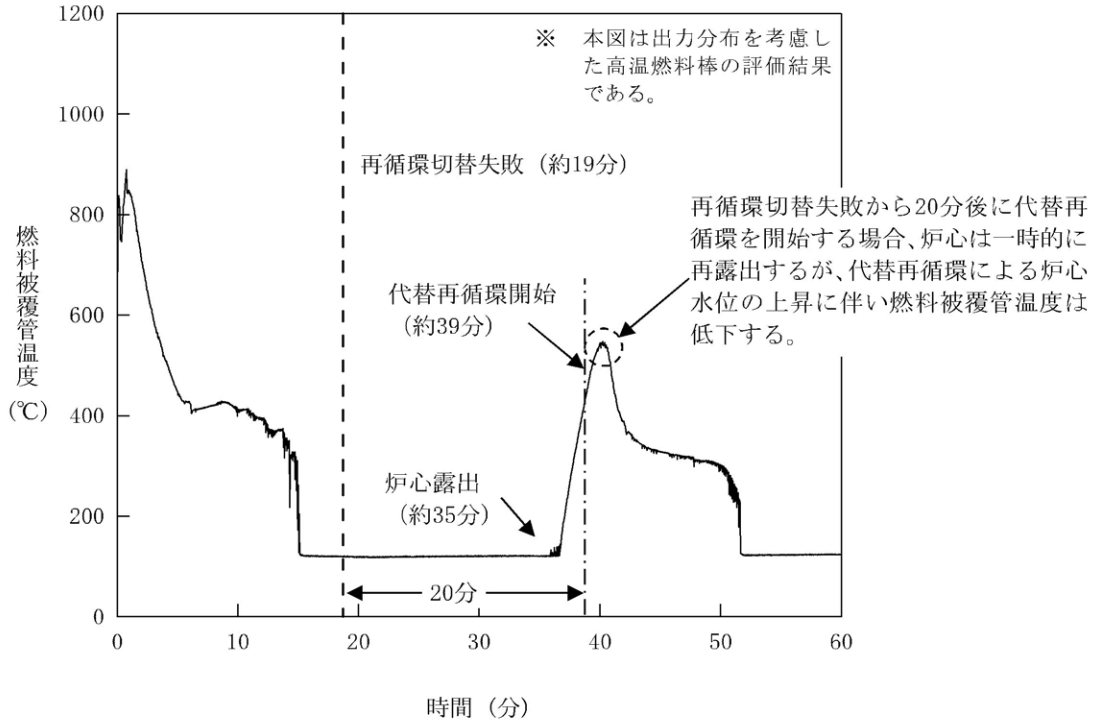


図 4.3-8　3ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 20 分（燃料被覆管温度）

4.3.2 ECCS 蓄圧タンク注入

蓄圧タンクからの注入流量は蓄圧タンク内圧と１次系圧力の差圧及び配管圧力損失に基づき計算される。一般的な状態方程式及び差圧流モデルが使用されていることから、解析モデルとしても不確かさは小さいと考えられるが、「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、１次系強制減圧時の１次系圧力に影響を与える可能性があるため、添付１において感度解析により影響評価を行っている。以下、概要をまとめる。

(1) 解析条件

ベースケースでは圧力損失としてプラント設計に基づく□を与えているが、感度解析では感度を確認する目的から、その 50%増の□を設定する。

項　目	流動抵抗係数	設定根拠
ベースケース	□	プラント設計に基づく値
感度解析ケース	□	プラント設計に基づく値の 50%増

(2) 解析結果

図 4.3-9 に、流動抵抗係数の感度解析結果を示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は蓄圧注入開始以降に現れる。約 3.3 時間時点で、加圧器逃がし弁開による１次系強制減圧により１次系圧力は急減し、約 3.6 時間の時点で蓄圧注入系が作動する。その時刻までは、ベースケースと感度解析ケースとで挙動は同等である。3.6 時間以降の挙動については、１次系圧力と蓄圧タンク圧力がバランスした緩やかな応答であるため、流動抵抗係数を大きくすることで蓄圧タンクからの注入量が少なくなることの影響はわずかであり、溶融炉心の下部プレナムへの移行から原子炉容器破損までの一連の挙動にほとんど影響を与えず、原子炉容器破損時の１次系圧力に対しても有意な感度はない。

なお、3.6 時間以降に、圧力がやや振動的な挙動となっているが、これは、注入水が炉心部で蒸発することによる圧力上昇、それに伴って注入量が減少し炉心部で蒸発量も低下し圧力減少といったフィードバックによるものである。

(3) まとめ

蓄圧注入の流動抵抗に関する感度解析を行い、１次系強制減圧時の１次系圧力挙動への影響を確認した結果、溶融炉心の下部プレナムへの移行から原子炉容器破損までの一連の挙動にほとんど影響を与えず、原子炉容器破損時の１次系圧力に対しても有意な感度はないことを確認した。

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。

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

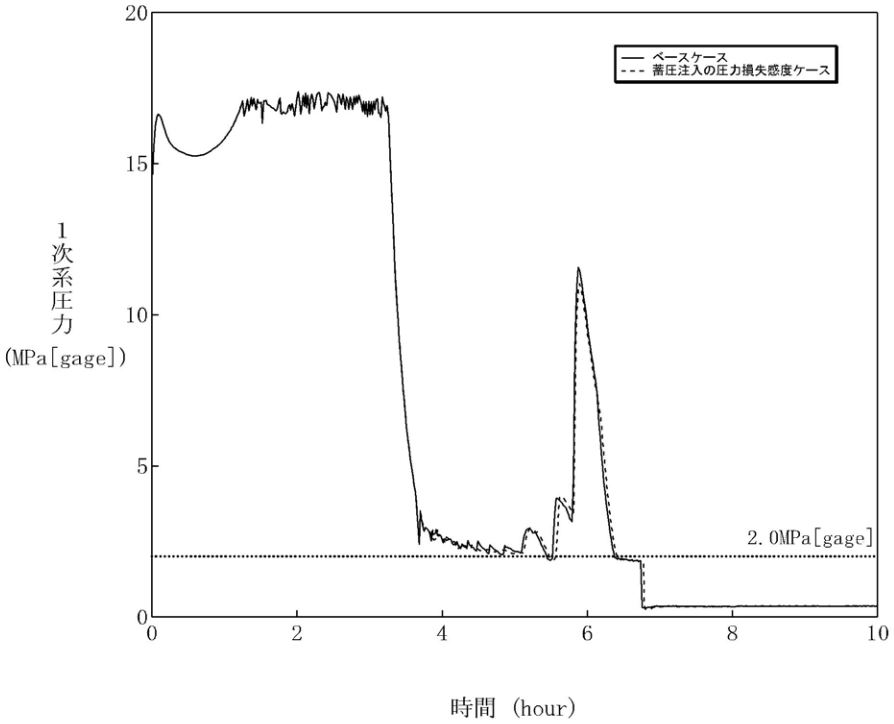


図 4.3-9　蓄圧注入の流動抵抗感度解析

4.3.3 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

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モデルでは、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に基づき設定された除熱特性を入力値としており、最適値であると言えるが、モデル化の観点から不確かさの整理を行う。また、入力値に用いている除熱特性は、原子炉格納容器に水素が存在しない場合に対する最適値であり、有効性評価においては、水素が発生する事象もあることから、水素が存在する場合の影響評価を行う。さらに、２つの観点で整理した不確かさを踏まえ、感度解析により影響の程度を把握する。

(1) 不確かさの整理（モデル化の観点）

実機の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は、冷却コイルに冷却水を通水することで気相部の水蒸気を凝縮させ、出入口の密度差を自然対流力（ドラフト力）として、自然対流を確立させるものである。

一方、ＭＡＡＰコードにおけ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モデルは、3.3.5(3)で述べたとおり、除熱特性（雰囲気温度に対する流速及び除熱量の関係）を与え、そこから計算される格納容器再循環ユニットの流速及び除熱量を用いて、質量及びエネルギのバランスにより、原子炉格納容器内の状態量を計算する方式である。

この方式では、入力値により除熱特性を与えているので、不確かさは小さいと判断できる。即ち、3.3.1 で述べたとおり、質量の式では、相変化による質量変化を、エネルギの式では、相変化によるエネルギ変化（潜熱）をそれぞれ考慮していることから、入力された除熱特性から演算された流速及び除熱量に見合った質量、エネルギ及び相変化を適切に取り扱うことが可能であり、モデル化の観点での不確かさは存在しない。

(2) 不確かさの整理（水素影響の観点）

ＭＡＡＰコードの入力値である除熱特性データに関して、原子炉格納容器内に水素が発生している場合の影響を評価する。

有効性評価においては、原子炉格納容器での水素燃焼による爆轟の判定基準であるドライ換算で 13vol%の水素濃度を超えないことを確認していることから、ドライ換算 13vol%の水素が存在する場合、即ち、水素濃度が最大限増加した場合を想定して検討する。なお、水素については、水素処理装置によって処理できることから、水素濃度がドライ換算で 13vol%に至ることはないと考えられ、以下の検討の前提は水素濃度の観点からは厳しい条件となっている。

A) 解析モデルへの影響

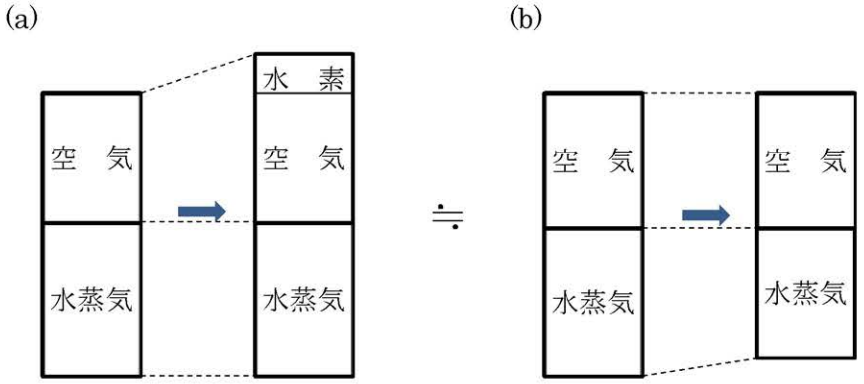
ＭＡＡＰコードの格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルでは、格納容器再循環ユニット入口のガス温度（即ち、原子炉格納容器内温度）を入力値として除熱量と吸い込みガス速度を計算するモデルであるため、水素ガスが存在する場合でも、影響はなく、除熱量及び速度は、除熱特性に従って計算される。

原子炉格納容器上部区画に水蒸気が混合したウェットな条件において、格納容器再循環ユニットでの除熱量の大部分が水蒸気の凝縮に消費されることから、水素ガスが増加した場合には、非凝縮性ガスの冷却に消費される割合が増加する方向となるが、その影響は、わずかであり無視しうる。

B) 除熱量への影響

水素が存在しない場合からドライ換算で13vol%に相当する水素ガスが増加した状態とは、非凝縮性ガスの割合が１割程度増加した状態である。これを、冷却コイル表面での蒸気凝縮現象への影響として捉えると、冷却面への蒸気拡散に対する非凝縮性ガスが１割増加した状態であると捉えることができる。

そこで、非凝縮性ガスの割合が１割程度増加した状態（下図の(a)）を、水蒸気量が１割程度減少した状態（下図の(b)）とみなし、評価を行う（(a)と(b)とで、非凝縮性ガスと水蒸気の割合は等価である）。



(b)は、非凝縮性ガス量は同じで、蒸気量が変化した状態、即ち、蒸気分圧が変化した状態である。そこで、蒸気量の差を見るという観点で、ガス温度の差に対する凝縮伝熱量を概算する。プラントによって格納容器再循環ユニットの形状やガス温度が変化するが、代表３ループプラントを例とすると、

ガス温度	蒸気分圧	凝縮伝熱量
135℃	3.1 気圧	5.25×10^{6} kcal/h
130℃	2.7 気圧（－13%）	4.78×10^{6} kcal/h （－9%）

の関係を得る。この関係を内挿し、蒸気分圧が 10%低下する場合の凝縮伝熱量は約 7%低下すると評価できる（最大限水素濃度が増加する場合（ドライ換算で 13vol%）の評価値）。

C) 流速への影響

原子炉格納容器内雰囲気は水蒸気と空気（非凝縮性ガス）の混合気体で形成されるが、空気中の水素濃度が増加した場合には、非凝縮性ガスの分圧及び密度が変化し、これに伴う自然対流への影響が考えられる。そこで、水素を含まない場合と水素を含む場合において、自然対流の駆動力となる気体密度の相違及びダクトにおける圧力損失を評価し、両者を比較することで、水素の自然対流流量への影響を半定量的に評価する。

自然対流の駆動力及び格納容器再循環ユニットのダクトにおける圧力損失を以下に示す。この 2 つの式がバランスする点で自然対流が成立する。

自然対流力の式： $P_d = h \cdot (\rho_2 - \rho_1)$

圧力損失の式 ： $\Delta P = \frac{\zeta \times V^2 \times \rho_m}{2g}$

ここで、

P_d	ドラフト力
h	冷却コイルとダクト開口高さ
ρ	雰囲気密度
ΔP	圧力損失
ζ	抵抗係数
V	ユニット正面流速
g	重力加速度

原子炉格納容器内雰囲気密度ρ_1及び格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度ρ_2は、それぞれの空気密度と水蒸気密度の和であり、

原子炉格納容器内雰囲気密度 ： $\rho_1 = \rho_{a1} + \rho_{v1}$

格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度： $\rho_2 = \rho_{a2} + \rho_{v2}$

で示される。ρ_mは、原子炉格納容器内雰囲気密度ρ_1と格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度ρ_2の平均値であり、

$\rho_m = \frac{\rho_1 + \rho_2}{2}$

である。また、ρ_{a1}、ρ_{v1}、ρ_{a2}、ρ_{v2}は、

ρ_{a1} 原子炉格納容器内空気密度（原子炉格納容器内空気分圧に対する密度）

ρ_{v1} 原子炉格納容器内水蒸気密度（原子炉格納容器内飽和温度に対する密

度）

ρ_{a2} 格納容器再循環ユニット出口雰囲気空気密度（格納容器再循環ユニット出口雰囲気空気分圧に対する密度）

ρ_{v2} 格納容器再循環ユニット出口雰囲気水蒸気密度（格納容器再循環ユニット出口雰囲気飽和温度に対する密度）

により定義され、格納容器再循環ユニット出口雰囲気の空気分圧は、全圧と雰囲気水蒸気分圧との差である。また、格納容器再循環ユニット出口雰囲気水蒸気分圧は雰囲気飽和温度から求める。

以下、水素を含まない場合と水素を含む場合とに分けて評価を行い、両者を比較することで自然対流流速を評価する。

ａ）水素を含まない場合

流速を評価するため、原子炉格納容器内雰囲気密度ρ_1及び格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度ρ_2を算定する。

気体の密度ρ_aは、状態方程式を用い、

$$\rho_a = \frac{P_a \times 1.01325 \times 10^5}{R_a \times (T+273.15)}$$

により計算する。ここで、P_aは気体分圧[atm]、R_aはガス定数[J/K/kg]、Tは雰囲気温度[℃]である。

まず、原子炉格納容器内雰囲気密度ρ_1を求める。原子炉格納容器圧力が 3.97 atm の場合の原子炉格納容器内の条件は、

《原子炉格納容器内条件》

・温度：　130 ℃（原子炉格納容器圧力の飽和温度）

・雰囲気水蒸気分圧：　2.67 atm

・雰囲気空気分圧：　1.31 atm

・雰囲気水蒸気密度ρ_{v1}：　1.50 kg/m^3（飽和蒸気密度）

・雰囲気空気密度ρ_{a1}：　1.14 kg/m^3

である。ここで、雰囲気空気密度ρ_{a1}は、

$$\rho_a = \frac{P_a \times 1.01325 \times 10^5}{R_a \times (T+273.15)} = \frac{1.31 \times 1.01325 \times 10^5}{289 \times (130+273.15)} = 1.14$$

により求めている。原子炉格納容器内雰囲気密度ρ_1は、ρ_{a1}とρ_{v1}の和であり、

$$\rho_1 = \rho_{a1} + \rho_{v1} = 1.50 + 1.14 = 2.64\ [kg/m^3] \qquad ①$$

を得る。

次に、格納容器再循環ユニット出口条件雰囲気密度ρ_2を求める。原子炉格納容器圧力が 3.97 atm の場合の格納容器再循環ユニット出口の条件は、

《格納容器再循環ユニット出口条件》

・温度：　74.2 ℃（冷却コイルバランス計算値）
・雰囲気水蒸気分圧：　0.37 atm（雰囲気温度の飽和蒸気圧力）
・雰囲気空気分圧：　3.61 atm（全圧－飽和蒸気分圧）
・雰囲気水蒸気密度ρ_{v2}：　0.23 kg/m^3（飽和蒸気密度）
・雰囲気空気密度ρ_{a2}：　3.64 kg/m^3

である。ここで、雰囲気空気密度ρ_{a2}は、

$$\rho_a = \frac{P_a \times 1.01325 \times 10^5}{R_a \times (T+273.15)} = \frac{3.61 \times 1.01325 \times 10^5}{289 \times (74.2+273.15)} = 3.64$$

により求めている。格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度ρ_2は、ρ_{a2}とρ_{v2}の和であり、

$$\rho_2 = \rho_{a2} + \rho_{v2} = 0.23 + 3.64 = 3.87\ [kg/m^3] \qquad ②$$

を得る。

b）水素を含む場合（水素混合空気の場合）

a）の状態から、ドライ換算濃度 13vol%の水素が混入した場合の評価を行う。

水素が混入した場合の密度変化は、

原子炉格納容器内雰囲気密度（水素混入後）：　$\rho'_1 = \rho'_{a1} + \rho_{v1}$

格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度（水素混入後）：

$$\rho'_2 = \rho'_{a2} + \rho_{v2}$$

であり、このときの、気体の密度ρ'_aは、

$$\rho'_a = \frac{P'_a \times 1.01325 \times 10^5}{\rho'_a \times (T+273.15)}$$

により計算する。

まず、水素混入後の原子炉格納容器内雰囲気密度ρ'_1を求める。原子炉格納容器圧力は、3.97atm から水素混入により加圧された状態であり 4.17 atm とする。このときの原子炉格納容器内の条件は、

《原子炉格納容器内条件》

・温度：　130 ℃（原子炉格納容器圧力の飽和温度）
・雰囲気水蒸気分圧：　2.67 atm
・雰囲気空気分圧：　1.50 atm（水素濃度を 13vol%）

・雰囲気水蒸気密度ρ'_{v1}： 1.50 kg/m³（飽和蒸気密度）
・雰囲気空気密度ρ'_{a1}： 1.15 kg/m³

である。ここで、雰囲気空気密度ρ'_{a1}は、

$$\rho'_a = \frac{P\prime_a \times 1.01325\times10^5}{R\prime_a \times (T+273.15)} = \frac{1.50\times1.01325\times10^5}{328\times(130+273.15)} = 1.15$$

により求めている。原子炉格納容器内雰囲気密度ρ_1は、ρ_{a1}とρ_{v1}の和であり、

$$\rho_1 = \rho_{a1} + \rho_{v1} = 1.50 + 1.15 = 2.65\ [kg/m^3] \qquad ③$$

を得る。

次に、水素混入後の格納容器再循環ユニット出口条件雰囲気密度ρ'_2を求める。原子炉格納容器圧力が 4.17 atm の場合の格納容器再循環ユニット出口の条件は、

《格納容器再循環ユニット出口条件》
・温度： 74.2 ℃（水素を含まない場合の冷却出口温度を第一近似として設定）
・雰囲気水蒸気分圧： 0.37 atm（雰囲気温度の飽和蒸気圧力）
・雰囲気空気分圧： 3.80 atm（全圧－飽和蒸気分圧）
・雰囲気水蒸気密度ρ'_{v2}： 0.23 kg/m³（飽和蒸気密度）
・雰囲気空気密度ρ'_{a2}： 3.38 kg/m³

である。ここで、水素混入後の雰囲気空気密度ρ'_{a2}は、

$$\rho'_{a2} = \frac{P_a \times 1.01325\times10^5}{R_a \times (T+273.15)} = \frac{3.80\times1.01325\times10^5}{328\times(74.2+273.15)} = 3.38$$

により求めている。水素混入後の格納容器再循環ユニット出口雰囲気密度ρ'_2は、ρ'_{a2}とρ'_{v2}の和であり、

$$\rho'_2 = \rho'_{a2} + \rho'_{v2} = 0.23 + 3.38 = 3.61\ [kg/m^3] \qquad ④$$

を得る。

ｃ）流速への影響評価

ａ）及びｂ）の結果から、水素を含まない場合と水素を含む場合を比較することで自然対流流速を評価する。

自然対流流量（流速）は、自然対流力の式及び圧力損失の式、即ち、

自然対流力の式： $P_d = h \cdot (\rho_2 - \rho_1)$

圧力損失の式 ： $\Delta P = \frac{\zeta \times V^2 \times \rho_m}{2g}$

において、P_dとΔPがバランスする場合の流速Vであり、上式の右辺同士が等しい状態であり、流速Vについて解くと、

$$V = \sqrt{\frac{2gh}{\zeta} \cdot \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_m}} = \alpha \cdot \sqrt{\frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_m}}$$

を得る。ここで、αは定数をひとまとめにしたものである。

上式に、A）及びB）の結果を代入することで、

水素を含まない場合　　$V = \alpha \times 0.615$

水素を含む場合　　$V' = \alpha \times 0.554$

となり、水素を含む場合は、水素を含まない場合に対して、流速が約 90%（約 10%の低下）になる。

	水素を含まない場合	水素を含む場合
雰囲気密度	2.64 kg/m^3	2.65 kg/m^3
ユニット出口密度	3.87 kg/m^3	3.61 kg/m^3
流速	α ×0.615 m/s	α ×0.554 m/s （左記に対し－10%）

水素が存在しない場合からドライ換算で 13vol%に相当する水素ガスが増加した状態とは、非凝縮性ガスの割合が１割程度増加した状態である。これを、冷却コイル表面での蒸気凝縮現象への影響として捉えると、冷却面への蒸気拡散に対する非凝縮性ガスが１割増加した状態であると捉えることができる。

D) 水素影響評価のまとめ

以上の検討の結果、最大限水素濃度が増加する場合（ドライ換算で 13vol%）の影響として、水素が存在しない場合に対し、

除熱量の低下　：　約 7%

流速の低下　　：　約 10%

が見込まれる。

なお、除熱量と流速が低下する場合には、原子炉格納容器の除熱が悪化する分、原子炉格納容器内温度は高くなることから、除熱量と流速はある程度、改善されうる。

(3) 感度解析

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モデルに関する不確かさとしては、水素が存在する場合に性能低下が見込まれることから、代表３ループプラントを例として、感度解析により原子炉格納容器内の圧力及び温度への影響を評価する。

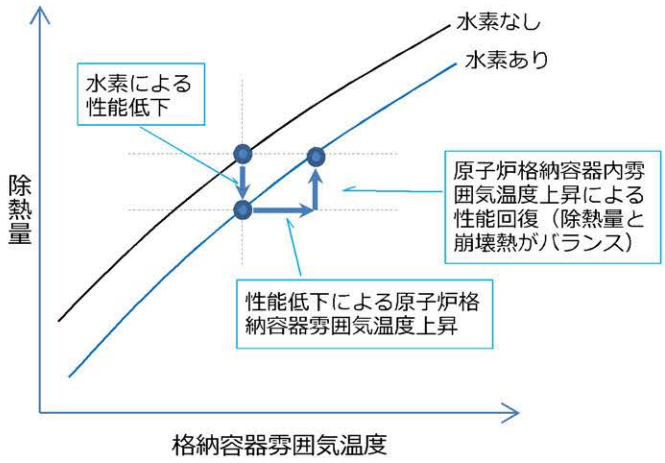
A) 解析条件

感度解析のベースケースは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」である。ベースケースでは、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づく除熱特性（雰囲気温度に対する流速及び除熱量の関係）を与えている。また、(2)の検討より、最大限水素濃度が増加するとした場合の除熱特性の低下は、除熱量で約 7%、流速で約 10%である。感度解析ケースとしてこれらの性能低下を考慮した解析を実施した。

	除熱特性	設定根拠
ベースケース	設計に基づく除熱特性	設計値
感度解析ケース	設計に基づく除熱特性に対し、以下を見込む 除熱量： －7% 流速 ： －10%	水素による除熱特性への影響の検討結果（4.3.3）を包絡するよう設定

B) 解析結果

解析結果を図 4.3-10 に示す。事象発生の２４時間後に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を開始することにより、原子炉格納容器圧力を長期的に低下させる。感度解析ケースにおいては、除熱量を 7%、流速を 10%低下させているため、原子炉格納容器圧力及び温度が高めに推移する傾向があり、原子炉格納容器最高圧力は約 0.351 MPa[gage]で、ベースケース（約 0.335MPa[gage]）よりも約 0.016 MPa 高めに評価する結果となる。原子炉格納容器内温度は約 135℃であり、ベースケース（約 133℃）よりも約 2℃高めに評価する結果となる。このように、性能低下幅（除熱量：7%、流速：10%）に対して、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇はわずかであった。その理由は、格納容器再循環ユニットでの除熱量が低下したことで原子炉格納容器内温度が高めとなるためにヒートシンクへの伝熱量が増加すること、及び、格納容器再循環ユニットの除熱効果が改善されることが考えられる。後者は、下図に示すとおりであり、性能低下により原子炉格納容器内温度が上昇するが、それにより除熱性能が改善されることによる。



原子炉格納容器再循環ユニット除熱特性　概念図

これらの結果、水素による性能低下に対して、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇が抑えられていると考えられる。

なお、本評価は、最大限水素濃度が増加するとした場合（ドライ換算 13vol%）に対する評価であり、実際の性能低下は、実際の水素生成量、水素処理装置による処理から求められる水素濃度に依存する。

(4)　まとめ

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モデルに関する不確かさの検討を行い、原子炉格納容器内に水素が存在する場合に除熱性能の低下が見込まれることから、代表３ループプラントを例として、最大水素濃度（ドライ条件換算で 13vol%）を想定した場合、水素が存在しない場合に対して、

・除熱量の低下　：　約 7%

・流速の低下　　：　約 10%

の不確かさがあることを確認した。なお、本評価は、最大限水素濃度が増加するとした場合（ドライ条件換算 13vol%）に対する評価であり、実際の性能低下は水素濃度に依存する。

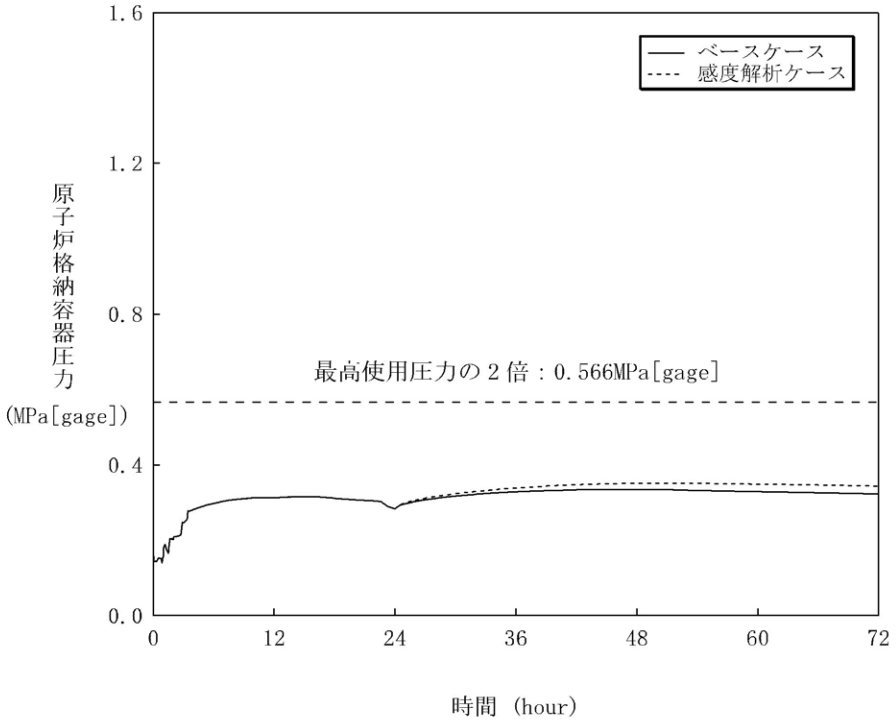
上記の不確かさについて、感度解析により、有効性評価への影響を確認した。その結果、原子炉格納容器最高圧力で約 0.016MPa、原子炉格納容器内最高温度で約 2℃の感度があり、原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍及び原子炉格納容器内温度 200℃までの余裕は少なくなる傾向となるが、原子炉格納容器内温度が高めとなることで、ヒートシンクへの伝熱量の増加、及び、格納容器再循環ユニットの除熱効果の改善の効果があり、不確かさの影響は、最高使用圧力の 2 倍及び 200℃に対する余裕に比べて１桁程度小さい。

	ベースケース	感度解析ケース
原子炉格納容器 最高圧力（MPa[gage]）	約 0.335 （0.231）	約 0.351 （0.215）
原子炉格納容器内 最高温度（℃）	約 133 （67）	約 135 （65）

※　括弧内は最高使用圧力の 2 倍（0.566MPa[gage]）あるいは 200℃までの余裕を示す。

上記の評価は、代表３ループプラントを対象とした結果であり、ループ数によらず各プラントで同様の格納容器内自然対流冷却の方式（メカニズム）を採用していることから、原子炉格納容器内に水素が存在する場合に圧力及び雰囲気温度を高めに評価する傾向については各プラントでも同様であり、ＭＡＡＰコードの自然対流冷却に関するモデルは、水素が存在する場合の影響評価手法も含め、実機解析に適用できる。ただし、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冷却性能等の条件はプラントによって異なることから、不確かさの幅（水素による性能低下の幅）及びその影響程度は、プラント毎に評価を要する。

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



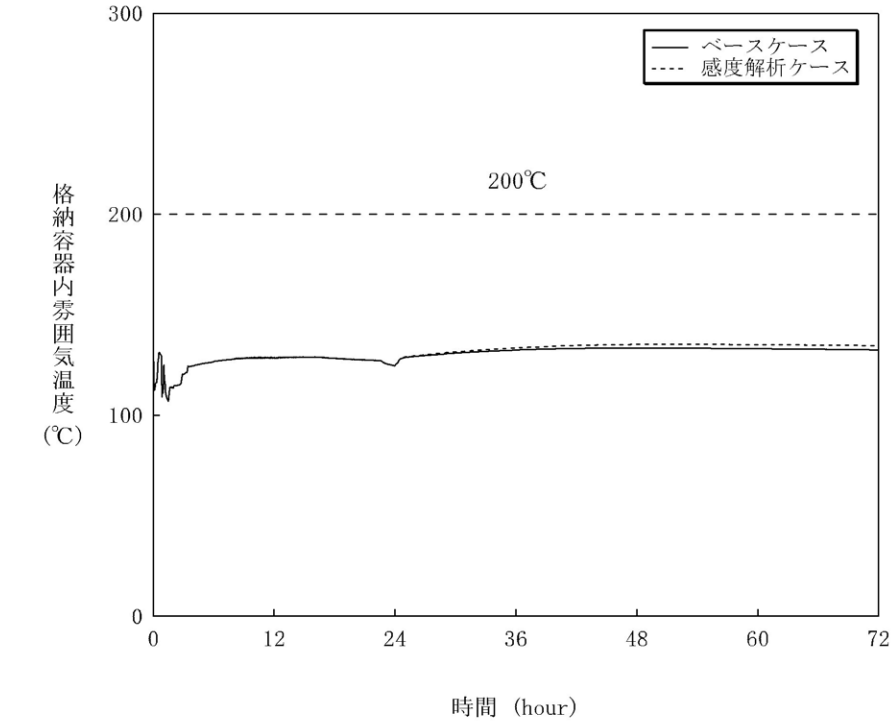


図 4.3-10　格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルに関する感度解析結果

4.3.4 炉心ヒートアップ

炉心ヒートアップに関する解析モデル（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）については、4.2.1 に示したように、TMI 事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、ＭＡＡＰコードの解析モデルが TMI 事故あるいはその後の検討により得られた知見を基に開発されていることも踏まえると、ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、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ることから、ここでは、炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響程度を把握する。

(1) 解析条件

炉心水位が低下すると、燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際、燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウムー水反応の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速される。また、炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され燃料被覆管バーストが発生する可能性がある。これらの挙動が炉心ヒートアップ速度に与える影響については十分な知見が得られていないことから、４ループプラントを例として、炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施して、その影響程度を確認する。

この感度解析では、ジルコニウムー水反応が一旦開始すると、この反応熱は崩壊熱よりも大きく、ヒートアップに最も寄与することから、ジルコニウムー水反応の速度に着目する。ジルコニウムー水反応速度の感度をみるため、ジルコニウムー水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウムー水反応速度の係数）はジルコニウムー水反応の計算のみに使用され、熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径、長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより、酸化反応熱の発生速度、水素発生速度、酸化ジルコニウム生成速度が高くなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が早まる方向へ作用する。この係数は、ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき１倍を与えている。これは、ヒートアップ時には燃料被覆管バーストが発生する場合にバースト部の燃料被覆管内面の酸化もあるが、燃料被覆管内面の酸化は、限定されたバースト部のみで生じること、炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから、炉心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。これに対し、感度解析のパラメータの振り幅としては、炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として、仮想的な厳しい想定ではあるが、2 倍とする。

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

(2)　解析結果

炉心ヒートアップの進展は、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、SBO シーケンスと LOCA シーケンスについて、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A）SBO シーケンス（添付1に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-11 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。ジルコニウムー水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、ジルコニウムー水反応による酸化反応熱が増加することから、炉心溶融は感度解析ケースにおいて約 4 分早くなっている。さらに、酸化反応熱が増加することでその後の炉心溶融の進展も早くなることから、下部プレナムへのリロケーション開始は約 14 分早くなっている。この影響として、原子炉容器破損時の1次系圧力はわずかに高くなるが 2.0 MPa[gage]以下である。また、原子炉格納容器圧力・温度に対しては、酸化反応熱が増加したため、原子炉格納容器に放出された熱量の増加によりベースケースより高めになるが、その差はわずかである。

B）LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-12 に示す。ジルコニウムー水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、ジルコニウムー水反応による酸化反応熱が増加する。炉心溶融は、ベースケースと感度解析ケースでほぼ同時刻に発生する。リロケーション開始は感度解析ケースの方が約 30 秒早くなるにとどまり、SBO シーケンスと比較して感度が小さい結果となっている。LOCA シーケンスでは、1次系保有水量が減少し除熱が悪化することから、SBO シーケンスと比較してより早い時間よりヒートアップが進展する。SBO シーケンスでは、1次系保有水量の減少がより緩やかであることから、ヒートアップ挙動はより緩慢となる。このため、ジルコニウムー水反応速度の係数の感度はSBO シーケンスの方が大きくなったものである。

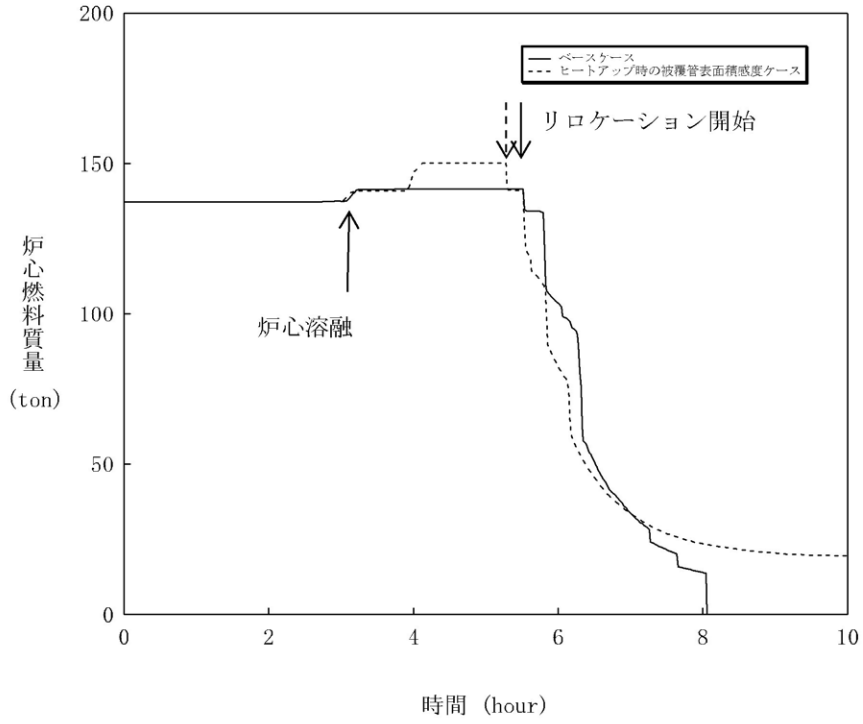
(3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウム－水反応が促進される場合の影響を確認するため、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム－水反応速度の係数を2倍とした感度解析を行った。運転員等操作の起点となる炉心溶融については、SBO、LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、SBO シーケンスで約 14 分の感度があるが、SBO シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは 3～4 時間程度の時間がかかることから、原子炉容器破損時点で原子炉下部キャビティに十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、SBO シーケンスでは、原子炉容器破損時の 1 次系圧力も 2.0 MPa[gage]以下であり、原子炉格納容器圧力の上昇もわずかとなることから、実機解析への影響はない。水素発生の観点では、感度解析においては燃料被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的にジルコニウム－水反応速度の係数を大きくしているものであり、実機の燃料被覆管反応表面積は形状により決まること、また、水素生成量は全炉心内の Zr の 75%が酸化反応するという条件に包絡されることから影響しない。

また、LOCA シーケンスにおいて原子炉容器破損時刻への感度は大きくなく、原子炉下部キャビティへの注水量に大きな差は生じないことから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

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



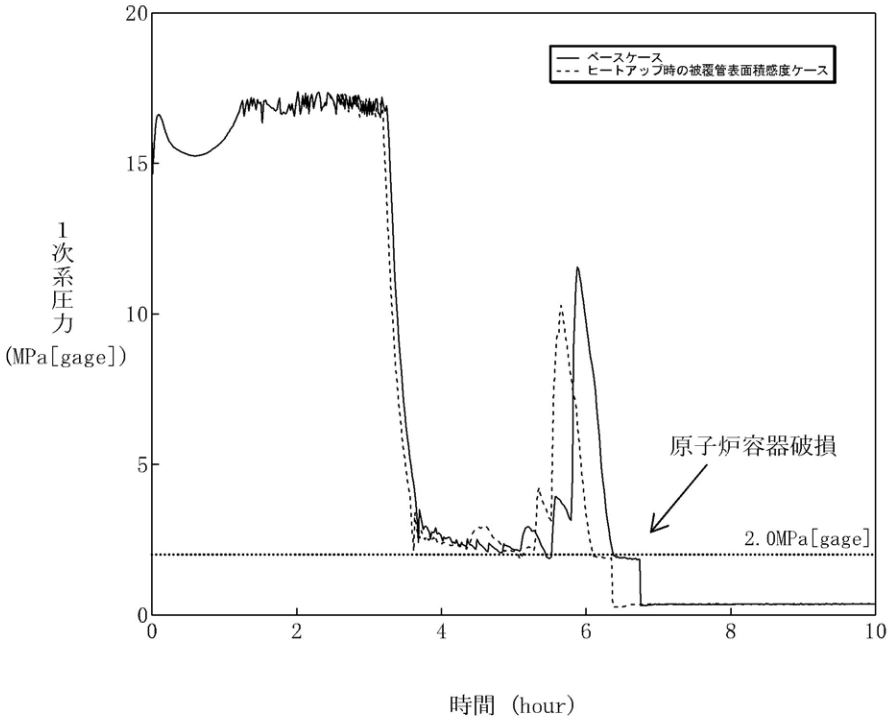
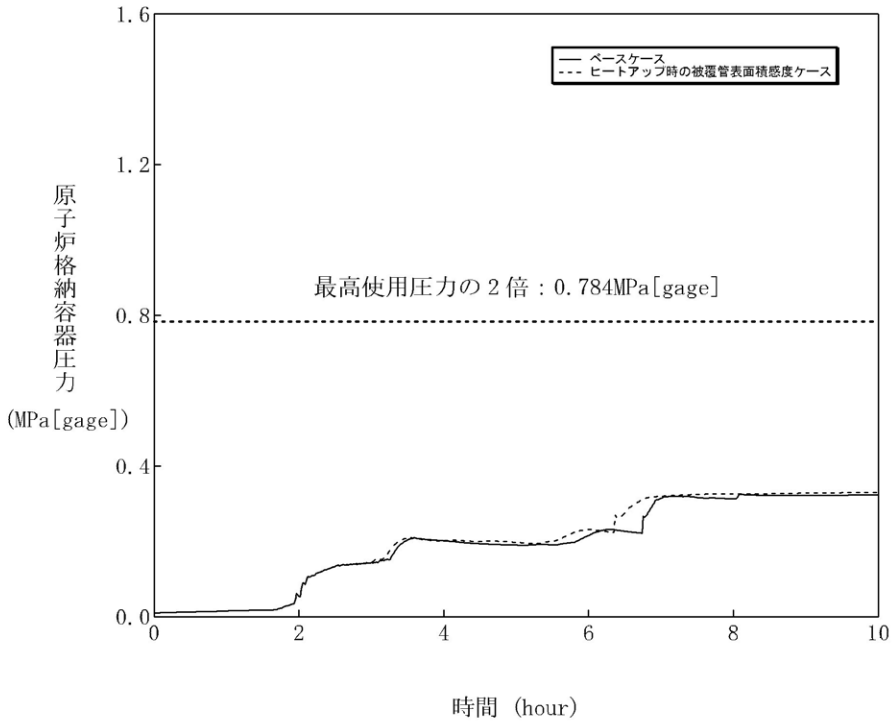


図 4.3-11　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（１／２）



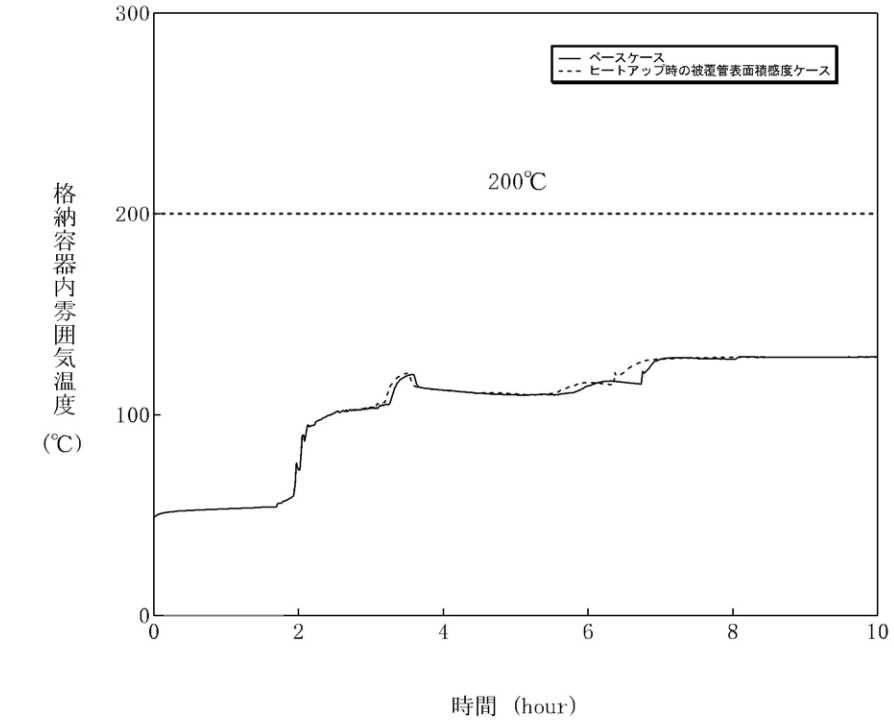
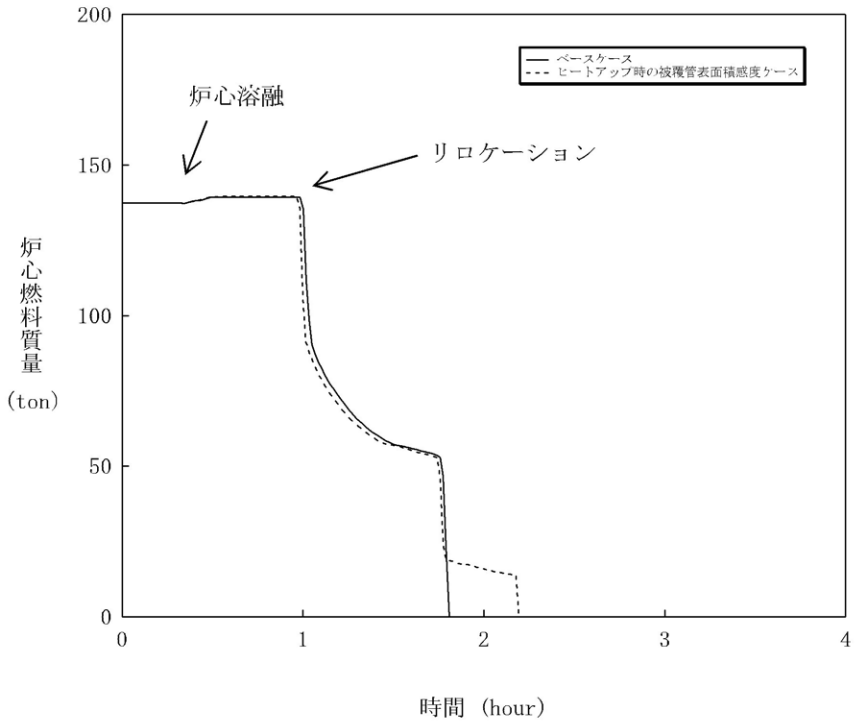


図 4.3-11　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（２／２）



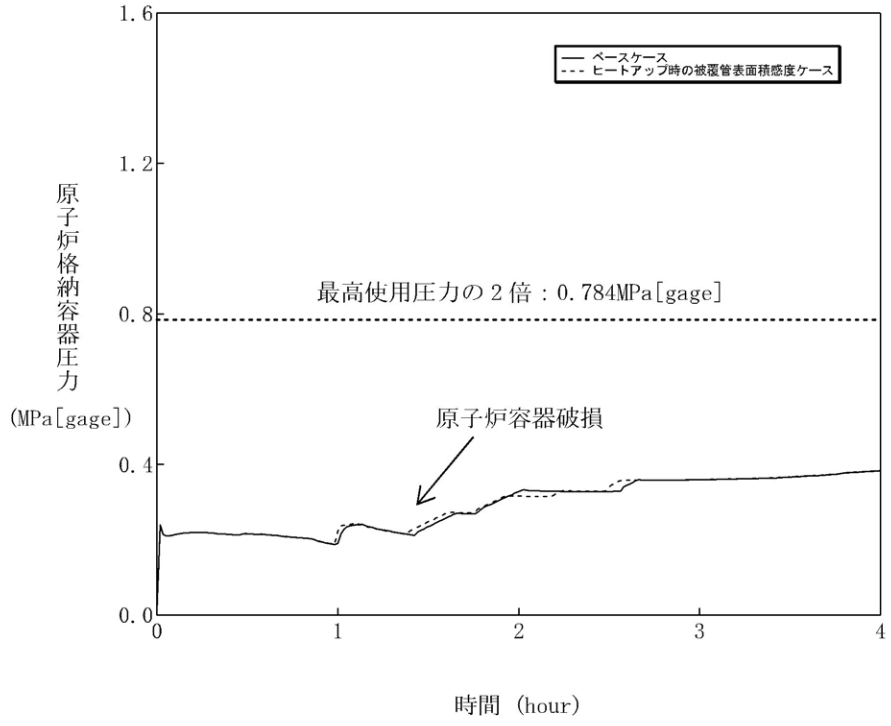


図 4.3-12　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（LOCA シーケンス）

4.3.5 リロケーション

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、ＭＡＡＰコードの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見を基に開発されていることも踏まえると、ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、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ることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析を実施して、その影響程度を把握する。

(1) 解析条件

炉心がヒートアップすると、燃料棒の体系から、燃料ペレットが崩壊した状態となる。燃料ペレットが崩壊すると、燃料棒体系の場合に比べて水蒸気による冷却が困難となり、溶融状態へ至る事象進展が早くなる。ＭＡＡＰコードでは、炉心がある温度に達してから、燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは、一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）を条件として、炉心崩壊の判定を行っており、この条件がリロケーションに与える影響については十分な知見が得られていないことから、リロケーションに関する感度解析を実施して、その影響程度を確認する。

ベースケースでは、炉心ノードが［　　］K一定と仮定した場合に［　］時間で炉心が崩壊することを想定しているが、感度解析では、炉心崩壊が早く進むことを想定し、炉心ノードが［　　］K一定と仮定した場合に［　］時間（あるいは［　　］K一定で［　　］秒）経過すると炉心が崩壊する場合の影響を確認する。これは、炉心崩壊の判定条件を［　　］K早くするものであり、炉心ヒートアップ時の燃料及び燃料被覆管の融点は精度よく予測できるため、［　　］K低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが、リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお、実際には温度履歴に応じて、燃料ペレットが崩壊するまでの時間を計算している。

項　目	［　］時間で炉心崩壊に至る場合の炉心温度	設定根拠
ベースケース	［　　］K	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	［　　］K	燃料ペレットが崩壊する時間を早めるように設定

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。

(2) 解析結果

炉心のリロケーションは、炉心領域の冷却材が失われ、崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応により燃料温度が上昇して発生するが、SBO シーケンスと LOCA シーケンスについて、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A）SBO シーケンス（添付 1 に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-13 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展するが、炉心溶融時刻はほぼ同時刻である。リロケーション時刻は、約 17 分感度解析ケースの方が早いものの、図から分かるとおり感度解析ケースでリロケーション直後の溶融炉心の移動量はわずかであり、事象全体の進展に大きな影響は無い。原子炉容器破損時刻は、感度解析ケースの方が約 26 分早くなっている。このときの 1 次系圧力は、ベースケースよりも高くなるものの、2.0MPa[gage]以下である。また、原子炉格納容器圧力に対しては、溶融炉心の原子炉下部キャビティへの落下時刻が早まるために、原子炉格納容器圧力や温度の上昇時期も早くなるものの、到達する圧力値の差はわずかである。

B）LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-14 に示す。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展する。ベースケースと感度解析ケースにおいて、炉心溶融時刻は同時刻である。リロケーションは約 24 秒、原子炉容器破損は約 3 分と、わずかながら感度解析ケースの方が早いものの、ほぼ同時刻である。LOCA シーケンスでは、1 次系保有水量が減少し除熱が悪化することから炉心のヒートアップが促進され、SBO シーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。また、溶融炉心の原子炉下部キャビティへの落下のタイミングが変化することで、原子炉格納容器圧力の挙動にも影響するがわずかである。

(3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として、非常に厳しい条件ながら、炉心崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。運転員等操作の起点となる炉心溶融については、SBO、LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、原子炉容器破損の時点では SBO シーケンスで約 26 分の感度があるが、SBO シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは 3～4 時間程度の時間がかかることから、原子炉容器破損時点で原子炉下部キャビティに十分な注水

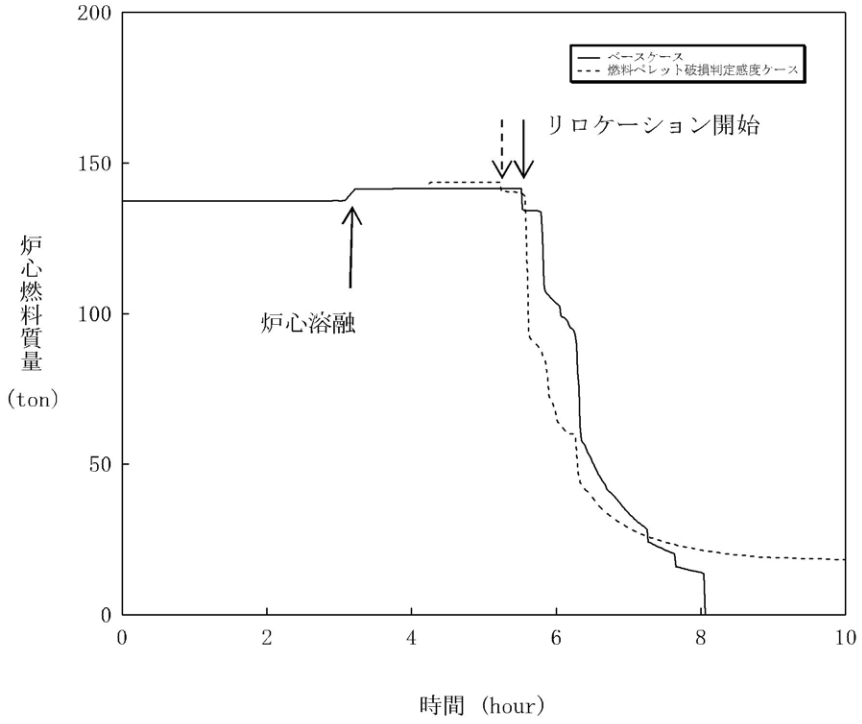
がなされており、実機解析への影響はない。さらに、SBO シーケンスでは、原子炉容器破損時の 1 次系圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、原子炉格納容器圧力の上昇幅もわずかであり、実機解析への影響はない。

水素生成量に関しては、燃料崩壊前の発生量には影響はなく、その後はリロケーションに応じて変化し得るが、全炉心内の Zr の 75%が酸化反応するという条件に包絡される。

コンクリート侵食量については、LOCA シーケンスにおいて原子炉容器破損時刻への感度は大きくなく、原子炉下部キャビティへの注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

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



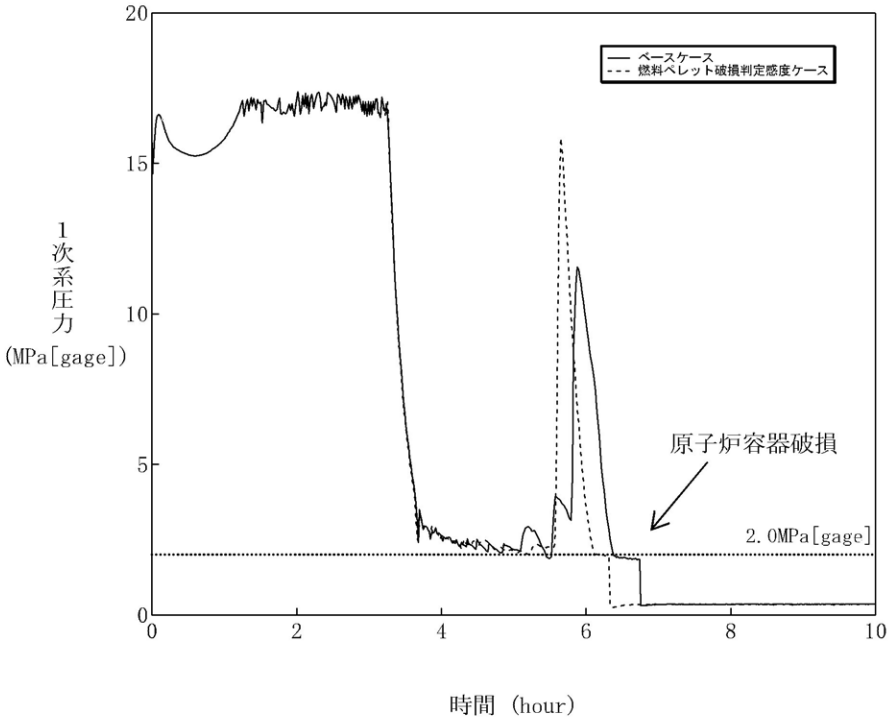
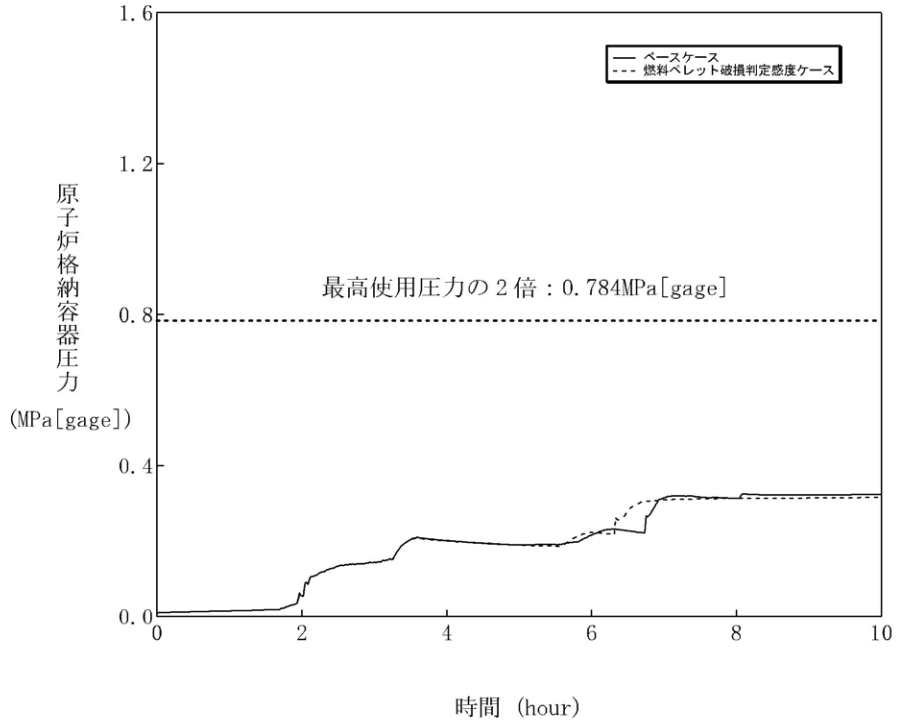


図 4.3-13　リロケーションに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（１／２）



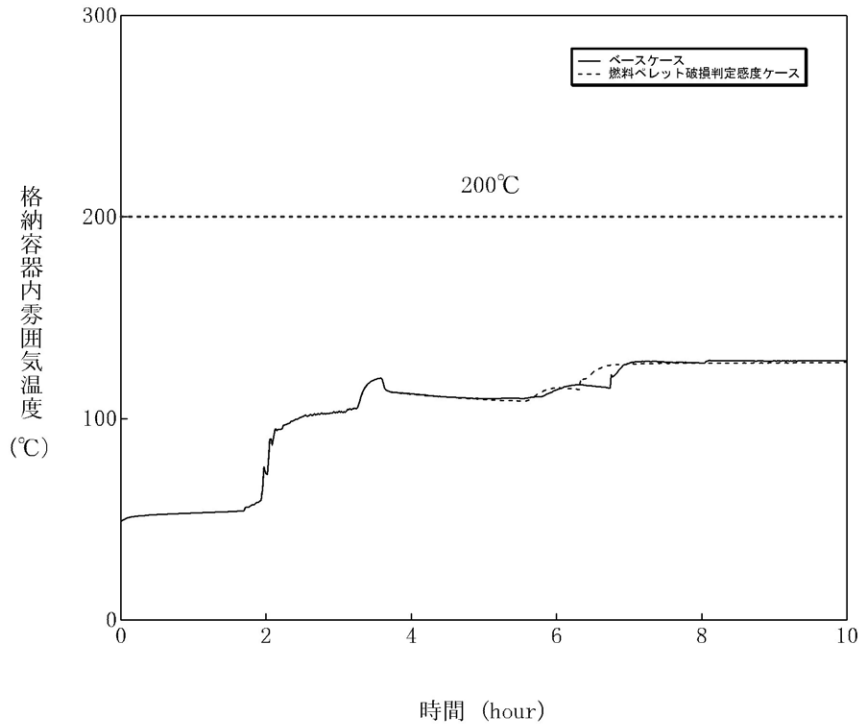
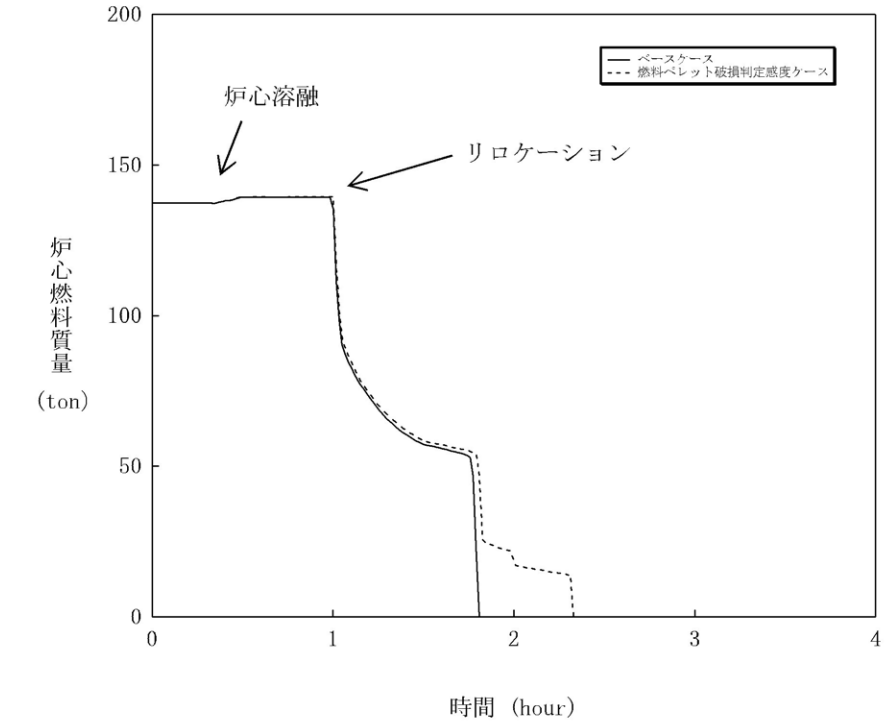


図 4.3-13　リロケーションに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（２／２）



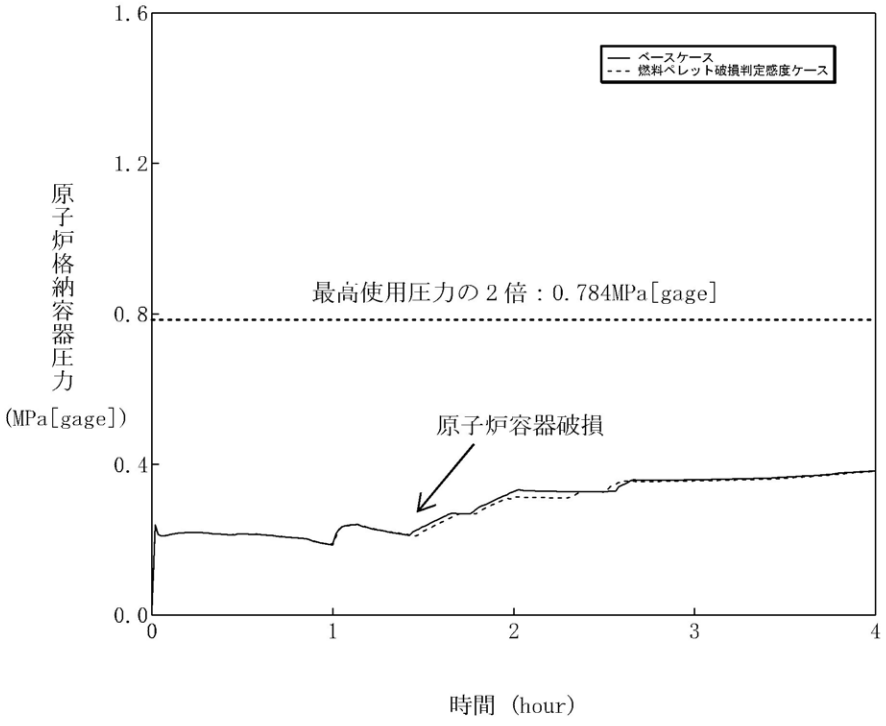


図 4.3-14　リロケーションに関する感度解析結果（LOCA シーケンス）