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。

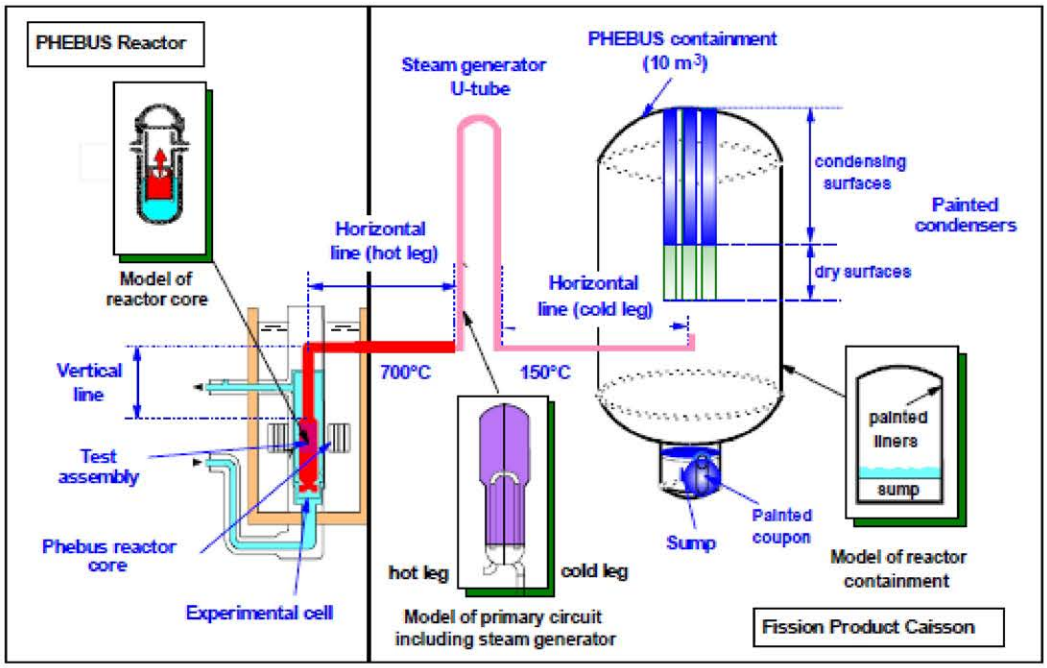


図 4.2-32　PHEBUS-FP 実験設備概要

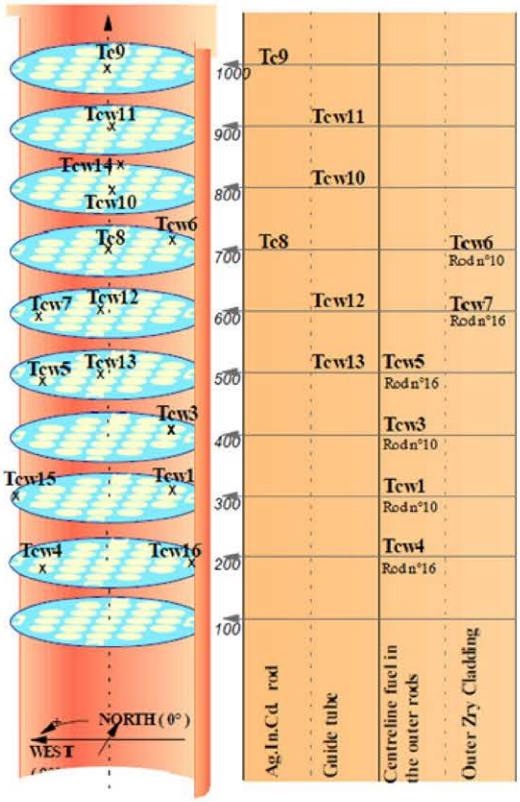


図 4.2-33　FPT1 試験炉心部の熱電対設置位置

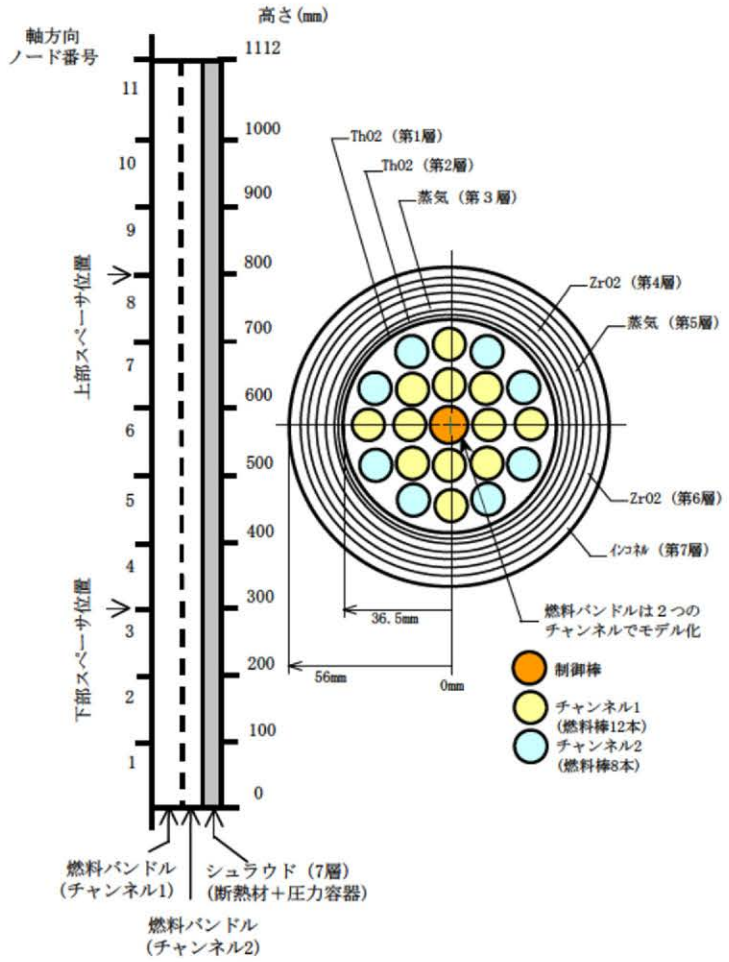


図 4.2-34　炉心（燃料バンドル）モデル

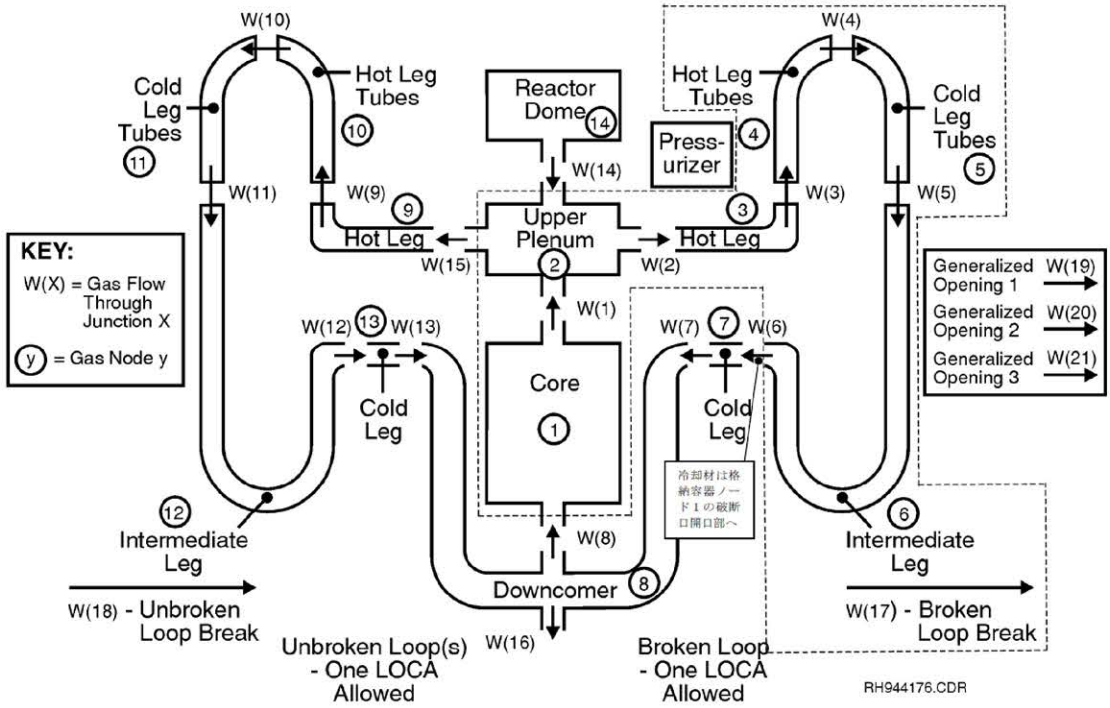


図 4.2-35　1 次系モデル

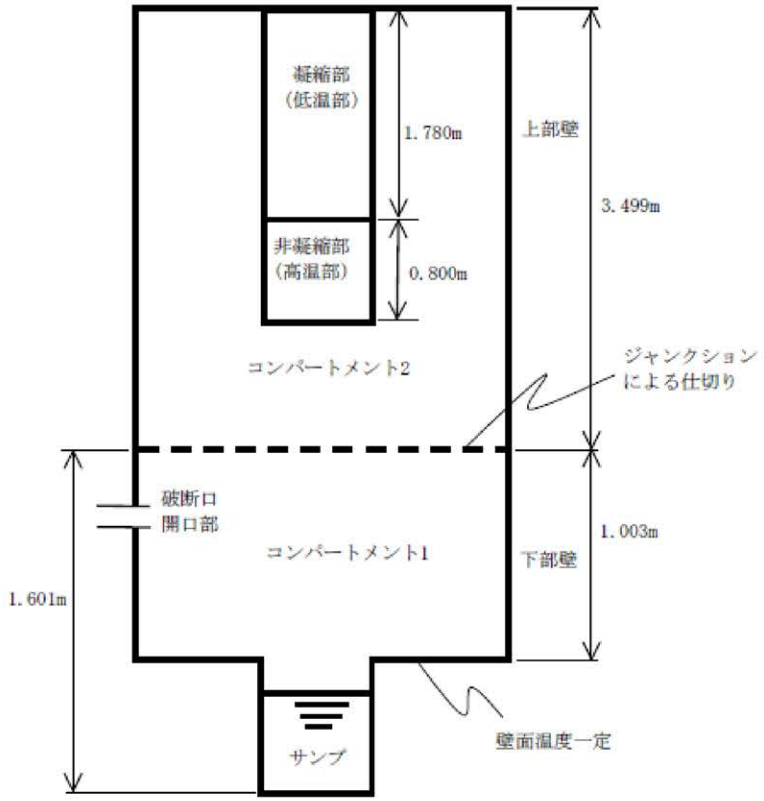


図 4.2-36　格納容器モデル

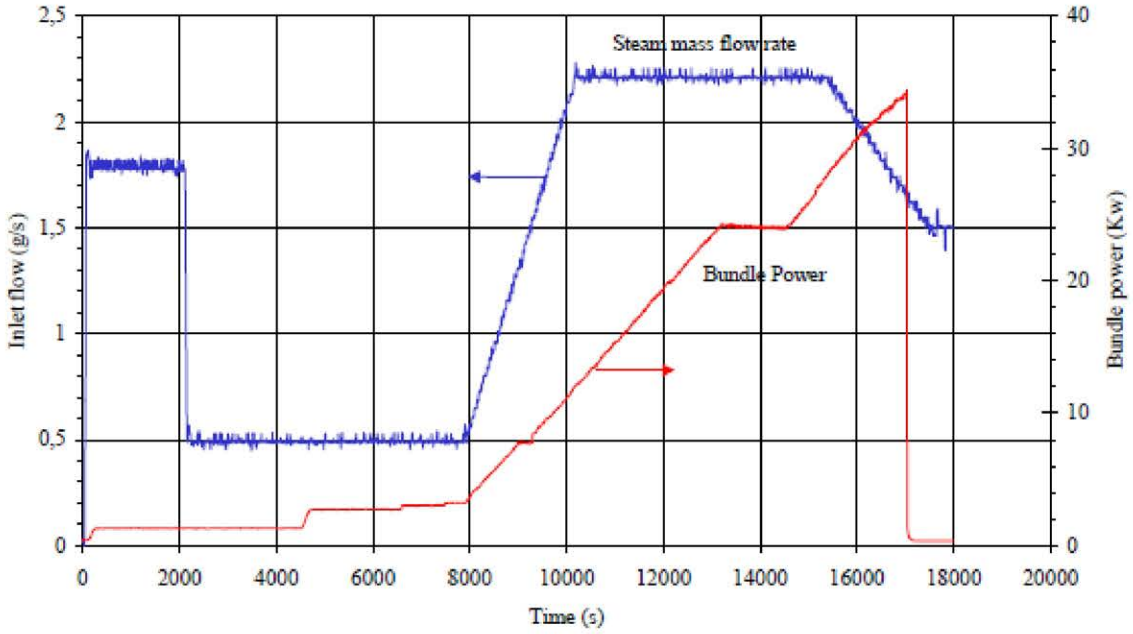


図 4.2-37　境界条件（バンドル出力と蒸気流量）

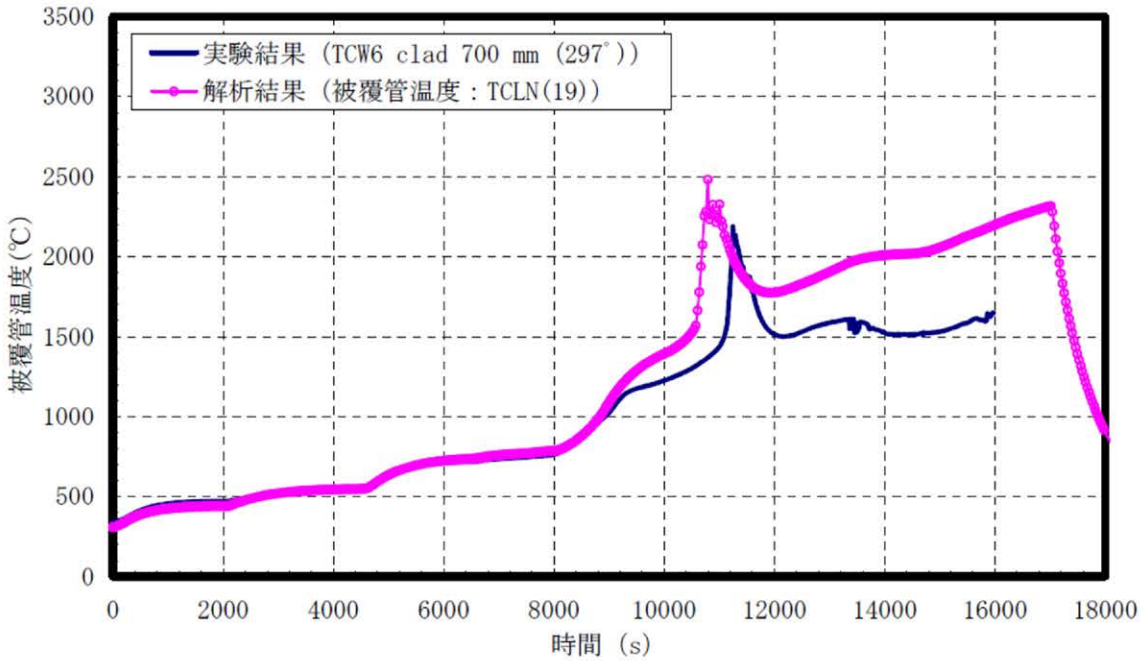


図 4.2-38　燃料被覆管温度（700mm）の比較

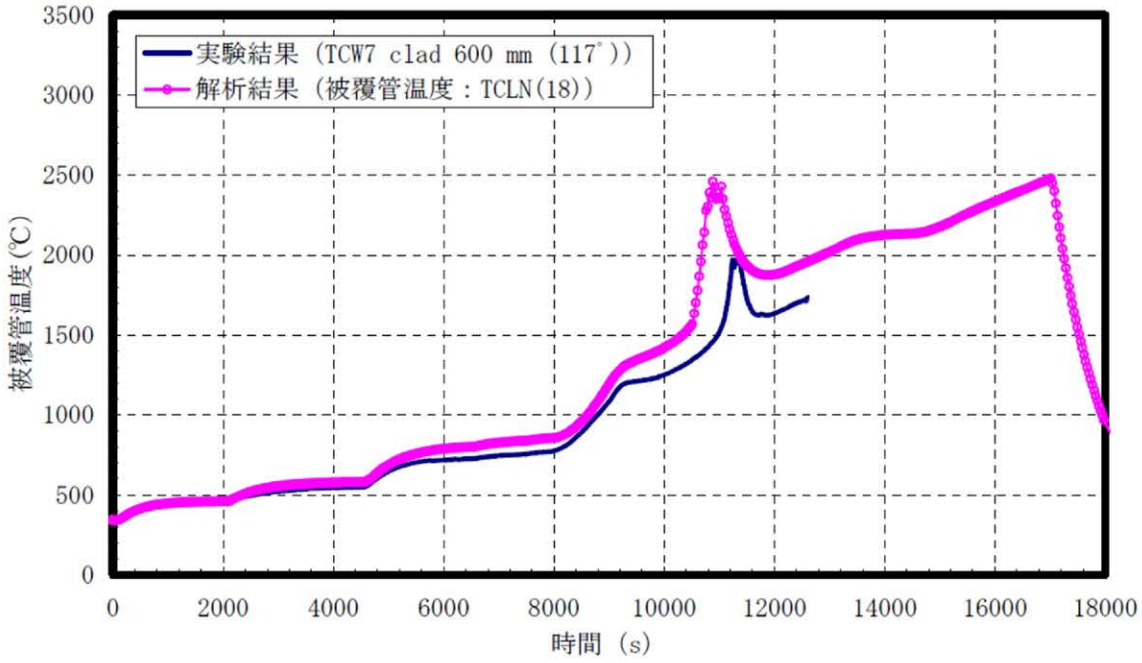


図 4.2-39　燃料被覆管温度（600mm）の比較

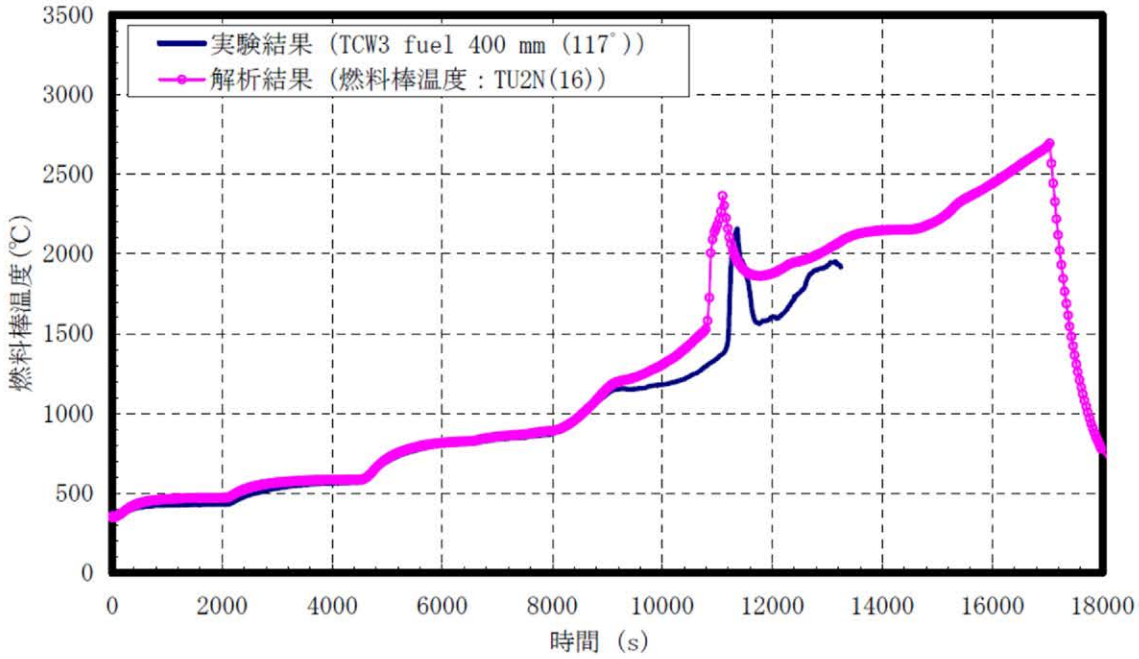


図 4.2-40　燃料被覆管温度（400mm）の比較

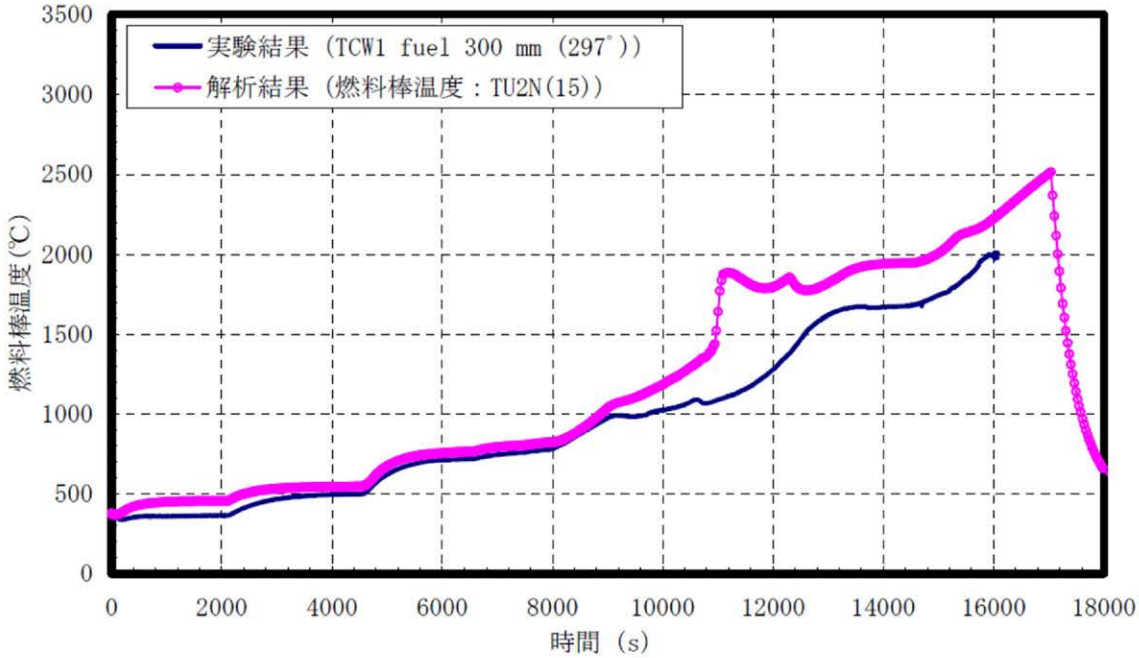


図 4.2-41　燃料被覆管温度（300mm）の比較

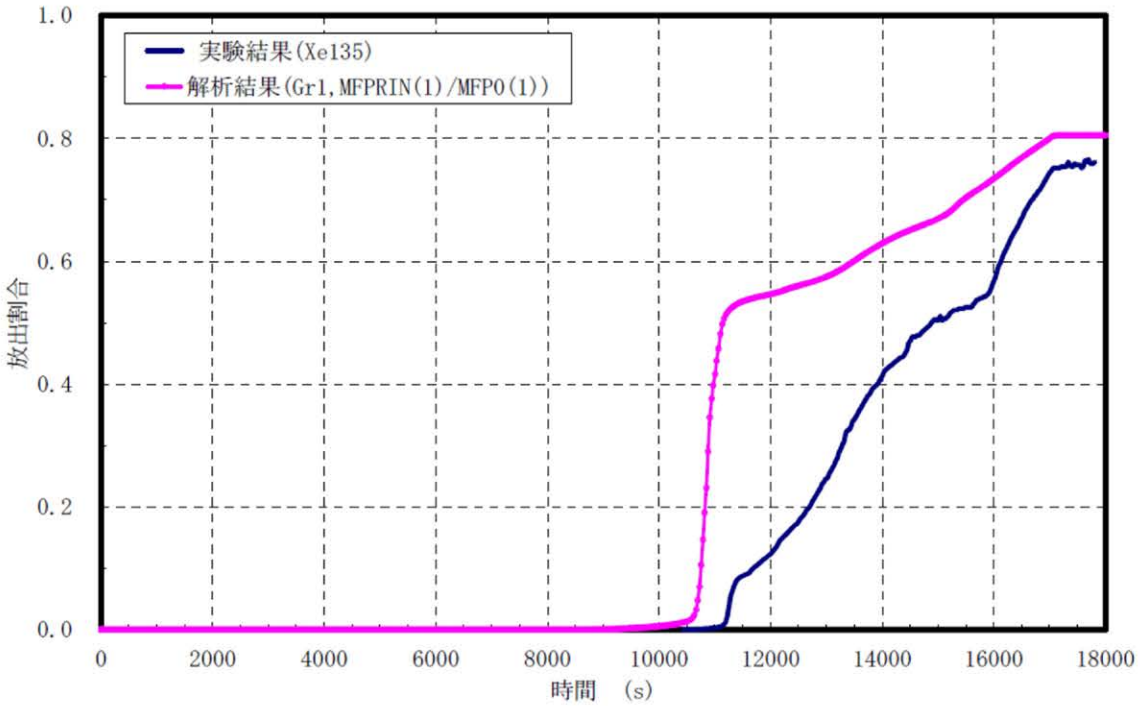


図 4.2-42　希ガス放出割合の比較

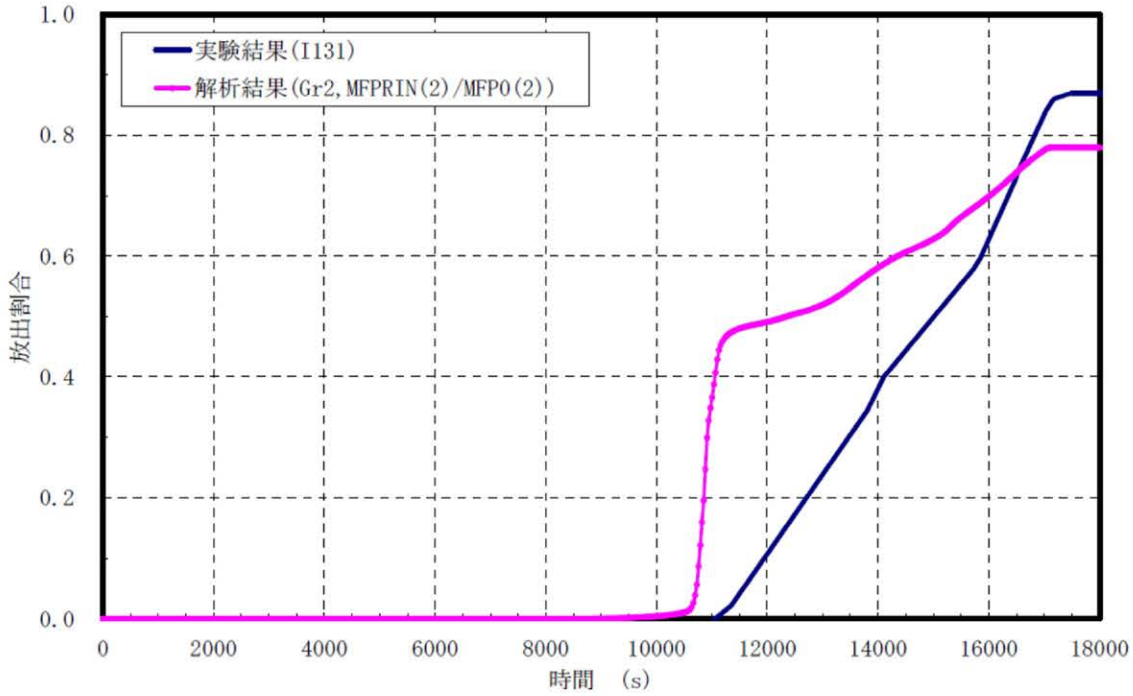


図 4.2-43　よう素放出割合の比較

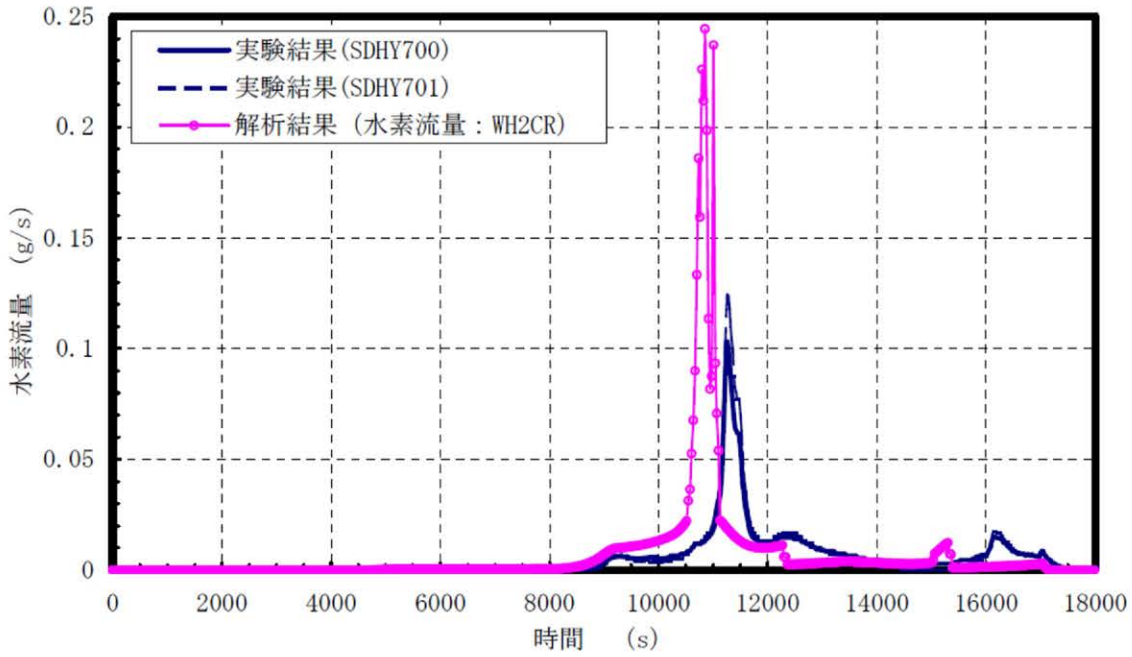


図 4.2-44　1 次系での水素流量の比較

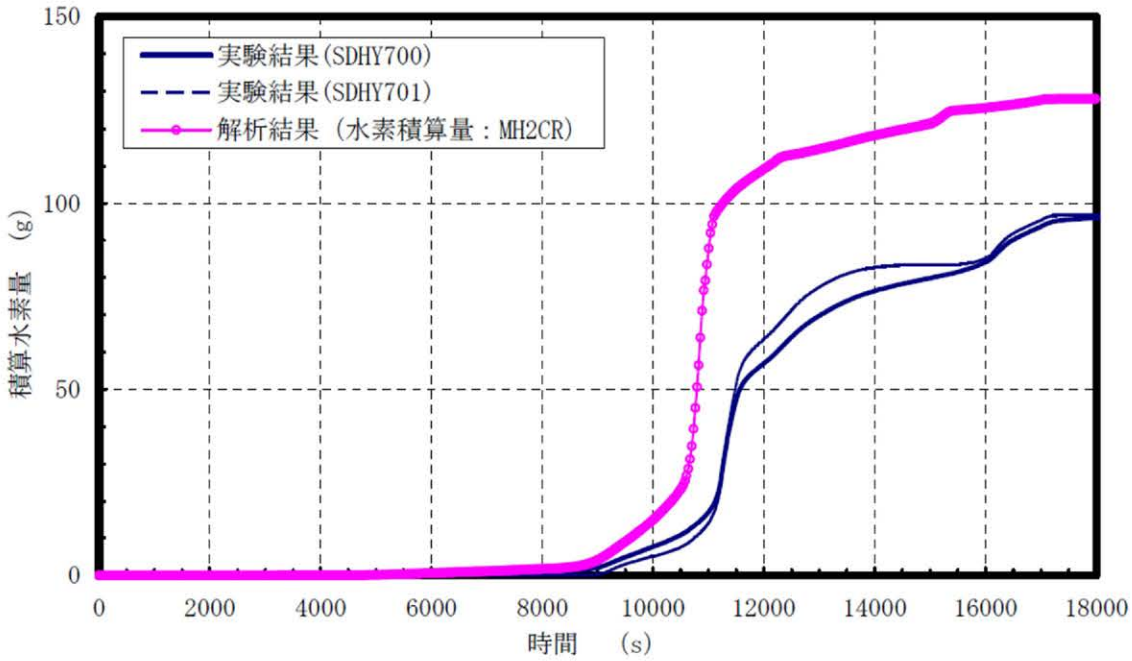


図 4.2-45　水素積算量

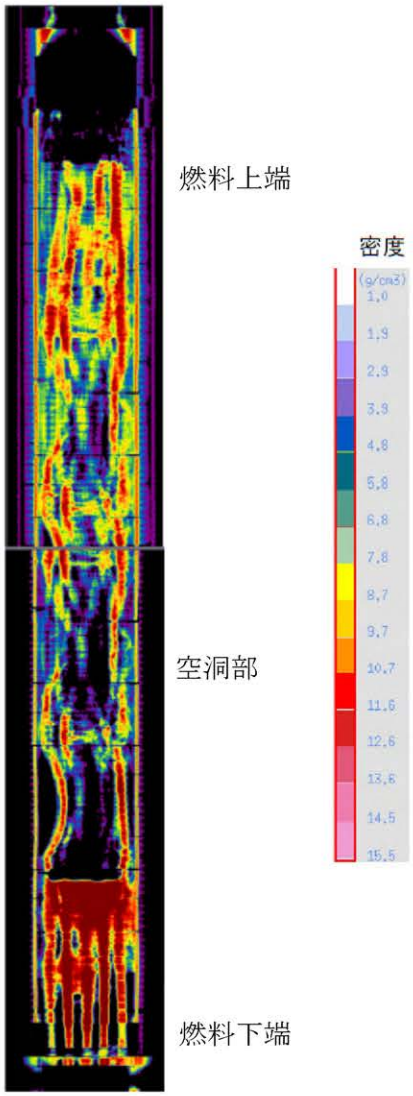
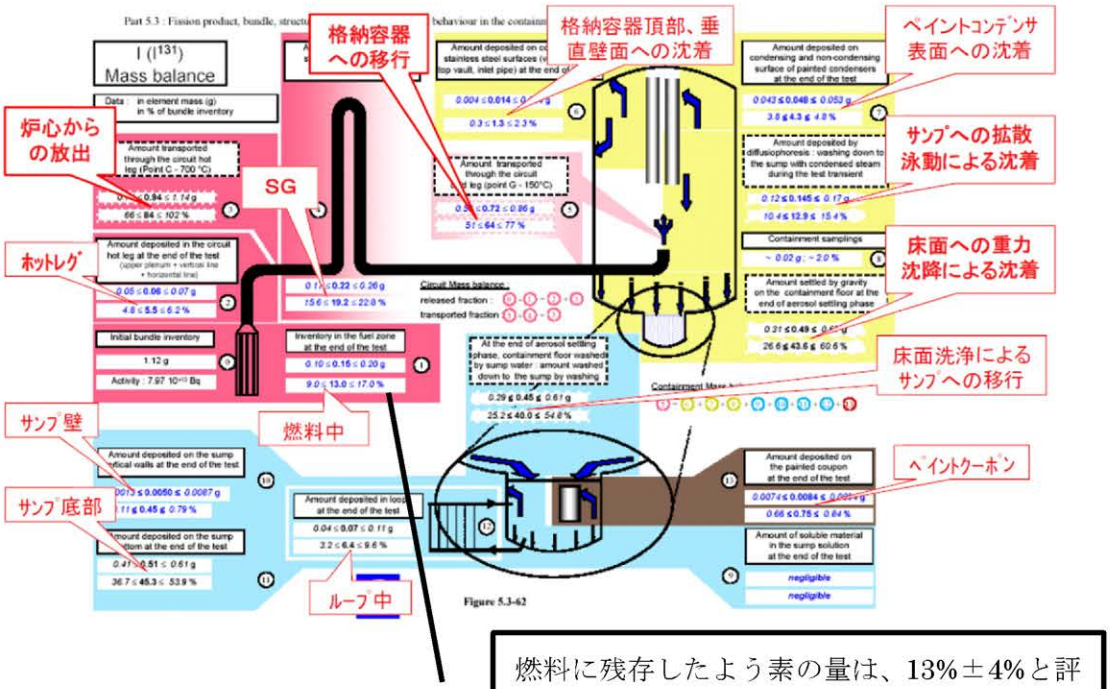


図 4.2-46　燃料バンドルの X 線トモグラフ



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

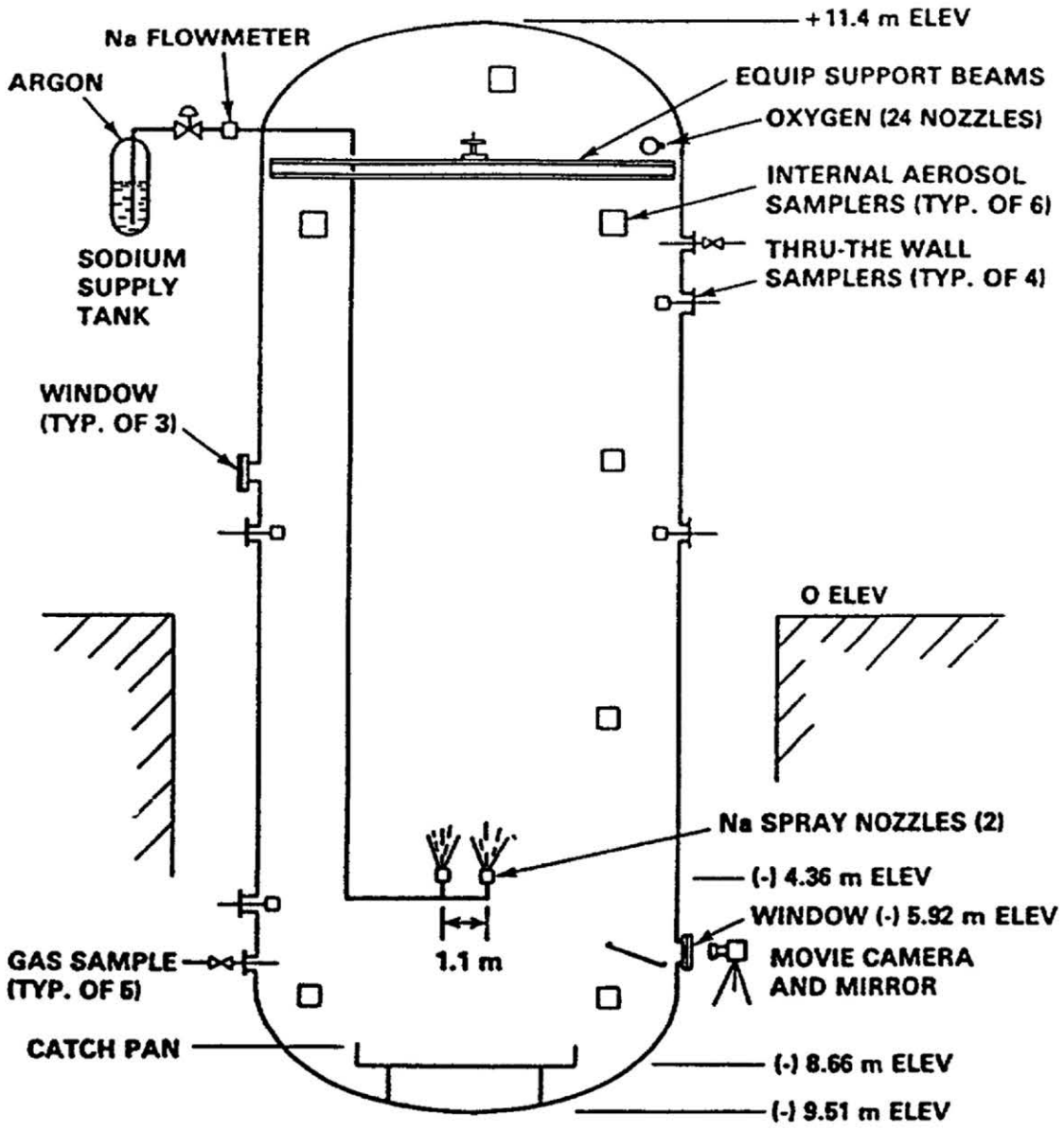
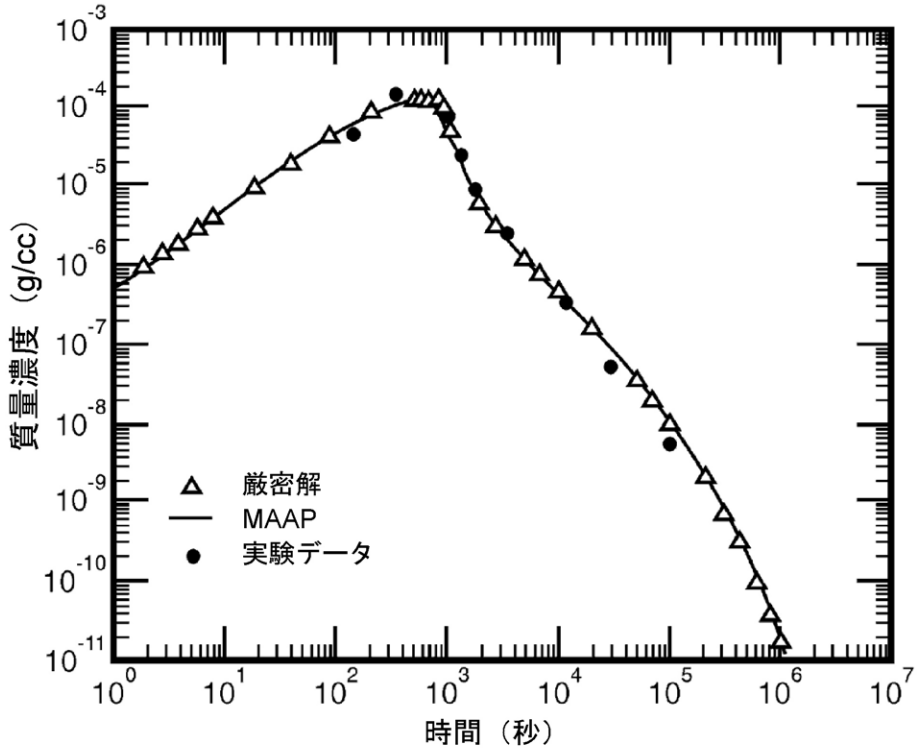


図 4.2-48　ABCOVE-AB5 試験装置



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。

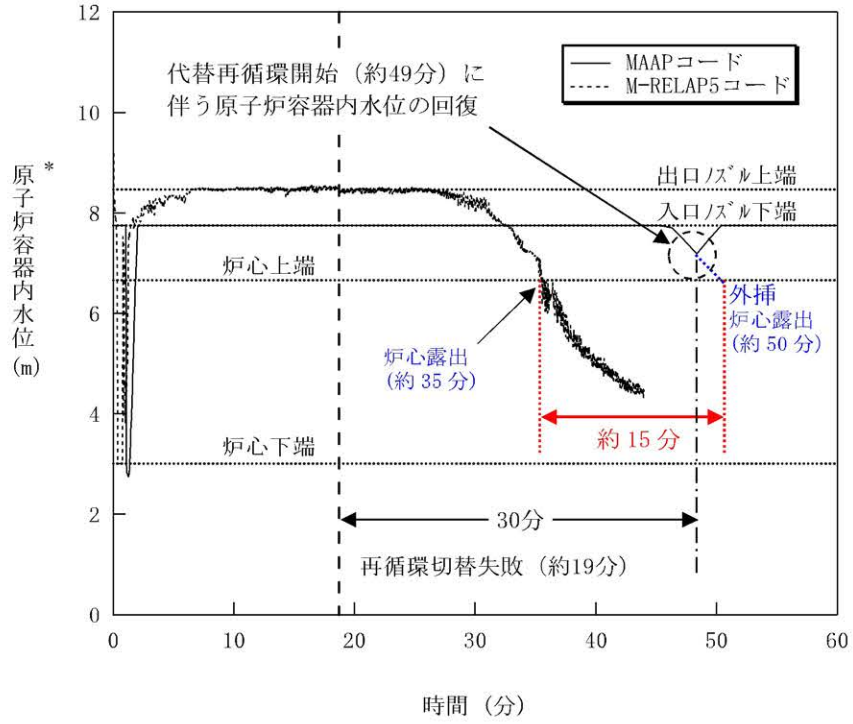


図 4.3-1　ECCS 再循環機能喪失　コード間比較（原子炉容器内水位）

＊：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

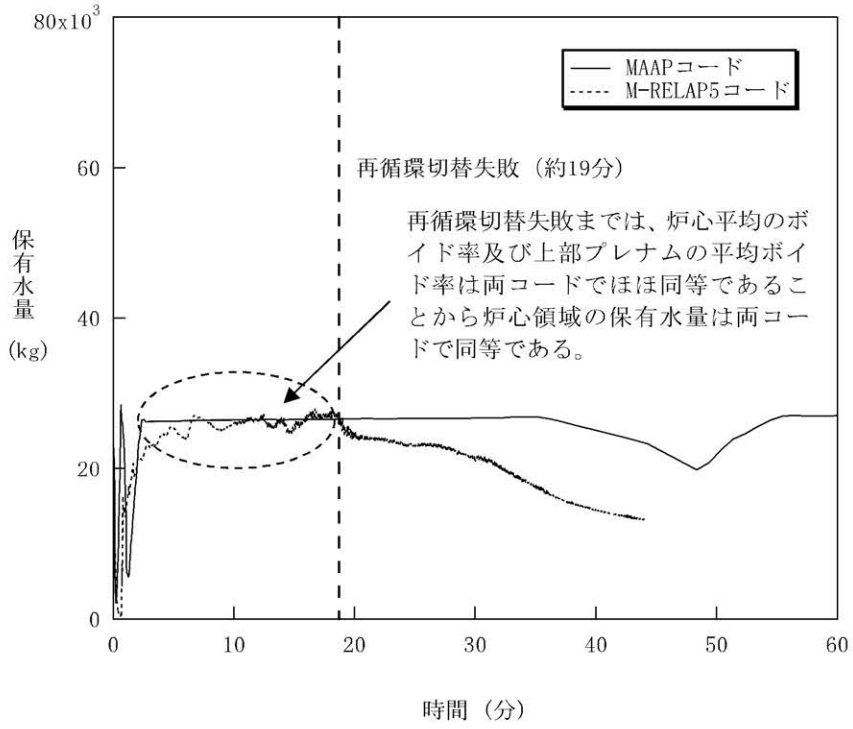


図 4.3-2　炉心領域（炉心入口～出口ノズル）保有水量のコード間比較

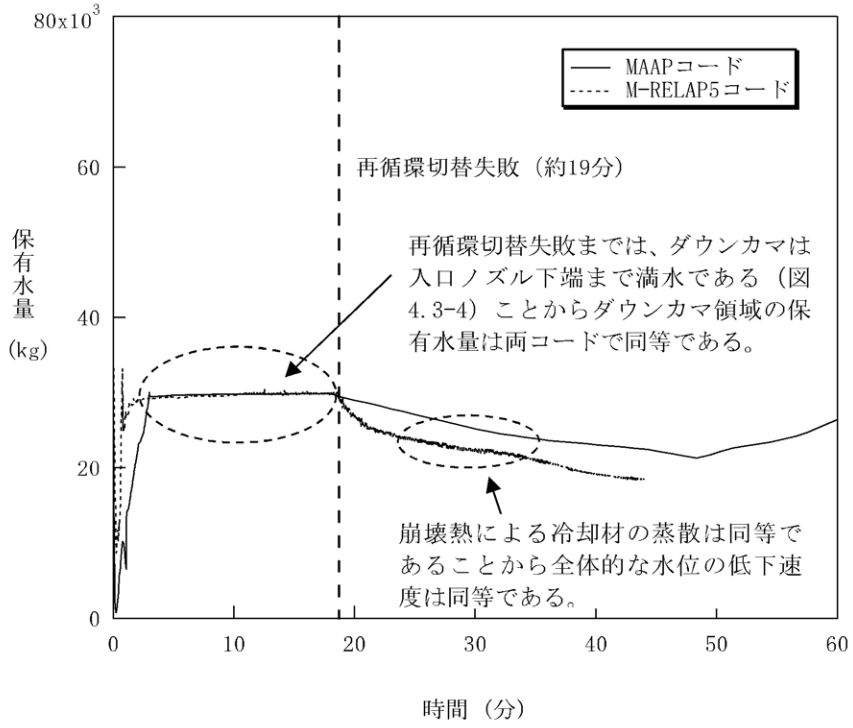


図 4.3-3　ダウンカマ領域（低温側配管～下部プレナム）保有水量のコード間比較

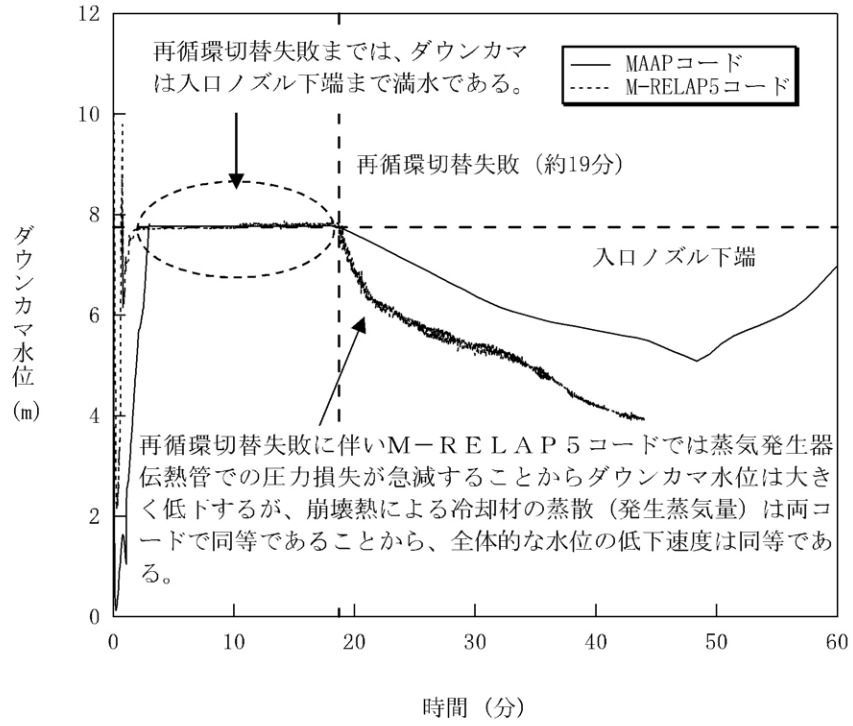


図 4.3-4　ダウンカマ水位のコード間比較

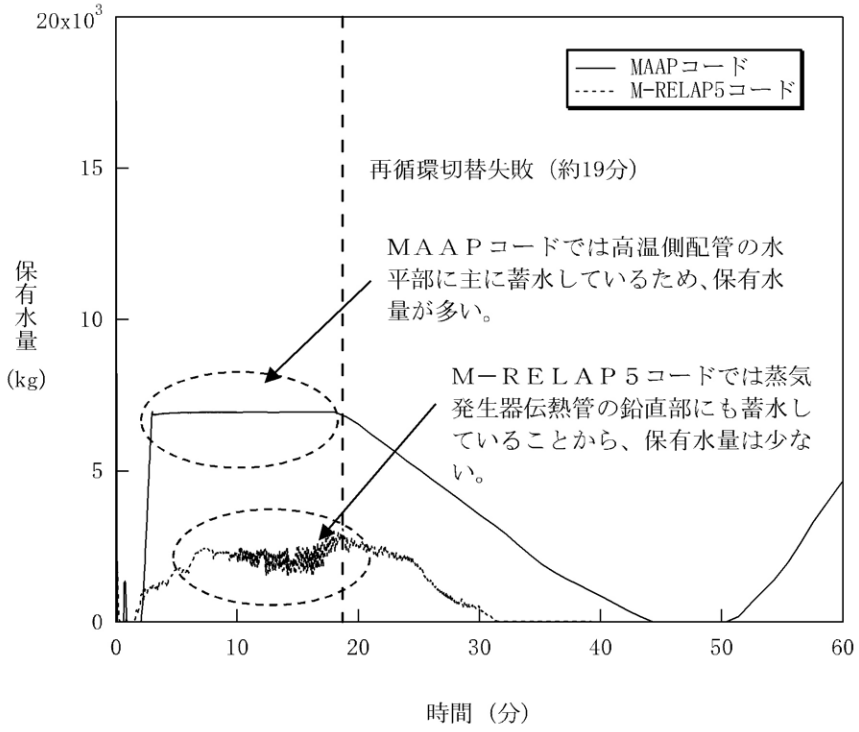


図 4.3-5　高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（破断側）保有水量のコード間比較

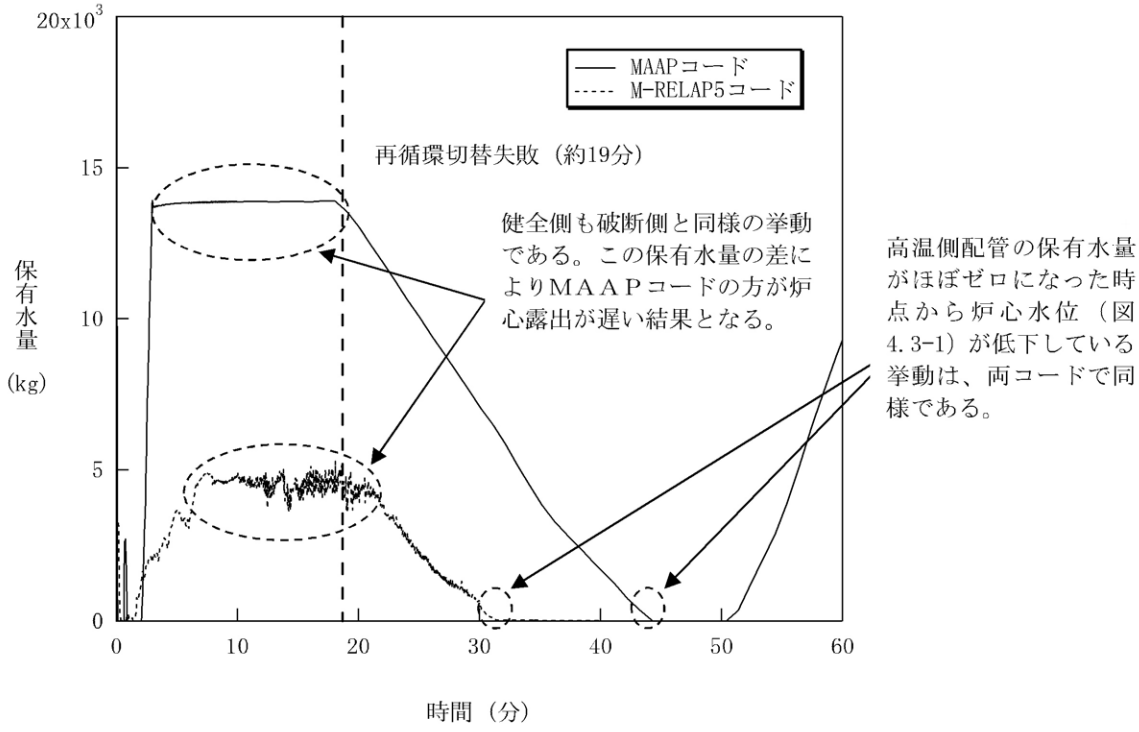


図 4.3-6　高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（健全側）保有水量のコード間比較

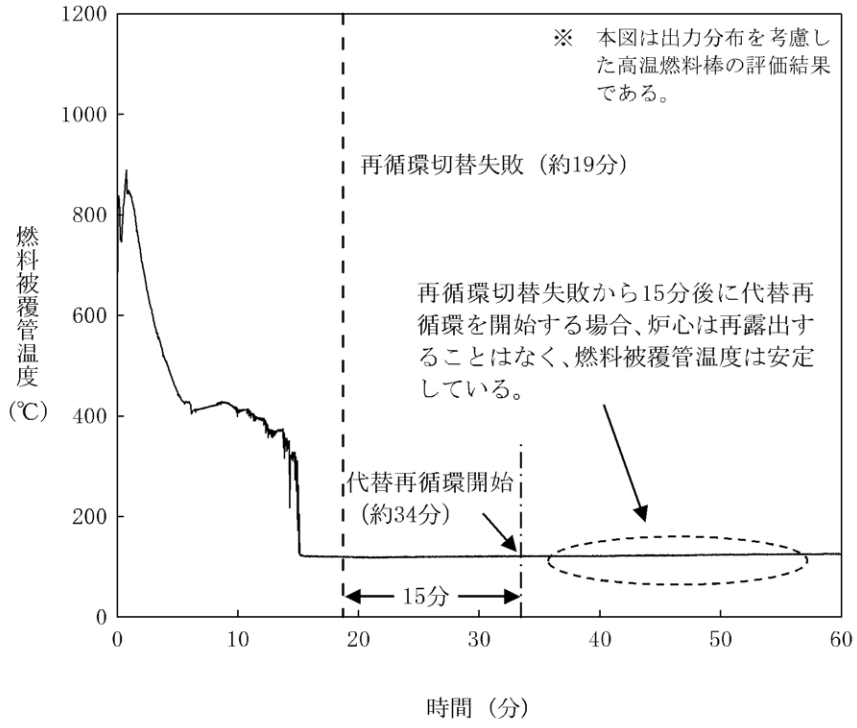


図 4.3-7　3ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 15 分（燃料被覆管温度）

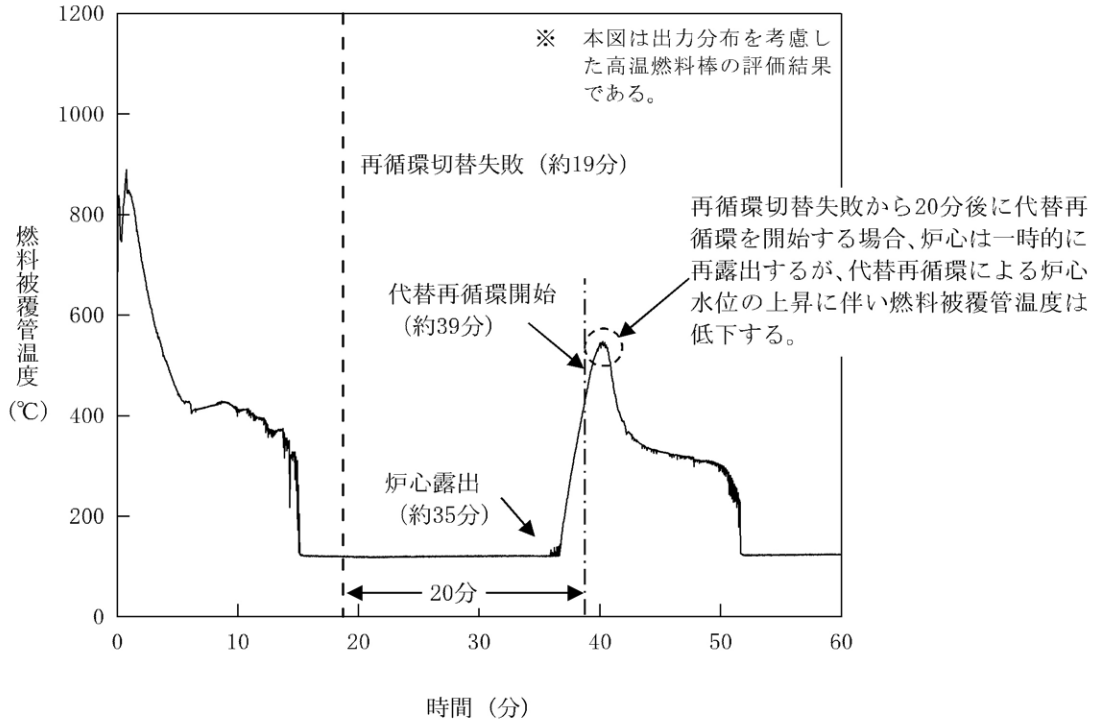


図 4.3-8　3ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 20 分（燃料被覆管温度）

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。」

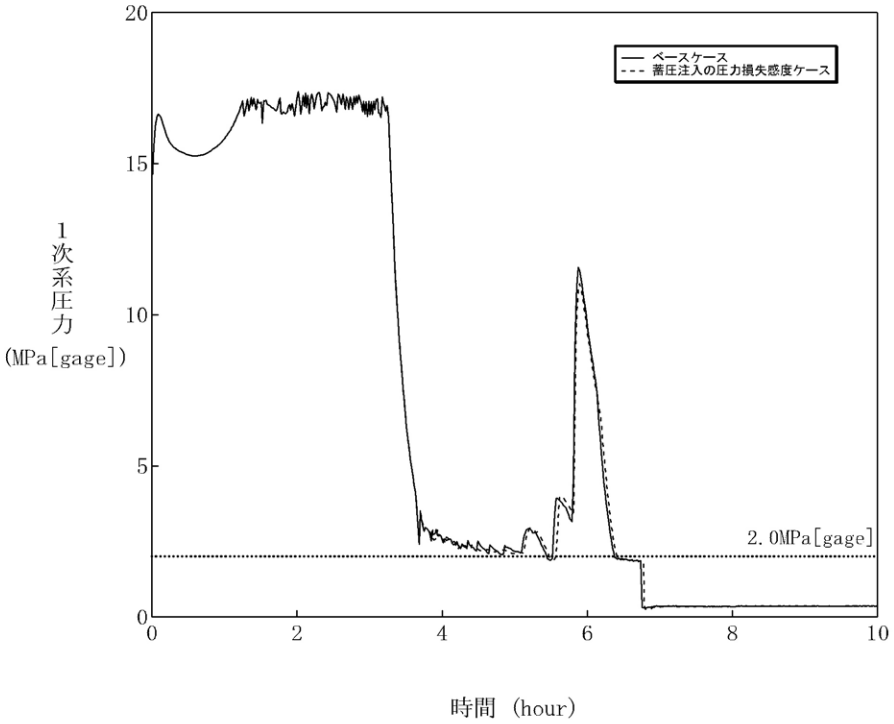


図 4.3-9　蓄圧注入の流動抵抗感度解析

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

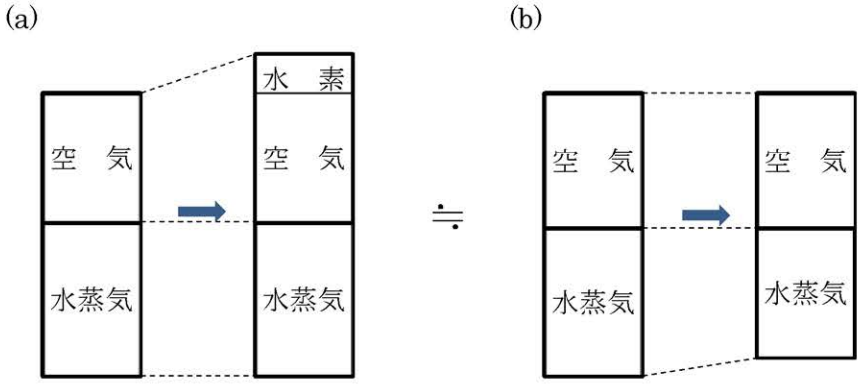
ＭＡＡＰコードの格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルでは、格納容器再循環ユニット入口のガス温度（即ち、原子炉格納容器内温度）を入力値として除熱量と吸い込みガス速度を計算するモデルであるため、水素ガスが存在する場合でも、影響はなく、除熱量及び速度は、除熱特性に従って計算される。

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、

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

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。

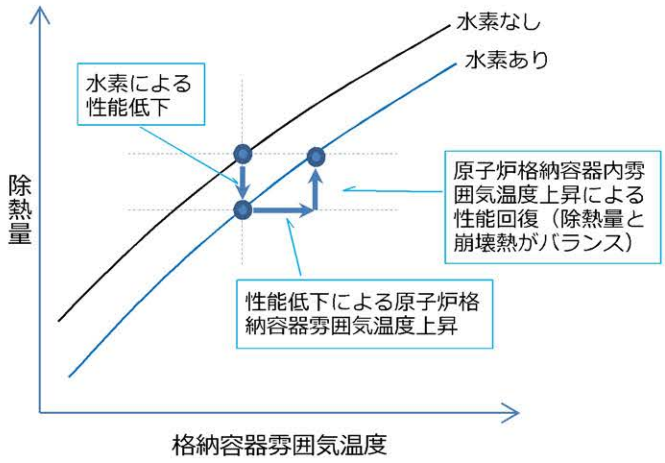
A) 解析条件

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。

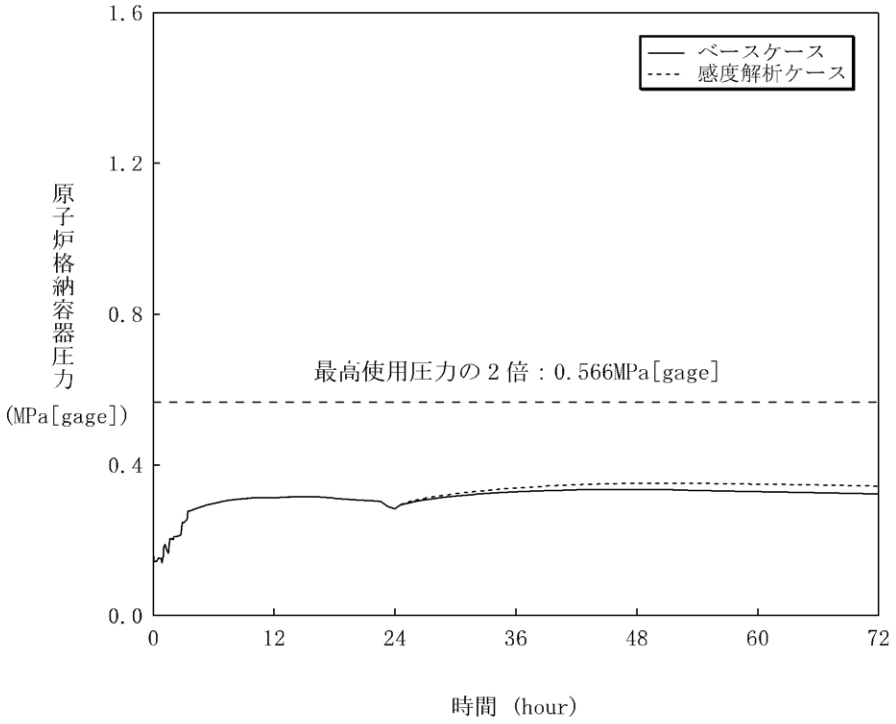
上記の不確かさについて、感度解析により、有効性評価への影響を確認した。その結果、原子炉格納容器最高圧力で約 0.016MPa、原子炉格納容器内最高温度で約 2℃の感度があり、原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍及び原子炉格納容器内温度 200℃までの余裕は少なくなる傾向となるが、原子炉格納容器内温度が高めとなることで、ヒートシンクへの伝熱量の増加、及び、格納容器再循環ユニットの除熱効果の改善の効果があり、不確かさの影響は、最高使用圧力の 2 倍及び 200℃に対する余裕に比べて１桁程度小さい。

	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。」



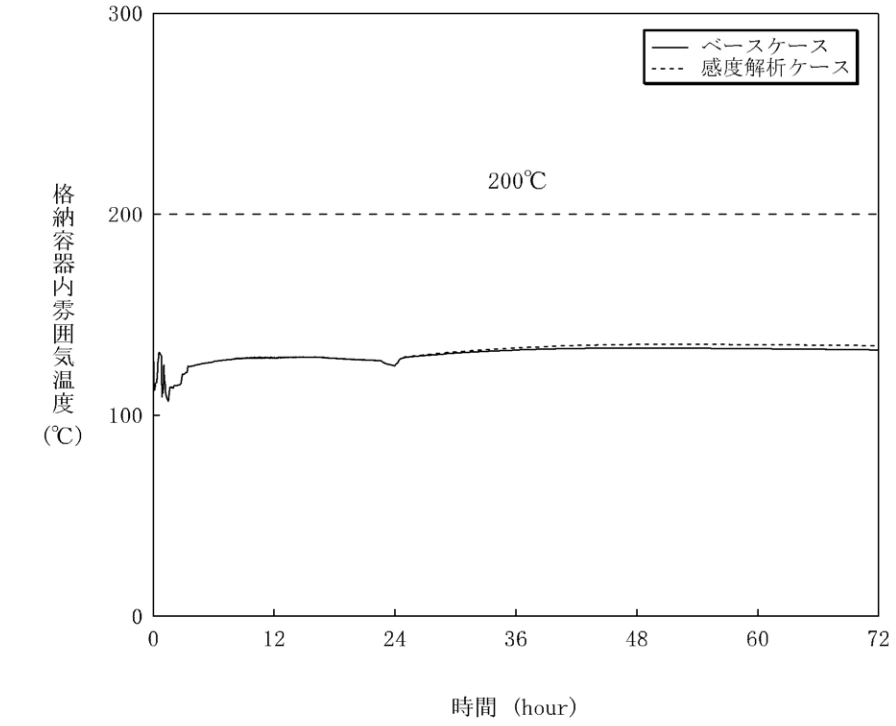


図 4.3-10　格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルに関する感度解析結果

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－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－水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、ジルコニウム－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－水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、ジルコニウム－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－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。

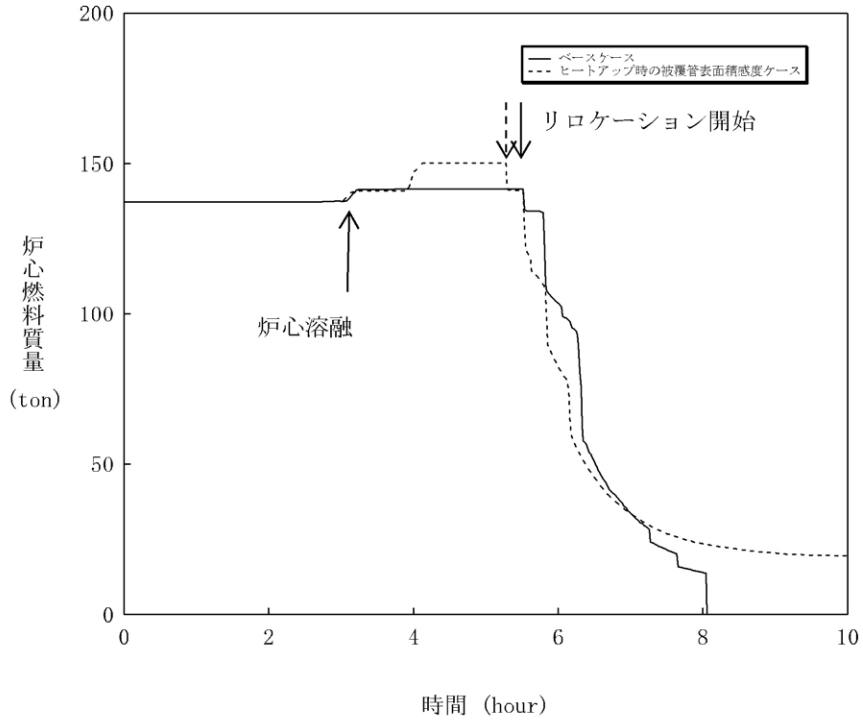
(3) まとめ

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。」



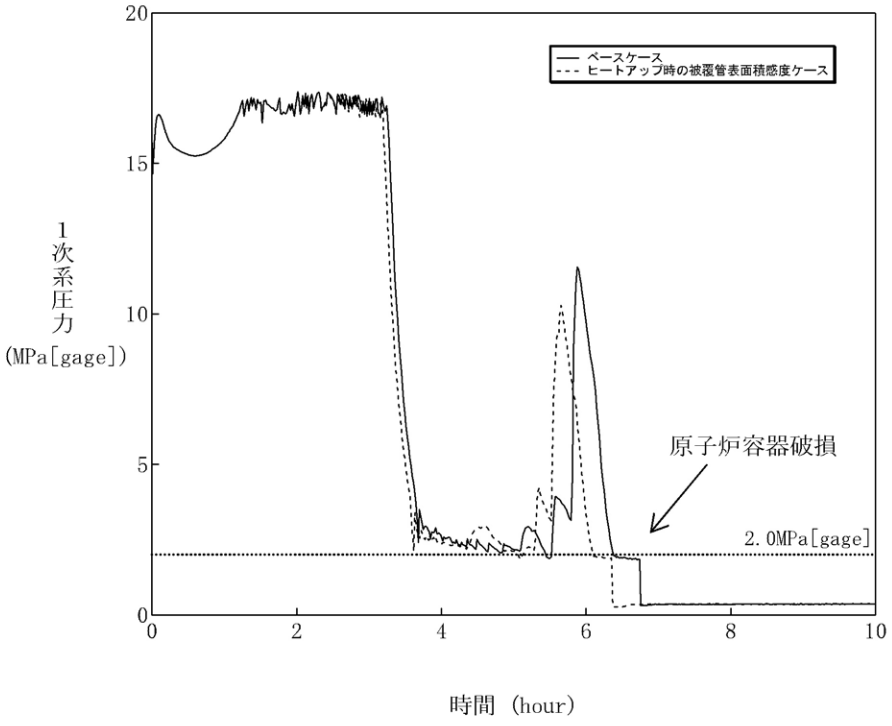
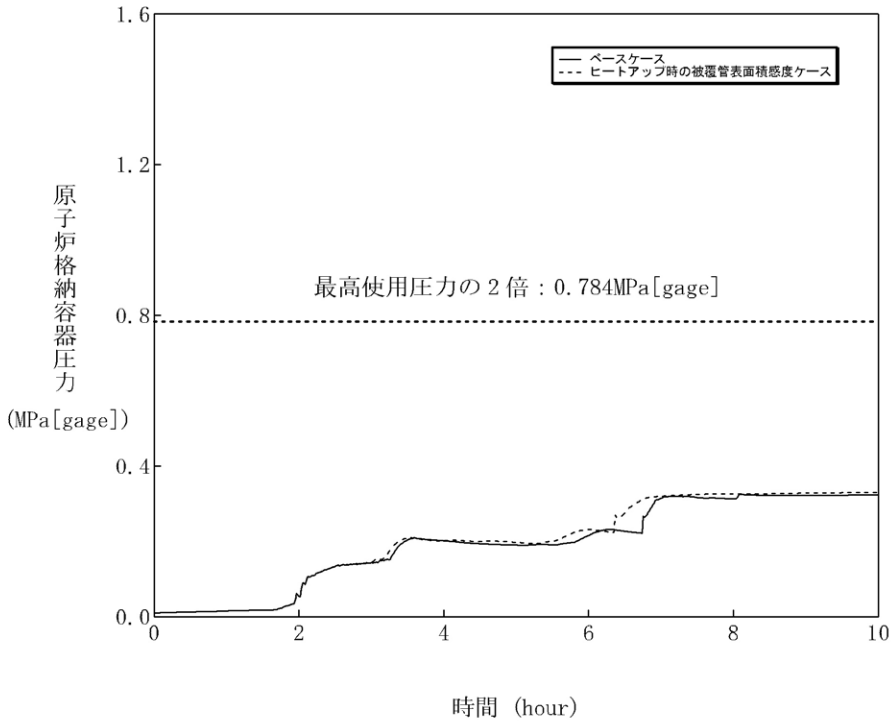


図 4.3-11　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（１／２）



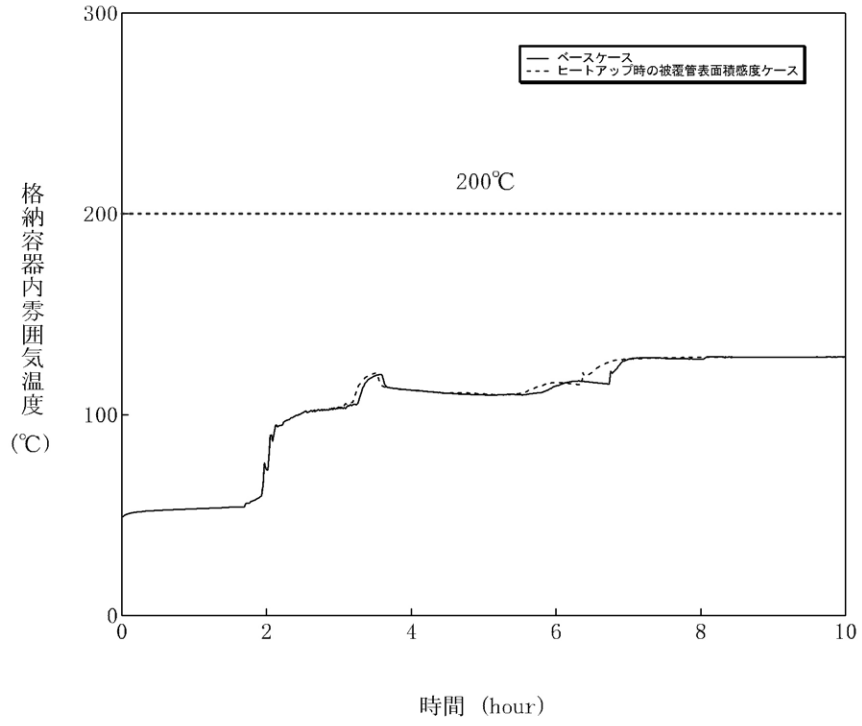
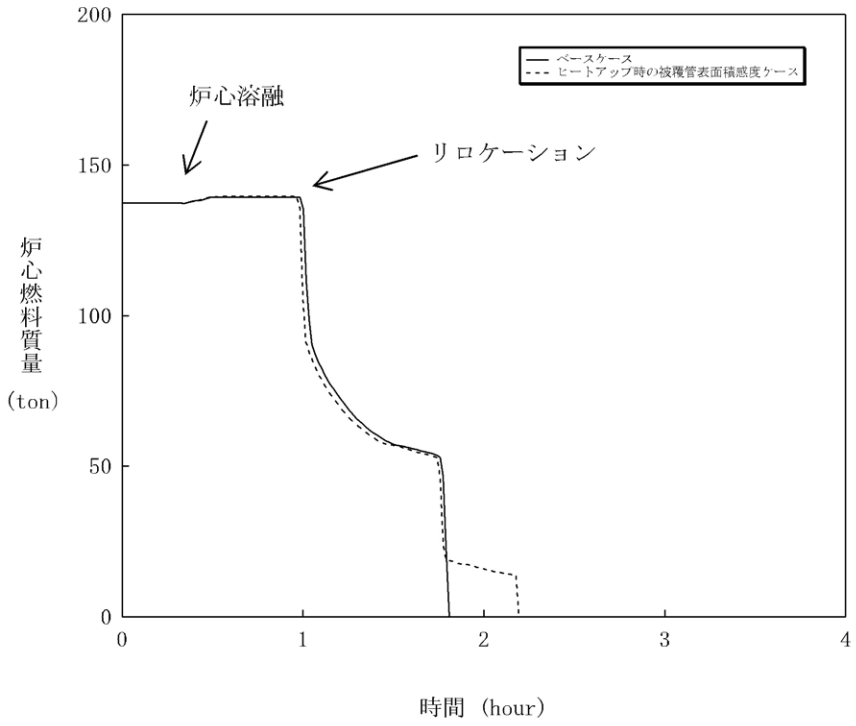


図 4.3-11　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（２／２）



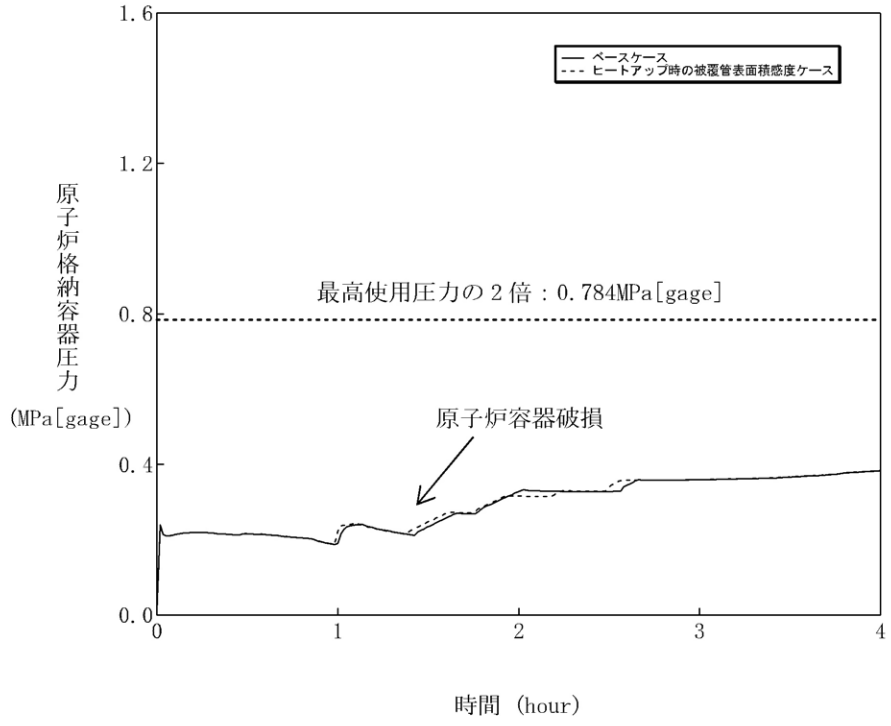


図 4.3-12　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（LOCA シーケンス）

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

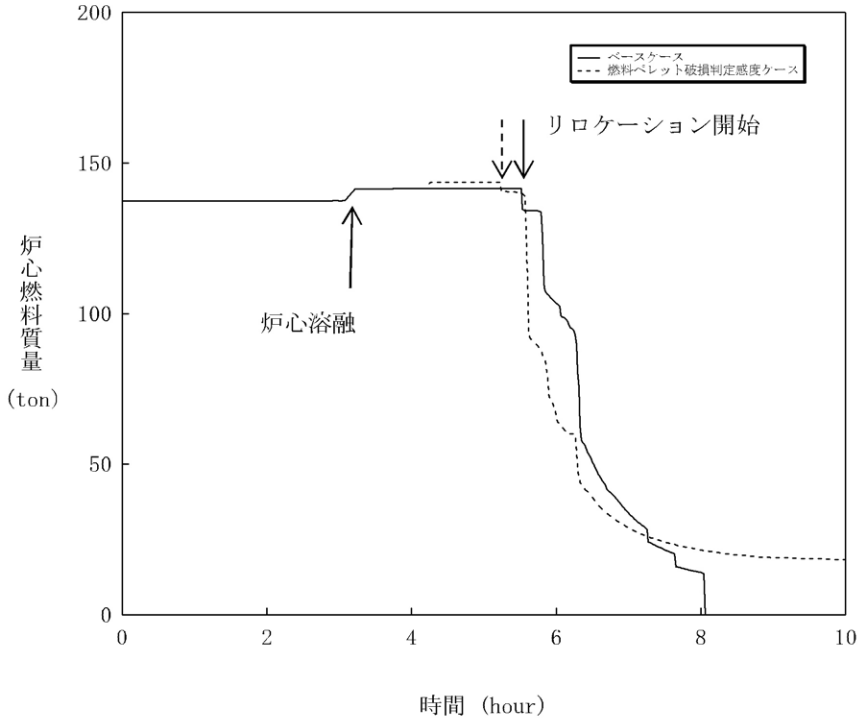
がなされており、実機解析への影響はない。さらに、SBO シーケンスでは、原子炉容器破損時の 1 次系圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、原子炉格納容器圧力の上昇幅もわずかであり、実機解析への影響はない。

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。」



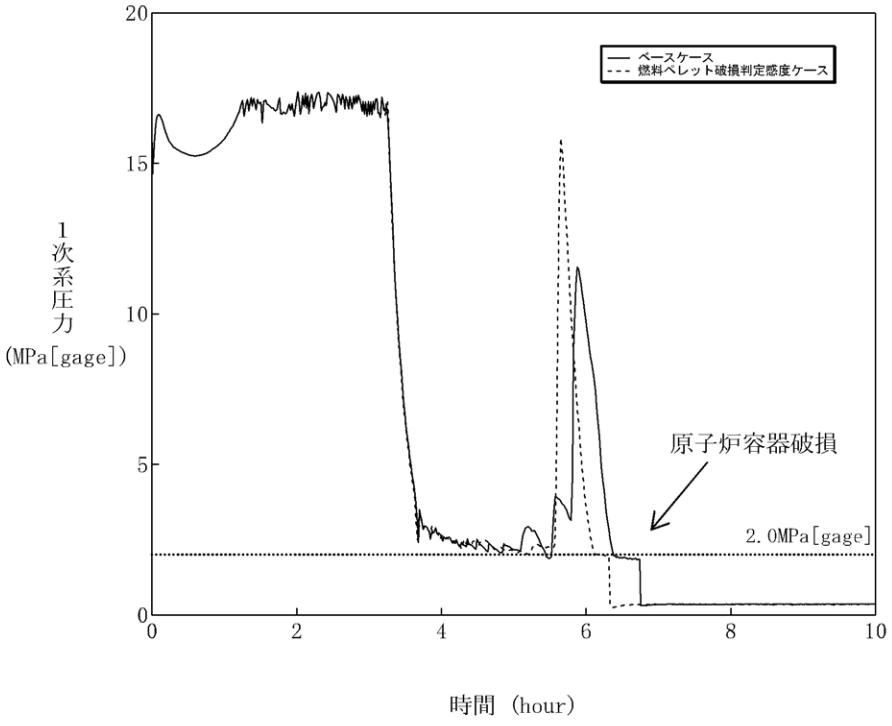
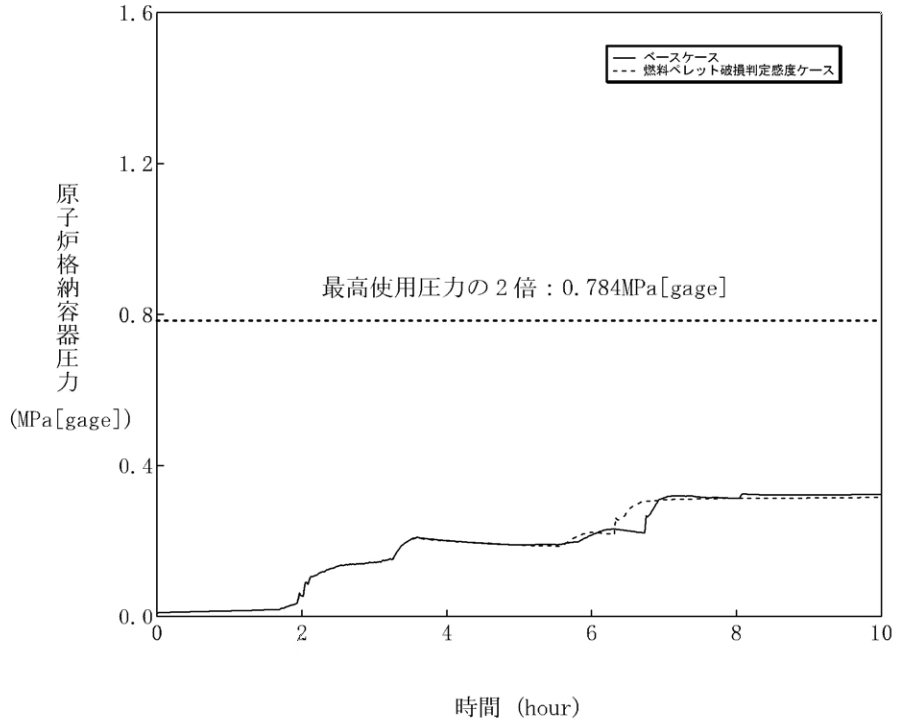


図 4.3-13　リロケーションに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（１／２）



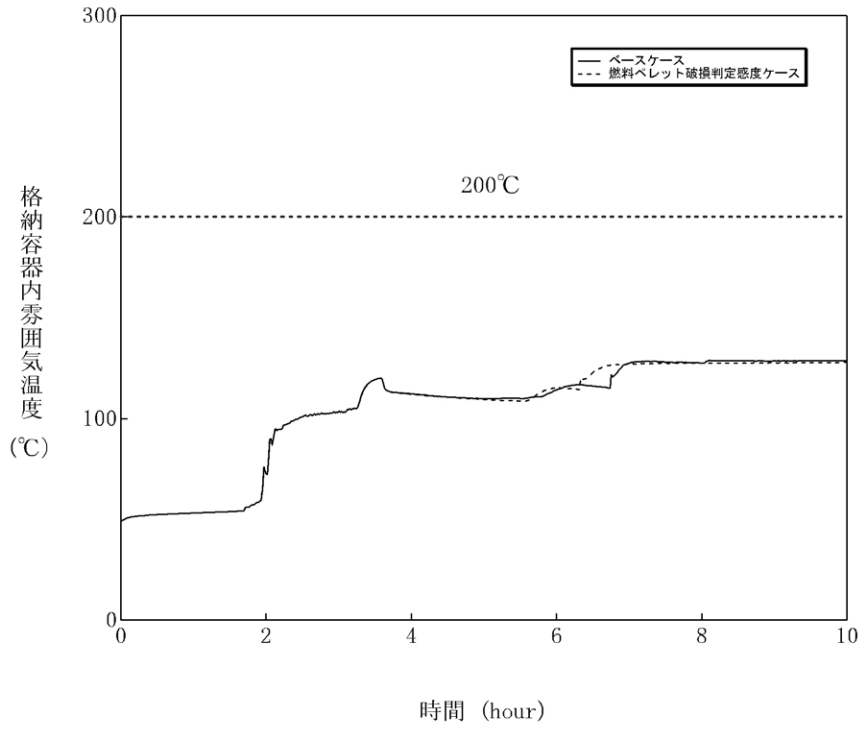
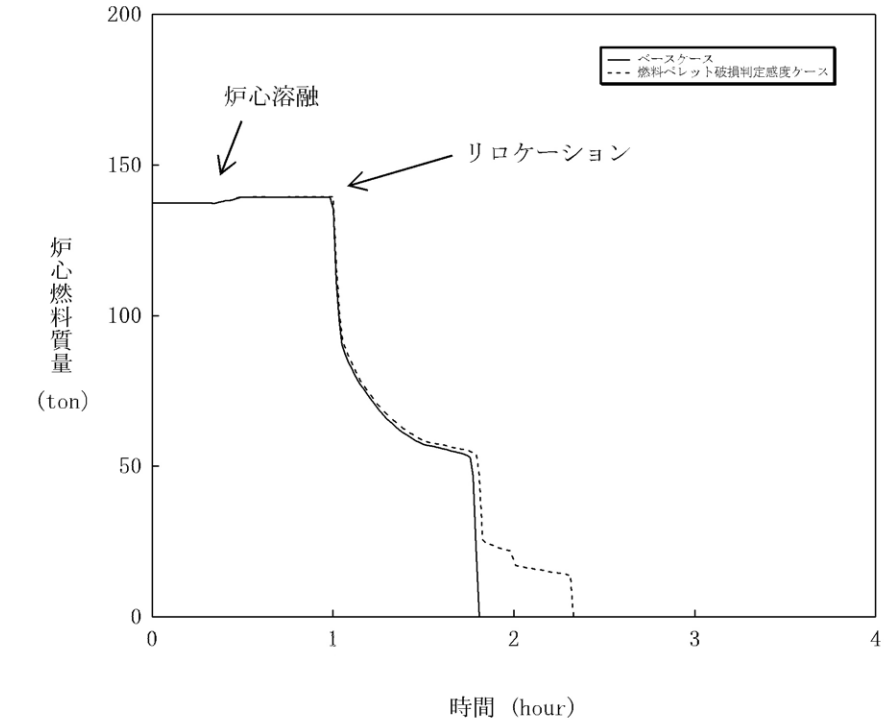


図 4.3-13　リロケーションに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（２／２）



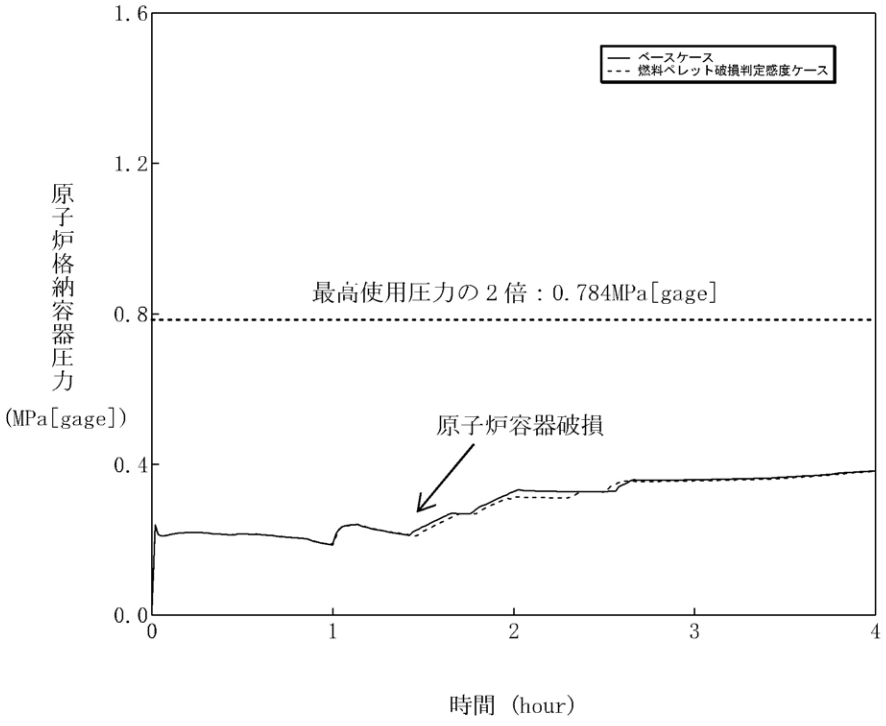


図 4.3-14　リロケーションに関する感度解析結果（LOCA シーケンス）

4.3.6 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化、熱伝達）

原子炉容器内 FCI により生じる圧力スパイクは、原子炉冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが、高圧溶融物噴出を防止する観点で、原子炉容器破損の時期とあいまって、影響するものと考えられることから、添付１において不確かさの整理と感度解析による影響評価を行っている。

以下、概要をまとめる。

(1) 不確かさの整理

原子炉容器内 FCI は、溶融炉心が炉心から下部プレナムに落下する際に、溶融炉心と冷却水の伝熱により、短期間に水蒸気が発生し、１次系圧力が急上昇する現象である。したがって、現象に影響する要因として、①下部プレナムの冷却水の状態（温度)、②デブリジェット径、③エントレイン量、④冷却水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。このうち、①については、１次冷却材と蓄圧注入の混合により決まり、一般的な質量及びエネルギ保存則に基づき計算されることから、現象としての不確かさは小さいものと考えられる。よって、②～④について感度解析を行う。

(2) 感度解析及び結果

A）デブリジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は、物理現象としては、溶融炉心のリロケーションにより下部炉心支持板の上部に堆積した溶融炉心のクラストが融解し、そこから溶融炉心が下部炉心支持板の開口部を通って下部プレナムへ落下する過程である。これに対し、解析モデルでは、ノード単位でクラストの融解を取り扱い、溶融ジェットの落下径は、下部炉心支持板の開口部の面積を等価直径として入力条件として与えたものから計算される。したがって、実現象では解析よりもデブリジェットの落下径が小さい場合が考えられる。

有効性評価においては、デブリジェット径として、下部炉心支持板の水力等価直径を与えており、感度解析としては、クラスト破損面積が小さくなる場合を想定して、その 1/2 倍を設定した。

解析結果を図 4.3-15 に示す。感度解析ケースでは、溶融ジェット径を小さくしたことにより、細粒化割合が高くなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧力スパイクによる圧力上昇幅が約 3.7MPa となっているが、過渡的な変化であり、原子炉容器破損時点での１次系圧力は 1.8MPa[gage]程度であり大きな感度は無いことが確認された。

なお、感度解析ケースではデブリジェットのほぼ全量が細粒化することから、これ以上ジェット径が小さくなっても、細粒化量はほとんど変化しない。

B）エントレイン量

原子炉容器内 FCI により生じる圧力スパイクは、エントレインされたデブリ粒子と冷却材との伝熱に生じることから、エントレイン量による感度を確認する。

エントレイン量は Ricou-Spalding により計算しており、その比例係数（エントレインメント係数）を変化させる。エントレインメント係数は、大規模実験に対するベンチマーク解析により検討された設定範囲があり、有効性評価の解析ではその最確値を設定している。よって、感度解析としては、エントレイン量が最大となるよう、設定範囲の最大値とする。

解析結果を図 4.3-16 に示す。感度解析ケースでは、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化割合が高くなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧力スパイクによる圧力上昇幅が約 1.8MPa となっているが、過渡的な変化であり、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力は 1.8MPa[gage]程度であり大きな感度は無いことが確認された。

C）冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は、膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが、その伝熱量は、デブリ粒子の表面積、即ち、粒子径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、UO_2 及び ZrO_2 を用いた大規模実験に基づき、その平均的な値を使用しているが、実験ケースによってばらつきが存在していることから、この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって、感度ケースでは、大規模実験に基づき検討された設定範囲の最小値とする。

解析結果を図 4.3-17 に示す。感度解析ケースでは、粒子径を小さくしたことにより、冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより、圧力スパイクによる圧力上昇はわずかに高くなるが、ベースケースとの差はわずかであり大きな感度はないことが確認された。したがって、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力にもほとんど影響がない。

(3) まとめ

以上、デブリジェット径、エントレイン量及び冷却水とデブリ粒子の伝熱に関して感度解析を行った結果、デブリジェット径、エントレイン量について、圧力スパイクのピーク値に対して影響を与えるものの、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力への影響はわずかであることが確認された。

「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。」

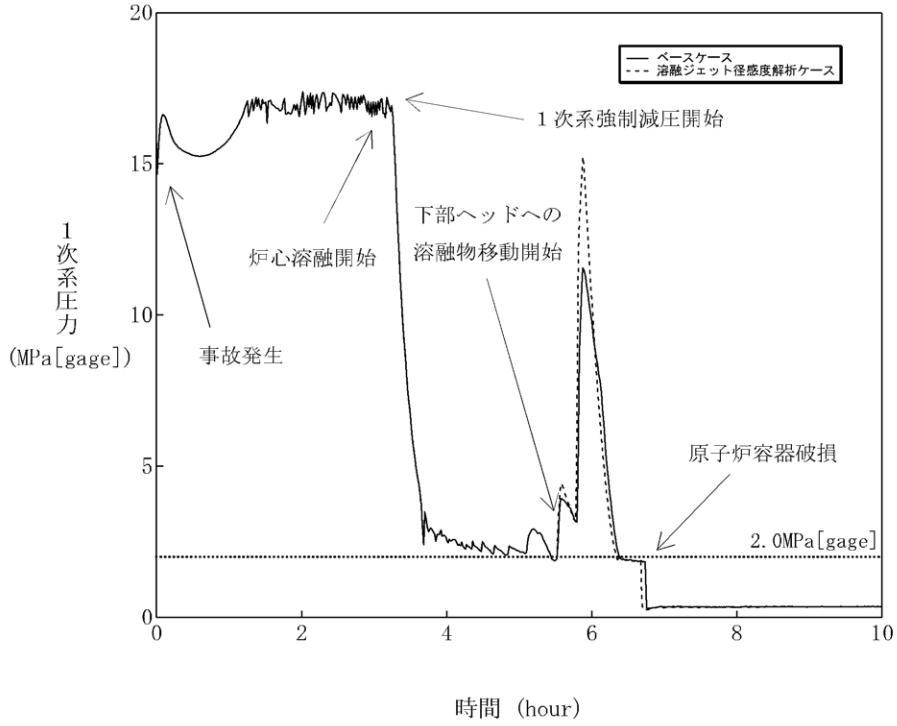


図 4.3-15　原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（デブリジェット径）

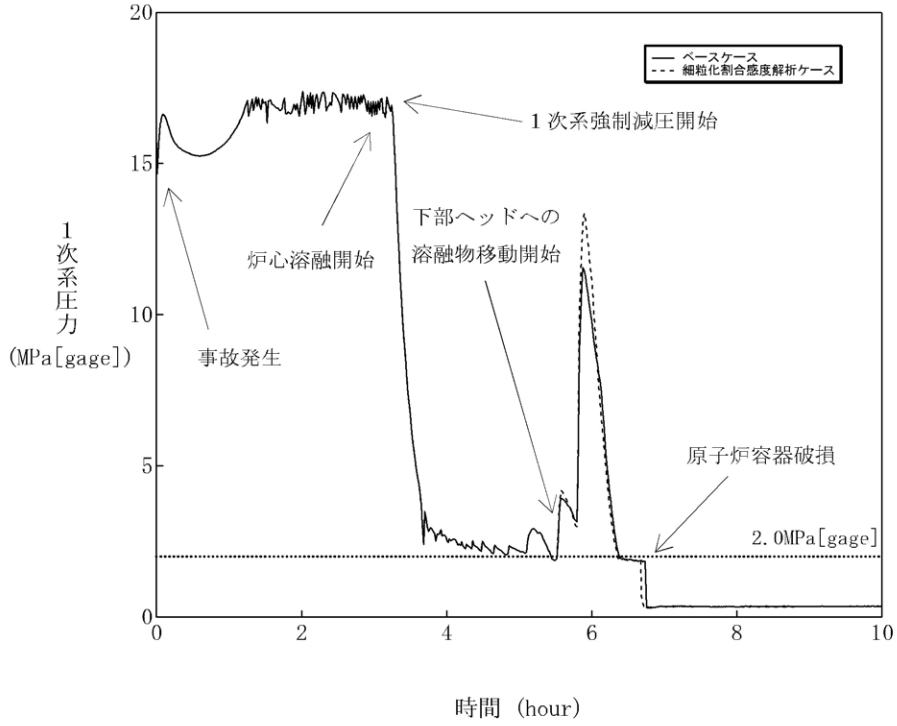


図 4.3-16　原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（エントレイン量）

「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。」

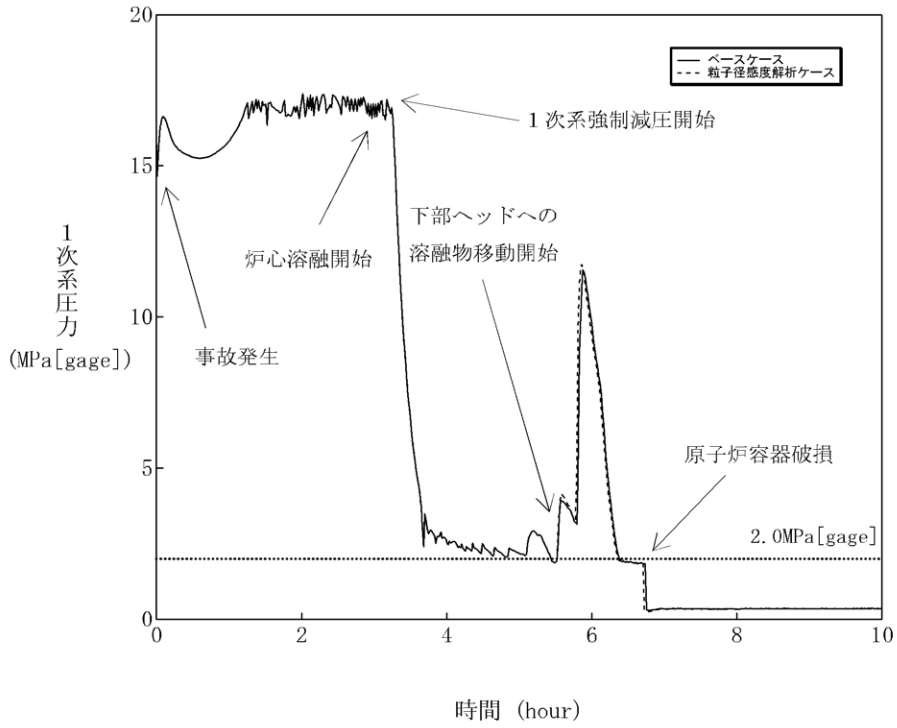


図 4.3-17　原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

4.3.7　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達モデルについては、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、添付１において、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルに関連したパラメータの不確かさを検討し、感度解析によりその影響程度を把握している。以下に概要を纏める。

(1)　解析条件及び解析結果

A)　溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し、上面が水プールで覆われる状況では、溶融炉心は冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。上部クラスト形態には不確かさがあり、クラストのひび割れが無い場合には、溶融炉心が冷却されにくくなり、原子炉容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束に関する感度解析を実施する。

ベースケースでは、限界熱流束にかかる係数として最確値を与え、感度解析ケースでは水への熱伝達が制限される値を設定する。

図 4.3-18に、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束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溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は、感度解析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少することになる。その結果、感度解析ケースにおいて溶接部破損割合及びクリープ破損割合の上昇がわずかながら急峻になっている。また、原子炉容器破損時間はわずかに早くなっている。ただし、原子炉容器破損割合及び破損時刻のいずれについても、感度の大きさとしてはわずかであることが分かる。

B)　溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達

原子炉容器がクリープしているため、溶融炉心の下部クラストと原子炉容器の間にギャップが生じ、そのギャップに水が浸入して冷却される。ＭＡＡＰコードの解析モデルでは、ギャップに浸入した水と溶融炉心の熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの、溶融炉心重量が多い場合にはギャップ幅が小さくなり、気液対向流現象によりギャップに十分

な水が流れ込まないことも報告されている[26]。また、計装用案内管等の貫通部及びその溶接部を持つ体系での実験はこれまでなされていない。このように、ギャップによる冷却には不確かさがあり、これが小さい場合には、溶融炉心が冷却されにくくなり、原子炉容器破損へいたる事象進展も早くなる。

したがって、下部プレナム内の溶融炉心とギャップに浸入した水との間の限界熱流束に関する感度解析を行い、その影響を把握する。

溶融炉心と下部ヘッドのギャップに存在する水による除熱量には不確かさがあり、ベースケースではギャップへの熱流束にかかる係数として最確値を与えている。この係数は、下部ヘッドギャップの水による除熱量にかかるファクタとして定義され、ベースケースではギャップによる除熱量の評価式により計算された除熱量がそのまま適用される。一方、係数を小さくすることは、ギャップに十分な水が流れ込まないことによる、ギャップに存在する水による除熱量の低下を模擬するものである。また、有効性評価では最初に貫通部の溶接部破損が生じているが、貫通部近傍でのギャップ冷却は実験例がなく、ギャップ水による除熱量が平板体系と比較してどの程度になるかには不確かさがある。以上より、感度解析ケースでは、溶融炉心と下部ヘッドが接触している状態を模擬するための設定とした評価を実施する。

図 4.3-19 に、下部ヘッドギャップの除熱量にかかる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溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムに移行した後は、感度解析ケースにおいてプレナムギャップによる除熱が無いため、下部ヘッドの温度がより早く上昇することから、クリープ破損割合や貫通部破損割合は感度解析ケースの方が急峻に上昇する傾向となる。ただし、このパラメータは下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさないことから、1 次系圧力及び原子炉容器破損時刻に対する感度としては非常に小さい

(2) まとめ

以上、溶融炉心と上面水プールとの伝熱、溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達に関して感度解析を行った結果、原子炉容器破損時刻への影響はわずかであることが確認された。

「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。」

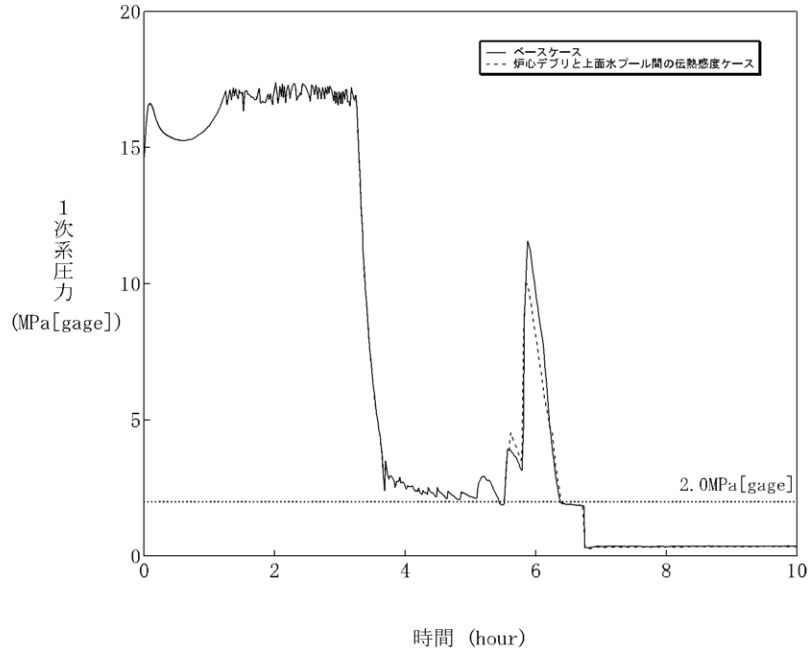


図 4.3-18　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
（溶融炉心と上面水プールとの伝熱）

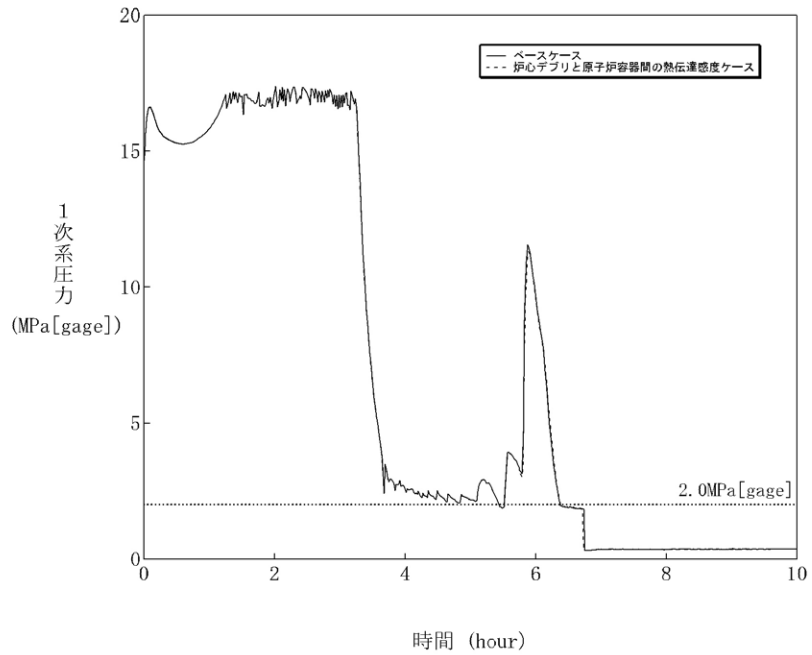


図 4.3-19　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
（溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達）

4.3.8 原子炉容器破損

原子炉容器破損及びそれに伴う溶融炉心の流出挙動に関しては、体系的な実験等による研究がなく、特に実機スケール現象について有効なデータが得られていない状況であり、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難である。また、海外での考察等による知見に基づいてＭＡＡＰコードの解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると判断できるが、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、添付１及び添付２において不確かさの整理及び感度解析による影響確認を行っており、以下に概要を示す。

(1) 原子炉容器破損

A) 原子炉容器破損について

下部プレナムに溶融炉心が堆積し、溶融炉心が冷却されない状態が継続すると、原子炉容器の破損に至る。原子炉容器は、１次系圧力、原子炉容器壁温度、溶融炉心温度、材料物性及び形状等に応じて様々なモードで破損すると考えられる。

B) 解析モデルに関する考察

ＭＡＡＰコードでは、原子炉容器の破損について、計装用案内管溶接部の破損、原子炉容器のクリープ破損など、複数の破損モードを模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。以下に、有効性評価における原子炉容器破損の主要因である計装用案内管溶接部の破損、クリープ破損への影響因子について、ＭＡＡＰコードのモデルの妥当性を考察する。

ａ）限界せん断応力（計装用案内管溶接部の破損）

貫通部の溶接部が溶融炉心によって加熱されることで強度を失い、貫通部が飛び出すことによって原子炉容器が破損する。具体的には、貫通部の溶接部のせん断応力は、１次系と原子炉格納容器の圧力差と釣り合った状態になっているが、せん断応力が限界せん断応力を超えると貫通部が飛び出し、原子炉容器が破損する。この限界せん断応力は温度に依存しており、ＭＡＡＰコードでもこの温度依存性がデータとして考慮されているため、ＭＡＡＰコードモデルは妥当と判断できる。

ｂ）歪み（計装用案内管溶接部の破損）

溶融炉心が下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉容器の壁に歪みを生じ、溶接部にも同様に歪みが発生し、溶接部の歪み量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。この

しきい値は実験によって妥当性が確認されたものであるが、実験結果のばらつきも考慮し、歪みのしきい値に関する感度を確認する。

c）Larson-Miller パラメータ（クリープ破損）

Larson-Miller パラメータ手法は、応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する手法であり、一般的な手法である。ＭＡＡＰコードでは、応力として圧力、温度、溶融炉心の荷重を考慮し、Larson-Miller パラメータを使用してクリープ破損寿命を予測しており、そのモデル化は妥当と判断できる。

C) 原子炉容器破損に関する感度解析

溶接部破損時の歪みのしきい値に関する感度解析を実施した。

図 4.3-20 に溶接部破損時の最大歪みの感度解析結果を示す。

感度解析では、歪みのしきい値の有意な感度を確認する目的で、早期に破損に至る条件として、溶接部破損時の歪みのしきい値を 1/10 に低下させ、その場合、原子炉容器破損が 5 分程度早くなる結果を得た。したがって、歪みのしきい値が原子炉容器破損の時期に与える感度は小さいと言える。

D) 原子炉容器破損に関するまとめ

溶融炉心の原子炉下部キャビティへの落下時期は原子炉容器破損モデルに依存する。原子炉容器破損モデルには、計装用案内管溶接部の破損あるいは原子炉容器のクリープ破損があり、これらは原子炉容器内外圧力差、溶融炉心の水頭、原子炉容器壁温度の評価パラメータによって計算される。原子炉容器破損モデルについては、「限界せん断応力」、「歪み」及び「Larson-Miller パラメータ」に関して、ＭＡＡＰコードの解析モデルにおいて、実現象に即した模擬を行っているため、いずれも構造強度の一般的な評価式を用いており、不確かさは小さい。また、評価パラメータについては、同じ重要事故シーケンスであれば大きくは変わらないことから、不確かさは小さい。以上から、溶融炉心の原子炉下部キャビティに関する落下の時期に関するモデルは有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

(2) 溶融炉心流出

A) 溶融炉心流出について

原子炉容器が破損すると、その破損口からクラストを除く溶融炉心（溶融プール、デブリ粒子、溶融スチール）が原子炉下部キャビティへ流出する。破損箇所は必ずしも原子炉容器底部とは限らないため、破損口よりも上部に堆積し

ている溶融炉心が流出し、破損口より下部に堆積している溶融炉心は原子炉容器内に残存する。原子炉容器内に残存している溶融炉心が十分に冷却されない場合には、２回目の破損が原子炉容器底部で発生し、残存している溶融炉心が流出する。溶融炉心が流出する際、原子炉容器破損口は侵食によって拡大する。

B) 解析モデルに関する考察

ＭＡＡＰコードでは前述した原子炉容器破損後の溶融炉心流出挙動をモデル化しており、原子炉容器破損時の溶融炉心の流出挙動への影響因子について、ＭＡＡＰコードのモデルの妥当性を考察する。

ａ）開口部の閉塞

溶融炉心が流出する際、デブリ粒子も一緒に原子炉容器外に流出するモデルとなっているが、実現象では開口部がデブリ粒子によって閉塞し、溶融炉心が原子炉下部キャビティへ流出しない可能性がある。

しかしながら、ＭＡＡＰコードではデブリ粒子の溶融も同時にモデル化しており、また、実現象においても、冷却ができずに原子炉容器が破損する状況ではデブリ粒子は崩壊熱によって再溶融するため、開口部での閉塞の可能性は小さく、したがって、破損口より上部に堆積している溶融炉心が流出するＭＡＡＰコードのモデルは妥当と判断できる。

ｂ）破損口の侵食による拡大

破損口を溶融炉心が通過する際に、破損口の側面が溶融炉心により溶かされ、破損口が拡大する現象も考えられ、ＭＡＡＰコードの原子炉容器の破損モデルにおいては、溶融炉心と破損口側面の伝熱計算に基づき、破損口が溶融し拡大するモデルを備えていることから、実現象に即しているが、このモデルの感度を確認するために、初期破損口径に関する感度解析を実施する。

ｃ）原子炉容器２次破損

最初の原子炉容器破損が発生した後、溶融炉心は重力と水頭により流れることから、破損口よりも高い部分の溶融炉心のみが原子炉下部キャビティに落下し、残りは溶融炉心が残存する。また、冷却がなければ、残存した溶融炉心が原子炉容器を加熱し、溶融炉心の自重も加わることによって、原子炉容器がクリープ破損することが、実機において考えられ、ＭＡＡＰコードのモデルはこの挙動を模擬できるものであり、妥当と判断できる。

C) 溶融炉心流出に関する感度解析

初期破損口径を大きくすることで、破損口の侵食速度が高い場合と同等の状況を評価する。

図 4.3-21 に原子炉容器の破損口径の感度解析結果を示す。

初期破損口径を約３倍に設定しても、初期のデブリジェットの流量が多くなるものの、その後の事象進展への影響はほとんどなく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

D) 溶融炉心流出に関するまとめ

溶融炉心の落下量は原子炉容器破損位置に依存する。原子炉容器破損位置は、原子炉容器下部ヘッドのノードの代表点を基準にそれよりも上に存在する溶融炉心が落下するモデルとなっている。ノード内の破損位置には不確かさがあるが、破損口は溶融炉心によって拡大し、原子炉容器の底部の方向に開口部が拡がることから、開口部の下端の高さの不確かさは小さくなる。以上から、溶融炉心の落下量に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

「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。」

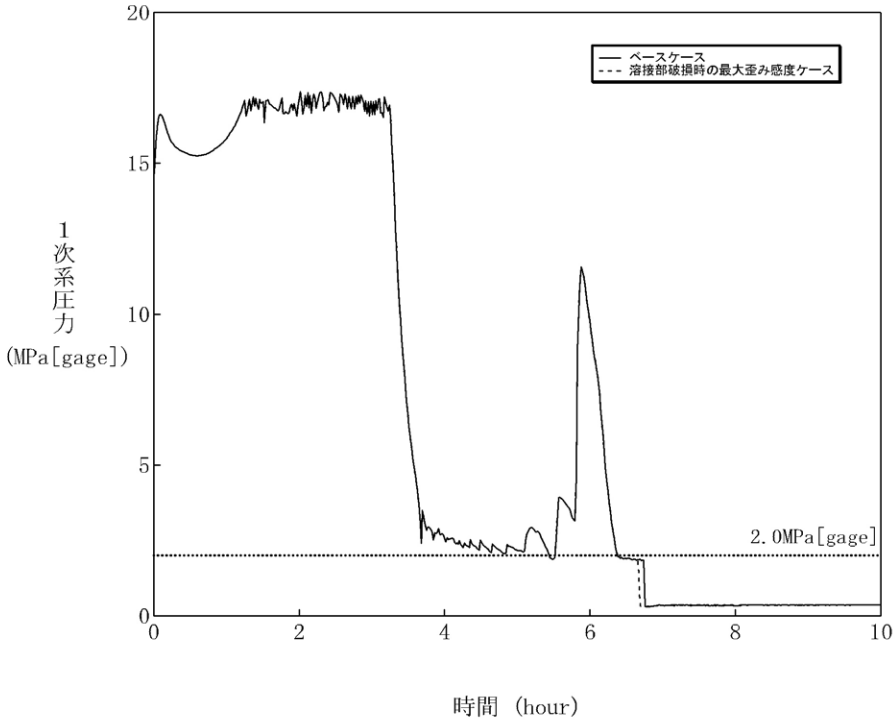


図 4.3-20　溶接部破損時の最大歪みに関する感度解析結果

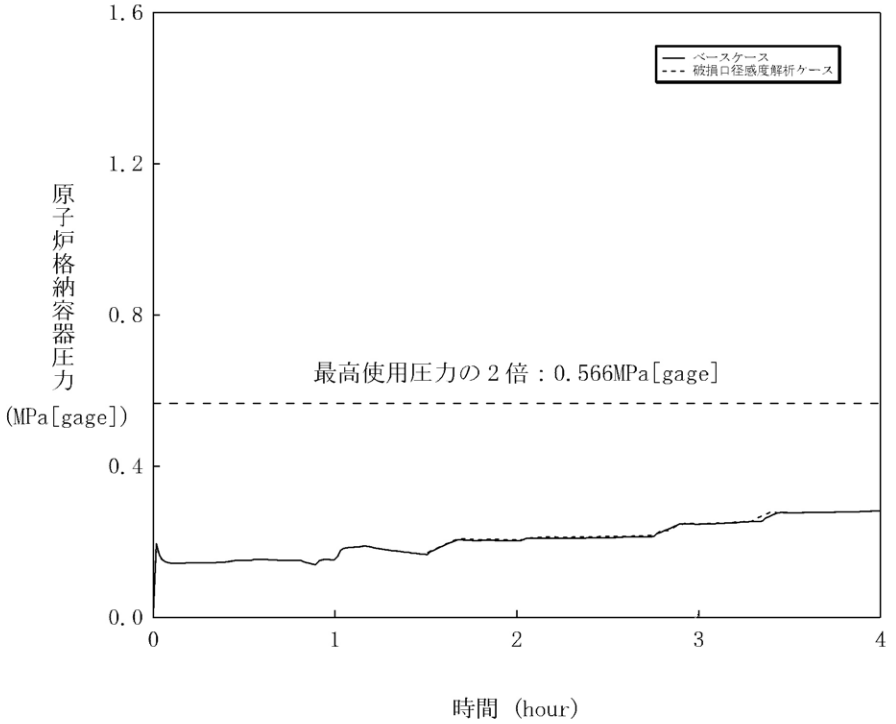


図 4.3-21　原子炉容器の破損口径に関する感度解析結果

4.3.9 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化、熱伝達）

FCI 現象に関しては、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、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２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ている。

以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) FCI 実験

国内外の FCI 実験として、

・FARO 実験（欧州 JRC（Joint Research Center）、イスプラ研究所）
・KROTOS 実験（欧州 JRC（Joint Research Center）、イスプラ研究所）
・ALPHA 実験（旧原子力研究所 JAERI）
・COTELS 実験（カザフスタン国立原子力センター（NNC：National Nuclear Center））

について調査を行い、知見を整理した。

B) 原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発の発生可能性

UO_2 を用いた大規模 FCI 実験である FARO 実験、KROTOS 実験及び COTELS 実験の結果から、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと結論付けた。

また、参考文献[28]に示す JASMINE コードを用いて水蒸気爆発が発生したという条件における格納容器破損確率の評価について考察した。同文献での評価で想定した条件（トリガリング及び融体ジェット直径）が実機解析に比べて厳しくなるよう選定し、水蒸気爆発時のエネルギが高くなるように評価され、かつ、保守的なフラジリティ分布を用いた場合の条件付確率であるのに対し、実機においてトリガリングとなり得る要素は考えにくいこと、水蒸気爆発が発生した場合でも流体の運動エネルギはフラジリティカーブと重ならず、格納容器破損確率は十分低くなることから原子炉格納容器への脅威にはならないと結論付けた。

(2) 不確かさの整理

原子炉容器外 FCI について、実現象と解析モデルの差に着目しつつ、不確かさの整理を行い、原子炉容器外 FCI による原子炉格納容器圧力に影響する要因として、

・原子炉下部キャビティ水温及び水量
・原子炉下部キャビティへの注入量
・デブリジェット径
・１次系圧力
・エントレイン量
・冷却水とデブリ粒子の伝熱
・原子炉格納容器内での水蒸気の流動

を抽出し、それぞれについて不確かさ及びその取扱いを以下のとおり整理した。

A) 原子炉下部キャビティ水温及び水量

原子炉下部キャビティ水温が高い場合（＝サブクール度が低い場合）には、水蒸気発生が促進され、圧力スパイクの観点では厳しい方向となる。ＭＡＡＰコードの解析モデルでは、原子炉下部キャビティ水は、１次系から放出された冷却水とスプレイ水が混合したものであり、これらの質量及びエネルギバランスより、原子炉下部キャビティ水温が決定される。１次系から放出された冷却水の初期状態は、プラント設計に基づき設定されるものであり、不確かさは小さいと言える。また、スプレイ水は、再循環前は RWST を水源とし、再循環後は格納容器再循環サンプ水から熱交換器を通って得られた水温が使用される。ここで、有効性評価の解析では RWST の水温を、現実的な範囲内で高めの値である夏季温度を設定している。したがって、不確かさが存在する場合でも、原子炉下部キャビティ水温は、解析で仮定した条件よりも低くなる方向であり、水蒸気の大量発生の観点から、不確かさは問題とならない。また、FCI による圧力スパイクは、水の顕熱よりも潜熱の寄与が大きいため、水温の圧力スパイクに対する感度は小さい。

なお、有効性評価では格納容器破損シーケンスとして、全交流動力電源喪失＋補助給水失敗も選定されており、この場合の原子炉下部キャビティ水温について述べる。大破断 LOCA では高温の１次系からの破断流が初期より原子炉下部キャビティに放出されるため原子炉下部キャビティ水温はより早期に上昇するが、全交流動力電源喪失では主に代替格納容器スプレイから注水されるため初期の温度は低くなるものの、原子炉容器破損までの時間が長いことから、次第に飽和温度に近づいていき、原子炉容器破損時点での原子炉下部キャビティ水温は、大破断 LOCA とほぼ同程度となる。ただし、全交流動力電源喪失では

原子炉容器破損が遅いことから、原子炉容器破損時点での原子炉格納容器圧力も高めとなっており、サブクール度は大破断 LOCA よりも高くなり、水蒸気発生に必要なエネルギ量も大きく、水蒸気発生しにくくなる。また、破損時点での原子炉下部キャビティ水量は注水の期間が短いため大破断 LOCA の方が、原子炉下部キャビティ水が飽和に達しやすく、水蒸気が発生しやすくなる。したがって、全交流動力電源喪失では、大破断 LOCA よりも、原子炉容器外 FCI による圧力スパイクの規模が小さくなると考えられる。

一方、原子炉下部キャビティ水量に関しては、水深が深い方が、溶融炉心の細粒化量が多くなる傾向がある。ＭＡＡＰコードの解析モデルでは、原子炉格納容器内の流動は、ノードージャンクションモデルによって、ブローダウン水、スプレイ水等の原子炉下部キャビティへの流入量を計算し、原子炉下部キャビティの幾何形状に基づき、水位（水深）を計算している。即ち、原子炉格納容器形状とスプレイ開始のタイミング（重要事故シーケンス）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。一方で、溶融炉心の落下時にも原子炉下部キャビティへの注水が継続した状態であることから、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。したがって、原子炉下部キャビティ水深の感度を確認する。

B) 溶融炉心の落下量（落下速度）と細粒化量

溶融炉心の落下量及び落下速度は、原子炉容器の破損口径と破損時の１次系圧力及び下部プレナム内の溶融炉心の水頭に依存する。

原子炉容器の破損口径に関しては、原子炉容器下部ヘッドに貫通部が存在し、主たる破損モードは、貫通部（計装案内管）の溶接部が破損し、貫通部程度の開口が生じるものと仮定している。したがって、破損の際、貫通部と同等の破損口が形成されるのか貫通部の周辺も溶融破損するのかについては不確かさがあることから、破損口径の感度を確認する必要がある。なお、原子炉容器破損形態に関しても、不確かさが存在するが、破損口径として整理できる。

１次系圧力に関して、圧力が高ければ原子炉容器下部ヘッド破損口からの溶融炉心の落下（噴出）を加速させる傾向がある。炉心溶融時に１次系圧力が高い状態の重要事故シーケンスにおいては、炉心損傷の検知による運転員等操作による加圧器逃がし弁の開放に伴い、溶融炉心の落下前に、１次系は十分に減圧された状態となる。

細粒化量に関して、ＭＡＡＰコードでは、Ricou-Spalding の式から細粒化量を計算している。エントレインメント係数について、ＭＡＡＰコードでは FCI

の大規模実験に対するベンチマーク解析によって、その範囲を設定しており、有効性評価の解析ではその中間的な値（最確値）を設定している。ここで、エントレインメント係数の最大値は最確値に対して□割程度大きく、これを不確かさとして見込む。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不確かさがある。原子炉容器の破損位置は、原子炉容器下部ヘッドのノード代表点で表されるため、落下速度の不確かさ幅は 2 割程度となる。

以上より、落下速度の不確かさ幅はエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されることから、細粒化量の不確かさ幅でエントレインメント係数の感度を確認する。

C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

水中にエントレインされたデブリ粒子は、高温かつ崩壊熱による発熱状態にあり、周囲の水が膜沸騰となることから、デブリ粒子自体は蒸気膜に覆われた状態である。ＭＡＡＰコードでは、この伝熱を膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に関する相関式でモデル化しており、伝熱量はデブリ粒子の径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、UO_2 及び ZrO_2 を用いた大規模実験に基づき設定していることから妥当であると考えるが、解析において設定したデブリ粒子の径は、実験での平均的な値であり、実験ケースによってばらつきが存在していることから、デブリ粒子の径の感度を確認する。

D) 原子炉格納容器内での水蒸気の流動

FCI による圧力スパイクの評価の観点では、原子炉下部キャビティ区画から他区画への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。ＭＡＡＰコードでは、原子炉格納容器内の流動はノードージャンクションモデルであり、原子炉下部キャビティ区画から他区画への流れは、ノードの圧力、ジャンクションの圧力損失により、差圧流や臨界流として取り扱われる。ジャンクションの圧力損失に関しては、一般的な流動モデルを扱っていることから、不確かさは小さいと判断する。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により、原子炉容器外 FCI における圧力スパイクに関して、解析モデルでの不確かさは、

・原子炉下部キャビティ水深

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。

・破損口径
・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
・デブリ粒子の径

に代表され、それぞれをパラメータとした感度解析を実施した（解析条件及び結果は添付２参照）。

その結果、いずれのパラメータについても、原子炉容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。これは、国内 PWR プラントでは、大きな自由体積を有する原子炉格納容器を採用しており、原子炉容器外 FCI による水蒸気発生に伴う圧力スパイクを抑制し得る能力があることを示している。

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 MW/m^2 以上の値が観測されている。