

「格納容器過温破損」及び「格納容器過圧破損」では、水素の発生があり、格納容器再循環ユニットでの除熱量は水素濃度に応じて低下するため、実際の原子炉格納容器圧力及び温度は解析結果よりも高めに推移する傾向となる。代表3ループプラントの場合は、最大限水素が発生した状態（ドライ条件換算 13vol%）で原子炉格納容器圧力を 0.016MPa、温度を 2°C程度高めに評価することを確認した。不確かさを考慮することで、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°Cまでの余裕は少なくなる傾向となるが、水素による性能低下の影響は、最高使用圧力の 2 倍及び 200°Cに対する余裕に比べて1桁程度小さい。この結果は代表3ループプラントに対する評価結果であり、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、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。

5.1.13 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形），水素濃度変化

炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）に関する現象に関しては、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、MAAP コードのモデルは、TMI 事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、そのモデルを用いて実施された TMI 事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、妥当性があると判断でき、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。

また、炉心ヒートアップ現象に関する感度を確認するために、ジルコニウム-水反応の速度（解析上はジルコニウム-水反応速度の係数）に対し、格納容器破損防止の事象をベースに感度解析により影響を確認した。LOCA シーケンス、SBO シーケンスともに、炉心溶融開始時期への感度は小さく、また、炉心ヒートアップする状態では炉心出口温度は 350°Cを超過し、炉心損傷を起点とする運転員等操作への影響は小さい。下部プレナムへのリロケーションの開始時間は、SBO シーケンスにおいては、有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心溶融開始から原子炉容器破損まで 3~4 時間あり、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いることから、原子炉格納容器内温度への影響も軽微であり、有効性評価の結果に与える影響はない。また、「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力も 2.0MPa[gage]を下回ることから、格納容器破損防止の有効性評価結果の成立性に影響しない。LOCA シーケンスに対しては感度が小さく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」については、1 次冷却系保有水量が減少し除熱が悪化することからヒートアップの感度は小さく、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さい。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉容器破損時間への影響が小さく、原子

炉下部キャビティへの注水量の影響も小さいため、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。「水素燃焼」については、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おり、実機の燃料被覆管反応表面積は形状により決まり、有効性評価では、MAAP コードで得られた水素発生量の変化を全炉心内の Zr の 75% が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。

5.1.14 リロケーション

リロケーションに関する現象に関しては、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、MAAP コードのモデルは、TMI 事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、そのモデルを用いて実施された TMI 事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、妥当性があると判断でき、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。

また、リロケーションに関する感度を確認するために、燃料ペレットが崩壊する判定条件に対し、格納容器破損防止の事象をベースに感度解析により影響を確認した。SBO シーケンスで炉心溶融やリロケーション後の原子炉容器の破損時刻が有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心溶融開始から原子炉容器破損まで 3~4 時間あり、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、原子炉格納容器内温度への影響も小さく、有効性評価の結果に与える影響はない。「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力は 2.0MPa [gage] を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の成立性に影響しない。LOCA シーケンスに対しては、感度は大きくなく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」については、1 次冷却系保有水量が減少し除熱が悪化し、早期にヒートアップするため、リロケーションの感度は小さく、原子炉容器破損時間への影響も小さいため、原子炉格納容器圧力への影響は小さい。「水素燃焼」について、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、有効性評価では、MAAP コードで得られた水素発生量の変化を全炉心内の Zr の 75% が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート相互作用」について、原子炉容器破損時点での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。

5.1.15 原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化, 熱伝達)

原子炉容器内 FCI に影響する項目として「デブリジェット径 (炉心部の下部クラスタの破損口径)」、「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」及び「デブリ粒子の径」をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、1 次冷却材圧力の過

渡的な変化に対して影響はあるものの、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力に対する感度は小さいことを確認した。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧溶融物噴出防止の観点で、原子炉容器破損の時期とあいまって、原子炉容器内 FCI による 1 次冷却材圧力変化が影響すると考えられるが、上記のとおり、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力に対する感度は小さく、2.0MPa[gage]を上回ることはない。

5.1.16 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に関する現象に関しては、実機スケールで確認された例が少なく、現象自体に不確かさが大きいと考えられる。しかしながら、MAAP コードのモデルは、TMI 事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、そのモデルを用いて実施された TMI 事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、MAAP コードによる解析結果は一定の妥当性を有するものと考えられる。

また、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、下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。原子炉容器破損時期等の事象進展に大きな相違はないため、不確かさによる原子炉容器破損時期等の事象進展への影響は小さく、各重要事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。

5.1.17 原子炉容器破損

原子炉容器破損に影響する項目として「計装用案内管溶接部の破損判定に用いる最大歪み（しきい値）」をパラメータとした場合の感度解析を行い、原子炉容器破損時間が 5 分早まることを確認。ただし、仮想的な厳しい条件を与えたケースであり、実機解析への影響は小さいと判断される。

全交流動力電源喪失を起因とする「格納容器過温破損」及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」を対象とした原子炉容器破損モデルに関する感度解析により、原子炉容器破損時刻に大きな感度はなく、各重要事故シーケンスの評価結果への影響は小さい。

大破断 LOCA を起因とする「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、下部プレナムへの溶融炉心の落下が早く、下部ヘッダの加熱も早く進むことから、上記よりも感度は小さくなり、各重要事故シーケンスの評価結果への影響は小さいと考えられる。

5.1.18 原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化, 熱伝達)

原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては、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く、有効性評価においては、水蒸気爆発挙動及びその後の原子炉格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく、各重要事故シーケンスの評価指標に対して影響するものではない。

原子炉容器外 FCI における圧力スパイクに関しては、解析モデルでの不確かさが①原子炉下部キャビティ水深、②原子炉容器破損口径、③Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数及び④デブリ粒子の径に代表され、感度解析により原子炉容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度は小さいことを確認しており、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。

また、MCCI 現象への影響の観点で、「原子炉下部キャビティ水深」及び「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」に関して、格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を行い、MCCI によるコンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。

5.1.19 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

MCCI に関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い、MCCI 現象への影響の観点で、格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を行った。その結果、格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースとした感度解析を行った結果、溶融炉心の拡がり、コンクリート侵食の予測に与える影響が大きいためを確認した。コンクリート侵食に対して厳しい条件を組み合わせた場合の感度解析結果より得られたコンクリート侵食量を不確かさとして取り扱う。

「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、MAAP コードで得られた結果に対し、上述の溶融炉心の拡がり面積を主要因としてコンクリート侵食の予測に与える不確かさを考慮することで、格納容器破損防止対策の有効性を確認できる。

「水素燃焼」については、上記のコンクリート侵食の予測に与える不確かさを考慮することで、原子炉格納容器内の水素濃度が上昇する傾向となる。なお、コンクリート侵食に伴う水素は、すべてジルコニウムに起因するものである。

5.1.20 FP 挙動 (1次冷却系内, 原子炉格納容器内)

PHEBUS-FP 実験解析において、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ことを確認している。その後の燃料破損後の FP 放出開始のタイミング及び放出挙動については、燃料被覆管酸化反応熱を大きく、燃料被覆管温度が高めに推移することにより早めに評価傾向があったが、小規模な炉心体系の模擬性に起因してい

ると考えられ、実機スケールでは、ノード分割数が多く、この種の不確かさは小さくなると考えられる。なお、最終的なFP放出割合は実験と同程度となっている。

ABCOVE 実験解析により、原子炉格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について、ほぼ適正に評価できることを確認しており、各重要事故シーケンスの評価への影響は小さい。

また、FPが加圧器逃がしタンクを經由して原子炉格納容器に放出される「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」を対象として、FP放出速度を変えた場合の感度解析の影響を確認した。燃料からのFP放出モデルの不確かさを考慮し、FP放出率に係る係数を1割低減させた感度解析ケースでは、ベースケースと同様、原子炉格納容器上部区画の希ガス量は、燃料被覆管破損時点から増加し始め、炉心が本格的に溶融するにしたがって急激に増加し、最終的にほぼ同じ量になった。これより、FP放出速度が1割低減しても、炉心損傷検知判断への影響はほとんどないといえる。

これらよりMAAPコードのFP挙動モデルの炉心損傷検知判断に関する不確かさは小さく、有効性評価に適用できるものと判断される。

5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

有効性評価において、MAAPコードを適用する事象で仮定する運転員等操作は、

- ①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
- ②原子炉格納容器スプレイ設備を利用した代替再循環
- ③加圧器逃がし弁開放による1次冷却系強制減圧
- ④代替設備による格納容器スプレイを用いた格納容器内注水

である。以下、各運転員等操作に対するMAAPコードの不確かさの影響を整理する。

5.2.1 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却

「原子炉格納容器の除熱機能喪失」及び各格納容器破損モードでは、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力に到達した時点で格納容器再循環ユニットの冷却コイルへの注水を行い、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し、原子炉格納容器内の冷却を行う。ここで、操作時間としては30分を想定する。

はじめに、運転員等操作の起因となる原子炉格納容器圧力に影響のある重要現象の不確かさについて、有効性評価への影響を以下に述べる。

長期的に原子炉格納容器圧力に影響する重要現象としては、崩壊熱、原子炉格納容器熱水力応答及び原子炉下部キャビティ内溶融炉心の冷却性が挙げられる。

崩壊熱については、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用しており、圧力上昇を早める方向に作用する。また、原子炉格納容器熱水力応答としては、原子炉格納容器圧力を10%程度高く評価する不確かさがあり、圧力上昇が早くなる傾向となる。原子炉下部キャビティ内溶融炉心の冷却

性については、クラストが破損し、上面水プールから溶融炉心の冷却が促進され、水蒸気が多く発生する想定としているが、実機スケールではクラストが破損することが報告されており、この想定は妥当といえる。

したがって、MAAP コードの評価では、崩壊熱の不確かさと実機運用による変動、及び原子炉格納容器圧力の不確かさによって圧力上昇がわずかに早くなることから、有効性評価における運転員等操作の開始時期は、実現象よりもわずかに早くなるが、原子炉格納容器圧力上昇は緩慢な事象であるため、この影響は小さい。

次に、最高使用圧力に到達した時点から、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までに、操作時間として 30 分間を想定しているが、この間の事象の推移に関する影響は、以下のとおりである。

原子炉格納容器圧力及び温度については、緩やかな変化ではあるものの、前述のとおり、高めに評価される傾向となると考えられる。このため原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍までの余裕が若干減ることとなる。崩壊熱については、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用しており、冷却材の蒸散を促進するため、原子炉格納容器の圧力上昇を早める方向に作用し、最高使用圧力の 2 倍までの余裕が減ることとなる。ただし、格納容器内自然対流冷却開始時の原子炉格納容器圧力は、MAAP コードの評価上は実現象よりも高くなるが、格納容器内自然対流冷却の除熱量は温度の上昇分に応じて除熱が大きくなることから、格納容器内自然対流冷却開始後には、解析結果と実機で原子炉格納容器圧力及び温度の相違は小さくなる。

以上、MAAP コードによる解析結果は、実機の挙動よりも、原子炉格納容器の圧力上昇を高めに評価することから、有効性評価では、実現象に比べて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開始時期が早くなり、運転員等操作期間の事象進展としても、同様な傾向で、原子炉格納容器圧力の上昇は、実際よりも早めと考えられる。

5.2.2 原子炉格納容器スプレイ設備を利用した代替再循環

「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心損傷防止策として、原子炉格納容器スプレイ設備を利用した代替再循環の運転員等操作を実施するが、ECCS 再循環の失敗を検知してから代替再循環開始までを 30 分と想定している。

運転員等操作開始は ECCS 再循環の失敗を検知することから事象進展による影響はないが、MAAP コードでは高温側配管の保有水量を多めに見積もる傾向があり、これにより炉心水位を高めに評価し、再循環失敗後の炉心露出に至るまで時間を遅めに見積もる傾向となる。したがって、代替再循環の有効性を確認するためには、MAAP コードによる解析結果に対し、この不確かさを考慮する必要がある。

なお、「実用発電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」では炉心損傷に係る基準として「燃料被覆管の最高温度が 1,200℃以下であること。」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。したがって、炉心露出から炉心損傷までに裕度がある。

5.2.3 加圧器逃がし弁開放による 1 次冷却系強制減圧

加圧器逃がし弁開放による 1 次冷却系強制減圧は、炉心損傷検知後、1 次冷却材圧力が 2.0 MPa[gage]以上の場合に実施し、操作時間としては 10 分を想定する。

はじめに、運転員等操作の起因となる 1 次冷却材圧力及び炉心溶融に影響のある重要現象の不確かさについて、有効性評価への影響を以下に述べる。

1 次冷却材圧力の条件 (2.0 MPa[gage]以上) については、1 次冷却系の破断を伴わない場合、炉心溶融時点では、大幅に高い圧力が維持された状態となることから、1 次冷却材圧力挙動に多少の不確かさが生じる場合においても、有効性評価結果に影響はない。

炉心損傷の検知については、炉心損傷は、炉心出口温度 350℃かつ原子炉格納容器内高レンジエリアモニタ 100Sv/h によって判定する。

炉心出口温度については、炉心が露出してヒートアップする状態では、炉心出口温度は既に 350℃を超過していると考えられ、解析結果と実機とで条件が大きく異なることはないと考えられる。

原子炉格納容器内高レンジエリアモニタ 100Sv/h については、想定する重要事故シーケンスにより、成立する時刻が異なる。

1 次冷却系の破断を伴う場合 (LOCA の場合)、燃料から放出された希ガス FP は、沈着することなく水蒸気とともに輸送され、1 次冷却系の破断口から直接原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器上部区画 (高レンジエリアモニタ位置) には早期に到達することから、FP の移動に伴う炉心溶融の判断の遅れはない。なお、MAAP コードの解析において希ガスは炉内保有水量のほぼ全量が原子炉格納容器内に放出されるが、参考 1 に示すように、NUREG-1465 におけるソースターム評価結果と同等なことが確認されている。したがって、事象進展に応じて放出される希ガス放出量には妥当性があると考えられる。

一方、1 次冷却系開口部の小さい重要事故シーケンス (全交流動力電源喪失+補助給水失敗) でも希ガスは沈着することなく水蒸気とともに輸送され、加圧器逃がしタンクを經由して原子炉格納容器内に放出される。炉心溶融開始時点で加圧器逃がしタンクのラプチャディスクは破損しているため、輸送時間としては LOCA の場合と同様に早期に上部区画での線量率が急速に増大する。したがって、1 次冷却系開口部

の小さい重要事故シーケンスにおいても、FP の移動に伴う炉心溶融の判断の遅れは小さい。

MAAP コードの解析では、炉心溶融開始時期は炉心最高温度が 2,500K に到達した時点として評価している。炉心最高温度が 2,500K を超えている状況では、実現象においても炉心出口温度は 350℃を超えていると想定される。一方、炉心最高温度が 2,500K を超えた後は、ペレット内部の希ガスは高温の領域から段階的に放出されることになるため、実現象においてエリアモニタ指示が 100Sv/h に達する時期には不確かさはあるものの、エリアモニタ指示の急速な上昇とあいまって、炉心溶融の兆候は遅滞なく検知可能と考えられる。FP 挙動モデルの妥当性確認においても、実験と同様にジルコニウム-水反応の開始近傍で FP が原子炉格納容器に放出されることが評価できている。また、FP が加圧器逃がしタンクを経由するケースにおいて FP 放出速度を低減させた場合の感度解析結果でも炉心損傷検知の遅れは考えにくいと判断される。

以上から、炉心損傷の検知に関しては、MAAP コード解析により実現象に見合った概ね妥当な結果が得られると言える。

次に、炉心損傷を検知した時点から、1 次冷却系強制減圧を開始するまでに、操作時間として 10 分間を想定しているが、この間の事象の推移に関する影響は、以下のとおりである。

1 次冷却材圧力については、加圧器安全弁による蒸気放出が継続しており、実機においても同様の状態である。また、大きめの崩壊熱を設定していることで、炉心溶融及びリロケーションの進展が早くなるが、その状態で 1 次冷却系が高圧条件での原子炉容器破損を防止することが確認できれば、その結果は実機にも適用できると考える。

5.2.4 代替設備による格納容器スプレイを用いた格納容器内注水

代替設備による格納容器スプレイを用いた格納容器内注水は、炉心損傷の検知を起因とし、操作時間として 30 分を想定する。

炉心損傷の検知への不確かさによる影響は、5.2.3 と同様であり、操作時間中の事象の進展への不確かさの影響としては、原子炉格納容器内注水を開始するまでの 30 分間で炉心出口温度は引き続き 350℃を超過し、炉心から原子炉格納容器へ放出される希ガスは増大すると評価され、実現象でも同様の状態となることから、運転員等操作への影響はない。

以上から、炉心損傷の検知に関しては、MAAP コード解析により実現象に見合った概ね妥当な結果が得られると言える。

次に、炉心損傷を検知した時点から、原子炉格納容器内注水を開始するまでに、操作時間として30分間を想定しているが、この間の事象の推移に関する影響は、以下のとおりである。

炉心溶融進展としては、MAAP コードのモデルは、TMI 事故やその後の実験等による知見を基に開発され、TMI 事故の再現性を有していることから一定の妥当性を有しており、実機解析でもそれに準じた炉心溶融進展挙動が得られるものと判断する。ただし、大きめの崩壊熱を設定していることで、炉心溶融進展は、解析の方がやや早くなる傾向がある。

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (1/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2))	○入力値に含まれる。	○有効性評価では、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用することから、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	燃料棒内温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2(3))	○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。	○TMI 事故の再現性を確認しており、炉心ヒートアップに係る基本的なモデルについては、妥当性があると判断でき、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。
	燃料棒表面熱伝達	溶融炉心挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7(1))	○炉心ヒートアップ速度 (燃料被覆管酸化が促進される場合) が早まることを想定し、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倍とした感度解析により影響を確認した (代表4ルーブリックを例とした)。 ・SBO, LOCA シーケンスともに、運転員等操作の起点となる炉心溶融の開始時刻には影響は小さい。 ・下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、SBO シーケンスでは約14分早まる。LOCA シーケンスでは約30秒早まる。	○感度解析では炉心溶融の時刻に対する感度は小さく、炉心ヒートアップする状態では炉心出口温度は350℃を超過し、炉心損傷を起点とする運転員等操作への影響は小さい。 ○同じく感度解析では、下部プレナムへのリロケーションの開始時間は、SBO シーケンスで有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心溶融開始から原子炉容器破損まで3~4時間あり、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、原子炉格納容器内温度への影響も軽微であり、有効性評価の結果に与える影響はない。「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力は2.0MPa[gage]では、原子炉容器破損時の1次防止対策の成立性に影響しない。
	燃料被覆管酸化			○LOCA シーケンスに対しては感度が小さく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」については、1次冷却系保有水量が減少し除熱が悪化することからヒートアップの感度は小さく、原子炉容器破損時間への影響も小さいため、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さい。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉容器破損時間への影響が小さく、原子炉下部キャビティへの注水量の影響も小さいため、コンクリート侵食量への影響は小さい。「水素燃焼」については、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おり、実機の燃料被覆管反応表面積は形状により決まり、有効性評価では、MAAPコードで得られた水素発生量の変化を全炉心内のZrの75%が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。
燃料被覆管変形				

表 5. 2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (2/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル(炉心水位計算モデル) (3. 3. 2(4))	<p>○「ECCS 再循環機能喪失」について、MAAP コードと M-RELAP5 コードの比較から、以下により炉心露出までの時間を長く評価する傾向があることを確認した。</p> <p>①炉心及び上部プレナム領域のボイド率について上部プレナム領域ではやや過小評価するものの、両コードでほぼ同等である。</p> <p>②高温側配管領域(水水平部から蒸気発生器伝熱管の鉛直部まで)の保有水量を多めに評価する。</p> <p>③蒸気発生器伝熱管への液相流入が少なく、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」)が小さいことが高温側配管領域の液相分布に影響するが、②項に含まれる。</p>	<p>○「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心露出までの時間を長く評価する不確かさがあり、この時間を実操作時間に考慮することで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できる。</p> <p>○「原子炉格納容器的除熱機能喪失」では、ECCS は注入モード及び再循環モードとも成功し、LOCA 後の再冠水以降では炉心は冠水しており、炉心冷却の観点からは影響はないと考えられる。一方、原子炉格納容器圧力及び温度については、ピーク値に到達する時間が長く(事故後8時間以上)、放出エネルギー積算値が大きいため、1次冷却系保有水量が多めに評価される影響は軽微である。</p>
	気液分離(炉心水位)・対向流		<p>○また、1次冷却系の保有水量を多めに評価する影響として、原子炉格納容器圧力を低めに評価するが、両コードの計算結果から得られる放出エネルギー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。</p> <p>○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、ECCS 再循環機能喪失後の炉心露出予測について非保守的な傾向とはならないことを確認している。</p> <p>○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い、炉心露出までの時間を長く評価する傾向を、不確かさとして取り扱い、その影響程度はプラント毎に評価を要する。</p>	<p>○「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、高温側配管破断を想定し、上部プレナム、高温側配管及び蒸気発生器1次側の冷却材は放出され、水位が形成されないことから、炉心水位計算に係る不確かさは影響しない。</p> <p>○「格納容器過温破損」及び「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、炉心損傷前は加圧器安全弁からの冷却材流出が支配的となり、早期に上部プレナム、高温側配管は蒸気領域になり、MAAP コードの炉心水位計算に係る不確かさは影響しない。</p>
1次冷却系	気液分離との熱伝達	1次冷却系モデル(1次冷却系の熱水力モデル)(3. 3. 3(2))	<p>○熱伝達及びクリープ破損については、いずれも工学分野で広く使用されるモデルであり、不確かさは小さいと判断される。</p>	<p>○有効性評価の結果に影響しない。</p>
	ECCS 強制注入	安全系モデル(BECCS)(3. 3. 6(1))	<p>○入力値に含まれる。</p>	<p>○強制注入系特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。</p>
加圧器	ECCS 蓄圧タンク注入	安全系モデル(蓄圧タンク)(3. 3. 6(2))	<p>○注入特性の不確かさは入力値に含まれる。</p> <p>○感度解析により流動抵抗(圧力損失)の感度が小さいことを確認した。</p>	<p>○注入系特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。</p> <p>○流動抵抗(圧力損失)の感度は小さく、有効性評価解析への影響はほとんどない。</p>
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	1次冷却系モデル(加圧器モデル)(3. 3. 3(3))	<p>○TMI 事故解析より、Henry-Fauske モデルを用いた加圧器逃がし弁からの放出量を適正に評価することを確認した。</p>	<p>○加圧器逃がし弁による放出流量は適正に評価を行っており、有効性評価解析への影響はほとんどない。</p>

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (3/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)	○MB-2 実験解析より、1次冷却系から2次冷却系への熱伝達を適正に評価することを確認した。ただし、2次冷却系からの液相放出がある場合、伝熱量を過大評価する傾向を確認した。	○有効性評価においては、2次冷却系からの液相放出が生じないため、1次冷却系から2次冷却系への熱伝達を適正に評価する。
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		○MB-2 実験解析より、蒸気放出の場合、放出質量流量を適正に評価することを確認した。液相放出の場合、過大評価する傾向を確認した。	○有効性評価においては、2次冷却系からの液相放出が生じないため、2次冷却系からの蒸気放出を適正に評価する。
原子炉格納容器	2次側水位変化・ドライアウト		○MB-2 実験解析より、ダウンカマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価することを確認した。液相放出がある場合、伝熱部コラプス水位を低めに評価する傾向を確認した。	○有効性評価においては、2次冷却系からの液相放出が生じないため、ダウンカマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価する。
	区画間・区画内の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	原子炉格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.5(2))	○HDR 実験解析及びCSTF 実験解析の結果より以下を確認した。 ・原子炉格納容器内温度：十数°C程度高めに評価 ・原子炉格納容器圧力：1割程度高めに評価 ・非凝縮性ガス濃度：適正に評価 ○なお、HDR 実験は、縦長格納容器と高い位置での水蒸気注入という特徴があり、国内 PWR の場合、上記の不確かさは小さくなる方向と判断される。	○有効性評価において長期的な原子炉格納容器圧力及び温度の挙動に着目する「原子炉格納容器の除熱機能喪失」、「格納容器過温破損」及び「格納容器過圧破損」並びに圧力スライク時の格納容器圧力挙動に着目する「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」では、MAAP コードによる解析結果は、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する影響がある。したがって、解析結果に比べて、実際の原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は小さくなり、最高使用圧力の2倍及び200°Cに対する余裕は大きくなる。
	区画間・区画内の流動 (液体)		○原子炉格納容器の形状 (流路高低差や堰高さ) に基づく静水頭による流動が主であり、不確かさは小さいと判断される。	○また、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操作時刻を早めに見積もる傾向があるが、原子炉格納容器圧力上昇は緩慢であるため、影響は小さいと考えられる。
	スプレイ注入	安全系モデル (格納容器スプレイモデル) (3.3.6(3))	○入力値に含まれる。	○有効性評価の結果に影響しない。
	水素濃度変化	原子炉格納容器モデル (水素発生) (3.3.5(4))	○TMI 事故解析における水素発生期間と水素発生量について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。	○注入特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。 ○TMI 事故の再現性を確認しており、水素発生に関する基本的なモデルについては、妥当性があると判断でき、各重要事故シナリオの解析に適用できる。有効性評価では、MAAP コードで得られた水素発生量の変化を全炉心内の75%が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (4/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器	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モデル (3.3.6(5))	<p>○格納容器再循環ユニットの除熱性能に関する不確かさは入力値に含まれる。</p> <p>○水素が存在する場合、最大限水素が発生した状態（ドレイ条件換算 13vol%）では、除熱量で約 7%、流速で約 10% の性能低下が見込まれ、感度解析による影響評価の結果、原子炉格納容器圧力を 0.016MPa、温度を 2℃程度高めに評価することを確認した。水素による性能低下の影響は、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℃に対する余裕に比べて 1 桁程度小さい。</p> <p>○上記結果は代表 3 ループプラントの場合であり、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、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。</p>	<p>○「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、水素発生がないことから影響しない。</p> <p>○「格納容器過温破損」及び「格納容器過圧破損」では、水素の発生があり、格納容器再循環ユニットでの除熱量は水素濃度に応じて低下するため、実際の原子炉格納容器圧力及び温度は解析結果よりも高めに推移する傾向となる。</p>
原子炉容器（炉心損傷後）	リロケーション	熔融炉心挙動モデル（リロケーション） (3.3.7(2))	<p>○TMI 事故解析における炉心損傷挙動について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。</p> <p>○リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心崩壊に至る温度を下げた場合の感度解析により影響を確認した（代表 4 ループプラントを例とした）。</p> <p>・下部プレナムへのリロケーション後の原子炉容器の破損時刻は、SB0 シーケンスの場合約 26 分、LOCA シーケンスの場合約 3 分、それぞれ早まる。ただし、仮想的な厳しい条件を設定した場合の結果である。</p>	<p>○TMI 事故の再現性を確認し、リロケーションに係る基本的なモデルについては妥当性があると判断でき、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。</p> <p>○感度解析では、SB0 シーケンスで炉心溶解やリロケーション後の原子炉容器の破損時刻が有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心溶解開始から原子炉容器破損まで 3~4 時間あり、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、原子炉格納容器内温度への影響も小さく、有効性評価の結果は与える影響はない。「高圧溶解物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力は 2.0MPa [gage] を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の成立性に影響しない。</p> <p>○LOCA シーケンスに対しては、感度は大きくなく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶解燃料-冷却材相互作用」については、1 次冷却系保有水量が減少し除熱が悪化し、早期にヒートアップするため、リロケーションの感度は小さく、原子炉容器破損時間への影響も小さいため、原子炉格納容器圧力への影響は小さい。「水素燃焼」については、炉心崩壊前の水素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、有効性評価では、MAAP コードで得られた水素発生量の変化を全炉心内の Zr の 75% が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。「熔融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉容器破損時間への影響が小さく、原子炉下部キャビティへの注水量の影響も小さいため、コンクリート侵食量に対する影響は小さい。</p>

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (5/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉容器 (炉心損傷後)	原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達)	溶融炉心挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心挙動) (3.3.7(3))	○原子炉容器内 FCI に影響する項目として「デブリ粒径」(炉心部の下部クラストの破損口径), 「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」及び「デブリ粒子の径」をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、1 次冷却材圧力の過渡的な変化に対して影響はあるものの、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力に対する感度は小さいことを確認した。	○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧溶融物噴出を防止の観点で、原子炉容器破損の時期とあいまって、原子炉容器内 FCI による 1 次冷却材圧力変化が影響すると考えられるが、左記のとおり、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力に対する感度は小さく、2.0MPa [lgage] を上回ることはない。
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心挙動) (3.3.7(3))	○TMI 事故解析における下部プレナムの温度挙動について TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ○下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する項目として「溶融炉心と上面水プールとの熱伝達」をパラメータとして感度解析を行い、原子炉容器破損割合及び破損時刻に対して感度が小さいことを確認した。また、「溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達」をパラメータとして感度解析を行い、1 次冷却材圧力及び原子炉容器破損時刻に対して感度が小さいことを確認した (代表 4 ループプラントを例とした)。	○TMI 事故の再現性を確認しており、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に係る基本的なモデルについては、一定の妥当性を有すると判断でき、各重要事故シナリオの感度評価に適用できる。 ○感度解析では、原子炉容器破損時期等の事象進展への影響は小さく、各重要事故シナリオの感度評価指標への影響は小さい。
	原子炉容器破損, 溶融	溶融炉心挙動モデル (原子炉容器破損モデル) (3.3.7(4))	○原子炉容器破損に影響する項目として「計装用案内管溶接部の破損判定に用いる最大歪み (しきい値)」をパラメータとした場合の感度解析を行い、原子炉容器破損時間が 5 分早まることを確認。ただし、仮想的な厳しい条件を与えたケースであり、実機解析への影響は小さいと判断される。	○全交流動力電源喪失を起因とする「格納容器過温破損」及び「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」を対象とした原子炉容器破損モデルに関する感度解析により、原子炉容器破損時刻に大きな感度はなく、各重要事故シナリオの感度評価結果への影響は小さい。 ○大破断 LOCA を起因とする「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、下部プレナムへの溶融炉心の落下が早く、下部ヘッドの加熱も早く進むことから、上記よりも感度は小さくなり、各重要事故シナリオの感度評価結果への影響は小さいと考えられる。

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (6/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達)	溶融炉心挙動モデル (原子炉下部キヤビティでの溶融炉心挙動) (3.3.7(5))	<p>○原子炉容器外 FCI 現象に関する項目として「原子炉下部キヤビティ水深」, 「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」, 「デブリ粒子の径」及び「原子炉容器破損口径」に関して, 格納容器破損防止の「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の事象をベースとする感度解析を行い, 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。</p> <p>○MCCI 現象への影響の観点で, 格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を行った。「原子炉下部キヤビティ水深」及び「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」に関して, MCCI によるコンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。</p>	<p>○感度解析により「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の原子炉容器外 FCI 現象に対する不確かさの影響は小さく, 有効性評価の結果に影響しない。</p> <p>○感度解析により「溶融炉心・コンクリート相互作用」の MCCI 現象に対する影響は小さく, 有効性評価の結果に影響しない。また, コンクリート侵食量に有意な差は無く, 水素発生量への影響も小さい。</p>
	原子炉下部キヤビティでの溶融炉心の拡がり	溶融炉心挙動モデル (原子炉下部キヤビティでの溶融炉心挙動) (3.3.7(5))	<p>○MCCI 現象への影響の観点で, 格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を行い, 「原子炉下部キヤビティ水深」及び「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」及び「水と溶融炉心間の熱伝達係数」に関して, コンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。また, 「溶融炉心の拡がり面積」に関して, 拡がり面積が小さくなるよう, 溶融炉心の過熱度がすべて原子炉下部キヤビティ水に伝熱され溶融炉心の融点まで冷却されることを想定して拡がり面積として原子炉下部キヤビティ床面積の約 1/10 を初期値とし, 落下量に応じて拡がり面積が拡大する条件を設定した場合に, コンクリート侵食深さは約 18cm であった。さらに, これらのパラメータについてコンクリート侵食に対して厳しい条件を組み合わせた場合の感度解析でのコンクリート侵食は約 19cm であり, 継続的な侵食が生じないことを確認した。また, 原子炉下部キヤビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり, 侵食深さは十分小さいことを確認した。</p> <p>○一方, コンクリート侵食が約 19cm の場合, MCCI によって発生する水素を加えても, 最終的な格納容器内の水素濃度は 6vol%程度 (ドライ条件換算) であり, 水素処理装置 (PAR 及びイグナイタ) による処理が可能レベルであることを確認した。</p> <p>○上記の感度解析は, 溶融炉心が拡がりにくくなるよう, 実機条件よりも厳しい条件を与えるものであることとは考えられ, これを不確かさと感度解析よりも厳しくすることはないと考えられ, 溶融炉心の総量等に影響を及ぼすとして設定する。不確かさ幅については, プラント毎に評価が必要である。</p>	<p>○「溶融炉心・コンクリート相互作用」では, 溶融炉心の拡がり面積を主要因としてコンクリート侵食の予測に与える不確かさがあり, MAAP コードで得られた結果に対し, 不確かさを考慮することで, 格納容器破損防止対策の有効性を確認できる。</p> <p>○「水素燃焼」では, 上記のコンクリート侵食の予測に与える不確かさを考慮することで, 原子炉格納容器内の水素濃度が上昇する傾向となる。なお, コンクリート侵食に伴って発生する水素は, すべてジルコニウムに起因するものである。</p>

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (7/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器(炉心損傷後)	溶融炉心とコンクリートの伝熱 コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	溶融炉心挙動モデル(原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動) (3.3.7(5))	○ACE 及び SURC 実験解析より、溶融炉心の堆積状態が既知である場合の溶融炉心とコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。	(前ページに記載)
原子炉格納容器(炉心損傷後)	1次系内FP挙動	FP 挙動モデル (3.3.8)	○PHEBUS-FP 実験解析により、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、燃料被覆管温度を高めめに評価し、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たが、実験の小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。 ○ABCOVE 実験解析により、原子炉格納容器内のエアロゾル沈着挙動をほぼ適正に評価できることを確認した。 ○炉心損傷検知に影響する項目として「炉心からの FP 放出速度」を低減させた場合の感度解析を行い、原子炉格納容器上部区画の希ガス量への影響は小さいことを確認した。	○PHEBUS-FP 実験解析で、ギャップ放出のタイミングについて、よく模擬できており、炉心損傷検知を起す因とする運転員等操作の時期への影響は小さいと考えられる。燃料破損後の FP 放出挙動については、小規模体系の模擬性が原因と推定され、TMI 事故解析で再現性が示されているように、実機規模の体系においてには妥当性を有すると判断でき、各重要事故シナリオの評価に適用できる。 ○原子炉格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について、各重要事故シナリオの評価に適用できる。 ○FP 放出率に係る係数を 1 割低減させた感度解析ケースでは、原子炉格納容器上部区画の希ガス量はベースケースとほぼ同様の挙動を示した。したがって、FP 放出速度が 1 割低減しても、炉心損傷検知判断への影響はほとんどない。
原子炉格納容器(炉心損傷後)	原子炉格納容器内FP挙動			

6. 参考文献

- [1] 三菱PWR 炉心損傷及び格納容器破損に係る重要事故シーケンスへのMAAPコードの適用性について, MHI-NES-1056, 三菱重工業, 平成25年
- [2] “Proceedings: MAAP Thermal-Hydraulic Qualifications and Guidelines for Plant Application Workshop”, EPRI NP-7515, 1991.
- [3] “MAAP PWR Application Guidelines for Westinghouse and Combustion Engineering Plants”, EPRI TR-100743, 1992.
- [4] R. E. Henry and H. K. Fauske, “The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes”, J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.
- [5] “Critical Flow Data Review and Analysis”, EPRI NP-2192, 1982.
- [6] Kwang-hahn (KAERI) et al., “A State-of-art review of the reactor lower head models employed in three representative U.S. Severe Accident Codes”, Progress in Nuclear Energy, Vol. 42, No. 3, p361-382, 2003.
- [7] D. Magallon et al., “European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309-346.
- [8] “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”, NUREG-1465, 1995
- [9] “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors”, NRC Regulatory Guide 1.195.
- [10] PWRの安全解析用崩壊熱について, MHI-NES-1010改4, 三菱重工業, 平成25年
- [11] “TMI-2 Analysis Exercise Final Report”, NEA/CSNI/R(91)8, 1992.
- [12] “TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report”, NUREG/CR-6197, 1994.
- [13] “A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident”, Nuclear Technology Vol. 87, 1989.
- [14] “International standard problem 29: distribution of hydrogen within the HDR containment under severe accident conditions: final comparison report”, NEA/CSNI/R(93)4, 1993.
- [15] S. J. Lee, C. Y. Paik, R. E. Henry, M. E. Epstein, and M. G. Plys, “Benchmark of the Heiss Dampf Reaktor E11.2 Containment hydrogen-Mixing Experiment using the MAAP4 Code”, Nucl. Technol., 125, 182 (1999).
- [16] G. R. Bloom, et al., “Hydrogen mixing and distribution in containment atmospheres”, EPRI Report NP-2669, 1983.
- [17] OECD/NEA, “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions”, NEA/CSNI/R(92)10.

- [18] “International standard problem No 24: ISP-24: SURC-4 experiment on core-concrete interactions” , NEA/CSNI-155, 1988.
- [19]Mendler, O. J. et al., “Loss of Feed Flow, Steam Generator Tube Rupture, and Steam Line Break Thermohydraulic Experiments” , NUREG/CR-4751, EPRI NP-4786, WCAP-11206 (1986).
- [20]C. Y. Paik et al., “Benchmarking of MAAP4 Steam Generator Model against Westinghouse MB-2 Experiments” , The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11) (2005).
- [21]社団法人 日本原子力学会「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」(平成22年4月)
- [22]Clement and Haste (IRSN, Cadarache), “Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem” , OECD/NEA, July 2003.
- [23]D. Jacquemain, et al., “FPT1 Final Report Final Version” , December 2000.
- [24]R. K. Hilliard et al., “Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5” , HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.
- [25]三菱PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへのM-RELAP5コードの適用性について, MHI-NES-1054, 三菱重工業, 平成25年
- [26]K. Kang, et, al., “Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms” , Journal of Nuclear Science and Technology, 2006.
- [27]JAEA-Research 2007-072「軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価」2007年8月

参考1

MAAP コードと NUREG-1465 のソースタームの比較について

1. まえがき

MAAP コードでは炉心溶融に伴う燃料からの核分裂生成物 (FP) の放出, FP の状態変化及び輸送モデル等がモデル化されており, 炉心溶融時の原子炉格納容器内への FP の放出及び原子炉格納容器内の FP の移行挙動を事象進展に応じて評価することができる。

一方で炉心溶融を考慮した場合の原子炉格納容器内への FP の放出及び FP の状態変化及び輸送モデルとしては, 米国 NRC で整備された NUREG-1465 のソースタームがあり, 海外での規制等に活用されており, 有効性評価における被ばく評価に使用している。

本参考資料は, MAAP コードのソースタームと被ばく評価に用いている NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行うことで, MAAP コードによる原子炉格納容器内ソースターム評価の特徴について考察したものである。

2. NUREG-1465 の更新ソースタームについて

MAAP コードでは FP を 12 のグループに分類し, 炉心からの放出速度と 1 次冷却系内及び原子炉格納容器内での移行挙動を計算している。

一方, 原子炉格納容器内のソースタームについては, NUREG-1465^[A-1]では, 8 つの FP グループに対して, 4 つの放出フェーズ毎の原子炉格納容器内のソースタームを評価している。MAAP コードのソースタームと NUREG-1465 のソースタームの相違について, 参考文献[A-2]において検討がなされており, 以下にまとめる。

NUREG-1465 の更新ソースタームでは, 原子炉格納容器への FP 放出過程を以下の 4 つのフェーズに分類している。これらの放出フェーズには継続時間が設定され, 各放出フェーズにおける放出率は一定としている。

ギャップ放出 (燃料被覆管破損から 0.5 時間)

燃料被覆管の破損が生じ, 燃料ペレットと燃料被覆管との間のギャップに存在する FP が放出される。

早期原子炉容器内放出 (炉心損傷から 1.3 時間)

炉心損傷開始から, 溶融炉心が原子炉容器底部へ落下して原子炉容器底部が破損するまでの期間に燃料から FP が放出される。

原子炉容器外放出 (原子炉容器破損から 2.0 時間)

原子炉容器底部の破損後, 原子炉下部キャビティに落下した溶融炉心がコンクリートと反応し, FP が放出される。この放出は溶融炉心が十分冷却されたときに終

了する。

後期原子炉容器内放出（原子炉容器破損から 10 時間）

早期原子炉容器内放出期間に 1 次冷却系内に沈着していた揮発性核種（ハロゲン、アルカリ金属、テルルグループ）が再蒸発し、原子炉格納容器へ放出される。

FP 組成については、物理・化学的挙動の類似性や放射線学的影響の重要度等に基づき、各核種の放射エネルギーを求める用途に用いることから、以下の 8 つの元素ごとのグループに分類している。NUREG-1465 における FP グループの分類は、WASH-1400^[A-3]における FP グループ分けを祖とし、その後の検討を反映したものであり、炉心温度に対する放出速度の相違に基づいた MAAP コードの分類と直接的な関連はない。しかしながら、MAAP コードで分類されている放射性物質のうち、放出に寄与するものは NUREG-1465 のソースタームにおいても網羅されている。このため、MAAP コードによる原子炉格納容器内ソースタームの評価を行うにあたり必要な核種が取り扱われていると考えられる。

[FP の核種グループ]

(NUREG-1465)

(MAAP コード)

グループ	核種	グループ	代表核種
1	希ガス/Xe, Kr	1	希ガス
2	ハロゲン/I, Br	2	CsI
3	アルカリ金属/Cs, Rb	3	TeO ₂
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se	4	SrO
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr	5	MoO ₂
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co	6	CsOH
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am	7	BaO
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np	8	La ₂ O ₃
		9	CeO ₂
		10	Sb
		11	Te ₂
		12	UO ₂

3. MAAP コードと NUREG-1465 のソースタームの比較について

NUREG-1465 の FP の放出割合については、上述の FP 核種グループ毎に平均的な放出割合を「更新ソースターム」としてまとめている。ここでは、低圧シーケンス（原子炉容器が低圧で破損するシーケンス）に対して、FP 放出割合に関する不確かさ評価結果に基づき、不確かさ分布の統計値が採用されている。ここで、低圧シーケンスを選定した理由は、高圧シーケンスに比べて、1 次冷却系内での滞留時間が短いため、FP 保持効果が低くなり、早期原子炉容器内放出フェーズにおいて原子炉格納容器への放出がより多くなること、高圧シーケンスに比べて低圧シーケンスの発生頻度が高いことによる^[A-4]。このように評価した更新ソースタームを以下に記す。

[更新ソースターム (PWR プラント)]

(初期炉内インベントリに対する割合)

グループ	名称	ギャップ 放出	早期原子炉 容器内放出	原子炉 容器外放出	後期原子炉 容器内放出
1	希ガス	0.05	0.95	0	0
2	ハロゲン	0.05	0.35	0.25	0.1
3	アルカリ金属	0.05	0.25	0.35	0.1
4	Te グループ	0	0.05	0.25	0.005
5	Ba, Sr	0	0.02	0.1	0
6	貴金属	0	0.0025	0.0025	0
7	ランタノイド	0	0.0002	0.005	0
8	Ce グループ	0	0.0005	0.005	0

NUREG-1465 で参照されている PWR の原子炉格納容器内のソースタームを用いたシビアアクシデント時の原子炉格納容器外への放出割合について、MAAP コードによる解析結果との比較を実施する。被ばく評価の観点で厳しいものとして、炉心損傷が早く、格納容器スプレイが失敗し、原子炉格納容器の圧力が高く推移する「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ失敗」を対象とする。

A) 原子炉格納容器内での挙動について

炉心に蓄積した FP は、炉心溶融に伴って原子炉格納容器内へ放出され、原子炉格納容器内での重力沈降やスプレイによる除去により放射エネルギーは低減されながら、原子炉格納容器内に浮遊する。さらに、有効性評価の原子炉格納容器圧力の変化を基に設定された原子炉格納容器からの漏えい率にしたがって放出される。

B) 原子炉格納容器内への放出のタイミングについて

以下の代表 3 ループプラントの評価例に示すとおり、炉心溶融開始及び原子炉容器

破損のタイミングについては、ほぼ同じであると考えられ、FP が大量に放出される初期の事象進展に大きな差はないと判断している。

	燃料被覆管損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉容器を破損するまでの期間
MAAP コード	～約 19 分	約 19 分～約 1.5 時間
NUREG-1465	～30 分	30 分～1.8 時間

C) 原子炉格納容器からの放出割合の比較について

NUREG-1465 ベースの原子炉格納容器からの放出割合と MAAP コード解析結果に対してよう素の化学形態の補正を行った原子炉格納容器からの放出割合を比較する。比較に当たっては、被ばく上主要な元素であるよう素及び Cs を代表とする。

よう素については、粒子状よう素に対する MAAP コード解析の結果に、有機よう素及び無機よう素に対しては、放出タイミングを MAAP コード解析の希ガスと同等、放出割合を NUREG-1465 の 75%とし、RGI. 195^[A-5]ベースの各化学形態の存在比、沈着等を別途考慮して表 3. A-1 のとおり補正した値である。その他の元素については、MAAP コード解析結果を表 3. A-2 のとおり用いたものである。MAAP コードベースのよう素補正計算概要を図 3. A-1 に示す。NUREG-1465 ベースの計算は、中央制御室等の居住性評価や有効性評価のうち Cs-137 放出量の評価に用いる評価と同じものである。NUREG-1465 ベースの計算概要を図 3. A-2 に示す。原子炉格納容器浮遊量の時間変化は、各放出フェーズの原子炉格納容器への放出割合と沈着等の減少効果のバランスを解いている。原子炉格納容器からの放出量は原子炉格納容器浮遊量に原子炉格納容器漏えい率を乗じている。原子炉格納容器漏えい率は、MAAP コードベースの計算では、現実的な原子炉格納容器からの放出量を求める観点から、MAAP コード解析に基づく圧力解析値を用いて差圧流の式で漏えい率を算定し、NUREG-1465 ベースの計算では保守的な原子炉格納容器からの放出量を求める観点から、MAAP コードベースの値に余裕を考慮したものをを用いている。

よう素の原子炉格納容器内浮遊量の経時変化について図 3. A-3 及び図 3. A-4 に、その他の核種として被ばくの観点で代表的な Cs の原子炉格納容器浮遊量の経時変化について図 3. A-5 及び図 3. A-6 に示す。

MAAP コードベースの評価結果は炉心溶融時点及び原子炉容器損傷時点で放出のピークが見られており、NUREG-1465 ベースについては、ギャップ放出～後期原子炉内放出の 4 つの放出フェーズが確認される。それぞれの挙動の考察については以下のとおりである。

(a) 短期的な挙動（ピーク値）の比較

燃料中に存在する核分裂生成物は、大半がペレット内に保持され、炉心溶融につれてペレットから格納容器に放出される。FPの放出速度は、MAAPコードにおいては3.3.8(1)に示した炉心燃料からのFP放出モデルに基づき計算され、NUREG-1465ベースにおいては各フェーズの値に基づいている。

原子炉格納容器内浮遊量（炉心内蓄積量に対する割合）の短期的な挙動（ピーク値）はピーク値が出る時間帯において屋外で作業をする場合の線量評価において重要となる。

よう素については、MAAPコードベースのピーク値（約0.4）がNUREG-1465ベース（約0.1）よりも高めの値を与える結果となった。図3.A-3に示すとおり無機（元素状）よう素の浮遊量が支配的であり、これは無機よう素の割合が放出初期からRG1.195に示される化学組成の割合として91%を用いていることに起因している。

3.3.8(4)に示すとおり、無機よう素はCsIエアロゾルが水中で溶解し、放射線による水の分解により生成した反応性の高い化学種（OH等のラジカル）により化学反応が促進され生成され、その割合はpHに依存することが知られており、pHが低いほどヨウ化イオンが結合してよう素が生成される。水中のよう素の反応は専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいが、事故初期のpHについては、ほう酸水のpH（約4.5）程度であると推定される。NUREG/CR-5732^[A-6]にヨウ化イオン(I⁻)とよう素(I₂)の存在割合とpHの関係が整理されており、図3.A-7に示す。これによれば、pH4.5の場合のI₂の存在割合は約15%であり、無機よう素の割合としてはRG1.195に示される値（91%）の約1/6となる。したがって、現実的なよう素の浮遊割合は有機4%、無機15%、粒子5%の合計24%となり浮遊量としては1/4程度と考えられる。この効果を考慮すると、図3.A-3に示すMAAPコードベースの浮遊量のピーク値は0.4から0.1程度となり、図3.A-4に示すNUREG-1465ベースと同等となると考えられる。

上記の推定は初期に無機よう素が浮遊しているという仮定であるが、粒子状よう素が原子炉格納容器内の水に接触せずに粒子状よう素から無機よう素への変換が生じなく粒子状よう素のまま気相部に残存すると仮定した場合は、事象初期に高線量となる可能性がある。このように、事象の初期の炉心損傷時点においては、粒子状よう素の水中への溶解を伴う挙動の正確な予測が難しく今後の課題であると考えられる。

Csについては、図3.A-5及び図3.A-6のピーク値は同程度であること、屋外滞在時の線量については直接スカイシャイン線量の寄与が多く、表3.A-3に示す評価例のとおり原子炉建屋内の線源のうちCsからの寄与は支配的ではないことから、Csのピーク値の違いは結果として影響しない。

(b) 長期的な挙動（積分値）の比較

長期的な挙動（積分値）において、よう素については沈着及びスプレイによって

除去されない有機よう素が支配的となり両者の挙動は同等となる。Cs 等の粒子状物質については、MAAP コードベースの原子炉格納容器内の沈着は、重力沈降に加え、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突等の挙動を考慮したモデルである一方、NUREG-1465 ベースの原子炉格納容器内の沈着については重力沈降による除去のみを取り扱っているため、原子炉格納容器内の浮遊 FP 量を高めに評価する傾向となる。代表 3 ループプラントの原子炉格納容器からの放出割合評価例を表 3. A-4 に示す。この結果から、シビアアクシデント時の原子炉格納容器からの放出割合については、MAAP コード解析での評価のほうが、NUREG-1465 を用いたモデルでの評価よりも低い数値となっている。一部の元素グループ (Ru 類：貴金属) については MAAP コード解析での評価値が高めとなっているが、これは燃料から原子炉格納容器への放出割合についてグループ内を代表する元素が MAAP コードでは Mo、NUREG-1465 では Ru と相違していることに起因するものと考えられる。ただし、表 3. A-5 に示すとおり、Ru 類の環境に放出される放射性物質放出量はよう素 131 等価量に換算すると微小であり、影響は小さい。なお、よう素 131 等価量は、よう素 131 の実効線量係数に対する各核種の実効線量係数の比を各核種の放射エネルギーに乗じて合算したものである。

(c) 被ばく評価結果への影響

MAAP コードではよう素の化学形態を考慮できないという課題はあるが、前述の方法のように、よう素の化学形態を仮定することで NUREG-1465 ベースによる評価との比較を行った。比較に当たっては、被ばく上主要な元素であるよう素及び Cs を代表とした。

その結果、(a) 項及び (b) 項のとおり、MAAP コードベースの原子炉格納容器内の沈着は、重力沈降に加え、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突等の挙動を考慮したモデルである一方、NUREG-1465 ベースの原子炉格納容器内の沈着については重力沈降による除去のみを取り扱っていることから、MAAP コードベースの評価は NUREG-1465 ベースと同等あるいは小さめな結果を与える。

なお、水中のよう素の反応は精度の良い予測が難しく、特に事象初期の挙動予測は今後の課題であると考えられる。

4. まとめ

MAAP コードのソースタームと被ばく評価に用いている NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行うことで、MAAP コードによる原子炉格納容器内ソースターム評価の特徴について考察し、以下を確認した。

- MAAP コードの核種グループは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 1 2 グループに分類されている。これに対し、NUREG-1465 は物理・化学的挙動の類似性等の

観点から8つのグループに分類されており、グループ分類の設定の考え方が異なるものの、MAAPコードで分類されている放射性物質のうち、放出に寄与するものはNUREG-1465のソースタームでも網羅されており、MAAPコードによる原子炉格納容器内ソースタームの評価を行うにあたり必要な核種が取り扱われていると考えられる。

- 原子炉格納容器からの放出割合に関し、MAAPコードではよう素の化学形態をスプレイによる除去や沈着を見込むことができる粒子状よう素のみを取り扱っているため、スプレイで除去されない無機よう素や、スプレイで除去されず沈着もしない有機よう素の存在が想定される場合にMAAPコードによる解析結果は過小評価する傾向がある。
- よう素の化学形態に関しては、MAAPコードの解析結果に対し、R. G. 1. 195, NUREG-1465やNUREG/CR-5732等に基づき無機よう素や有機よう素の影響を補正して取り扱うことで、NUREG-1465ベースと同等の評価結果となり得る。ただし、粒子状よう素の水中への溶解を伴う挙動については正確な予測が難しいことから、その点で課題があると考えられる。
- 原子炉格納容器外への放出量について、MAAPコードベースの評価はNUREG-1465ベースと比べて全般に小さな結果を与える傾向がある。これは、原子炉格納容器内のエアロゾルの沈着について、NUREG-1465ベースの評価では重力沈降による気相部の放射性物質濃度の低減のみを取り扱っているのに対して、MAAPコードベースでは重力沈降に加え、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突等を模擬した実現象を踏まえたモデルであるためと考えられる。なお、一部の元素グループ（Ru類：貴金属）についてはMAAPコード解析での評価値が高めとなる。これは燃料から原子炉格納容器への放出割合についてグループ内を代表する元素の相違に起因するものと考えられるが、Ru類の環境に放出される放射性物質放出量はやよう素131等価量に換算すると微小であり、線量への影響は小さい。

以上のことから、MAAPコードのFP挙動モデルは、よう素の化学形態の模擬性に起因して、よう素の環境への放出量を過小評価する場合があるため、ソースターム評価にMAAPコードを適用する際には、MAAPコードの解析結果に対し、よう素の化学形態に関して適切な補正を行う等の取扱いを考慮する必要がある。

5. 参考文献

- [A-1] “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants” , NUREG-1465, 1995.
- [A-2] 社団法人 日本原子力学会「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」(平成22年4月)
- [A-3] “Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants” , NRC, WASH-1400(NUREG-75/014)
- [A-4] “Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Plants” , NUREG-1150, 1991.
- [A-5] “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors” , NRC Regulatory Guide 1.195.
- [A-6] E. C. Beahm, et al., “Iodine Chemical Forms in LWP Severe Accidents” , NUREG/CR-5732, 1992.

表 3.A-1 原子炉格納容器気相部浮遊 FP 量の影響評価方法
(よう素の化学形態の補正)

	化学形態 (RG1.195)	放出割合及び 放出タイミング	スプレイ, 沈着等による 気相部からの除去	原子炉格納容 器漏えい率
MAAP コード (補正)	有機よう素 (4%)	MAAP コード解析結果 (放出タイミングは保守的 に最も早期に放出される希 ガスの値を用いる。MAAP コ ードでは考慮されないので 放出割合はNUREG-1465の4 つの放出フェーズの放出割 合の合計値である 75%とす る)	考慮しない	MAAP コード解 析に基づく圧 力解析値を用 いて差圧流の 式で漏えい率 を算定(下図 「解析値」)
	無機よう素 (91%)	同上	MAAP コードでは考慮され ないので CSE 実験に基づ く沈着速度を用いて沈着 を考慮。スプレイは考慮し ない。	
	粒子状よう素 (5%)	MAAP コード解析結果	MAAP コード解析結果	
	粒子状物質	同上	同上	
NUREG -1465	有機よう素 (4%)	NUREG-1465	考慮しない	MAAP コード解 析に基づく値 に余裕を考慮 した値(下図 「評価使用 値」)
	無機よう素 (91%)	同上	スプレイ: 考慮しない 沈着: CSE 実験に基づく沈 着速度	
	粒子状よう素 (5%)	同上	スプレイ: SRP6.5.2 に基 づく除去速度を用いる。 沈着: 重力沈降に基づく沈 着速度を用いる。	
	粒子状物質	同上	同上	

[参考] 代表3ループプラントの原子炉格納容器漏えい率

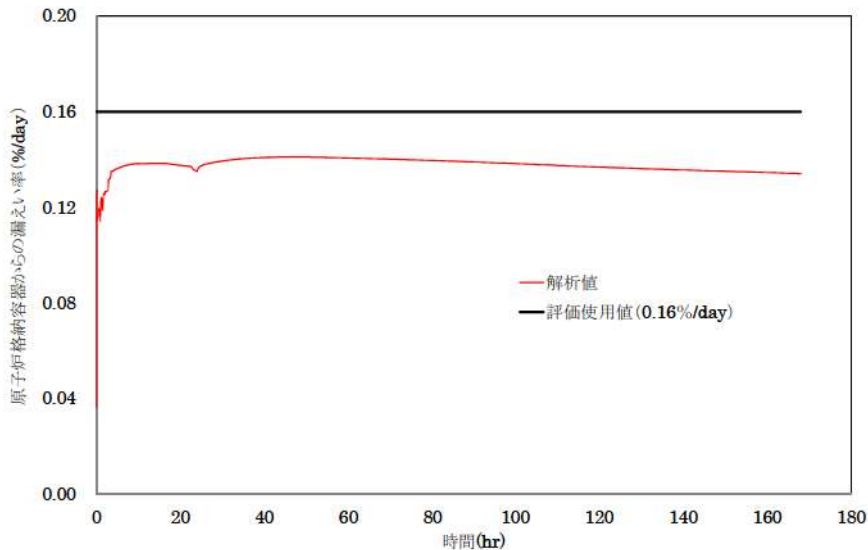


表 3.A-2 原子炉格納容器気相部浮遊 FP 量の影響評価方法
(原子炉格納容器内放出割合)

グループ	核種	原子炉格納容器内放出割合の設定方法
1	希ガス/Xe, Kr	MAAP コードの希ガスの値を用いる。
2	ハロゲン/I, Br	表 3.A-1 のとおり
3	アルカリ金属/Cs, Rb	MAAP コードの CsI の放出割合×0.1+ MAAP コードの CsOH の放出割合 <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 5px auto;"> I の炉心内蓄積量は Cs の約 1/10 である ことから、I と結合している Cs を、全炉 心 Cs の 1/10 と仮定し、さらに全量の Cs が CsOH の形態で放出されると仮定。 </div>
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se	MAAP コードの TeO ₂ , Sb, Te ₂ の合計
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr	MAAP コードの SrO と BaO の合計
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co	MAAP コードの MoO ₂ の値を用いる。
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am	MAAP コードの La ₂ O ₅ の値を用いる。
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np	MAAP コードの CeO ₂ の値を用いる。

表 3.A-3 原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による
中央制御室入退域時の被ばく評価における各核種グループの内訳
(代表 3 ループプラントの例 : NUREG-1465 ベース)

核種グループ	直接線及びスカイシャイン線量 ^(注1, 2) (mSv)	内訳 (%)
Xe 類	約 2.8×10^1	4
I 類	約 6.1×10^2	87
Cs 類	約 3.4×10^1	5
Te 類	約 7.6×10^0	1
Ba 類	約 1.0×10^1	1
Ru 類	約 4.1×10^{-1}	<1
La 類	約 9.0×10^0	1
Ce 類	約 1.7×10^{-1}	<1
合計	約 7.0×10^2	100

(注1) 中央制御室入口地点における 7 日間積算線量

(注2) 有効数値 3 桁目を四捨五入し 2 桁に丸めた値

表 3.A-4 原子炉格納容器からの放出割合評価 (7 日間積算)
(代表 3 ループプラントの例)

核種グループ	NUREG-1465 ベース	MAAP コード解析ベース*1
希ガス類	約 1.1×10^{-2}	約 9.6×10^{-3}
よう素類	約 3.6×10^{-4}	約 3.0×10^{-4}
Cs 類	約 2.1×10^{-4}	約 1.9×10^{-5}
Te 類	約 8.3×10^{-5}	約 1.5×10^{-5}
Ba 類	約 3.2×10^{-5}	約 8.1×10^{-7}
Ru 類	約 1.4×10^{-6}	約 1.8×10^{-6}
Ce 類	約 1.5×10^{-6}	約 6.1×10^{-8}
La 類	約 1.4×10^{-6}	約 9.6×10^{-9}

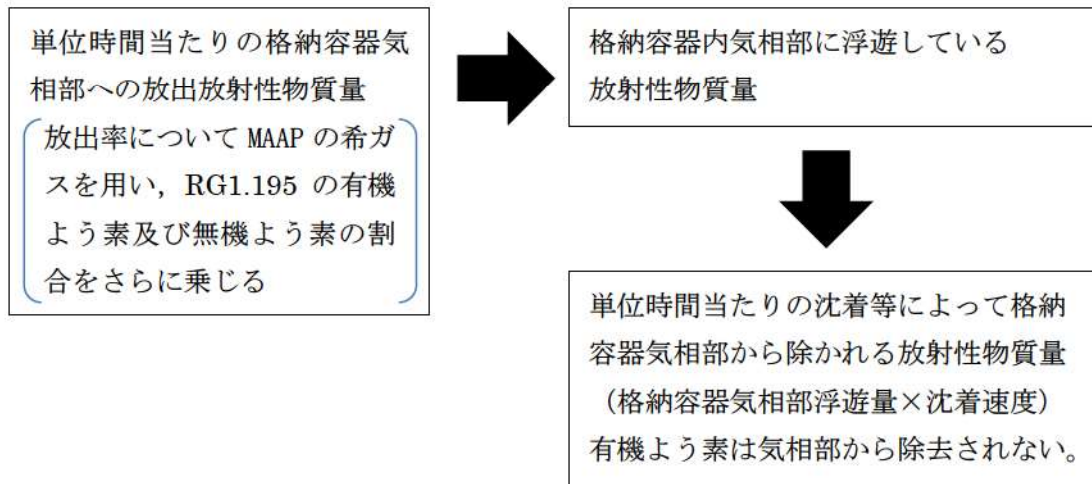
* 1 Cs 類のように複数の化学形態(CsI, CsOH グループ)を有する核種については、Cs の炉心内蓄積量に対するそれぞれの化学形態グループの放出割合を合計している。

表 3.A-5 環境に放出される放射性物質の各核種グループの内訳
(I-131 等価量換算 : NUREG-1465 ベース)

核種グループ	放出放射能量 ^(注1, 2) (Bq)	内訳 (%)
Xe 類	約 0.0E+00	0
I 類	約 8.2E+13	55
Cs 類	約 1.7E+13	12
Te 類	約 3.9E+12	3
Ba 類	約 6.2E+12	4
Ru 類	約 6.0E+11	<1
La 類	約 2.3E+13	15
Ce 類	約 1.8E+13	12
合計	約 1.5E+14	100

(注1) 7日間積算放出量

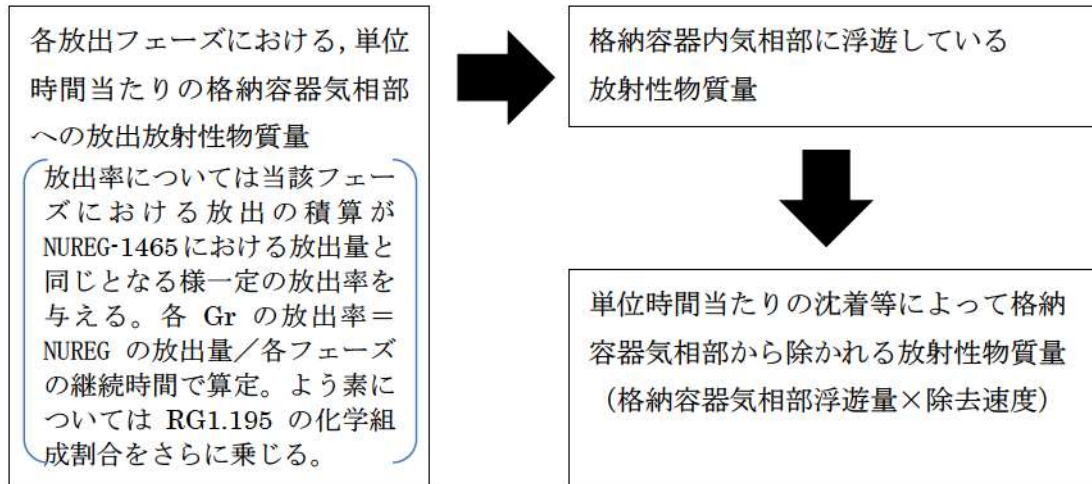
(注2) 有効数値3桁目を四捨五入し2桁に丸めた値



$$\left(\begin{array}{l} \text{格納容器気相部} \\ \text{浮遊量時間変化} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{単位時間当たりの} \\ \text{格納容器気相部への} \\ \text{放出放射性物質質量} \end{array} \right) - \left(\begin{array}{l} \text{単位時間当たりの沈着に} \\ \text{よって格納容器気相部から} \\ \text{取り除かれる放射性物質質量} \end{array} \right)$$

$$\left(\begin{array}{l} \text{単位時間当たり} \\ \text{の原子炉格納容} \\ \text{器からの放出量} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{格納容器} \\ \text{気相部浮遊量} \end{array} \right) \times \left(\begin{array}{l} \text{格納容器} \\ \text{漏えい率} \end{array} \right)$$

図 3.A-1 MAAP コードベースの原子炉格納容器内気相部浮遊放射性物質質量 (有機, 無機よう素) 及び原子炉格納容器からの放出量の計算概要



$$\left(\begin{array}{l} \text{格納容器気相部} \\ \text{浮遊量時間変化} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{各放出フェーズにおける単} \\ \text{位時間当たりの格納容器気} \\ \text{相部への放出放射性物質質量} \end{array} \right) - \left(\begin{array}{l} \text{単位時間当たりの沈着等に} \\ \text{よって格納容器気相部から} \\ \text{取り除かれる放射性物質質量} \end{array} \right)$$

$$\left(\begin{array}{l} \text{単位時間当たり} \\ \text{の原子炉格納容} \\ \text{器からの放出量} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{格納容器} \\ \text{気相部浮遊量} \end{array} \right) \times \left(\begin{array}{l} \text{格納容器} \\ \text{漏えい率} \end{array} \right)$$

図 3. A-2 NUREG-1465 ベースの原子炉格納容器内気相部浮遊放射性物質質量及び原子炉格納容器からの放出量の計算概要

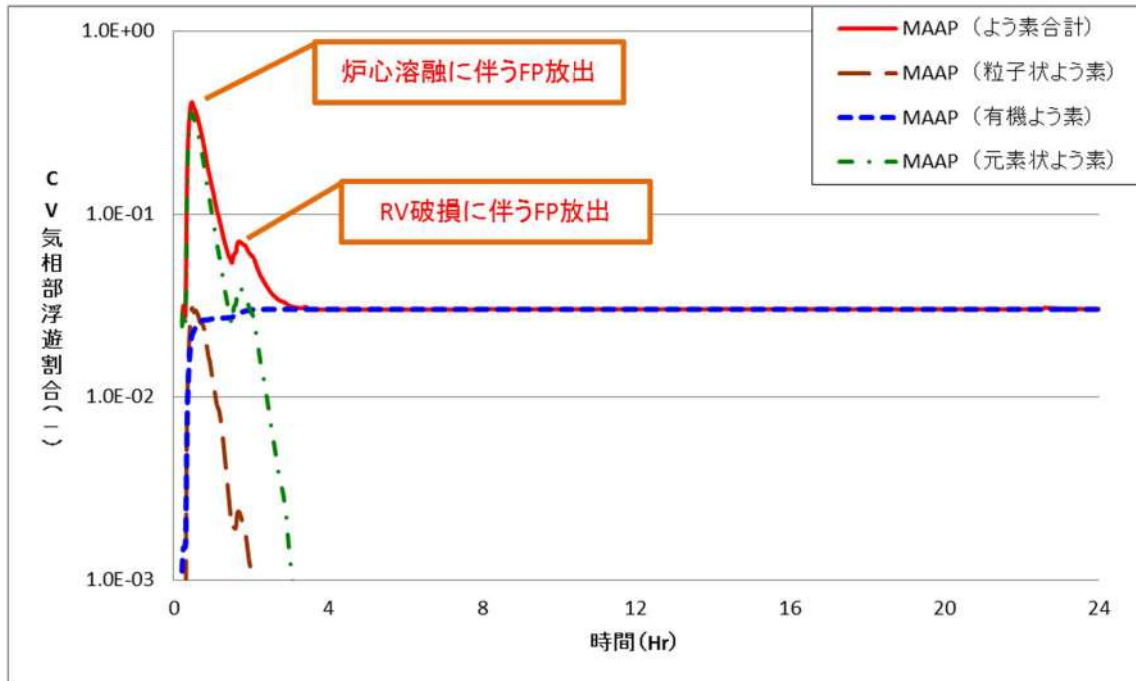


図 3.A-3 原子炉格納容器内気相部浮遊よう素量
(炉心内蓄積量に対する割合：MAAP コードベース (補正))

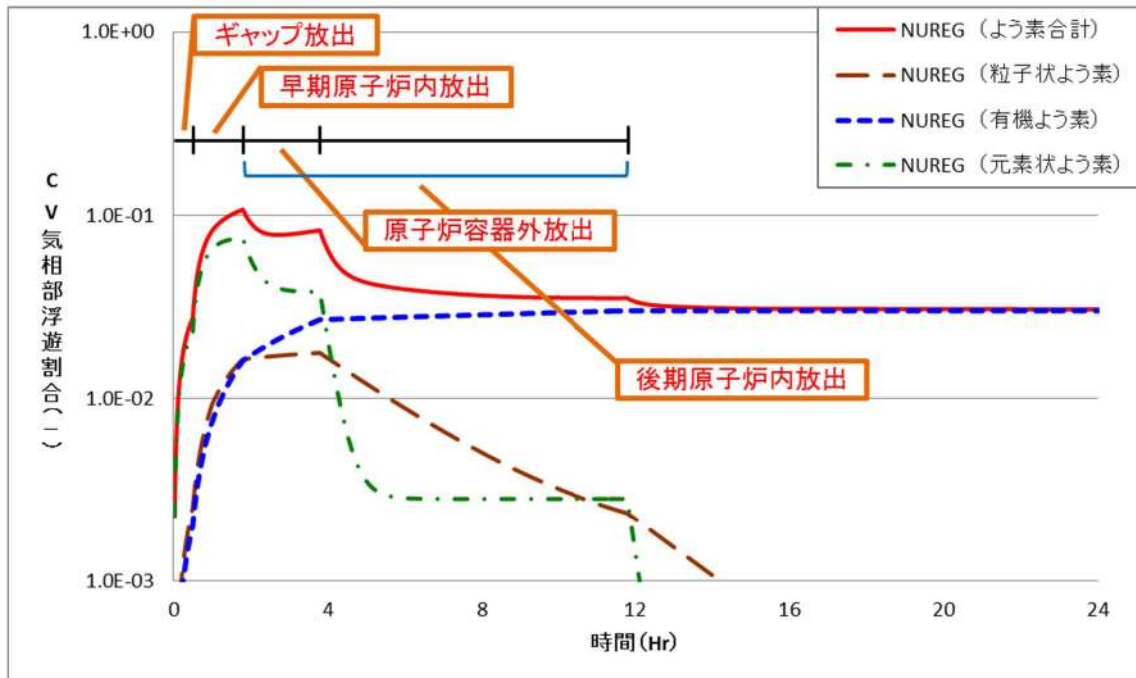


図 3.A-4 原子炉格納容器内気相部浮遊よう素量
(炉心内蓄積量に対する割合：NUREG-1465 ベース)

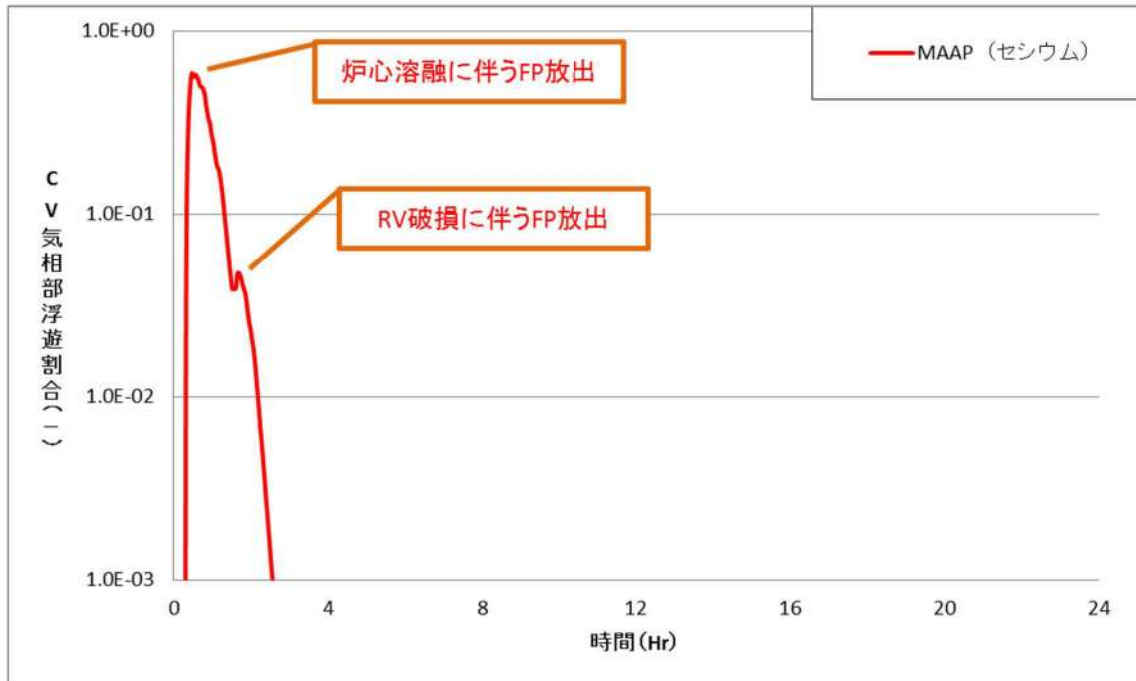


図 3.A-5 原子炉格納容器内気相部浮遊Cs量
(炉心内蓄積量に対する割合：MAAP コードベース (補正))

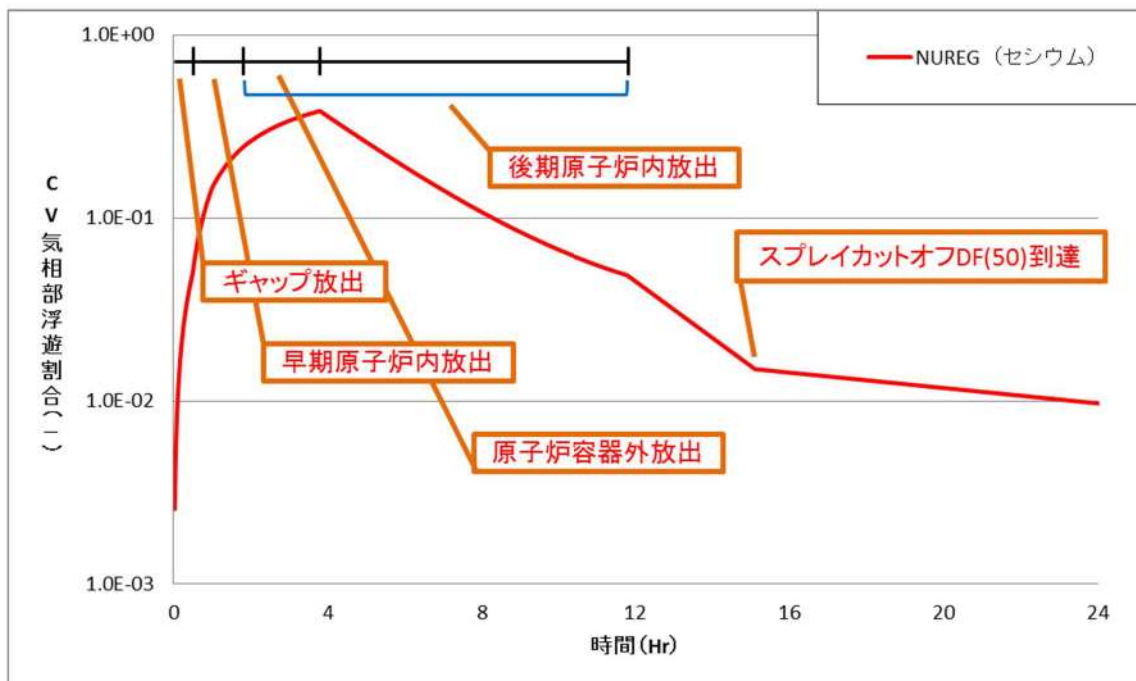


図 3.A-6 原子炉格納容器内気相部浮遊Cs量
(炉心内蓄積量に対する割合：NUREG-1465 ベース)

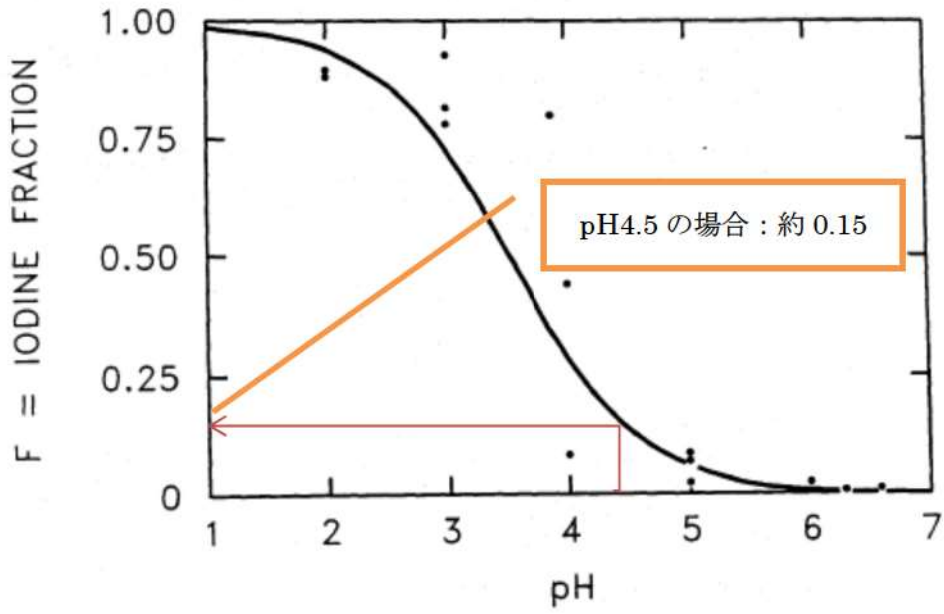


図 3.A-7 ヨウ化イオン(I-)とよう素(I₂)の割合^[A-6]

別紙1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件 (1/4)

分類	解析条件		
定格出力運転条件 パラメータ及び幾 何形状データ	炉心熱出力		
	ループ数		
	ループ全流量		
	1次冷却材圧力		
	1次冷却材温度		
	原子炉容器入口温度		
	原子炉容器出口温度		
	上部ヘッド温度		
	1次冷却材容積	炉心	
		上部プレナム	
		下部プレナム	
		ダウンカマ	
		バレルバップル領域	
		原子炉容器頂部	
		高温側配管	
		蒸気発生器プレナム	
		蒸気発生器伝熱管 (プラグ率含む)	
		蒸気発生器-ポンプ間配管	
		低温側配管	
		加圧器液相部	
		加圧器サージ管	
		加圧器逃がしタンク	
	流路形状データ (水力的等価直 径, 流路断面積, 流路長さ, 流路高 さ)	原子炉容器フランジ面より上部炉心板下端 まで	
		上部炉心板下端よりダウンカマ下端まで	
		上部炉心板下端より下部炉心板上端まで	
		原子炉容器フランジ面より入口ノズル中央 まで	
		炉心そう外径	
		原子炉容器内径	
		入口ノズル内径	
		出口ノズル内径	
	炉心そう内径		
	原子炉容器本体肉厚		
	原子炉容器クラッド肉厚		
	燃料発熱部下端より下部炉心板上端まで		

表 解析コードにおける解析条件 (2/4)

分類	解析条件	
定格出力運転条件 パラメータ及び幾 何形状データ	流路形状データ (各領域の水力的 等価直径, 流路断 面積, 流路長さ, 流路高さ) 及び熱 構造材データ (材 質, 体積, 接液面 積)	・原子炉容器内 入口ノズル, スプレイノズル, ダウンカ マ, 下部プレナム, 炉心有効発熱長間, 炉心バイパス, 上部プレナム, ガイドチ ューブ, 出口ノズル
		・1次冷却系配管 高温側配管, 蒸気発生器出口側配管, 低 温側配管
		・1次冷却材ポンプ
		・蒸気発生器1次側 入口プレナム, 伝熱管, 出口プレナム
		・蒸気発生器2次側 ダウンカマ部, 加熱部, ライザ部, 1次 気水分離器, 蒸気ドーム部, 主蒸気配管
		・加圧器 本体, サージ管, 加圧器逃がしタンク
	圧力損失データ	原子炉容器 (入口ノズル～出口ノズル間)
		蒸気発生器入口～出口
		1次冷却系配管
		蒸気発生器2次側
	崩壊熱	
炉心データ	冷却材炉心流量	炉心流量
		バイパス流量
		原子炉容器頂部バイパス流量
	炉心流路面積	
	実効熱伝達面積	
	トリップ反応度曲線	
燃料データ	燃料集合体数	
	集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒ピッチ	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径	
	燃料被覆管肉厚	
	ペレット直径	
	ペレット-燃料被覆管ギャップ条件 (ガス圧力, ガス組成, ギャッ プ幅)	
	グリッド位置, 圧力損失係数	
加圧器データ	加圧器水位	
	加圧器逃がし弁 (容量, 個数, 設定圧力)	
	加圧器安全弁 (容量, 個数, 設定圧力)	
	加圧器ヒータ (作動圧力, 出力)	
	加圧器水位制御系 (充てん及び抽出流量)	
	加圧器逃がしタンクラブチャディスク破損圧力	

表 解析コードにおける解析条件 (3/4)

分類	解析条件	
蒸気発生器関連データ	伝熱管本数 (プラグ率含む)	
	伝熱管外径	
	伝熱管厚さ	
	伝熱面積	
	伝熱管材質	
	伝熱管長さ	
	伝熱管配列 (ピッチ)	
	伝熱管流路面積	
	主給水流量 (初期), 温度	
	主蒸気流量 (初期)	
	2次側圧力	
	蒸気発生器2次側水位, 保有水量	
	主蒸気逃がし弁 (容量, 個数, 設定圧力)	
主蒸気安全弁 (容量, 個数, 設定圧力)		
1次冷却材ポンプ (RCP) 関連データ	コストダウン特性	
	RCP 定格流量	
原子炉格納容器関連データ	区画データ	自由体積
		底部高さ
		区画高さ
		初期圧力
		初期温度
	区画間データ	底部高さ
		開口高さ
		断面積
		水力等価径
		圧力損失
	ヒートシンク (伝熱面, 表面積, 厚さ, 材質の物性及び初期温度)	CV ドーム部及びリングガータ
		CV シリンダ部
		CV コンクリート
		スチールラインドコンクリート
		雑鋼材 (炭素鋼)
		雑鋼材 (ステンレススチール)
		雑鋼材 (銅フィンチューブ)
		配管 (ステンレススチール (内部に水有))
		配管 (ステンレススチール (内部に水無))
配管 (炭素鋼 (内部に水有))		
配管 (炭素鋼 (内部に水無))		
検出器等 (アルミニウム)		

表 解析コードにおける解析条件 (4/4)

分類	解析条件
溶融炉心挙動関連	初期条件 (燃料, 構造材, FP の材質別質量)
	ジルコニウム-水反応速度の係数
	原子炉容器破損判定条件
	FCI 現象におけるデブリジェットの落下条件
	FCI 現象における細粒化条件
	FCI 現象におけるデブリ粒子と水の伝熱条件
	MCCI 現象における溶融炉心の原子炉下部キャビティ床面での拡がり条件
	MCCI 現象における溶融炉心と水の伝熱条件
	MCCI 現象における溶融炉心とコンクリートの伝熱条件
原子炉保護設備	原子炉トリップ (設定点, 応答遅れ)
事象収束に重要な 機器・操作関連	ECCS 作動設定点
	ECCS 注入ポンプ (注入開始 (起動遅れ時間), 台数, 容量, 停止条件)
	余熱除去系 (給水停止条件 (再循環時), 台数, 容量)
	蓄圧タンク (基数, 保持圧力, 保有水量)
	補助給水ポンプ (給水開始 (起動遅れ時間), 台数, 容量, 目標 2 次側水位)
	格納容器スプレイ作動設定点
	格納容器スプレイポンプ (台数, 容量)
	原子炉格納容器内気相部冷却 (格納容器再循環ユニット) (開始条件 (原子炉格納容器圧力及び遅れ時間), 台数, 除熱特性)
	再循環運転切替 (燃料取替用水タンク再循環切替水位, 注入流量)
	代替再循環 (原子炉格納容器スプレイ設備) (開始条件 (再循環運転切替, 遅れ時間), 流量)
	1 次冷却材ポンプからの漏えい率 (定格圧力時)
	加圧器逃がし弁 (開操作開始条件 (炉心溶融開始, 遅れ時間), 個数, 容量)
	代替格納容器スプレイポンプ (開始条件 (炉心溶融開始, 遅れ時間), 台数, 容量, 一旦停止条件 (原子炉格納容器内保有水量, 圧力), 間欠運転条件 (原子炉格納容器内保有水量, 圧力), 完全停止時間)
	燃料取替用水タンク (保有水量, 温度)
事故条件	1 次冷却系配管破断条件 (位置, 口径)

別添1 新知見への対応について

1. はじめに

MAAP コードは、福島第一原子力発電所 1～3 号機の事象進展解析に適用されている^[1]。これらの解析では、システムの応答や外部注水流量等の不確かさの大きな境界条件については、当時の記録に基づいた分析や一部推定を行った上で設定されており、解析結果と実測データとの比較が行われている。この比較結果から、相違点があるプラント挙動や物理現象については検討課題として抽出し、個別に評価・検討が行われている。

以下では、この検討を通じて得られた課題や知見のうち、MAAP コードで対象とする現象評価に関連する内容と有効性評価への影響について検討する。また、MAAP コードの改良は米国 EPRI を中心とした MAAP User's Group のもとで継続的に進められており、改良の動向と有効性評価への影響について検討する。

2. 福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項と有効性評価への影響

2.1 未確認・未解明事項について

福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項^[2]のうち、有効性評価に対して影響し得る項目を抽出し、MAAP コードによる有効性評価で留意すべき事項を以下の 4 項目に大別した。その選定方法については、別紙に示す。

(1) 原子炉圧力容器からの気相漏えいの発生について

原子炉圧力容器の水位が低下し炉心が露出すると、過熱した炉心から発生する高温ガスや過熱蒸気により、原子炉圧力容器バウンダリが通常よりも高い温度となる。1 号機の MAAP 解析においては、この原子炉内温度の上昇によって原子炉内核計装のドライチューブや主蒸気管フランジ等の原子炉圧力容器上部からドライウェルへの気相漏えいが発生したと仮定している。泊 3 号機においても、原子炉容器や 1 次冷却材配管からの気相部漏えいの発生した場合には、原子炉容器破損タイミングや原子炉格納容器圧力及び温度の上昇等の事象進展に影響を及ぼす可能性がある。

(2) コア・コンクリート反応

熔融燃料が十分に冷却されない場合、熔融燃料と接触した格納容器床面のコンクリートが融点以上まで熱せられることによりコンクリートが分解するコア・コンクリート反応が生じる。コア・コンクリート反応では、水素、一酸化炭素等の非凝縮性ガスが発生する。1 号機の MAAP 解析においては、コア・コンクリート反応による原子炉格納容器の侵食深さを評価しているが、実際にコア・コンクリート反応がどの程度進展していたかは不確かさが大きいため、それ以降の原子炉格納容器破損等の事故進展に影響を与える可能性があり、泊 3 号機の評価においても留意する必要がある。

(3) 水素リッチな蒸気を放出した際の凝縮挙動

2号機では、主蒸気逃がし安全弁（SRV）の開操作により、原子炉の強制減圧に成功した。その後原子炉圧力が上昇したことからSRVを1弁追加で開けるも圧力は低下せず、さらに別のSRVを開放したところ原子炉圧力が低下した。この原子炉圧力上昇は、炉心損傷が進んでいると考えられることから、その減圧時の蒸気放出には非凝縮性ガスである水素が大量に含まれているものと考えられる。泊3号機において、非凝縮性ガスの存在により原子炉格納容器の事故進展に影響を与える可能性がある。

(4) 原子炉格納容器の気相漏えいについて

1号機及び2号機のMAAP解析では、格納容器圧力等の実測値を再現するために原子炉格納容器の気相部からの漏えいを仮定しているものの、計測されたパラメータや観測事実からは、漏えい箇所やその規模については直接的な推定が得られていない。一つの要因として格納容器内部で生じた局所的な過温状態による損傷が挙げられている。一方、MAAPコードによる有効性評価では、原子炉格納容器内を代表的な区画にノード分割し、ノード内温度は均一と仮定し、温度分布を評価することはできない。

2.2 有効性評価に対する影響について

2.1で挙げられた留意すべき事項に対して、有効性評価に対する影響について以下に考察する。これらの考察より、有効性評価で対象とする事象進展に対しては、MAAPコードによる解析への影響は小さく適用性に問題はないと判断される。

(1) 原子炉圧力容器からの気相漏えいの発生について

炉心損傷に伴って発生する高温ガスにより、原子炉容器からの漏えいが生じた場合、原子炉圧力の減圧を促進する。しかしながら、有効性評価において、大破断LOCAを起因事象とするシーケンス（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）、原子炉圧力容器外の熔融燃料—冷却材相互作用、熔融炉心・コンクリート相互作用、水素燃焼）については、起因事象発生の時点で大規模な一次冷却材圧力バウンダリの喪失を仮定していることから、これらの事象による原子炉格納容器内事象進展への影響はない。また過渡事象起因のシーケンス（雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過温破損）、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）では、原子炉容器からの気相漏えいや漏えい量の増加は、原子炉減圧挙動と水位挙動に影響する。

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過温破損）、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止に係る評価においては、高温ガス発生による気相部漏えいが生じる場合には、原子炉の減圧が促進されるため、雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過温破損）、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の回避に対して有効に寄

与する。さらに、原子炉容器破損前に運転員による原子炉減圧操作が必須となるが、破損までには十分な時間余裕があり、気相漏えいを想定しても破損時間への影響は小さい。よって、有効性評価への影響は小さいと考えられる。

また、有効性評価のうち、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過温破損）」の評価において、添付資料 7.2.1.2.2「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」における原子炉冷却材圧力バウンダリから現実的な漏えいを想定した場合の事象進展についてで、原子炉冷却材圧力バウンダリから漏えいが発生した場合の運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響が小さいことを確認している。

(2) コア・コンクリート反応

有効性評価のうち、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」の評価において、添付資料 7.2.1.1.18「熔融炉心・コンクリート相互作用が発生した場合の原子炉格納容器圧力及び温度への影響について」で、コア・コンクリート反応の不確かさを考慮し、原子炉下部キャビティ床面での熔融炉心の拡がり小さく、局所的に熔融炉心が堆積するような条件での感度解析を実施した。

感度解析ケースでは、基本ケースに比べて熔融炉心の拡がり面積及び熔融炉心からの原子炉下部キャビティ水への熱流束を制限していることから熔融炉心が十分冷却されるまでの時間が長くなる。このため、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は緩やかになる。その後コンクリート侵食による非凝縮性ガスの発生により原子炉格納容器圧力及び温度は上昇するものの、原子炉下部キャビティ水により熔融炉心が冷却されることでコンクリート侵食は停止するため、これらの要因による原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は一時的なものである。

また、有効性評価のうち、「熔融炉心・コンクリート相互作用」の評価において、添付資料 7.2.5.2「解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について（熔融炉心・コンクリート相互作用）」で、解析コード及び解析条件の不確かさの評価を実施しており、運転員等操作時間に与える影響及び評価項目となるパラメータに与える影響が小さいことを確認している。

(3) 水素リッチな蒸気を放出した際の凝縮挙動

炉心損傷が進んでいる場合、その減圧時には水素等の非凝縮性ガスを多く含んだ蒸気が放出されることにより原子炉格納容器の事故進展に影響を与える可能性がある。

有効性評価のうち、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」の評価において、添付資料 7.2.1.1.20「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水素濃度に対する影響について」で、原子炉格納容器内の水素濃度の不確かさを考慮した場合の、原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響を確認した。水素濃度が高く、格納容器再循環ユニットの除熱量が低下した場合でも、原子炉格納容器圧

力及び温度への影響は軽微であることを確認している。

(4) 原子炉格納容器の気相漏えいについて

福島第一原子力発電所事故においては、原子炉格納容器内で局所的な過温状態となつて、気相部に漏えいが生じた可能性が指摘されている。重大事故時の原子炉格納容器内温度分布は、損傷炉心及び核分裂生成物の分布やその冷却状態、また、原子炉格納容器への注水等によるガス攪拌に資する駆動力の有無にも依存することから、MAAPの評価体系で原子炉格納容器内の温度分布を精度よく評価することは困難である。

一方、福島第一原子力発電所事故で推定されている局所的な過温状態の発生を回避するため、重大事故等対策として、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ、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等を整備し、その有効性を確認することが有効性評価の目的となっている。すなわち、これらの対策によって、熔融炉心の非冷却状態長期化を防止でき、また、原子炉格納容器への注水によって、雰囲気ガスを十分攪拌させて高温気体の局所的な滞留を防止できるため、局所的な過温は回避可能と考えられる。

このような観点から、有効性評価のうち、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」の評価において、添付資料 7.2.1.1.4 「MAAP での原子炉格納容器モデルについて」 に例示した原子炉格納容器のノード分割方法は、原子炉格納容器の過圧・過温に対する有効性評価に適用可能である。

3. MAAP コードの改良の動向について

3.1 MAAP コードの改良^[3]

MAAP コード最新バージョンで追加された物理現象モデル^[3]のうち、有効性評価に関連すると考えられる主要なモデルについて、推定される影響を整理する。

(1) 炉心モデル

MAAP コードの最新バージョンでは、高温領域でのジルコニウム-水反応モデルに Urbanic-Heidrick の式(U-H の式)が追加されている。U-H 式は、有効性評価に適用している現行 MAAP で使用する Baker-Just の式に比べ、ジルコニウム-水反応を抑制する傾向にある。しかしながら、U-H 式の適用は高温領域に限定されることから、有効性評価への影響は小さいと考えられる。

(2) 1次冷却系モデル

(a) ループモデルの改良

MAAP コード最新バージョンでは、1次冷却系の各ループをそれぞれ独立に模擬できるモデルが追加されている。

有効性評価に適用している現行 MAAP では、3 つあるループを 2 グループに分けて模擬するが、有効性評価で対象とする事故シーケンスは、3 つのループをそれぞれ独立に模擬する必要がある現象を含んでいない。したがって、このモデル改良が有効性評価へ与える影響は小さいと考えられる。

(b) 計装管損傷モデルの追加

MAAP コードの最新バージョンでは、原子炉容器下部プレナム内の計装管の損傷モデルが追加されており、損傷した計装管への熔融炉心の侵入と固化挙動が評価可能となっている。計装管損傷の影響は、原子炉圧力容器からの気相部漏えいとして現れるが、2.2 で述べたように有効性評価への影響は小さいと考えられる。

(3) 下部プレナム内デブリモデル

MAAP コード最新バージョンでは、OECD/NEA 国際プロジェクト RASPLAV^[4] 及び MASCA^[5] 計画の知見を反映し、下部プレナム内で重金属層（金属ウラン）が酸化物層（二酸化ウラン、酸化ジルコニウム）の下方に成層化するモデルが追加されている。しかしながら、本現象は、原子炉容器を外部から冠水させて熔融炉心を下部プレナム内に長期間保持する対策をとる際に重要となるものであり、有効性評価では下部プレナム内に熔融炉心を保持して事故収束させるシーケンスを対象としていないため、影響はない。

(4) 格納容器モデル

(a) 放射線水分解モデルの追加

MAAP コード最新バージョンでは、放射線水分解モデルが追加されており、水の放射線分解による水素発生を評価することが可能となっている。

有効性評価に適用している現行 MAAP では、水の放射線分解による水素発生を考慮していないが、水素発生の主要因となるジルコニウム-水反応を考慮しており、水の放射線分解による水素発生影響は小さい。したがって、本モデル改良が有効性評価で対象とする事故シーケンスへの影響は小さいと考えられる。

(b) 熔融炉心とコンクリート相互作用モデルの改良

MAAP コード最新バージョンでは、OECD/NEA 国際プロジェクト MCCI 計画等^{[6][7][8]} の知見を反映して、熔融炉心の上部クラストに形成された亀裂への水浸入による冷却効果、コンクリート分解気体がクラスト開口部を通過する際に気体に随伴されて溶融物が噴出することによって形成される粒子状デブリの堆積とその冷却効果及び連続層の減少、熔融炉心のコンクリート含有に伴う上面水プールへのドライアウト熱流束低下等がモデル化されており、MCCI 実験の結果との比較による妥当性確認が

行われている^[9]。

有効性評価に適用している現行 MAAP では、添付資料 7.2.1.1.18「熔融炉心・コンクリート相互作用が発生した場合の原子炉格納容器圧力及び温度への影響について」で、コア・コンクリート反応の不確実さを考慮し、MCCI 実験の結果（SWISS 実験、CCI 実験、SSWICS 実験）に基づき、熔融炉心の状態に合わせて熱流束を制限する感度解析を実施した。したがって、このモデル改良が有効性評価へ与える影響は小さいと考えられる。しかしながら、熔融炉心の挙動に係る知見の拡充については継続的に進め、有効性評価に影響するような新たな知見が出た場合には適宜評価に反映することが重要と考える。

3.2 福島第一原子力発電所事故を踏まえた MAAP コードの改良

福島第一原子力発電所の事象進展解明や燃料デブリ位置推定・炉内状況把握を目的とした MAAP コード高度化が推進されている^[10]。主要な項目としては、下記のとおり、熔融炉心の挙動に重点を置いたものとなっている。

- ・下部プレナムへの熔融炉心リロケーション経路の追加
- ・下部プレナム内構造物と熔融炉心との相互作用
- ・原子炉格納容器内デブリ拡がりモデルの追加

これらモデル改良は BWR に特化したものであるため、有効性評価に適用している現行 MAAP に影響はない。しかしながら、熔融炉心の挙動に係る知見の拡充については継続的に進め、有効性評価に影響するような新たな知見が出た場合には適宜評価に反映することが重要と考える。

以上

福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項のうち、
MAAP コードによる有効性評価に対して留意すべき項目の抽出過程について

福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項より、MAAP コードによる泊3号炉の有効性評価において留意すべき項目として4項目（表1）を抽出しており、その抽出過程について本資料にまとめた。

表1 MAAP コードによる泊3号炉の有効性評価において留意すべき項目

泊3号炉	
(1)	原子炉圧力容器からの気相漏えいの発生について
(2)	コア・コンクリート反応について
(3)	水素リッチな蒸気を放出した際の凝縮挙動
(4)	原子炉格納容器の気相漏えいについて

福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項にかかる報告書「福島第一原子力発電所1～3号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第6回進捗報告 2022年11月10日 東京電力ホールディングス株式会社」（以下、「東電報告書」と記載）では、課題リストとして、「共通」及び「各号機」別に、合計52項目が抽出されている。

課題リスト～共通～： 共通-1 ～ 共通-16 ⇒ 16項目
 課題リスト～1号機～： 1号機-1 ～1号機-11 ⇒ 11項目
 課題リスト～2号機～： 2号機-1 ～2号機-13 ⇒ 13項目
 課題リスト～3号機～： 3号機-1 ～3号機-12 ⇒ 12項目

これら52項目は、図1に示すように、A～Dの4つの分類とさらなる細分類にて整理されているが、A「機器の動作・応答・特性」、C「地震・津波」及びD「その他」（ヒューマンファクター）については、MAAP コードによる事象進展解析とは直接的には関係がないと考えられるため、これらを除外し、B「炉心損傷・放射性物質放出への進展とメカニズム」について留意すべきかについて検討した。

さらに、B「炉心損傷・放射性物質放出への進展とメカニズム」は、①～⑦に細分化されているが、①「圧力・水位・温度の挙動」、②「炉心損傷過程・デブリ挙動」、③「RPV漏えい」及び④「PCV漏えい」は、MAAP コードによる事象進展解析に直接的に関係する可能性があると考えられる。一方で、⑤「核種放出・線量上昇・汚染」、及び⑥「水素爆発」は、

MAAP コードによる事象進展解析を参考にしつつも、MAAP コード以外の計算コード・手法による評価を「有効性評価」として最終的に実施することから、ここでは着目しないこととした。また、⑦「その他」についても、MAAP コードでの事象進展解析には関係しないものと判断した。その結果、B①～B④の中から7項目が残った。B①のうち、2号機-7「強制減圧後の原子炉圧力の上昇について」は有効性評価において主な要因と影響を考慮済であること、2号機-11「原子炉格納容器の気相漏えいについて」はB④1号機-6「原子炉格納容器の気相漏えいについて」と概ね重複すること、B③のうち、3号機-9「原子炉圧力容器の気相漏えいについて」は1号機-5「原子炉圧力容器の気相漏えいについて」と概ね重複することから片方にて代表させた。選定フローについては図2、選定した7項目と採否については表2に示す。

以上より、B①～B④の4項目で細分化される福島第一原子力発電所事故の未確認・未説明事項に対して、それぞれから1項目を抽出した。

以上

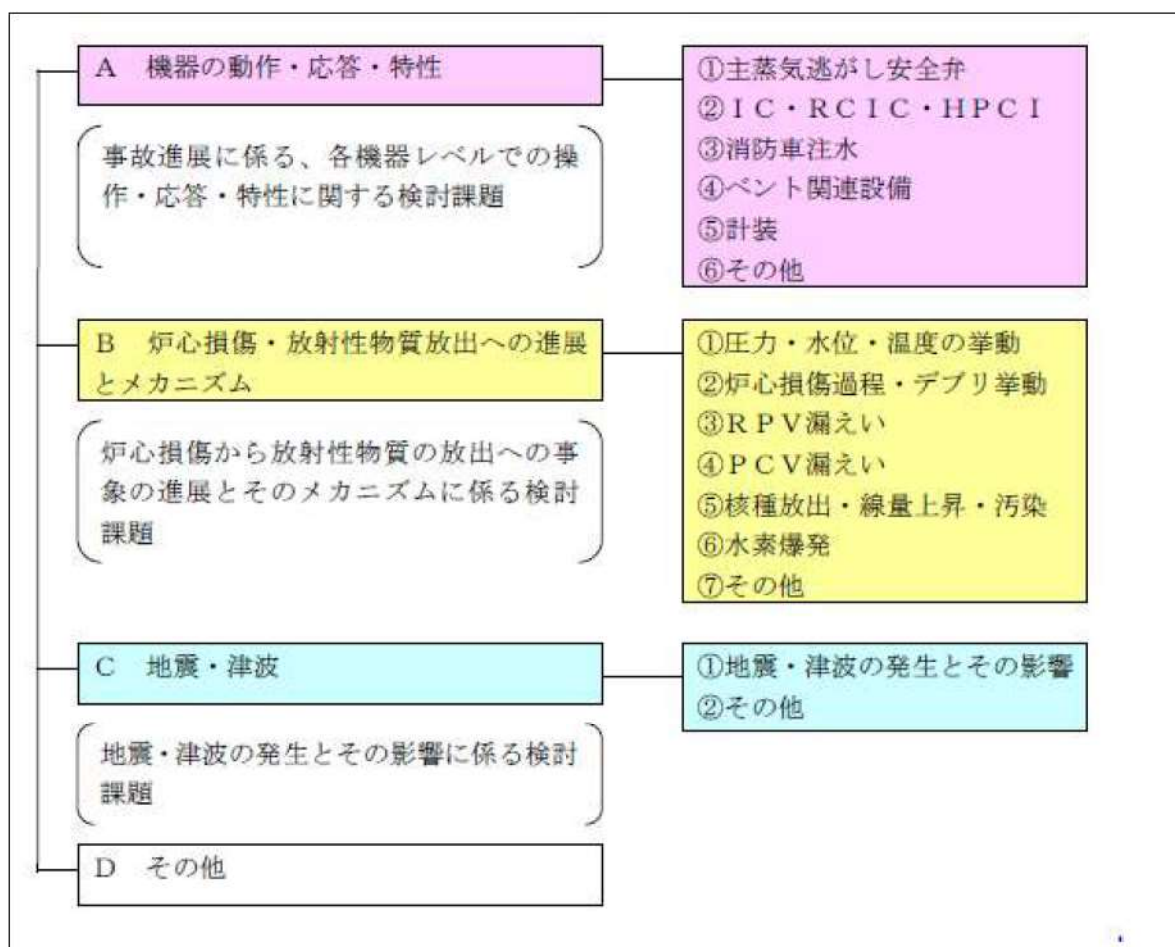


図1 東電報告書における福島第一原子力発電所事故未確認・未説明事項の分類
(報告書P.90より抜粋)

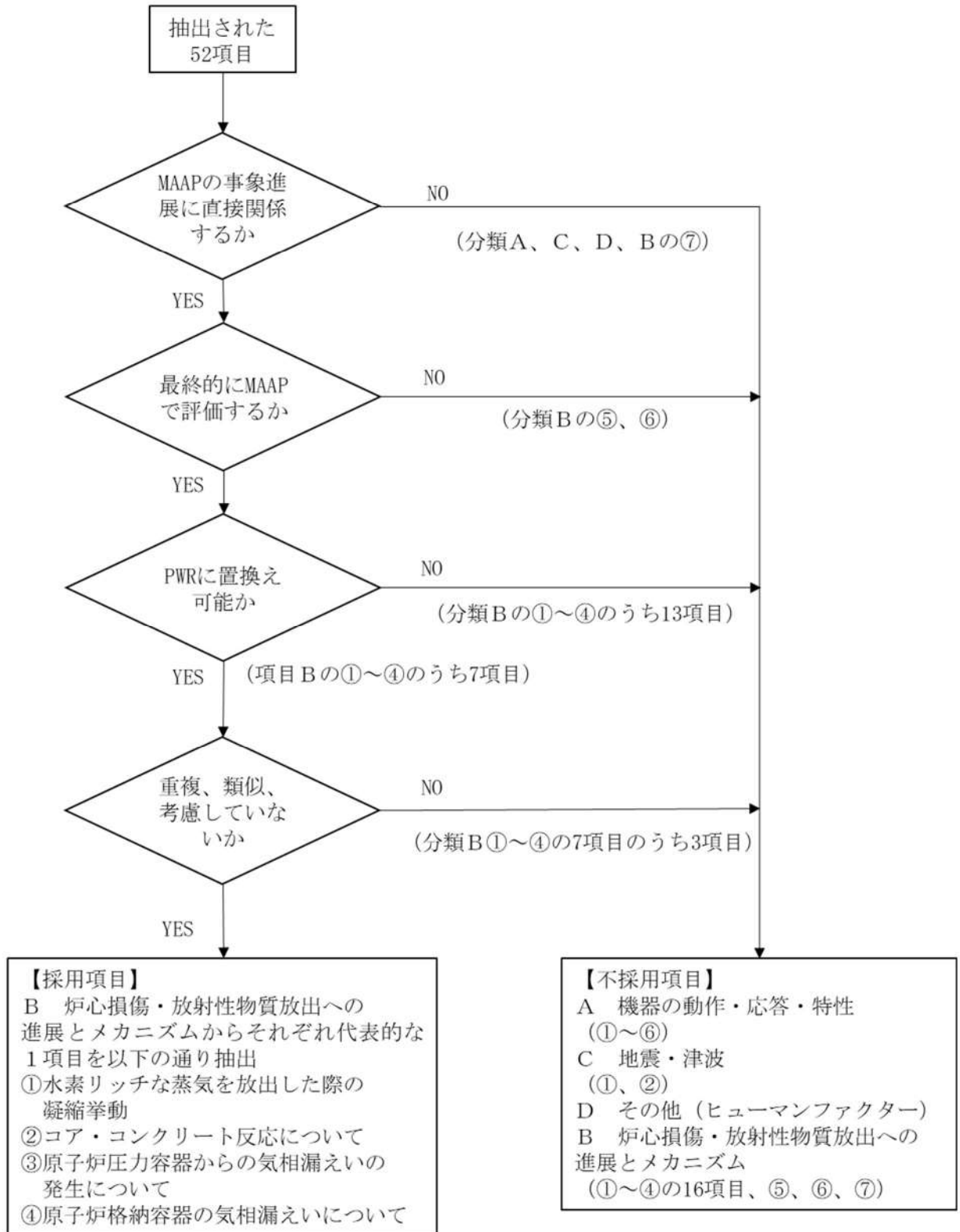


図2 福島第一原子力発電所事故未確認・未解明事項から有効性評価において留意すべき項目の選定フロー

表2 選定した7項目について

細分類	項目	採否
B①	2号機-7 強制減圧後の原子炉圧力の上昇について	不採用 主な要因は有効性評価にて 考慮済
	2号機-10 水素リッチな蒸気を放出した際の凝縮挙動	採用
	2号機-11 原子炉格納容器の気相漏えいについて	採用 ただし、概ね内容重複する ためB④1号機-6にて代表 させた
B②	共通-5 コア・コンクリート反応について	採用
B③	1号機-5 原子炉圧力容器の気相漏えいについて	採用
	3号機-9 原子炉圧力容器の気相漏えいについて	採用 ただし、概ね内容重複する ためB③1号機-5にて代表 させた
B④	1号機-6 原子炉格納容器の気相漏えいについて	採用

[参考文献]

- [1] 東京電力株式会社, “MAAP コードによる炉心・格納容器の状態の推定,” 平成 24 年 3 月 12 日
- [2] 東京電力ホールディングス株式会社, “福島第一原子力発電所 1~3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第 6 回進捗報告,” 2022 年 11 月 20 日
- [3] Electric Power Research Institute, “Modular Accident Analysis Program 5 (MAAP5) Applications Guidance, Desktop Reference for Using MAAP5 Software -Phase 3 Report,” November 2017
- [4] “IN-VESSEL CORE DEBRIS RETENTION AND COOLABILITY Workshop Proceedings”, 3-6 March 1998, Garching, Germany (NEA/CSNI/R(98)18).
- [5] D. F. Tsurikov, et al., “Main Results of the MASCA 1 and 2 Projects”, Russian Research Centre “KURCHATOV INSTITUTE”, OECD MASCA Project (2007).
- [6] M. T. Farmer, et al., “Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments”, Proc. of OECD/CSNI Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [7] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI Project Final Report”, OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).
- [8] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report”, OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).
- [9] Q. Zhou, C.Y. Paik, and P.B. McMinn, “Enhancements in MAAP5.03+ MCCI and Corium Coolability Models and Benchmarks against OECD CCI Tests,” NURETH-16, Chicago, IL, August 30-September 4, 2015.
- [10] Y. Kojima, et al., “MAAP Enhancements for Ascertaining and Analyzing Reactor Core Status in Fukushima Daiichi NPPs”, Proceedings of ICAPP2014, Charlotte, USA, April 6-9, 2014, Paper 14209.

(第3部 MAAPコード)

添付1 高圧熔融物放出／格納容器
雰囲気直接加熱の防止について

目次

1 まえがき	3.1-3
2 現象の概要	3.1-3
3 不確かさに関する整理.....	3.1-3
4 感度解析と評価	3.1-16
5 まとめ	3.1-84
添付 1-1 Surry 型原子炉下部キャビティの 1/ 42 スケール実験.....	3.1-85
添付 1-2 1 次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]近傍にて停滞する現象について	3.1-87
添付 1-3 熔融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に用いる係数の妥当性	3.1-91
添付 1-4 熔融デブリと原子炉容器の熱伝達におけるギャップ冷却	3.1-93

1 まえがき

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

2 現象の概要

熔融炉心が原子炉容器下部プレナムに落下し, 1次冷却材圧力が高压の状態, 原子炉容器下部ヘッドが破損すると, 熔融炉心が破損口から噴出し, その後, 高速のガス流によって, 熔融炉心が微粒子化して原子炉格納容器内に分散放出されるため, 原子炉格納容器内雰囲気を直接加熱し, 原子炉格納容器圧力及び温度が急上昇する。さらに, 熔融炉心の中に存在する金属成分が水と反応して水素ガスが発生し, さらに水素燃焼を伴うことによっても原子炉格納容器の加圧が促進される。

本事象に関しては, 米国において主として PWR について研究が行われており, 実験研究において, 原子炉格納容器区画内の内部構造物には熔融炉心を捕捉する効果があること, 放出された熔融炉心の粒子径は小さいため, 原子炉格納容器空間に移行する前に多くの保有熱を原子炉下部キャビティ等の雰囲気に伝達することがわかっている。また, 実験データに基づいて作成された DCH モデルによる PWR プラントの解析により, DCH による原子炉格納容器破損の可能性は低いことが示されている。このことから, 大型ドライ原子炉格納容器を有するプラントについては, HPME/DCH の原子炉格納容器健全性に対する脅威は小さいと結論付けている (NUREG/CR-6338)。

熔融炉心の分散放出は, 高压条件下で熔融炉心が 1次冷却系外に噴出される場合に発生するが, その圧力には閾値 (しきい値) があり, 1次冷却系を減圧させることにより, 熔融炉心の飛散を抑制あるいは緩和できることが知られている (添付 1-1 参照)。そこで, 国内 PWR プラントでは, HPME/DCH 発生の防止のための対策として, 炉心損傷検知後, 速やかに加圧器逃がし弁を手動開放し, 1次冷却系の圧力を 2.0 MPa [gage] 以下まで減圧させることとしており, その効果が重大事故対策の有効性評価において確認できる。

3 不確かさに関する整理

実験等による知見から, 熔融炉心の分散放出が無視できる 1次冷却材圧力は約 2.0 MPa [gage] と評価される。一方, 原子炉容器破損時の 1次冷却材圧力には不確かさがあると考えられる。

HPME/DCH 防止の有効性を評価するに当たって, 評価事故シーケンスとしては, 1次冷却系が高压条件である「外部電源喪失時に非常用所内交流電源が喪失し, 補助給水機能が喪失する事故」を選定し, 加圧器逃がし弁の手動開放により, 熔融炉心の飛散が生じないとされている 1次冷却材圧力約 2.0 MPa [gage] 以下まで減圧できることを示している。

本評価事故シーケンスにて想定する事象進展を図 3-1 に示す。泊 3 号炉の 1 次冷却材圧力の応答は図 3-2 に示すとおりであり、約 3.3 時間に 1 次冷却系強制減圧（加圧器逃がし弁手動開放）を行い、その後は、蓄圧タンク圧力（4.04MPa[gage]）以下まで減圧した時点で、蓄圧注入が開始され、蓄圧タンク圧力とともに緩やかに低下する。約 5.4 時間で溶融炉心が下部プレナムへ落下し始め、溶融炉心と冷却水の相互作用（原子炉容器内 FCI）により発生した水蒸気により過渡的に加圧されるが、加圧器逃がし弁は開放されており、速やかに減圧する。約 8.0 時間後に原子炉容器が破損に至るが、この時原子炉圧力は 1.4MPa[gage]であり、原子炉容器破損後は、原子炉格納容器圧力と均圧する。

上記の事象進展において、原子炉容器破損の時点での 1 次冷却材圧力に影響する要因としては、

- ・加圧器逃がし弁及び蓄圧タンクによる圧力変化
- ・下部プレナム部での溶融炉心と冷却水の相互作用（原子炉容器内 FCI）
- ・原子炉容器の破損時期

であり、それぞれについて不確かさの整理を行う。また、表 3-1 に原子炉容器破損時 1 次冷却材圧力（DCH 防止）の不確かさに関する整理結果を示す。図 3-3 に以下について整理した流れ図を示す。

（1）加圧器逃がし弁及び蓄圧タンクによる圧力変化

加圧器逃がし弁による減圧挙動そのものは、加圧器逃がし弁の容量、開放時の質量流量により決まる。弁容量は、プラント設計として設計圧力及び質量流量（気相）が定まっているが、その設計値に基づく値となるようコード内で弁口径が調整されるため、設計圧力に近い高压での弁質量流量の不確かさは小さい。低压での弁質量流量の不確かさについて以下のとおり整理する。

ここで、1 次冷却系強制減圧時点では加圧器内の保有水量がある程度減少していることから、気相単相での放出となる。気相単相の臨界流現象は、相変化を伴わない現象であるため、下記のように表すことができる。

$$G^2 = \left(\frac{2\gamma P_0}{\gamma - 1 V_0} \right) \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma}} \right\}$$

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

$$\frac{P_c}{P_0} = \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}}$$

となり、臨界質量流束 G_c は以下となる¹。

$$G_c^2 = \left(\frac{\gamma P_0}{V_0} \right) \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}$$

G_c : 臨界質量流束

P_0 : 上流側流体の圧力

P_b : 背圧

P_c : 臨界点の圧力

V_0 : 上流側流体の比体積 (密度の逆数)

γ : ポリトロップ指数

Henry-Fauske のモデルにおいても、蒸気単相の場合は上式が使用されている (Henry-Fauske のモデルのクオリティに 1 を代入すると上式となる)。図 3-3 は、Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量の計算結果を実験と比較した結果を示している (着目している気相単相領域を丸で囲っている)。図 3-4 に示されるとおり、この式で計算された臨界流量は実験と良く一致しており²、不確かさは小さい。したがって、蒸気単相流の弁質量流量の不確かさは小さいと言える。

以上より、質量流量について不確かさは小さいと考えられるが、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力に影響を与えることから、加圧器逃がし弁の質量流量の感度を確認する。

蓄圧タンクによる注入開始後の圧力挙動は、蓄圧タンク内圧と 1 次冷却材圧力の差压に基づき計算される注入流量と状態方程式により求められる蓄圧タンク内圧によるものであり、蓄圧タンクの条件はプラント設計に基づき決定されるため、注入流量の不確かさは小さいと考えられるが、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力に影響を与えることから、蓄圧注入の圧力損失の感度を確認する。

(2) 下部プレナム部での熔融炉心と冷却水の相互作用 (原子炉容器内 FCI)³

下部プレナム部での FCI は、細粒化した熔融炉心 (デブリ粒子) により下部プレナム残存水が加熱される際に水蒸気が発生し、圧力上昇 (圧力スパイク) を引き起こす現象であり、冷却水の状態、熔融炉心の状態及びこれらの相互作用として分けて考えることができることから、不確かさの要因として、

- ・冷却水の状態

¹ 日本原子力学会 熱流動部会 編, 気液二相流の数値計算, 朝倉書店, 1993 年

² R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.

³ 添付 3 熔融炉心と冷却水の相互作用について

- ・ 熔融炉心の落下速度と細粒化量
- ・ 冷却水とデブリ粒子の伝熱

に分けて考える。

冷却水の状態

原子炉容器内 FCI による水蒸気発生のは易さは水のサブクール度に依存し、加圧器逃がし弁開放後に 1 次冷却系が減圧する過程では減圧沸騰しており飽和水である。したがって、水蒸気発生のは易さの観点では、不確かさは小さいと言える。

また、下部プレナム部の冷却水の量に関しては、1 次冷却材の減圧沸騰に伴う減少と蓄圧注入による増加の結果であり、解析モデルは、一般的な質量及びエネルギー保存則に基づいており、不確かさは小さいと言える。

熔融炉心の落下速度と細粒化量

熔融炉心が下部プレナムに落下する際の急激な水蒸気発生は、熔融炉心と水の接触のは易さ（=接触面積）に依存する。即ち、

- ・ 熔融ジェットの落下径
- ・ デブリ粒子の生成割合

である。以下、それぞれの観点で検討する。なお、上記に加えて「デブリ粒子の径」についても接触面積に影響する要因であるが、冷却水とデブリ粒子の伝熱の観点で検討する。

a. 熔融ジェットの落下径

熔融炉心の下部プレナムへの落下は、物理現象としては、熔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熔融炉心のクラストが融解し、そこから熔融炉心が下部炉心支持板の開口部を通過し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、熔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熔融ジェットの落下径が小さい場合が考えられる。この観点で不確かさが存在し、熔融ジェットの落下径により、熔融炉心と水の接触面積が左右され、水蒸気発生の点で影響があることから、熔融ジェット径の感度を確認する必要がある。

b. デブリ粒子の生成割合

熔融炉心が冷却水に落下する際に、エントレインにより熔融炉心の一部が細粒化する。このときの細粒化量（細粒化速度）について、MAAP コードでは、Ricou-Spalding の式により計算を行う。Ricou-Spalding モデルは、エントレイン

量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、液-液混合問題において広く利用されている相関式である。

MAAP コードでは、Ricou-Spalding の式の比例係数であるエントレインメント係数について、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最確値を設定している。したがって、エントレインメント係数には不確かさが存在すると考えられることから、エントレインメント係数に関して感度を確認する。

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、水中にエントレインされたデブリ粒子と水との伝熱は蒸気膜に覆われた粒子の熱伝達（膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達）に関する相関式で表される。ここで、デブリ粒子と水との伝熱はデブリ粒子の数とデブリ粒子の径に依存する。

前述のとおり、溶融炉心のエントレイン量は、Ricou-Spalding の式により計算され、デブリ粒子の数はデブリ粒子の径により計算されることから、デブリ粒子の径がキーパラメータである。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、(UO₂ 及び ZrO₂) を用いた FCI の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が、解析において設定したデブリ粒子の径は、FCI の大規模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。したがって、この観点で不確かさが存在することから、デブリ粒子の径の感度を確認する。

(3) 原子炉容器破損時期

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

原子炉容器が破損する時期に関係する物理現象としては、炉心溶融進展や溶融炉心のリロケーションがある。炉心水位の低下及びジルコニウム-水反応により炉心上部からヒートアップして燃料被覆管や燃料が溶融して下部へ移動しそこで冷却されてクラストを形成する。あるいは、燃料被覆管が損傷すると燃料ペレットが崩壊して堆積する。その後、クラストや堆積した燃料ペレットが溶融し、溶融領域が拡大する。その際、炉内構造材の一部が溶融プールの中に溶け込む。さらに、溶融プール下部のクラストが破損し、溶融炉心が下部プレナムへ移行する。この間、1 次冷却系強制減圧によって蓄圧タンク水が炉心に断続的に注入される。MAAP コードでは

これらの物理現象を詳細に模擬しているが、現象自体に不確かさが存在し、今後も更なる知見の拡充が必要となる。原子炉容器破損時期に間接的に影響を与える要因としては、炉心ヒートアップ、炉心崩壊挙動、熔融炉心の伝熱が挙げられる。

MAAP コードでは原子炉容器の破損は、計装用案内管溶接部の破損、クリーブ破損等の複数の破損形態を模擬している。有効性評価では計装用案内管溶接部の破損が最初に発生するため、それ以外の破損形態を仮定することは原子炉容器破損を遅らせる方向となる。ここでは計装用案内管溶接部の破損に関する不確かさに着目し、感度解析を実施する。

これらの不確かさ要因について以下のとおり検討する。

炉心ヒートアップ

炉心水位が低下すると、燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際、燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウム-水反応による酸化反応熱が加わりヒートアップが加速される。また、炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され燃料被覆管バーストが発生し、さらに酸化反応を促進させる可能性がある。これらの挙動は原子炉容器破損時期に影響を与えるため、炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施する。

しかしながら、MAAP コードでは炉心ヒートアップ速度に対して直接感度を与えることができないため、炉心ヒートアップ速度に直接影響のあるパラメータとして、ジルコニウム-水反応速度を選定した。工学的判断から、不確かさとして 2 倍を考慮し、感度解析を実施する。

炉心崩壊挙動

炉心がヒートアップすると、燃料棒の体系から、燃料ペレットが崩壊した状態となる。燃料ペレットが崩壊すると、燃料棒体系の場合に比べて水蒸気による冷却が困難となり、熔融状態へ至る事象進展が早くなる。燃料棒の体系から燃料ペレットが崩壊した状態に移行する時間や温度には不確かさが存在することから、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度に関する感度解析を実施する。

熔融炉心と上面水プールとの伝熱

熔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、熔融炉心は冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。限界熱流束には不確かさがあり、これが小さい場合には、熔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、下部プレナム内の熔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。

溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達

溶融炉心が下部プレナムに堆積し原子炉容器との間にギャップが生じている状況では、そのギャップに水が浸入するため溶融炉心が冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの、溶融炉心重量が多い場合にはギャップ幅が小さくなり、気液対向流現象によりギャップに十分な水が流れ込まないことも報告されている⁴。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実施する。

原子炉容器破損判定

計装用案内管溶接部の破損については、せん断応力による判定と歪みによる判定を併用している。せん断応力による判定では、データに基づく温度依存の限界せん断応力との比較によって破損判定を行っており、不確かさは小さいと判断している。一方、歪みによる判定では、破損時の最大歪みをインプットとして与え、これとの比較によって破損判定を行っている。後者については不確かさがあると考えられ、溶接部破損時の最大歪みに関する感度解析を実施する。

⁴ K. Kang, et, al., Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms, Journal of Nuclear Science and Technology, 2006

表 3-1 DCH 防止の不確かさに関する整理結果 (1/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
加压器逃がし弁による 圧力変化	加压器逃がし弁開によって、1次冷却水が放出され、その過程で1次冷却系が減圧沸騰すると想定される。	サブクールから二相状態まで適用可能な臨界流モデル及び臨界流にならない場合は差圧に基づき質量流量を計算するモデルを使用して評価される。	加压器逃がし弁質量流量 (4. (1) にて感度解析実施)
蓄圧タンクによる圧力 変化	過熱炉心に蓄圧タンク水が注入されるため、水蒸気発生によって1次冷却材圧力が上昇し、1次冷却材圧力が上昇すると蓄圧注入が停止することを繰り返すと想定される。	蓄圧タンク内圧と1次冷却材圧力の差圧に基づき計算される注入流量と状態方程式により求められる蓄圧タンク内圧によって評価される。	蓄圧注入の圧力損失 (4. (2) にて感度解析実施)
冷却水の状態	1次冷却系強制減圧によって、冷却水は減圧沸騰すると想定される。	一般的な質量及びエネルギー保存則に基づいて評価される。	減圧沸騰状態であり、不確かさは小さく、感度解析不要
溶融ジェットの落下径	溶融炉心によって下部クラストが破損し、下部炉心支持板の開口部に沿って、溶融炉心が下部プレナムに落下すると想定される。	ジェット径は下部炉心支持板の開口部面積を等価直径として入力。	破損口径 (4. (3) にて感度解析実施)
デブリ粒子の生成割合	デブリジェット径が大きいため、水中に落下する溶融炉心の内、エントレインメント部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型のデブリジェットに対して、Ricou-Spalding 相関式によって評価される。	エントレインメント係数 (4. (4) にて感度解析実施)
冷却水とデブリ粒子の 伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達による熱流束によって評価される。	デブリ粒子の径 (4. (5) にて感度解析実施)

表 3-1 DCH 防止の不確かさに関する整理結果 (2/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
炉心ヒートアップ	炉心露出状態において、崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度が上昇すると想定される。	炉心露出状態において、崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度上昇が評価される。	ジルコニウム-水反応速度 (4. (6) にて感度解析実施)
炉心崩壊挙動	燃料被覆管が酸化反応によって脆化し、燃料ペレットが崩壊して流路に堆積すると想定される。	炉心の温度履歴に応じて、燃料ペレットが崩壊した状態として評価される。	ペレット崩壊時間及び温度 (4. (7) にて感度解析実施)
溶融炉心と上面水プールとの伝熱	溶融プール、クラスト、金属層の上に粒子ベッドが堆積し、蓄圧注入水が断続的に炉心に注入されるものの、注入量は限られるため、粒子ベッドはいずれ溶融すると想定される。	粒子ベッド状の発熱体に対する限界熱流束によって評価される。	限界熱流束に係る係数 (4. (8) にて感度解析実施)
溶融炉心と原子炉容器間の伝熱	原子炉容器がクリーブしているため、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が、注入量は限られるため、原子炉容器はいずれ破損すると想定される。	溶融炉心と原子炉容器の間のギャップでの限界熱流束に係る係数を入力。	下部プレナムギャップ除熱量に係る係数 (4. (9) にて感度解析実施)
原子炉容器破損判定	貫通部のせん断応力、貫通部の歪み、原子炉容器本体のクリーブ等によって原子炉容器が破損すると想定される。	貫通部のせん断応力、貫通部の歪み、原子炉容器本体のクリーブ損傷割合等から原子炉容器破損が評価される。	溶接部破損時の最大歪み (4. (10) にて感度解析実施)

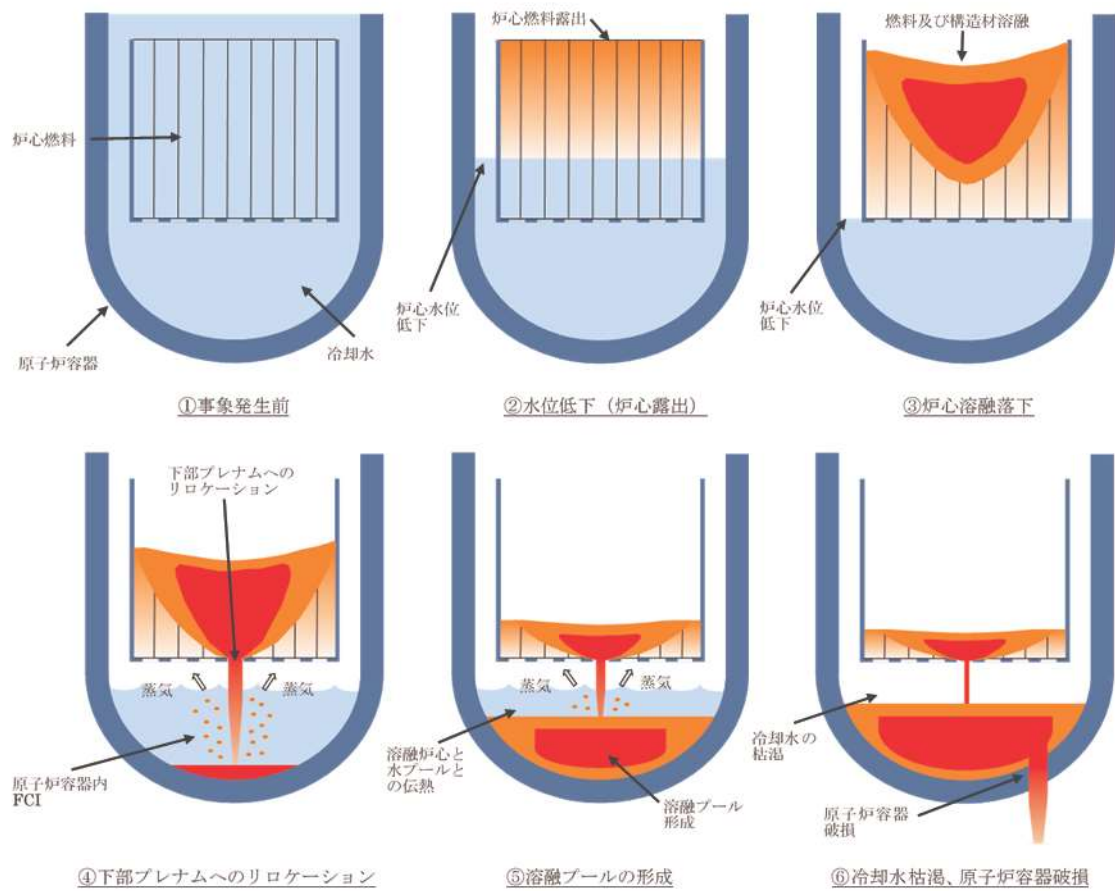


図 3-1 HPME/DCH 防止の有効性評価において想定する事象

崩壊熱が低下し2次冷却系除熱により減圧するが、2次冷却系水位が低下して伝熱管が露出すると再び圧力は上昇する。

*: 加圧器逃がしタンク（内圧）と、原子炉格納容器圧力（外圧）を監視し、ラプチャディスクの作動する内外圧の差に到達したときに原子炉格納容器へ蒸気が放出

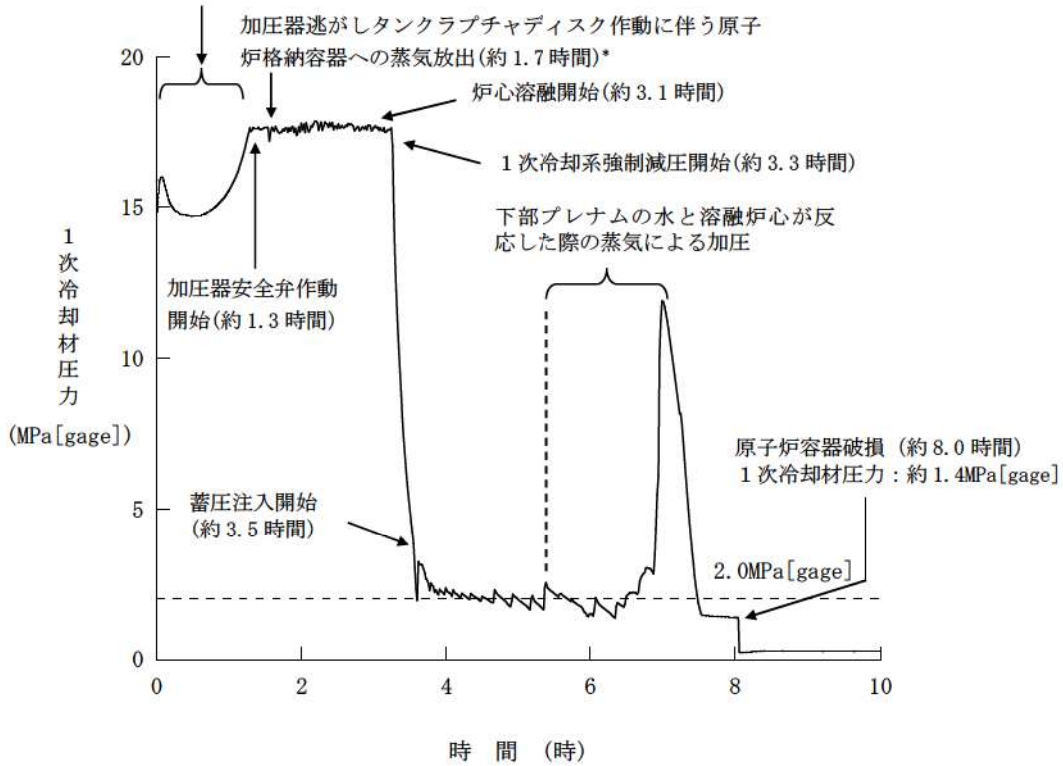


図 3-2 「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」における1次冷却材圧力の推移

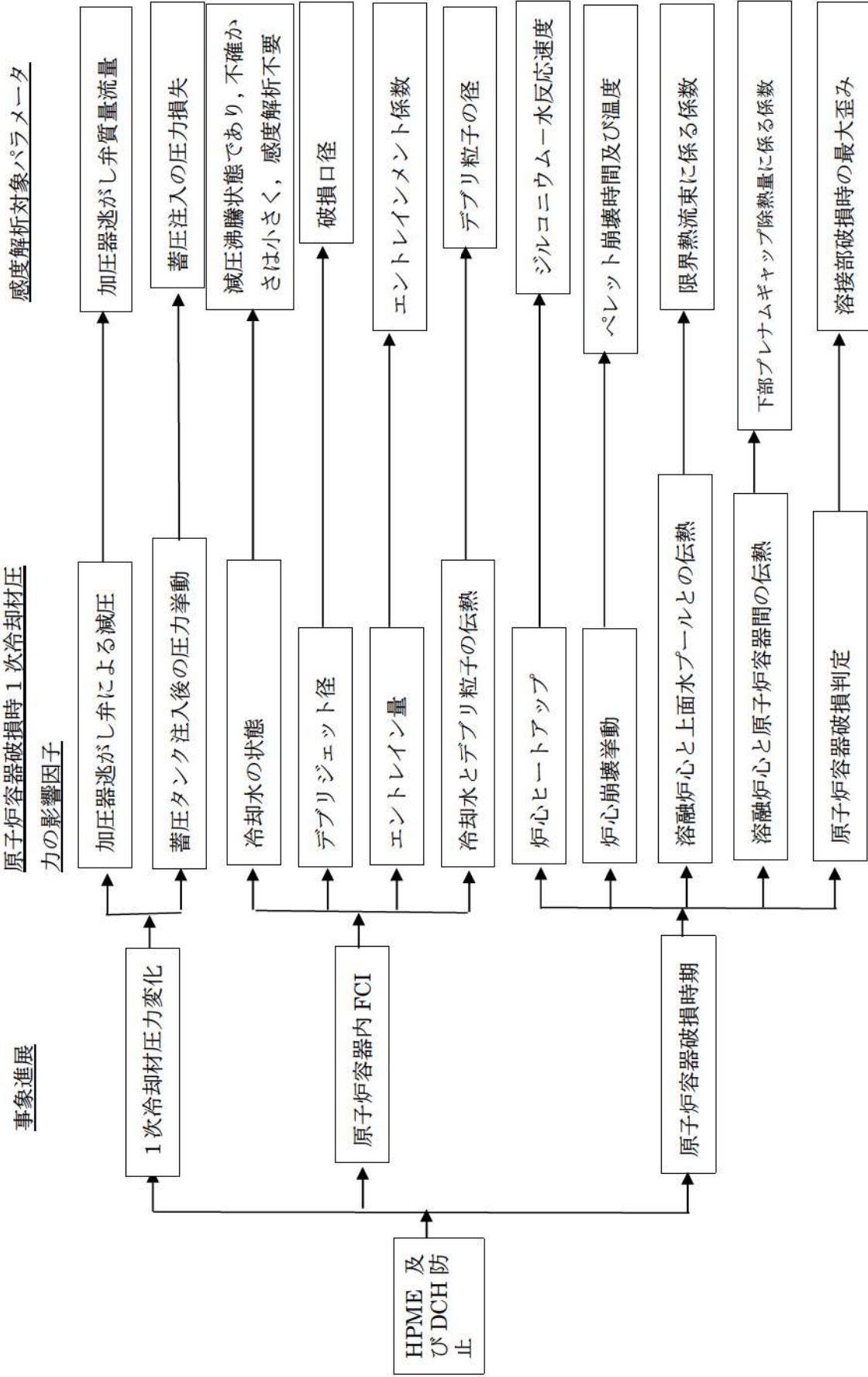


図 3-3 HPME 及び DCH 防止における不確かさに関する流れ図

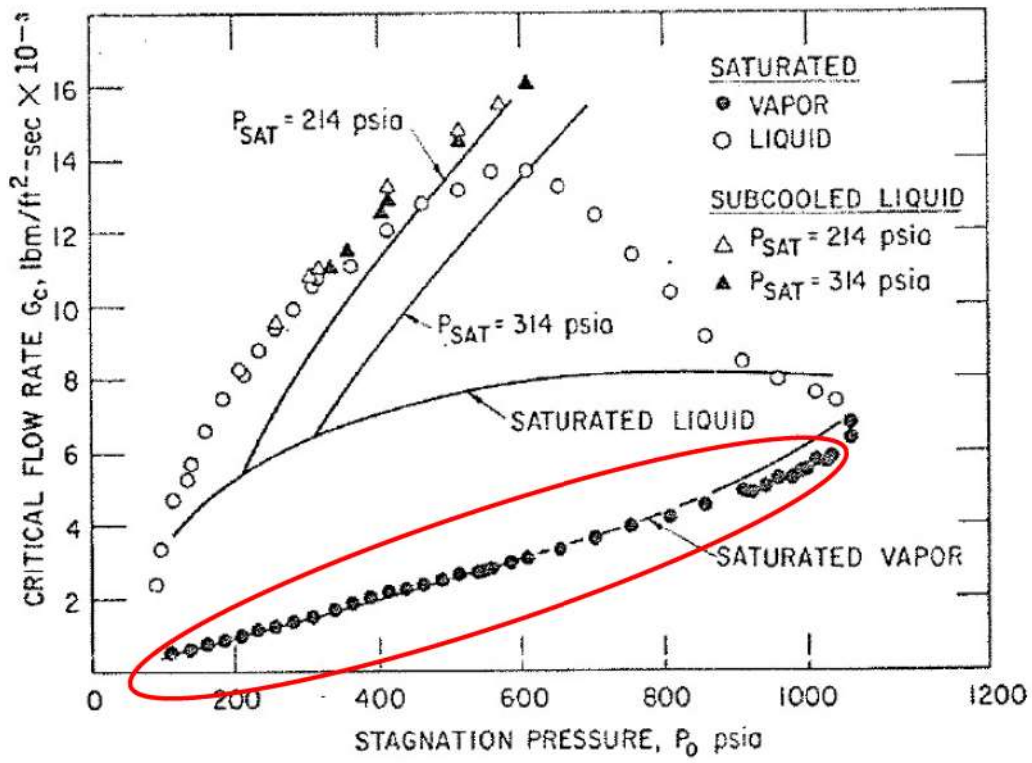


図 3-4 Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量と実験との比較

4 感度解析と評価

4.1 パラメータ感度解析

3章において抽出したパラメータに関して感度解析によりその影響程度を把握した。感度解析のベースケースは、4ループプラントの「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」である。

(1) 加圧器逃がし弁の質量流量

解析条件

加圧器逃がし弁質量流量はプラント設計に基づき設定しているが、加圧器逃がし弁の質量流量は1次冷却系強制減圧時の1次冷却材圧力に影響を与えるため、感度を確認する。質量流量として、ベースケースでは設計値(下限値)を与えているが、感度を確認するために、設計値を上回る値として10%増を設定する。

項目	加圧器逃がし弁の質量流量	設定根拠
ベースケース	設計値(下限値)	プラント設計に基づく値
感度解析ケース	設計値+10%	プラント設計に基づく値の10%増

解析結果

図4-1-1~4-1-8に、加圧器逃がし弁の質量流量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加圧器逃がし弁による1次冷却系強制減圧開始以降に現れる。約3.3時間時点で、加圧器逃がし弁開による1次冷却系強制減圧により1次冷却材圧力は急減する。感度解析ケースでは、弁質量流量を増加させていることから、圧力の低下がより急峻になる。その結果、蓄圧注入系からの注入流量が増加することから、炉心が冷却される期間が長くなり、原子炉容器破損時刻はベースケースと比較して遅くなっている。原子炉容器破損時点での1次冷却材圧力については、ベースケースと同様に2.0MPa[gage]を下回っている。

また、原子炉容器破損の損傷割合については、いずれのケースにおいても計装用案内管溶接部破損の損傷割合の方がクリープ破損の損傷割合よりも先に1に到達し、計装用案内管溶接部が破損していることがわかる。

熔融炉心は、下部プレナムへの熔融物移動開始以降、下部プレナムに堆積し始める。また、このとき下部ヘッドの壁と熔融物の間のギャップ水による除熱が有効になる。下部プレナム水量は、熔融炉心からの伝熱により液相が蒸発し早期に水が無

くなる状態（ドライアウト）に至り、ドライアウトと同時にギャップ水による除熱も無くなる。その後、原子炉容器の貫通部の溶接部が熔融炉心により加熱されることで原子炉容器表面温度が上昇し、原子炉容器破損に至る。

図 4-1-4 に原子炉容器表面温度として破損ノードの表面温度を記載しており、破損した貫通部の位置は、下部プレナム内容融炉心量が約 30t となる高さに相当する。これは、原子炉容器破損後に、破損口より低い位置の熔融炉心が下部プレナムに残留することからも確認できる。原子炉容器破損については、下部プレナム内の熔融炉心高さが破損位置に到達して以降、温度上昇が顕著となり、液相がドライアウトしていることと合わせて、原子炉容器壁破損個所の温度は上昇し、その結果、貫通部の破損割合が 1 となった時点で原子炉容器破損に至る。この現象は、以降の感度解析ケースにおいても同様である。

評価

加压器逃がし弁の質量流量の 1 次冷却材圧力挙動に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(2) 蓄圧注入の流動抵抗

解析条件

蓄圧タンクの条件はプラント設計に基づき決定されるため、圧力損失についても不確かさは小さいと考えられるが、1 次冷却系強制減圧時の 1 次冷却材圧力に影響を与えるため、感度を確認する。圧力損失として、ベースケースではプラント設計に基づく を与えているが、感度を確認するために、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	<input type="checkbox"/>	プラント設計に基づく値
感度解析ケース	<input type="checkbox"/>	プラント設計に基づく値の 50% 増

解析結果

図 4-2-1～4-2-8 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、加压器逃がし弁開による 1 次冷却系強制減圧により 1 次冷却材圧力は急減し、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 時間以降の挙動も、ベースケースと感度解析ケースでわずかに差異はあるものの 1 次冷却材圧力挙動及び原子炉容器破損時刻共にほぼ同じ結果となっている。

また、原子炉容器破損の損傷割合については、いずれのケースにおいても計装用案内管溶接部破損の損傷割合の方がクリープ破損の損傷割合よりも先に1に到達し、計装用案内管溶接部が破損していることがわかる。

評価

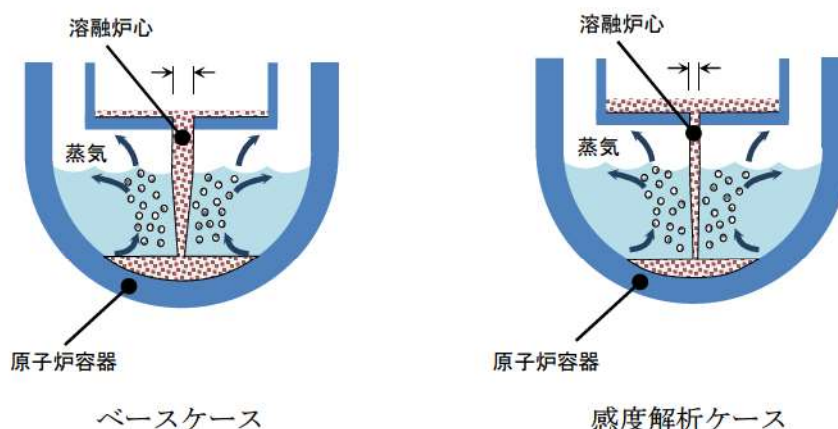
蓄圧注入の流動抵抗の1次冷却材圧力挙動に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(3) 溶融ジェット径

解析条件

溶融ジェットの径には不確かさがあり、径が小さい場合にエントレイン量が増加することから、圧スパイクが大きくなると考えられる。溶融ジェット初期径として、ベースケースでは下部炉心支持板の水力等価直径である \square_m を与えているが、感度解析としてクラスト破損面積が小さくなる場合を想定し、その1/2倍の \square_m を設定する。感度解析ケースでは炉心あるいは下部プレナムから落下する溶融炉心（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くても、細粒化量はほとんど変化なく、感度を確認する上では1/2倍のジェット径を確認すれば十分である。

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



解析結果

図 4-3-1～4-3-8 に、溶融ジェット径の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースとで、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へ移行するのは、溶融プールの下に形成されたクラストが破損し、下部炉心支持板の流路から溶融炉心が下部プレナムへ流れ落ちるためである。溶融ジェット径の最大値は下部炉心支持板の水力等価直径となる。溶融炉心の下部プレナムへの移行後は、溶融ジェット径を小さくしたケースにおいて、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加している。粒子化割合が増加した結果圧カスパイクも大きくなり、圧力上昇幅は感度解析ケースの方が約 3.7MPa 高くなっている。しかし、1 次冷却系強制減圧を継続していることから、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力については、ベースケースと同様に 2.0MPa[gage]を下回っている。一方、感度解析ケースでは原子炉容器破損の時期が若干早くなっている。これは、溶融炉心が下部プレナムへ移行した時に下部プレナム内の水が早く蒸発するためである。

また、原子炉容器破損の損傷割合については、いずれのケースにおいても計装用案内管溶接部破損の損傷割合の方がクリーブ破損の損傷割合よりも先に 1 に到達し、計装用案内管溶接部が破損していることがわかる。しかしながら、クリーブ破損の損傷割合についても、計装用案内管溶接部が破損すると同時に、損傷割合が増大している。このように破損想定には不確かさがあるものの、原子炉容器破損の時期については大きな相違は見られない。

評価

溶融ジェット径の圧カスパイクに対する感度は約 3.7MPa あるものの、原子炉容器破損の時点での圧力に対する感度は小さいため、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

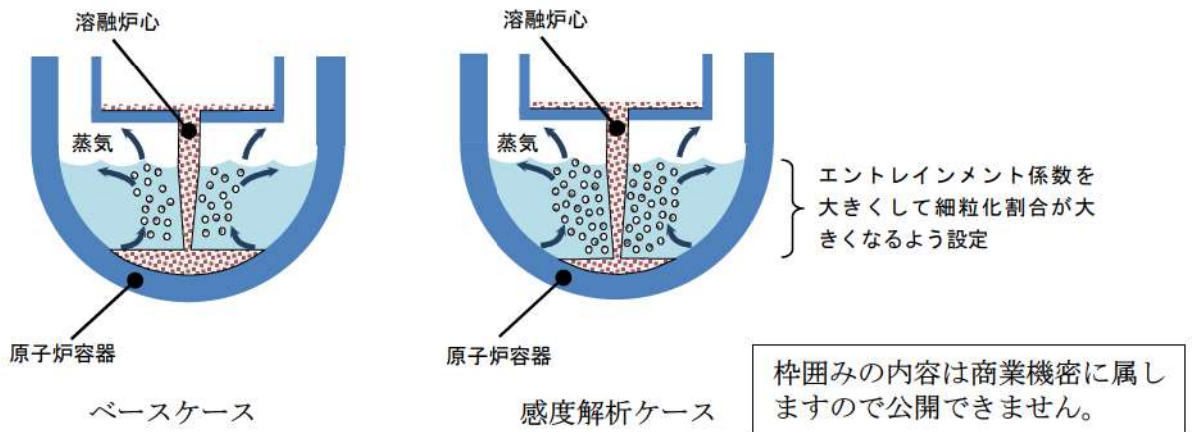
(4) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

解析条件

細粒化割合には不確かさがあり、細粒化割合が大きい場合に圧カスパイクが大きくなると考えられる。エントレインメント係数はベースケースでは を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP コードの当該変数の推奨範囲 (~) のうち最も大きい値、即ち、細粒化割合が大きく評価される値である を設定する。なお、推奨範囲とは、FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲のことである。FCI の大規模実験の条件として、水プールの水深は 0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K、雰囲気圧力条件は 2~5.8 MPa (高圧条件)、0.2~0.5MPa (低圧条件) を考慮している。一方、溶融炉心が原子炉容器下部プレナムへ落下する時点の特徴的な条件では、下部プレナムの水位は 1~2m、原子炉容器内の冷却水は飽和状態、雰囲気圧力は約 2.0MPa[gage]であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を包絡する。したがって、実験で検討された範囲

に対して感度を確認すれば十分といえる。なお、デブリジェット径については、実験条件と実機条件に差があり、実機条件における径の方が大きい。このため、実機条件では細粒化される溶融炉心は一部であり、残りの大部分は連続層のまま原子炉下部キャビティ床に堆積すると考えられる。実験ではジェット径に対して水深が深いため、ジェットの先端が床に到達せず、ほとんどすべての溶融炉心が細粒化されており、この条件に対してエントレインメント係数の幅が評価されている。したがって、実機条件のように、ジェット径に対する水深が浅い場合には、エントレインメント係数はより小さく評価されると考えられる。実機条件に対して当該変数推奨値の最大値を与えて感度解析を実施することは、実現象よりも FCI の影響を過大に評価することになる。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	当該変数推奨範囲の最大値



解析結果

図 4-4-1～4-4-8 に、エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースとで、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。約 5.5 時間の時点で溶融炉心の下部プレナムへの移行が生じており、そのときの 1 次冷却材圧力の上昇は、感度解析ケースの方が約 1.8MPa 高い結果となっている。これは、エントレインメント係数を大きくすることで細粒化が進み、水との接触面積が大きくなり、水蒸気を短期間に発生させる効果があるためである。しかしながら、1 次冷却系強制減圧が継続していることから、原子炉容器破損の時点では 1 次冷却材圧力は約 1.8MPa [gage] と同程度の値となっている。一方、感度解析ケースでは原子炉容器破損の時期が若干早くなっている。これは、溶融炉心が下部プレナムへ移行した時に下部プレナム内の水が早く蒸発するため

ある。

また、原子炉容器破損の損傷割合については、いずれのケースにおいても計装用案内管溶接部破損の損傷割合の方がクリーブ破損の損傷割合よりも先に1に到達し、計装用案内管溶接部が破損していることがわかる。しかしながら、クリーブ破損の損傷割合についても、計装用案内管溶接部が破損すると同時期に、損傷割合が増大している。このように破損想定には不確かさがあるものの、原子炉容器破損の時期については大きな相違は見られない。

評価

エントレインメント割合の圧カスパイクに対する感度は約1.8MPaあるものの、原子炉容器破損の時点での圧力に対する感度は小さいため、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

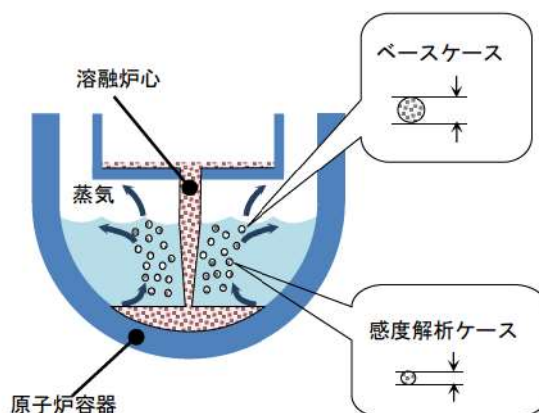
(5) デブリ粒子の径

解析条件

粒子径には不確かさがあり、粒子径が小さい場合に圧カスパイクが大きくなると考えられる。粒子径は、ベースケースではFCIの大規模実験に基づく [] を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAPコードの当該変数の推奨範囲 ([] ~ []) のうち最も小さい値、即ち、デブリ粒子径が小さく評価される値である [] を設定する。なお、推奨範囲とは、FCIの大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲のことである。FCIの大規模実験の条件として、水プールの水深は0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K、雰囲気圧力条件は2~5.8MPa（高圧条件）、0.2~0.5MPa（低圧条件）を考慮している。一方、溶融炉心が原子炉容器下部プレナムへ落下する時点の特徴的な条件では、下部プレナムの水位は1~2m、原子炉容器内の冷却水は飽和状態、雰囲気圧力は約2.0MPa[gage]であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を包絡する。したがって、実験で検討された範囲に対して感度を確認すれば十分といえる。なお、デブリジェット径については、実験条件と実機条件に差があり、実機条件における径の方が大きい。しかし、細粒化したデブリ粒子の径については、溶融炉心の表面張力とジェット速度によって決まるものであり、ジェット径には依存しないと言える。

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	[]	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	[]	当該変数推奨範囲の最小値

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。



解析結果

図 4-5-1～4-5-8 に、デブリ粒子の径の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースとで、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。約 5.5 時間の時点で溶融炉心の下部プレナムへの落下が生じている。感度解析ケースにおいては粒子径が小さくなっていることから、圧カスパイクによる上昇幅はベースケースに比較して大きくなっているものの、感度としてはわずかである。また、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力については、ベースケースと同様に 2.0MPa[gage]を下回っている。また、ベースケースと感度解析ケースでは原子炉容器破損の時期はほぼ同じ結果となっている。これは、溶融炉心が下部プレナムへ移行した時の圧力上昇挙動が同等であるためである。

また、原子炉容器破損の損傷割合については、いずれのケースにおいても計装用案内管溶接部破損の損傷割合の方がクリーブ破損の損傷割合よりも先に 1 に到達し、計装用案内管溶接部が破損していることがわかる。しかしながら、クリーブ破損の損傷割合についても、計装用案内管溶接部が破損すると同時に、損傷割合が増大している。このように破損想定には不確かさがあるものの、原子炉容器破損の時期については大きな相違は見られない。

以上、デブリ粒子の径に関しては、約 3 割小さくした場合（粒子径ファクタ → ）でも、1 次冷却材圧力の挙動にはほとんど影響しない結果となった。

評価

デブリ粒子径の圧カスパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

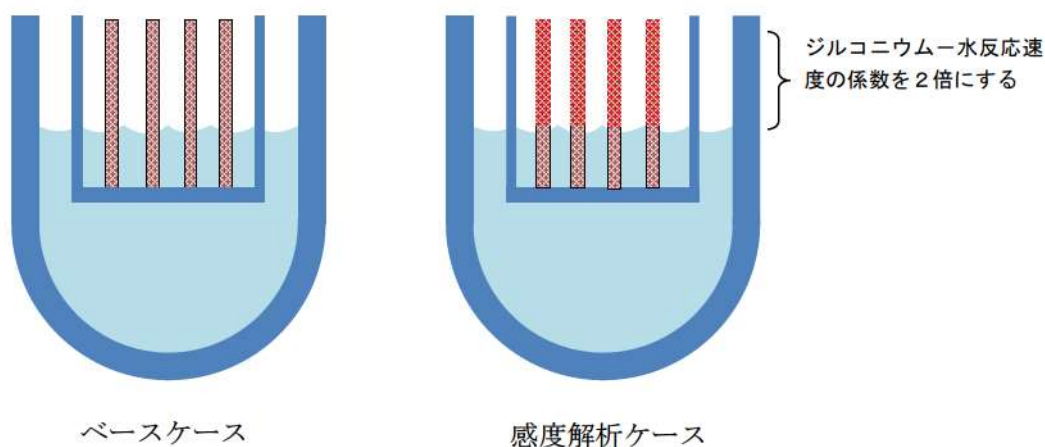
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(6) ジルコニウム-水反応速度

解析条件

炉心のヒートアップ速度には不確かさがあるため、ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度を選定した。ジルコニウム-水反応速度の感度をみるため、ジルコニウム-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乘じる係数（ジルコニウム-水反応速度の係数）はジルコニウム-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大きくなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が早まる方向へ作用する。この係数は、ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき1倍を与えている。これは、ヒートアップ時には燃料被覆管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



解析結果

図 4-6-1～4-6-8 に、ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度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炉心露出以降に現れる。ヒートアップ時のジルコニウム-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。また、加圧器逃がし弁開による強制減圧も、炉心溶融開始後 10 分での操作を仮定していることから、約 4 分早期に行われる。さらに、酸化反応熱が増加することで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は約 14 分早くなっている。以上のように、感度解析ケースにおいては事象の進展が約 14 分早くなるものの、原子炉容器破損の時点での 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

なお、燃料被覆管酸化反応の特徴について JAERI 文献⁵によると、雰囲気の変化が燃料被覆管酸化反応に与える影響として、Zr-水反応によって生じた水素濃度が高くなると、燃料被覆管酸化反応速度が著しく低下することが報告されている。これは水素濃度が増大することによって水蒸気濃度が低下することで、燃料被覆管酸化反応が遅くなるという負のフィードバックが働くためである。MAAP コードでもこの挙動は模擬されており、水蒸気の金属表面への拡散速度は、水蒸気質量フラクションに依存する取扱いとなっている。水素が発生し、水素質量フラクションが大きくなることにより、水蒸気質量フラクションが小さくなり、金属表面への水蒸気の拡散速度も小さくなることから、ジルコニウム-水反応速度が抑制される取扱いとなっている。

以上から、炉心ヒートアップ速度が速くなると、初期には水素生成が進むが、水素濃度が高くなると、燃料被覆管酸化反応は抑制される方向になる。また、本感度解析ケースでは、炉心ヒートアップ速度に直接影響のあるパラメータとして、ジルコニウム-水反応速度を選定しているが、実際の燃料被覆管表面積は一定であることから水素生成量はベースケースを著しく上回ることはないと考えられる。

有効性評価の水素燃焼評価では、大破断 LOCA シーケンスを想定しており原子炉容器の下部ヘッドが破損するまでに、全炉心内のジルコニウム量の 75%が水と反応するものとしている。本感度解析では、全交流動力電源喪失+補助給水失敗のシーケンスにてヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度の係数を 2 倍とした感度解析条件においても、水素生成量は有効性評価の水素燃料評価の条件で包絡できることを確認した。

⁵ JAERI-M 84-055 「炉心損傷事故解析及び研究の現状 - 炉心損傷事故調査解析タスクフォース報告書-」 1984 年 3 月

評価

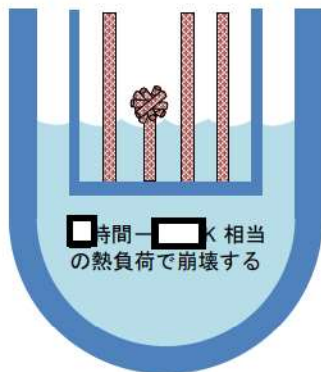
ヒートアップ時のジルコニウム-水反応速度は、2 倍のふり幅でも事象進展の速さに対する感度は約 14 分であり、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

(7) 燃料ペレットが崩壊する時間及び温度

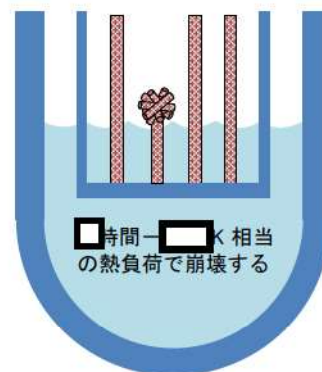
解析条件

炉心がある温度に達してから、燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは、一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）には、不確かさがあると考えられるため、感度を確認する。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ことを想定する。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	<input type="text"/> 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	<input type="text"/> K	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	<input type="text"/> K	燃料ペレットが崩壊する時間を早めるように設定



ベースケース



感度解析ケース

解析結果

図 4-7-1～4-7-8 に、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。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。その結果、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。また、感度解析ケースでは炉心溶融の進展が早いことから、初回の下部プレナムへのリロケーション量も多いため、圧カスパイクのピーク値も約 4.3MPa 高くなっている。このように、燃料ペレットの崩壊の判定は圧カスパイク及び原子炉容器破損時刻に感度があるものの、感度解析ケースにおいても原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

評価

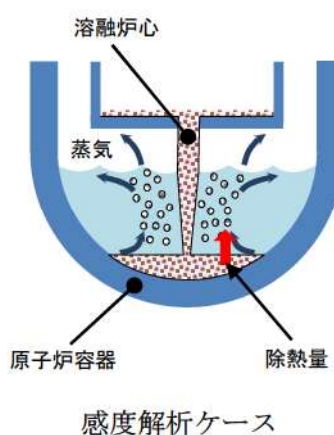
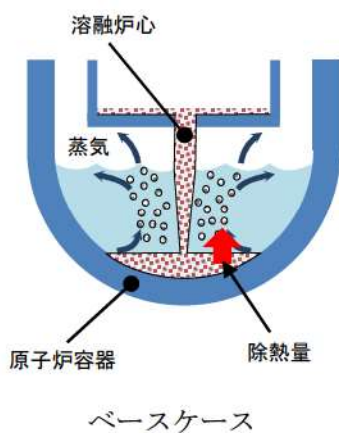
燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度は、原子炉容器破損時刻に対して約 26 分あるが、原子炉容器破損の時点での 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。よって、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(8) 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

解析条件

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の熱伝達には不確かさがあり、ベースケースでは、限界熱流束にかかる係数として 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として を設定する。

項目	限界熱流束にかかる係数	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/>	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	<input type="text"/>	水への熱伝達が制限される値



解析結果

図 4-8-1～4-8-8 に、下部プレナム内の溶融炉心溶融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。

評価

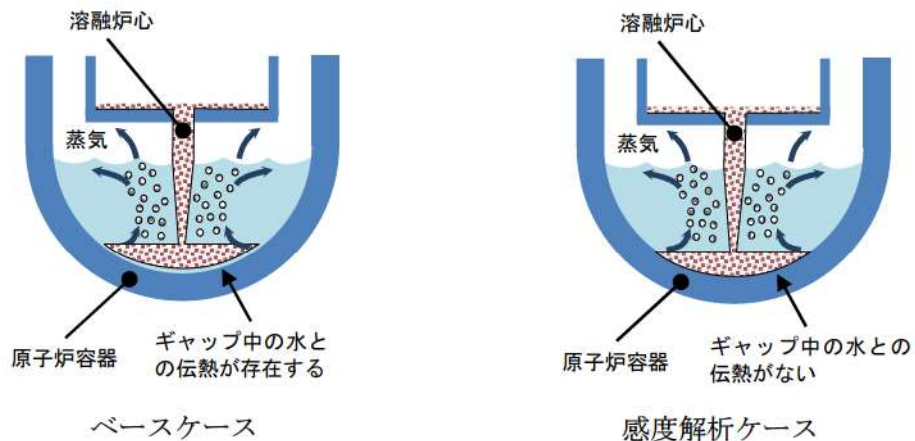
下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束の原子炉容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

(9) 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達

解析条件

溶融炉心と下部プレナムのギャップに存在する水による除熱量には不確かさがあり、ベースケースではギャップへの熱流束にかかる係数として を与えている。この係数は、下部プレナムギャップの水による除熱量に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、溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模擬するための設定として係数を とした評価を実施する。

項目	下部プレナムギャップの除熱量にかかる係数	設定根拠
ベースケース	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	<input type="checkbox"/>	溶融炉心と下部プレナムが接触



解析結果

図 4-9-1～4-9-8 に、下部プレナム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드의温度が若干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わずかだ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 次冷却材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。また、いずれのケースも原子炉容器破損時点において、1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

評価

溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達の原子炉容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

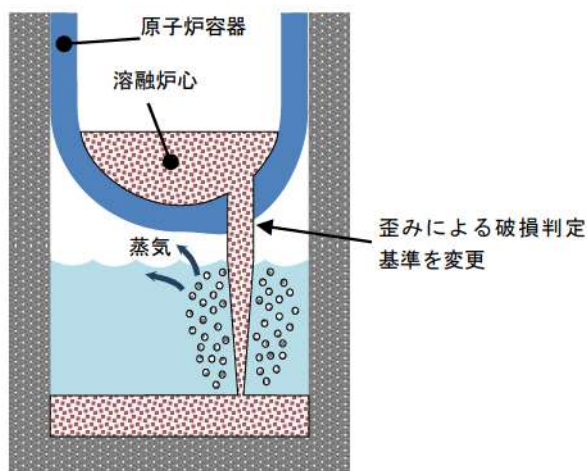
(10) 溶接部破損時の最大歪み

解析条件

溶接部破損は、時々刻々の溶接部の歪み量と、最大歪みを比較することで判定している。ここで、溶接部破損時の最大歪みとして、ベースケースでは を与えているが、不確かさがあると考えられることから、感度を確認するためにその 1/10 倍の を設定する。

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。

項目	溶接部破損時の最大歪み	設定根拠
ベースケース	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	実験の不確かさを大幅に上回る設定として、1/10倍



解析結果

図 4-10-1～4-10-8 に、溶接部破損時の最大歪み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熔融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。本ケースは、原子炉容器破損に至る判定の基準を変更したものであるため、溶接部が破損する時点までの1次冷却材圧力の挙動は同等である。クリープ及び溶接部破損割合は破損しきい値に対する割合を示したものであることから、熔融炉心の下部プレナムへのリロケーション後、下部ヘッドに歪みが生じ始めた時点でベースケースと感度解析ケースでは差異が生じる。感度解析ケースにおいては、溶接部破損時の最大歪みを1/10倍としたことで、クリープ及び溶接部破損割合がベースケースよりも早く上昇し、原子炉容器破損の時刻が早まっていることが分かる。ただし、原子炉容器破損時間の変化としては約5分であり、感度解析ケースにおいても溶接部破損時点での1次冷却材圧力は2.0MPa[gage]を下回っている。

なお、感度解析ケースにおいて、原子炉容器破損位置は他のケースと異なり原子炉容器最下部のノードとなっており、原子炉容器表面温度として最下部の値を記載している。最下部ノードの表面温度は、リロケーションの直後から上昇するが、水による除熱が持続することから上昇はベースケースに比較して緩やかである。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

評価

溶接部破損時の最大歪みの感度は、原子炉容器破損時刻に対して約5分であり、感度は小さいと言える。よって、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。

(1.1) 感度解析パラメータの組合せ

抽出したパラメータによる感度解析の結果、図4に示すとおり、いずれのケースにおいても、原子炉容器下部プレナムに冷却水が存在する間は熔融炉心と上面の水あるいは原子炉容器壁との間のギャップ水への伝熱によって原子炉容器壁の温度は上がらず、冷却水がドライアウトした後に、熔融炉心から原子炉容器壁への直接的な伝熱によって原子炉容器壁の温度が上昇し、貫通部の溶接部破損若しくはクリープ破損に至ることを確認した。

1次冷却材圧力挙動は、図3-1に示したとおり、下部プレナムへの熔融炉心落下後、圧力スパイクが発生し、その後下部プレナム内の1次冷却材の蒸発により、1次冷却材が減少し、蒸発量が減少することで1次冷却材圧力は減少に転じ、蓄圧タンク圧力である2.0MPa[gage]近傍で下げ止まる。1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]近傍にて停滞する現象について、添付1-2に整理する。ここまでの感度解析では、いずれのケースも、原子炉容器破損に至るまでの間に1次冷却材圧力は2.0MPa[gage]を下回っていたが、ここでは、感度解析パラメータの組合せを考慮したケースにより、加圧現象が短時間に大きく現れるケースにおける、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力に対する感度を確認する。

一方、下部プレナムへの熔融炉心落下挙動の不確かさにより1次冷却系の加圧現象にも不確かさがあり、加圧器逃がし弁からの放出質量流量も1次冷却材圧力に応じて変動することから、1次冷却系の減圧現象へも不確かさが伝搬すると考えられる。したがって、加圧現象が小さく、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が少なくなり、減圧現象が緩やかになるような組合せについても感度解析を実施する。

解析条件 (圧力スパイクが大きくなるケース)

「(1) 加圧器逃がし弁の質量流量」の感度解析については、ベースケースが設計値(下限値)を使用していることから、感度解析ケースとしては設計値+10%と、減圧を促進する方向の感度解析を示している。よって、組合せの感度解析の条件からは除外する。

これまで解析したケースでは、原子炉容器下部プレナムに熔融炉心が落下した過程で大量の水蒸気が生成され、1次冷却材圧力は短時間に高いピークが発生した。これは、熔融炉心が水中に落下した過程で粒子化が進み、水への伝熱面積が急増大

したことが支配的な要因である。この過程で溶融炉心の冷却は進み、下部プレナムに堆積した溶融炉心の温度は低下する。その後、下部プレナムに溜まっていた水がドライアウトすることで蒸気発生が収まるが、加圧器逃がし弁からの放出は継続しているため、1次冷却材圧力が急激に低下し、ピークとなって現れる。感度解析ケース1では、下部プレナムへの溶融炉心落下後の1次冷却材圧力上昇が大きくなるように、これまでに実施した感度解析パラメータを組み合わせる条件とする。以下に感度解析ケース1の条件の一覧を示す。

項目	ベースケース	感度解析 ケース1	設定根拠
蓄圧注入系流動抵抗 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	プラント設計に基づく値の 50%増
破損口の初期径	<input type="checkbox"/> m	<input type="checkbox"/> m	クラスト破損面積が 小さい場合を想定
エントレインメント 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最大値
粒子径ファクタ	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最小値
ジルコニウム-水反 応速度の係数	1倍	2倍	燃料被覆管表面積に基づく値の 2倍
<input type="checkbox"/> 時間で炉心崩壊に 至る場合の炉心温度	<input type="checkbox"/> K	<input type="checkbox"/> K	燃料ペレットが崩壊する時間を 早めるように設定
限界熱流束にかかる 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	水への熱伝達が制限される値
下部プレナムギャッ プの除熱量にかかる 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	溶融炉心と下部プレナム が接触
溶接部破損時の最大 歪み	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	実験の不確かさを大幅に上回る 設定として、1/10倍

解析結果 (圧力スパイクが大きくなるケース)

図 4-11-1～4-11-10 に、感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析結果を示す。

感度解析ケース1では、原子炉容器破損時刻は、ベースケースに比べて約67分早くなっているが、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力は、加圧器逃がし弁により減圧されることにより2.0MPa[gage]を下回る結果となっている。これらの挙動について以下のとおり考察する。

①1 次冷却系の加圧事象

1 次冷却系の加圧挙動は、蓄圧注入及び溶融炉心と水の接触による急激な水蒸気生成により支配され、これらに影響するパラメータとして、(2)蓄圧注入の圧力損失、(3)破損口径、(4)エントレインメント係数、(5)デブリ粒子の径などがあり、感度解析によりその不確かさを考慮している。

蓄圧タンク注入流量については、加圧器逃がし弁による1次冷却系強制減圧開始により1次冷却材圧力が蓄圧タンク圧力を下回ると注入を開始し、その後は1次冷却材圧力に応じて注入と停止を繰り返す。その後、下部プレナムへの溶融炉心落下によって1次冷却材圧力が急上昇することで、蓄圧タンクからの注入は停止する。この時の1次冷却材圧力のピーク圧は、破損口径、エントレインメント係数、デブリ粒子の径の不確かさを考慮したことによりベースケースの約1.5倍まで急上昇している。その後、加圧器逃がし弁からの放出により1次冷却材圧力が低下し、再度蓄圧タンク圧力を下回ると、残存していた蓄圧タンク水の注入が再開する。蓄圧注入が再開すれば、新たに蒸気が発生することとなり、加圧源となり得るが、この間は加圧器逃がし弁から放出が継続しており、蓄圧タンクからの注入がある期間でも、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が蓄圧タンク注入流量を上回っているため、1次冷却材圧力は低下する。

②1 次冷却系の減圧現象 (1 次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]まで低下する時間)

1 次冷却系の減圧挙動は、加圧器逃がし弁から蒸気放出により支配され、これに影響するパラメータとして、(1)加圧器逃がし弁質量流量があるが、本パラメータの感度解析については、ベースケースが設計値(下限値)を使用しており、不確かさを考慮すると、減圧を促進する方向であることから、組合せの感度解析の条件からは除外している。

加圧器逃がし弁及び安全弁からの蒸気の放出質量流量については、図 4-11-9 に示すように、1 次冷却材圧力が安全弁設定圧程度となる期間は比較的大きく、約 3.2 時間後に加圧器逃がし弁による 1 次冷却系強制減圧を開始した時点から連続的に放出されるようになる。約 4.9 時間後に下部プレナムに溶融炉心が大量に落下すると、急激な水蒸気の発生により、1 次冷却材圧力は増大する。DCH 防止に対する評価については、この圧カスパイクを早期に 2.0MPa[gage]まで低下させることが重要である。本感度解析ケースの場合、圧カスパイクにより、前述のとおり 1 次冷却材圧力はベースケースの約 1.5 倍まで上昇しているが、1 次冷却材圧力に応じて加圧器逃がし弁からの放出質量流量も多くなるため、圧力の低下も早くなる。その後、下部プレナム内の 1 次冷却材の蒸発により、1 次冷却材が減少し、蒸発量が減少することで 1 次冷却材圧力は減少に転じ、約 5.0 時間後にドライアウトし、約 5.5 時間後に 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回る。その後、約 5.6 時間後に原子炉容器が破損し、加圧器逃がし弁からの放出は停止する。以

上より、感度解析パラメータの組合せケース1において、ドライアウトから約0.5時間後に1次冷却材圧力は2.0MPa[gage]を下回る結果となった。

③原子炉容器破損（原子炉容器破損タイミング）

原子炉容器破損（原子炉容器破損タイミング）については、溶融炉心からの熱負荷、破損形態などにより支配され、これらに影響するパラメータとして、(6)ジルコニウム-水反応速度、(7)燃料ペレットが崩壊する時間及び温度、(8)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、(9)溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達、(10)溶接部破損時の最大歪みがあり、感度解析によりその不確かさを考慮している。

原子炉容器破損のタイミングについては、原子炉容器表面温度に依存し、図4-11-4に示すように、約4.9時間後に下部プレナムに溶融炉心が大量に落下すると、1次冷却材の蒸発により約5.0時間後にドライアウトし、原子炉容器表面温度が急上昇し、約5.6時間後に破損に至る。以上より、感度解析パラメータの組合せケース1において、ドライアウトから約0.6時間後に原子炉容器破損に至る結果となった。

解析条件（圧力スパイクが小さくなるケース）

感度解析ケース2では、下部プレナムへの溶融炉心落下後の1次冷却材圧力上昇が抑制され、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が少なくなるように、感度解析パラメータを組み合わせる。溶融炉心が落下した過程で粒子化が進まない場合を考えると、水蒸気発生量が少なく、1次冷却材圧力の上昇が小さくなる。しかしながら、加圧器逃がし弁による減圧効果は1次冷却材圧力に応じた臨界流量に依存するため、1次冷却材圧力のピークが低いと減圧効果が小さく、1次冷却材圧力の低下が緩やかになると考えられる。

そこで、溶融炉心が下部プレナムに落下した時の1次冷却材圧力上昇が小さくなる感度解析を実施し、1次冷却系減圧操作の有効性に対する影響を確認する。以下に感度解析ケース2の条件の一覧を示す。

項目	ベースケース	感度解析 ケース 2	設定根拠
蓄圧注入系流動抵抗 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	プラント設計に基づく値
破損口の初期径	<input type="checkbox"/> m	<input type="checkbox"/> m	下部炉心支持板の 水力等価直径相当
エントレインメント 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最小値
粒子径ファクタ	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最大値
ジルコニウム-水反 応速度の係数	1 倍	1 倍	燃料被覆管表面積に基づく値
<input type="checkbox"/> 時間で炉心崩壊に 至る場合の炉心温度	<input type="checkbox"/> K	<input type="checkbox"/> K	当該変数推奨範囲の最確値
限界熱流束にかかる 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	水への熱伝達が制限される値
下部プレナムギャッ プの除熱量にかかる 係数	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最確値
溶接部破損時の最大 歪み	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	当該変数推奨範囲の最確値

解析結果 (圧カスパイクが小さくなるケース)

感度解析ケース 2 においては、原子炉容器破損時刻はベースケースに比べて約 3 分遅くなっており、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回る結果となっている。これらの挙動について以下のとおり考察する。

① 1 次冷却系の加圧事象

本ケースでは、溶融炉心の下部プレナムへの落下による 1 次冷却材圧力上昇が小さく抑制されるように感度解析パラメータを設定している。具体的には、エントレインメント係数を小さく、デブリ粒子の径を大きく、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を小さく設定している。このため、溶融炉心の下部プレナムへの落下時の圧カスパイクが、ベースケースの約 0.7 倍となっている。

② 1 次冷却系の減圧現象 (1 次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]まで低下する時間)

本ケースでは、圧カスパイクのピーク値がベースケースより低くなっていることから、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が少なくなるため、溶融炉心の下部

プレナムへの落下に伴う 1 次冷却材圧力が高い期間が、ベースケースに比べて長く継続する。感度解析パラメータを水蒸気生成が起こりにくい方向に設定しているため、1 次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]を下回る直前まで下部プレナムのドライアウトは生じない。具体的には、下部プレナムのドライアウトは約 6.3 時間、1 次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]を下回るのが約 6.5 時間である。下部プレナムのドライアウトから、下部プレナムに堆積した熔融炉心によって原子炉容器壁が加熱され、原子炉容器破損（約 6.8 時間）に至るまでの間に 1 次冷却材圧力が減圧されることから、1 次冷却材圧力は原子炉容器破損前に 2.0MPa[gage]まで低下する結果となっている。以上より、感度解析パラメータの組合せケース 2 において、ドライアウトから約 0.2 時間後に 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回る結果となった。

③ 原子炉容器破損（原子炉容器破損タイミング）

原子炉容器破損のタイミングについては、原子炉容器表面温度に依存し、図 4-11-4 に示すように、約 5.5 時間後に下部プレナムに熔融炉心が落下を開始すると、1 次冷却材の蒸発により約 6.3 時間後にドライアウトし、原子炉容器表面温度が上昇して、約 6.8 時間後に破損に至る。以上より、感度解析パラメータの組合せケース 2 において、ドライアウトから約 0.5 時間後に原子炉容器破損に至る結果となった。

以上のとおり、本事象においては、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力は、1 次冷却系の加圧現象、1 次冷却系の減圧現象、原子炉容器破損に至る時間的挙動によって支配される。

1 次冷却系の加圧と減圧のバランスについては、蓄圧タンクからの注入が停止する期間は、加圧器逃がし弁から放出が継続しており、蓄圧タンクからの注入がある期間でも、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が蓄圧タンク注入流量を上回っているため、1 次冷却材圧力は低下する。その結果、感度解析ケース 1 では約 5.5 時間後に、感度解析ケース 2 では約 6.5 時間後に 1 次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回る。本事象は、この 1 次冷却材圧力の低下と、熔融炉心が下部プレナムに落下し、原子炉容器表面温度が上昇することにより、原子炉容器破損に至る時間的挙動に依存する。

パラメータの組合せを考慮した感度解析ケース 1 では、圧カスパイクが大きく現れるが、1 次冷却材圧力に応じて加圧器逃がし弁からの放出質量流量も多くなり、ドライアウトから 1 次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]まで低下する時間は、約 0.5 時間となった。これに対し、ドライアウトから原子炉容器破損までの時間は約 0.6 時間となることから、感度解析パラメータの組合せを考慮した場合でも、原子炉容器破

損の前に1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]を下回る結果となった。

また、圧力スパイクが小さく、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が少なくなる感度解析ケース2については、ドライアウトから1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]まで低下する時間は約0.2時間、ドライアウトから原子炉容器破損までの時間は約0.5時間であり、感度解析パラメータの組合せを考慮した場合でも、原子炉容器破損の前に1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]を下回る結果となった。

評価

下部プレナムへの溶融炉心落下挙動の不確かさにより1次冷却系の加圧現象にも不確かさがあり、加圧器逃がし弁からの放出質量流量も1次冷却材圧力に応じて変動することから、1次冷却系の減圧現象へも不確かさが伝搬する。加圧現象が短時間に大きく現れる場合については、減圧現象も促進され、原子炉容器破損前には1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]を下回ることを確認した。

また、加圧現象が小さく、加圧器逃がし弁からの放出質量流量が少なくなるようなケースで減圧現象が緩やかになるような場合でも、ドライアウトの時期が遅くなるため、それに伴って原子炉容器破損の時期も遅くなることから、1次冷却材圧力は原子炉容器破損前に2.0MPa[gage]まで低下することを確認した。

加圧現象が短時間に大きく現れる場合については、減圧操作開始からドライアウトまでの時間が早いうえ、ドライアウト時の1次冷却材圧力が高く、1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]に低下してから原子炉容器破損に至る時間余裕も約0.1時間と短くなっており、最も厳しい結果であると考えられる。

なお、減圧操作時間の不確かさを考慮して1次冷却系強制減圧のタイミングを早めた場合について、以下のとおり考察する。

ベースケースでは炉心損傷検知から10分後に1次冷却系強制減圧操作を開始することとしているが、実際の操作においては、準備が完了すればその段階で1次冷却系強制減圧を実施することとなっているため、開始が早まる方向の不確かさが存在する。この場合、ベースケースより早期に1次冷却系の減圧が開始され、それに伴い蓄圧注入の開始時刻も早まる。ここでは炉心溶融開始時点で1次冷却系強制減圧操作を行うこと、即ち10分早く減圧操作を開始した場合の影響を検討する。

1次冷却材圧力挙動については、1次冷却系強制減圧のタイミングを早めることでベースケースより早く蓄圧注入が開始され、蓄圧注入開始後は、添付1-2のとおり、蓄圧タンク圧力と1次冷却材圧力が平衡状態となり、時間とともに減衰する。よって、1次冷却系強制減圧開始時点の起点として、溶融炉心が原子炉容器下部プレナムへ落下することで圧力ピークが生じるまでの1次冷却系減圧挙動は、ベースケースと同等と考えられる。

一方、10分早く1次冷却系強制減圧操作を開始することに伴い、ベースケースと比較して、崩壊熱が約1%高い状態で事象が進展することになり、1次冷却材圧力挙動に影響を与えると考えられるが、炉心溶融開始初期には、崩壊熱が1%増加することによる熱量よりも、「(6) ジルコニウム-水反応速度」において想定したジルコニウム-水反応による酸化反応熱の方が大きく上回っているため、炉心のヒートアップ速度を早めた感度解析に包絡されると考えられる。したがって、10分早く1次冷却系強制減圧操作を開始しても、下部プレナムドライアウト後に1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]以下となり、その後に原子炉容器破損に至ると考えられる。

なお、蓄圧タンク水量については、ベースケースにおいて原子炉容器破損時の蓄圧タンク全台の保有水は約60t存在し、原子炉容器破損により減圧する時に残りの水量が放出される。これに基づき、添付1-2のとおり蓄圧タンク気相部の等温膨張を考慮した計算を行うと、次式より蓄圧タンクの水量は、蓄圧タンク圧力（1次冷却材圧力）が1MPa[gage]以下まで減圧しないと蓄圧タンク水量の下限値まで到達しない。よって、10分早く1次冷却系強制減圧を開始したとしても、1次冷却材圧力が2.0MPa[gage]近傍にある間は蓄圧注入水が不足することは無い。

$$P = \frac{P_0(V_T - V_{w0})}{V_T} \leq 1MPa$$

- P : 蓄圧タンク圧力
- P₀ : 蓄圧タンク初期圧力
- V_T : 蓄圧タンク容積
- V_{w0} : 蓄圧タンク初期水の体積

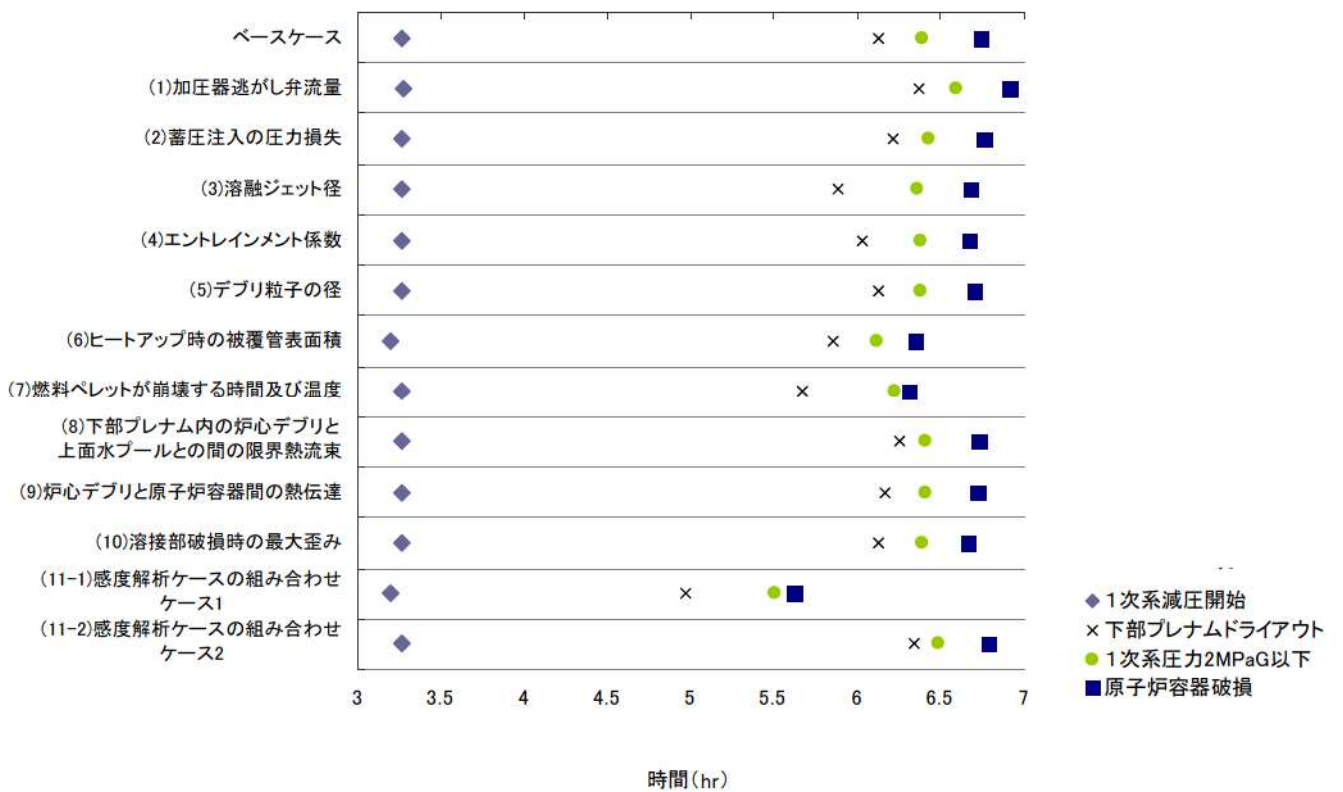


図 4 感度解析における原子炉容器破損時間等の整理

「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。」

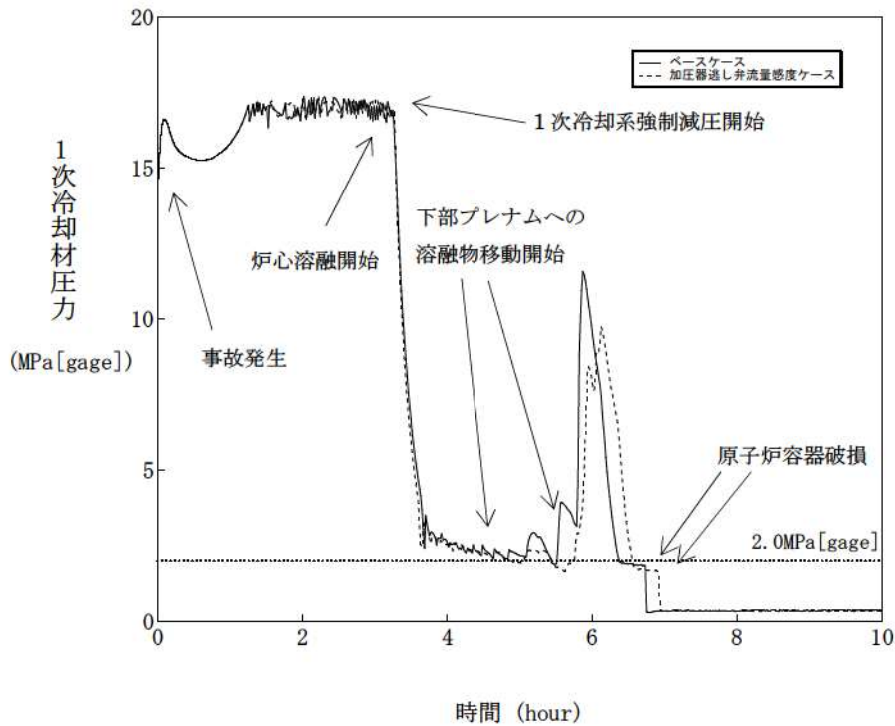


図 4-1-1 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析（1）

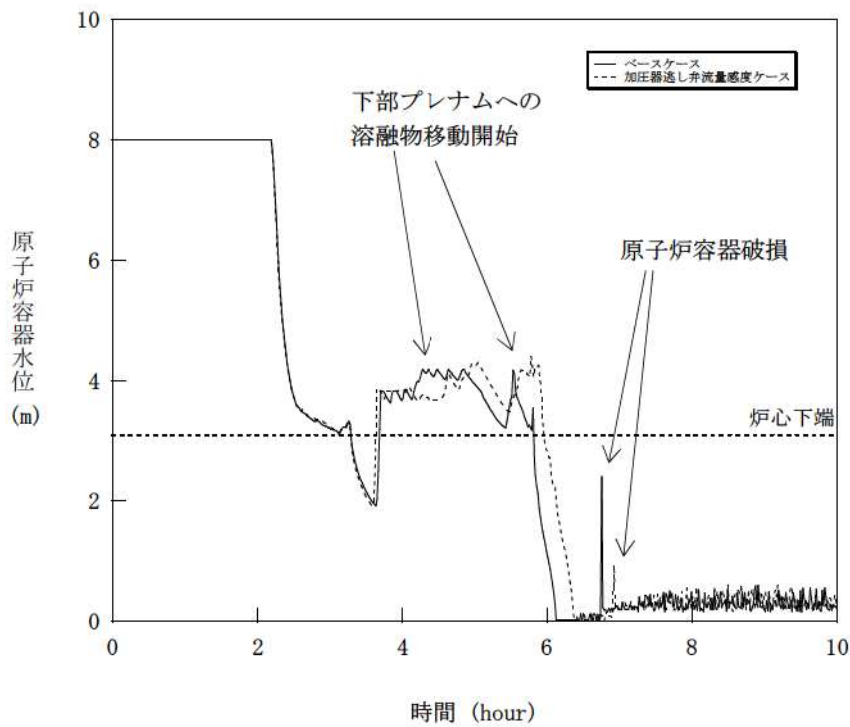


図 4-1-2 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析（2）

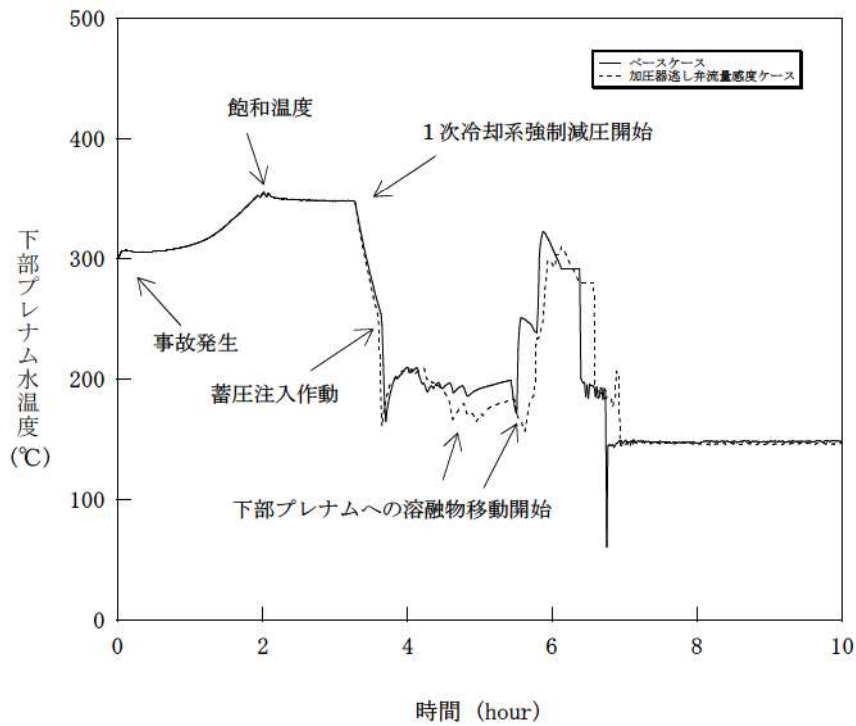


図 4-1-3 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析 (3)

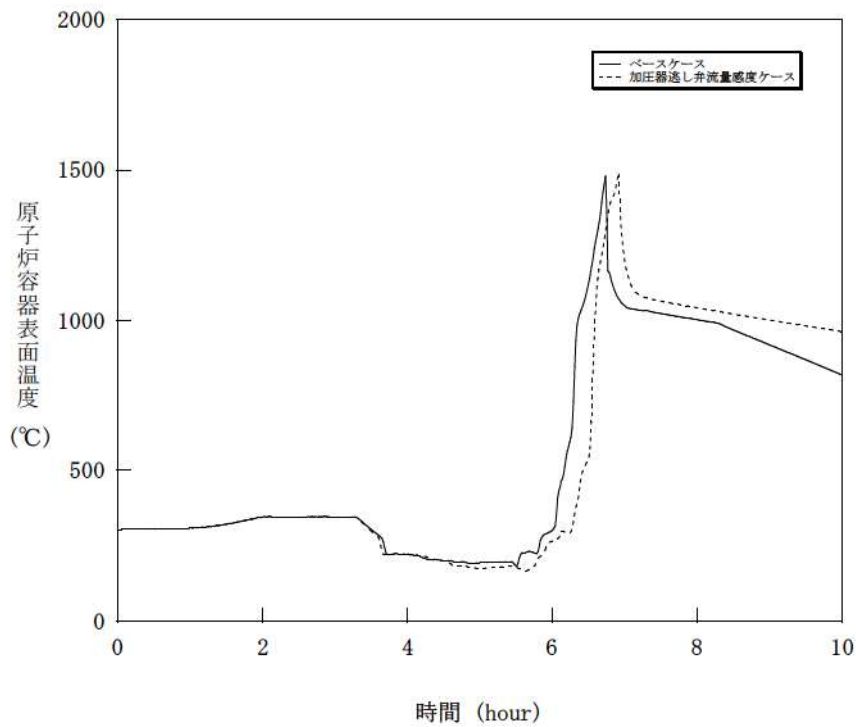


図 4-1-4 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析 (4)

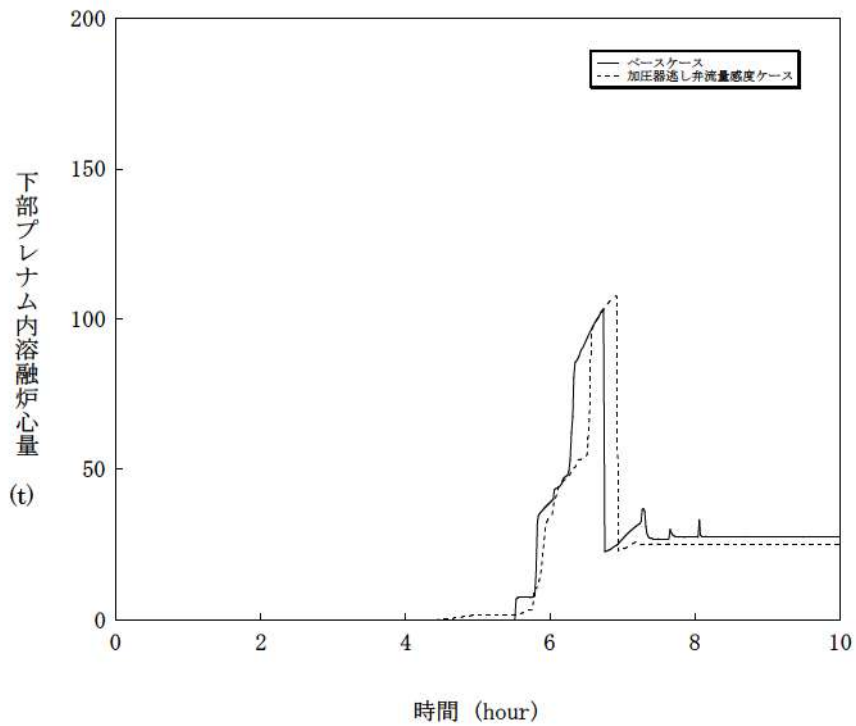


図 4-1-5 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析 (5)

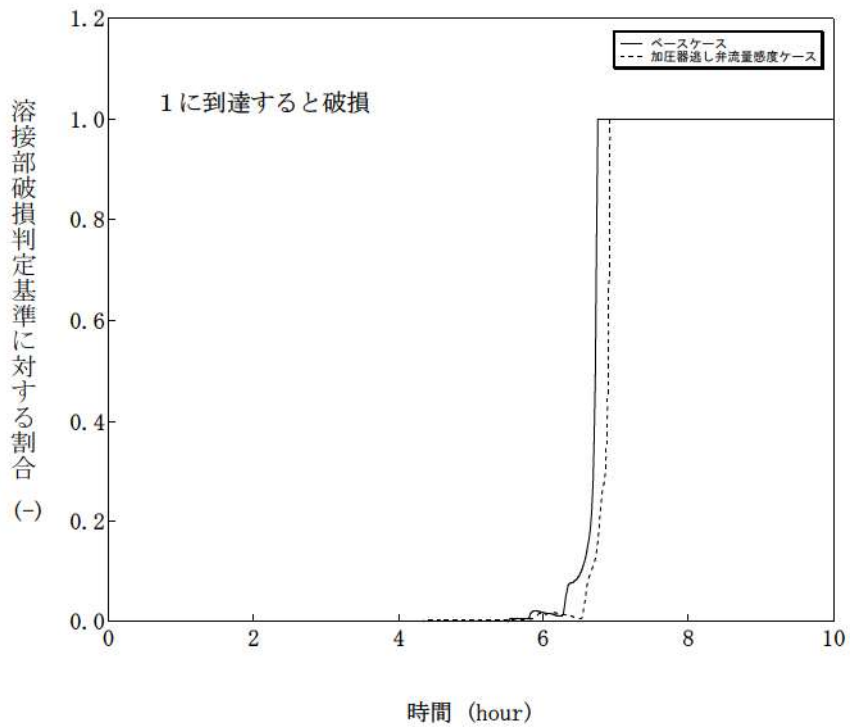


図 4-1-6 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析 (6)

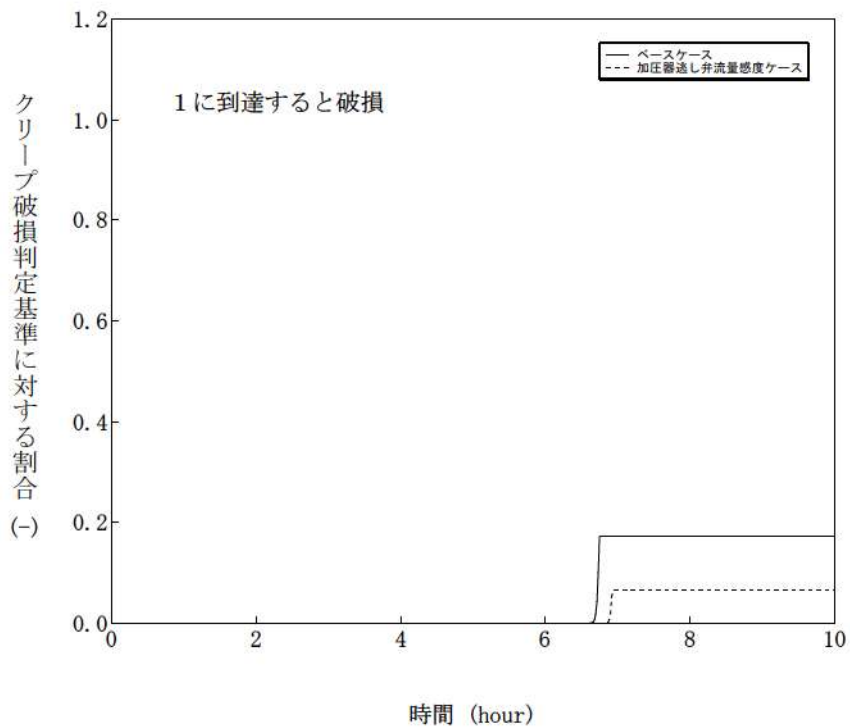


図 4-1-7 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析 (7)

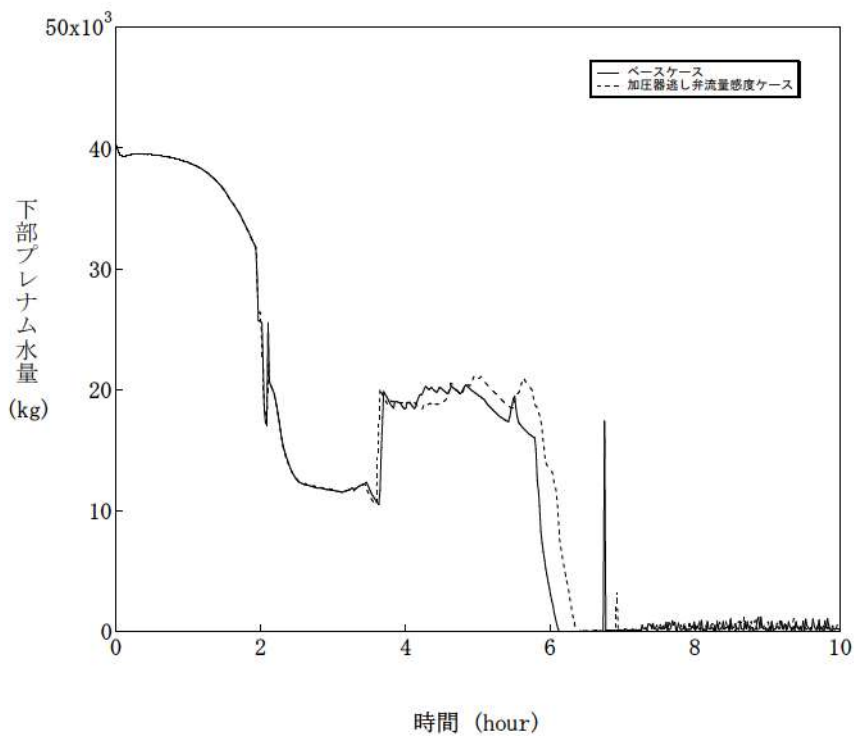


図 4-1-8 加圧器逃がし弁の質量流量感度解析 (8)

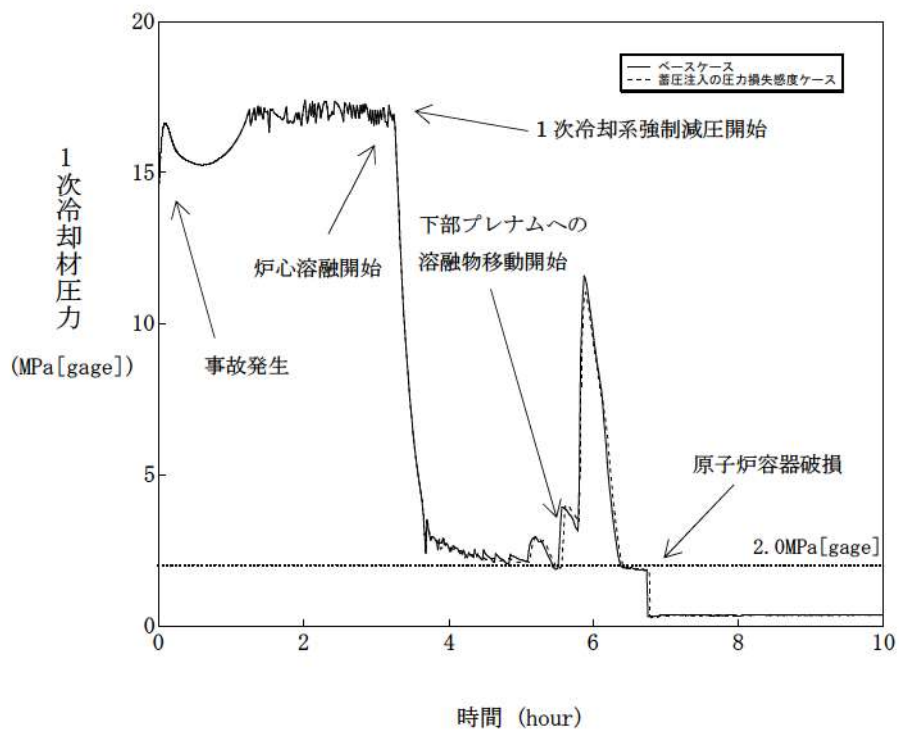


図 4-2-1 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (1)

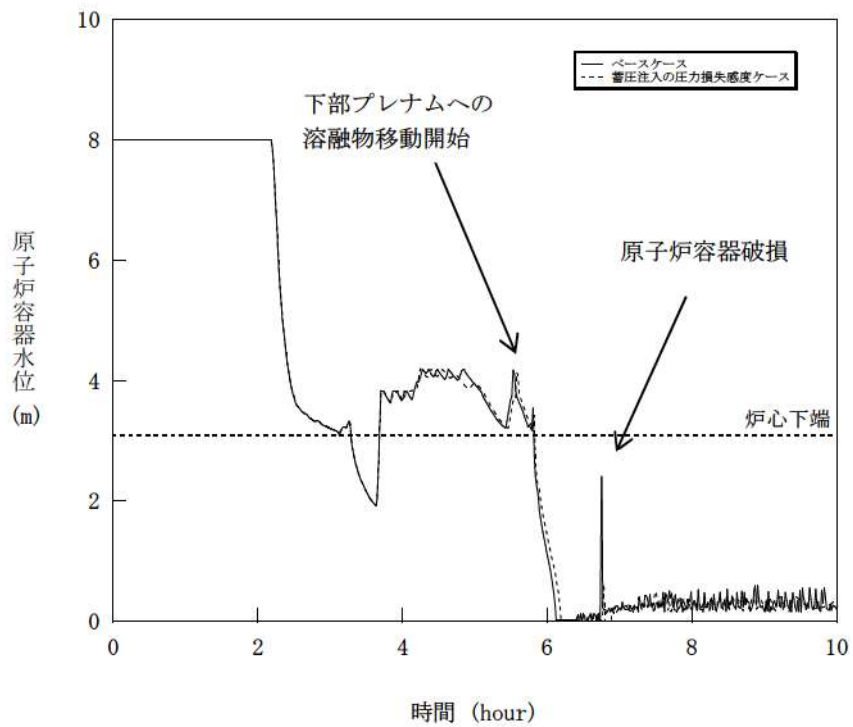


図 4-2-2 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (2)

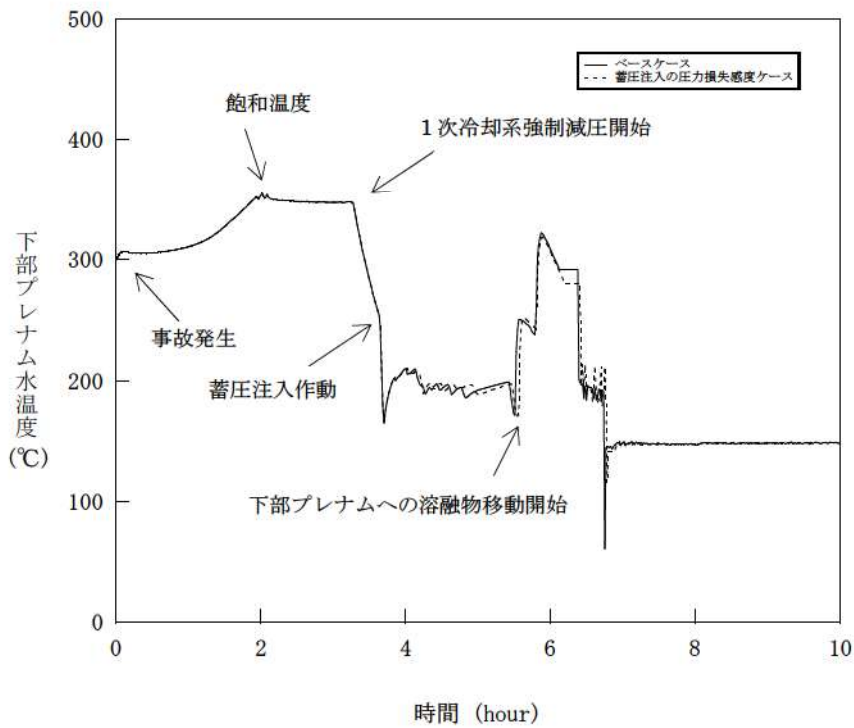


図 4-2-3 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (3)

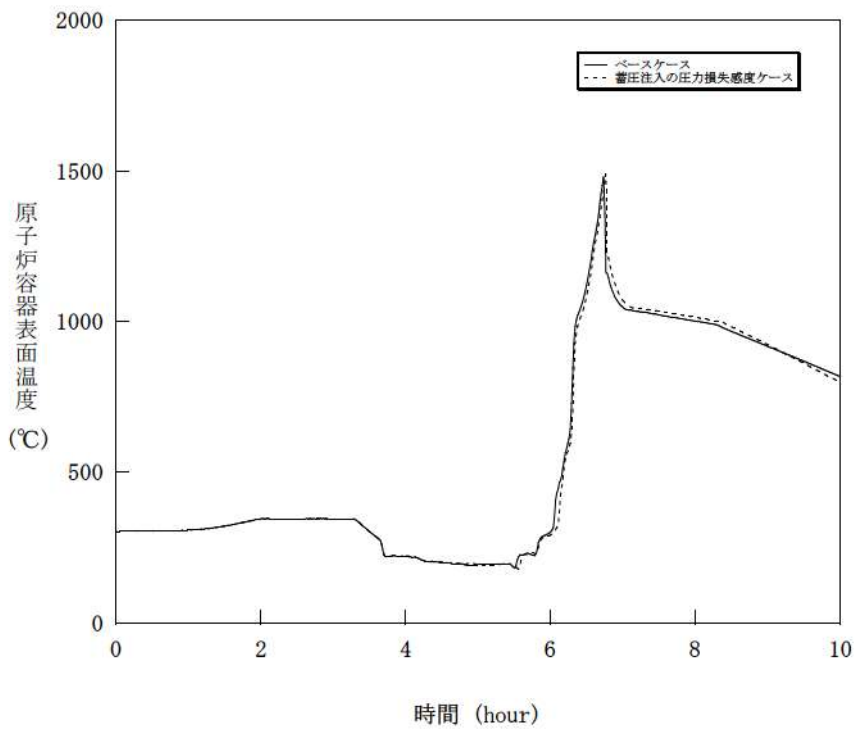


図 4-2-4 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (4)

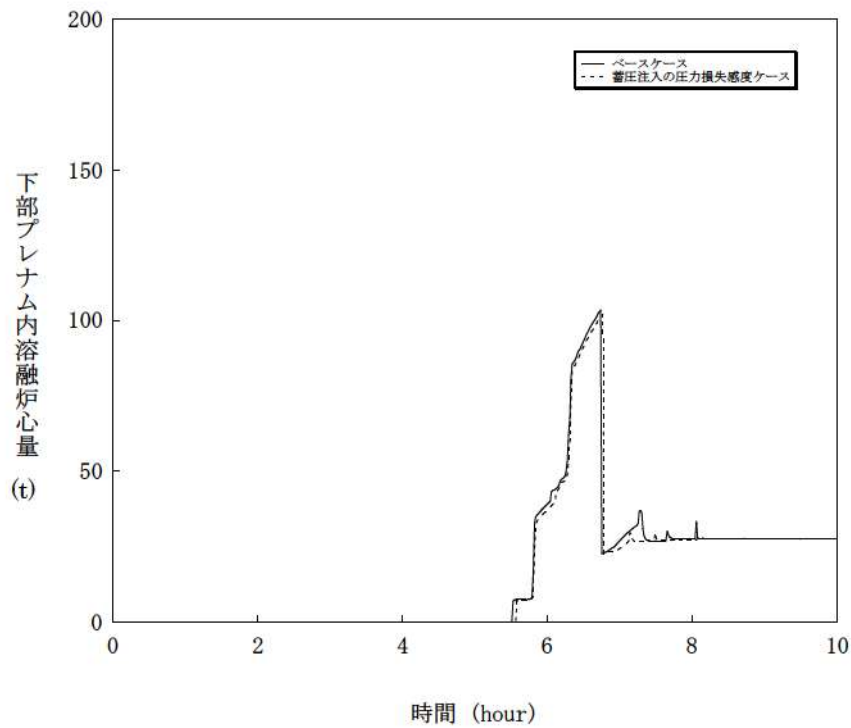


図 4-2-5 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (5)

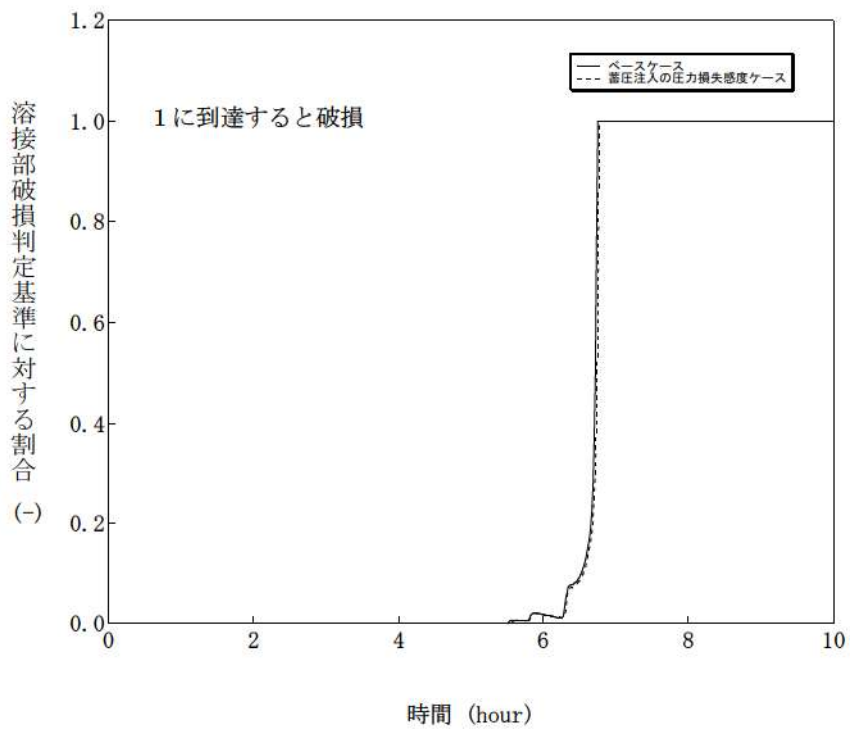


図 4-2-6 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (6)

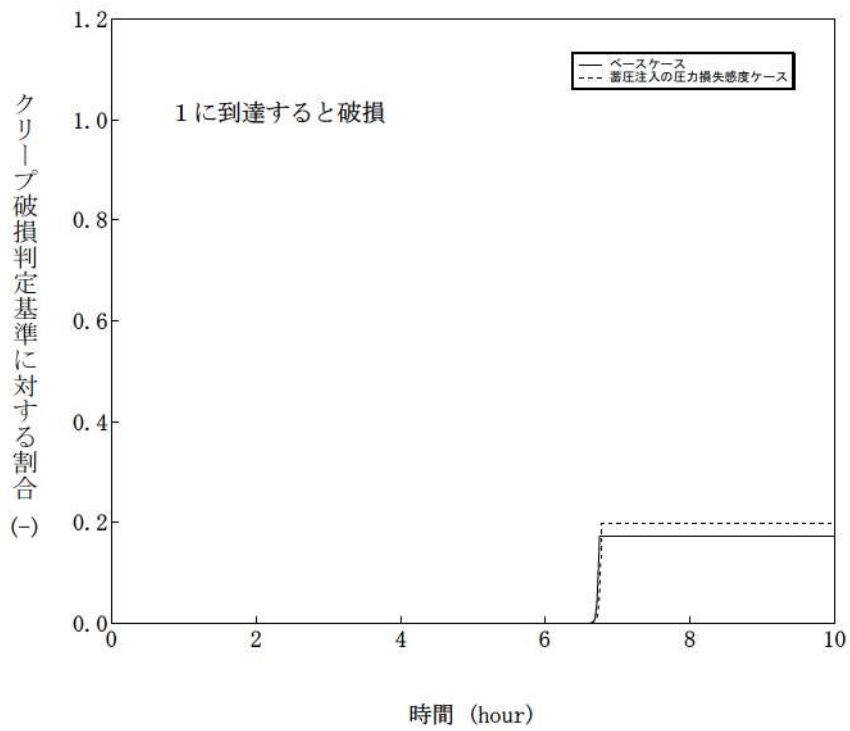


図 4-2-7 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (7)

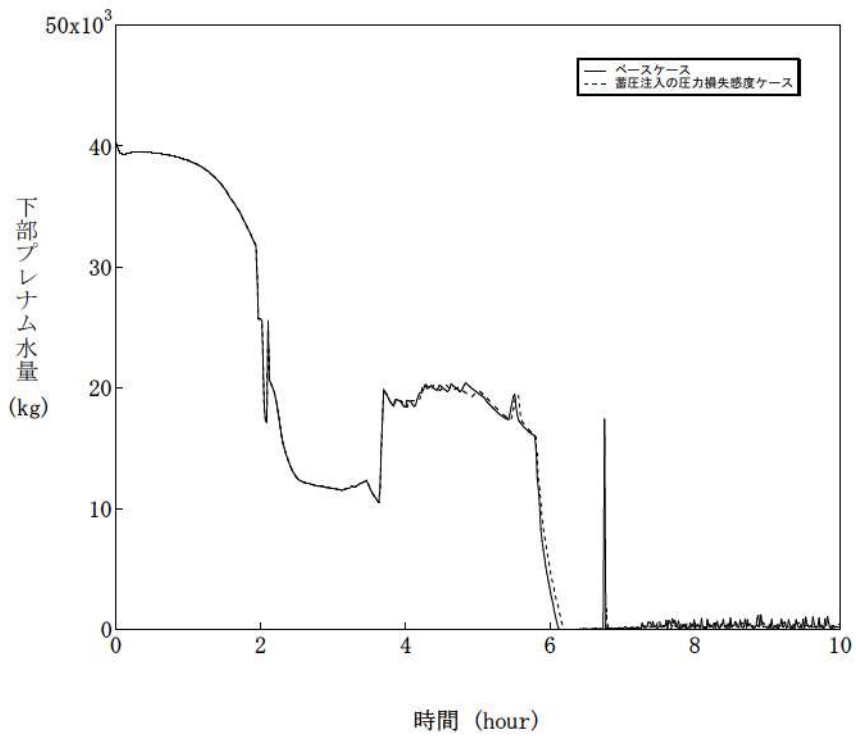


図 4-2-8 蓄圧注入の流動抵抗感度解析 (8)

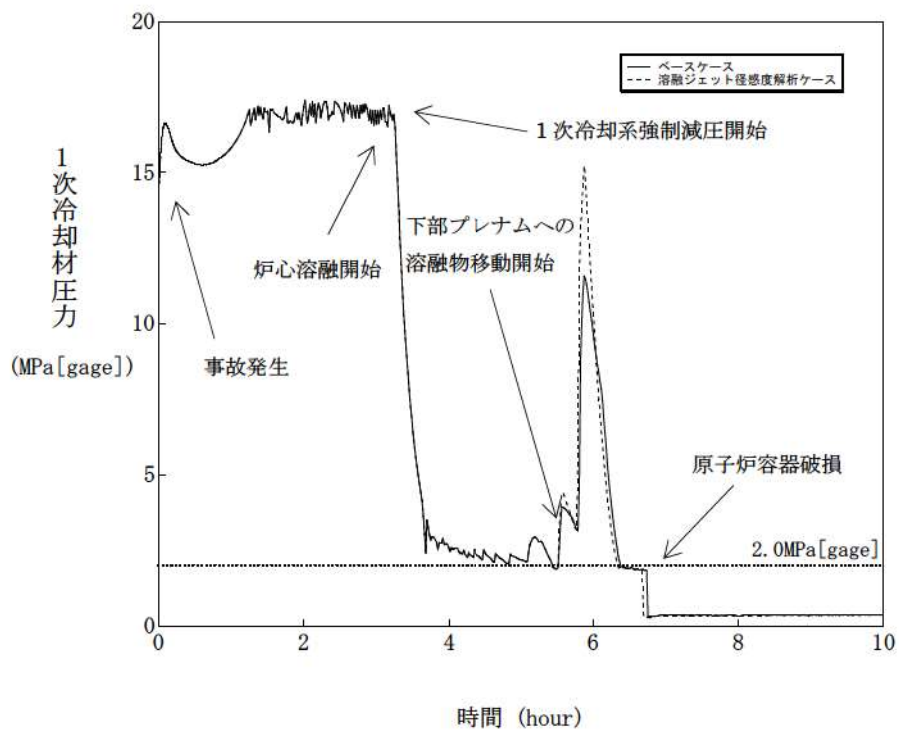


図 4-3-1 熔融ジェット径感度解析 (1)

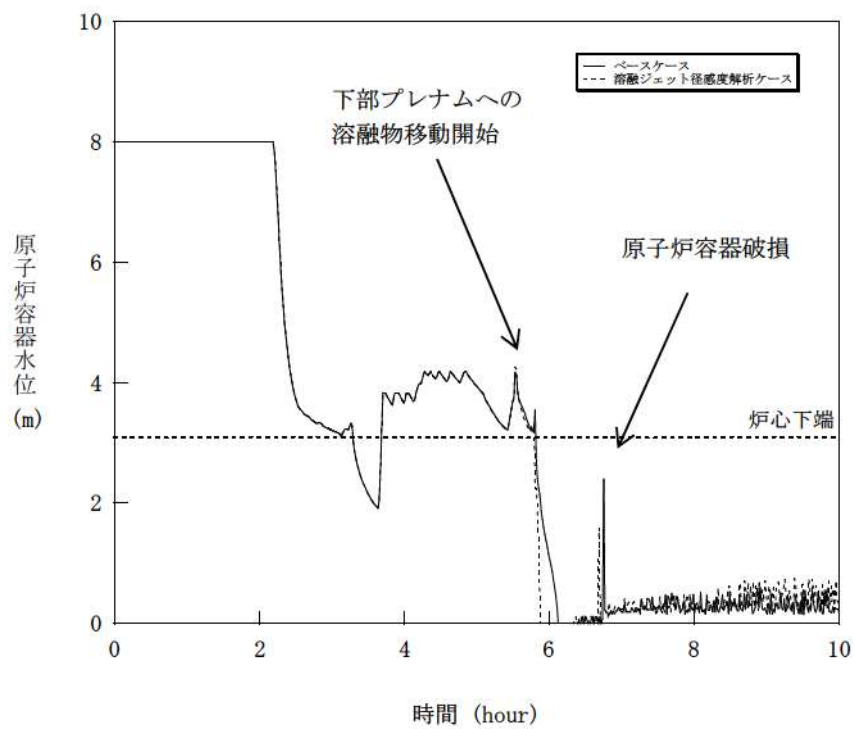


図 4-3-2 熔融ジェット径感度解析 (2)

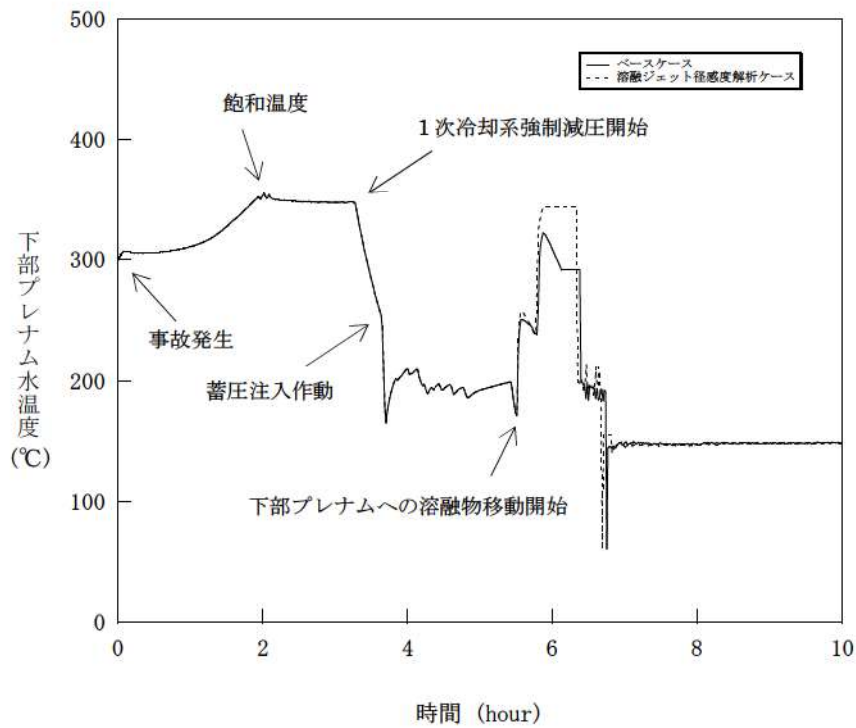


図 4-3-3 熔融ジェット径感度解析 (3)

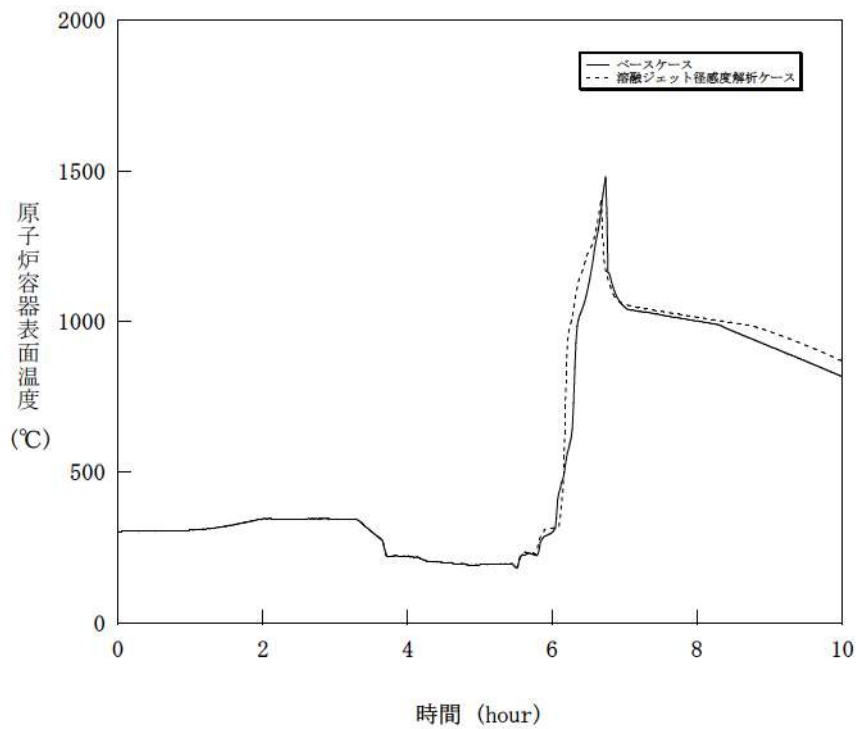


図 4-3-4 熔融ジェット径感度解析 (4)

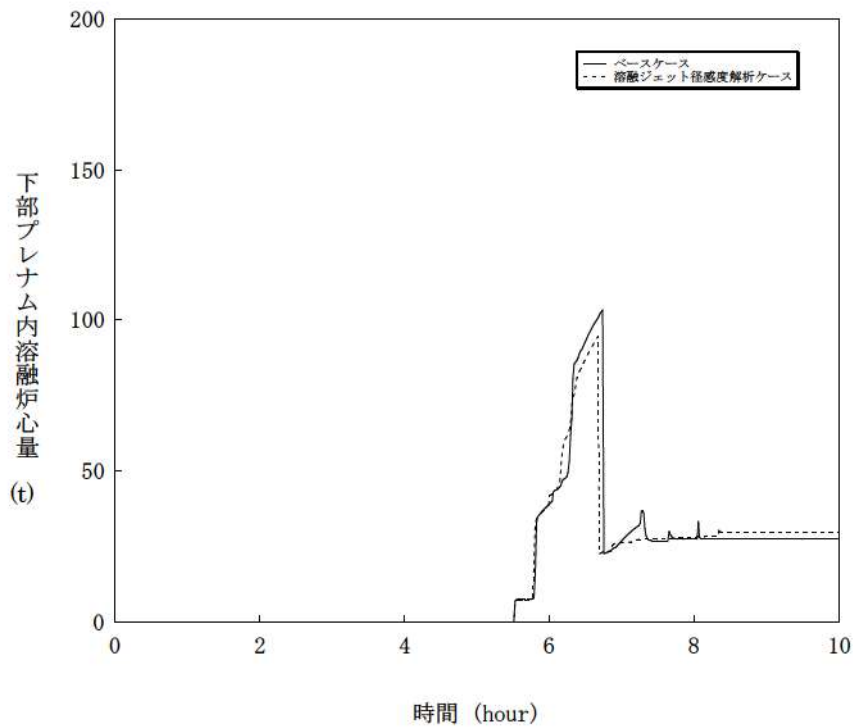


図 4-3-5 溶融ジェット径感度解析 (5)

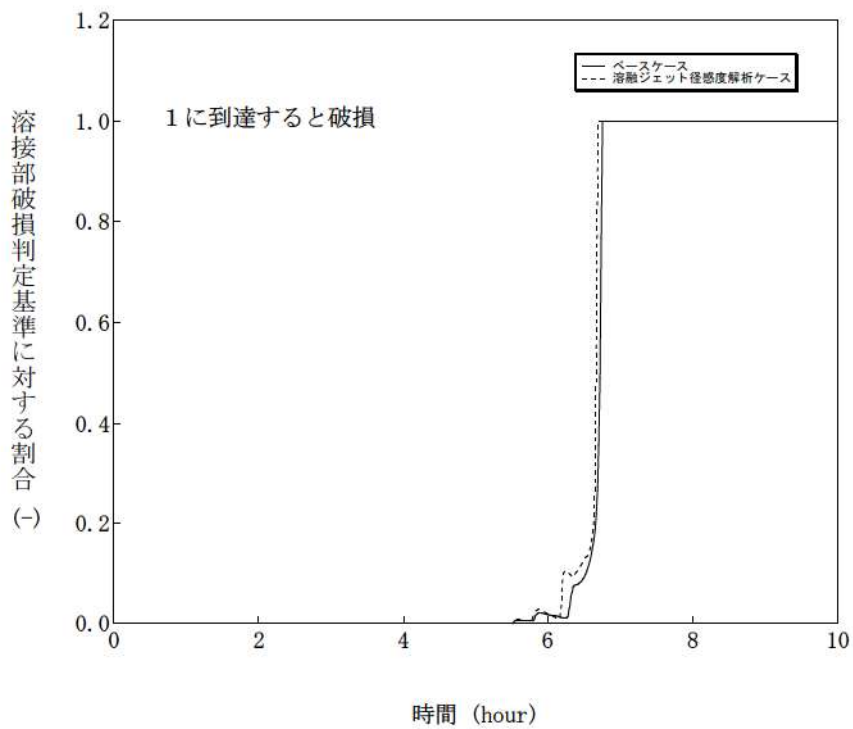


図 4-3-6 溶融ジェット径感度解析 (6)

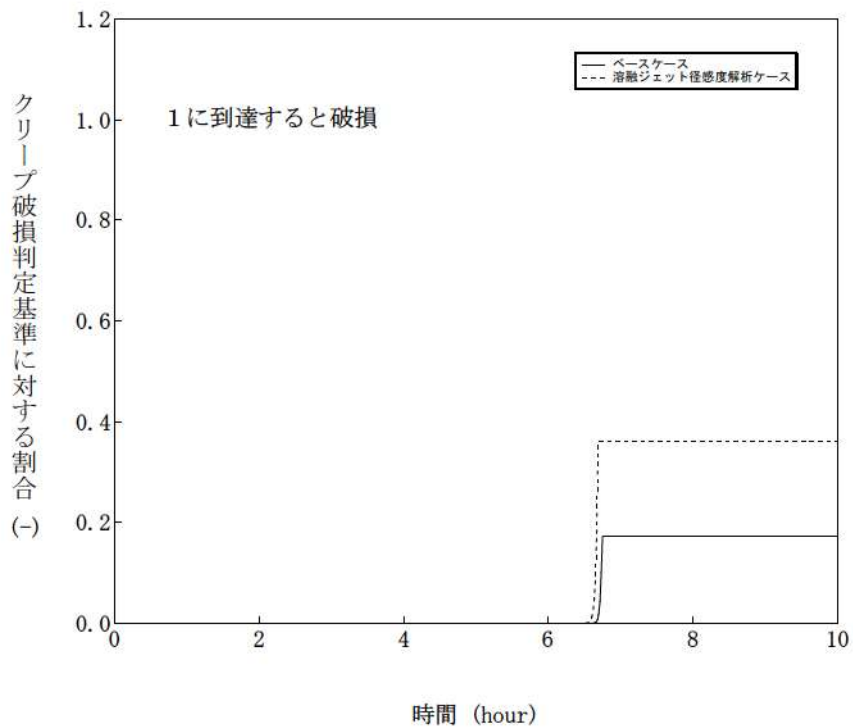


図 4-3-7 熔融ジェット径感度解析 (7)

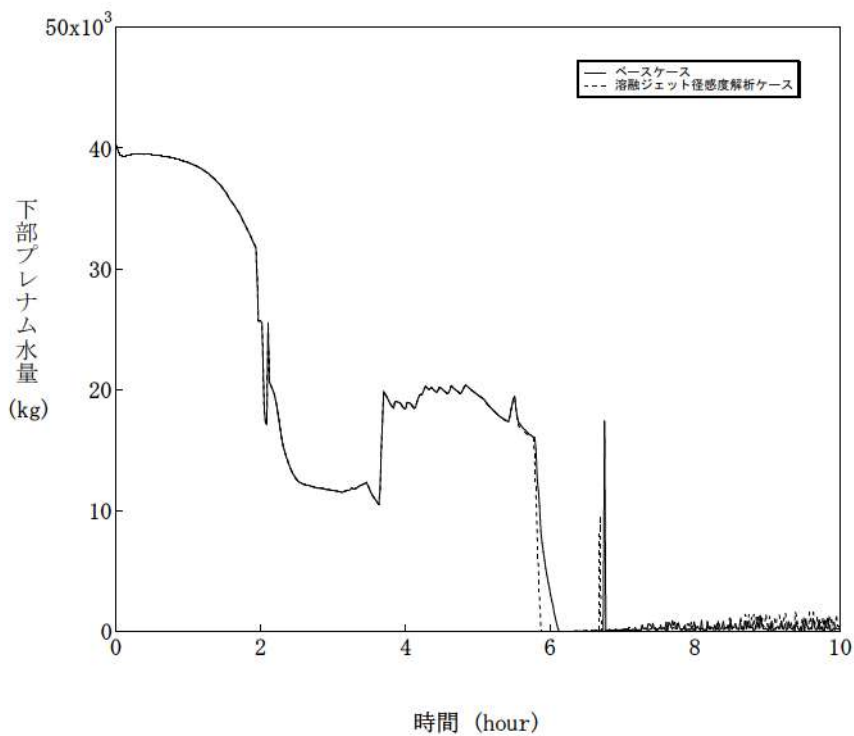


図 4-3-8 熔融ジェット径感度解析 (8)

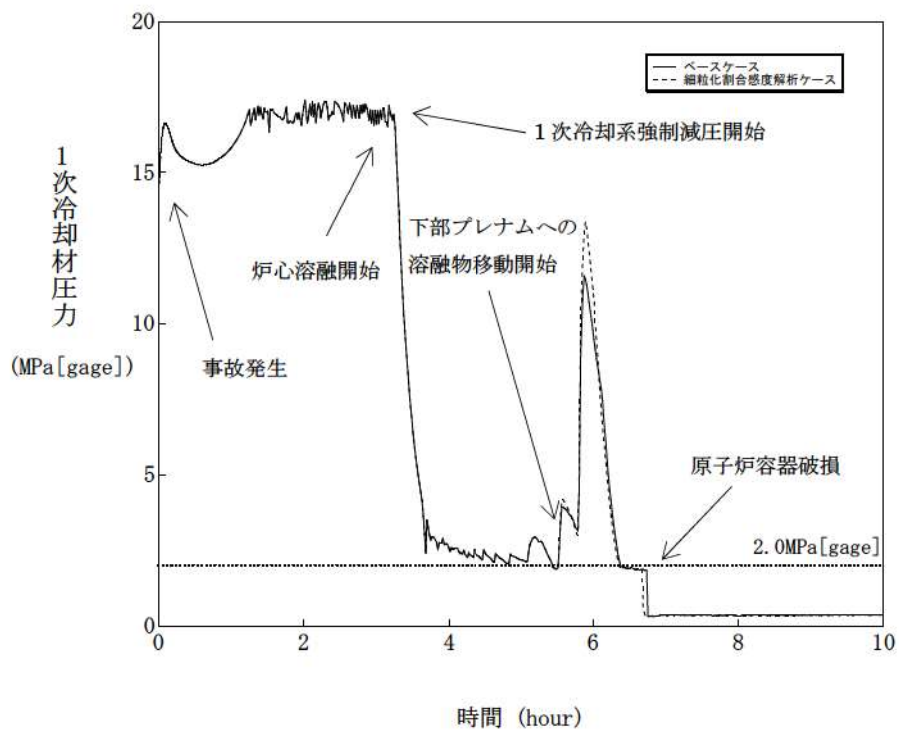


図 4-4-1 エントレインメント係数感度解析 (1)

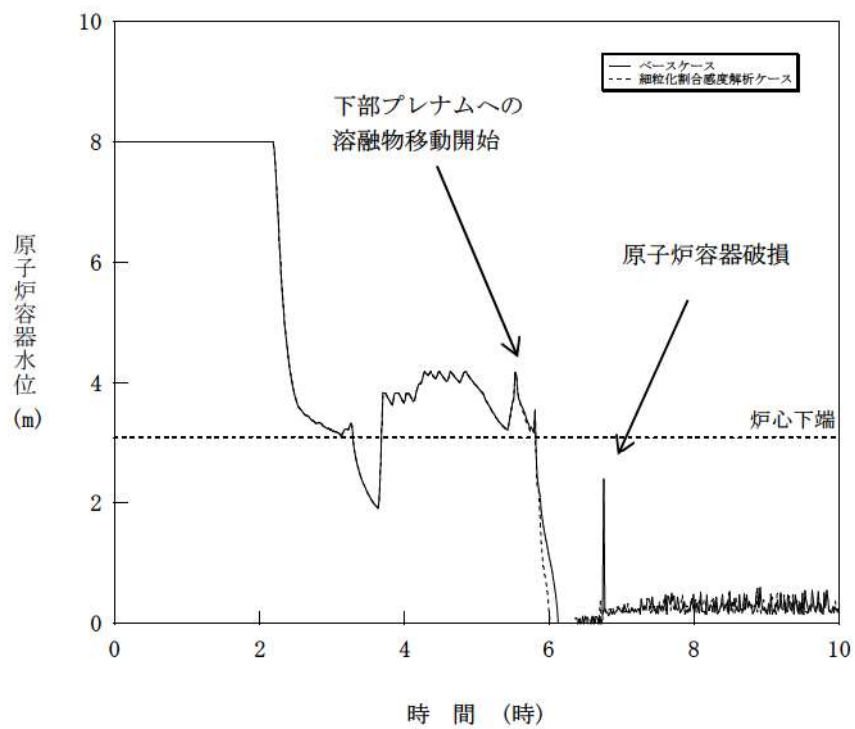


図 4-4-2 エントレインメント係数感度解析 (2)

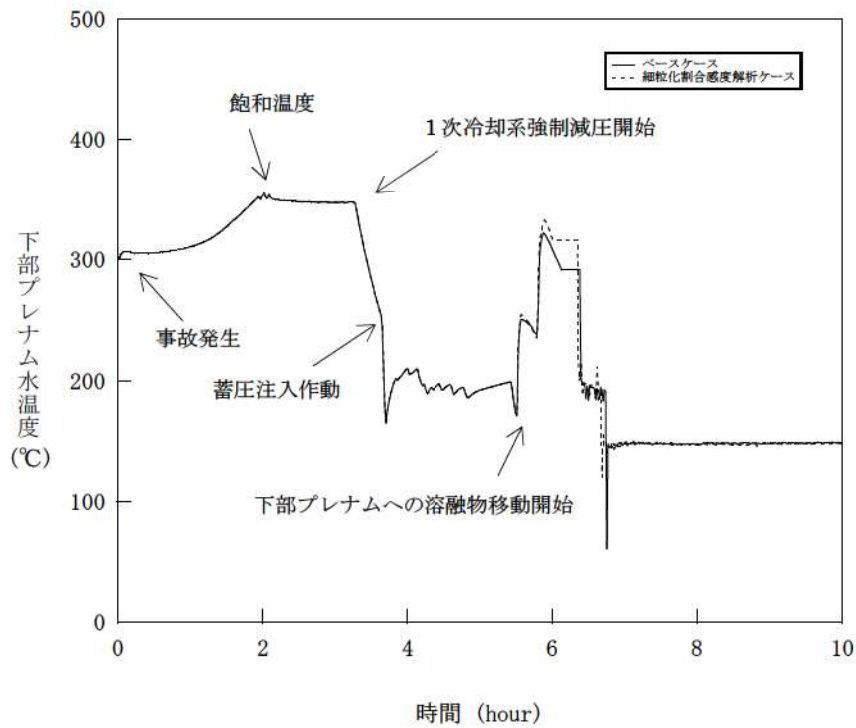


図 4-4-3 エントレインメント係数感度解析 (3)

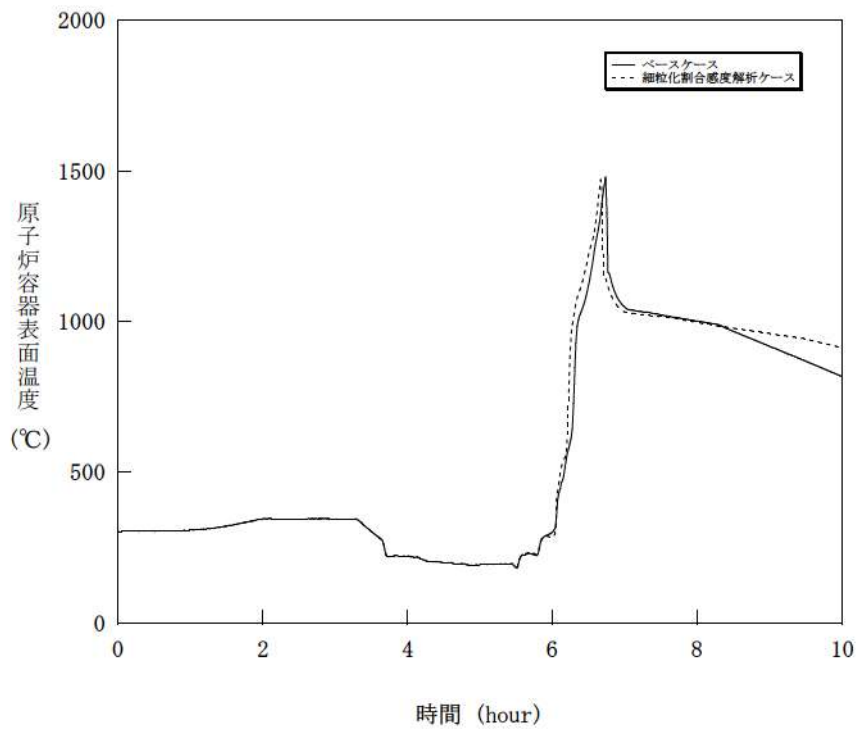


図 4-4-4 エントレインメント係数感度解析 (4)

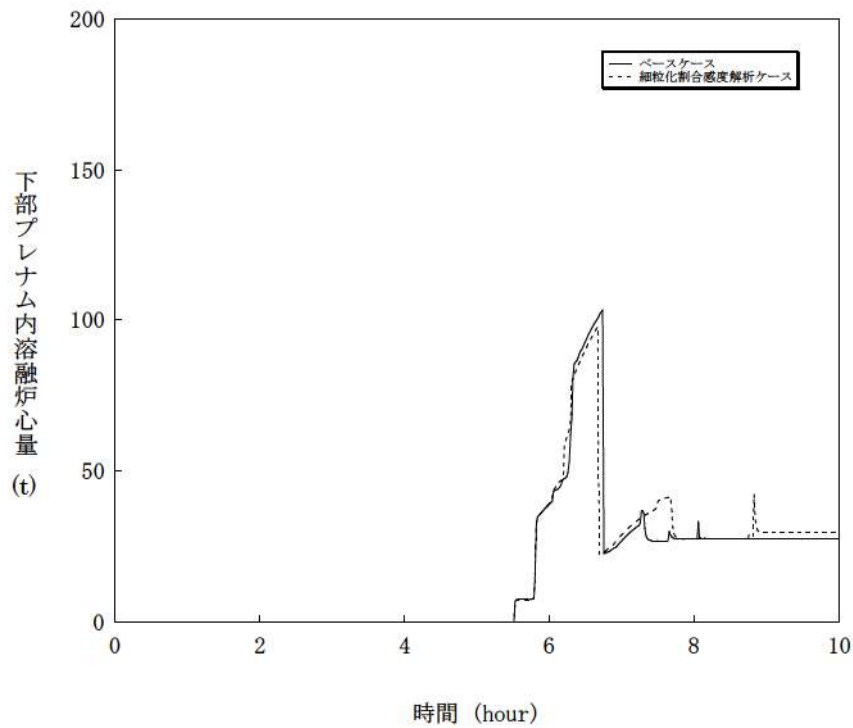


図 4-4-5 エントレインメント係数感度解析 (5)

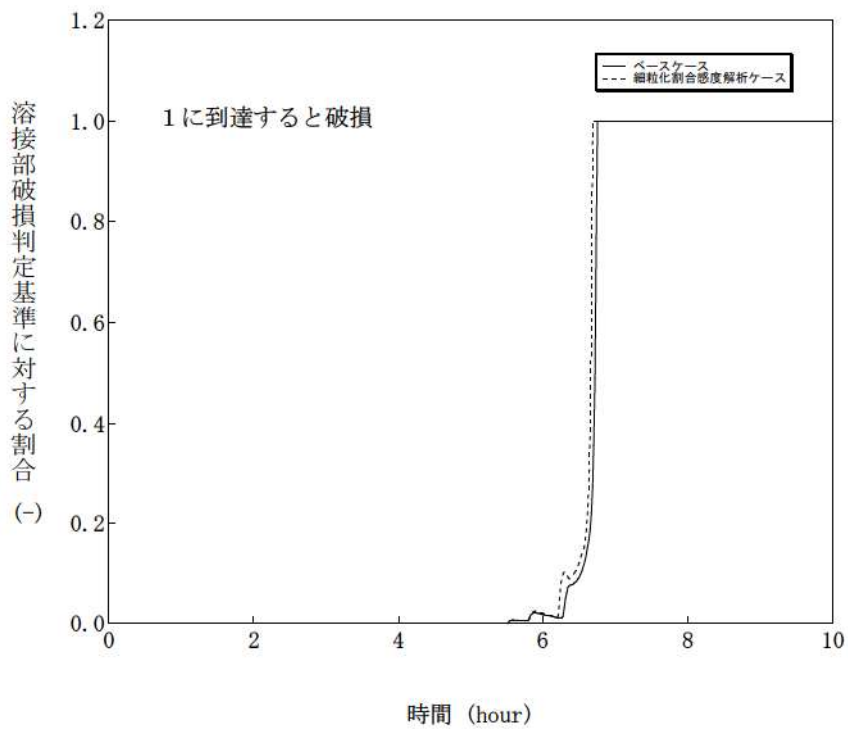


図 4-4-6 エントレインメント係数感度解析 (6)

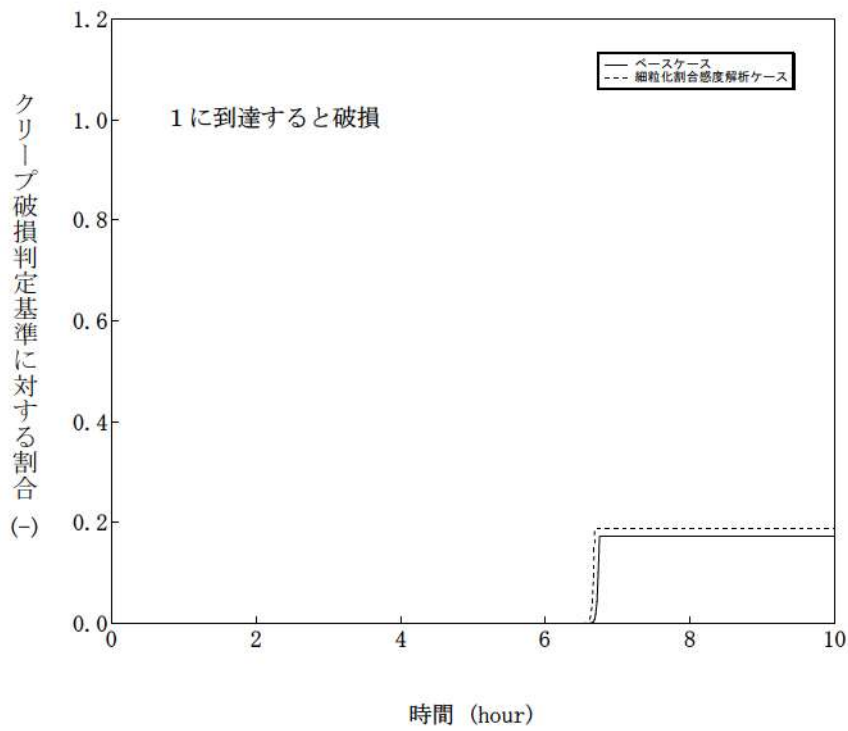


図 4-4-7 エントレインメント係数感度解析 (7)

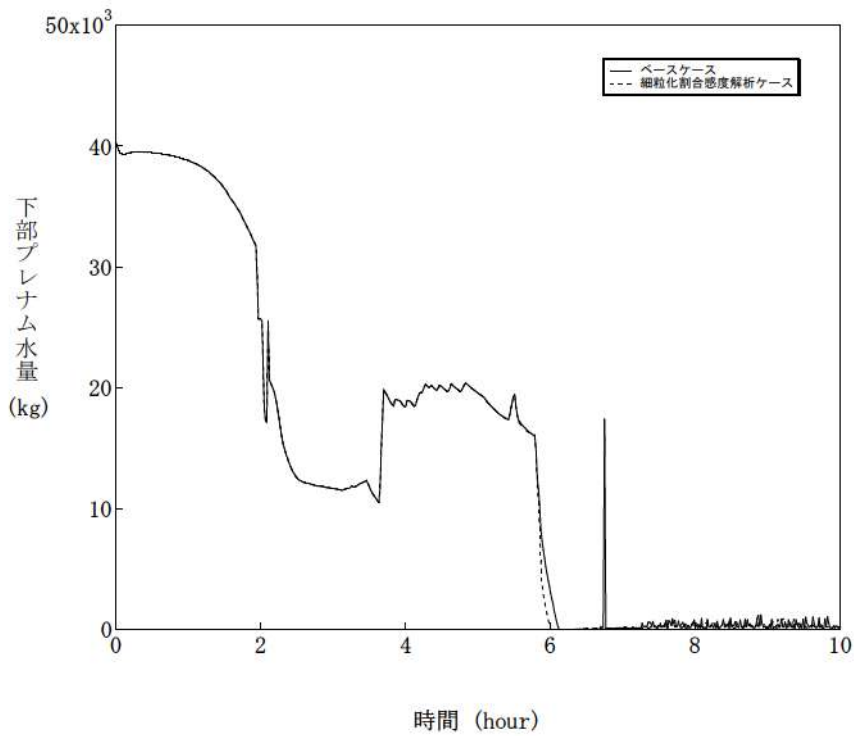


図 4-4-8 エントレインメント係数感度解析 (8)

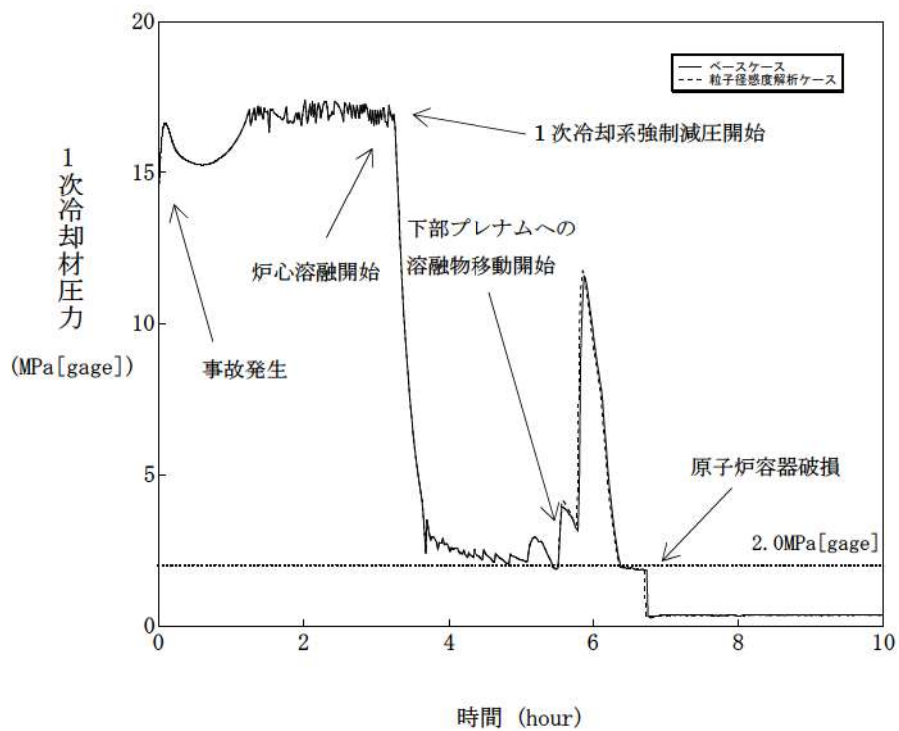


図 4-5-1 デブリ粒子の径感度解析 (1)

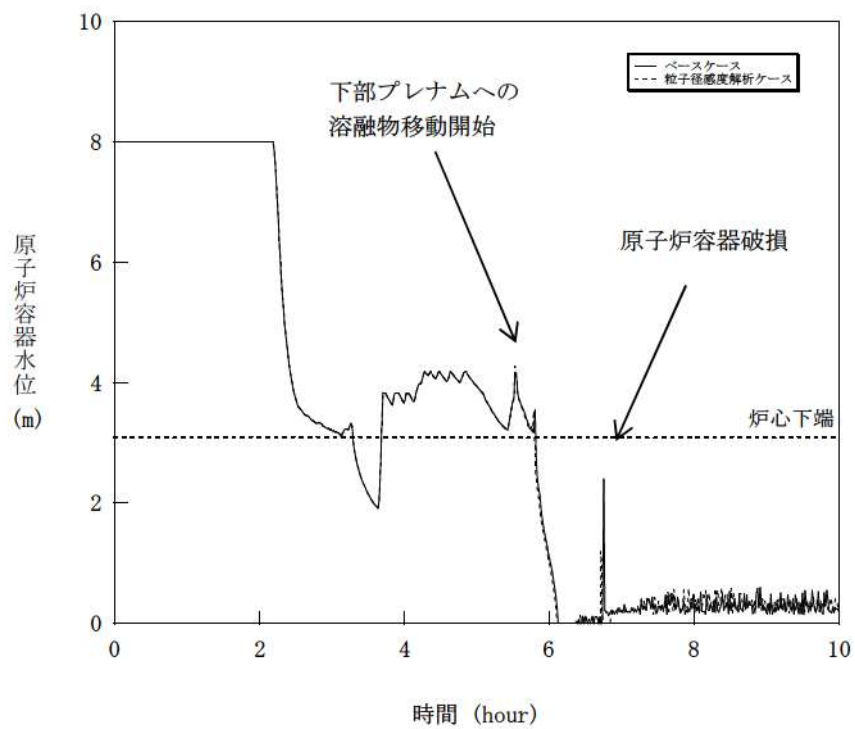


図 4-5-2 デブリ粒子の径感度解析 (2)

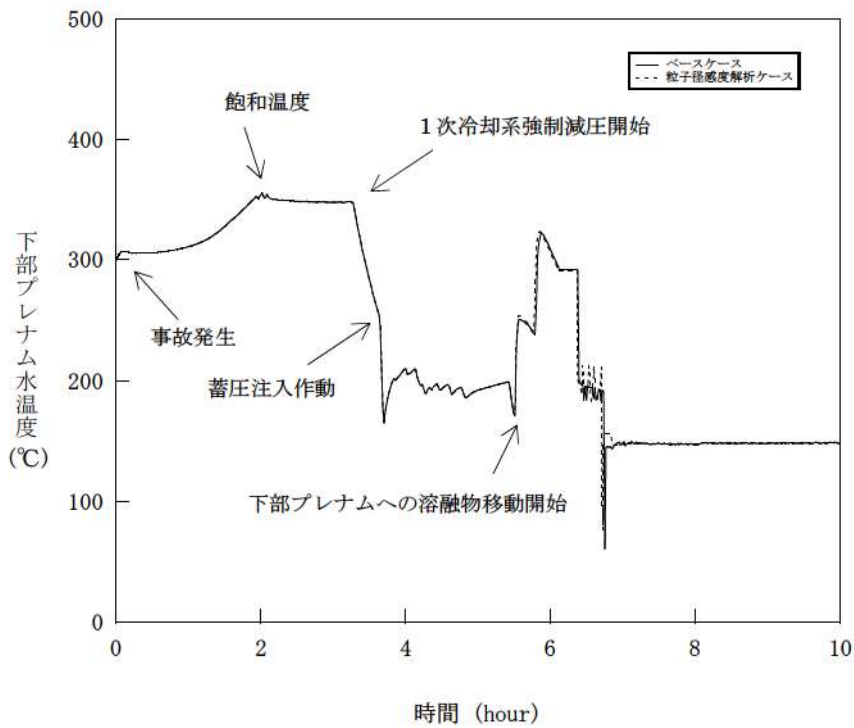


図 4-5-3 デブリ粒子の径感度解析 (3)

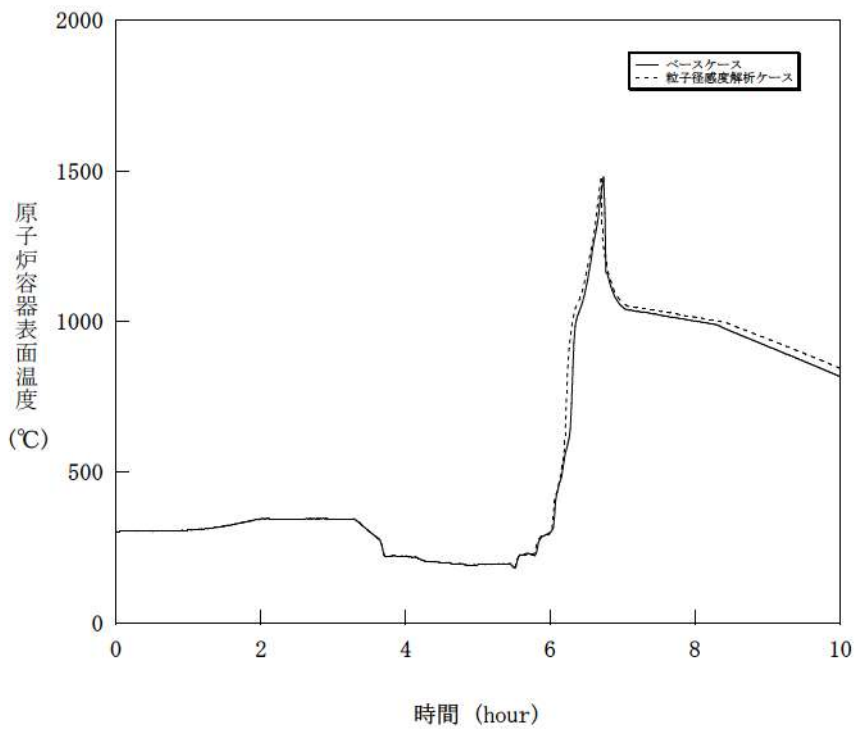


図 4-5-4 デブリ粒子の径感度解析 (4)

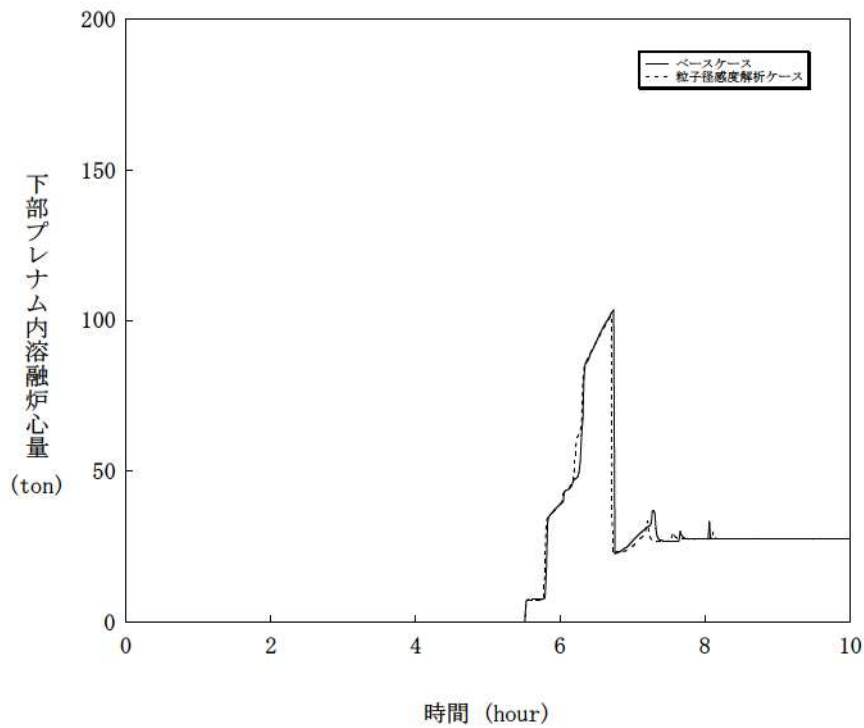


図 4-5-5 デブリ粒子の径感度解析 (5)

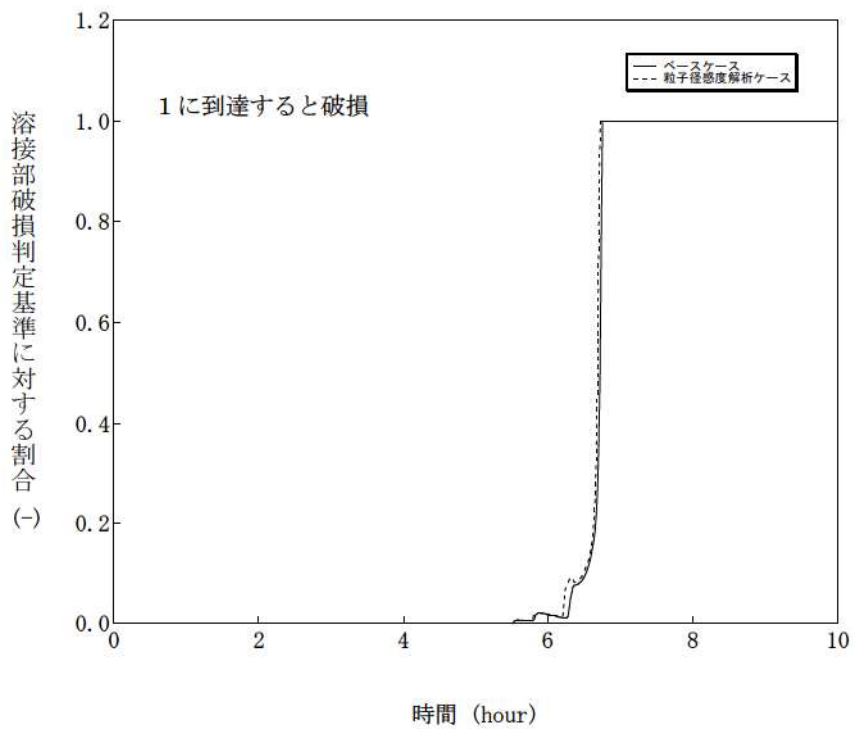


図 4-5-6 デブリ粒子の径感度解析 (6)

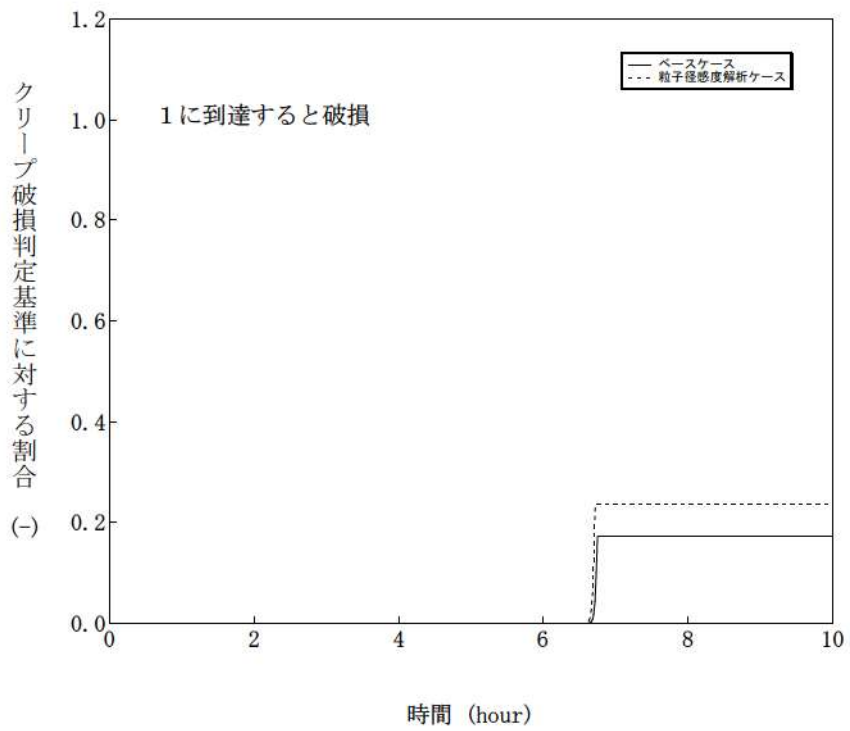


図 4-5-7 デブリ粒子の径感度解析 (7)

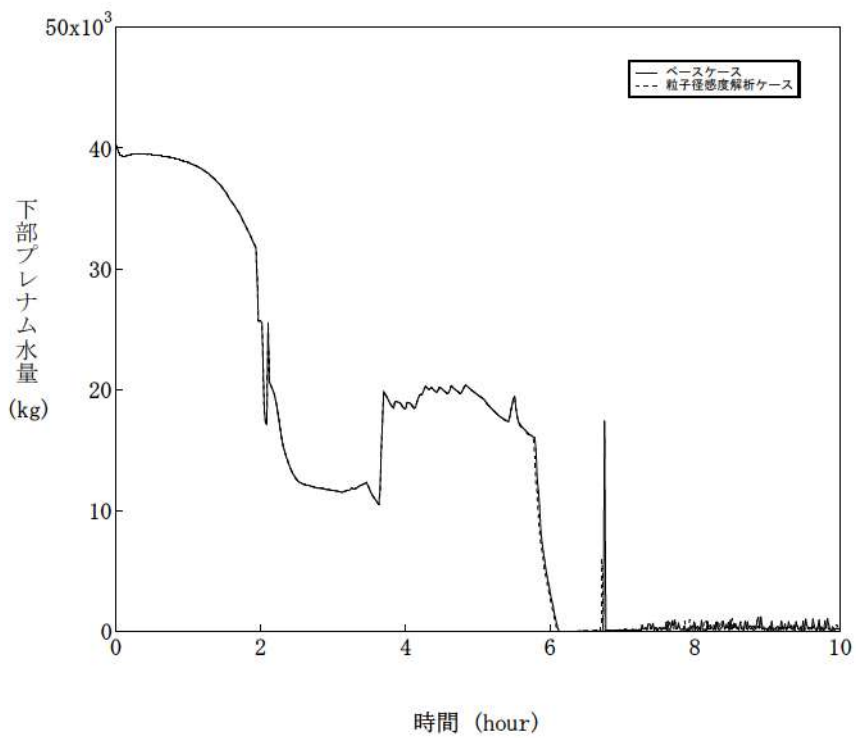


図 4-5-8 デブリ粒子の径感度解析 (8)

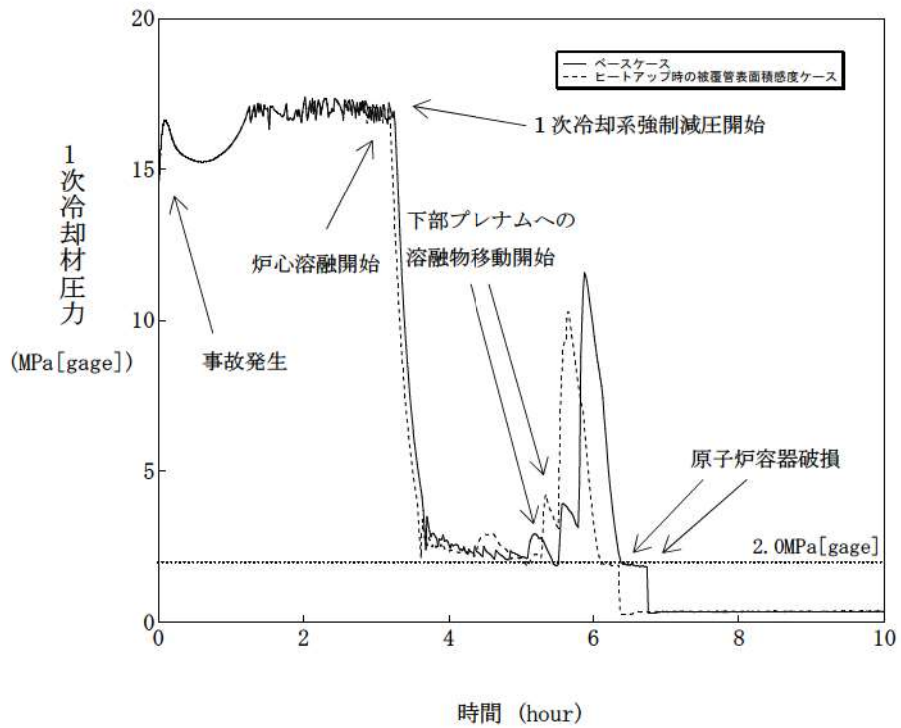


図 4-6-1 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (1)

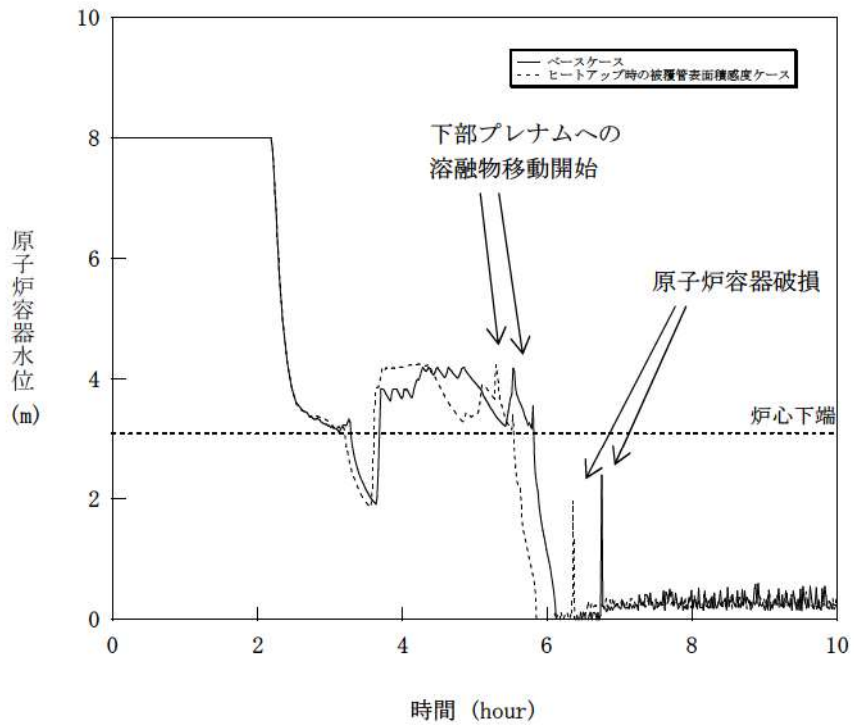


図 4-6-2 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (2)

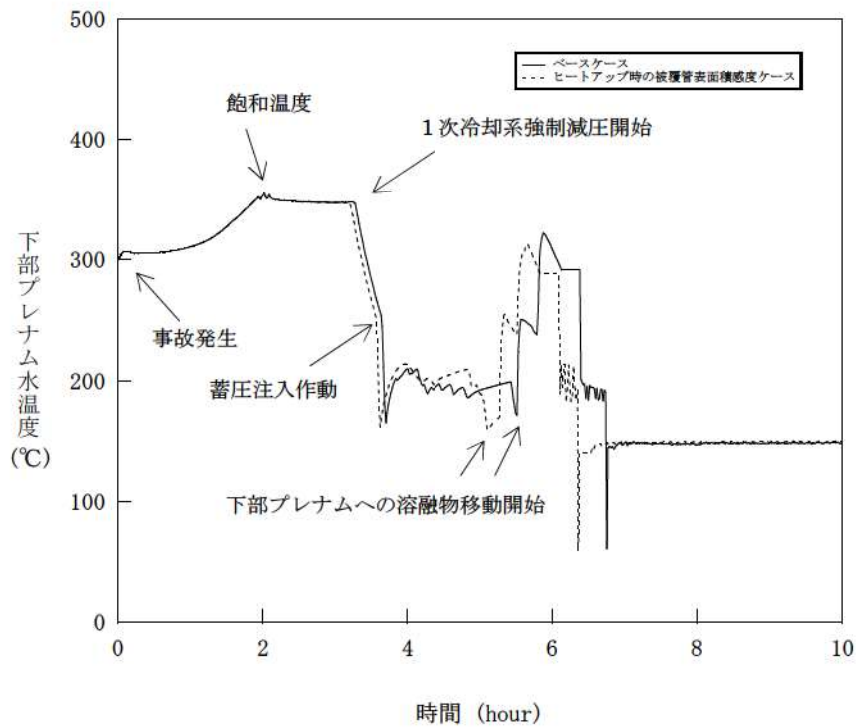


図 4-6-3 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (3)

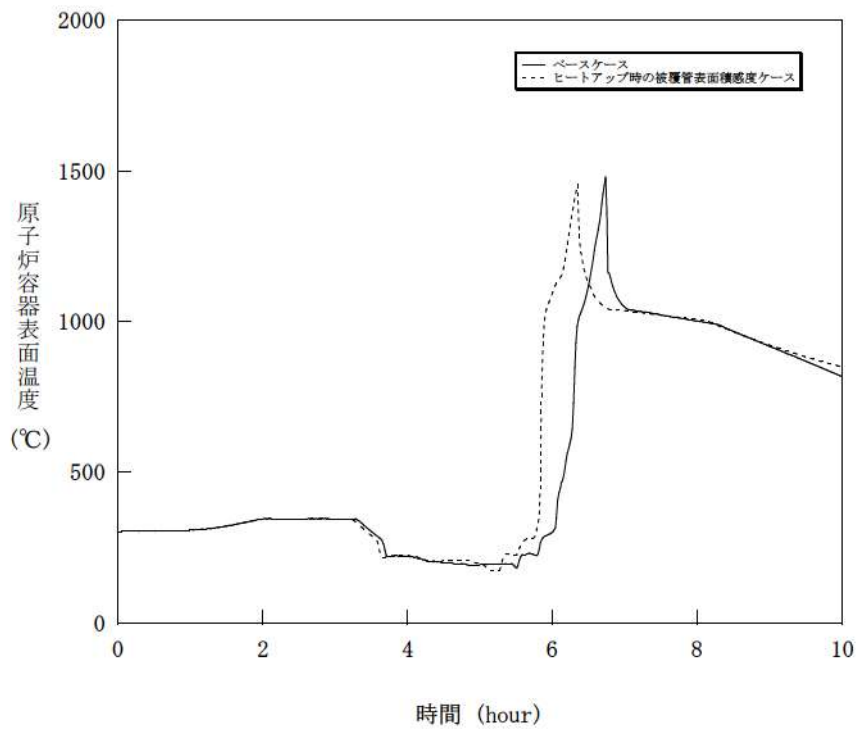


図 4-6-4 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (4)

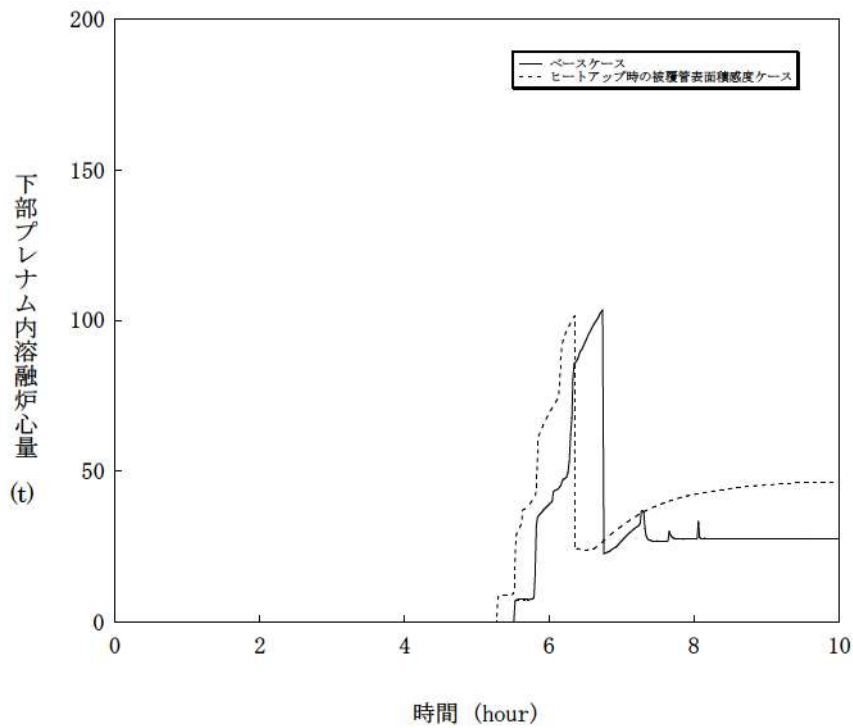


図 4-6-5 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (5)

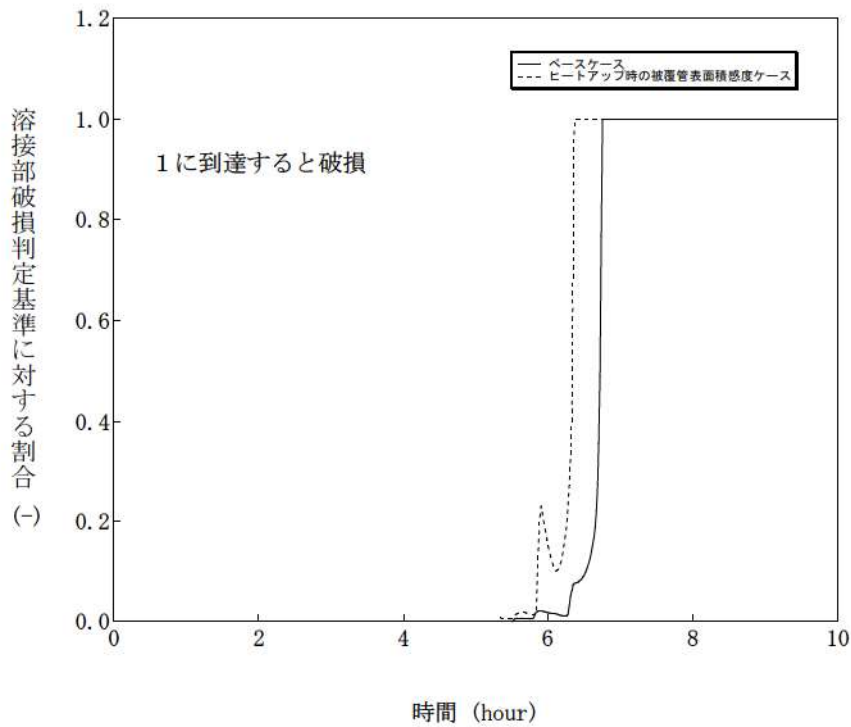


図 4-6-6 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (6)

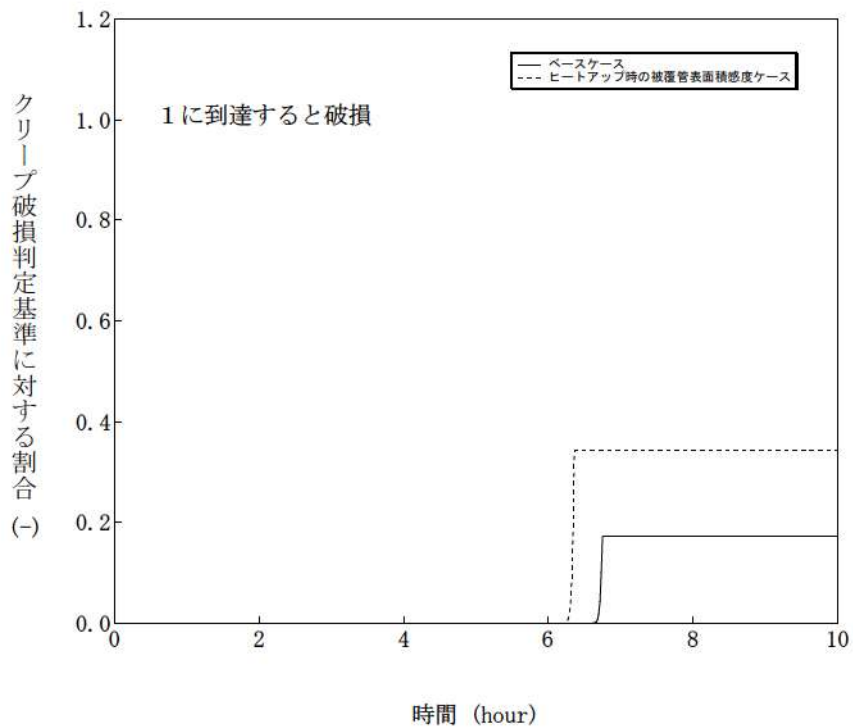


図 4-6-7 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (7)

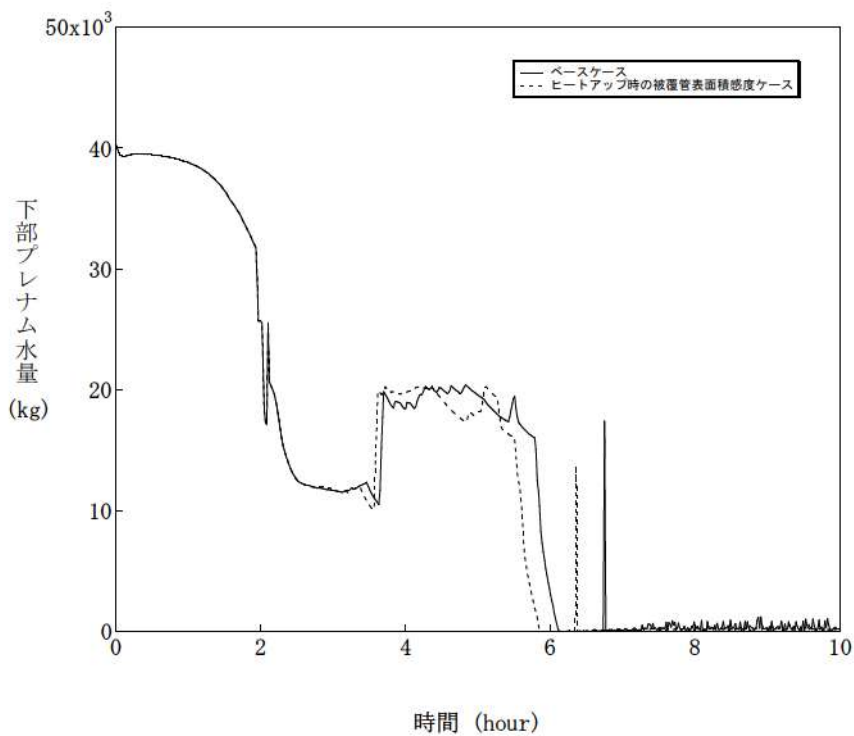


図 4-6-8 ジルコニウム-水反応速度の係数感度解析 (8)

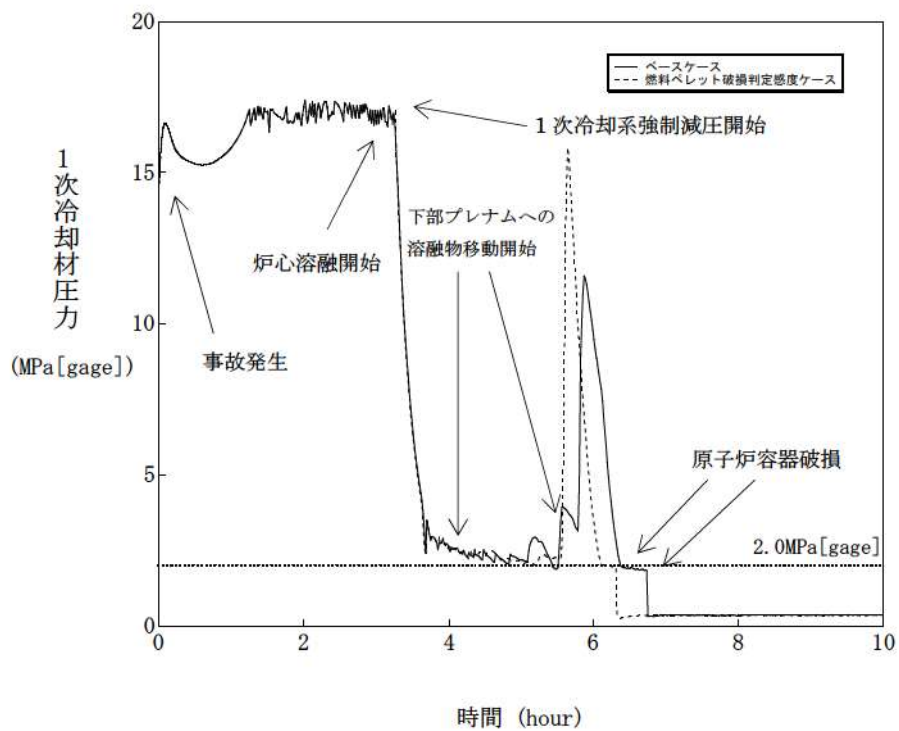


図 4-7-1 燃料ペレット破損判定感度解析 (1)

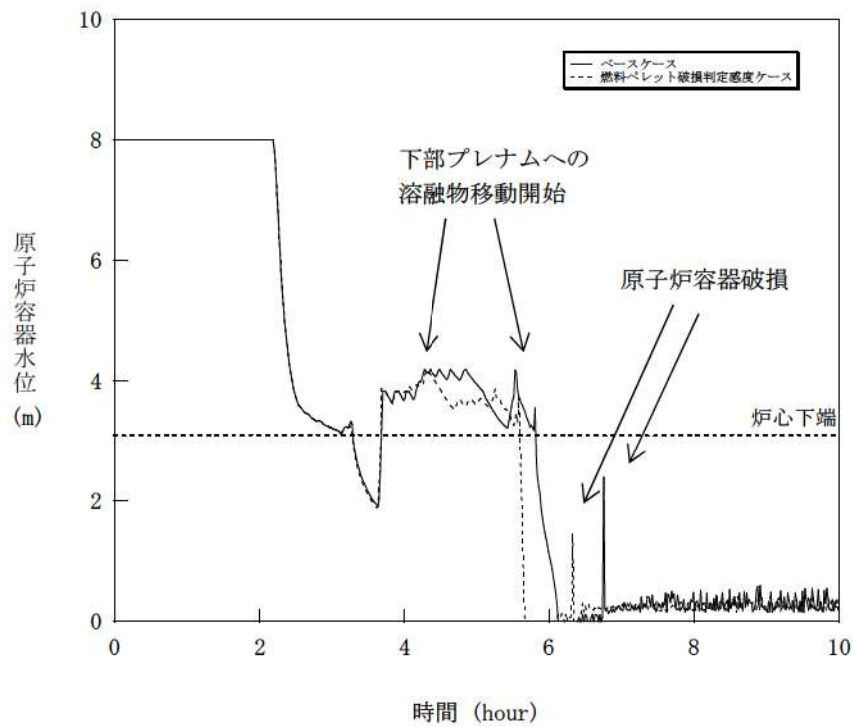


図 4-7-2 燃料ペレット破損判定感度解析 (2)

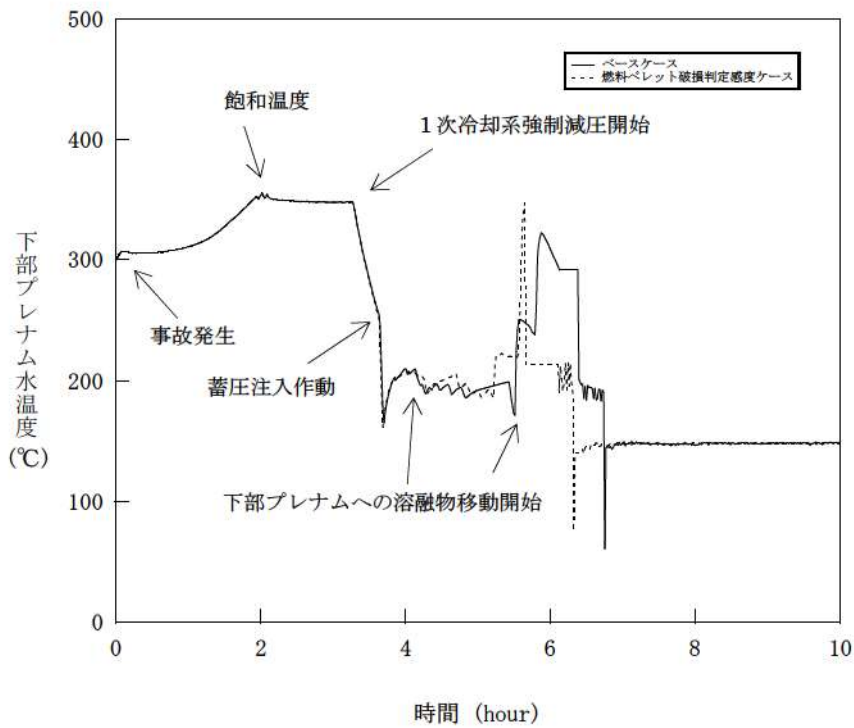


図 4-7-3 燃料ペレット破損判定感度解析（3）

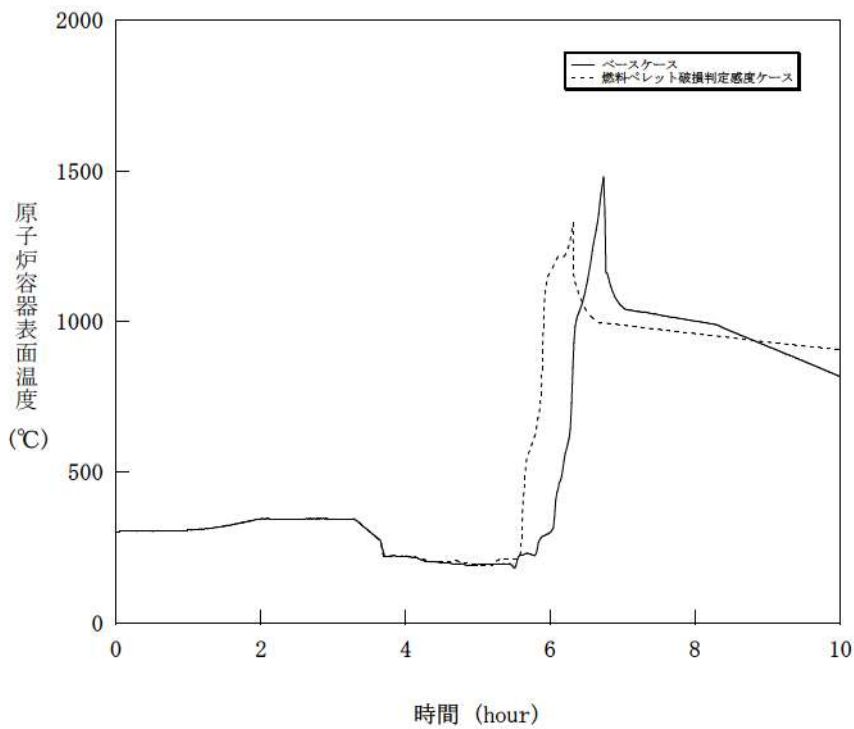


図 4-7-4 燃料ペレット破損判定感度解析（4）

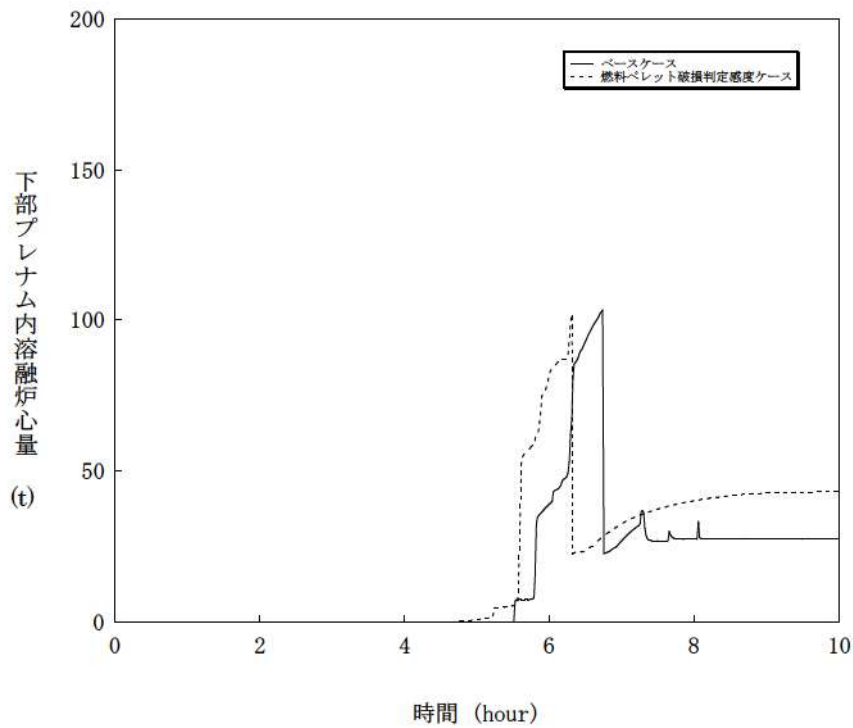


図 4-7-5 燃料ペレット破損判定感度解析 (5)

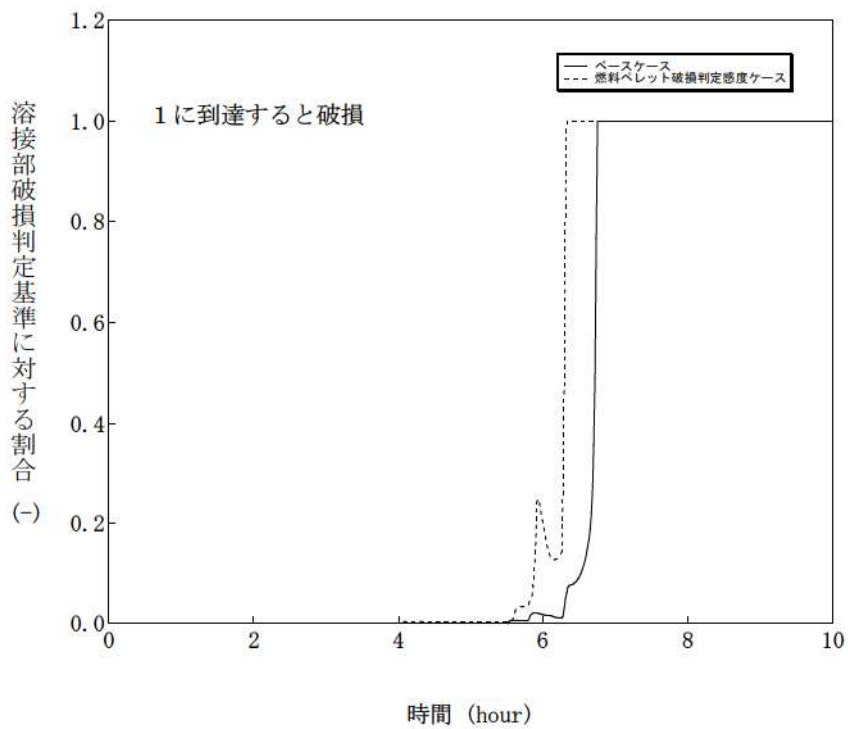


図 4-7-6 燃料ペレット破損判定感度解析 (6)

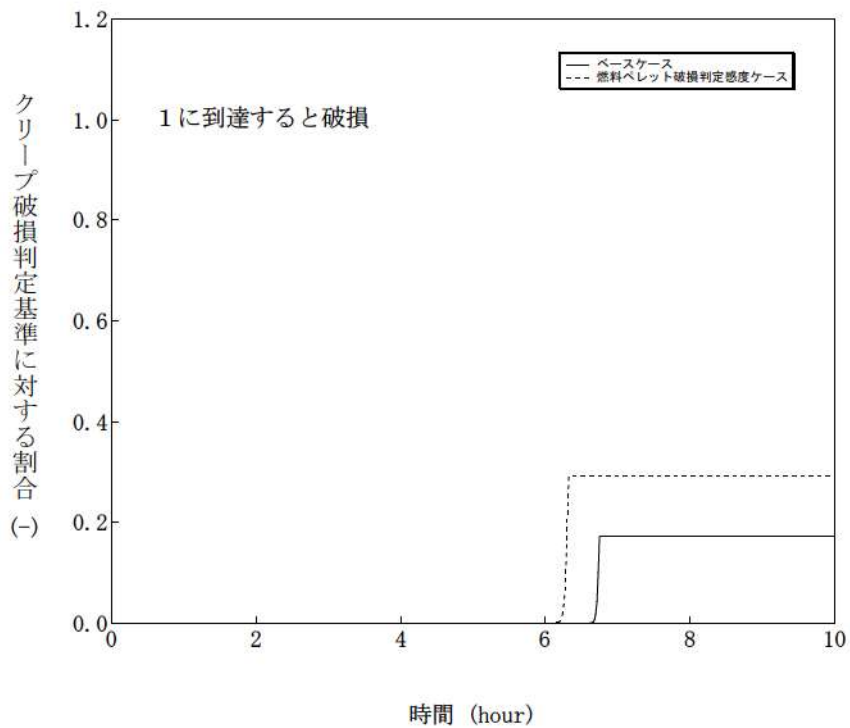


図 4-7-7 燃料ペレット破損判定感度解析 (7)

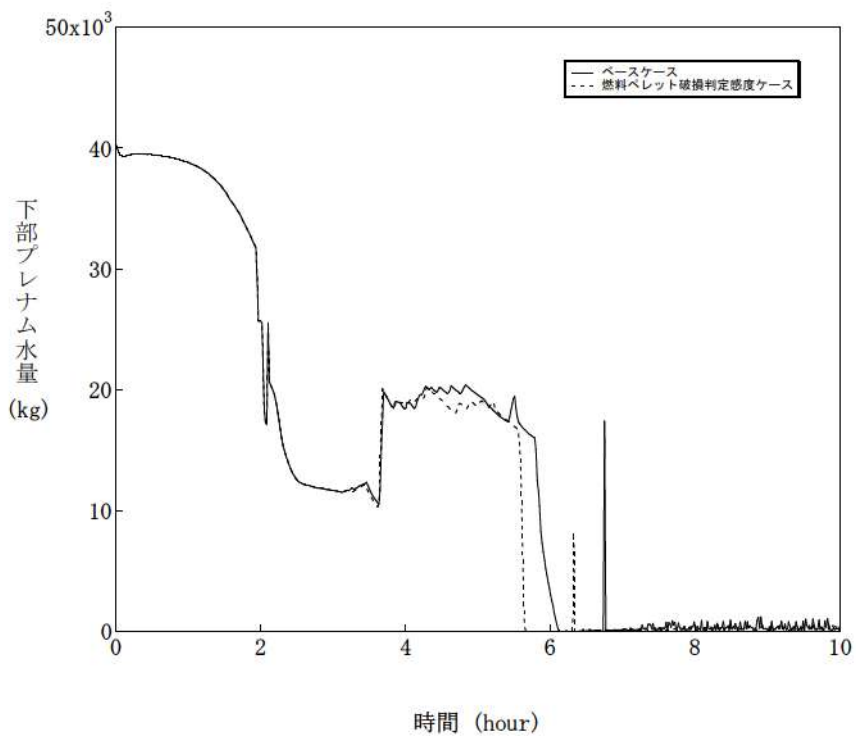


図 4-7-8 燃料ペレット破損判定感度解析 (8)

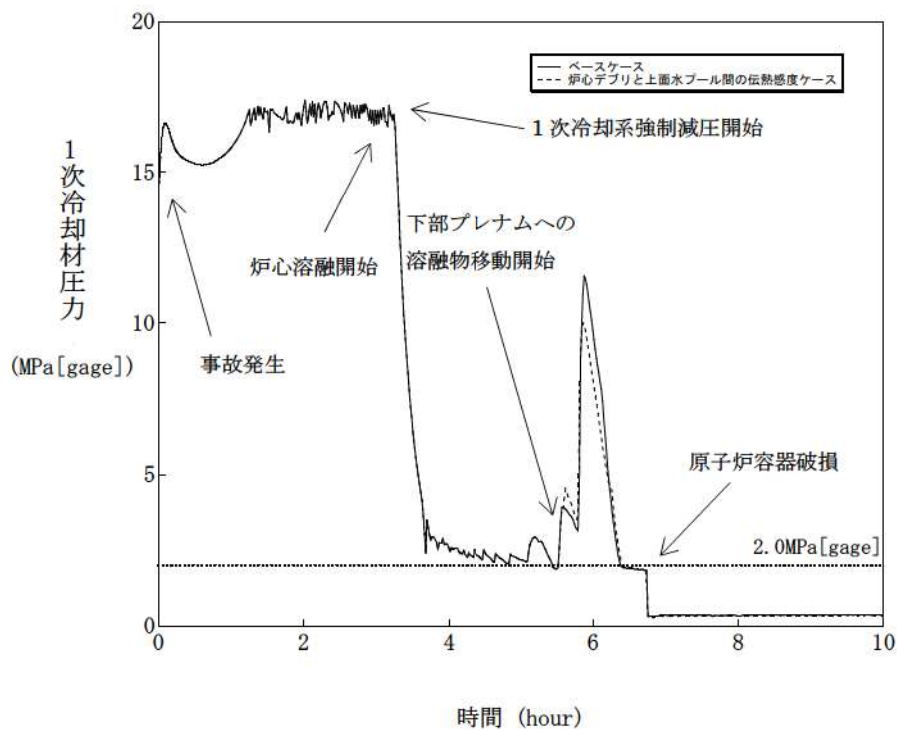


図 4-8-1 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (1)

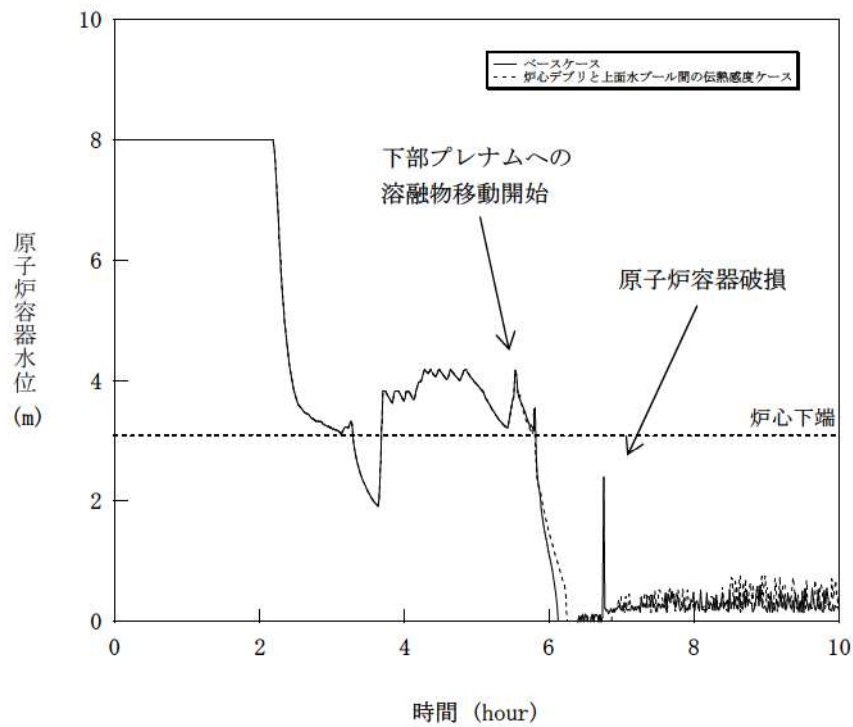


図 4-8-2 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (2)

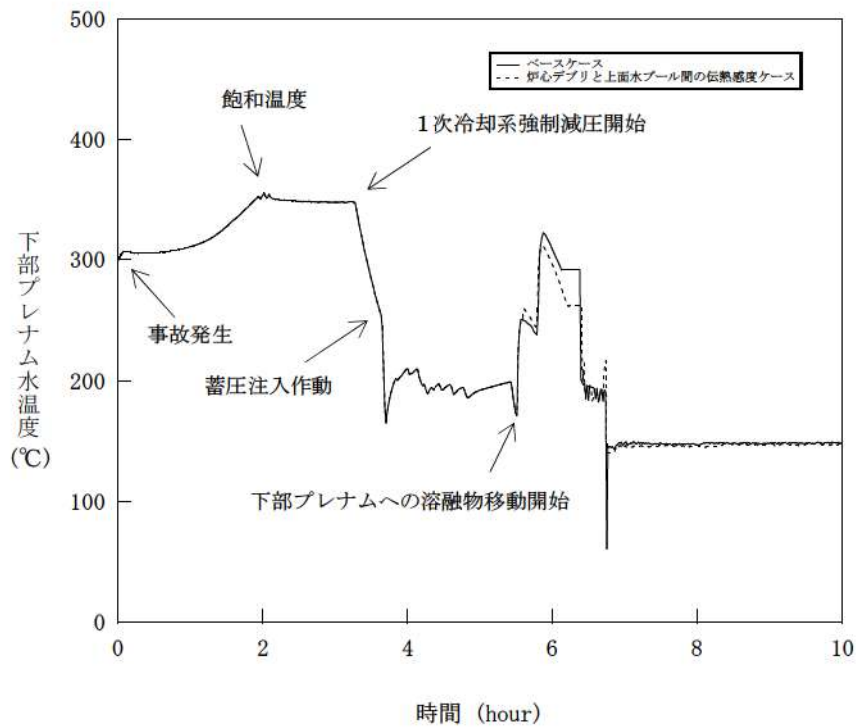


図 4-8-3 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (3)

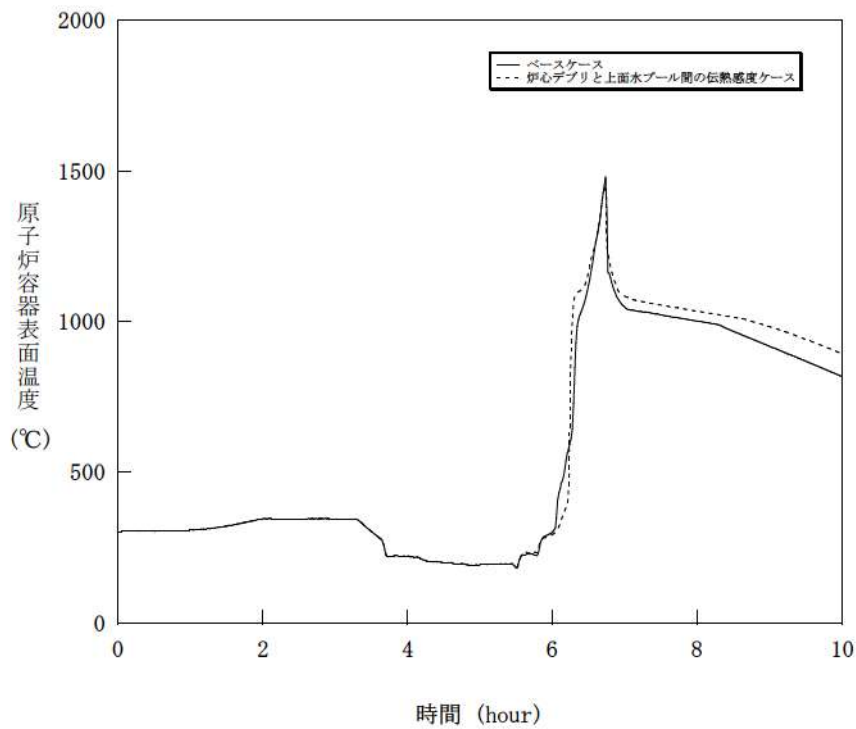


図 4-8-4 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (4)

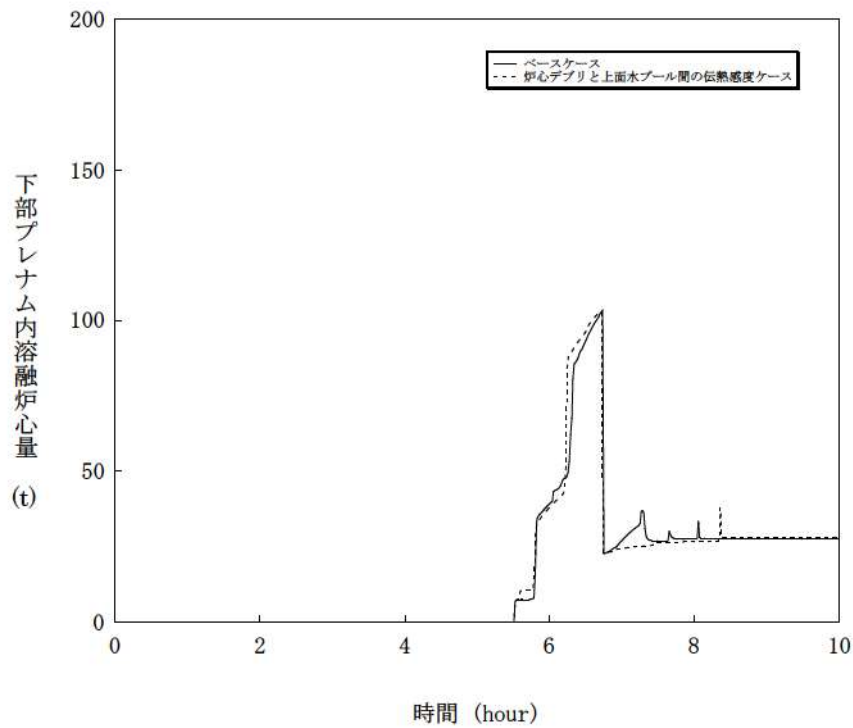


図 4-8-5 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (5)

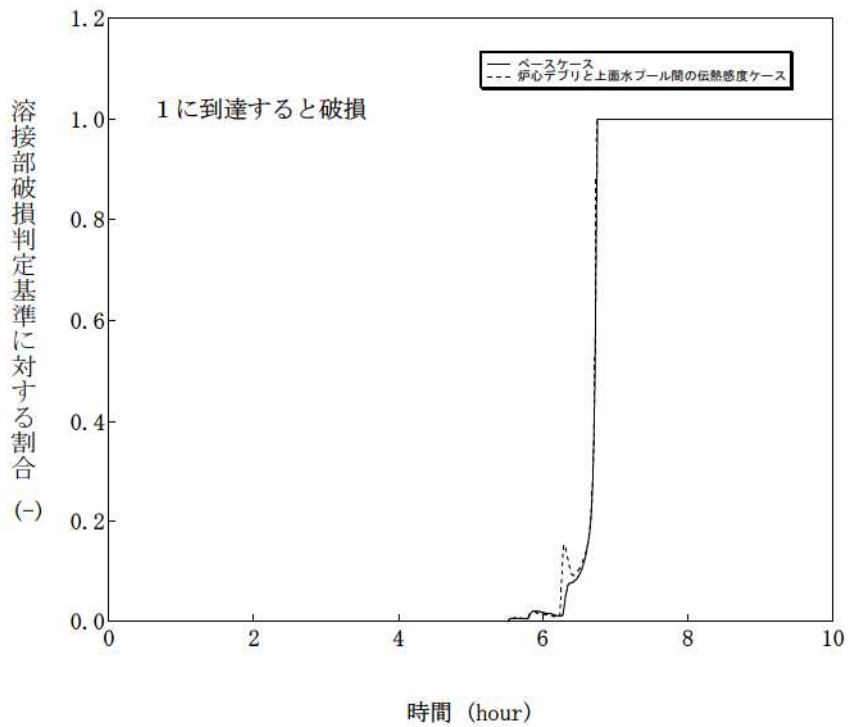


図 4-8-6 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (6)

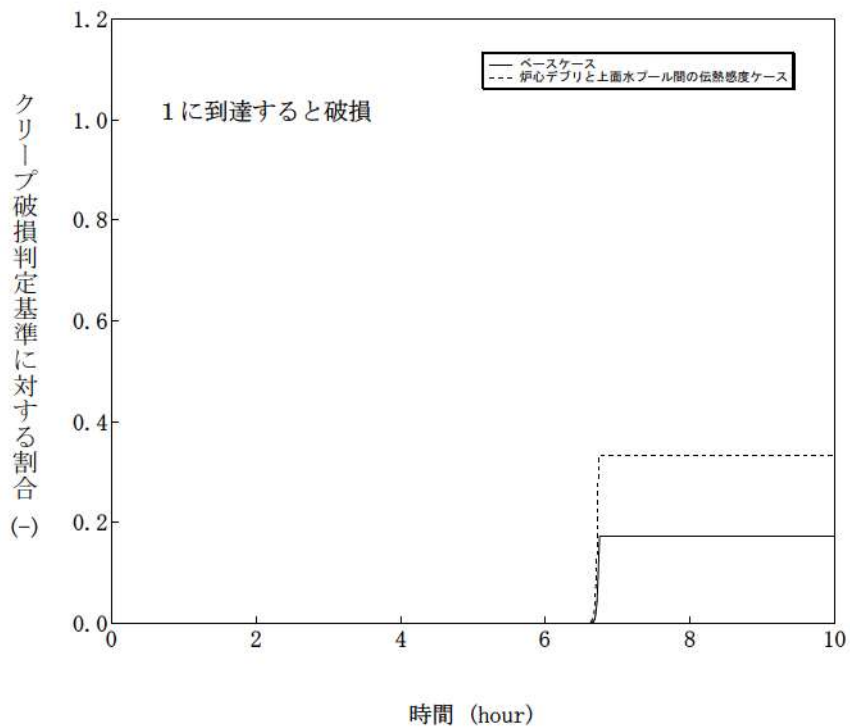


図 4-8-7 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (7)

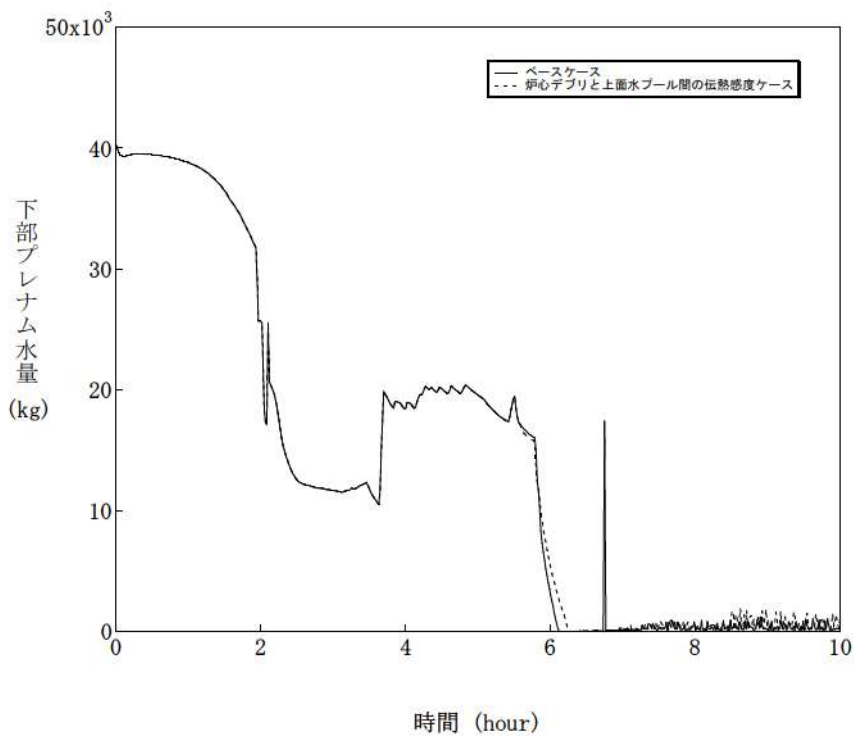


図 4-8-8 溶融炉心と上面水プール間の伝熱感度解析 (8)

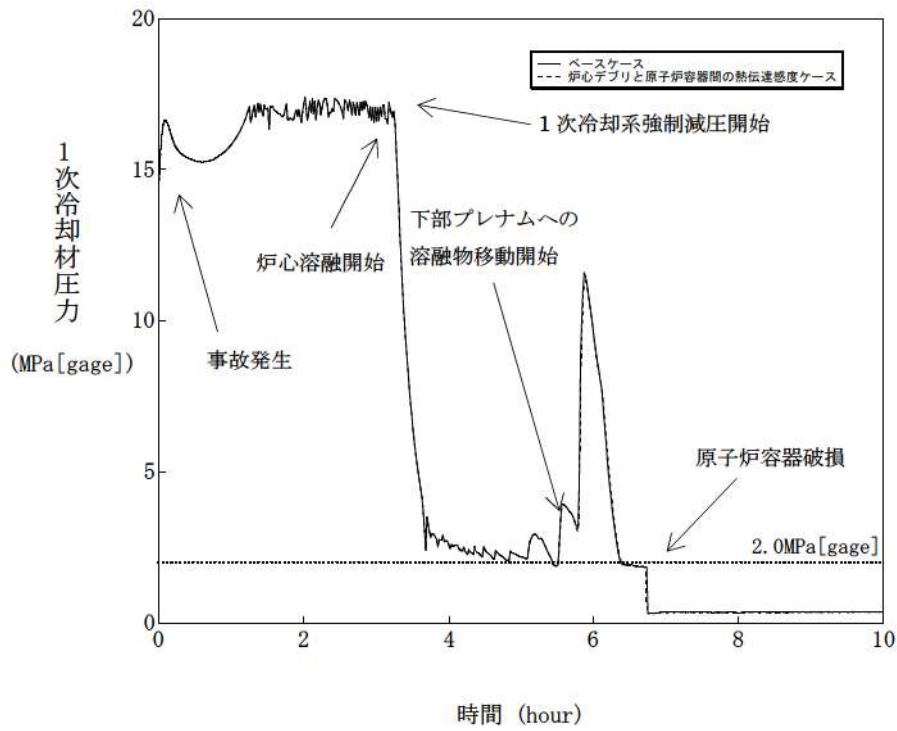


図 4-9-1 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (1)

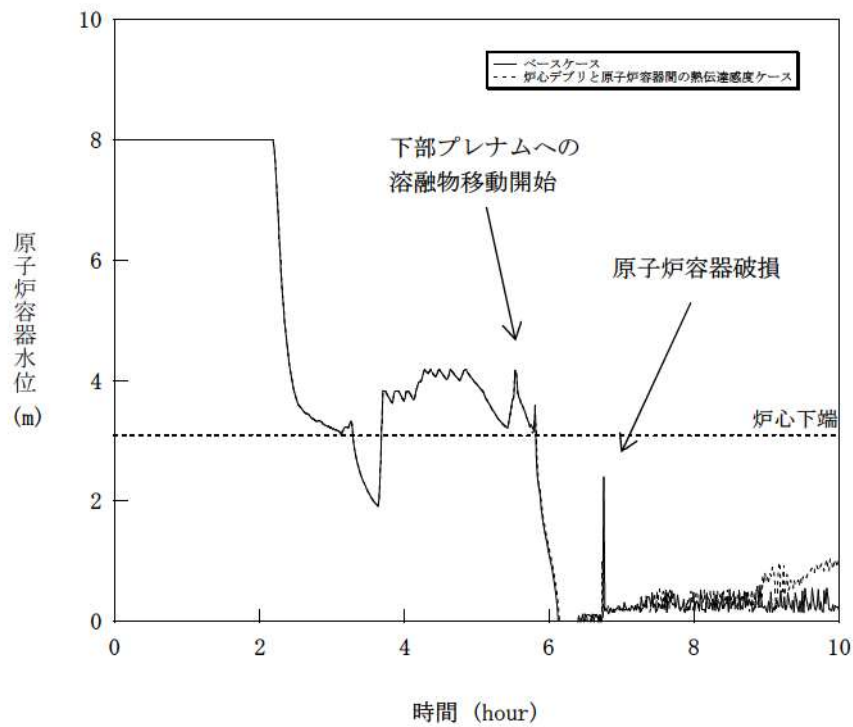


図 4-9-2 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (2)

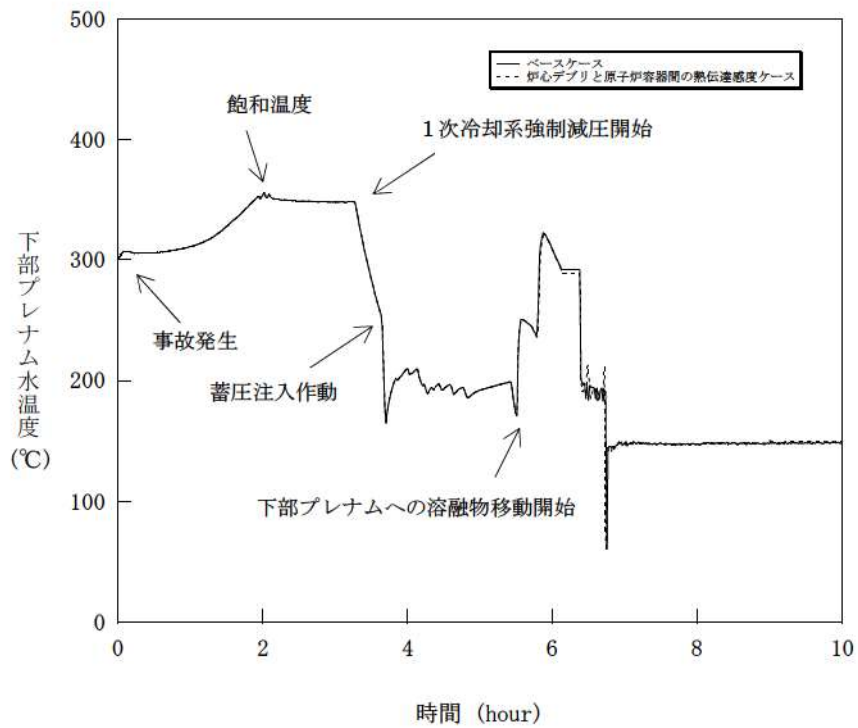


図 4-9-3 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (3)

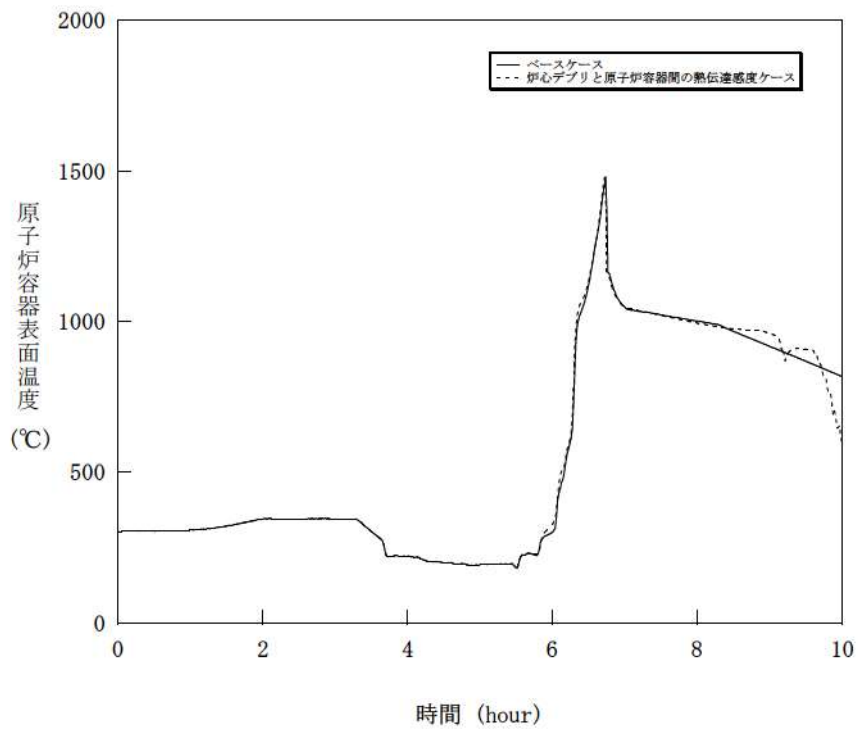


図 4-9-4 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (4)

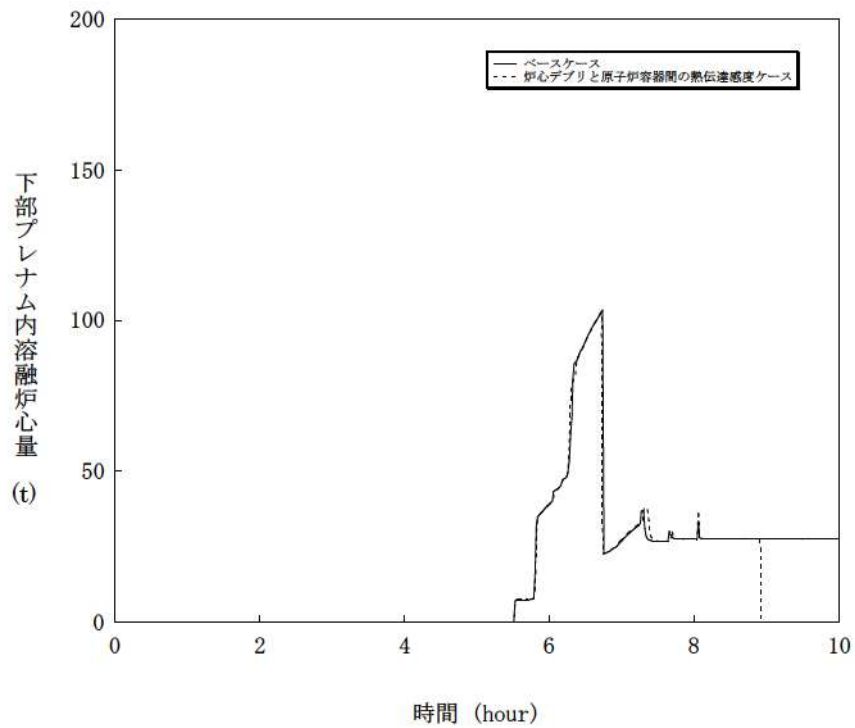


図 4-9-5 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (5)

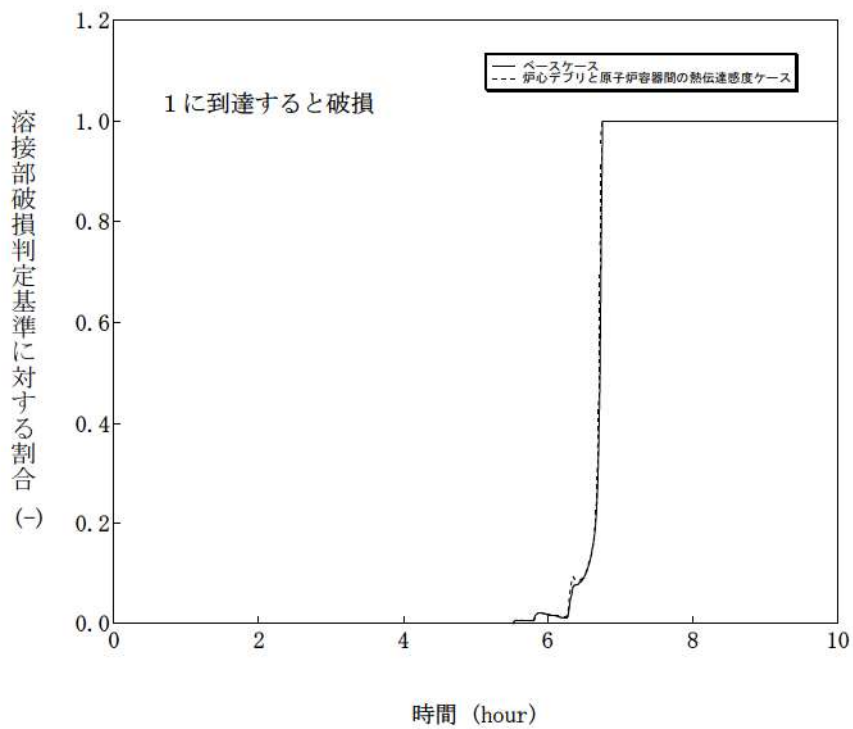


図 4-9-6 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (6)

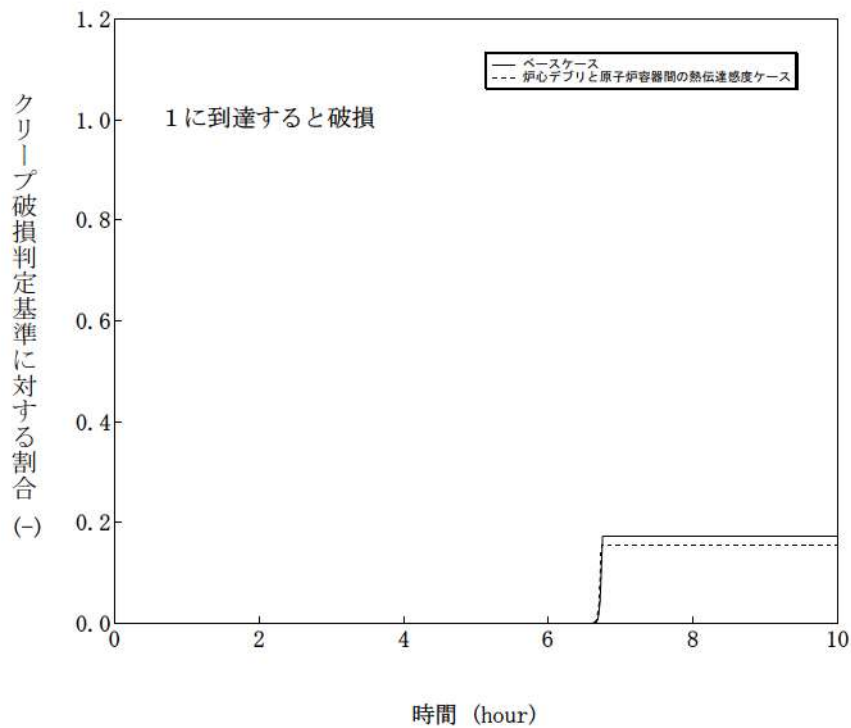


図 4-9-7 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (7)

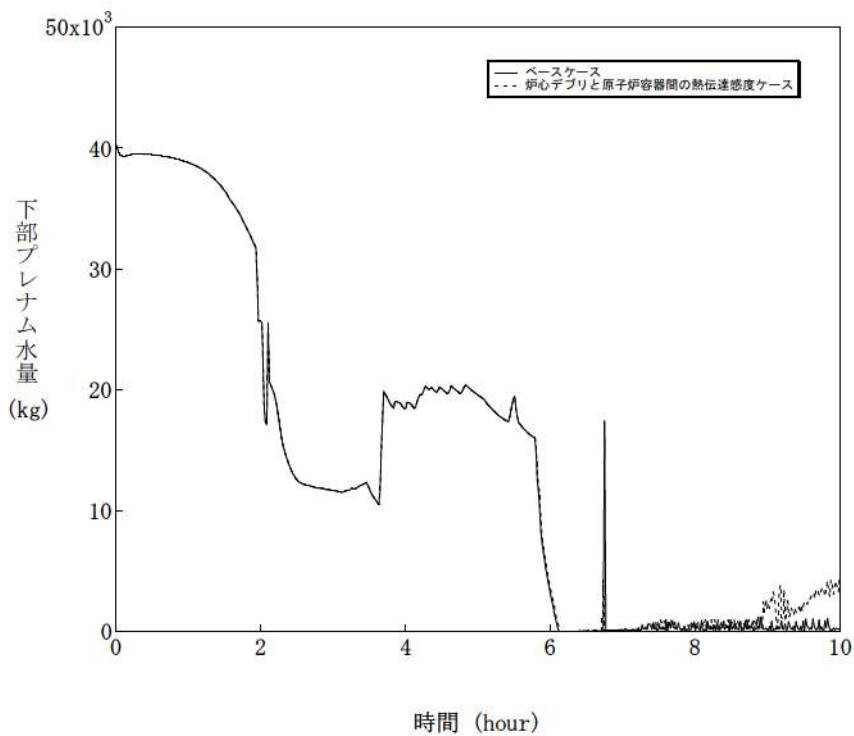


図 4-9-8 溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達感度解析 (8)

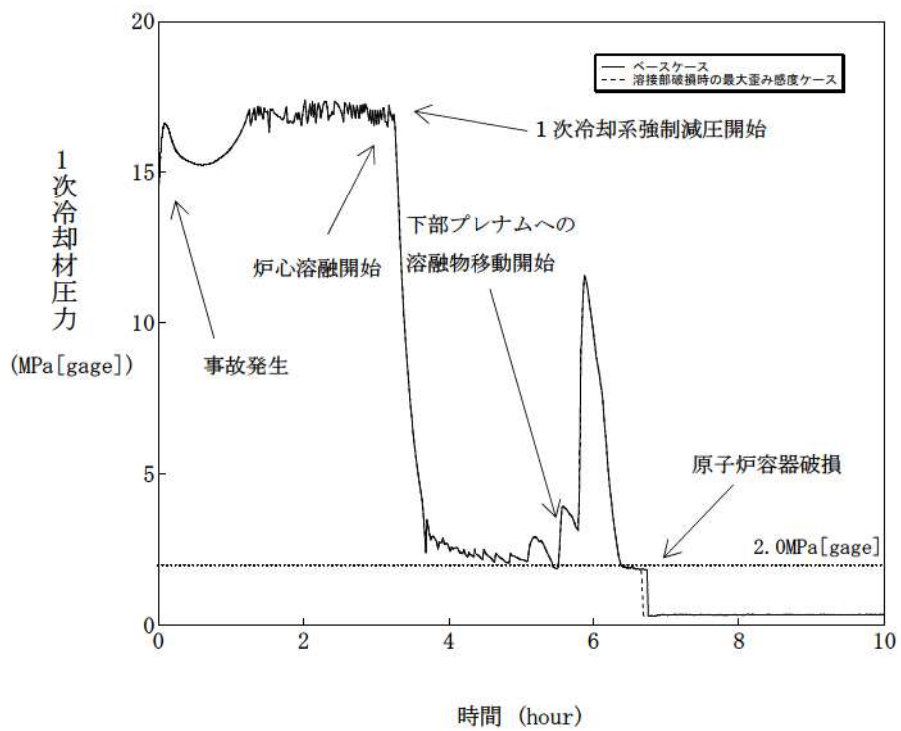


図 4-10-1 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (1)

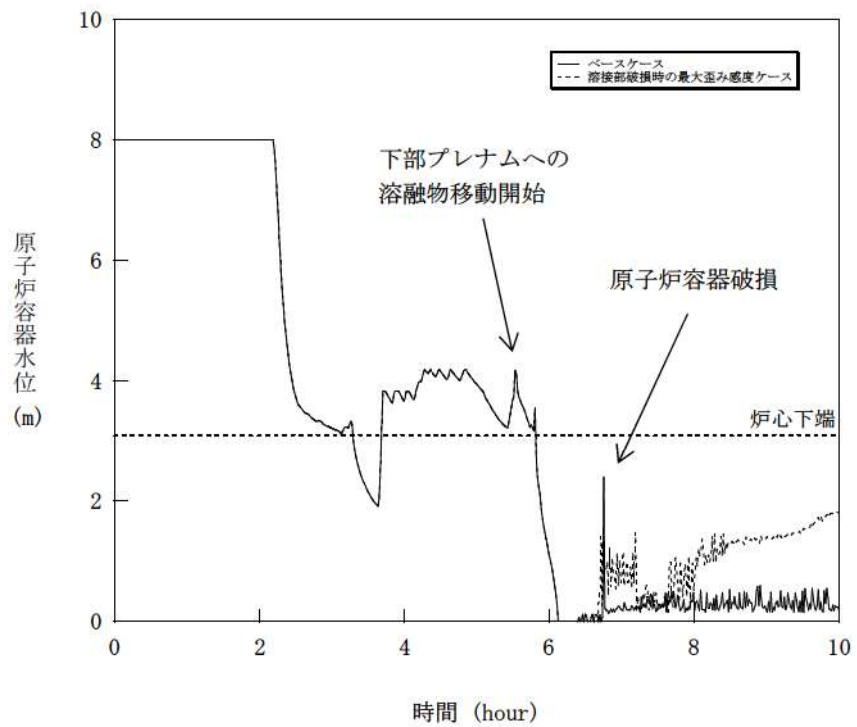


図 4-10-2 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (2)

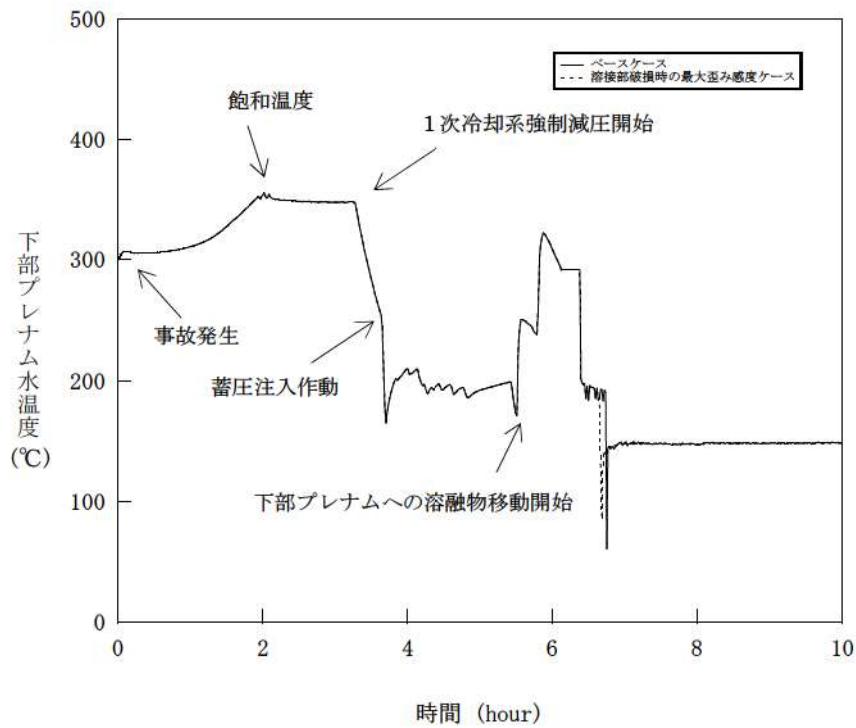


図 4-10-3 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (3)

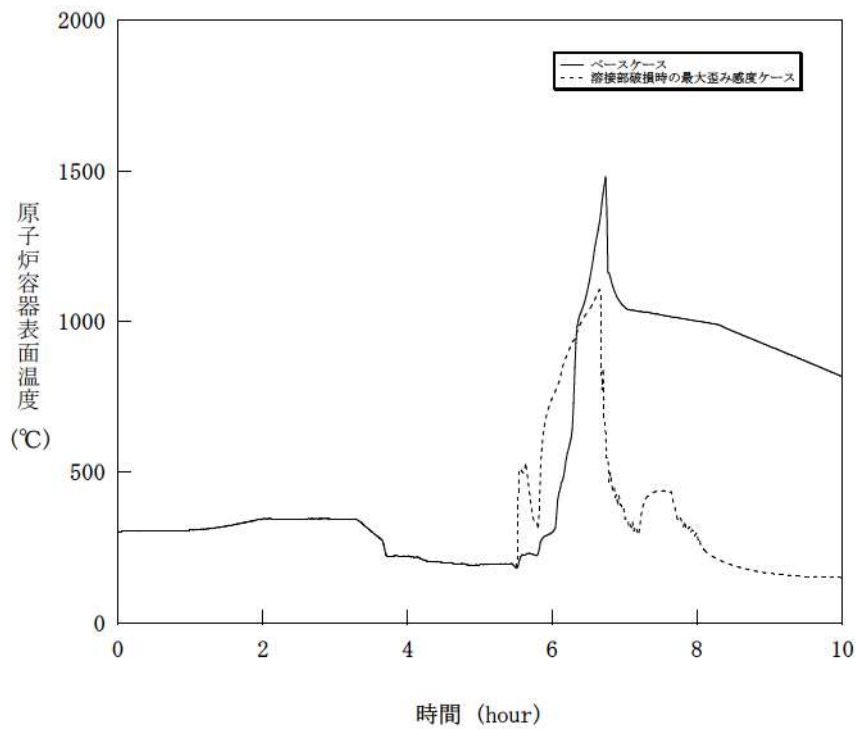


図 4-10-4 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (4)

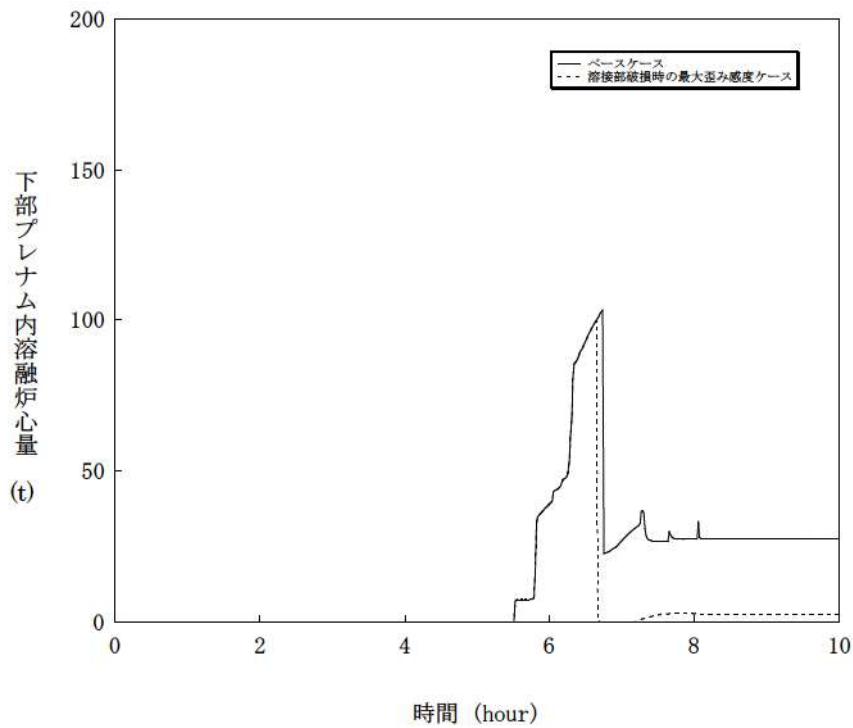


図 4-10-5 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (5)

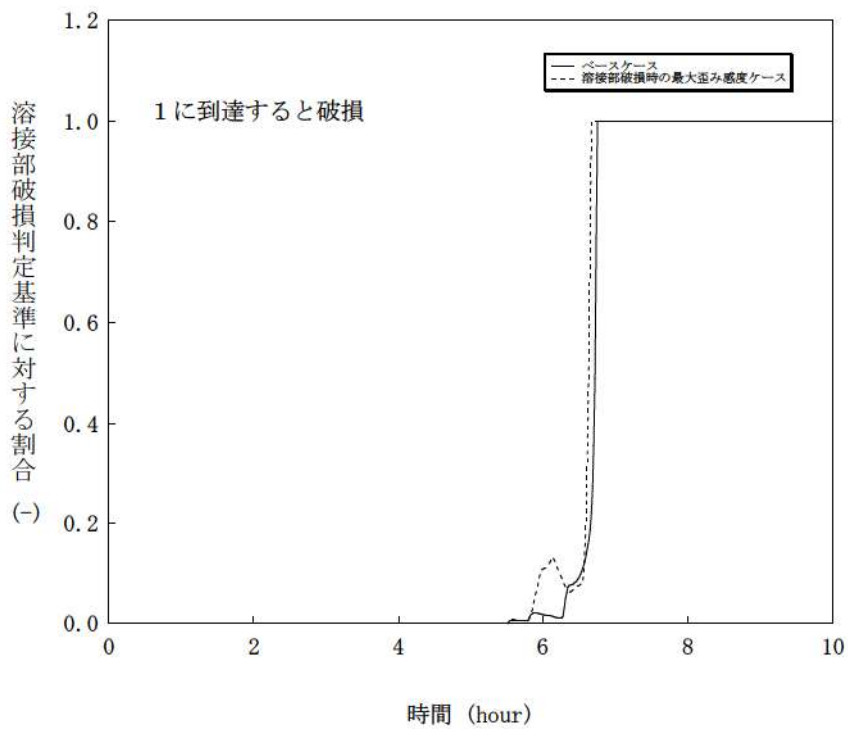


図 4-10-6 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (6)

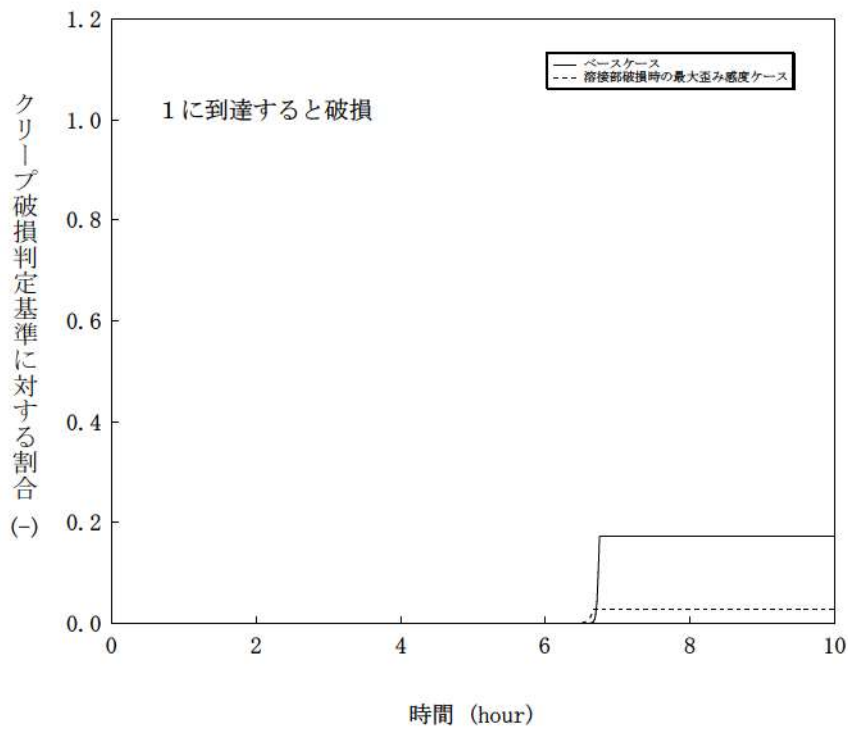


図 4-10-7 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (7)

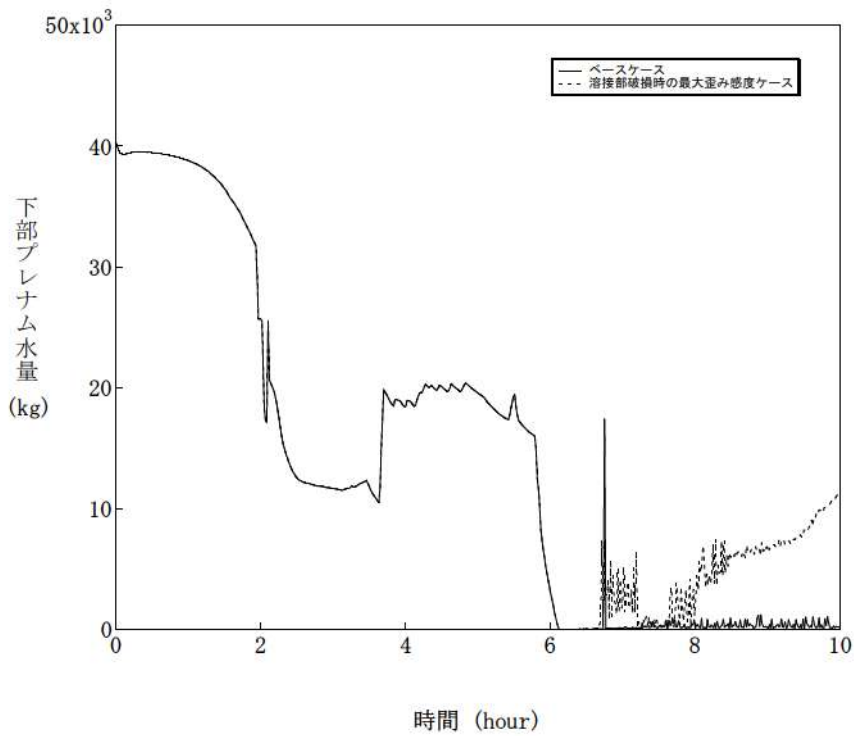


図 4-10-8 溶接部破損時の最大歪み感度解析 (8)

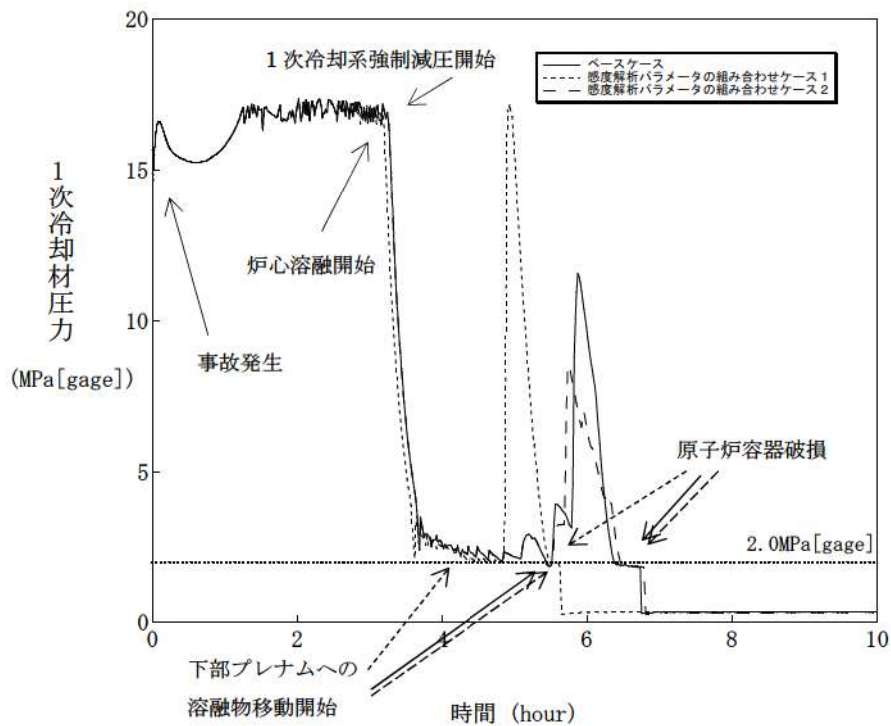


図 4-11-1 感度解析パラメータの組合せ (1)

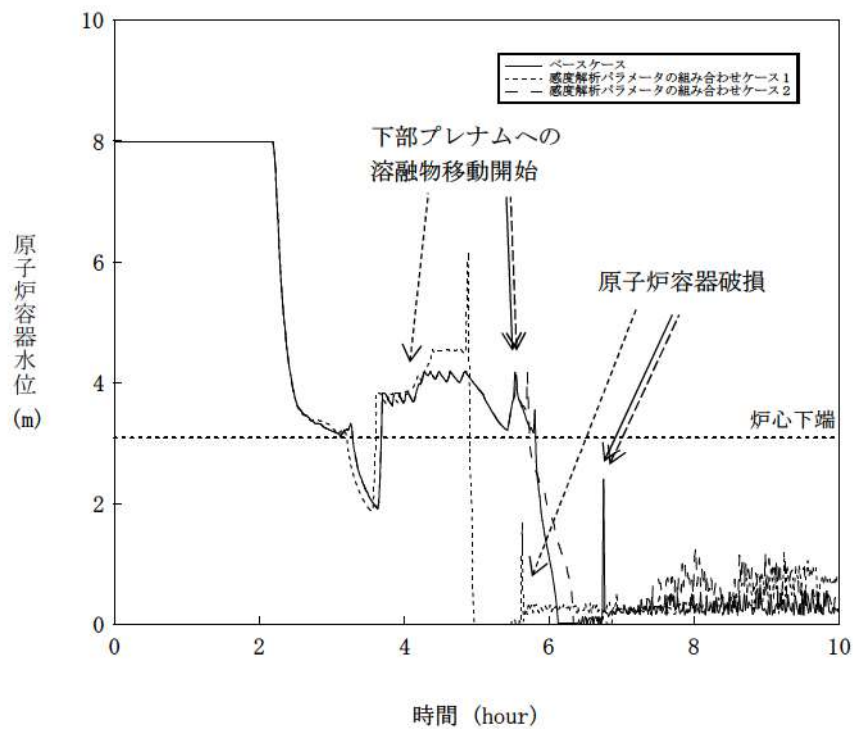


図 4-11-2 感度解析パラメータの組合せ (2)

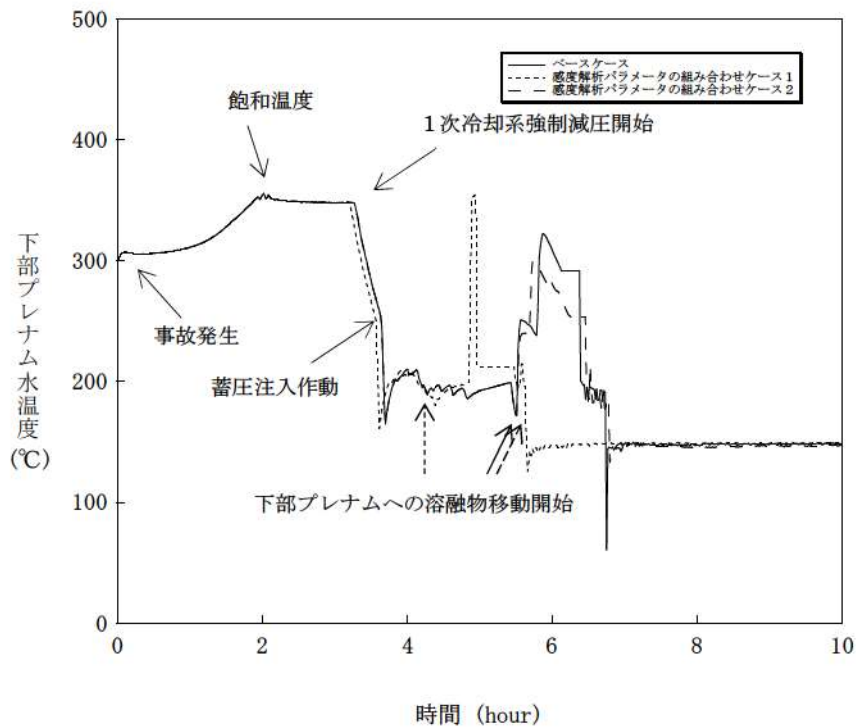


図 4-11-3 感度解析パラメータの組合せ (3)

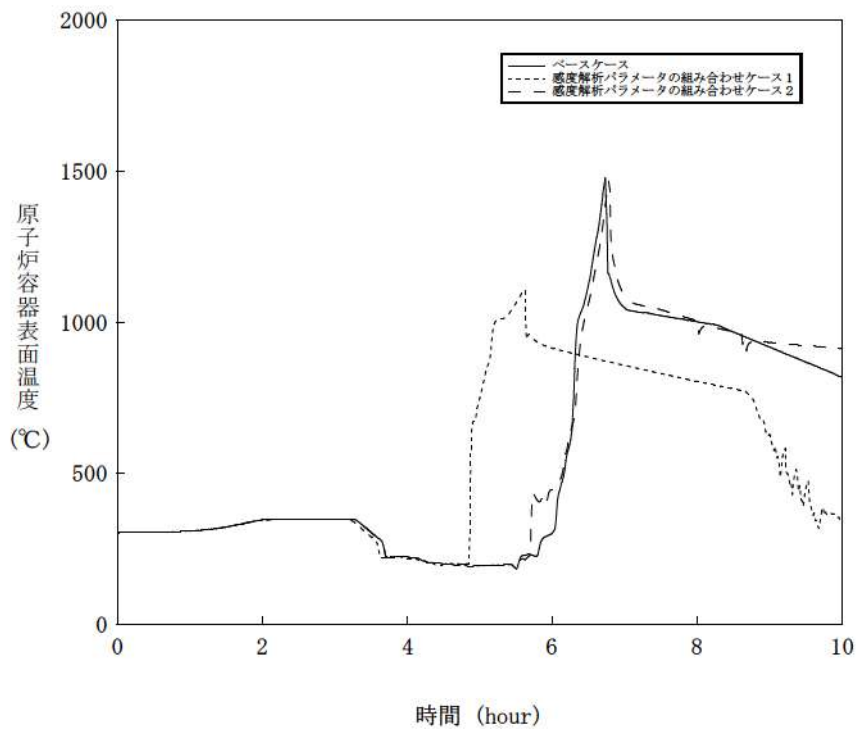


図 4-11-4 感度解析パラメータの組合せ (4)

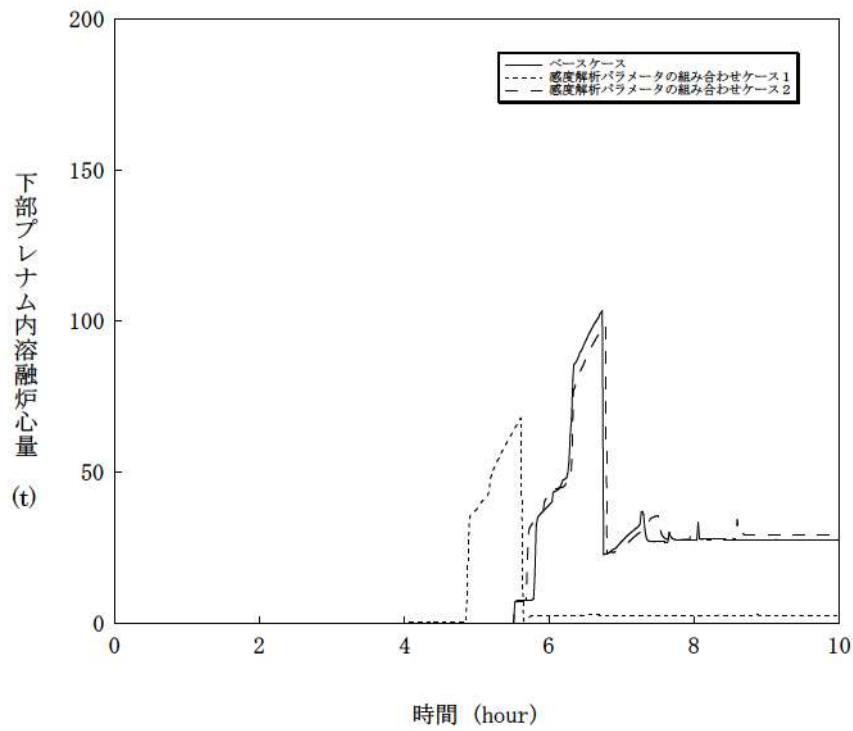


図 4-11-5 感度解析パラメータの組合せ (5)

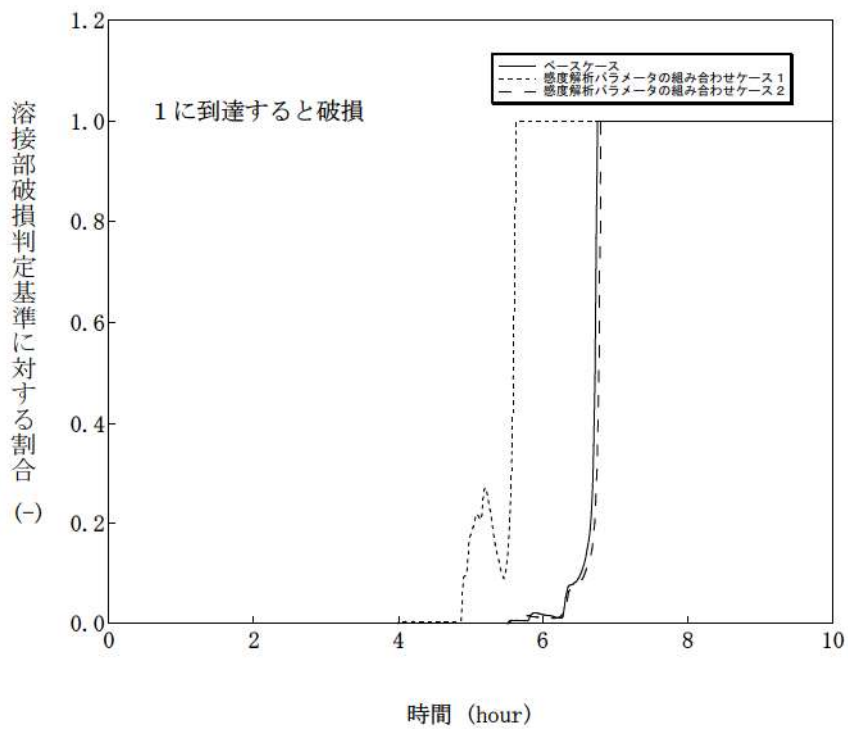


図 4-11-6 感度解析パラメータの組合せ (6)

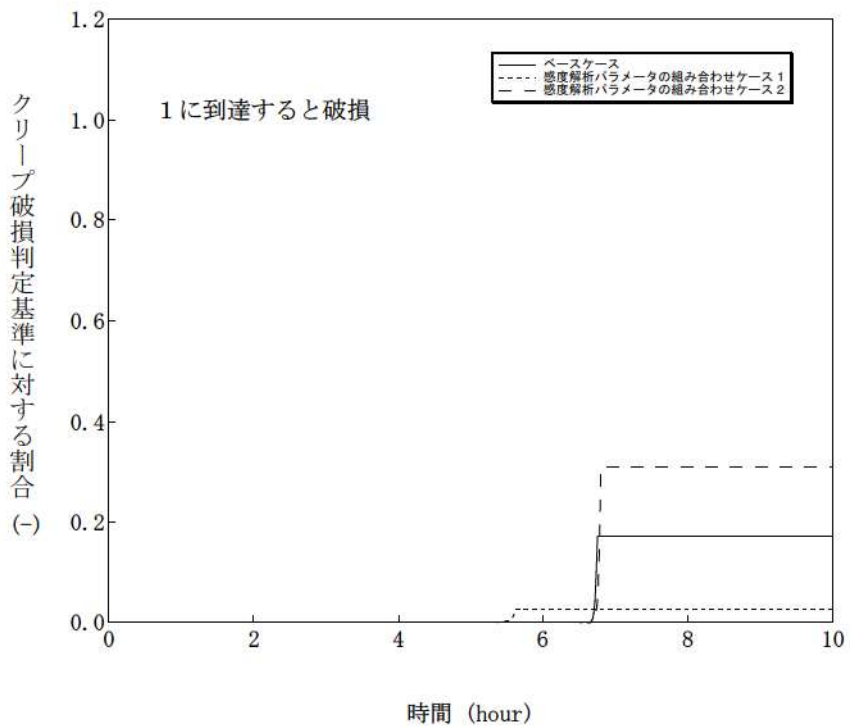


図 4-11-7 感度解析パラメータの組合せ (7)

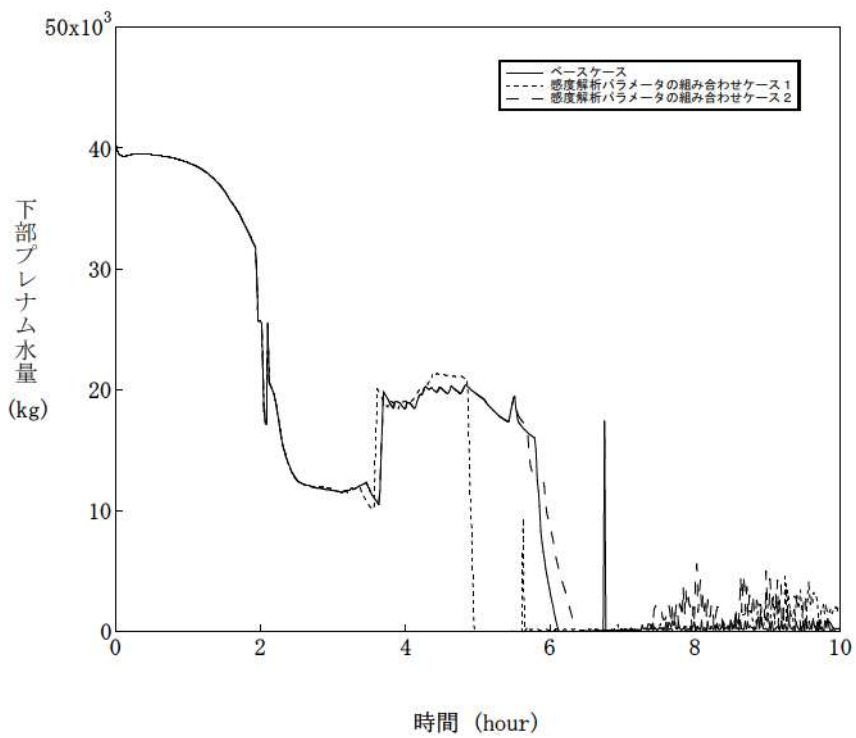


図 4-11-8 感度解析パラメータの組合せ (8)

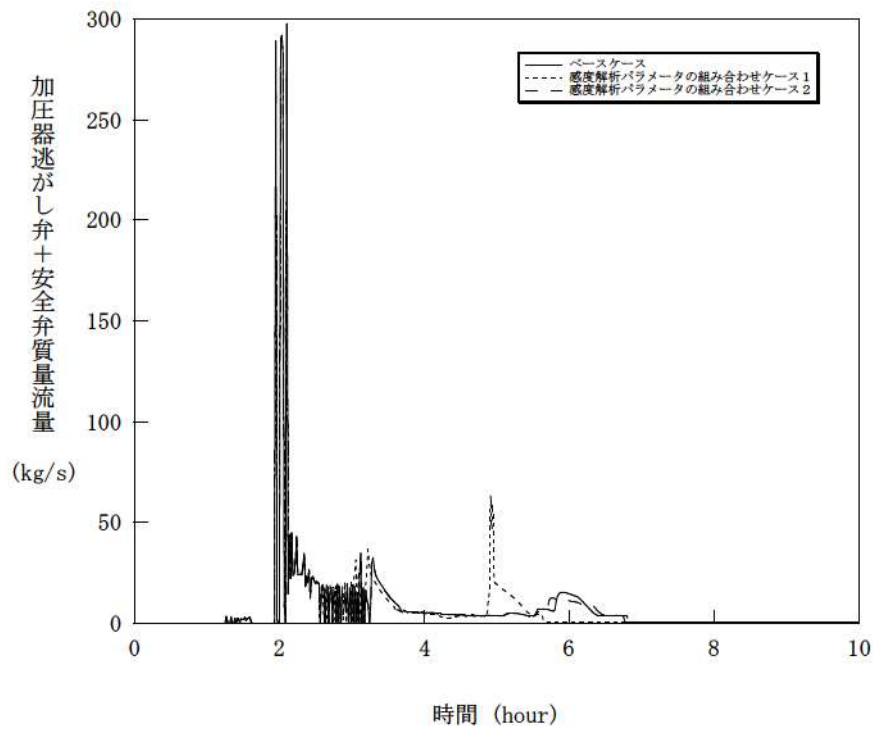


図 4-11-9 感度解析パラメータの組合せ (9)

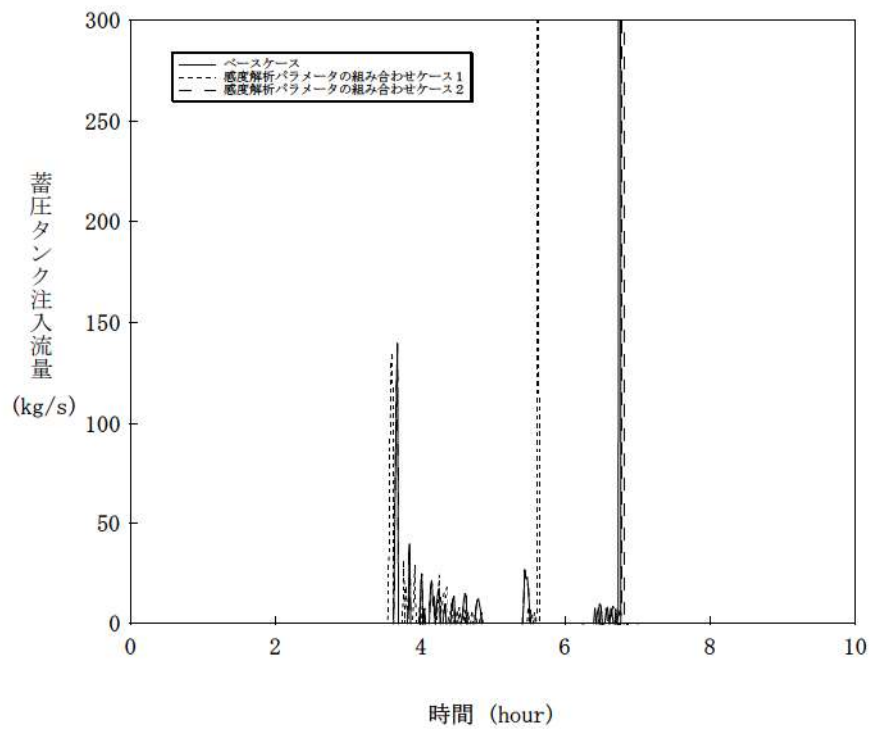


図 4-11-10 感度解析パラメータの組合せ (1 0)

5 まとめ

HPME/DCH 防止に関する不確かさの要因として抽出した、

- ・加圧器逃がし弁の質量流量
- ・蓄圧注入の圧力損失
- ・溶融ジェット径
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・デブリ粒子の径
- ・ジルコニウム-水反応速度の係数
- ・燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
- ・下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束
- ・溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達
- ・溶接部破損時の最大歪み

について、感度解析を行い、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力への感度を確認した。

その結果、溶融ジェット径、Ricou-Spalding のエントレインメント係数、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度については圧力スパイクに対する感度は数 MPa あるものの、原子炉容器破損時点での1次冷却材圧力に対する感度は小さい。また、蓄圧注入の圧力損失、デブリ粒子径、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、溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達、溶接部破損時の最大歪みについては圧力スパイクに対する感度が小さい。原子炉容器破損時期の観点では、ジルコニウム-水反応速度の係数、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度において比較的大きな感度がある。ただし、いずれのケースにおいても、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力は 2.0MPa[gage]を下回っており、これらの不確かさの影響は小さいといえる。

添付 1-1 Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験

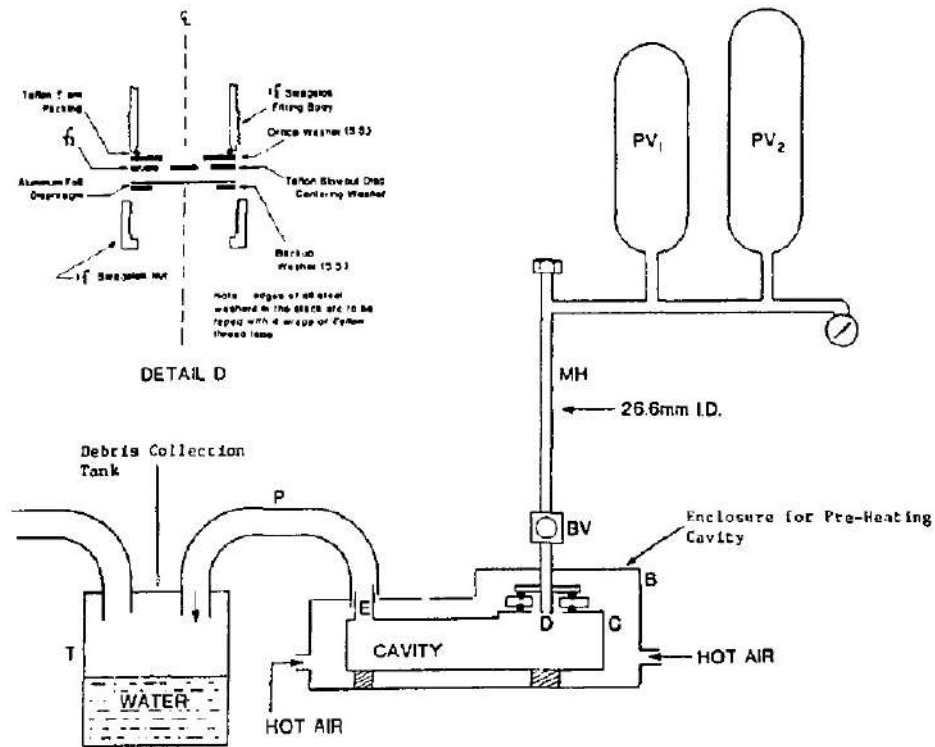
BNL では、Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケールモデルを用いた模擬物質の分散放出実験[1]を実施し、原子炉下部キャビティ内に残存する物質の測定結果を整理して、実機において分散放出が生じない圧力を評価している。

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

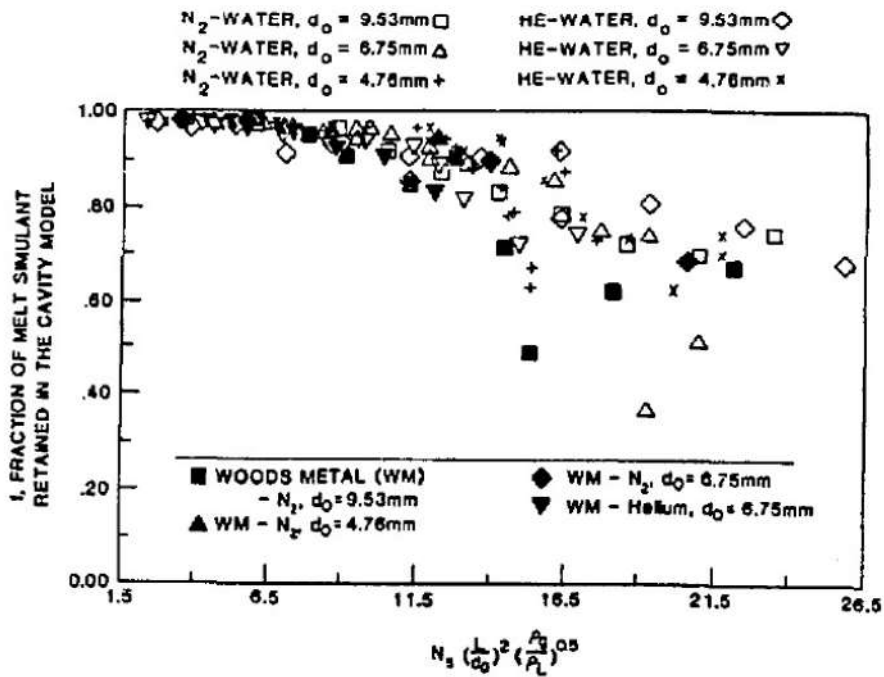
模擬物質を用いた分散放出実験では、様々な初期圧力、様々な開口径に対して、原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合を測定している。模擬物質としては水とウッド合金を使用し、模擬気体としては窒素とヘリウムを使用している。付図 1-2 に測定結果を示す。原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合の測定結果(f)は Kutateladze 数に關係する無次元数 (G) の関数として整理されており、 $f \sim 1/(1+0.001G^2)$ でよく近似できる。

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

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



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



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

添付 1-2 1次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]近傍にて停滞する現象について

1次冷却系強制減圧操作を実施すると、付図 2-1 に示すとおり、1次冷却材圧力は速やかに低下するが、蓄圧注入開始後、一旦 2.0MPa[gage]近傍で維持される。この現象について説明する。

(1)現象の考察

蓄圧タンク圧力は蓄圧注入の進行とともに低下し、蓄圧タンク圧力と1次冷却材圧力が均衡した後は、1次冷却材圧力の低下分だけ蓄圧注入が入る。それにより蓄圧タンク圧力は低下するのに加え、蓄圧注入水により炉心水位が上昇し、炉心部で蒸気生成が起これり、1次冷却材圧力が上昇すると、蓄圧注入は停止する。この時の炉心部の概念図を付図 2-2 に示す。

つまり、加圧器逃がし弁からの蒸気放出質量流量と蓄圧注入水の蒸発質量流量がバランスした状態が形成されるため、1次冷却材圧力が 2.0MPa[gage]近傍で停滞することになる。この現象を数式で表すと以下のようなになる。

加圧器逃がし弁の臨界流量 W_{PORV} は冠水炉心の崩壊熱により次式のように近似できる。

$$W_{PORV} \approx \frac{Q_{decay}(L_{ctrl})}{h_{lg}}$$

ただし、

W_{PORV} : 加圧器逃がし弁の臨界流量

$Q_{decay}(L_{ctrl})$: 冠水炉心の崩壊熱

L_{ctrl} : 冠水炉心の崩壊熱が W_{PORV} 相当になる炉心水位

h_{lg} : 水の蒸発潜熱

この時、炉心水位 L と L_{ctrl} の関係により、次のようなメカニズムで、蓄圧注入量 W_{ACUM} が加圧器逃がし弁の臨界流と同等になるように制御される。

if $L > L_{ctrl}$ 蒸発量が W_{PORV} より大きくなり加圧 →蓄圧注入が停止

if $L < L_{ctrl}$ 蒸発量が W_{PORV} より小さくなり減圧 →蓄圧注入作動

その結果、 $L \approx L_{ctrl}$ また $W_{PORV} \approx W_{ACUM}$ となり、1次冷却材圧力が蓄圧タンク圧力とバランスして維持される、というメカニズムで制御される。

(2)確認計算

この現象を簡単な計算により確認する。加圧器逃がし弁からの蒸気放出質量流量を与え、蓄圧注入流量は加圧器逃がし弁の質量流量と等しいとして、蓄圧タンク圧力を以下の確認

計算を実施した。その結果を付図 2-3 に示す。確認計算結果は MAAP コードの解析結果より若干低めになっているが、これは確認計算では加圧器逃がし弁質量流量を一定にしたためであり、MAAP コードの計算では 1 次冷却材圧力に応じて質量流量も低下しており、結果として 1 次冷却材圧力の低下が確認計算より緩やかになっている。この違いを考慮すれば両者は同様の挙動を示すものとなり、上述の考察が適切であることを確認できた。

計算の条件

- ・加圧器逃がし弁の放出流量 4kg/s (定数) を仮定 (2.0MPa[gage]での臨界流量)
- ・蓄圧タンク気相は等温膨張
- ・蓄圧タンクは 4 基
- ・計算開始 3.7 時間

計算方法

蓄圧タンク気相を等温膨張として、加圧器逃がし弁の質量流量から蓄圧タンク圧力 (1 次冷却材圧力) の時間変化を概略的に計算する。

$$P(V_T - V_w) = P_0(V_T - V_{w0}) = P_1(V_T - V_{w1})$$

$$P = P_0 \frac{(V_T - V_{w0})}{(V_T - V_w)} = P_1 \frac{(V_T - V_{w1})}{(V_T - V_w)}$$

$$V_w = V_{w1} - \frac{W}{\rho N}(t - t_1)$$

P : 蓄圧タンク圧力

V_w : 蓄圧タンク内の水体積

P_0 : 蓄圧タンク初期圧力

V_T : 蓄圧タンクの容積

V_{w0} : 蓄圧タンク初期水量の体積

t_1 : 蓄圧タンク注入直後の安定した時刻

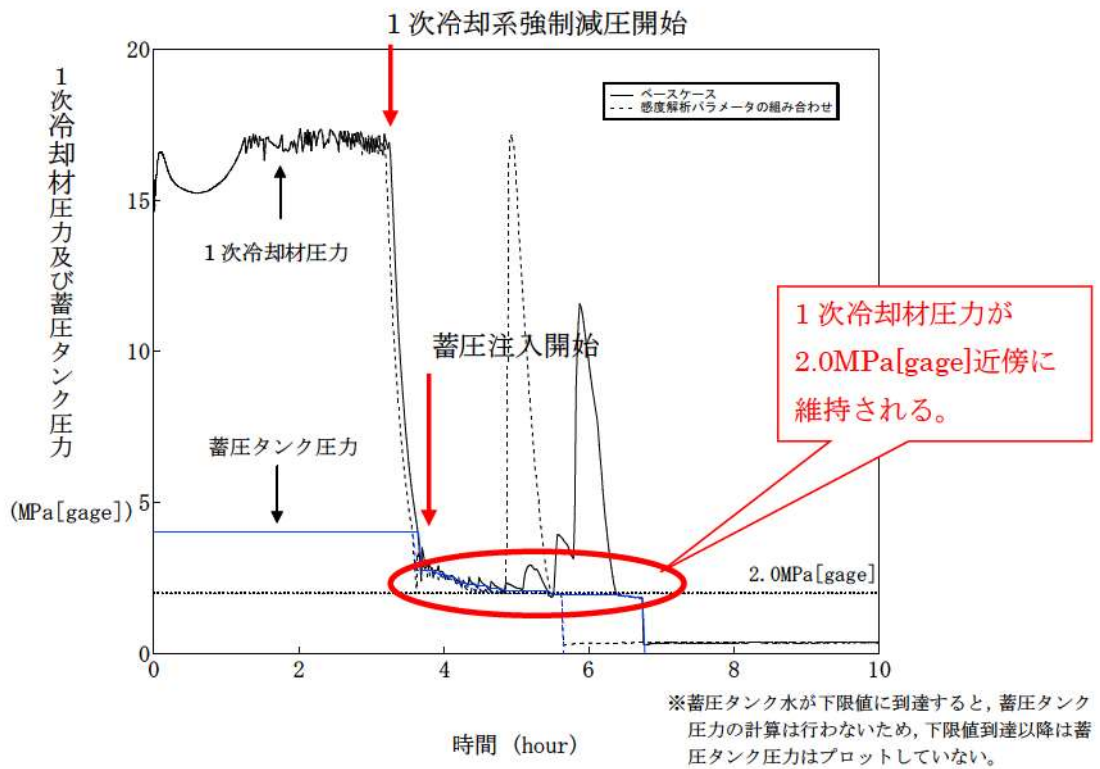
V_{w1} : t_1 時の蓄圧タンク水量の体積

P_1 : t_1 時の蓄圧タンク圧力

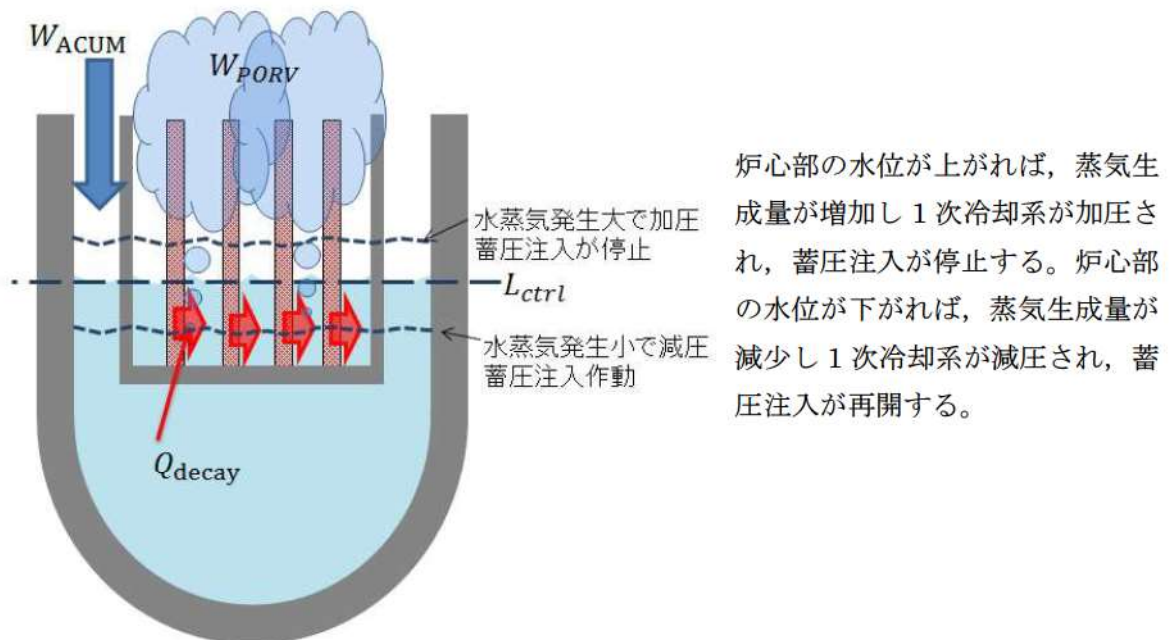
W : 加圧器逃がし弁の質量流量 (MAAP コード解析結果)

N : 蓄圧タンクの数

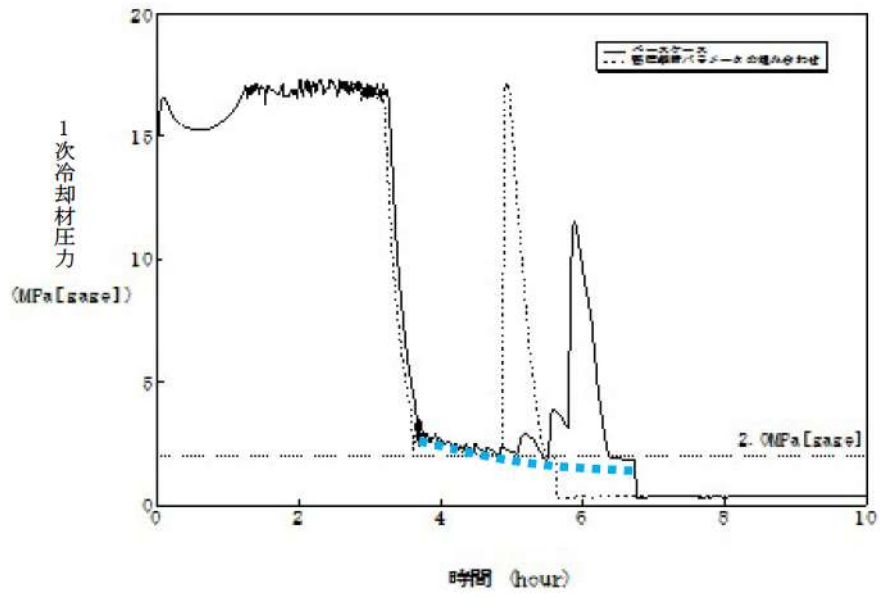
ρ : 水の密度



付図 2-1 1次冷却系強制減圧時の1次冷却材圧力挙動



付図 2-2 蓄圧注入水の蒸発による1次冷却材圧力バランス維持メカニズム



付図 2-3 蓄圧タンクの平衡圧力の確認計算結果

添付 1-3 溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に用いる係数の妥当性

(1)感度解析の位置付け

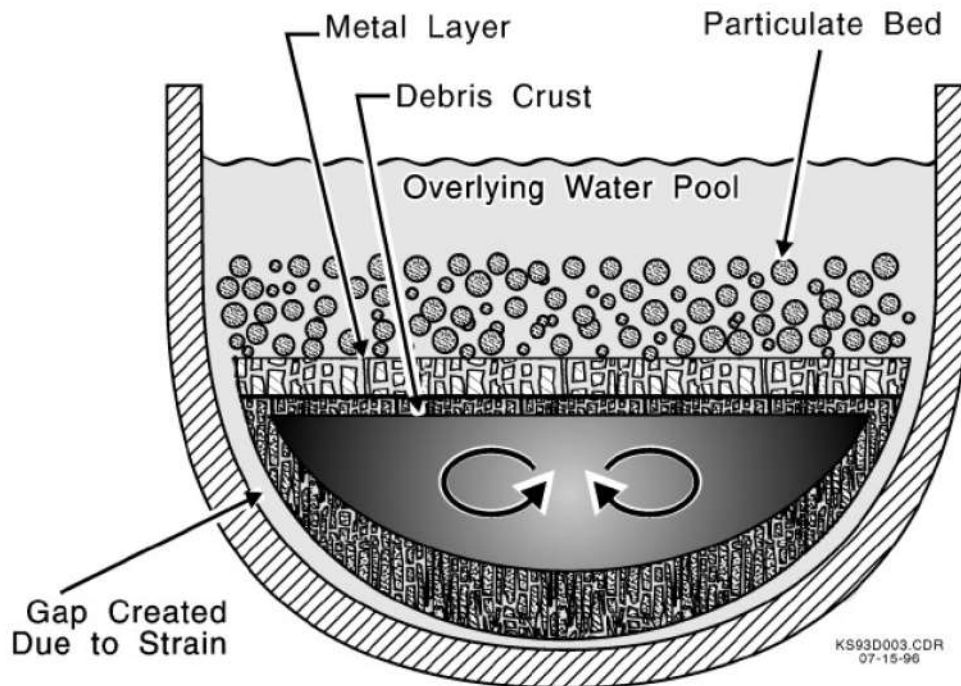
原子炉容器破損時の1次冷却材圧力に係る感度解析で使用した係数は、原子炉容器下部プレナムのデブリベッドと上面水プールとの間の限界熱流束にかかる係数である。

付図 3-1 に MAAP で想定しているデブリベッドへの水浸入による冷却の状態を示す。この係数が「0」の場合、金属層への水浸入がないことを意味する。この場合、金属表面から水への熱伝達は、対流あるいは熱伝導でのみ行われる。この係数が「1」の場合、水は金属層へ浸入し、限界熱流束で制御される速度で冷却される。これは、対流と熱伝導に追加された冷却モードである。本係数を調整することにより、水のデブリベッドへの浸入による不確かさを評価することができる。

MAAP コードのパラメータでデフォルト値として使用している値は、実験的に下限値とされる値と完全冷却に至る値との中間の値として、が設定されている。一方、下限値として設定されるは、実験的に設定された値であり、上面水プールでは十分に冷却できない値である。

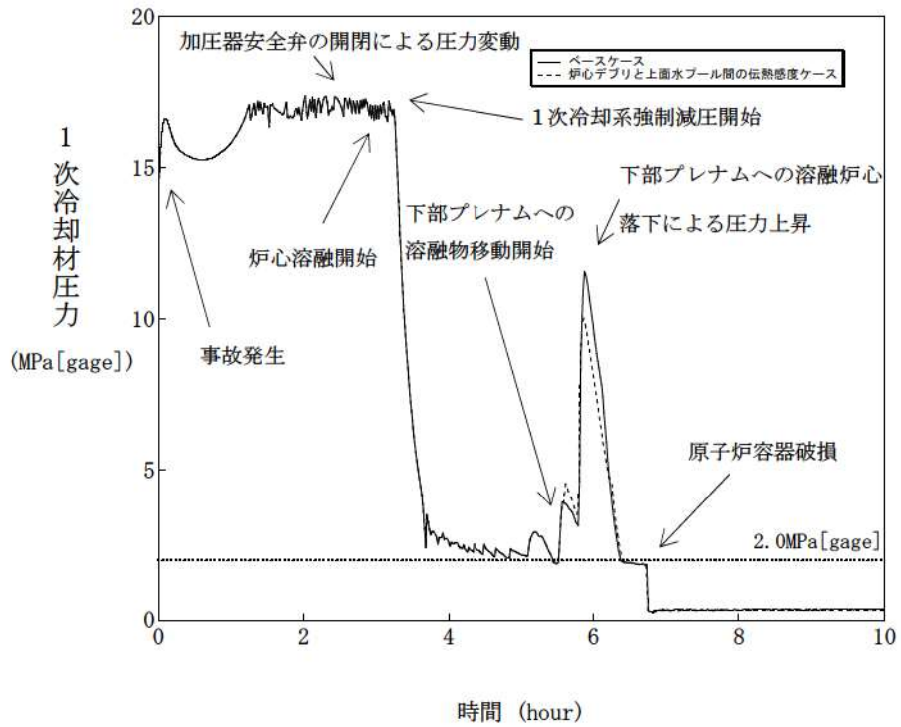
(2)感度解析の影響

図 3-2 にベースケースとしてを、感度解析ケースとしてを設定した解析結果を示す。その結果、原子炉容器下部プレナム内のデブリベッドと上面水プールとの間の限界熱流束の原子炉容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさの影響はほとんどないと言える。



付図 3-1 デブリベッドへの水浸入による冷却モデル

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



付図 3-2 1次冷却材圧力の時間変化

添付 1-4 溶融デブリと原子炉容器の熱伝達におけるギャップ冷却

(1) 感度解析の位置付け

原子炉容器破損時の1次冷却材圧力に係る感度解析で使用した係数は、原子炉容器下部プレナムの下部クラストと原子炉容器下部ヘッドとの間のギャップ熱伝達にかかる係数である。付図 4-1 に MAAP コードで想定している下部プレナムでのエネルギー移行の状態を示す。

付図 4-1 に示すとおり、MAAP コードではギャップ冷却による除熱量と下部クラストから隣接流体への伝熱量を評価している。下部クラストからの伝熱量のうち、ギャップ冷却で除去されない伝熱量は、原子炉容器内面への伝熱量となる。この効果の不確かさを確認するために、ギャップ冷却に関する感度解析を実施している。

MAAP コードのパラメータでデフォルト値として使用している値は、ギャップによる除熱量の評価式をそのまま適用するための値として、 が設定されている。一方、溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模擬するための設定として、 として評価を実施する。

(2) 感度解析の影響

付図 4-2 にベースケースとして を、感度解析ケースとして を設定した解析結果を示す。その結果、原子炉容器下部プレナム内の下部クラストと原子炉容器下部ヘッドとの間のギャップ伝熱量の原子炉容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさの影響はほとんどないと言える。

(第3部 MAAP コード)

添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について

目次

1 まえがき	3.2-3
2 現象の概要	3.2-3
3 これまでの知見の整理.....	3.2-3
4 不確かさに関する整理.....	3.2-29
5 感度解析と評価	3.2-36
6 まとめ	3.2-55
添付 2-1 FARO 実験における MAAP の圧カスパイクモデルの妥当性確認.....	3.2-56

1 まえがき

熔融炉心と冷却水の相互作用（FCI：Fuel-Coolant Interaction, 以下、「FCI」と称す。）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、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。

2 現象の概要

熔融炉心と冷却水が接触することによる急激な水蒸気の生成において、熔融炉心の熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されて原子炉格納容器破損に至る可能性がある。このような現象、即ち、熔融炉心と冷却水との接触及びそれに伴って引き起こされる現象のことを”FCI”と呼ぶ。また、FCIのうち衝撃波を伴うものを”水蒸気爆発”と呼び、水蒸気爆発に至らない圧力変化を”圧カスパイク”と呼ぶ。さらに、熔融炉心と冷却水の接触は、原子炉容器の下部プレナムと原子炉下部キャビティで発生する可能性があり、雰囲気圧力や冷却水の状態が異なることから両者を区別して取り扱い、前者を原子炉容器内FCI、後者を原子炉容器外FCIとする。

炉心あるいは下部プレナムから落下する熔融炉心（デブリジェット）が、水プールに接触する際の液-液混合に伴って、熔融炉心が細粒化して水中に分散する（エントレイン）。細粒化した熔融炉心（以下、「デブリ粒子」と称す。）は、膜沸騰及び輻射熱伝達により水と伝熱しており、デブリ粒子は蒸気膜に覆われた状態である。ここで、蒸気膜へ何らかの外乱（トリガリング）が加わり蒸気膜が崩壊すると、デブリ粒子が冷却水と直接接触することで急激な水蒸気発生が起これ、これが近傍のデブリ粒子に対する新たなトリガリングとなり蒸気膜を崩壊させ、この現象が瞬時に伝ば及び拡大することで、衝撃波を伴った水蒸気爆発に至ると考えられている。また、水蒸気爆発に至らない場合でも、発生した水蒸気により急激な圧力上昇（圧カスパイク）が発生する。

3 これまでの知見の整理

FCIについては、1975年の米国原子力規制委員会 NRC の原子炉安全研究 WASH-1400（NUREG75-014）において、原子炉容器内水蒸気爆発による原子炉格納容器破損が公衆へのリスクの大きな一因となることが指摘されたことを機に、現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきた。水蒸気爆発に関しては、水蒸気爆発専門家グループ（SERG：Steam Explosion Review Group）によるレビュー評価として纏められ、「圧力容器内水蒸気爆発はリスクの観点から無視できる」と結論付けられている。この結論は1997年のFCIに関する専門家会議においても、SERGの結論の変更は不要であることが確認されている。

また、米国原子力規制委員会 NRC は、原子炉容器内 FCI から水蒸気爆発に至り原子炉格納容器が破損する事象（いわゆる α モード破損）については、これまでの専門家による検討結果では、発生する可能性は非常に低く、問題は解決済みと結論付けられている¹。また、原子炉容器内 FCI から圧力スパイクに至る事象については、1次冷却材圧力を上昇させることはあるが、原子炉格納容器への直接的な脅威にはならない。

一方、緩和策により注水された原子炉下部キャビティに熔融炉心が落下する場合の FCI（原子炉容器外 FCI）は、原子炉容器内 FCI が高压かつ高温（低サブクール度）の条件下であることに対し、低压かつ低温（高サブクール度）であり、定性的には水蒸気爆発が発生し易いと言われている。また、圧力スパイクの観点でも、水プールの容量が原子炉容器内よりも大きく、水蒸気の発生量自体も多くなる可能性がある。

ここでは、原子炉容器外 FCI に主眼をおいて、国内外で実施された実験等により得られた知見について整理する。

3.1 FCI 実験の概要

FCI 実験は、主として熔融物を水プールに落下させ、水プールとの混合の際に発生する諸現象について解明することを目的としたものであり、国内外の研究機関において、種々の実験研究が行われている。その中で、比較的大規模な実験として、欧州 JRC (Joint Research Center) のイスプラ研究所の FARO 実験、同じくイスプラ研究所の KROTOS 実験、旧原子力研究所 JAERI の ALPHA 実験、カザフスタン国立原子力センター (NNC : National Nuclear Center) の施設を用いた COTELS 実験が行われており、これらの実験について、その概要とそこで得られた知見について整理する。

(1) FARO 実験

欧州 JRC (Joint Research Center) のイスプラ研究所における実験であり、圧力容器内を対象に熔融物が水プールに落下した場合の水蒸気爆発の発生を調べることを目的として高压条件での実験が行われてきたが、圧力容器外を対象とした低压条件での実験も行われている。

実験装置の概要を図 3.1-1 に示す。実験手順は、高压条件と低压条件とで同様であり、るつぼ内で UO_2 混合物 (80wt% UO_2 + 20wt% ZrO_2 あるいは 77wt% UO_2 + 19wt% ZrO_2 + 4wt% Zr) を熔融させ、るつぼ底部のフラップを開放することにより、水プールに落下させる。実験条件は、表 3.1-1 に示すとおりであり、 UO_2 混合物は 18~176kg、水プールの水深は 0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K の範囲で変動させ複数のケースが行われている。また、高压条件として 2~5.8MPa、低压条件として 0.2~0.5MPa である。

¹ NRC, "A Reassessment of the Potential for an Alpha-Mode Containment Failure and Review of the Current Understanding of Broader Fuel-Coolant Interaction Issue", NUREG-1524

いずれの FARO 実験においても、高圧条件、低圧条件ともに、水蒸気爆発の発生は観測されなかったが、圧力スパイクは観測されている。典型的な圧力変化の例として、ケース L-14 の結果を図 3.1-2 に示す。溶融物の落下に伴う圧力上昇は、短期間（約 3 秒）で発生していることがわかる。

溶融物の粒子化量については、水プールの状態によりその割合が変化している。原子炉容器内 FCI を模擬したケース（高圧条件かつ低サブクール度）では、水深 1m の場合で、溶融物の約半分が粒子化し、残りは溶融ジェットのまま水プール底に到達して堆積する結果となっている。一方、原子炉容器外 FCI を想定したケースとして、金属ジルコニウムを含む場合（L-11）や低圧で高サブクール度の場合（L-24～33）、では、ほとんどが粒子化する結果が得られている。

また、観測された粒子の径は 3.2～4.8mm であり、初期圧力、水深、サブクール度、溶融物落下速度への依存性は低いと報告されている。

なお、FARO 実験に対して MAAP コードにおいて実験解析が行われており、圧力スパイク等の実験結果と解析結果が比較されている。

(2) KROTOS 実験

欧州 JRC (Joint Research Center) のイスプラ研究所における FARO 計画の一環として行われた実験であり、FARO 実験が高圧条件を主目的に行われたのに対して、KROTOS 実験では、低圧及びサブクール水を主として実施されている。

実験装置の概要を図 3.1-3 に示す。実験手順は、FARO 実験とほぼ同様であり、電気炉内で模擬物質を溶融させ、水プールに落下させる。実験条件は、表 3.1-2 に示すとおりであり、模擬物質は酸化アルミニウム (Al_2O_3) と UO_2 混合物 (80wt% UO_2 +20wt% ZrO_2) が用いられており、アルミナ 1.0～1.8kg、 UO_2 混合物は 2.62～5.15kg、水プールの水深は約 1.1m、水プールのサブクール度は 4～123K の範囲で変動させ複数のケースが行われている。また、水プール底部からのガス注入による外部トリガを与えることで水蒸気爆発を誘発させたケースも行われている。

アルミナを用いた実験では、サブクール水の場合は外部トリガなしで水蒸気爆発が発生し、低サブクールの場合（ケース 27, 28, 41, 44, 50, 51）は、外部トリガがある場合（ケース 28 及び 44）に水蒸気爆発が発生する結果であった。一方、 UO_2 混合物を用いた実験では、サブクール度は 4～123K の範囲で、外部トリガなしでは水蒸気爆発は発生せず、外部トリガありの場合でも、溶融物の重量が多い、あるいは、水プールのサブクール度が大きい場合（ケース 46, 52, 53）に水蒸気爆発が観測されているが、エネルギー変換効率はアルミナのケースよりも 1 桁以上低い結果であった。なお、ケース 47 は水蒸気爆発には至らなかったと判断されたが、圧力スパイクから計算された機械的エネルギーへの変換効率は 0.01%である。図 3.1-4 に、アルミナ（ケース 42、水蒸気爆発あり）と UO_2 混合物（ケース 37、水蒸気爆発なし）

の圧力変化を示す。アルミナの場合、初期の圧力上昇は、比熱の小ささから、 UO_2 混合物に比べて緩やかであるが、約 1,750ms 時点では、瞬時に圧力上昇が観測されている。

このように、アルミナと UO_2 混合物のケースで、水蒸気爆発の発生の有無や規模が異なる結果となっており、その考察が行われている。粒子径はアルミナの 8~17mm に対し UO_2 混合物は 1~1.7mm であり、 UO_2 混合物の方が小さく、粒子化直後の表面積が大きいことから粗混合時に水プールが高ボイドとなり、トリガの伝搬を阻害した可能性がある。また、アルミナは、比重が小さいことから水面近傍でブレイクアップし、径方向に拡がったためにトリガの伝搬がしやすくなったと考えられている。また、 UO_2 混合物では、粒子表面と水が接触した直後に表面が固化し、かつ、金属-水反応によって発生した水素が蒸気膜に混入していることにより、これらが要因となって水蒸気爆発の発生を阻害していると考えられている。

(3) ALPHA 実験

旧原子力研究所 JAERI で行われた実験であり、シビアアクシデント時の原子炉格納容器内の諸現象を明らかにするとともに、緩和策の有効性を評価することを目的とした事故時原子炉格納容器挙動試験 (ALPHA: Assessment of Loads and Performance of Containment in Hypothetical Accident) の一環で実施された。

実験装置の概要を図 3.1-5 に示す。実験では、熔融ステンレス鋼 (高周波誘導加熱) あるいは酸化アルミニウムと鉄から成る熔融物 (テルミット反応により加熱) を、ALPHA 装置の模擬原子炉格納容器内の水プールに落下させるものであり、模擬原子炉格納容器は内径 4m、高さ 5m 及び容積 $50m^3$ である。

実験条件及び結果の一覧を表 3.1-3 に示す。図 3.1-6 には、水蒸気爆発が生じた代表的なケースとしてケース 016 の圧力応答を示しているが、図から分かるように圧力上昇は約 0.13MPa と低いものであった。

熔融ステンレス鋼の場合 (ケース 102~104) では、水プールのサブクール度が大きい場合でも水蒸気爆発の発生は観測されなかった。

酸化アルミニウムと鉄の熔融物の実験では、多くのケースが実施されており、熔融物重量、雰囲気圧力、プール水サブクール度を変化させて行われ、さらに、熔融物を分散させ複数のジェットを形成させたケースも行われている。ケース 002, 003, 005, 009, 016, 017 及び 018 は、熔融物 20kg、雰囲気圧力 0.1MPa で、サブクール度 73~90K で行われたものであり、いずれも水蒸気爆発が観測されている。熔融物重量を半減させたケース 001, 010 及び 013 では、ケース 010 のみ水蒸気爆発が観測された。この 3 ケースの条件は有意な差がないことから、この実験体系において水蒸気爆発の発生の有無の境界近傍であり、この結果から、熔融物の落下量が多い場合に水蒸気爆発の発生しやすいことが示されている。水プールを飽和水としたケー

ス 014 では、水蒸気爆発が観測されなかった。一方、ケース 008, 012, 015 及び 025 では、0.5~1.6MPa の範囲で雰囲気圧力を変化させているが、最も低い 0.5MPa のケースのみ水蒸気爆発が観測された。これらより、高雰囲気圧力あるいは低サブクール度の場合に水蒸気爆発が抑制される傾向にあることが示されている。

ケース 006, 011, 019, 020 及び 021 は、溶融物を分散させ複数のジェットを形成させたケースであり、3 ケースで水蒸気爆発が観測されたが、水蒸気爆発の規模は抑制される場合と増大される場合があり、溶融物と冷却水の粗混合状態が FCI の進展に大きな影響を及ぼすことを示唆していると結論付けられている。

(4) COTELS 実験

COTELS 計画は(財)原子力発電技術機構(NUPEC)が圧力容器外の溶融炉心冷却特性を調べる試験であり、この計画の中で溶融物が水プールに落下したときの水蒸気爆発の発生有無を調べる実験として、カザフスタン国立原子力センター(NNC: National Nuclear Center)の施設を用いた実験が実施されている。

実験装置の概要を図 3.1-7 に、実験条件及び結果の一覧を表 3.1-4 に示す。この実験では、軽水炉のシビアアクシデント挙動解析結果に基づいて試験条件が設定され、具体的には、軽水炉のシビアアクシデントでは、原子炉容器内圧が低圧で破損するシーケンスが支配的であり、かつ、原子炉容器の破損として貫通部の破損を考慮している。また、LOCA を起因とするシーケンスが支配的であることから、原子炉格納容器床面の水プールは飽和水(サブクール度 0~86K)とし、水深は 0.4~0.9m である。また、溶融物は、 UO_2 : 55wt%, Zr: 25wt%, ZrO_2 : 5wt%, SS: 15wt% の混合物であり、下部プレナム内の構造物も考慮して多くの金属成分を含むよう模擬したものである。この溶融物は、圧力ヘッド計装配管の径に相当する 5cm 径のジェットで水プールに落下させている。

表 3.1-4 に示す 8 ケースの実験では、サブクール度が大きいケースも含め、すべての実験で水蒸気爆発は発生していない。典型的な圧力の応答として、ケース A-1 における計測結果を図 3.1-8 に示す。また、各ケースの圧力応答を図 3.1-9 に示す。溶融ジェットと水プールが接触した直後(Region 1)では、急激な圧力上昇が見られ、その後は溶融物のエネルギーが水プールの沸騰に変換されるにつれて、緩やかに圧力が上昇している。溶融物が水プールに落下した直後の圧力上昇は、溶融物の落下速度に最も大きな影響を受け、圧力上昇速度、上昇幅ともに、落下速度に比例する。また、水蒸気爆発が生じていないため、プール水のサブクール度が大きくなると初期の圧力上昇幅は小さくなる傾向にあったと報告されている。粒子化量に関しては、水深 0.4m においても、ほとんど(90%以上)が粒子化しており、粒子径は多くのケースで約 6mm であったが、落下速度が速い場合には径が小さくなる傾向が

確認されている。初期の圧力上昇幅と粒子径には相関があり、初期圧力上昇は粒子化した溶融物からの熱伝達が支配的であると報告されている。

(5) TROI 実験

TROI 実験装置は、韓国原子力研究所 (KAERI) に設置されている装置であり、原子炉で実際に使用されている物質を用いて、その溶融物の冷却や水蒸気爆発挙動に関する情報を提供するものである。実験装置の水深は 60cm から 130cm までを範囲としている。TROI 実験装置の概要を図 3.1-10 に示す。初期段階から、FCI における物質の効果についての実験が行われてきており、様々な種類の溶融物について検討されてきた。

表 3.1-5 に TROI 実験の条件及び結果を示す。実験で得られた主な知見を以下に記す。

- ・ ZrO_2 を使用した実験では、いくつかのケースで水蒸気爆発が観測された。
- ・ UO_2 - ZrO_2 混合物を使用した実験においては、80% UO_2 +20% ZrO_2 混合物と 70% UO_2 +30% ZrO_2 混合物では、異なる様相の水蒸気爆発が観測された。これは、共晶物である 70% UO_2 +30% ZrO_2 混合物と非共晶物である 80% UO_2 +20% ZrO_2 混合物の相違によるものであると考察された。非共晶物の混合物 (80% UO_2 +20% ZrO_2) では、液滴の表面に柔らかい液膜が形成され、それが細粒化を妨げ、機械的エネルギーへの変換効率を小さくしている。さらに、共晶物の混合物 (70% UO_2 +30% ZrO_2) では、固化した液滴の中に空孔が観測された。粒子内の空孔については、固化状のクラストと液状の核との間の張力の結果生じたものと考察された。
- ・ UO_2 - ZrO_2 -金属混合物 (UO_2 - ZrO_2 / Zr / Fe) を使用した実験では、2つの混合しない金属は分離され、層状化し、より密度の大きい金属はるつぼの底に堆積する結果となった。金属が加えられた溶融物での FCI 実験に関しては、結論は様々である。実際、TROI 51 実験では水蒸気爆発に至ったが、デブリは化学的に不均質であった。この結果に関して、サンプル内部の空孔とその水蒸気爆発の強さとの関連が指摘された。
- ・ いずれの条件においても、水蒸気爆発が観測されたのは、外部トリガがある場合又は溶融物の過熱度が高い場合である。

(6) SERENA 実験

SERENA 実験は OECD/NEA の枠組みで実施された水蒸気爆発解明のためのプロジェクトであり、①2つの型の装置 (TROI 及び KROTOS) を使用した実験、②データの分析、解析コードの評価及び解析コードのベンチマークを支援するための実験前後の計算からなる解析検討、③実機プラントを想定した解析演習、を主要な目的として

いる。ここでは、SERENA 実験で行われた TROI 装置及び KROTOS 装置を使用した実験に関する概要を整理する。

表 3.1-6 に TROI (TS-1~TS-6) 及び KROTOS (KS-1~KS-6) 実験の条件及び結果を示す。実験で得られた主な知見を以下に記す。

- ・ 機械的エネルギー変換効率は小さく、典型的には 0.1%程度、大きくとも 0.7%程度である。TROI 実験の方が KROTOS 実験よりも大きくなっているが、KROTOS は 1 次元の装置、TROI は多次元の装置であることから、KROTOS の方が機械的エネルギー変換効率が低いことが予想されるため、直感に反する結果である。しかしながら、KROTOS の方が TROI よりも高いボイド率を示していることから、この観測結果は妥当であると考えられる。
- ・ 以前の TROI 実験では 70%UO₂+30%ZrO₂ 燃料（いわゆる共晶物）を使用しており、この場合、80%UO₂+20%ZrO₂ 燃料（いわゆる非共晶物）の場合よりも爆発の程度が大きくなっていることが観測された。したがって、水蒸気爆発の特徴は酸化コリウムの性質に紐づけられていると考えられていた。しかしながら、この知見は SERENA プロジェクトで否定された。実際、TROI 及び KROTOS の両装置において、80%UO₂+20%ZrO₂ 燃料の方が 70%UO₂+30%ZrO₂ 燃料よりもいくらか爆発の程度が大きい結果が観測されている。したがって、共晶物と非共晶物の間の挙動に相違があるという知見については、もはや支持されていない。
- ・ UO₂ と ZrO₂ からなる燃料は、模擬燃料に比べて爆発の程度が小さい。一方で、計算による爆発の程度は、SERENA 実験におけるいくつかの実験よりも高くなっている。
- ・ TROI と KROTOS の結果の相違は、十分に酸化されていない溶融物組成が原因ということで注目されている。TROI 実験では、効果は定量化されていないが、酸化による水素生成が重要とされている。一方、KROTOS 実験では、水素の役割については確実なことは言えていない。
- ・ 注目されるもう一つの相違は、これら 2 つの実験の間の機械的エネルギー変換効率についてである。厳格な制限下での実験（KROTOS）は、それほど厳格ではない制限下での実験（TROI）よりも機械的エネルギー変換効率が低く現れる。このような相違は直感に反することから、更なる検討が必要である。
- ・ KROTOS と TROI の結果は、一般的に 2 つの異なる型のスケールでの矛盾しない挙動を示している。そして、その結果は、適切な不確かさの考慮によって、実機スケールへ外挿できる可能性があることを示している。
- ・ KROTOS 実験と TROI 実験は最新の計測装置を使用して計測されている。そして、解析コードの評価及び改良のために、局所的及び全体的なデータ、特に局所ボイド率及び溶融物分布がこれらの実験から得られた。しかし、これらの実

験で得られた意義のあるデータはまだ十分に分析されていない。また、これまでに実験データの不確かさを定量化する試みや爆発エネルギーを計算する試みは行われていない。

3.2 FCI 実験の知見の整理

本項では、前項に示した知見に関する整理を行う。

(1) FCI 現象への影響因子

国内外の FCI 実験で得られた結果を要約すると、以下のとおりである。

- ・水プールの水深が深い場合、細粒化割合が大きい。FARO 実験のうち、原子炉容器外 FCI を想定したケースでは、水深が 1~2m の場合に対して、溶融物のほとんどが細粒化した。一方、COTELS 実験では、水深が 0.4m の場合に対して、溶融物の 90%以上が細粒化した。
- ・水プールのサブクール度が大きい場合、水蒸気爆発に至る可能性は高いが、圧力スパイクの観点からは、サブクール度が小さい方が厳しい。KROTOS 実験（ケース 46, 52, 53）において、 UO_2 混合物に対して、水プールのサブクール度が大きく外部トリガを与えた場合に、水蒸気爆発が発生した。一方、圧力スパイクについては、サブクール度が 77K の場合には約 0.06MPa の圧力上昇（KROTOS 実験（ケース 37））、サブクール度が 0K の場合には約 3MPa の圧力上昇（FARO 実験（ケース L-14））となった。
- ・溶融炉心の落下量が多い場合は、圧力上昇が大きい。COTELS 実験（ケース A-1）では、サブクール度 0K で落下量が 56.3kg であり、圧力上昇は 8 秒で約 3MPa、FARO 実験（ケース L-14）では、サブクール度 0K で落下量が 125kg であり、圧力上昇は 3 秒で約 3MPa であった。
- ・デブリ粒子の径は、 UO_2 混合物の場合、実験によりばらつきはあるが、1~6mm であった。観測されたデブリ粒子径は、FARO 実験では 3.2~4.8mm、KROTOS 実験では 1~1.7mm、COTELS 実験では約 6mm であった。
- ・デブリ粒子の径は、デブリジェットの落下速度に反比例する傾向があることが、COTELS 実験で確認された。
- ・デブリ粒子の径が小さい方が、初期の圧力上昇幅が大きくなる傾向があることが COTELS 実験で確認された。
- ・機械的エネルギーへの変換効率は、共晶物の混合物の方が大きくなると整理されたが（TROI 実験）、後にそのような知見は否定された（SERENA 実験）。

これらの知見について、PWR プラントの体系に置き換えると以下の 3つの観点に分類できる。

- ・原子炉下部キャビティ水の状態（水温及び水量）
- ・溶融炉心の落下量（落下速度）と細粒化量
- ・原子炉下部キャビティ水とデブリ粒子の伝熱（デブリ粒子の径）

(2) 原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発の発生可能性

水蒸気爆発は、熔融炉心と冷却水の相互作用 (FCI) のうち、熔融炉心と水の伝熱により水蒸気が生成される過程で衝撃波を伴う現象であり、熔融炉心はエントレインされ粒子状となり水中に混合する、“初期粗混合”の状態において、デブリ粒子を覆う蒸気膜が局所的に崩壊 (トリガリング) し、デブリ粒子と水が直接接触して急激な伝熱が行われ、これらエントレインされた周囲のデブリ粒子に瞬時に拡大及び伝ばして、系全体で水蒸気が爆発的に発生し、衝撃波を生じ、原子炉格納容器への機械的荷重が生じると考えられている。

ここでは、FCI 実験のうち、 UO_2 を用いた FARO 実験、KROTOS 実験、COTELS 実験及び TROI 実験の結果から、水蒸気爆発に至る可能性について考察する。

4つの実験のうち、水蒸気爆発が観測されたのは KROTOS 実験及び TROI 実験であり、水プール底から圧縮ガスを供給し膜沸騰を強制的に不安定化 (外部トリガリング) を行った場合あるいは熔融物温度が比較的高い場合に水蒸気爆発が観測されているが、外部トリガリングを行ったケースでも、水蒸気爆発が観測されないケースもあった。これらを比較する。KROTOS 実験ケース 46 及び 47 は、ケース 36 及び 37 と同程度のサブクール度であるが、落下させる熔融物が約 1.6 倍であり、同じサブクール度であれば熔融物の落下量が多い場合に水蒸気爆発の可能性が高まることを示している。また、ケース 52 及び 53 は、ケース 36 及び 37 と比べて落下させる熔融物がわずかに少ない 2.6 kg であるが、サブクール度が大きく、ケース 52 及び 53 で水蒸気爆発の発生が観察されている。このことから、サブクール度が大きい場合に水蒸気爆発の可能性が高くなると言える。一方、TROI 実験では、ケース 10, 12, 13, 14, 34, 35, 36, 37, 46 及び 51 において水蒸気爆発の発生が観測されており、ケース 10 を除いていずれも外部トリガリングを行っている。ケース 10 では熔融物の温度が 3800K と比較的高くなっている。外部トリガリングを行っていて水蒸気爆発が観測されていないのは、ケース 25, 26, 39, 43, 48 及び 52 であり、これらの特徴は熔融物温度が低いあるいは熔融物の落下量が少ないことである。このことから、熔融物の温度が高い場合に水蒸気爆発の可能性が高くなると言える。さらに、TROI 実験と実機条件の比較を検討するために、熔融物に UO_2 及び ZrO_2 を用いたケース 10, 23, 25 と実機条件の比較を表 3.2-1 に示す。この表では、図 3.2-1 に示す Ricou-Spalding 式による粒子化割合の概算値を示している。熔融物温度が高いケース 10 では自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して、熔融物温度が高いが水深が比較的深いケース 23 では水蒸気爆発は発生していない。これは、水深が深い場合には途中で熔融物が固化することから、熔融物が底部に接触することで発生するトリガリングが抑制されたためと考えられる。水蒸気爆発が発生したケース 10 の粒子化割合は約 60%であるが、水深が深いケース 23 では粒子化割合は約 80%であり、底部に到達する前に固化する熔融物が比較的多い。一方、水深及び粒子化割合はケ

ース 10 と同程度であるが、熔融物温度がやや低いケース 25 では圧力スパイクは生じているものの、水蒸気爆発は発生していない。熔融物温度が低い場合、過熱度が小さく固化しやすいため、水蒸気爆発が抑制されたと考えられる。実機条件では熔融ジェットの直径は4cm～40cm程度と想定され、原子炉下部キャビティの水深は1.5m以上となる。これより、粒子化割合は約20%～100%となるが、熔融物温度は2700K以下であり、水蒸気爆発が発生した TROI 実験よりも十分低く、大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。

この結果を踏まえれば、FARO 実験のケース L-33 は、KROTOS 実験ケース 53 と同程度のサブクール度であるが、熔融物は約 40 倍の量であり、水蒸気爆発が起こりやすい条件と言えるが、水蒸気爆発は観察されていない。一方、COTELS 実験では、U₂ 割合は低めであるが、熔融物の量は、FARO 実験と KROTOS 実験の中間的な量である。いずれのケースも、水蒸気爆発の発生は観察されなかった。

以上、U₂ を用いた FARO 実験、KROTOS 実験、COTELS 実験及び TROI 実験について分析した結果、KROTOS 実験及び TROI 実験で外部トリガリングによりデブリ粒子を覆う蒸気膜の崩壊を促進させたケースで、熔融物が多い、サブクール度が大きい、又は熔融物温度が高い場合に水蒸気爆発に至っている。また、KROTOS 実験で水蒸気爆発が確認されたケースよりも熔融物が多い FARO 実験や COTELS 実験では、水蒸気爆発は観察されていない。このことから、デブリ粒子を覆う蒸気膜は安定性があり、外部トリガリングなどの外的な要因がなければ、蒸気膜の崩壊は起こりにくいことを示している。

したがって、実機においては、原子炉下部キャビティ水は準静的であり、KROTOS 実験や TROI 実験のような外部トリガリングとなり得る要素は考えにくく、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考えられる。

また、炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率について、JASMIN E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が評価²されている。

これについて、初めに、炉外水蒸気爆発の起こりやすさの観点で整理する。本解析では水蒸気爆発を起こしやすくするため、爆発の規模が最も大きくなり得る時刻、即ち粗混合融体質量が最初のピークをとる時刻に恣意的にトリガリングを与えている。これは、爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く、ボイド発生とそれによる圧力の減衰が低い条件であることから、爆発の強度が大きくなりやすい条件となっているが、実機では、前述のとおり原子炉下部キャビティ水は準静的であり、トリガリングとなり得る要素は考えにくい。

² JAEA-Research 2007-072「軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価」2007年8月

次に水蒸気爆発が起こったときの影響の観点で整理する。本論文の中で、原子炉格納容器のフラジリティ分布については、大半が 200MJ 以上の範囲に含まれている。また、JASMIN E コードにおけるランダムサンプリング解析結果によれば、融体ジェット直径の分布として 0.1m~1m の一様分布を仮定しており、0.9m を超える場合に、流体の運動エネルギーが 200MJ を超える結果となっている。これに対して実機解析では、融体ジェット口径は約 0.5m であることから、流体の運動エネルギーは 200MJ 以下と考えられ、この結果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。

フラジリティの設定についても原子炉容器の上昇運動エネルギーが遮へい壁構造物の破損エネルギーで吸収できない場合に即、原子炉格納容器破損に至るという簡易的な取扱いとしている。これに対して実機では、原子炉容器の上昇運動エネルギーが遮へい壁構造物の破損エネルギーで吸収できない場合でも、遮へい壁構造物以外の原子炉格納容器内構造物でエネルギーが吸収できるため、即時に原子炉格納容器破損に至らないと考えられる。

以上のとおり、トリガリングの付与、流体の運動エネルギーの大きめな評価、及びフラジリティの簡易的な取扱いをした場合の、条件付確率として、PWR に対する評価結果として $6.8E-2$ (平均値) が算出されている。実機では、トリガリングとなりうる要素は考えにくいこと、融体ジェット口径が約 0.5m であること、遮へい壁構造物以外の構造物で吸収できるエネルギーがあることから、格納容器破損確率は本評価結果より十分低い値になると考えられる。

(3) FCI と MCCI を考慮した原子炉下部キャビティ水張りの考え方

炉心熔融後に原子炉容器破損に至り、溶融物が原子炉キャビティに移行する場合、溶融物を冷却するために、原子炉容器破損前に原子炉下部キャビティに注水する方が検討されている(ウェットキャビティ)。ウェットキャビティ方策では、溶融物が細粒化することで崩壊熱除去が促進され、MCCI 防止に期待できる一方、FCI の観点では、水蒸気爆発や圧力スパイクによる原子炉格納容器の破損の可能性がある。以下では、原子炉下部キャビティに注水する水張りの考え方について整理する。

FCI の観点では、これまでの実験的知見から、 UO_2 を用いた各種実験において外部トリガリングがなければ水蒸気爆発の発生は観察されていないこと、また、実機感度解析において圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇は軽微であることから、FCI による影響は小さいと言える。

MCCI の観点では、水中に溶融物が落下する場合、溶融物の細粒化と固化が促進され、冷却面積が大きくなることから、MCCI によるコンクリート侵食防止にとって有利に働くと言える。

以上から、ウェットキャビティ方策のメリットとデメリットを比較すると、MCCI

によるコンクリート侵食防止のメリットが、FCIによる原子炉格納容器破損の可能性のデメリットを上回ると判断できる。

3.3 これまでの知見のまとめ

これまでの知見をまとめると、以下のとおりである。

- ・ 原子炉容器内 FCI から水蒸気爆発に至り原子炉格納容器が破損する事象（いわゆる α モード破損）については、発生する可能性は非常に低い。
- ・ 原子炉容器外 FCI については、 UO_2 を用いた各種実験において、外部トリガリング等の外的な要因がなければ水蒸気爆発の発生は観察されていない。
- ・ 恣意的なトリガリングの付与など、水蒸気爆発が起こりやすくなるような条件下における格納容器破損確率評価では、実機より保守的な条件で評価されており、実機での確率は十分低くなると考えられる。

以上から、FCIは原子炉格納容器への直接的な脅威にはならないと考えられる。

表 3.1-1 FARO 実験条件及び結果一覧^[1]

実験 ID	UO ₂ 質量割合※	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	溶融物落下径 mm	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発
L-06	0.8	18	2,923	100	5	0.87	0	なし
L-08	0.8	44	3,023	100	5.8	1.00	12	なし
L-11	0.77	151	2,823	100	5	2.00	2	なし
L-14	0.8	125	3,123	100	5	2.05	0	なし
L-19	0.8	157	3,073	100	5	1.10	1	なし
L-20	0.8	96	3,173	100	2	1.97	0	なし
L-24	0.8	176	3,023	100	0.5	2.02	0	なし
L-27	0.8	129	3,023	100	0.5	1.47	1	なし
L-28	0.8	175	3,052	50	0.5	1.44	1	なし
L-29	0.8	39	3,070	50	0.2	1.48	97	なし
L-31	0.8	92	2,990	50	0.2	1.45	104	なし
L-33	0.8	100	3,070	50	0.2	1.60	124	なし

※ 0.8 の場合の組成は 80%UO₂+20%ZrO₂, 0.77 の場合の組成は 77%UO₂+19%ZrO₂+4%Zr。

[1] 社団法人 原子力学会「シビアアクシデント熱流動現象評価」平成 13 年 3 月

表 3.1-2 KROTOS 実験条件及び結果一覧^[1]

実験 ID	溶融物タイプ	UO ₂ 割合	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	外部トリガ	水蒸気爆発	機械的エネルギーへの変換効率
26	Al ₂ O ₃	0	1.00	2,573	0.1	1.08	40	●	●	0.53 %
27	Al ₂ O ₃	0	1.43	2,573	0.1	1.08	10	—	—	—
28	Al ₂ O ₃	0	1.43	2,573	0.1	1.08	13	●	●	0.85 %
29	Al ₂ O ₃	0	1.45	2,573	0.1	1.08	80	—	●	0.72 %
30	Al ₂ O ₃	0	1.52	2,573	0.1	1.08	80	—	●	1.1 %
38	Al ₂ O ₃	0	1.53	2,665	0.10	1.11	79	—	●	1.45 %
40	Al ₂ O ₃	0	1.47	3,073	0.10	1.11	83	—	●	0.9 %
41	Al ₂ O ₃	0	1.43	3,073	0.10	1.11	5	—	—	—
42	Al ₂ O ₃	0	1.54	2,465	0.10	1.11	80	—	●	1.9 %
43	Al ₂ O ₃	0	1.50	2,625	0.21	1.11	100	—	●	1.3 %
44	Al ₂ O ₃	0	1.50	2,673	0.10	1.11	10	●	●	2.6 %
49	Al ₂ O ₃	0	1.74	2,415	0.37	1.11	120	—	●	2.2 %
50	Al ₂ O ₃	0	1.57	2,200	0.10	1.11	13	—	—	—
51	Al ₂ O ₃	0	1.80	2,475	0.10	1.11	5	—	—	—
32	81%UO ₂ +19%ZrO ₂	0.81	3.03	3,063	0.10	1.08	22	—	—	—
33	81%UO ₂ +19%ZrO ₂	0.81	3.20	3,063	0.10	1.08	75	—	—	—
35	79%UO ₂ +21%ZrO ₂	0.79	3.10	3,023	0.10	1.08	10	●	—	—
36	79%UO ₂ +21%ZrO ₂	0.79	3.03	3,025	0.10	1.08	79	●	—	—
37	79%UO ₂ +21%ZrO ₂	0.79	3.22	3,018	0.10	1.1	77	●	—	—
45	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	3.09	3,105	0.10	1.14	4	●	—	—
46	79%UO ₂ +21%ZrO ₂	0.79	5.05	3,088	0.10	1.1	83	●	●	0.04 %
47	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	5.15	3,023	0.10	1.1	82	●	—	0.01 %
52	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	2.62	3,023	0.20	1.1	102	●	●	0.02 %
53	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	2.62	3,023	0.36	1.1	123	●	●	0.05 %

・”●” あり, ”—” なし

・エネルギー変換効率の“—”は報告書において評価値の記載されていないものである。

[1] 財団法人 原子力安全研究協会「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」平成

13 年 7 月

表 3.1-3 ALPHA 実験条件及び結果一覧^[1]

実験 ID	溶融物タイプ	UO ₂ 割合	溶融物 質量 kg	溶融物 温度 K	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発	備考
002	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	84	●	
003	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	81	●	
005	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	73	●	
009	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	84	●	
016	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	78	●	
017	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	0.9	87	●	
018	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	0.9	90	●	
001	Fe+Al ₂ O ₃	0	10.0	2,723.15	0.1	1	80	—	溶融物半減
010	Fe+Al ₂ O ₃	0	10.0	2,723.15	0.1	1	76	●	溶融物半減
013	Fe+Al ₂ O ₃	0	10.0	2,723.15	0.1	1	89	—	溶融物半減
014	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	1	—	飽和水
008	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	1.6	1	186	—	高圧
012	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	1.6	1	184	—	高圧
015	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	1.0	1	171	—	高圧
025	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.5	0.9	145	●	高圧
006	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	75	—	溶融物分離器
011	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	83	●	溶融物分離器
019	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	0.9	92	●	溶融物分離器
020	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	1	92	—	溶融物分離器
021	Fe+Al ₂ O ₃	0	20.0	2,723.15	0.1	0.9	92	●	溶融物分離器
102	SUS	0	20.0	2,070	0.1	0.8	91	—	
103	SUS	0	20.0	1,950	0.1	0.8	0	—	
104	SUS	0	20.0	2,070	0.1	0.8	40	—	

[1] 社団法人 原子力学会「シビアアクシデント熱流動現象評価」平成 13 年 3 月

表 3.1-4 COTELS 実験条件及び結果一覧^[1]

実験 ID	UO ₂ 割合 ※	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発
A-1	0.55	56.30	3,050	0.20	0.4	0	—
A-4	0.55	27.00	3,050	0.30	0.4	8	—
A-5	0.55	55.40	3,050	0.25	0.4	12	—
A-6	0.55	53.10	3,050	0.21	0.4	21	—
A-8	0.55	47.70	3,050	0.45	0.4	24	—
A-9	0.55	57.10	3,050	0.21	0.9	0	—
A-10	0.55	55.00	3,050	0.47	0.4	21	—
A-11	0.55	53.00	3,050	0.27	0.8	86	—

※ いずれも UO₂ : 55wt%, Zr : 25wt%, ZrO₂ : 5wt%, SS : 15wt% の混合物

[1] 社団法人 原子力学会「シビアアクシデント熱流動現象評価」平成 13 年 3 月

表 3.1-5 TROI 実験条件及び結果一覧^{[1][2][3][4][5][6][7][8][9][10][11]} (1/2)

実験	実験 ID	溶融物タイプ	U ₂ 質量割合	溶融物 質量 kg	溶融物 温度 K	溶融物 過熱度 K	サブクール度 K	外部リコマーの有無	水蒸気爆発発生の有無	機械的エネルギーへの変換効率 (%)
	1	99%ZrO ₂ +1%Zr	0	5	>3373	—	5	—	—	—
	2	99%ZrO ₂ +1%Zr	0	5.5	>3373	—	8	—	—	—
	3	99%ZrO ₂ +1%Zr	0	4.9	>3373	—	50	—	—	—
	4	99%ZrO ₂ +1%Zr	0	4.2	>3373	—	81	—	○	—
	5	98.5%ZrO ₂ +1.5%Zr	0	2.9	3373	—	36	—	○	—
	6	100%ZrO ₂	0	4.2	>3373	—	81	—	○	—
	9	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	4.3	3200	—	77(*)	—	—	—
	10	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	8.7	3800	—	75(*)	—	○	—
	11	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	9.2	>3800	—	77(*)	—	—	—
	12	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	8.4	3800	—	80(*)	○	○	—
	13	69%UO ₂ +30%ZrO ₂ +1%Zr	0.69	7.7	2600	—	81	○	○	—
	14	69%UO ₂ +30%ZrO ₂ +1%Zr	0.69	6.5	3000	—	88	○	○	—
	15	99%ZrO ₂ +1%Zr	0	2.3	3750	—	83	○	○	—
	17	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	—	—	—	—	—	—	—
	18	78%UO ₂ +22%ZrO ₂	0.78	9.1	—	—	—	—	—	—
	21	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	7.3	3000	—	75	—	—	—
	22	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	9.9	2900	—	76	—	—	—
	23	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	10.4	3600	—	80	—	—	—
	24	100%ZrO ₂	0	5.4	3600	—	85	○	○	—
	25	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	9.0	3500	—	86	○	—	—
	26	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	12.3	3300	—	90	○	—	—
	29	50%UO ₂ +50%ZrO ₂	0.5	11.5	—	—	—	—	—	—
	32	87%UO ₂ +13%ZrO ₂	0.87	—	—	—	—	—	—	—
	34	70%UO ₂ +29%ZrO ₂ +1%Zr	0.7	10.5	3670	—	32	○	○	0.63
	35	70%UO ₂ +29%ZrO ₂ +1%Zr	0.7	19.9	2990	—	39	○	○	0.21
	36	70%UO ₂ +29%ZrO ₂ +1%Zr	0.7	5.3	3510	—	68	○	○	0.50
	37	80%UO ₂ +19%ZrO ₂ +1%Zr	0.8	8.1	3380	—	60	○	○	0.01
	38	79%UO ₂ +20%ZrO ₂ +1%Zr	0.79	5.3	3650	—	85	—	—	—
	39	79%UO ₂ +20%ZrO ₂ +1%Zr	0.79	3.4	3730	—	88	○	—	—

表 3.1-5 TROI 実験条件及び結果一覧 [1][2][3][4][5][6][7][8][9][10][11] (2/2)

実験	実験 ID	溶融物タイプ	UO ₂ 質量割合	溶融物 質量 kg	溶融物 温度 K	溶融物 過熱度 K	サブクール度 K	外部リガーの有無	水蒸気爆発 発生の有無	機械的エネルギー への変換効率 (%)
	40	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	11.1	~3000	-	86(*)	-	-	-
	43	63%UO ₂ +27%ZrO ₂ +10%Fe	0.63	10.2	2860	-	77	○	-	-
	44	63%UO ₂ +27%ZrO ₂ +10%Fe	0.63	10.8	2880	-	78	-	-	-
	45	100%ZrO ₂	0	5.5	3280	-	84	○	○	-
	46	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	11.7	3590	-	86	○	○	-
TROI	47	63%UO ₂ +27%ZrO ₂ +10%Fe	0.63	10.7	3030	-	79	-	-	-
	48	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	13.0	3620	-	38	○	-	-
	49	62.3%UO ₂ +15%ZrO ₂ +11.7%Zr+11%Fe	0.623	16.0	3360	-	-	-	-	-
	50	59.5%UO ₂ +18%ZrO ₂ +11.9%Zr+10.6%Fe	0.595	14.5	-	-	-	-	-	-
	51	62.8%UO ₂ +13.5%ZrO ₂ +12.6%Zr+11.1%SS	0.628	6.3	3420	-	79	○	○	-
	52	61.0%UO ₂ +16.0%ZrO ₂ +12.2%Zr+10.8%SS	0.61	8.6	2650	-	88	○	-	-

*) 系の圧力が約 0.1MPa であるため、373K から水の温度を差し引いた値を記載。

- [1] V. Tyrbekl, "Material effect in the fuel coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism," 2012 (ID : 全般)
- [2] J. H. Song, et al., "Experiments on the interactions of molten ZrO₂ with water using TROI facility," Nuclear Engineering and Design, 213, 2002 (ID : 1, 2, 3, 4, 5)
- [3] J. H. Song, et al., "Spontaneous steam explosions observed in the fuel coolant interaction experiments using reactor materials," Journal of the Korean Nuclear Society, Volume 33, Number 4, 2002 (ID : 6)
- [4] J. H. Song, et al., "Fuel coolant interaction experiments in TROI using a UO₂/ZrO₂ mixture," Nuclear Engineering and Design, 222, 2003 (ID : 9, 10, 11, 12)
- [5] J. H. Song, et al., "Insights from the recent steam explosion experiments in TROI," Journal of Nuclear science and technology, Volume 40, Number 10, 2003 (ID : 13, 14, 15)
- [6] J. H. Kim, et al., "The influence of Variations in the water depth and melt composition on a spontaneous steam explosion in the TROI experiments," Proceedings of ICAPP ' 04, Pittsburgh, PA USA, June 13-17, 2004 (ID : 21, 22, 23, 24, 25, 26)
- [7] J. H. Kim, et al., "Results of the triggered steam explosions from the TROI experiment," Nuclear Technology, Volume 158, 2007 (ID : 34, 35, 36, 37)
- [8] J. H. Kim, et al., "Triggered steam explosions in a narrow interaction vessel in the TROI facility," 2005 (ID : 38, 39)
- [9] J. H. Kim, et al., "Steam explosion experiments with iron-added corium in the TROI facility," Transactions of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Chuncheon, Korea, May 25-26, 2006 (ID : 43, 44)
- [10] J. H. Kim, et al., "Steam explosion experiments using nuclear reactor materials in the TROI facilities," Heat Transfer Engineering, 29(8), 2008 (ID : 45, 46, 47, 48)
- [11] J. H. Kim, et al., "Steam explosion experiments using partially oxidized corium," Journal of Mechanical Science and Technology, 22, 2008 (ID : 51, 52)

表 3.1-6 SERENA 実験条件及び結果一覧^[1]

実験	実験 ID	溶融物タイプ	UO ₂ 質量割合	溶融物 質量 kg	溶融物 温度 K	溶融物 過熱度 K	サブクール度 K	外部トリガーの有無	水蒸気爆発発生の有無	機械的エネルギーへの変換効率 (%)
TR01	TS-1	73.4%UO ₂ +26.6%ZrO ₂	0.734	15.4	~3000	145	115.9	○	○	0.12
	TS-2	68.0%UO ₂ +32.0%ZrO ₂	0.68	12.5	3063	228	61.7	○	○	0.28
	TS-3	71.0%UO ₂ +29.0%ZrO ₂	0.71	15.9	3107	272	65.1	○	○	0.22
	TS-4	81.0%UO ₂ +19.0%ZrO ₂	0.81	14.3	3011	171	64.0	○	○	0.35
	TS-5	76.0%UO ₂ +18.3%ZrO ₂ +5.0%Zr+0.7%U	0.76	17.9	2940	140	57.7	○	—	0.06
	TS-6	73.3%UO ₂ +18.5%ZrO ₂ +4.9%Fe ₂ O ₃ +3.3%FP	0.733	9.3	2910	239	56.9	○	○	0.66
KR0TOS	KS-1	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	2.4	2969	109	118	○	○	0.10
	KS-2	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	3.9	3049	189	60	○	○	0.08
	KS-3	70%UO ₂ +30%ZrO ₂	0.7	0.8	2850	—	—	—	—	—
	KS-4	80%UO ₂ +20%ZrO ₂	0.8	2.3	2958	38	62	○	○	0.18
	KS-5	80.1%UO ₂ +11.4%ZrO ₂ +8.5%Zr	0.801	1.7	2864	64	67	○	—	—
	KS-6	73%UO ₂ +20.4%ZrO ₂ +4.1% Fe ₂ O ₃ +2.5%FP	0.73	1.7	2853	182	54	○	○	~0

[1] OECD/SERENA Project Report - Summary and Conclusions, NEA/CSNI/R(2014)15.

表 3.2-1 TROI 実験と実機条件の比較

実験 ID	溶融物温度	ジェット径	水深	粒子化割合 (注)	水蒸気爆発
10	3800K	6.5cm	0.67m	約 60%	○
23	3600K	7.4cm	1.3m	約 80%	—
25	3500K	8.0cm	0.67m	約 50%	圧カスパイク
実機条件	~2700K	4~40cm	1.5m~	約 20~100%	N/A

(注) Ricou-Spalding 相関式 (図 3.2-1) による概略評価値。

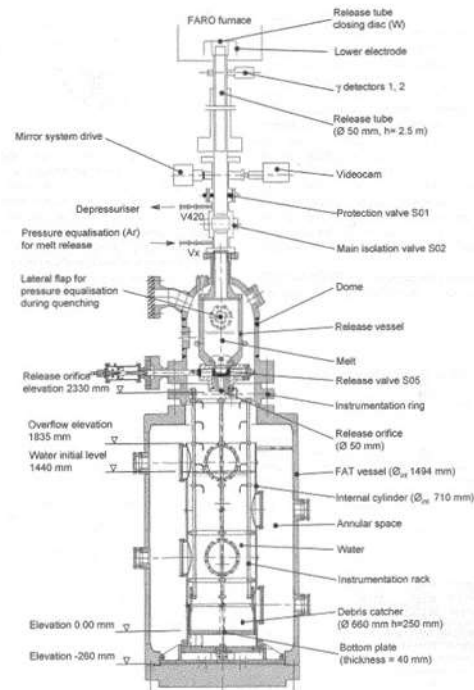


图 3.1-1 FARO 实验装置

出典：D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiment, Nuclear Engineering and Design 236 (2006)

1988-2009

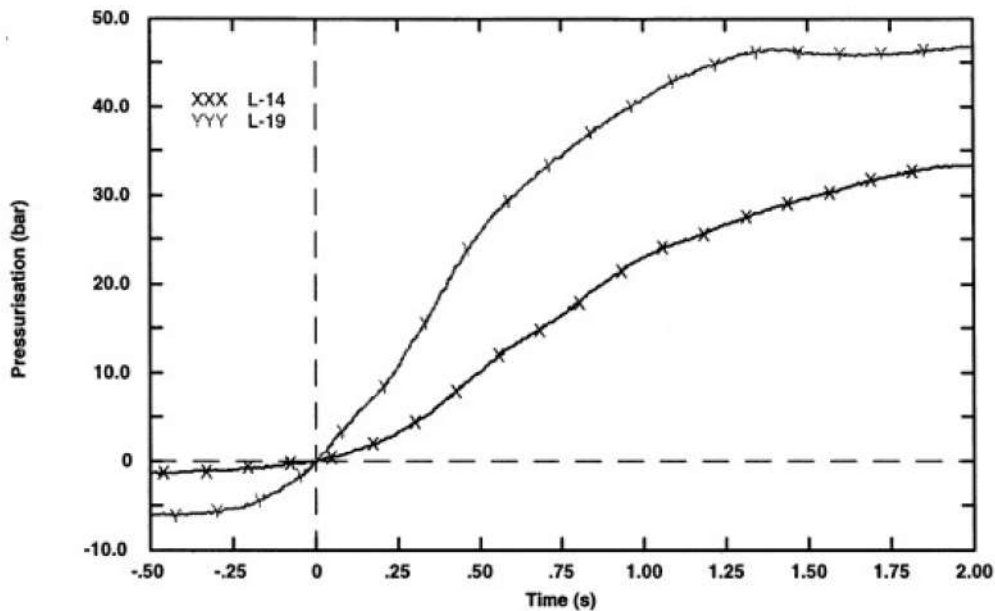


图 3.1-2 FARO 实验代表的压力变化(L-14、L-19)

出典：D. Magallon, et al., Lessons learnt from FARO:TERMOS corium melt quenching experiments, Nuclear Engineering and Design 189(1999) 223-238

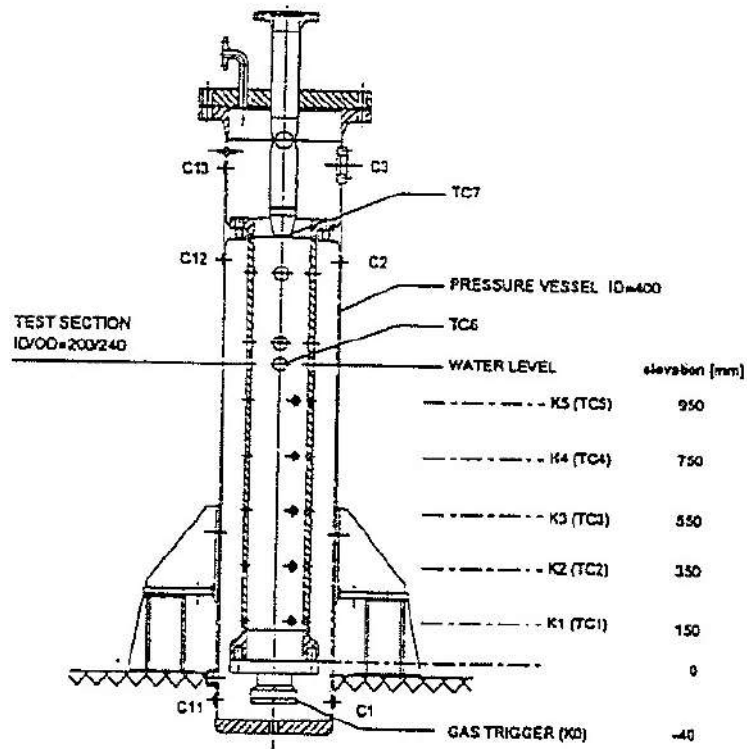


図 3.1-3 KROTOS 実験装置

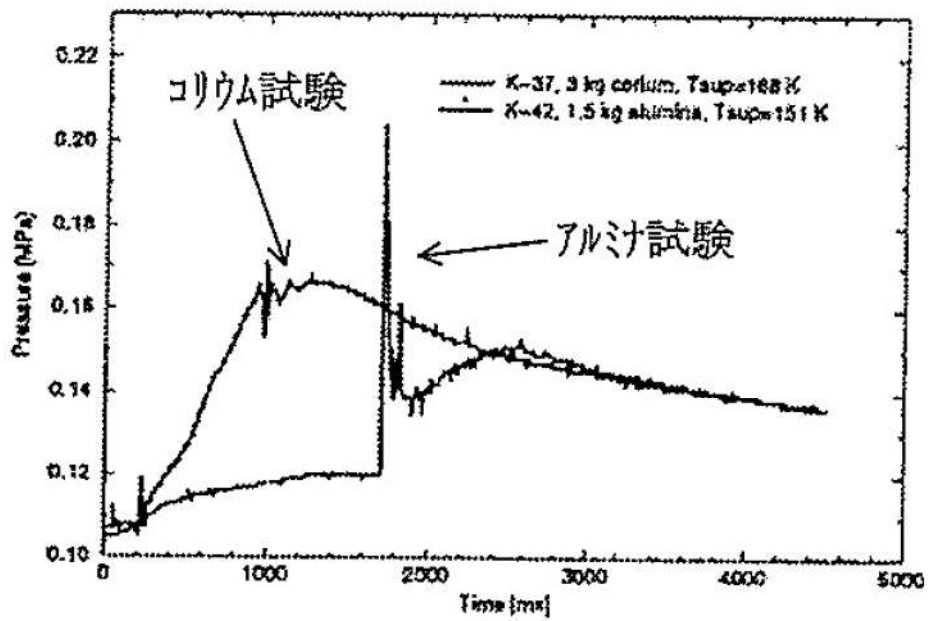


図 3.1-4 KROTOS 実験代表的の圧力変化 (ケース 37 及び 42)

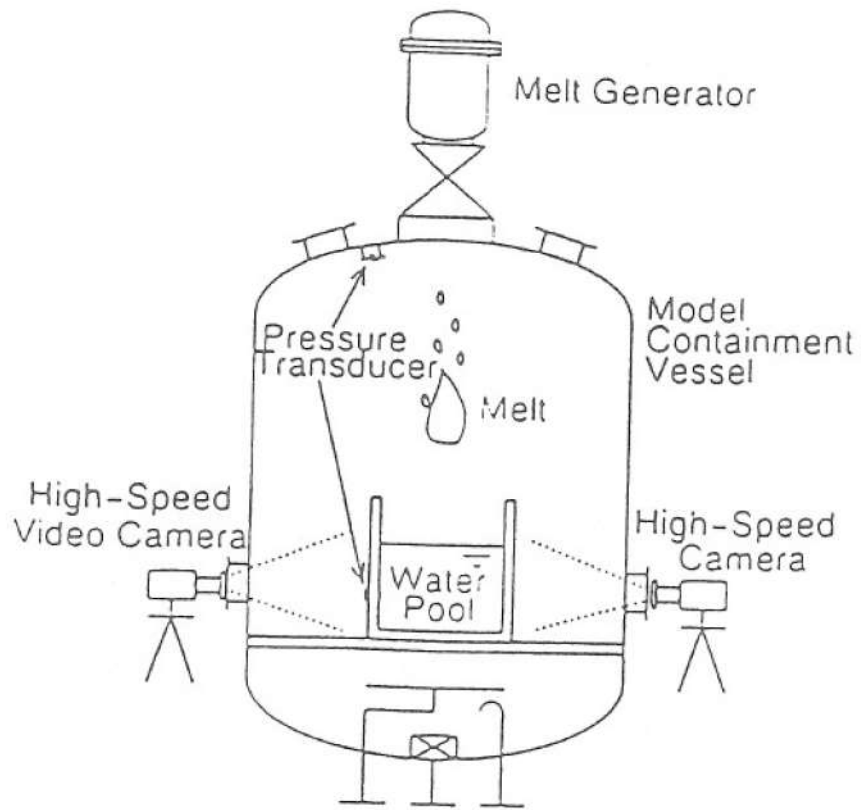


图 3.1-5 ALPHA 实验装置

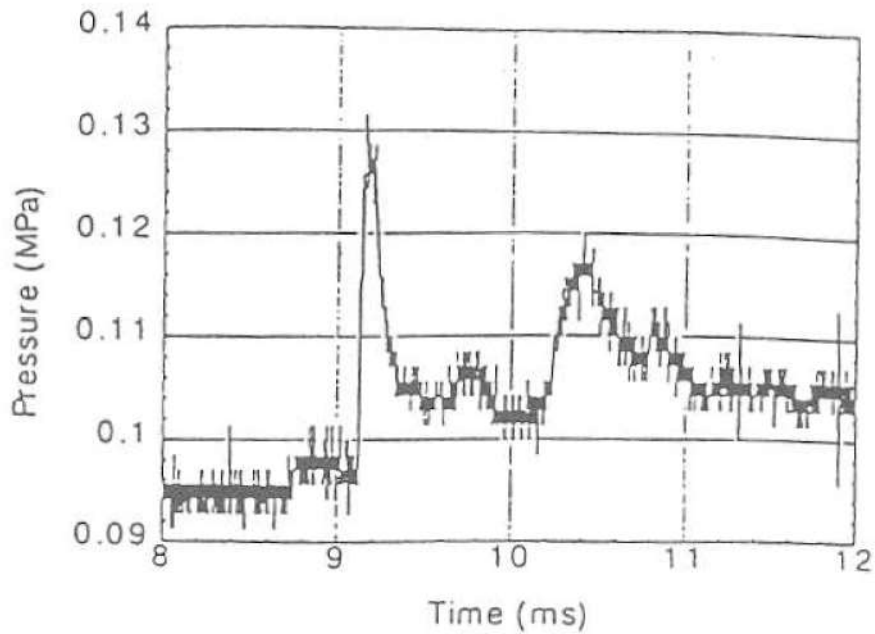
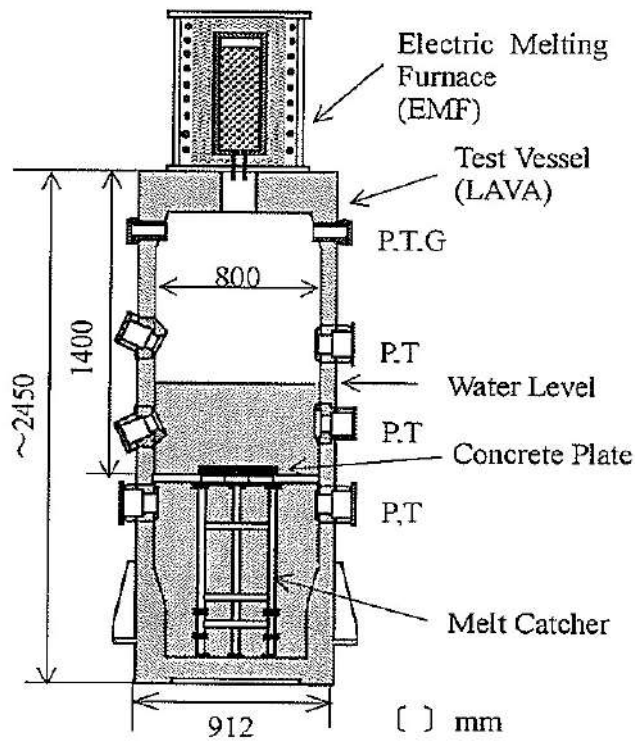


图 3.1-6 ALPHA 实验代表的压力变化 (016)



P: Pressure, T: Temperature,
G: Gas sampling line

图 3.1-7 COTELS 实验装置

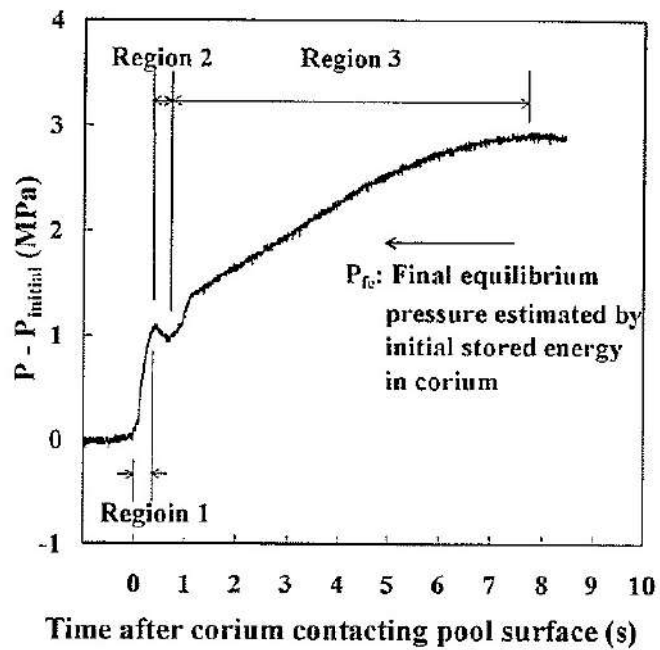


图 3.1-8 COTELS 实验代表的压力变化(A-1)

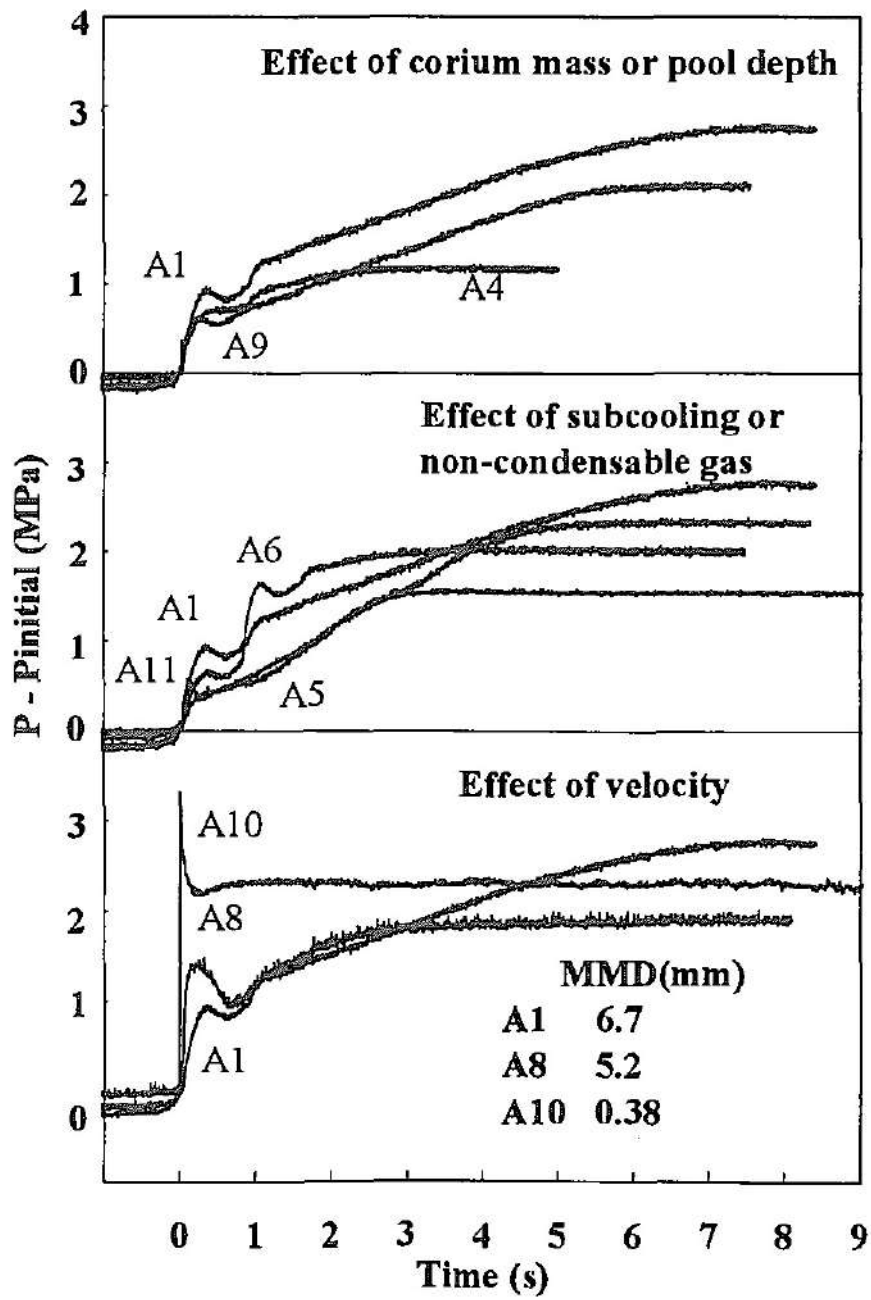


図 3.1-9 COTELS 実験各ケースの圧力変化

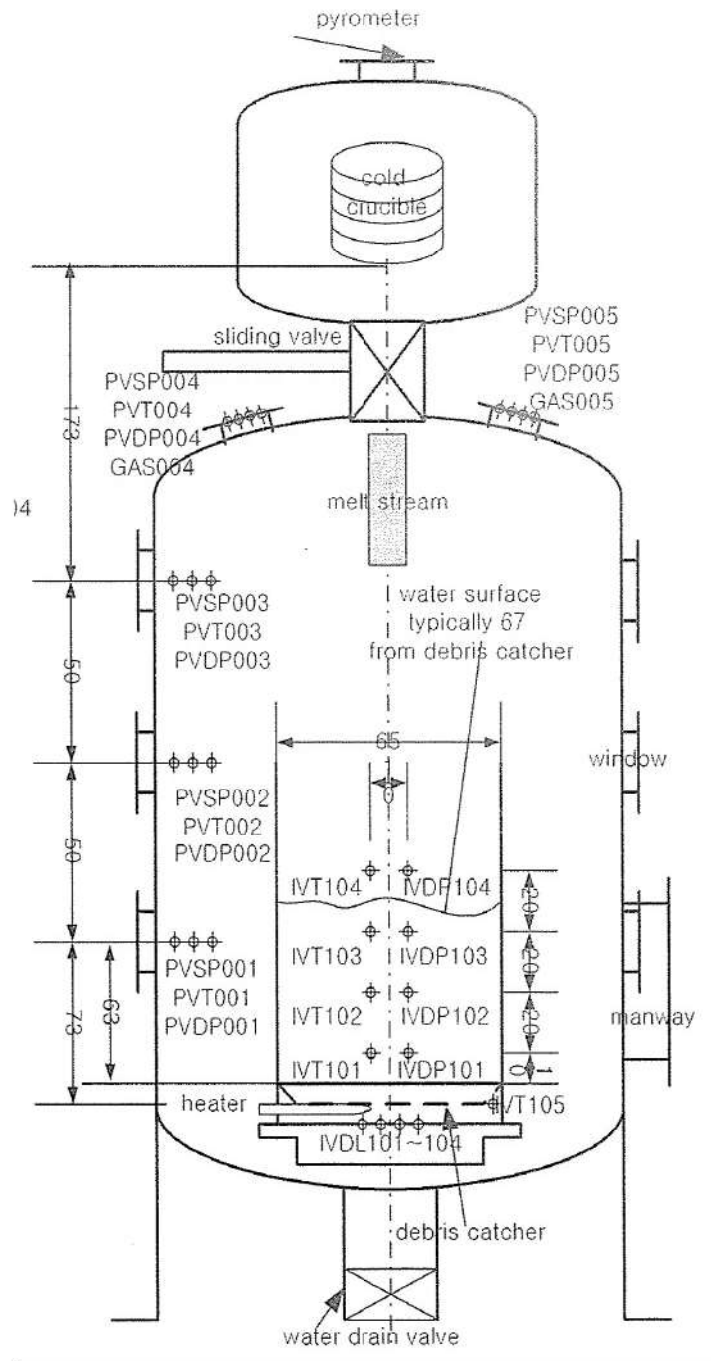


图 3.1-10 TROI 实验装置

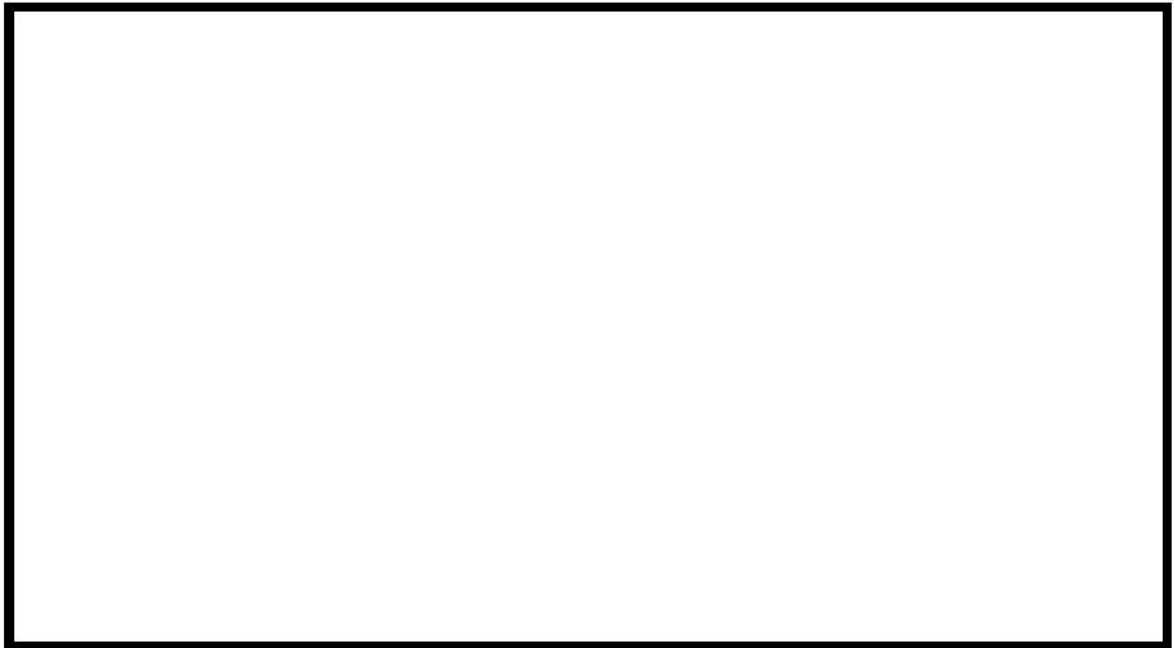


図 3.2-1 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

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

4 不確かさに関する整理

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う。なお、前項で述べたように、原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発の発生可能性は低いことから、ここでは、圧力スパイクの観点で整理を行う。

前述のとおり FCI は、細粒化した熔融炉心（デブリ粒子）により原子炉下部キャビティ水が加熱される際に水蒸気が発生し、圧力上昇（圧力スパイク）を引き起こす現象である。したがって、水の状態、熔融炉心の状態及びこれらの相互作用として分けて考えることができることから、原子炉容器外 FCI 現象の影響因子としては、

- ・原子炉下部キャビティ水温及び水量
- ・熔融炉心の落下量（落下速度）と細粒化量
- ・原子炉下部キャビティ水とデブリ粒子の伝熱

として分類できる。また、水蒸気発生後の圧力上昇に関しては、原子炉下部キャビティ区画の圧力変化が原子炉格納容器上部区画に伝ばされる挙動であることから、

- ・原子炉格納容器内での水蒸気の流動

についても不確かさの要因として考えられる。

以下、それぞれに関して、MAAP コードの解析モデル上の取扱いを踏まえ、考え方を整理する。また、表 4-1 に原子炉容器外 FCI の不確かさに関する整理結果を示す。図 4-1 に以下について整理した流れ図を示す。

(1) 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（＝サブクール度が小さい場合）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。原子炉下部キャビティ水は、1次冷却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ーバランスより、原子炉下部キャビティ水温が決定される。1次冷却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る。一方、スプレイ水は、再循環前はRWSTを水源とし、再循環後はサンプル水から熱交換器を通過し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、水蒸気の大量発生観点から、不確かさは問題とならない。また、事象による違いとして、有効性評価では原子炉格納容器破損シーケンスとして大破断LOCA+ECCS注入失敗+CVスプレイ注入失敗及び全交流動力電源喪失+補助給水失敗を選定している。3ループプラントを対象に、これらのシーケンスに対する原子炉下部キャビティ水温の比較図を図4-2に示す。上記のように、大破断LOCAでは高温の1次冷却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。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いですが、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く。結果として、原子炉容器破損時点での原子炉下部キャビティ水温はほぼ同程度であるが、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 の方が小さい。以上より、圧力スパイクの観点で大破断 LOCA の方が厳しいと言える。なお、MAAP コードでは、デブリ粒子の熱エネルギーは水蒸気生成に費やされる熱量と水に伝熱する熱量に分けられ、水蒸気生成に費やされる熱量は系の圧力とサブクール度から計算される。また、気泡の上昇速度が臨界速度よりも大きい場合には、周囲の水が気泡の流れによって巻き込まれ、巻き込まれた水に気泡の水蒸気が凝縮することもモデル化されている。

一方、原子炉下部キャビティ水位に関しては、水深が深い方が、熔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（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、熔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熔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、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。

(2) 熔融炉心の落下量（落下速度）と細粒化量

熔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 次冷却材圧力及び下部プレナム内の熔融炉心水頭に依存する。

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熔融破損するの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 次冷却材圧力に関して、圧力が高ければ原子炉容器下部ヘッド破損口からの熔融炉心の落下（噴出）を加速させる傾向がある。炉心熔融時に 1 次冷却材圧力が高い状態の重要事故シーケンスにおいては、炉心損傷検知後の運転員等操作による加圧器逃がし弁の開放に伴い、熔融炉心の落下前に、1 次冷却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。Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、液液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し、円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレインメント速度（m/s）は、次式で与えている。

$$m_{ent} = E_0 \left(\frac{\rho_W}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \quad (1)$$

ここで、 E_0 ：エントレインメント係数

u_{dj} ：ジェット速度[m/s]

ρ_W ：ジェット密度[kg/m³]

ρ_{dj} ：水密度[kg/m³]

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

$$d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left(\frac{\rho_W}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \quad (2)$$

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

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2} \quad (3)$$

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

エントレインメント係数 E_0 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よりも約 1割大きく設定されているため、不確かさとしては約 1割を見込む。

一方、溶融炉心落下速度は、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小さくなく、不確かさも小さいと考えられるが、溶融炉心水頭については、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、原子炉容器下部プレナムのノード代表点で表されるため、溶融炉心上面から破損口までの高さとして 0.8m~1.2m、即ち約 5割の不確かさ幅がある。溶融炉心落下速度は、溶融炉心水頭の平方根に比例することから、落下速度の不確かさ幅は約 2割となる。

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、溶融炉心落下速度の不確かさの影響は、細粒化量の不確かさとして整

理することとし、溶融炉心落下速度の不確かさの影響も含めて、エントレインメント係数 E_d に関して感度を確認する。

(3) 原子炉下部キャビティ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、水中にエントレインされたデブリ粒子と水との伝熱は蒸気膜に覆われた粒子の熱伝達（膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達）に関する相関式で表される。ここで、デブリ粒子から水への伝熱はデブリ粒子の径に依存する。また、原子炉下部キャビティ床に堆積したデブリ粒子は、細粒化されない他の溶融炉心とともに、均質の平板として模擬される。

前述のとおり、溶融炉心のエントレインメント量は、Ricou-Spalding の式により計算され、デブリ粒子の数はデブリ粒子の径により計算されるため、デブリ粒子の径がキーパラメータである。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、(UO₂ 及び ZrO₂) を用いた FCI の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、FCI の大規模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。したがって、この観点で不確かさが存在することから、デブリ粒子の径の感度を確認する。

なお、MAAP コードでは、デブリ粒子径はデブリジェットの表面張力に依存するモデルとなっており、デブリジェット径には依存しない。

(4) 原子炉格納容器内での水蒸気の流動

FCI による圧力スパイクの評価の観点では、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-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。

表 4-1 FCI の不確かさに関する整理結果

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
原子炉下部キャビティ水温	ブローダウン水、スプレイ水等が原子炉下部キャビティに回り込み、原子炉下部キャビティ水温が決まる。	ノードジャンクションモデルに従い、原子炉下部キャビティに流れ込む水の温度が評価される。	FCI を促進する取扱いのため、感度解析不要
原子炉下部キャビティへの注入量	ブローダウン水、スプレイ水等が原子炉下部キャビティに回り込み、原子炉下部キャビティ水深が決まる。	ノードジャンクションモデルに従い、原子炉下部キャビティに流れ込む水量が評価される。	原子炉下部キャビティ水深 (5. (1) にて感度解析実施)
溶融炉心落下量	破損口径と同等の大きさで溶融炉心が流出すると想定される。	破損口径と同じ径で溶融炉心が流出する。破損口の侵食も考慮される。	破損口径 (5. (2) にて感度解析実施)
溶融炉心落下速度	原子炉容器内外圧力差、自重、破損口径によって落下速度が決まる。	原子炉容器内外圧力差、自重、破損口径によって落下速度が評価される。	エントレインメント係数 (5. (3) にて感度解析実施)
細粒化量	デブリジェット径が大きいため、水中に落下する溶融炉心の内、エントレインされる部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型のデブリジェットに対して、Ricou-Spalding 相関式によって評価される。	エントレインメント係数 (5. (3) にて感度解析実施)
原子炉下部キャビティ水とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達による熱流束によって評価される。	デブリ粒子の径 (5. (4) にて感度解析実施)
原子炉格納容器内での水蒸気の流動	原子炉下部キャビティで発生した水蒸気が圧力差と流動抵抗によって他区画へ移行すると想定される。	ノードジャンクションモデルに従い、原子炉格納容器内を流れる水蒸気質量流量が評価される。	一般的な流動モデルで取り扱っており、不確かさが小さく、感度解析不要

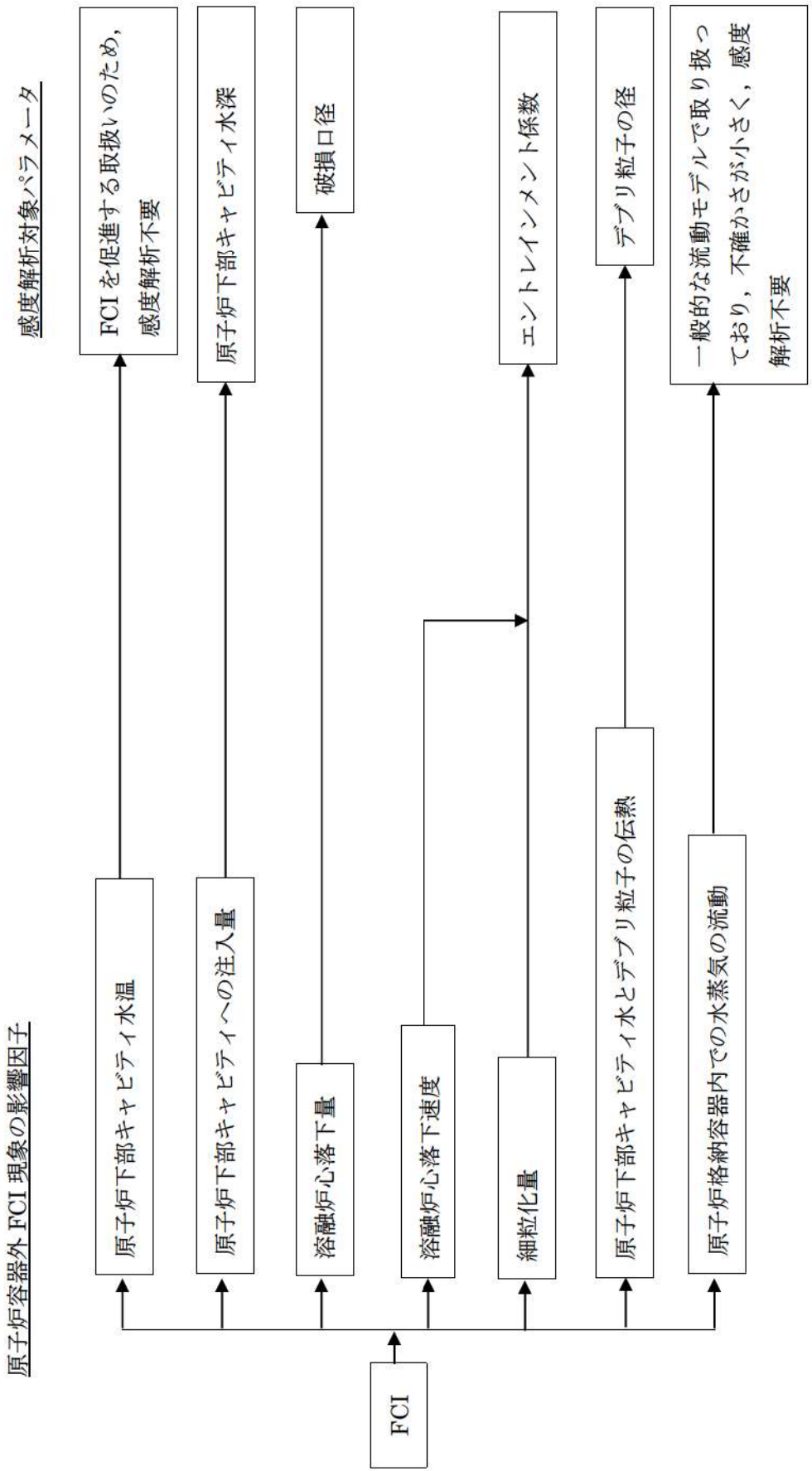


図 4-1 FCI における不確かさに関する流れ図

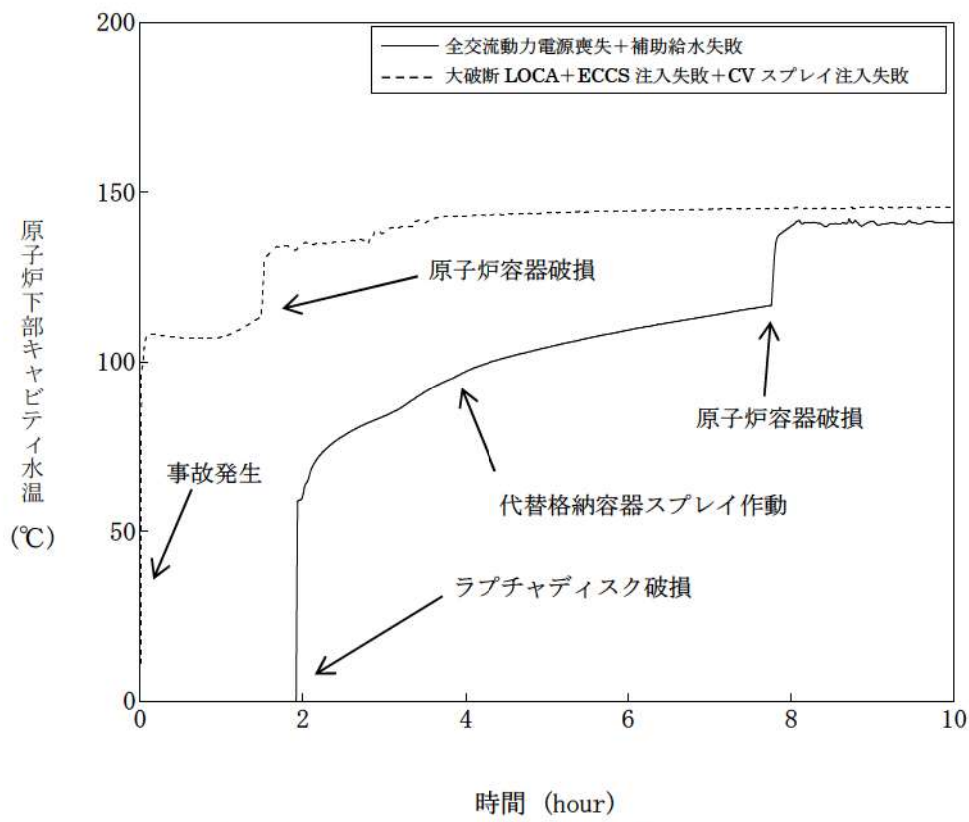


図 4-2 シーケンス間の原子炉下部キャビティ水温の比較 (3 ループプラントの例)

5 感度解析と評価

4章において抽出したパラメータに関して感度解析によりその影響程度を把握した。

感度解析のベースケースは、3ループプラントの「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+CV スプレイ注入失敗」である。

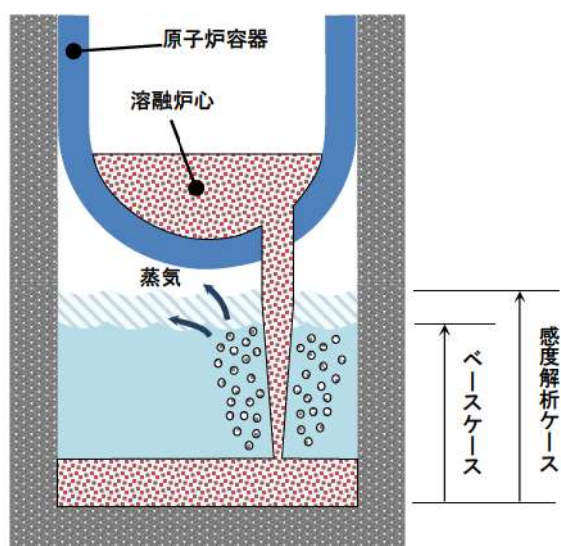
(1) 原子炉下部キャビティ水深

解析条件

ベースケースでは、炉心損傷検知後 30 分で代替格納容器スプレイを実施することとしている。感度解析ケースでは、原子炉容器破損時点での原子炉下部キャビティ水深がより深くなる想定として、代替格納容器スプレイ作動のタイミングを変更する。

ベースケースでは炉心溶融後 30 分としているが、感度解析ケースでは 10 分早めて炉心溶融後 20 分での代替格納容器スプレイ作動を仮定した感度解析を実施する。

項目	代替格納容器 スプレイ作動	設定根拠
ベースケース	炉心溶融後 30 分	運転員等操作余裕時間として設定
感度解析ケース	炉心溶融後 20 分	原子炉下部キャビティへの注入量を増加するため、ベースケースより 10 分早く、代替格納容器スプレイ作動を仮定



解析結果

図 5-1-1～5-1-5 に、代替格納容器スプレイ作動時刻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炉心溶融後 20 分以降に現れる。炉心溶融後 20 分までの挙動は同等である。代替格納容器スプレイ作動のタイミングがベースケースに比べて 10 分早くなったことにより、原子炉容器破損時点の原子炉下部キャビティ水位がベースケースに比べて増加している。また、約 1.5 時間時点で原子炉容器破損が発生し圧力スパイクが起こるが、ベースケースと感度解析ケースで大きな違いはない。これは、PWR では格納容器体積が大きいことにより、過渡的な圧力上昇が緩和されたことから、感度解析に差が生じなかったと考えられる。

評価

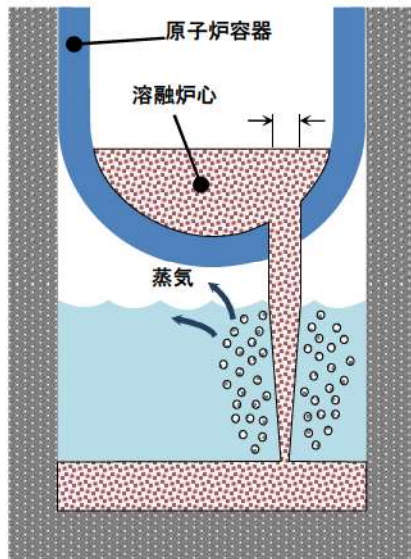
原子炉下部キャビティ水深の圧力スパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(2) 原子炉容器の破損口径

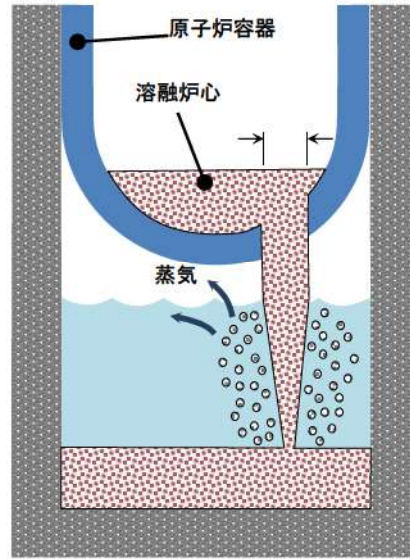
解析条件

原子炉容器破損口の大きさには不確かさがあり、破損口の大きさが大きい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。破損口初期径として、ベースケースでは原子炉容器貫通部 1 つ分の径である m を与えているが、感度解析としてその約 3 倍の m を設定する。貫通部の径に対して約 3 倍の初期径を想定したのは、貫通部の口径に対して隣接する計装案内管間の距離は数倍あり、隣接する貫通部が同時に破損すると、その間の領域の原子炉容器本体も同時に溶融破損する可能性も考慮したためである。

項目	破損口の初期径	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/> m	原子炉容器貫通部 1 つ分の径
感度解析ケース	<input type="text"/> m	隣接する貫通部の同時破損を想定



ベースケース



感度解析ケース

解析結果

図 5-2-1～5-2-5 に、原子炉容器の破損口径の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は原子炉容器破損以降に現れる。約 1.5 時間の時点で原子炉容器の破損が発生しており、感度解析ケースでは破損口径が大きくなることでデブリジェット質量流量が増加し、原子炉下部キャビティの水位の低下がやや大きくなるが、ベースケースとの差はわずかである。これは、溶融炉心が破損口を通過する際に、溶融炉心からの対流熱伝達により破損口が溶融拡大され、結果的に破損口の初期径の差の影響が現れなかったこと、PWR では原子炉格納容器体積が大きいことにより、過渡的な圧力上昇が緩和されたことから、感度解析に差が生じなかったと考えられる。

評価

原子炉容器破損口径の圧力スパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

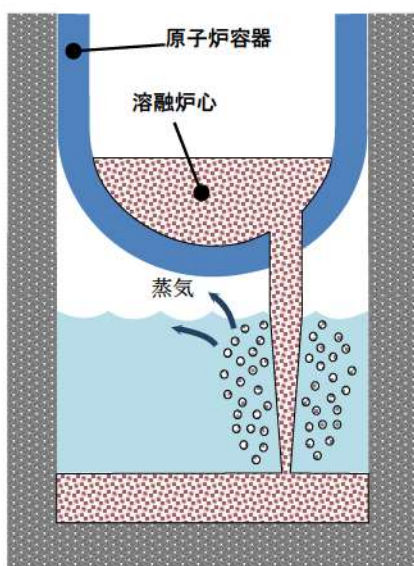
(3) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

解析条件

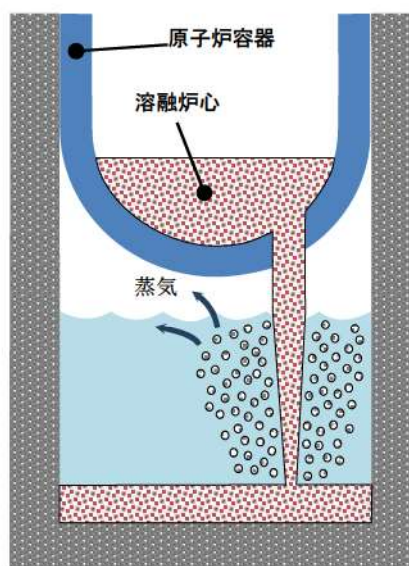
細粒化割合には不確かさがあり、細粒化割合が大きい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。エントレインメント係数はベースケースでは を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP コードの当該変数の推奨範囲 ～ のうち最も大きい値、即ち、細粒化割合が大きく評価される値である を設定す

る。なお、推奨範囲とは、FCIの大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲のことである。FCIの大規模実験の条件として、水プールの水深は0.87～2.05m、水プールのサブクール度は飽和～124K、雰囲気圧力条件は2～5.8MPa（高圧条件）、0.2～0.5MPa（低圧条件）を考慮している。一方、熔融炉心が原子炉下部キャビティへ落下する時点の特徴的な条件では、原子炉下部キャビティの水位は1～2m、原子炉下部キャビティ内の冷却水のサブクール度は数十℃、雰囲気圧力は0.2～0.3MPa（abs）であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を包絡する。したがって、実験で検討された範囲に対して感度を確認すれば十分といえる。なお、デブリジェット径については、実験条件と実機条件に差があり、実機条件の方が、径が大きい。このため、実機条件では細粒化される熔融炉心は一部であり、残りの大部分は連続層のまま原子炉下部キャビティ床に堆積すると考えられる。実験ではジェット径に対して水深が深いため、ジェットの先端が床に到達せず、ほとんどすべての熔融炉心が細粒化されており、この条件に対してエントレインメント係数の幅が評価されている。したがって、実機条件のように、ジェット径に対する水深が浅い場合には、エントレインメント係数はより小さく評価されると考えられる。実機条件に対して当該変数推奨値の最大値を与えて感度解析を実施することは、実現象よりもFCIの影響を過大に評価することになる。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	<input type="text"/>	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	<input type="text"/>	当該変数推奨範囲の最大値



ベースケース



感度解析ケース

エントレインメント係数を大きくして細粒化割合が大きくなるよう設定

解析結果

図 5-3-1～5-3-5 に、エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は原子炉容器破損以降に現れる。約 1.5 時間の時点で原子炉容器の破損が発生しており、そのときの原子炉格納容器圧力の上昇は、感度解析ケースの方がわずかに大きい結果となっている。また、原子炉下部キャビティの水温については、原子炉容器の破損に伴う溶融炉心の落下時点での温度上昇は感度解析ケースの方がわずかに大きい結果となっている。これは、エントレインメント係数を大きくすることで細粒化が進み、水との接触面積が大きくなり、水蒸気を短期間に発生させる効果があるためである。

ベースケース、感度解析ともに、発生水蒸気は水面に到達する間に周囲の水と熱交換し、水蒸気のエネルギーは水温上昇に費やされるため、一部が凝縮し、圧力スパイクには寄与しなくなる。また、発生した水蒸気による原子炉格納容器の圧力上昇は、PWR では原子炉格納容器体積が大きいことにより緩和されたため、ベースケースとの圧力の差は小さくなり、エントレインメントに伴う圧力スパイクに対する感度は小さくなる。溶融炉心全体の熱量は、ベースケースと感度解析ケースで等価であるため、溶融炉心落下後の原子炉格納容器内温度、圧力、原子炉下部キャビティ水位等は一致した結果になり、エントレインメント係数を変更させたことの影響は過渡的なものとして現れる。

評価

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

(4) デブリ粒子の径

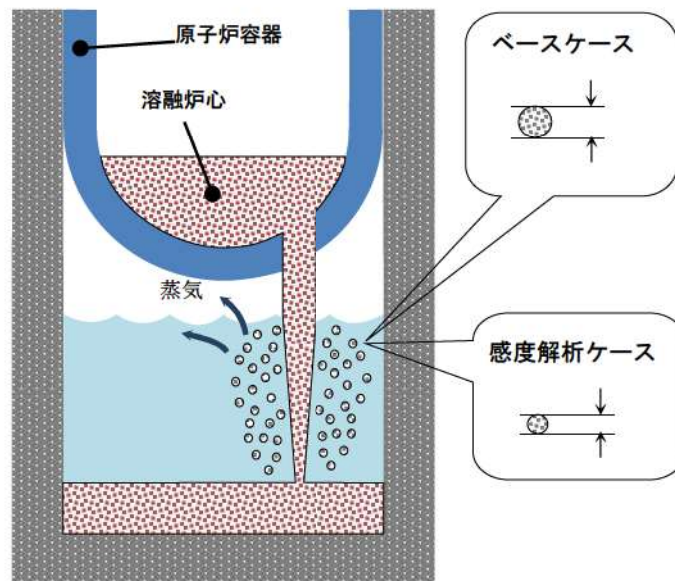
解析条件

粒子の径には不確かさがあり、粒子の径が小さい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。粒子の径に係る係数は、ベースケースでは FCI の大規模実験に基づく を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAP コードの当該変数の推奨範囲 (～) のうち最も小さい値、即ち、デブリ粒子の径が小さく評価される値である を設定する。なお、推奨範囲とは、FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲のことである。FCI の大規模実験の条件として、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は飽和～124K、雰囲気圧力条件は 2～5.8MPa (高圧条件)、0.2～0.5MPa (低圧条件) を考慮している。一方、溶融炉心が原子炉下部キャビティへ落下する時点の特徴的な条件では、原子炉下部キャビティの水位は 1～2m、原子炉下部キャビティ内の冷却水のサブクール度は数十℃、雰

囲気圧力は 0.2~0.3MPa (abs) であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を包絡する。したがって、実験で検討された範囲に対して感度を確認すれば十分といえる。なお、デブリジェット径については、実験条件と実機条件に差があり、実機条件の方が、径が大きい。しかし、細粒化したデブリ粒子の径については、熔融炉心の表面張力とジェット速度によって決まるものであり、ジェット径には依存しない。

また、デブリ粒子の径に関する入力値は、原子炉下部キャビティだけでなく、原子炉容器内での熔融炉心の細粒化に対しても適用されている（前述のエントレインメント係数については、原子炉下部キャビティと原子炉容器内で、個別に設定可能である）。

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	当該変数推奨範囲の最小値



解析結果

図 5-4-1~5-4-5 に、デブリ粒子の径の感度解析結果を示す。デブリ粒子の径に関する入力値が原子炉容器下部プレナム部の細粒化にも適用されていることから、本解析では、原子炉容器下部プレナム部の応答も含めて考察する。

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熔融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。熔融炉心が、原子炉容器下部プレナムに落下する時点（約 1 時間）での原子炉格納容器圧力の上昇は、ベースケースと感度解析ケースとで、差はわずかである。その後、原子炉容器の破損時刻は、感度解析ケースの方が、早い

結果となっている。これは、デブリ粒子の径が小さくなることで下部プレナムに残留している冷却水の蒸発が早くなることと、径が小さいデブリ粒子が下部プレナム底に成層化することによるものである。そのため、下部プレナムに堆積した塊状の熔融炉心が冷却されにくくなり、結果として原子炉容器の破損が早まっている。

その後、約 1.5 時間で原子炉容器の破損に至り、熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下し、水蒸気発生に伴う圧力上昇となり、感度解析ケースの方が早く上昇する結果となっている。これは、前述のとおり、感度解析ケースの方が原子炉容器の破損が早くなるためであり、この時の圧力上昇幅を比較すると、ベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。また、原子炉下部キャビティ水温について、原子炉容器の破損後の温度上昇幅は、感度解析ケースの方がわずかに大きい。過渡的な変化であり、熔融炉心全体の熱量がベースケースと感度解析ケースとで等価であるため、最終的にはベースケースと一致した温度となっている。

以上、デブリ粒子の径に関しては、約 3 割小さくした場合でも、原子炉格納容器圧力の上昇にはほとんど影響しない結果となった。これは、原子炉下部キャビティが水張りされていることで、デブリ粒子の冷却自体が促進されており、相対的に粒子径の差が、大きな影響を与えていないこと、及び PWR では原子炉格納容器体積が大きいことにより過渡的な圧力上昇が緩和された結果、感度解析に差が生じなかったと考えられる。

評価

デブリ粒子径の圧力スパイクに対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

(5) 感度解析パラメータの組合せ

原子炉下部キャビティ水深、破損口径、エントレインメント係数、デブリ粒子の径のそれぞれに対して、圧力スパイクに対する感度を確認した。いずれの場合においても、PWR では原子炉格納容器体積が大きいことにより圧力上昇が緩和されたため、感度解析に大きな差は生じなかった。これらの不確かさ要因を組み合わせた場合、定性的には圧力スパイクに対する感度は、単独の不確かさを考慮した場合よりも大きくなると考えられるが、PWR の原子炉格納容器体積は十分大きいこと、不確かさを組み合わせた場合でも圧力上昇は緩和され、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

「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。」

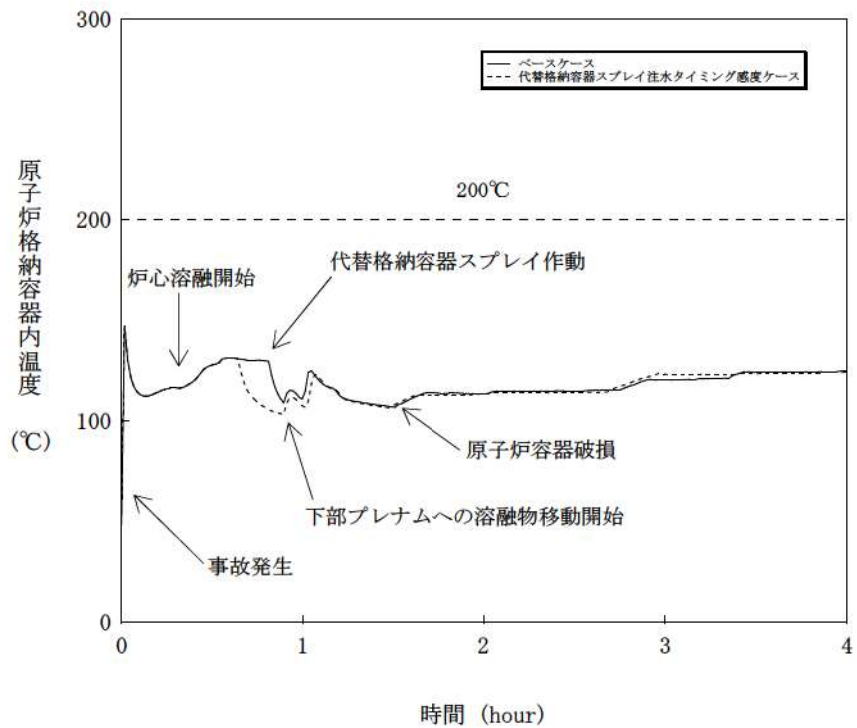


図 5-1-1 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析（1）

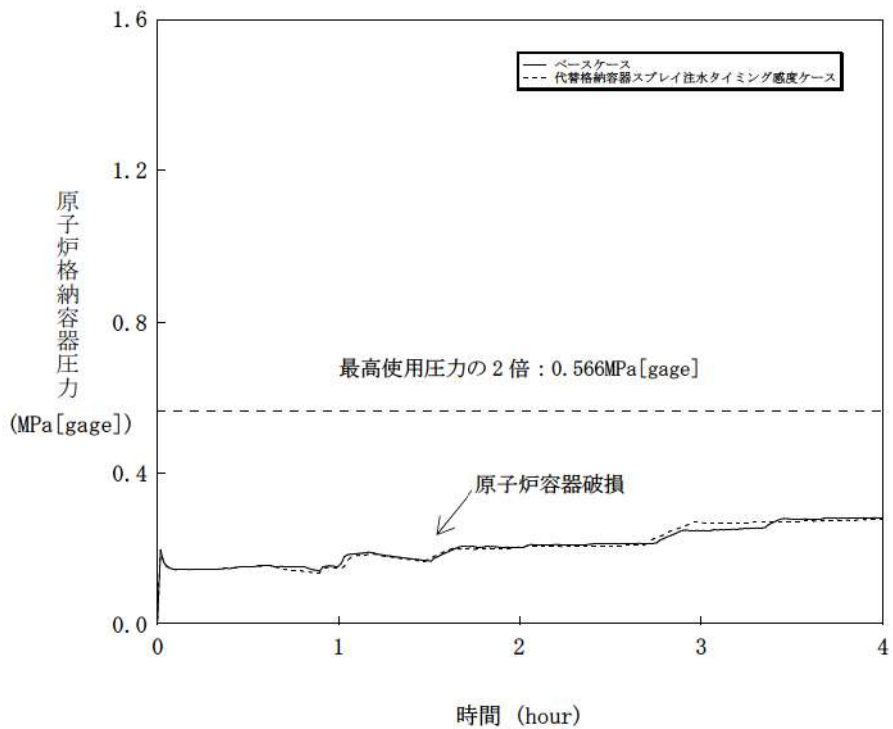


図 5-1-2 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析（2）

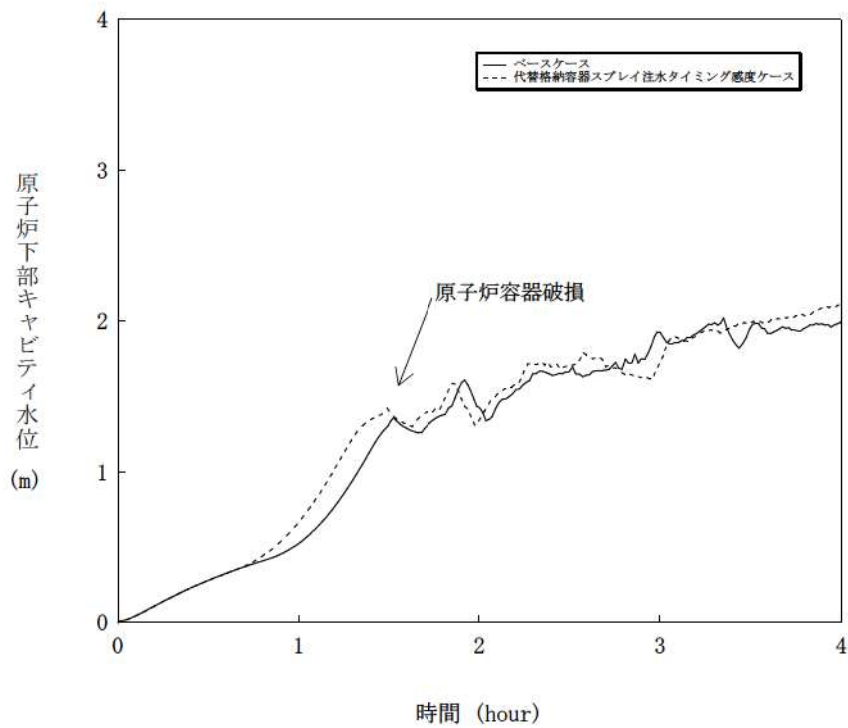


図 5-1-3 代替格納容器スプレィ作動時刻感度解析 (3)

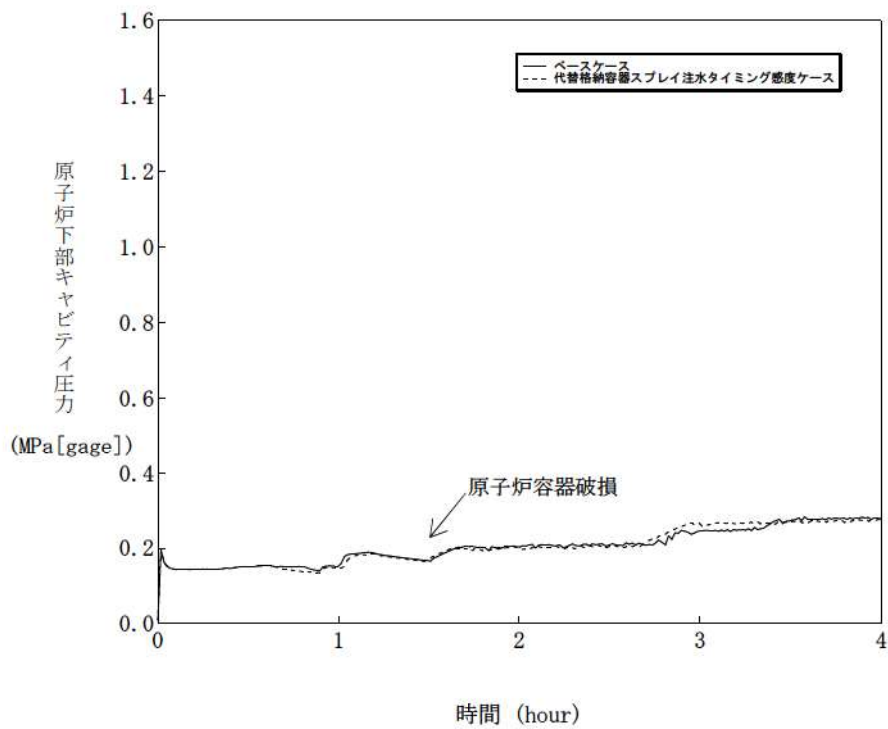


図 5-1-4 代替格納容器スプレィ作動時刻感度解析 (4)

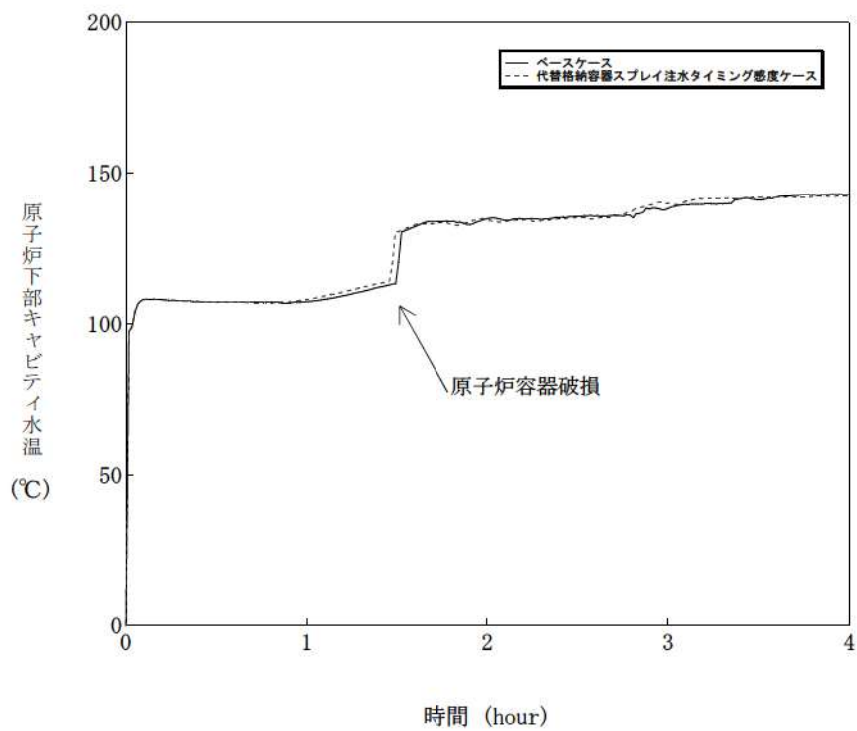


図 5-1-5 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (5)

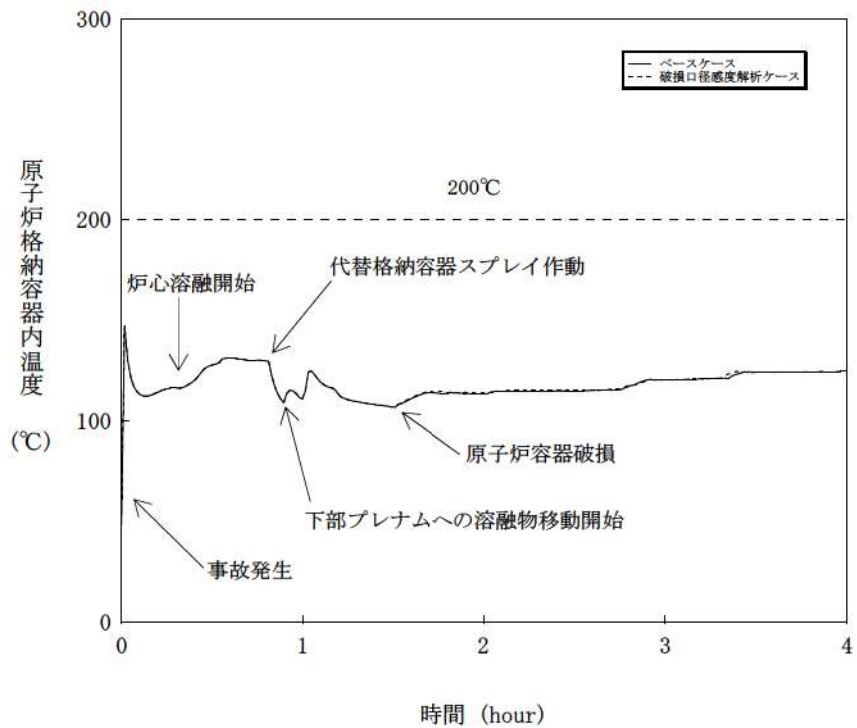


図 5-2-1 原子炉容器の破損口径感度解析 (1)

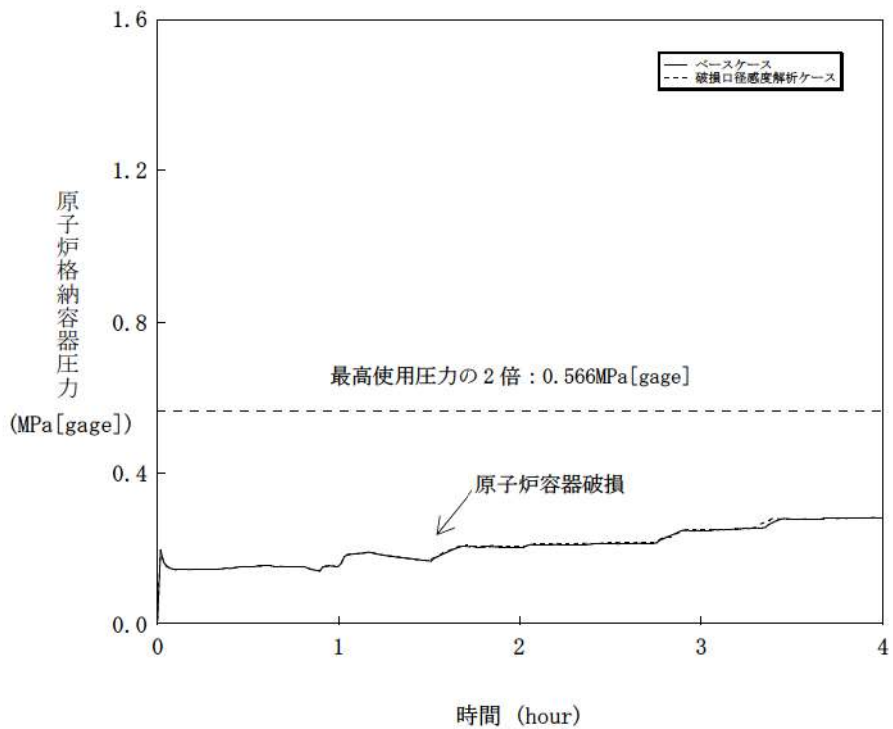


図 5-2-2 原子炉容器の破損口径感度解析 (2)

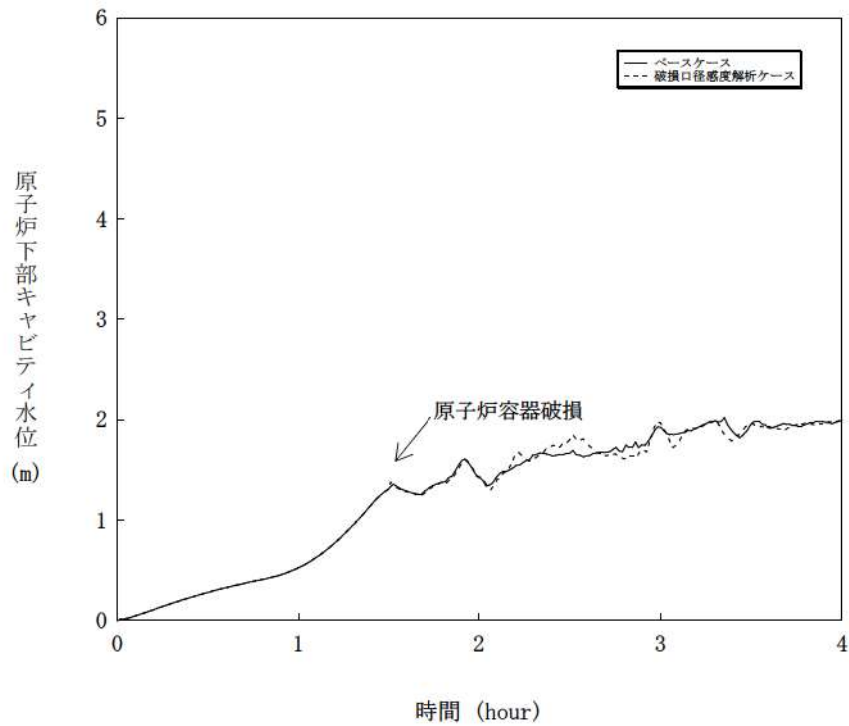


図 5-2-3 原子炉容器の破損口径感度解析 (3)

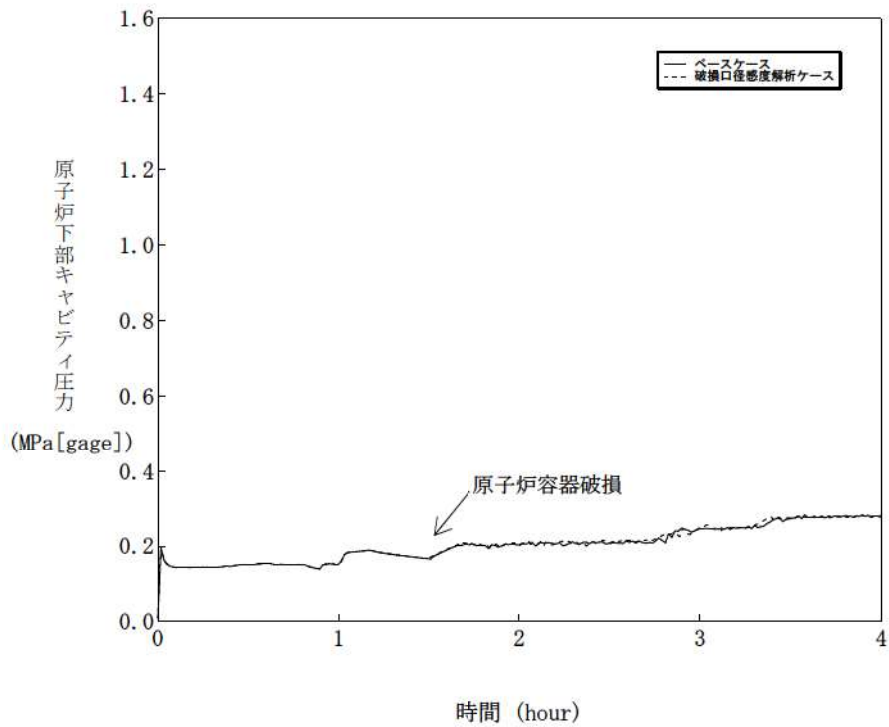


図 5-2-4 原子炉容器の破損口径感度解析 (4)

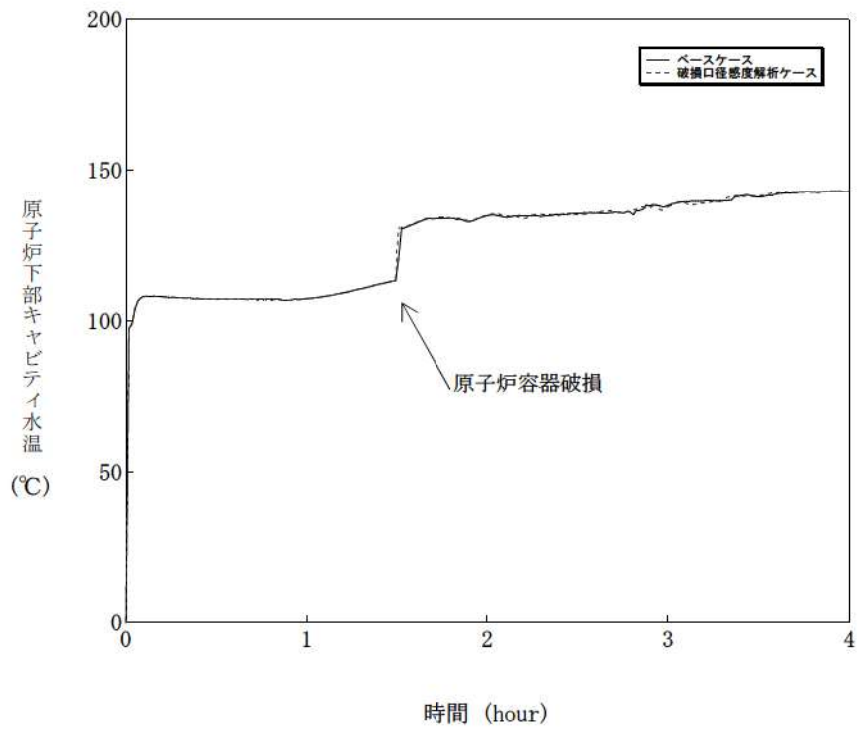


図 5-2-5 原子炉容器の破損口径感度解析 (5)

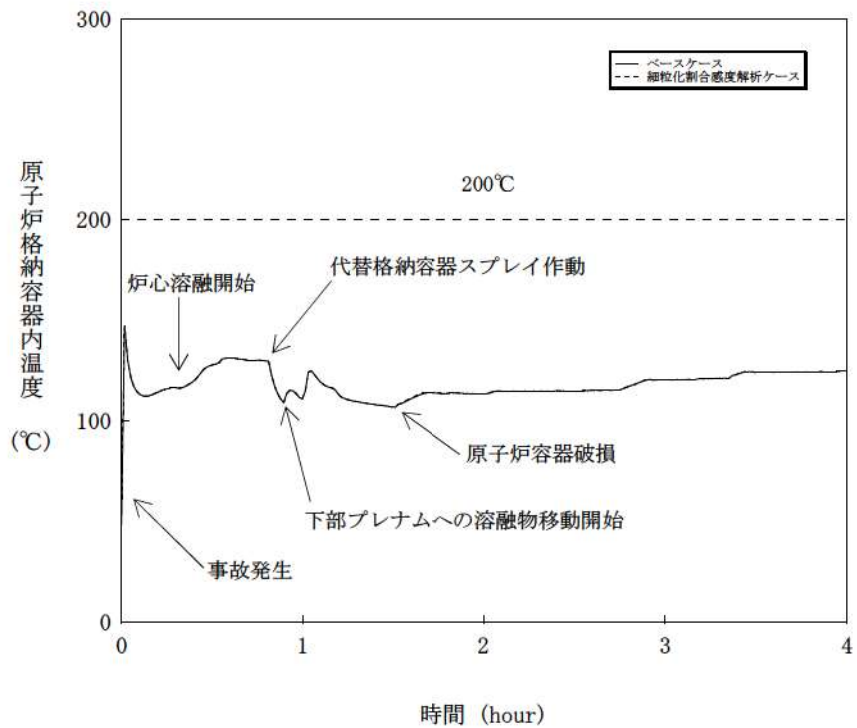


図 5-3-1 エントレインメント係数感度解析 (1)

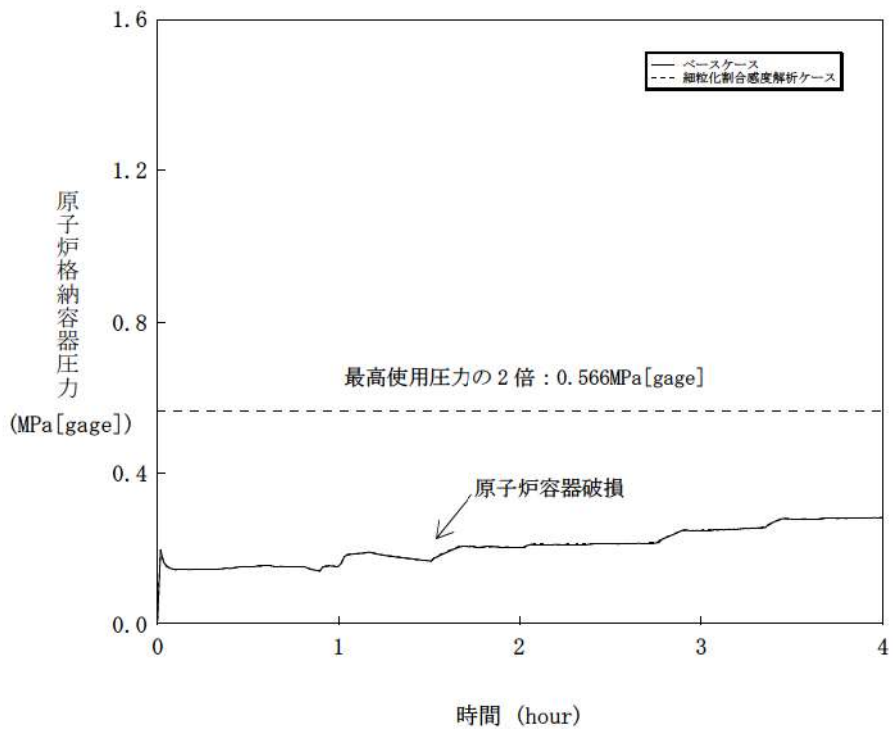


図 5-3-2 エントレインメント係数感度解析 (2)

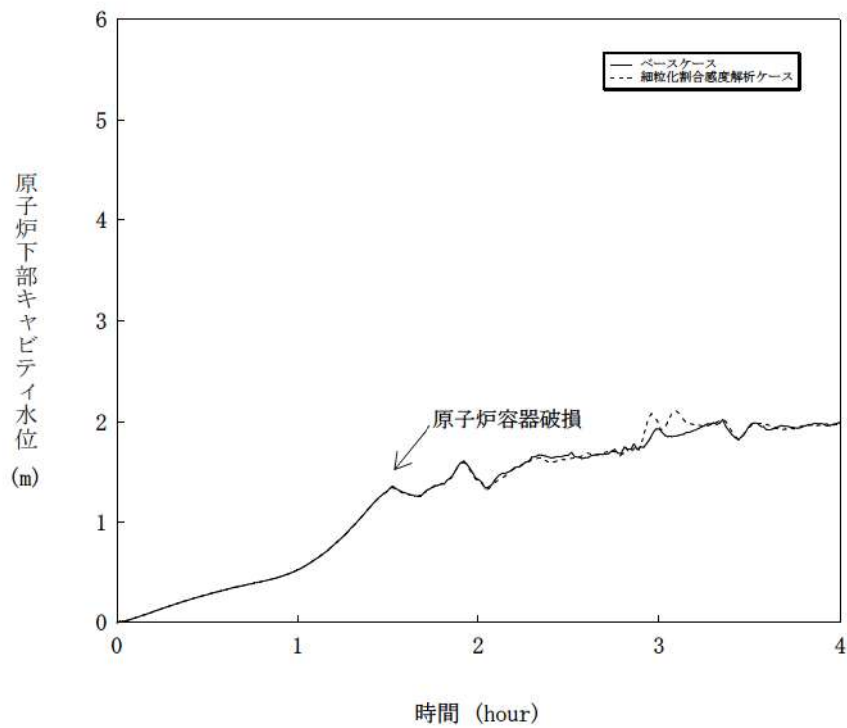


図 5-3-3 エントレインメント係数感度解析 (3)

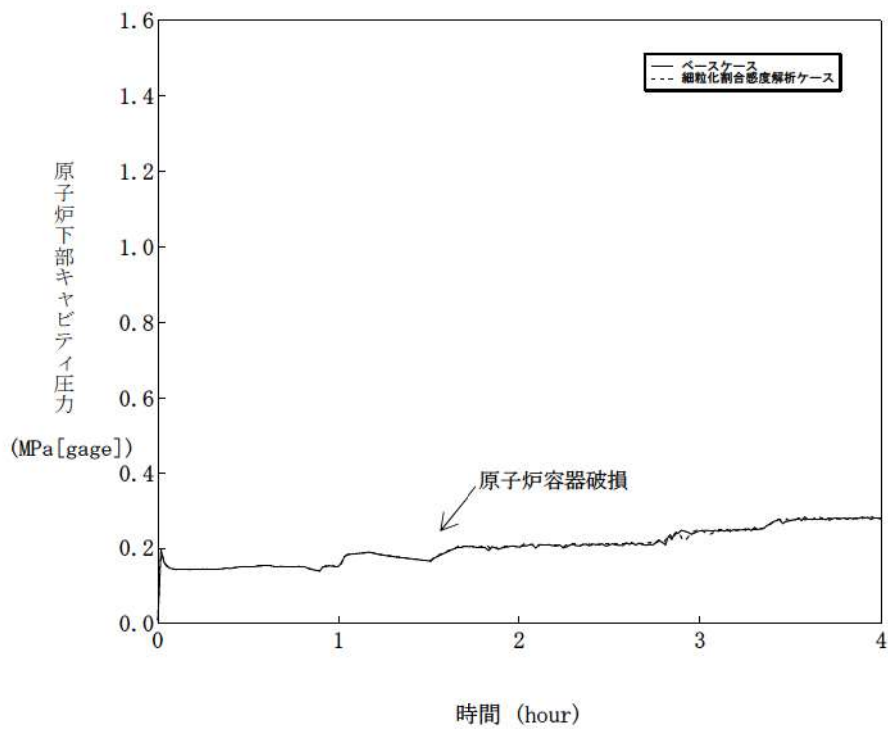


図 5-3-4 エントレインメント係数感度解析 (4)

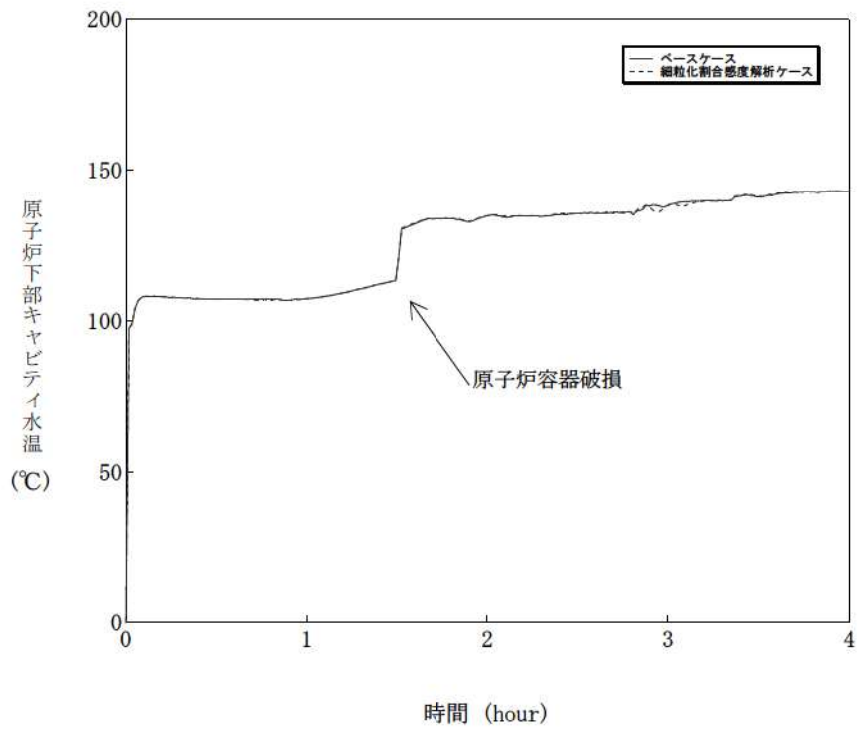


図 5-3-5 エントレインメント係数感度解析 (5)

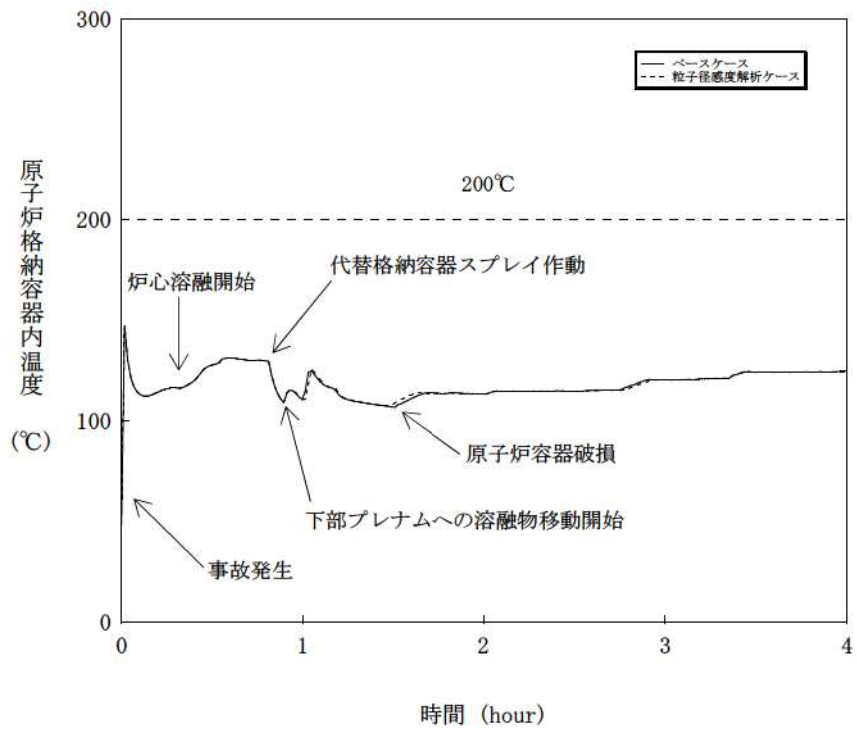


図 5-4-1 デブリ粒子の径感度解析 (1)

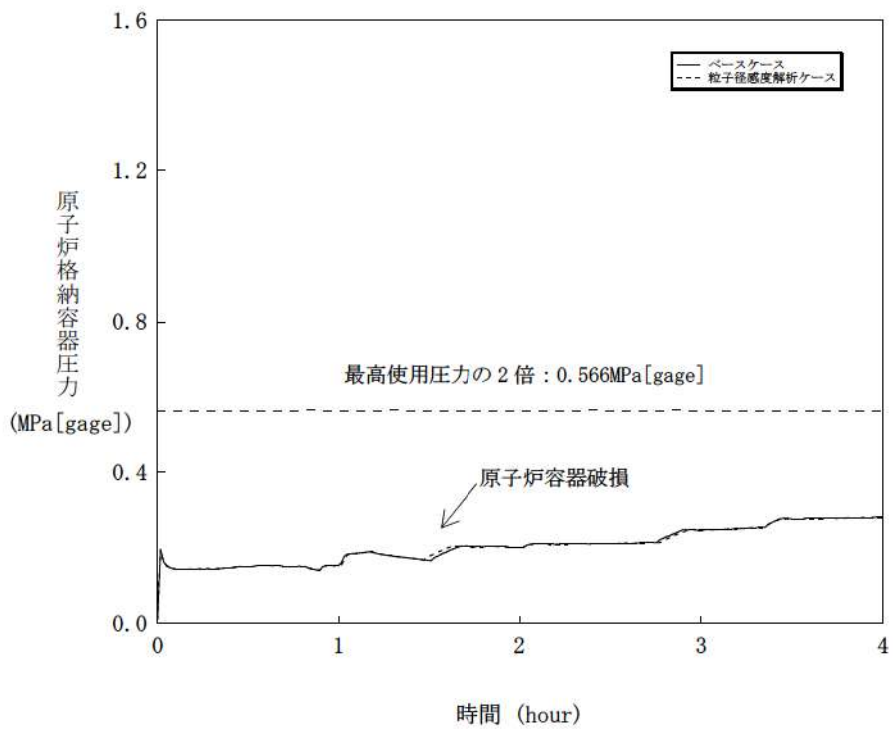


図 5-4-2 デブリ粒子の径感度解析 (2)

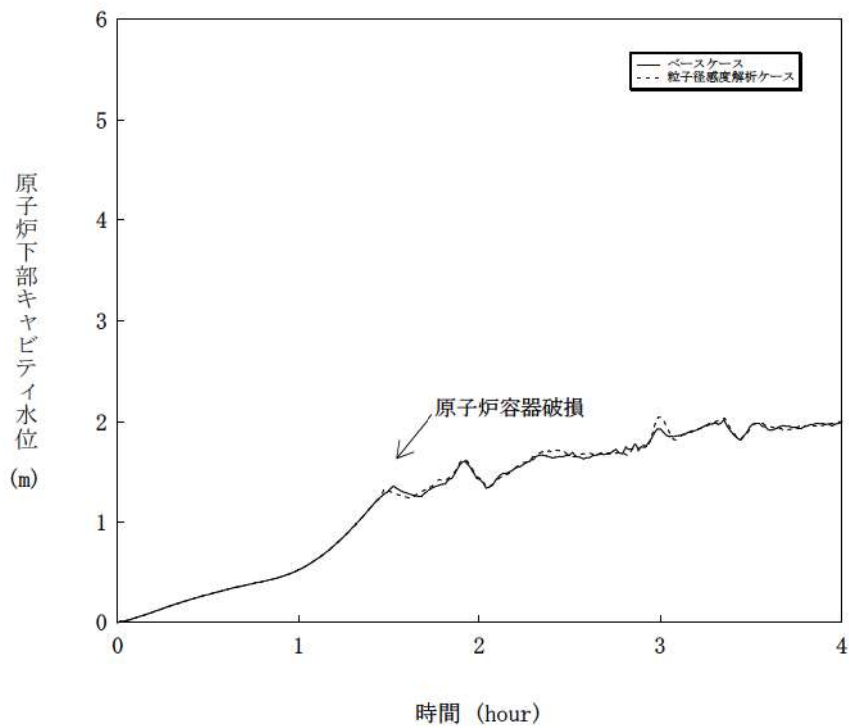


図 5-4-3 デブリ粒子の径感度解析 (3)

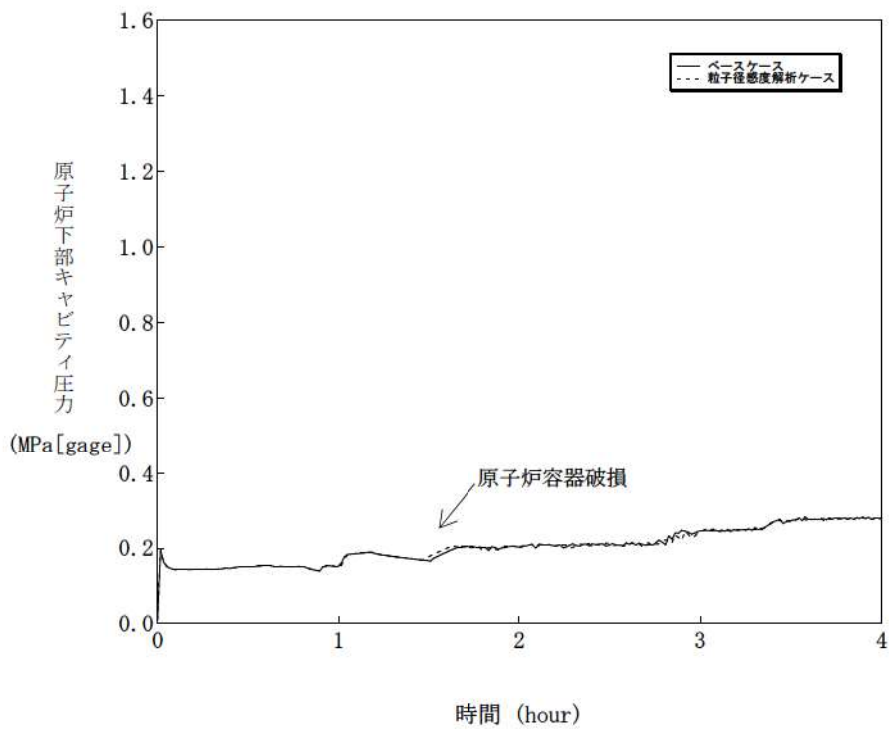


図 5-4-4 デブリ粒子の径感度解析 (4)

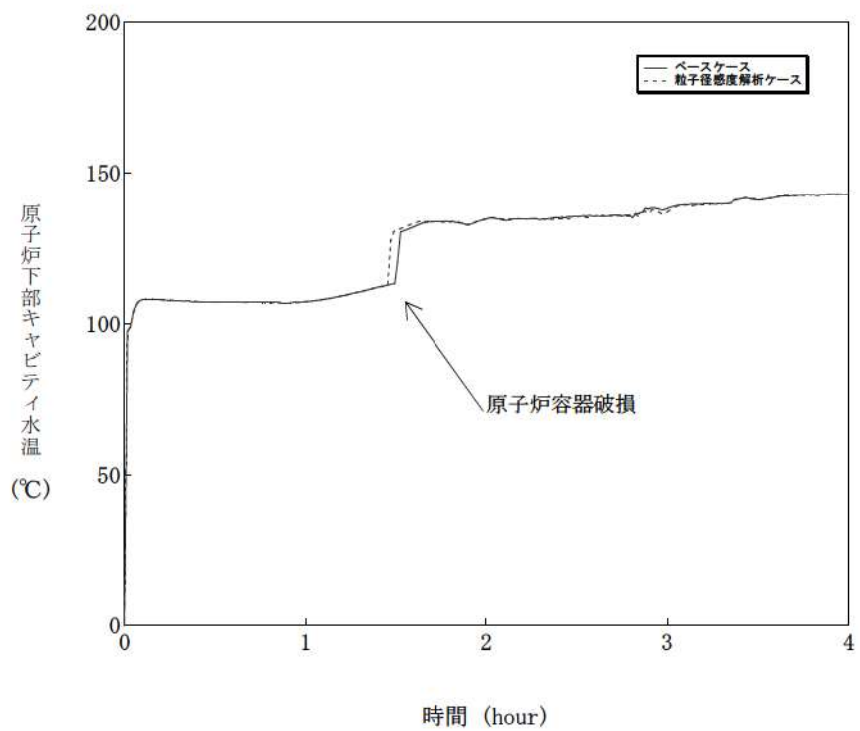


図 5-4-5 デブリ粒子の径感度解析 (5)

6 まとめ

原子炉容器内 FCI から水蒸気爆発に至り原子炉格納容器が破損する事象については、これまでの専門家による検討結果では、発生する可能性は非常に低く、問題は解決済みと結論付けられている。また、原子炉容器内 FCI から圧力スパイクに至る事象については、1次冷却材圧力を上昇させることはあるが、原子炉格納容器への直接的な脅威にはならない。

原子炉容器外 FCI についても、実験より、デブリ粒子を覆う蒸気膜は安定性があり、外部トリガリングなどの外的な要因がなければ、蒸気膜の崩壊は起こりにくいと言え、実機においては、原子炉下部キャビティ水は準静的であることから、外部トリガリングとなり得る要素は考えにくいいため、大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと考えられる。

原子炉容器外 FCI のうち、圧力スパイクの不確かさの要因について、実現象と解析モデルの差に着目し、以下のとおり抽出した。

- ・原子炉下部キャビティ水深
- ・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

これらの項目について感度解析を行い、圧力スパイクへの感度を確認した結果、PWR では原子炉格納容器体積が大きいことにより、過渡的な圧力上昇が緩和されたことから、いずれについても圧力スパイクに対する感度は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えない。

添付 2-1 FARO 実験における MAAP の圧力スパイクモデルの妥当性確認

(1) FARO 実験の概要

FARO 実験装置は、150kg 程度のウラン酸化物及びジルコニウム酸化物からなる溶融物を水中に落下させる装置であり、そのときの FCI 挙動を観察するものである。

(2) MAAP コードによる FARO 実験解析

FARO 実験解析を実施する際、MAAP コードにおいて FCI に影響する 3 つのモデルパラメータを感度係数として選定し、その感度解析結果と FARO 実験結果を比較することによって、圧力スパイクモデルの妥当性を確認する。

感度係数として選定したモデルパラメータは以下のとおりである。モデルパラメータの最小値、推奨値、最大値も併せて示している。

-
-
-

--

MAAP コードによる実験解析を実施するにあたって、いくつかの簡略化を行っている。具体的な仮定を以下に記す。

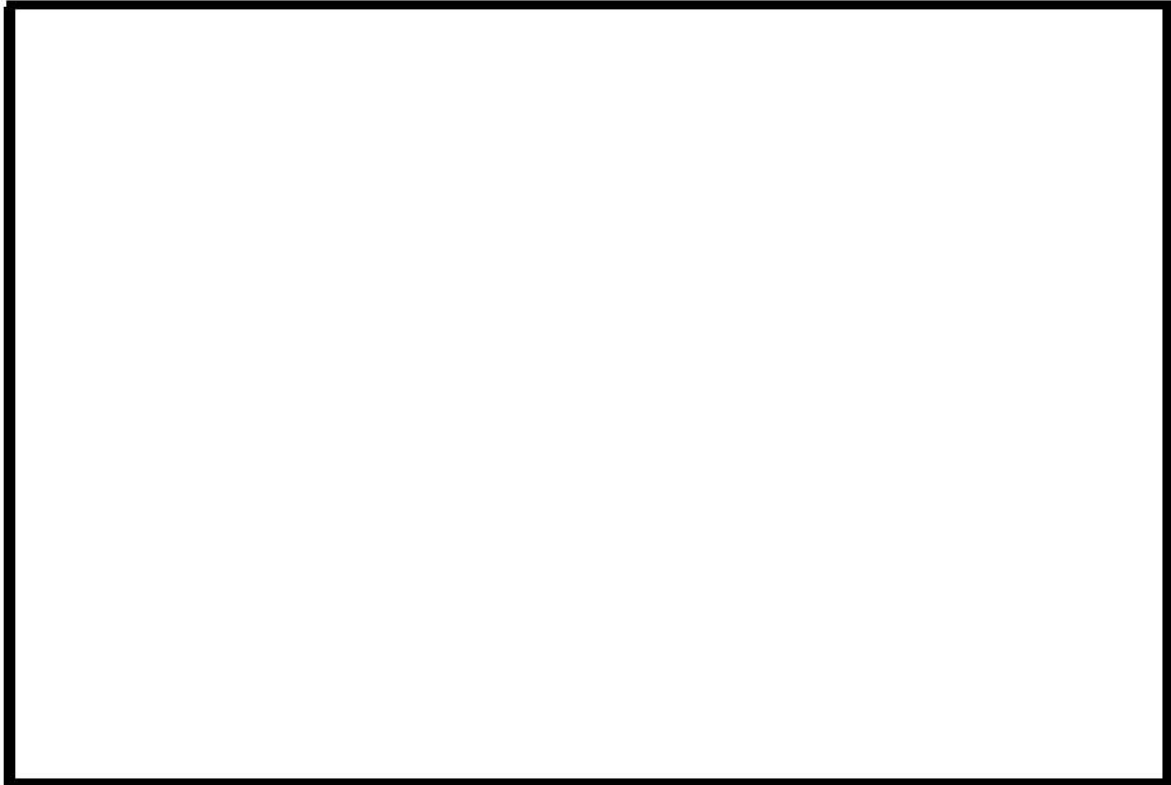
-
-
-
-

--



上記の仮定があるため解析結果と実験結果の比較には制限があるものの、ピーク圧力の上昇と圧力の上昇速度については比較可能である。

以下では、実験 L-06, L-08, L-11, L-14 と解析の比較について、圧力（付図 1-1～付図 1-4）、堆積デブリ質量（付図 1-5～付図 1-8）、及びデブリ粒子径（付図 1-9～付図 1-12）を示す。いずれの実験の圧力挙動も MAAP コードによる解析結果とよく一致した。



付図 1-1 L-06 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-2 L-08 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



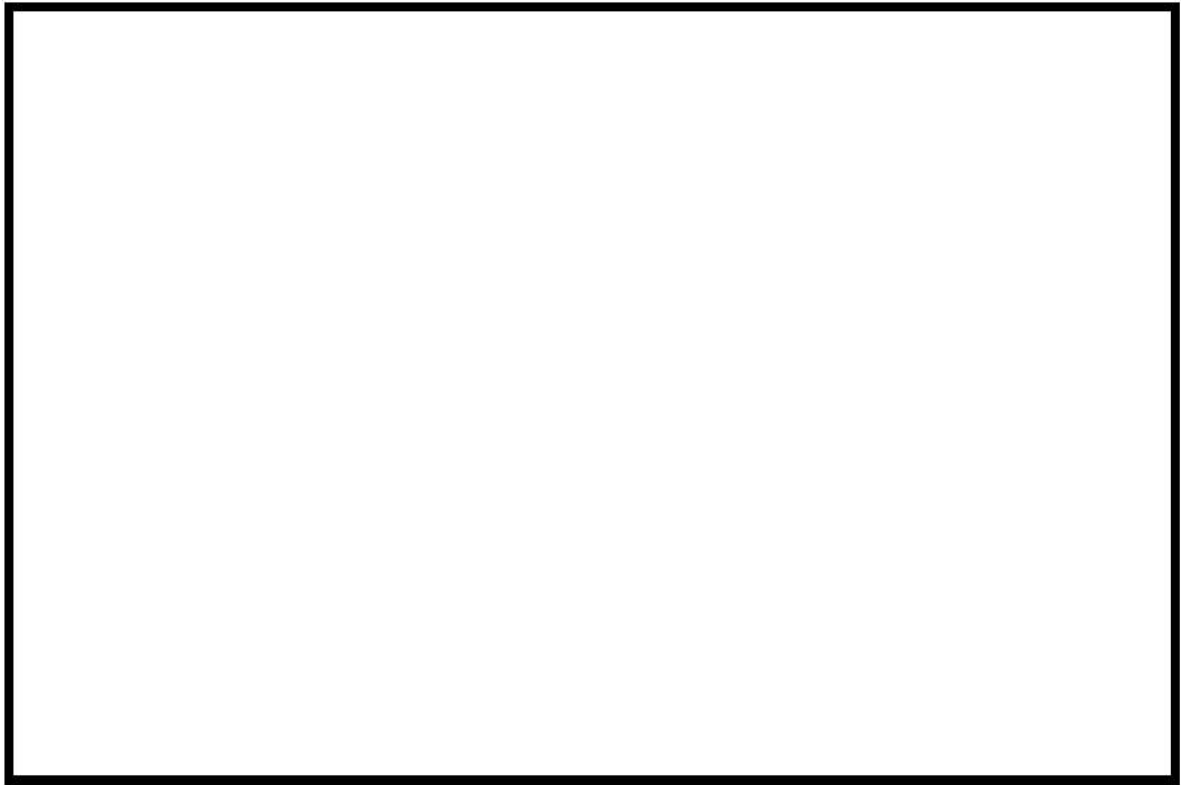
付図 1-3 L-11 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-4 L-14 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-5 L-06 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



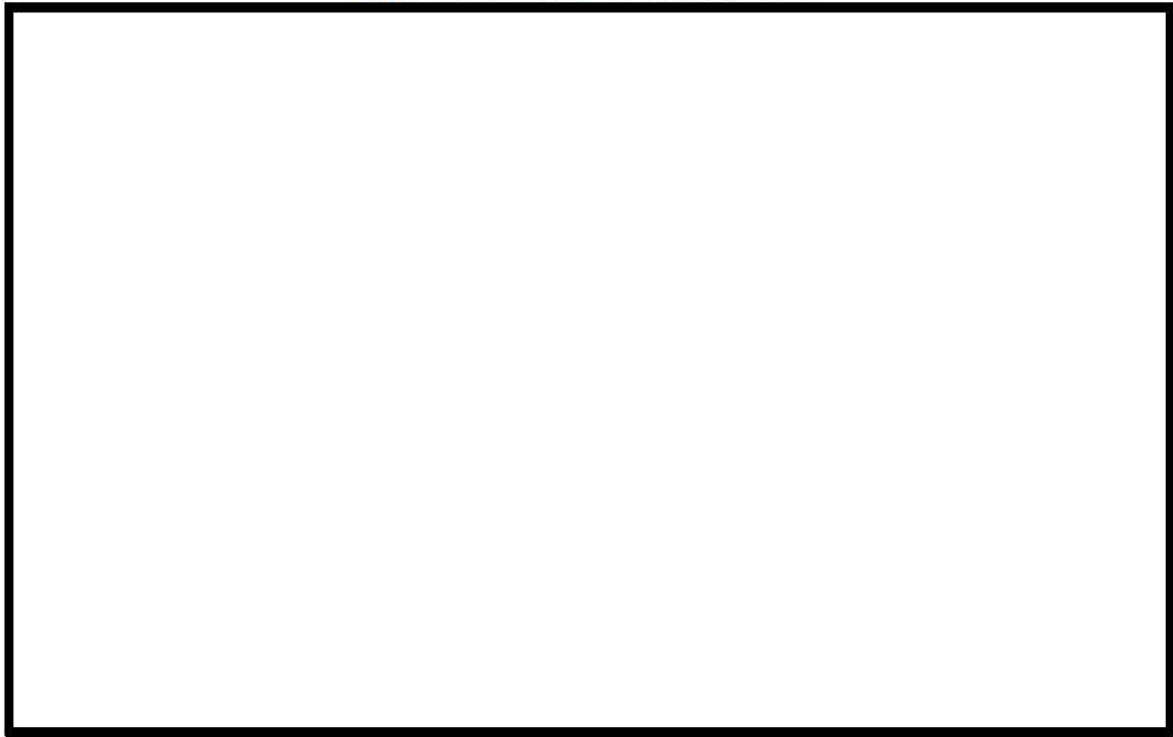
付図 1-6 L-08 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-7 L-11 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-8 L-14 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



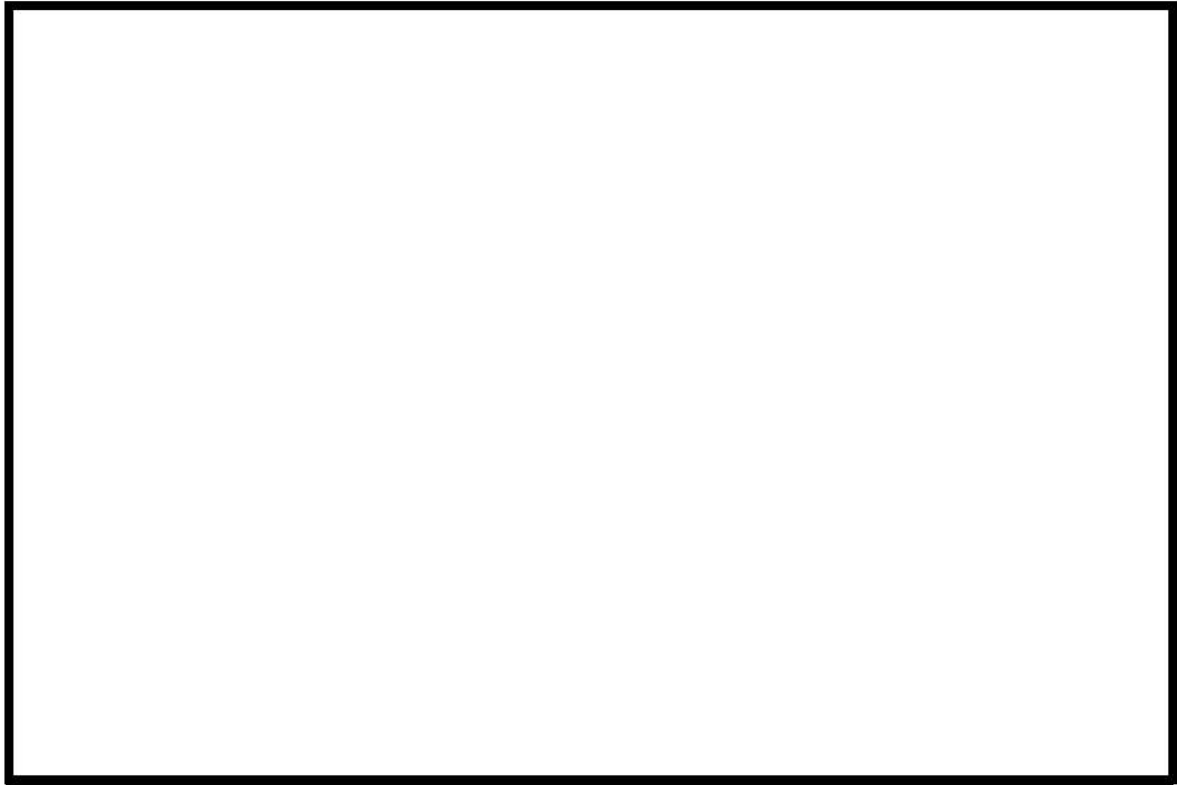
付図 1-9 L-06 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



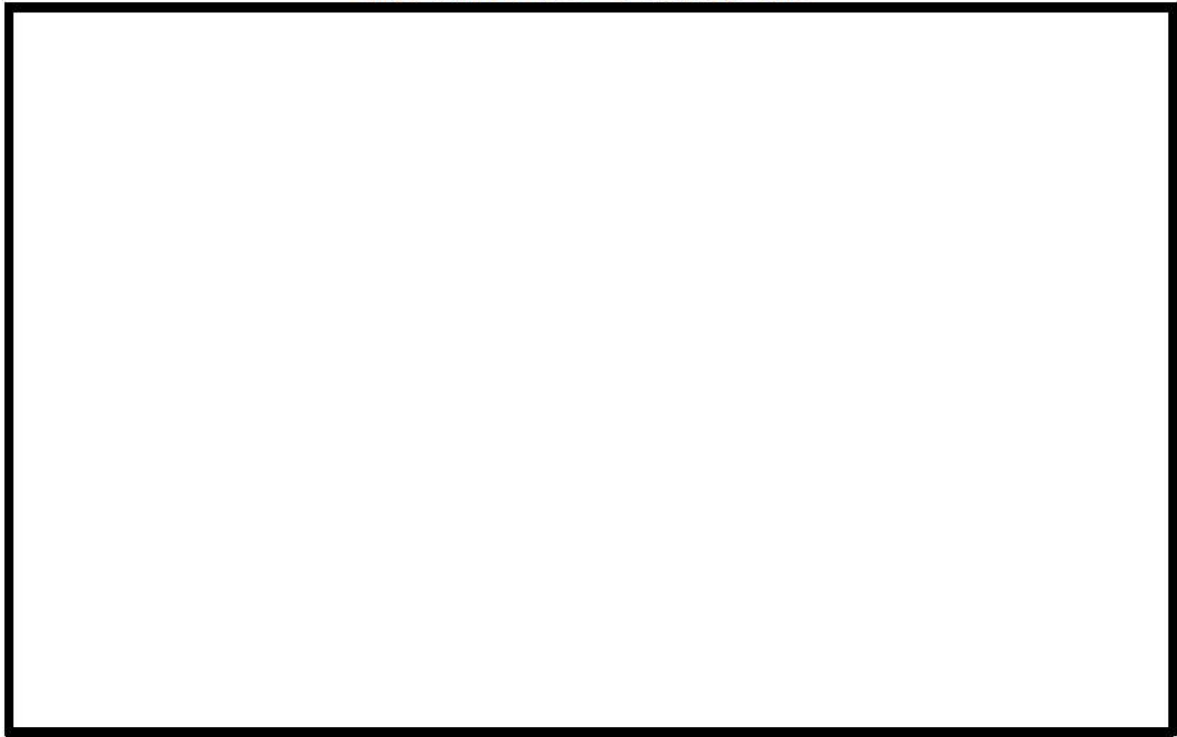
付図 1-10 L-08 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-11 L-11 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-12 L-14 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI

(3)まとめ

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

(第3部 MAAPコード)

添付3 溶融炉心とコンクリートの
相互作用について

目次

1	まえがき	3.3-3
2	現象の概要	3.3-3
3	知見の整理	3.3-3
	3.1 MCCI 実験の概要	3.3-4
	3.2 MCCI 実験の知見の整理	3.3-17
	3.3 実機への適用性	3.3-20
4	評価モデルと不確かさに関する整理	3.3-66
	4.1 MCCI 評価モデル	3.3-66
	4.2 不確かさの整理	3.3-67
5	感度解析と評価	3.3-80
6	まとめ	3.3-123
	添付 3-1 溶融炉心の水中での拡がり評価について	3.3-124
	添付 3-2 粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル	3.3-135

1 まえがき

溶融炉心とコンクリートの相互作用（MCCI：Molten Core Concrete Interaction，以下、「MCCI」と称す。）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，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。

2 現象の概要

重大事故時には，溶融炉心と原子炉下部キャビティ床コンクリートの接触によって，コンクリートが侵食され，ベースマット溶融貫通に至る可能性がある。このような溶融炉心とコンクリートの接触及びそれに伴って引き起こされる現象（コンクリートの侵食及び不揮発性ガスの発生）のことを，溶融炉心とコンクリートの相互作用（MCCI）と呼ぶ。

国内 PWR プラントでは，炉心損傷検知後に，原子炉下部キャビティへの水張りを行うことにより，溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下した際の溶融炉心の冷却を促進することにより MCCI の防止及び緩和を行っている¹。原子炉下部キャビティに落下した溶融炉心は，原子炉下部キャビティ水との接触により，一部は粒子化して水中にエントレインされ，残りは原子炉下部キャビティ床面に落下して堆積し溶融プールを形成する。エントレインされたデブリ粒子は，水と膜沸騰熱伝達し水中を浮遊するが，冷却が進むと膜沸騰状態が解消され，溶融プール上に堆積する。

原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心は，崩壊熱や化学反応熱により発熱しているが，原子炉下部キャビティ水及びコンクリートとの伝熱により冷却されるにつれて固化し，冷却が不足する場合には，中心に溶融プール（液相），外面にクラスト（固相）を形成する。

コンクリートは，溶融炉心との熱伝達により加熱され，その温度が融点を上回る場合に融解する。このとき，ガス（水蒸気及び二酸化炭素）及びスラグが発生し，溶融炉心に混入され化学反応する。

3 知見の整理

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

溶融物によるコンクリート侵食に関する実験としては，水による冷却を伴わない実験

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

として米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）で実施された ACE 実験及び米国サンディア国立研究所（SNL）で実施された SURC 実験（国際標準問題 ISP-24）がある。

水による冷却を伴う実験（溶融物上に冷却水を注水した実験）としては、米国サンディア国立研究所（SNL）で実施された SWISS 実験及び WETCOR 実験、米国電力研究所（EPRI）の主催で実施された MACE 実験、原子力発電技術機構（NUPEC）により実施された COTELS 実験、米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）により行われた CCI 実験がある。

また、水中に溶融炉心を落下させた実験としては、スウェーデン王立工科大学（KTH）で実施された DEFOR 実験がある。

このように、MCCI 実験としては、水プールに溶融物を落下させた条件での実験結果は DEFOR 実験のみでありサンプルが少ないため、FCI に関する実験的知見も加味して、知見を整理する。

一方、原子炉下部キャビティでの溶融物の拡がり実験としては、水による冷却を伴わないドライ条件での実験としては、国内 BWR を対象とした実験、EPR を対象とした実験が複数実施されているが、ウェット条件での実験については実施例が少ないが、米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）にて不均質に堆積させた粒子ベッドの拡がりを確認したセルフレベリング実験がある。

さらに、OECD-MCCI プロジェクトで実施されたクラスト強度試験（SSWICS 試験）結果に基づき、クラストのヤング率と破損応力を解析的に求める研究が JNES によりなされている。

以下、各実験及び解析研究について概要を纏めるとともに、知見を整理する。

3.1 MCCI 実験の概要

(1) ACE 実験^{2,3}

ACE 実験は、MCCI における熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的として、国際的に支援された ACE (Advanced Containment Experiments) プログラムの一部として米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）で実施されたものである。

実験装置を図 3.1-1 に示す。4方向の壁（水冷式パネル）で囲まれた中には、コンクリートベースマット、コンクリートメタル挿入物、溶融炉心が入っている。内側表面には 25 個のタングステン電極を備えた額縁型アセンブリがあり、それらは 4つのタングステンコイルで溶融炉心頂部付近に接続されて、溶融炉心を加熱する。設備の大きさは 53.0cm×50.2cm である。長方形の 2 枚式の蓋（水冷式）があり主ガ

² OECD/NEA “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions,” NEA/CSNI/R(92)10.

³ EPRI, Technical Foundation of Reactor Safety, Revision 1, Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, 1022186 (2010).

ス管に繋がっている。蓋には、エアロゾル収集ならびにガスサンプリング及び排気口用のポートが1つと、熔融炉心監視用ポート（光学温度計とビデオカメラ付き）が3つ付いている。熔融炉心組成はUO₂を含み粉末状で均一にブレンドされた状態である。ACE実験のうち、PWR向けに実施されたケースL2及びL6の熔融炉心組成及びコンクリート成分を表3.1-1に示す。実験中、熔融炉心はタングステンの電極で加熱され熔融プールを形成する。コンクリート侵食はベースマットの中にある熱電対によりモニターされる。なお、本実験は、冷却水の注水を行わない、ドライ条件で行われたものである。

ケースL2は、一部分酸化したPWR燃料の熔融炉心とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験結果を図3.1-2に示す（本図では、MAAPコードによるベンチマーク解析結果も掲載している）。実験における伝熱量は平均220kW、側壁への熱損失は平均120kWで、これらを境界条件として与えており、約100kWがコンクリートの加熱に寄与しており、垂直方向へのコンクリート侵食率の平均は7.8mm/分であった。侵食開始時の熔融プール温度は2,400Kでその後もその温度を維持している。

ケースL6は、制御棒の材質を含む一部分酸化した熔融炉心とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験結果を図3.1-3に示す（本図では、MAAPコードによるベンチマーク解析結果も掲載している）。本ケースでは、実験開始時の侵食率は低めであったが、徐々に上昇し、最終的な侵食深さは40分の時点で13cmに至っており、実験とほぼ同等の侵食深さに到達している。

(2) SURC-4 実験⁴

SURC-4 (Sustained Urania-Concrete Interaction-4) は米国サンディア国立研究所 (SNL) 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。実験装置の概念図を図3.1-4に示す。円筒状の反応るつぼがアルミの原子炉格納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。るつぼの大きさは、直径60cm×高さ100cm、MgO製アニュラスと蓋の厚さは10cmである。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（約Fe: 73%, Cr: 19%, Ni: 8%）と模擬核分裂生成物 (FP) (Te: 0.5 kg, La₂O₃: 1.17 kg, CeO₂: 1.23 kg, BaO: 1.1 kg) は、コンクリート侵食が開始するまで加熱される。化学反応とガス放出の影響を観察するため、侵食開始後14分経ってから約0.5秒間に追加的に20kgのジルコニウムを熔融物に添加している。

⁴ “International standard problem No 24: ISP-24: SURC-4 experiment on core-concrete interactions,” NEA/CSNI-155, 1988.

実験結果を図 3.1-5 に示す（本図では、MAAP コードによるベンチマーク解析結果も掲載している）。観測されたコンクリート侵食深さは約 55 分の時点で 24.5～27.5cm である。

(3) SWISS 実験⁵

SWISS 実験は、米国サンディア国立研究所（SNL）において実施された熔融物とコンクリートの相互作用及び熔融物冷却に関する実験で、MCCI 挙動に及ぼす水プールの影響を調べることを目的として 2 回実施されている。

実験装置を図 3.1-6 に示す。コンクリートは、直径 20cm の石灰岩系コンクリート円板が使用されている。熔融物は 46kg のステンレス鋼（SUS304）で、模擬 FP の量は 1.75kg である。これらは高周波加熱により加熱される（1.3～1.7W/g）。SWISS-1 実験では、コンクリート侵食が準定常となった時点（侵食量 12cm）で熔融物上に注水し、SWISS-2 実験では、熔融物がコンクリートと接触した直後に注水している。

SWISS-1 実験及び SWISS-2 実験におけるコンクリート侵食の推移を図 3.1-7 に示す。両実験では、注水タイミングが異なっているが、コンクリートの侵食状況は同等な結果となっている。これは、熔融物の上面（熔融物と水プールの界面）に強固なクラストが形成され熔融物の内部に水が浸入しにくくなっていたことと、熔融物の発熱が実機で想定されるよりも約 1 桁大きかったこと、さらに、100%ステンレス鋼であったため金属-水反応による発熱が加わったことが要因であると分析されている。熔融物から水プールへの熱流束は、SWISS-2 の結果より、約 0.8MW/m² であり（図 3.1-8 参照）、この値は限界熱流束の計算値よりも小さく、核沸騰による計算値に近いと分析されている。

(4) WETCOR 実験⁶

WETCOR 実験は、米国サンディア国立研究所（SNL）で実施された MCCI 実験であり、熔融物として、Al₂O₃、CaO、SiO₂ の混合物を直接通電加熱したものをを用い、直径 0.4m の石灰岩系コンクリートとの反応中に注水し、熔融物の冷却性を調べた実験である。実験装置の概要を図 3.1-9 に示す。

WETCOR-1 実験結果では、熔融状態の部分が存在する期間にクラストを通して水へ伝熱した熱流束は 0.52±0.13MW/m²、入熱を停止し全体が固化した以降の熱流束は 0.25±0.08MW/m² 及び 0.20±0.08MW/m² であったことが報告されている。これらは表

⁵ “SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions with Overlying Water Pools,” NUREG/CR-4727, SAND85-1576

⁶ NUREG/CR-5907,” Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools,” Sandia National Laboratories, November 1993.

3.1-2に示すように、入熱期間の最後に相当する557分から563分での熱流束が $0.52 \pm 0.13 \text{ MW/m}^2$ 、582.4分での熱流束が $0.25 \pm 0.08 \text{ MW/m}^2$ 、589.0分での熱流束が $0.20 \pm 0.08 \text{ MW/m}^2$ である。図3.1-10に入熱履歴を示すが、入熱終了は正確には554.9分である。注水開始は529.0分である。

コンクリート侵食推移及び温度履歴を図3.1-11～14に示す。コンクリートの半径方向の中心部では試験開始後約470分から急速に侵食が早まり、注水開始までに1～3cm侵食されており、注水後も継続して、入熱終了の555分で5～6cmとなっている。中間部では515分までは侵食は起きていないが、555分までは継続した。外周部では局所的には410分から侵食が開始し、注水時点で約2cmになっている。溶融物温度を図3.1-15に示す。約560分までは約1800Kで一定となっているが、その後は緩やかに低下し、580分頃には約1500Kまで低下している。

実験後の溶融物の固化状態及びコンクリート侵食状態を図3.1-16に示す。半径方向には場所により侵食挙動に違いがあるが、最終的には全体的に約5cmの侵食深さになっている。もとのコンクリート表面であった位置には空洞が形成されており、その上にはクラストがブリッジ状に形成されている。クラスト厚さは場所により異なるが、外周部では $10 \pm 1 \text{ cm}$ 、中心部で3.8cmから4.5cmであった。上記熱流束は中心部でのクラスト厚さ平均値として $4.2 \text{ cm} \pm 0.4 \text{ cm}$ として算出されたものである。クラストにはひび割れは生じていなかったことが報告されている。空洞の形成過程については文献に記載されていないが、注水開始時には激しい沸騰が起き、水プールが出来てから40秒間、メルト球体が水中を浮上し沈降する挙動が観察されている。この現象はクラストのギャップから水が入り、その突沸によりメルトが一時的に噴出したものと推定されている。注水後早期に堅固なクラストが形成され、侵食とともに空洞部が成長したことが推測できる。

以上より、水への熱流束 0.2 MW/m^2 は、溶融炉心が完全固化し、温度も低下し、コンクリート侵食も進んでいない状態の値である。

(5) MACE 実験⁷

MACE 実験 (Melt Attack and Coolability Experiment) は、米国電力研究所 (EPRI) が主催する原子炉格納容器内溶融物冷却性に関する国際協力計画である。MACE 実験装置の概要を図3.1-17に示す。また、MACE 実験では規模の異なる M0, M1b, M3b, M4 の4回の実験が実施されており、その主要条件は表3.1-3に示すとおりである。

MACE 実験では UO_2 , ZrO_2 , Zr といった実炉心模擬物に少量のコンクリート成分を付加した溶融物を使用している。M0 実験では $30 \text{ cm} \times 30 \text{ cm}$ のテスト部に 130 kg の溶融物、

⁷ M. T. Farmer, et al., "Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments," OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, 1999.

M1b 実験では 50cm×50cm のテスト部に 480kg の溶融物を使っている。M0 実験では、テスト部の側壁にコンクリートを用い、横方向への侵食も可能としている。M1b 実験は MgO 製のつぼを用いており、下方向のみの侵食になる。

M0 実験での水プールへの熱流束測定結果を図 3.1-18 に示す。注水は侵食が 1.3cm となった時点、中心部で侵食開始から 4 分後に開始された。最初の 3 分間は $4\text{MW}/\text{m}^2$ あり、熱的には全体の融解熱に相当する程度の除熱が行われた。これにより、安定したクラストが形成され、その後 30 分は約 $0.7\text{MW}/\text{m}^2$ で推移し、さらにその後は徐々に低下して最後には $0.15\text{MW}/\text{m}^2$ まで低下した。図 3.1-19 に示すように、安定化クラストはタングステン電極に固着しており、最初にクラストが形成された高さに留まっていた。クラストと溶融物の間に空間が形成されたのが約 30 分後と推定されており、これにより 30 分以降の熱流束が低下したと考察されている。

M1b 実験での水プールへの熱流束測定結果を図 3.1-21 に示す。注水は侵食が 5.0cm となった時点、中心部で侵食開始から 14.7 分後に開始された。最初は $4\text{MW}/\text{m}^2$ あり、30 分間で徐々に約 $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ まで低下している。この期間に約 90kg が固化し、クラストを形成したと見積もられている。その後の 30 分間で約 $0.4\text{MW}/\text{m}^2$ に低下し、それ以降は入熱と同等の熱流束となっている。図 3.1-22 に示すように、クラスト厚さは約 6cm であり、熱伝導だけではこれだけの熱流束を得られないため、クラストは透水性があると考察されている。クラストはるつぼ壁に固着し、9cm 高さの空洞が形成されている。空洞の形成は 50 分頃と推定されている。よって、 $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ より小さい熱流束はクラストが分離した形態での値である。図 3.1-23 に溶融物温度変化を示す。水への熱流束が $0.2\text{MW}/\text{m}^2$ で推移する期間は、おおむね溶融物温度が 1500K 前後となっている。

(6) COTELS 実験 (テスト B 及び C) ⁸

COTELS 計画は (財) 原子力発電技術機構 (NUPEC) が压力容器外の溶融炉心冷却特性を調べる試験であり、この計画のテスト B 及び C は、溶融物上に注水した際の FCI (テスト B) と MCCI (テスト C) を検討するための実験であり、テスト B と C は引き続き実施された一連の実験である。

実験装置を図 3.1-24 に、試験条件及び結果の一覧を表 3.1-4 に示す。溶融物の重量は 60kg で UO_2 の融点より高い 3200K まで誘電加熱された。溶融物のタイプ A は TMI 事故の溶融物を模擬した組成、タイプ B は下部プレナムにより多くの金属が含まれることを想定し、金属の割合を増やした組成である。コンクリートトラップの内径は 0.36m あるいは 0.26m である。ここで、0.26m は他の実験 (WETCOR, MACE-MO 及

⁸ Hideo Nagasaka, et al., "COTELS Project (3) : Ex-vessel Debris Cooling Tests," OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, 1999.

び MACE-M1b) との比較のためアスペクト比 (高さ と直径の比) を 0.5 としたものである。コンクリートは国内プラントのセメント成分を模擬した玄武岩系コンクリートである。コンクリート内部には温度計測用の熱電対が配置されている。落下後の溶融物は、崩壊熱を模擬して誘電加熱され、75kW は崩壊熱の 11 倍に相当する。注水は、室温水を Jet もしくは Spray で 0.02~0.2kg/s の質量流量で試験開始 6~15 分後に行っている。

ケース 5a は、溶融炉心落下後の崩壊熱の模擬 (誘電加熱) を行わず、注水も行わなかったケースであるが、約 2 割が粒子化している。これは、コンクリート侵食に伴って発生した気体により溶融炉心の粒子化が生じたと分析されている。粒子の径については、ケース 5a とケース 5 で同等の粒子径分布が確認されており、溶融炉心と水の相互作用ではなく、コンクリート侵食により発生した気体により粒子化が生じたものであると考えられている。

アスペクト比の観点では、図 3.1-25 にケース 5 とケース 9 のコンクリート温度の時間変化を示すが、アスペクト比が大きいケース 5 では、溶融炉心の全体量に対する上面の面積が小さいため、初期に溶融炉心の熱量がコンクリートに多く伝わっていることを示している。両ケースとも注水後 3~4 分でコンクリートの温度が低下に転じており、注水による冷却効果が確認でき、特に早めに注水したケース 9 では効果が高いことが分かる。さらに、注水が遅いケース 10 においてコンクリート侵食深さが最大となっていることから、水による冷却効果が確認できる。

固化した溶融炉心表面から水への熱流束は、SWISS, WETCOR, MACE の結果に近い 200~700 kW/m² であった。この結果は容器内圧力がほぼ一定状態の時の値とされている。なお、これらの熱流束は限界熱流束よりも低く、水が更に高い除熱能力を有する可能性があることを示唆している。実験レポートでは 0.2MW/m² 時における溶融炉心状態についての記述はないが、側壁コンクリートが侵食されてギャップが形成されたことで、溶融炉心冷却が促進され、コンクリート侵食が停止したと説明されている。図 3.1-26 に固化した溶融炉心の断面図を示す。溶融炉心下面にはコンクリートから分離した砂利がベッド状に堆積しており、溶融炉心底部からの冷却を促進したことが述べられている。また、その他に侵食が停止した要因としてさらに、アスペクト比が小さく水による冷却の効果があつたこと、塊状溶融炉心が侵食により落下する過程で生じたクレバスに水が入り込み冷却されたことなどが要因であると分析されている。

COTELS 実験の特徴は、側壁にクラストが固着しなかった点で他実験と比べて実機に近い状況となっており、コンクリート壁と溶融プールの境界に形成されたギャップが冷却を促進した点を実機解析への知見として参照できる。

(7) FARO 実験

欧州 JRC (Joint Research Center) のイスプラ研究所における実験であり、圧力容器内を対象に溶融物が水プールに落下した場合の水蒸気爆発の発生を調べることを目的として高圧条件での実験が行われてきたが、圧力容器外を対象とした低圧条件での実験も行われている。

実験装置の概要を図 3.1-27 に示す。実験手順は、高圧条件と低圧条件とで同様であり、るつぼ内で UO_2 混合物 (80wt% UO_2 + 20wt% ZrO_2 あるいは 77wt% UO_2 + 19wt% ZrO_2 + 4wt% Zr) を溶融させ、るつぼ底部のフラップを開放することにより、水プールに落下させる。実験条件は、表 3.1-5 に示すとおりであり、 UO_2 混合物は 18~176kg、水プールの水深は 0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K の範囲で変動させ複数のケースが行われている。また、高圧条件として 2~5.8MPa、低圧条件として 0.2~0.5MPa である。

溶融物の粒子化量については、水プールの状態によりその割合が変化している。原子炉容器内 FCI を模擬したケース (高圧条件かつ低サブクール度) では、水深 1m の場合で、溶融物の約半分が粒子化し、残りは溶融ジェットのまま水プール底に到達して堆積する結果となっている。一方、原子炉容器外 FCI を想定したケースとして、金属ジルコニウムを含む場合 (L-11) や低圧で高サブクール度の場合 (L-24~33)、では、ほとんどが粒子化する結果が得られている。

また、観測された粒子の径は 3.2~4.8mm であり、初期圧力、水深、サブクール度、溶融物落下速度への依存性は低いと報告されている。

(8) COTELS 実験 (テスト A)

COTELS 計画は (財) 原子力発電技術機構 (NUPEC) が圧力容器外の溶融炉心冷却特性を調べる試験であり、この計画の中で溶融物が水プールに落下したときの水蒸気爆発の発生有無を調べる実験として、カザフスタン国立原子力センター (NNC : National Nuclear Center) の施設を用いた実験が実施されている。

実験装置の概要を図 3.1-28 に、実験条件及び結果の一覧を表 3.1-6 に示す。この実験では、軽水炉のシビアアクシデント挙動解析結果に基づいて試験条件が設定され、具体的には、軽水炉のシビアアクシデントでは、原子炉容器内圧が低圧で破損するシーケンスが支配的であり、かつ、原子炉容器の破損として貫通部の破損を考慮している。また、LOCA を起因とするシーケンスが支配的であることから、原子炉格納容器床面の水プールは飽和水 (サブクール度 0~86K) とし、水深は 0.4~0.9m である。また、溶融物は、 UO_2 : 55wt%、 Zr : 25wt%、 ZrO_2 : 5wt%、SS : 15wt% の混合物であり、下部プレナム内の構造物も考慮して多くの金属成分を含むよう模擬したものである。この溶融物は、圧力ヘッド計配管の径に相当する 5cm 径のジェットで水プールに落下させている。

粒子化量に関しては、水深 0.4m においても、ほとんど (90%以上) が粒子化しており、粒子径は多くのケースで約 6mm であったが、落下速度が速い場合には径が小さくなる傾向が確認されている。初期の圧力上昇幅と粒子径には相関があり、初期圧力上昇は粒子化した溶融物からの熱伝達が支配的であると報告されている。

(9) セルフレベリング実験⁹

この実験は、水プール中に不均質に堆積させた粒子ベッドが、内部の沸騰により拡散する様子を確認した実験である。

実験条件の一覧を表 3.1-7 に示す。実験は、水プール中に UO₂, SUS, Cu の 0.2~1mm の粒子ベッドを非均一の厚さに堆積させ、誘導加熱により崩壊熱発生を模擬させたものである。

図 3.1-29 に実験前後の粒子ベッド概念を示す。非均一の厚さに堆積された粒子ベッドは、誘導加熱により粒子ベッド内に沸騰が生じ、粒子が吹き上げられ再堆積する過程でベッドの厚さが均一化されている。ここで、均一化に要した時間は約 2~3 分であると報告されている。

(10) DEFOR-A 実験^{10 11 12}

DEFOR (Debris Bed Formation) 計画は、スウェーデン王立工科大学で実施されており、種々の条件で水プールに模擬溶融物が投入された際の、溶融炉心の細粒化試験である。

なかでも DEFOR-A 試験は水深に応じた粒子化割合を調べることを目的にしたものである。試験装置を図 3.1-30 に示す。DEFOR-A 実験では、るつぼ型誘導炉により加熱された模擬溶融物を、ファンネル及びノズルを通じて大気圧条件の水タンクに注入する。ここでノズル径、即ちデブリジェット径は可変となっている (以下、実機に対しても、炉心あるいは下部プレナムから落下する溶融炉心の意味で「デブリジェット」を使用する)。水タンクのサイズは、断面が 0.5m×0.5m、高さが 2m であり、ノズル高さを差し引くと最大でタンクの床から放出口までの高さは 1.7m となっている。

次に、試験条件の一覧を表 3.1-8 に示す。ノズル高さは 1.7m (一部のケースは 1.62m) に設定され、模擬溶融物は深さ 1.5m 前後の水プールに注入される。また、

⁹ J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), "Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris", SAND76-9008

¹⁰ P. Kudinov and M. Davydov "PREDICTION OF MASS FRACTION OF AGGLOMERATED DEBRIS IN A LWR SEVERE ACCIDENT", NURETH14-543

¹¹ Pavel Kudinov, et al., "Fraction of Agglomerated Debris as a Function of Water Pool Depth in DEFOR-A Experiments".

¹² Pavel Kudinov, et al., "Development of Ex-Vessel Debris Agglomeration Mode Map for a LWR Severe Accident Conditions," ICONE-17, Brussels, 2009.

溶融炉心キャッチャーの高さが水面から 0.6m, 0.9m, 1.2m, 1.5m と 4 段階に設定され、水面からの落下距離の影響も確認している。その他主要な試験条件として、模擬溶融物の過熱度は 78~206K, ジェット径は 10~25mm の範囲で設定している。ジェット径が太く、溶融物の過熱度が小さく、定性的にケーキ状溶融炉心が形成されやすいのは A8 試験である。

次に、試験結果について述べる。A8 試験で一番水深が浅いキャッチャー 1 に形成されたケーキ状溶融炉心の様相を図 3.1-31 に示す。水深が浅いため、細粒化しても固化する前にキャッチャーに堆積することで、粒子化したものが結合した塊状になっている。水深が深いほど粒子の固化が進むため、図 3.1-32 に示すとおりケーキ状溶融炉心が少なくなる。ここで、塊状溶融炉心の概念図を図 3.1-33 に示す。デブリジェットがすべて粒子化及び固化された状態で溶融炉心キャッチャーまで到達した場合が(a)の状態であり、このとき固化した粒子間に空隙があるため、冷却性は阻害されない。(b)の状態は凝集を示しており、固化していないデブリ粒子が堆積することで凝集状態になる。また、(c)の状態はデブリジェットの一部分が直接床に堆積する場合であり、空隙の無い状態で溶融物が堆積した状態である。(b)及び(c)は冷却水が堆積した溶融炉心の内部まで浸透しないため、冷却性が阻害される可能性がある。また、堆積形状として、山状に模擬溶融物が堆積した結果が得られている。試験結果からは、水深が深いほど、凝集物の発生割合は小さく、約 1.5m の水深があればほぼすべての模擬溶融物は固化した状態で堆積することが分かる(ケース A9 のみ、数%の凝集物が発生している)。水深が 1.5m よりも浅い場合に、ケース A7, A9 において他のケースよりも高い凝集割合が観測されているのは、ケース A7, A9 では模擬溶融物の過熱度が高いためである。結論としては、水深が数 m あれば、デブリ粒子をすべて固化できるとしている。

また、解析研究により図 3.1-34 に示すようなケーキ状溶融炉心の生成される条件マップが作成されており、そのモデルを実機スケールのジェット径に展開した場合の、堆積モードマップ(ジェット径対水深の図上での、凝集、固化の領域図)が示されている。実機での破損口径に相当する約 200mm のジェット径では、水深が約 9m の位置に凝集と固化の分岐点が存在することが分かる。

実機条件では、原子炉下部キャビティ水深は 1~2m, 破損口径は数 10cm であり、堆積モードマップに当てはめると、ほぼすべての溶融炉心がケーキ状に堆積する。ケーキ状に堆積した場合、MAAP コードでモデル化している平板状の発熱体とは、水の浸透、表面形状等の点で性質が異なるが、これらの性質の相違は、平板状の発熱体における水-溶融炉心間の熱伝達係数として取り扱うことができる。

(1.1) CCI 実験^{13, 14, 15, 16}

CCI (Core Concrete Interaction) 実験は、OECD MCCI プロジェクトの一環として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) にて行われており、コンクリート侵食が進んだ状態で注水した場合の溶融物の挙動の調査を目的としたものである。CCI 実験では、MCCI 進展後後期の注水による溶融炉心冷却性として、現象論的に4つのメカニズムに着目しており、それぞれバルク冷却、クラストのひび及び割れ目からの水浸入、溶融物の噴出、クラストの破損である。

CCI 実験装置を図 3.1-35 に示す。実験装置中に、断面 50cm × 50cm、高さ 55cm のるつぼがあり、その底部にコンクリートベースマットが敷かれている。ベースマットの上部には、溶融物を直接電気加熱により加熱するタングステン電極があり、溶融物は 120kW~150kW で加熱される。また、溶融物の温度を測定するための熱電対がコンクリート中に多数設置されている。その他、溶融物に注水するための給水系、MCCI により発生したガスの換気系等がある。さらに、実験装置に荷重負荷装置を設置し、注水後に形成されるクラストに荷重を与えて、クラストの機械的強度に関するデータを得ている (図 3.1-36 参照)。

次に、実験条件を表 3.1-9 に示す。実験は CCI1~3 の 3 回行われている。各実験について、溶融物の加熱後 5.5 時間が経過した時点、あるいはコンクリート侵食が 30cm 進んだ時点で注水を開始する。実験ケース間の主要な条件の違いとしては、コンクリート組成 (CCI-2 が石灰岩系、CCI-1, 3 が珪岩質系)、直接電気加熱による加熱量 (CCI-1 が 150kW、CCI-2, 3 が 120kW) である。CCI 実験のコンクリート組成を表 3.1-10 に示す。

図 3.1-37 に CCI-1, 2, 3 実験での水への熱流束、図 3.1-38 に溶融物の平均温度を示す。最初の 5 分間は限界熱流束に近い値となっており、CCI-1, 3 で約 1MW/m²、CCI-2 では 3MW/m² 近い値になっている。この違いとして、CCI-1, 3 では注水時点でクラストが形成されており、CCI-2 では注水時点でクラストが形成されておらず、溶融物と水が直接接触 (バルク冷却) したためと推測されている。CCI-2 も、バルク冷却期間 (約 5 分) の後に安定クラストが形成されている。

注水後 15-25 分はクラストが熱流束を律速する期間であり、平均化した熱流束を表 3.1-11 に示す。コンクリート分解時にガス発生量が多い石灰岩系コンクリートの場合 (CCI-2) には 0.65MW/m²、ガス発生が少ない玄武岩系コンクリートの場合 (CCI-1, 3) には 0.25MW/m² 及び 0.5MW/m² となっている。この違いから、クラスト形成段階でコンクリート分解ガスが多いほど、クラストのひび、割れ目及び空隙が大き

¹³ M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project Final Report," 2006

¹⁴ M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report," 2006

¹⁵ Q. Zhou, et al., "Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series," 2014

¹⁶ M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI-2 Project Final Report," OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).

くなると考察されている。これらの熱流束をクラスト熱伝導だけで伝えるには、クラスト厚さは約 3mm~7mm でなければならないが、測定結果ではクラスト厚さは 5cm~10cm となっており一桁厚い。よって、クラストからの水浸入が冷却を支配していること、水浸入パスとなるクラストの空隙はコンクリートからのガス発生が多いほど大きくなることが考察されている。

溶融物の噴出については、CCI-2 ではみられたが、CCI-1,3 ではみられなかった。溶融物の噴出は、コンクリート分解ガスが放出されるときに巻き込まれると考えられており、ガス放出の少ない玄武岩系コンクリートの場合には起きなかったと推測されている。また、CCI-1 では注水から 10 分で入熱が終了したこと、CCI-3 では部分的にクラストが壁に固着したことも影響していると考えられている。

クラストの破損については、クラスト強度を計測した結果から、クラストは非常に弱いことが判明している。そして、CCI-1 実験からクラスト破損時には $3\text{MW}/\text{m}^2$ を超える熱流束が発生している。

以上より、CCI 実験結果で得られた $0.25\text{MW}/\text{m}^2$ という熱流束は、溶融物上にクラストが形成された状態にあり、かつ、クラストの空隙が小さい場合の値である。

最後に、実験後の侵食状態の模式図を図 3.1-39 に示す。石灰岩系コンクリートの場合、床方向と側壁方向の侵食は同程度となっているのに対し、玄武岩系コンクリートの場合、側壁方向の侵食が床方向より大きくなっており、侵食に異方性があることが示されている。CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）の場合、側壁方向と床方向は同程度と推定されているのに対し、CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の場合、側壁方向の熱流束は、床方向より 4 倍程度大きいと推定されている。CCI-2,3 実験に対しては、MAAP コードによりベンチマーク解析が行われている¹³。

CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、固化効果項の影響を除いて対流熱伝達係数のサーベイが可能のように、対流熱伝達係数として床面方向と壁面方向ともに $300\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 、固化効果項の指数 n に 0 が設定されている。ここで $300\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ は、実際の MCCI 時の対流熱伝達係数は、固化割合を考慮すると、完全液相状態の値よりも 1 桁程度小さい値（図 3.1-40 において固化割合が 60%程度の値）になることを考慮して設定されている。また、CCI-2 実験では、床面方向と壁面方向の熱流束が同程度と推定されていることから、対流熱伝達係数も同じ値が設定されている。この設定を用いた解析により、コリウム温度の変化（図 3.1-41 参照）は、実験データと良く合っている。また、床面方向の侵食量は（図 3.1-42 参照）、実験では注水前には 25cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 33cm 程度の侵食量となっている。壁面方向の侵食量は（図 3.1-43 参照）、実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 33cm 程度の侵食量となっている。

CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、対流熱伝達係数として床面方向に $80\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 、壁面方向に $300\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 、 n に 0 が設定されている。ここで、

80W/m²/K は、CCI-3 実験では、床面向の熱流束が壁面方向の 1/4 程度と推定されていることから、床面方向の対流熱伝達係数を壁面方向の 1/4 程度として設定されている。この設定により、コリウム温度の変化（図 3.1-44 参照）は、より実験データに近くなっている。また、床面方向の侵食量は（図 3.1-45 参照）、実験では注水前には 5cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 5.7cm 程度の侵食量となっている。壁面方向の侵食量は（図 3.1-46）、実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 27cm 程度の侵食量となっている。

CCI 実験を対象にした MAAP ベンチマーク解析により、対流熱伝達係数を適切に設定することにより侵食量がおおむね合うことが確認されている。また、壁面方向よりも床面方向では侵食量が低減する侵食の異方性を扱うためには、床面方向と壁面方向の対流熱伝達係数の比率の設定が重要であることが示されている。しかしながら、この侵食の異方性はドライ条件の実験において発生しており、そのメカニズムの詳細は未だ解明されておらず、実機のウェット条件にて、この侵食の異方性が発生するかは不明である。実機における影響の確認のため感度解析が必要と考えられ、CCI-3 実験のベンチマーク解析を参考にして、熔融プールから壁面方向と床面方向の対流熱伝達係数を調整して感度解析を実施する（補足説明資料 11 参照）。

(1 2) SSWICS 試験¹³

SSWICS (Small Scale Water Ingression and Crust Strength experiments) 試験は、OECD MCCI プロジェクトの一環として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) にて行われた試験であり、熔融物に上部より注水した場合の冷却性を調査している。試験装置を図 3.1-47 に示す。

SSWICS 試験では、クラストが冷却される過程で内部への浸水性があり除熱量の増加に寄与するものの、熔融物のコンクリート含有率が増加するとドライアウト熱流束が低下すると報告されている。熔融物とコンクリートの混合物のドライアウト熱流束の測定結果と、Lister-Epstein ドライアウト熱流束モデルの比較結果を図 3.1-48 に示す。試験結果と解析モデルの傾向はよく一致しており、コンクリート含有率が増加するにつれてドライアウト熱流束は減少し、約 15%で約 125kW/m²となり、それ以降は概ね一定となる。

また、SSWICS 試験ではクラストの強度試験も行っている。試験装置図を図 3.1-49 に示す。結果を図 3.1-50 に示すが、上部水プールにより冷却されたクラストの強度は、熔融物の理論密度と比較して約二桁弱いことが示されている。これは、クエンチの過程で形成されたクラストの亀裂のため、組成から考えられる強度より大幅に小さくなったものである。さらに、試験データから外挿すると、実機スケールではクラストは安定的には存在できないと推測されている。その結果、クラストの破損が断続的に繰り返され、クラストへの水の浸入及び熔融物の噴出による冷却が熔融

物の冷却及びコンクリート侵食の停止に寄与するとされている。

(1 3) クラスト強度の JNES 解析研究¹⁷

OECD-MCCI プロジェクトで実施されたクラスト強度試験(SSWICS 試験)結果に基づき、クラストのヤング率と破損応力を解析的に求めており、図 3.1-51, 52 に示す結果が得られている。

その値を実機サイズのクラストに適用し、実機スケールでのクラストの荷重を算出し、健全性を評価している。解析モデルは図 3.1-53 に示すものである。軸対象につき片持ち梁体系にて、クラストの直径と厚さはパラメータサーベイしている。熱応力解析では、クラスト内では崩壊熱 $1\text{W}/\text{cm}^3$ 、クラスト温度は一様で、上面と下面で 2000K の温度差を仮定する。

その結果、クラスト直径 $2\text{m}\sim 6\text{m}$ 、クラスト厚さ $20\text{cm}\sim 30\text{cm}$ 、コンクリート含有割合 23.6% 及び 41.9% の広い範囲において、クラストは自重と熱応力により、水圧が無くても破損するという結果が得られている。また、以下のように条件に応じた知見が整理されている。

- ①クラストが壁に接着し、下面に空間ができた場合
クラストは自重と熱応力で破損する。
- ②溶融物にクラストが浮いている場合
クラストは熱応力だけで破損する。
- ③クラストが壁に接着し、かつ溶融物上に一部浸っている場合
クラストは浮力と自重が釣り合うことになり、図 3.1-54 に示すようにクラストのアスペクト比に応じた水頭圧により破損する。

(1 4) PULiMS 試験¹⁸

スウェーデン王立工科大学(KTH)では、水中での溶融物拡がり挙動を調べる PULiMS 試験を実施している。この実験は、浅い水プールへ溶融した $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$ 合金を流入させており、その拡がり挙動を調べている。図 3.1-55 に示すように、水中へ流入した溶融物は、瞬時に固化することなく、床上を拡がる様子が観察されている。

(1 5) BETA 試験^{19, 20}

¹⁷ Hideo Nagasaka, et al., "Failure Strength and Young's Modulus Evaluation of Solidified Crust based on OECD-MCCI Test," MCCI Seminar 2010, Cadarache, 2010.

¹⁸ A. Konovalenko, et al., "Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction," NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, 2012.

¹⁹ H. Alsmeyer, et al., "BETA experiments on Zirconium Oxidation and Aerosol Release during Melt-Concrete interaction," Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10,

BETA 試験は、MCCI 解析コードの侵食挙動やエアロゾル生成挙動の検証用のデータベースを拡充することを目的として、独 KfK で実施された。実験装置の概要を図 3.1-56 に示す。テルミット反応により金属溶融物 (Fe, Cr, Ni, Zr) と酸化物溶融物 (Al_2O_3 , SiO_2 , CaO) を生成させて、玄武岩系コンクリート製のるつぼに落下させて、るつぼ内の溶融物は、誘導加熱により加熱している。ベースマット中にある熱電対により二次元のコンクリート侵食挙動が確認できるようになっている。溶融物として Zr を多く含む溶融物を用いた実験シリーズの実験マトリックス (V5.1~V5.3) を表 3.1-12 に示す。

実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図を、図 3.1-57 に示す。壁方向よりは、床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され、Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 実験と V5.2 実験のコンクリートの侵食深さの MAAP 解析との比較を図 3.1-58 及び図 3.1-59 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。この MAAP のベンチマーク解析により、二次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている

3.2 MCCI 実験の知見の整理

本項では、前項に示した国内外の MCCI 実験で得られた知見に関する整理を行う。

PWR プラントでの MCCI 現象については、次の 3 つの段階、

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

で現象が進展していくことから、それぞれの段階ごとに知見を整理する。

①溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程

MCCI 実験としては、水プールに溶融物を落下させた条件での実験は DEFOR 実験のみでありサンプルが少ないため、FCI に関する実験的知見も加味して、溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程に関してまとめる。

○溶融炉心が冠水した原子炉下部キャビティに落下するとき、次の 3 通りの状態、即ち、溶融炉心がすべて細粒化及び固化されて床面に達する場合、液滴状の粒子が堆積して凝集物を形成する場合、溶融炉心がジェット状のまま床面に到達し、空隙なく溶融炉心が堆積する場合は考えられる。

○これらの現象について、DEFOR-A 実験では、水深が 1.5m の場合、1 ケースを除いて細粒化及び固化する結果が得られている (残りの 1 ケースも液滴のまま凝集する割

Karlsruhe, Germany (1992).

²⁰ Electric Power Research Institute, MAAP4 User's Manual Volume 1-3 (1994).

合は数%)。また、FCI 実験 (FARO 及び COTELS) においては、FARO 実験では水深 1~2m の場合に溶融物のほとんどが細粒化、COTELS 実験では水深 0.4m の場合に溶融物の 90%以上が細粒化したという、DEFOR 実験と類似した結果が得られている。したがって、実験条件では、溶融炉心の水プール内の堆積過程においては、原子炉下部キャビティの水深が 1~2m 確保されていれば、大部分が細粒化及び固化した溶融炉心として堆積すると考えられる。一方、実機条件では、原子炉容器破損モードは計装用案内管溶接部破損が支配的であり、その後、溶融炉心が破損口を侵食し、デブリジェット径は数十 cm に達する (例として 3 ループプラントの例を図 3.2-1 に示す) ため、水深が数 m 確保されていても細粒化する溶融炉心はわずかであり、相当量の溶融炉心が連続層として原子炉下部キャビティ床に堆積する。したがって、実機解析においては、エントレイン量、水深、デブリジェット径に関する不確かさを考慮して、評価する必要がある。

- 一方、原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がりに関しては、凝集した溶融炉心あるいは塊状の溶融炉心が水中で拡がる状況に関する知見は得られていないものの、上記のように溶融炉心の大部分が細粒化及び固化する場合、セルフレベルング実験の結果が適用でき、細粒化した溶融炉心が不均一に堆積する場合でも、崩壊熱により粒子ベッド内に沸騰が生じ、粒子が吹き上げられ再堆積する過程で粒子ベッドの厚さが均一化される。
- 溶融物組成、質量、温度等の点で実機条件とは異なるものの、PULiMS 試験より、水中へ流入した溶融物は瞬時に固化することなく、床上を拡がる様子が観察されている。

②溶融炉心の冷却過程

- SWISS, MACE, WETCOR の各実験において、溶融物上に注水した結果、溶融物の上面に強固なクラストが形成され、これが、実験装置の壁面や電極などにより固定されることにより、水による溶融物の冷却効果を阻害し、溶融物が十分に冷却されない状態となった。これに対し、COTELS 実験では、上面クラストが壁に固定されることなく、注水後約 3~4 分で、コンクリート温度が抑制でき、水による冷却効果が高いことが示された。
- 溶融物から上面の水プールへの熱流束は、各実験で評価されており、その評価値は 200~800kW/m²であった。この値は、限界熱流束よりも低い値であり、COTELS 実験では、水が更に高い除熱能力を有する可能性があると結論付けている。また、MACE 実験では、注水初期に限られるが、1000kW/を越える高い熱流束が観測されている。なお、WETCOR 実験、MACE 実験より、水への熱流束が約 0.2MW/m²となるのは、溶融炉心が完全固化し、温度も低下し概ね約 1,500K となった時点である。
- CCI 実験では、注水初期には約 1MW/m²の限界熱流束に近い除熱が得られている。また、

クラストが無い状態での冷却では $3\text{MW}/\text{m}^2$ の熱流束が観測された。ただし、それらの高い熱流束は初期に限定され、それ以降は $250\sim 650\text{kW}/\text{m}^2$ の熱流束となっている。なお、約 $250\text{kW}/\text{m}^2$ の熱流束となるのは、溶融物上にクラストが形成された状態にあり、かつ、クラストの空隙が小さい場合の値である。

- DEFOR 実験より、堆積過程において粒子の凝集物、あるいは空隙の無い溶融物として堆積した場合、冷却性が悪化する可能性がある。また、堆積形状として山状に堆積した場合は、水との接触面積が減少することにより冷却性能が悪化する可能性がある。
- SSWICS 試験より、コンクリート侵食が進み、溶融炉心中のコンクリート含有率が増加した場合、ドライアウト熱流束が低下する可能性がある。
- JNES 解析研究より、実機スケールでは溶融物上面に安定なクラストが形成されることは無いという結論が得られている。

③コンクリートの侵食過程

- 水による冷却を伴わない場合のコンクリート侵食速度は、ACE 実験（ケイ土系コンクリート）で $17\sim 20\text{cm}/\text{h}$ 、SURC 実験（玄武岩系コンクリート）で $26\sim 30\text{cm}/\text{h}$ であった。
- SWISS, MACE, WETCOR の各実験において、溶融物の上面に強固なクラストが形成され、これが実験装置の壁面や電極などにより固定されることにより、水による溶融物の冷却効果を阻害したことから、コンクリートの侵食が継続する結果となっている。
- これに対し COTELS 実験では、上記実験のような上面クラストの固定は起こらず、注水後約 3~4 分で、コンクリート温度が抑制された。この要因として、粒子化した溶融炉心への浸水、側面コンクリートと溶融炉心の間への浸水、塊状溶融炉心に生じたクレバスへの浸水などにより冷却が促進されたこと、コンクリート侵食により生じた砂礫が、溶融物とコンクリートの間に溜まり、これが熱抵抗となり、コンクリートへの伝熱を抑制したことによると分析されている。また、早期の注水によりコンクリート侵食深さが小さくなっている。
- また、COTELS 実験では、コンクリート分解に伴って発生する気体により、溶融炉心が細粒化し、塊状溶融炉心の上に堆積する現象が確認されている。
- DEFOR 実験より、堆積過程において粒子の凝集物、あるいは空隙の無い溶融物として堆積した場合、水による冷却性が悪化し、よりコンクリートへの伝熱が増加する可能性がある。また、堆積形状として山状に堆積した場合は、コンクリートとの接触面積が減少することにより侵食量が増加する可能性がある。
- BETA 実験、CCI 実験より、玄武岩系コンクリートでは、侵食の床面方向と壁面方向に差異が発生することが確認された。BETA 実験では壁面方向への侵食はある時間で抑制され、CCI 実験では床面方向の侵食が抑制される結果となっている。

3.3 実機への適用性

小規模実験と実機では、スケールの違いによる安定化クラストの形成に違いがあると考えられているため、実験結果の実機への適用性について考察する。

熔融炉心の細粒化の挙動は水深とジェット径に依存するが、スウェーデン王立工科大学 (KTH) で得られた粒子化マップを参考にすると、実機条件では、ジェット径に比べて水深が浅いため、ほとんど細粒化されずに熔融状態で床に到達すると考えられる。

また、小規模実験では熔融物上面に堅固なクラストが形成されることが考えられている。さらに、クラストがろつばに接着して熔融物の間に空間が形成されるため、熔融物からクラストへの直接的な対流伝熱もしくは熱伝導が低下する現象も観測されている。

実機スケールにおけるクラスト強度について JNES にて解析研究が実施されており (3.2 参照)、実機では熔融物上面に上記のような安定なクラストが形成されることは無いという結論が得られている。

よって、実機では熔融炉心が熔融状態で拡がり、一方、上面にできるクラストは安定化しないため、熔融物と原子炉下部キャビティ水の直接接触により除熱されると考えられる。以上を踏まえ、実機での熔融炉心の堆積、冷却過程は以下のとおりになると考えられる。また、MCCI 実験での挙動、実機で想定される挙動の概念図を、図 3.3-1 及び図 3.3-2 に示す。

【熔融炉心落下時】

熔融炉心は完全には粒子化せず、床上を熔融炉心が拡がり、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熔融炉心上に降下する。クラストが形成されるまでは水-熔融炉心間において比較的高い熱流束が維持される。(MACE 実験, CCI 実験より)

【熔融炉心落下後短期】

熔融炉心上面からクラストが形成されるが、自重あるいは熱応力によって破碎していく (JNES 解析研究より) ため、熔融物から水へ限界熱流束に近い伝熱となる。この時の現象は、小規模実験で熔融物へ注水を開始した時点と同等と考えられ、MACE 実験, CCI 実験では $1\text{MW}/\text{m}^2$ 以上の値が観測されている。

【長期冷却時】

時間の経過とともに亀裂の入ったクラストが成長し、熔融炉心全体が固化する。下部のケーキの部分を除いて浸水性があり、その際の限界熱流束は、CCI 実験より約

0.5MW/m²であると考えられる。溶融炉心全体が固化した後の挙動においては、溶融炉心固化物の熱伝導が律速となるが、ひび割れによる伝熱面積の増大と内部への水浸入により除熱が促進される。また、コンクリートと溶融炉心の境界にギャップが発生し、水がギャップへ浸入することで冷却が促進される。(COTELS 実験より)

溶融炉心が固化し安定化クラストが形成され、溶融炉心温度が約 1500K まで下がった場合の熱流束は約 0.2MW/m²と考えられる (WETCOR 試験, MACE 試験より)。

表 3.1-1 ACE 実験：溶融炉心組成及びコンクリート組成

Constituent (kg)	L2	L6	Constituent (kg)	L2	L6
UO ₂	216	219	SiO ₂	69	69
ZrO ₂	42.5	18.5	CaO	13.5	13.5
Zr	13.4	21.1	Al ₂ O ₃	4	4
Zirc-4	-	1.8	K ₂ O	1.4	1.4
Fe ₂ O ₃	-	-	Fe ₂ O ₃	1.0	1.0
NiO	-	-	TiO ₂	0.8	0.8
Cr ₂ O ₃	-	-	MgO	0.7	0.7
SS-304	-	9.1	Na ₂ O	0.7	0.7
CaO	3.0	7.3	MnO	0.03	0.03
MgO	-	-	BaO	0.02	0.02
SiO ₂	20.9	16.9	SrO	0.02	0.02
BaO	0.8	0.79	Cr ₂ O ₃	0.01	0.01
La ₂ O ₃	0.6	0.6	H ₂ O + CO ₂	7.9	7.9
SrO	0.5	0.5	Concrete Type	S ¹	S ¹
CeO ₂	1.3	1.3	TOTALS	99.1	99.08
MoO ₂	0.9	0.94			
SnTe	0.2	-			
ZrTe ₂	-	0.2			
Ru	-	0.38			
B ₄ C	-	-			
Ag	-	1.19			
In	-	0.22			

※ コンクリートタイプ
S¹ : ケイ土系

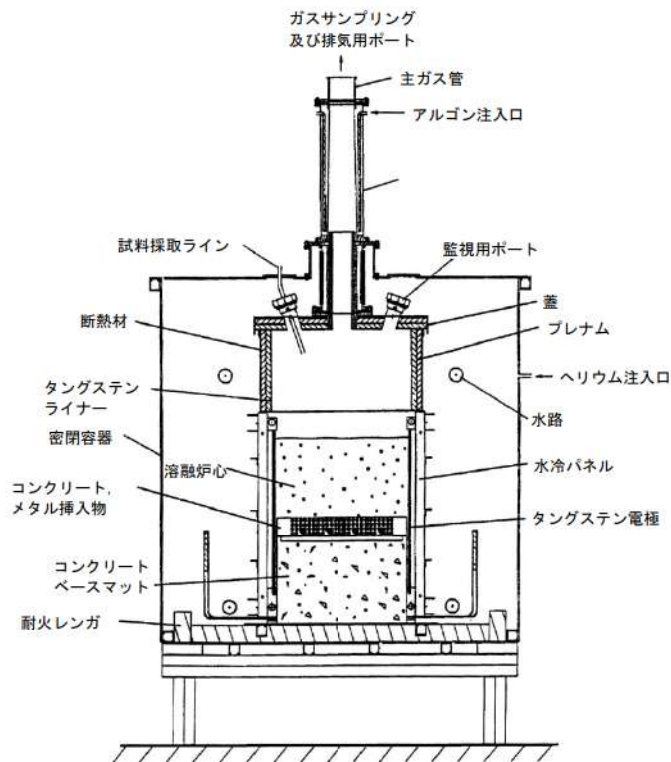
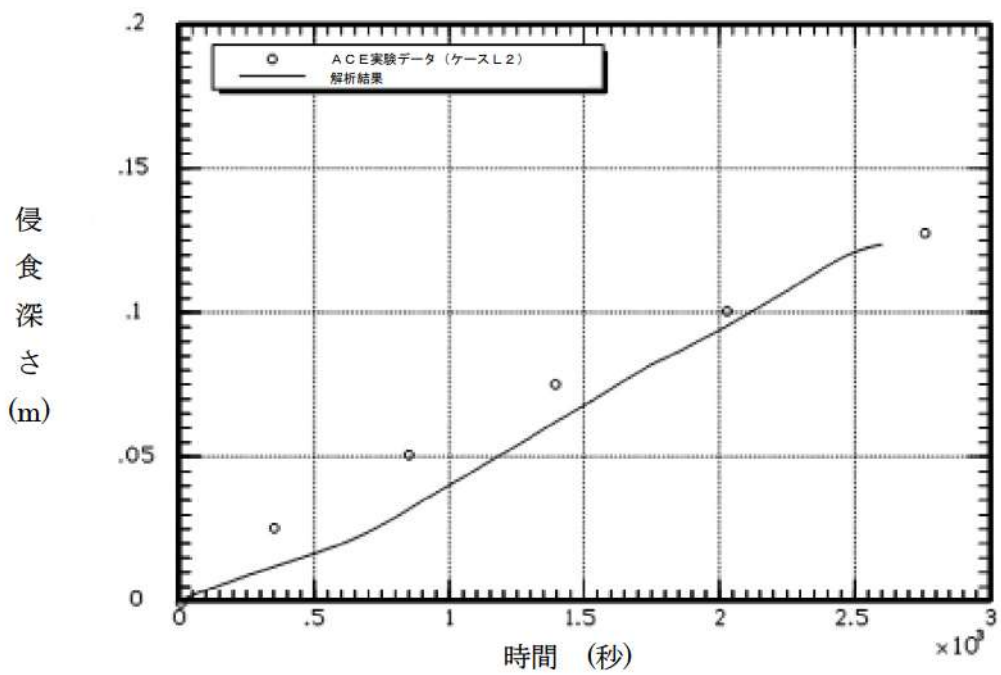
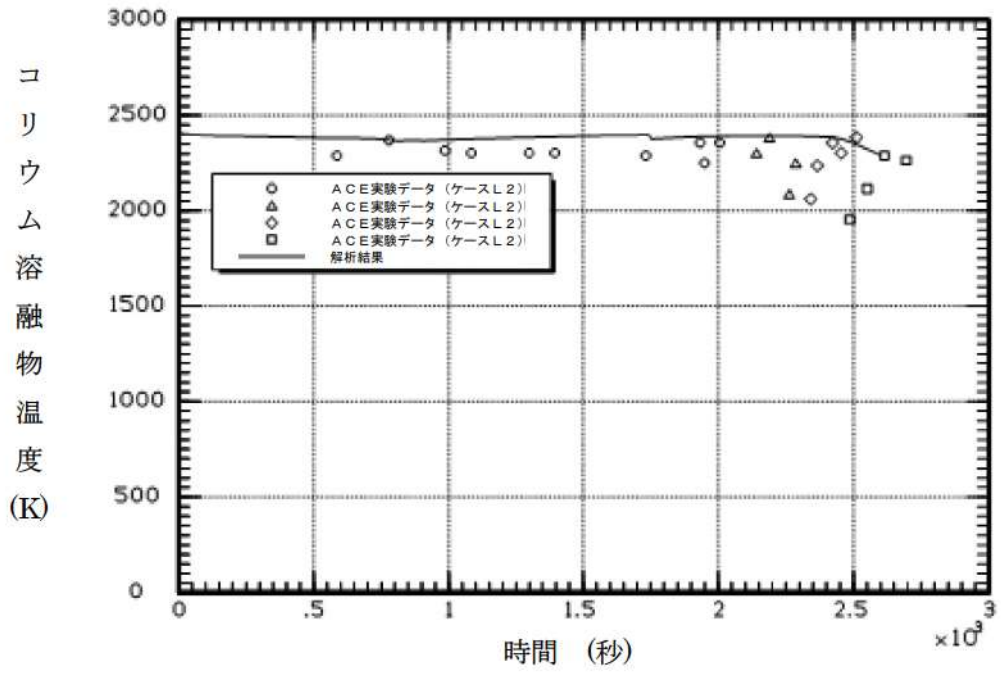
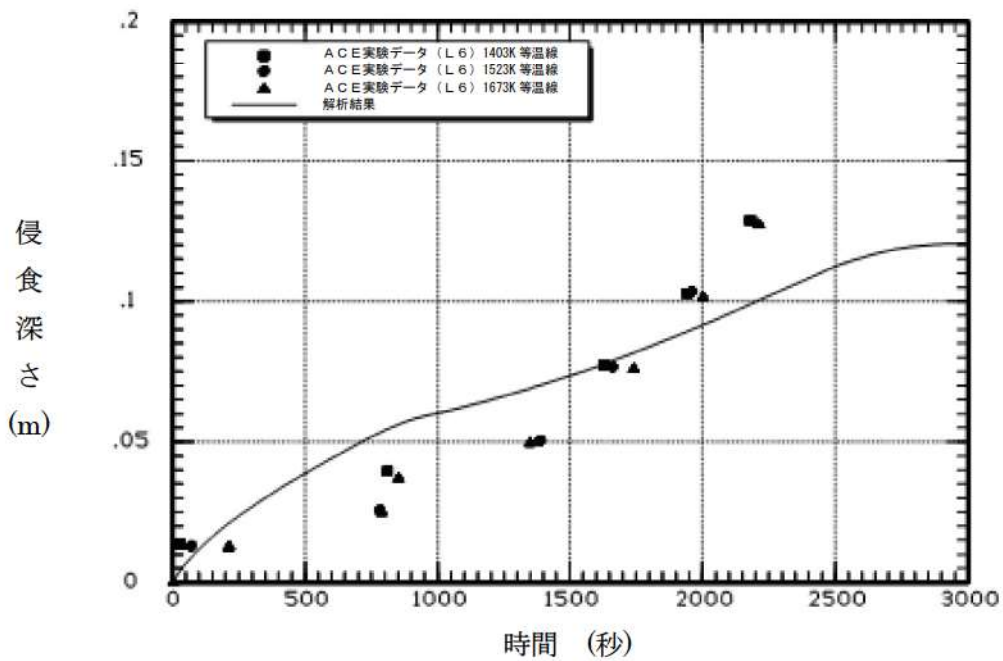
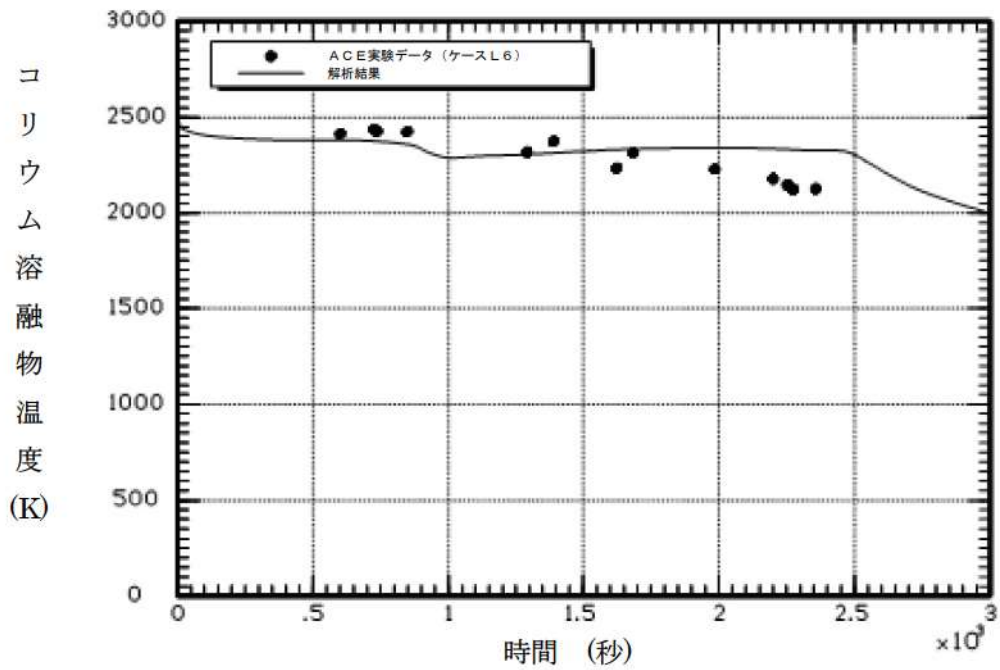


図 3.1-1 ACE 実験装置



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-2 ACE 実験 (ケース L2)
 熔融炉心 : PWR 溶解物 (部分酸化)
 コンクリート : ケイ土系コンクリート

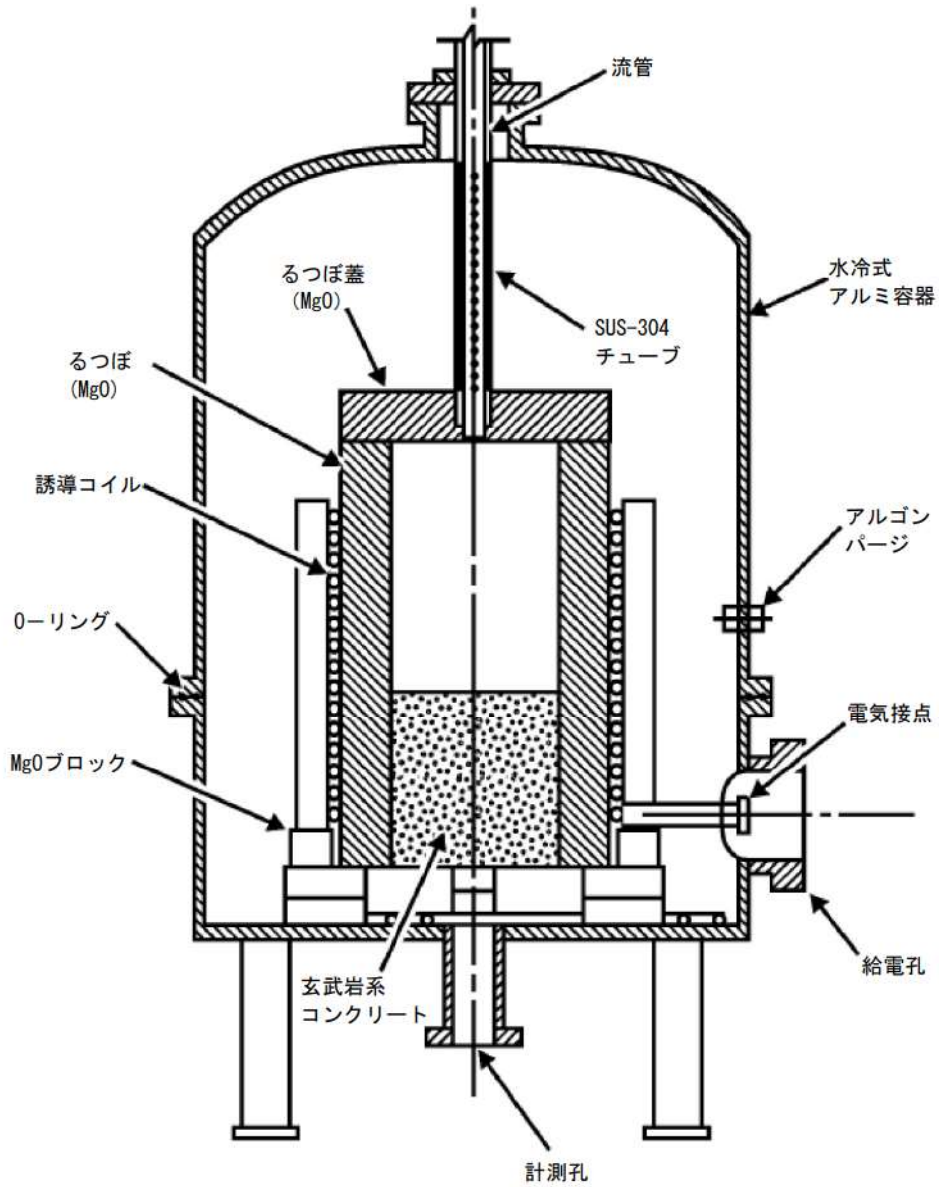


出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-3 ACE 実験 (ケース L6)

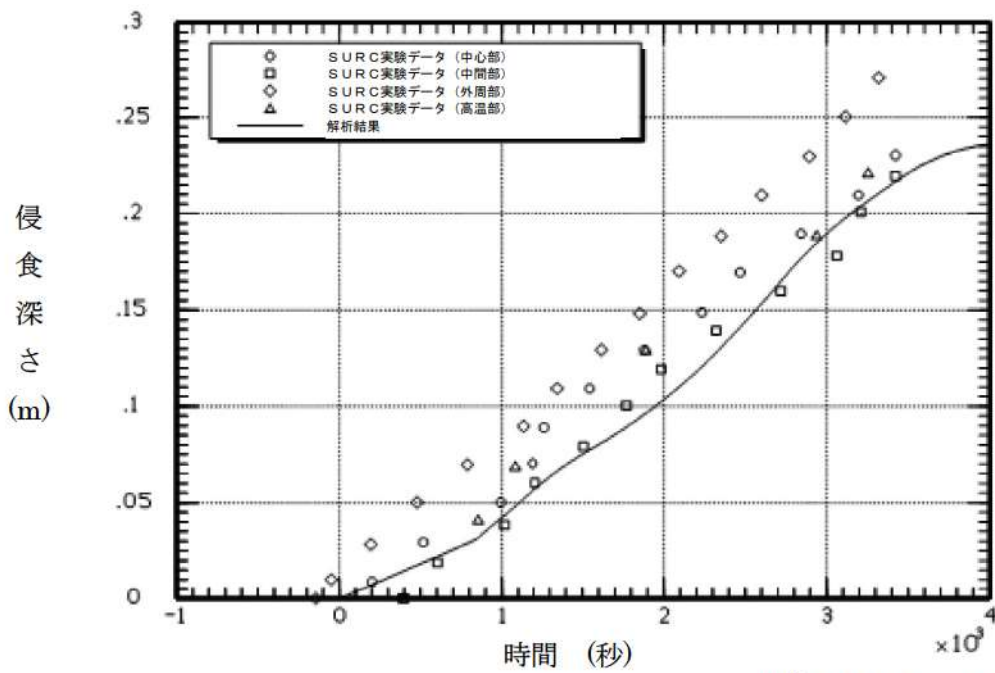
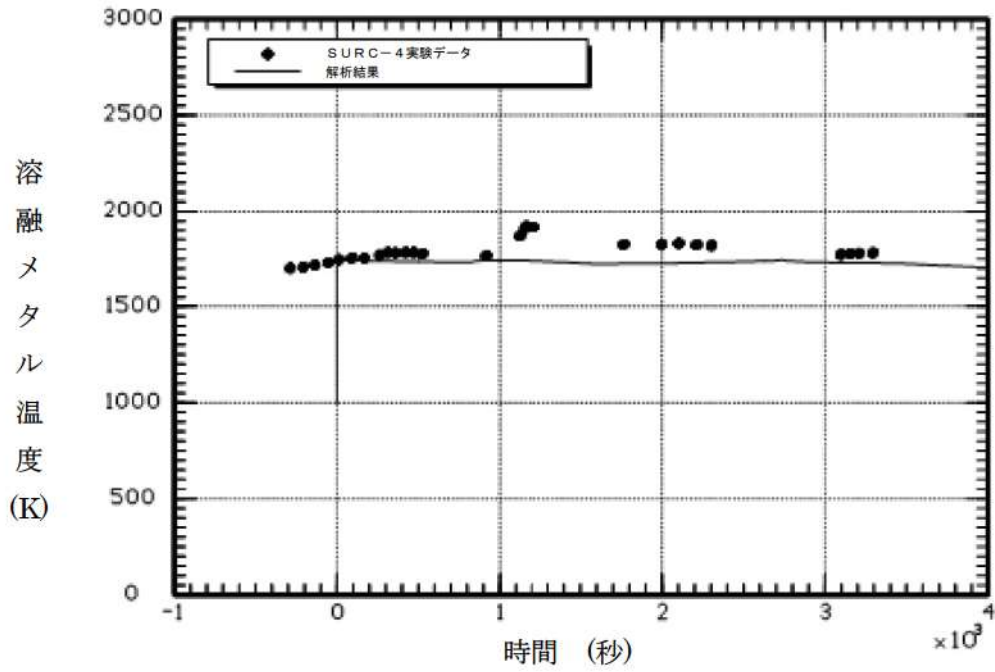
溶融炉心 : PWR 溶融物 (部分酸化, 制御棒材質を含む)

コンクリート : ケイ土系コンクリート



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-4 SURC-4 実験：実験装置



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-5 SURC-4 実験

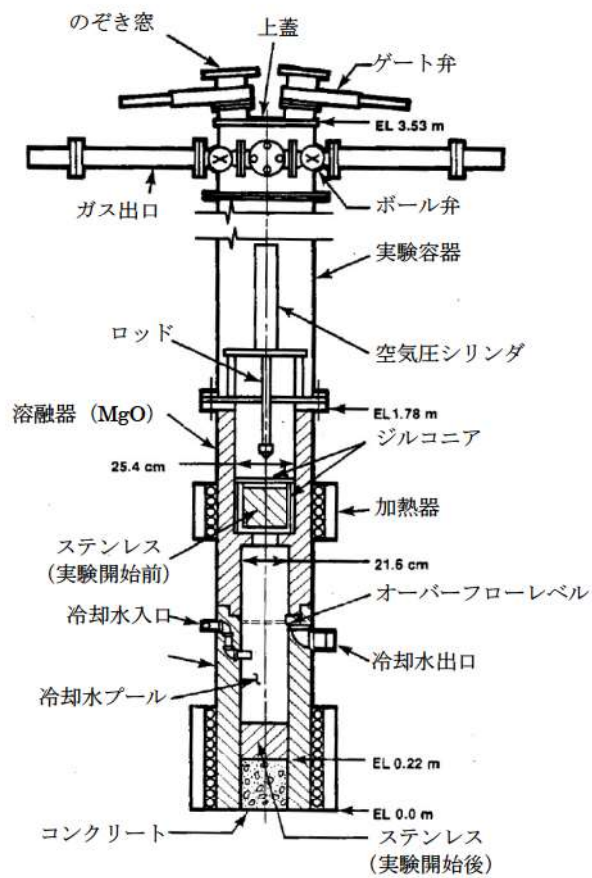


図 3.1-6 SWISS 実験装置概要

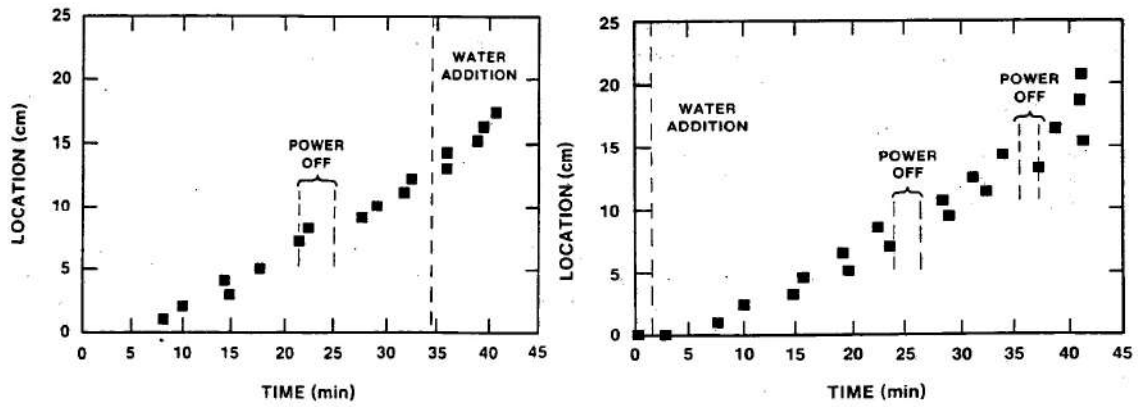


図 3.1-7 SWISS-1 及び SWISS-2 実験結果
(コンクリート温度が 1600K に到達した位置)

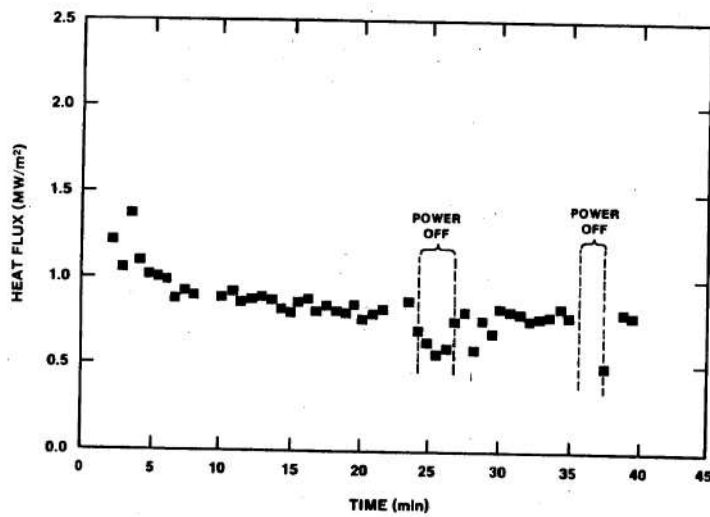


図 3.1-8 SWISS-2 実験結果 (溶融物から水プールへの熱流束)

表 3.1-2 WETCOR 実験 クラストから水への熱流束

Table 6.4 Heat fluxes to water through the thin portion of the crust

t (min)	Heat Transfer Rate (W)	Heat Flux Corrected for Varying Crust Thickness (MW/m^2)
557 to 563	22735 ± 4940	0.52 ± 0.13
582.4	10900 ± 3100	0.25 ± 0.08
589.0	8600 ± 3200	0.20 ± 0.08

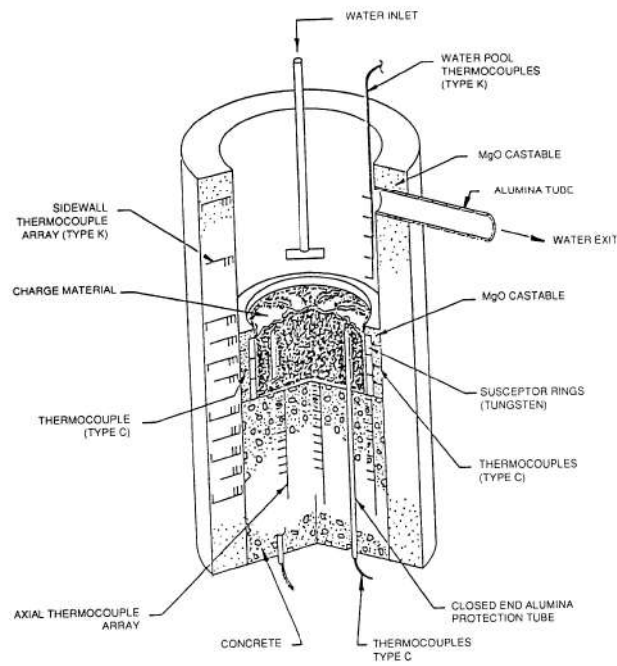


図 3.1-9 WETCOR 実験装置

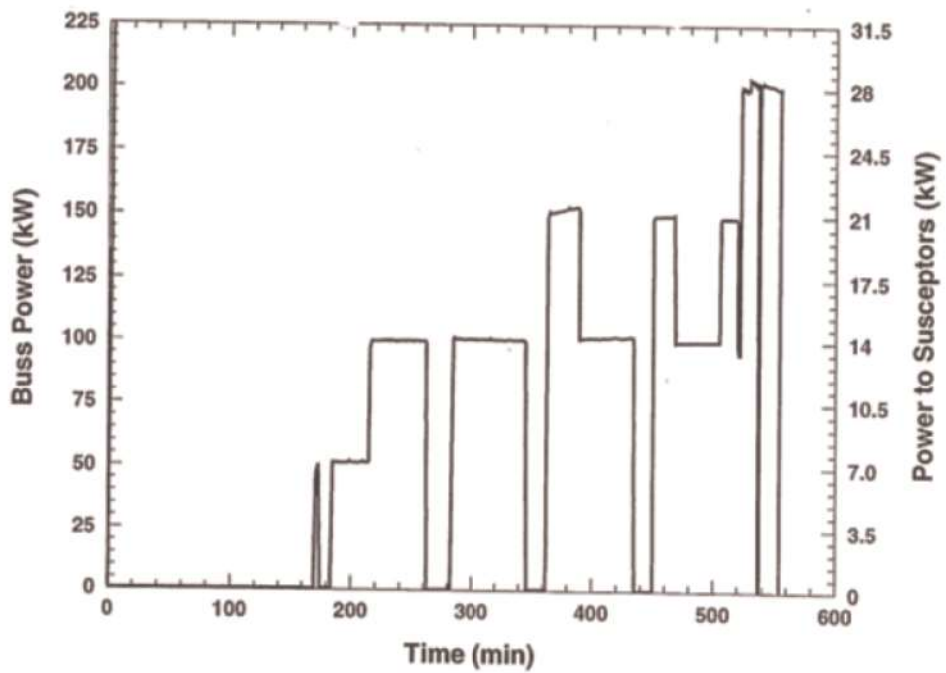


図 3.1-10 WETCOR 実験 メルト加熱履歴

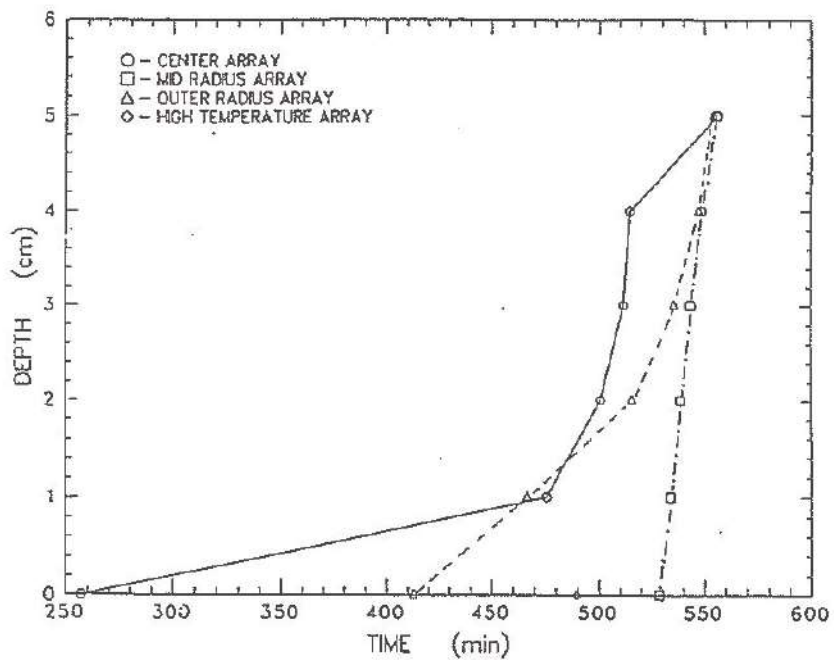


図 3.1-11 WETCOR 実験結果 (コンクリート侵食推移)

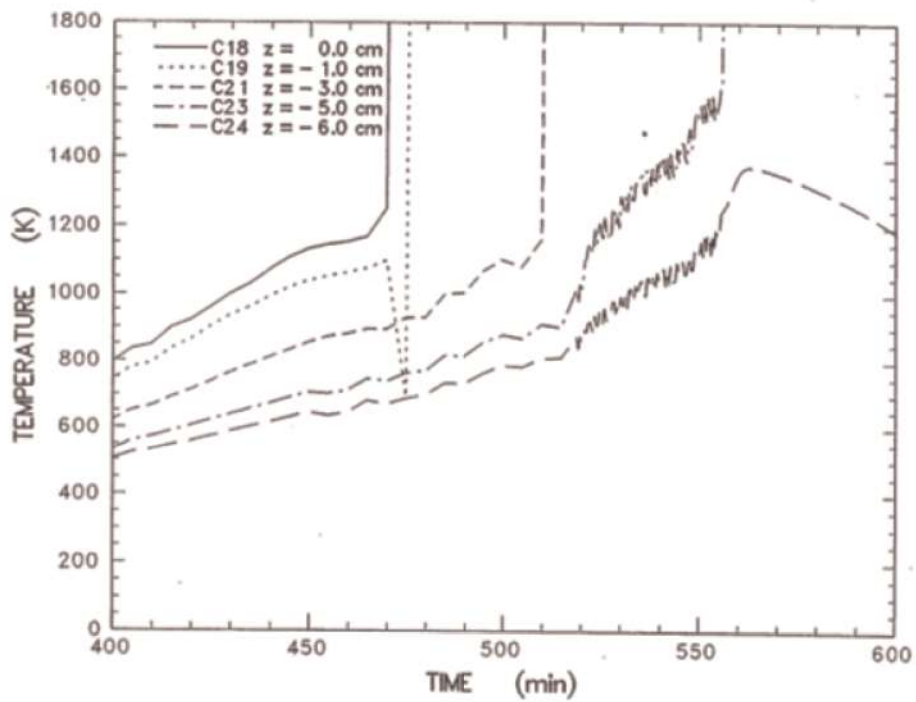


図 3.1-12 WETCOR 実験 コンクリート温度変化 (半径方向中心 $r=0\text{cm}$)

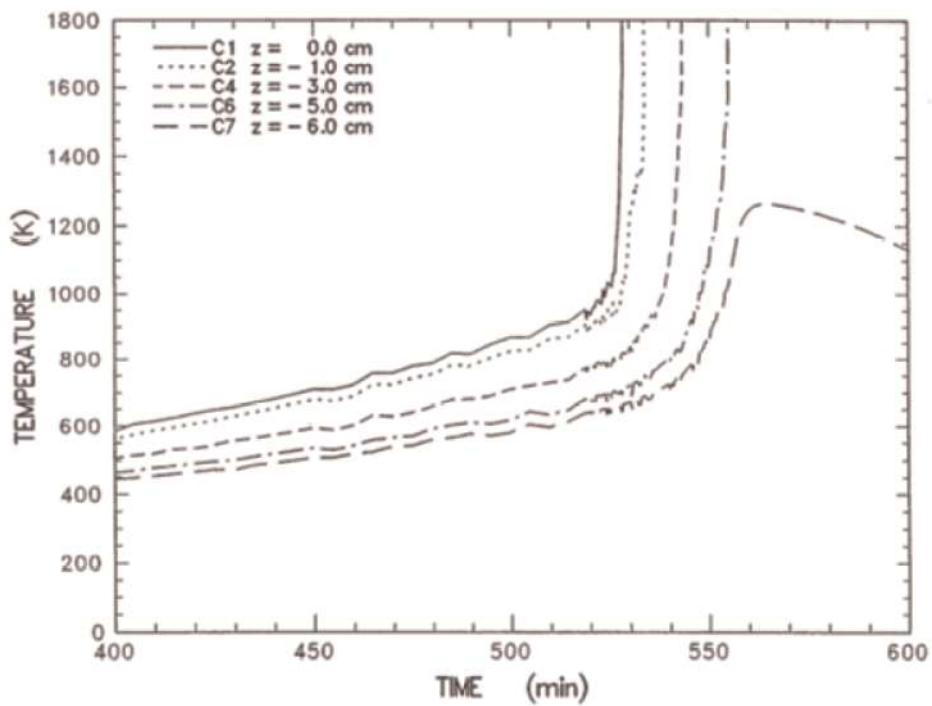


図 3.1-13 WETCOR 実験 コンクリート温度変化 (半径方向中間部 $r=10\text{cm}$)

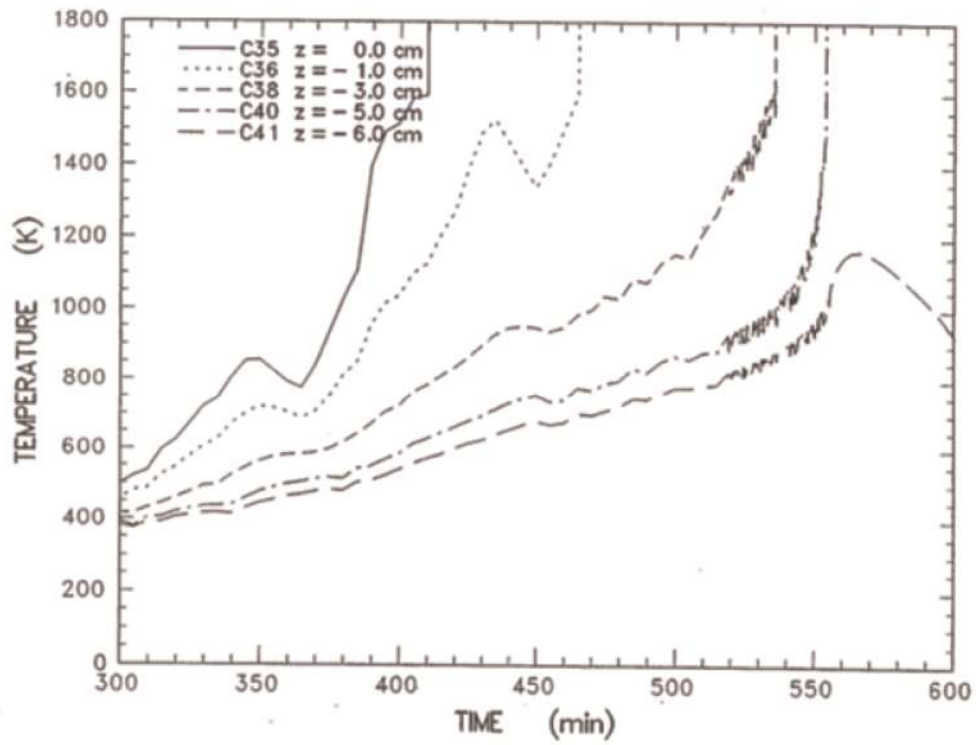


図 3.1-14 WETCOR 実験 コンクリート温度変化 (外周部 $r=15\text{cm}$)

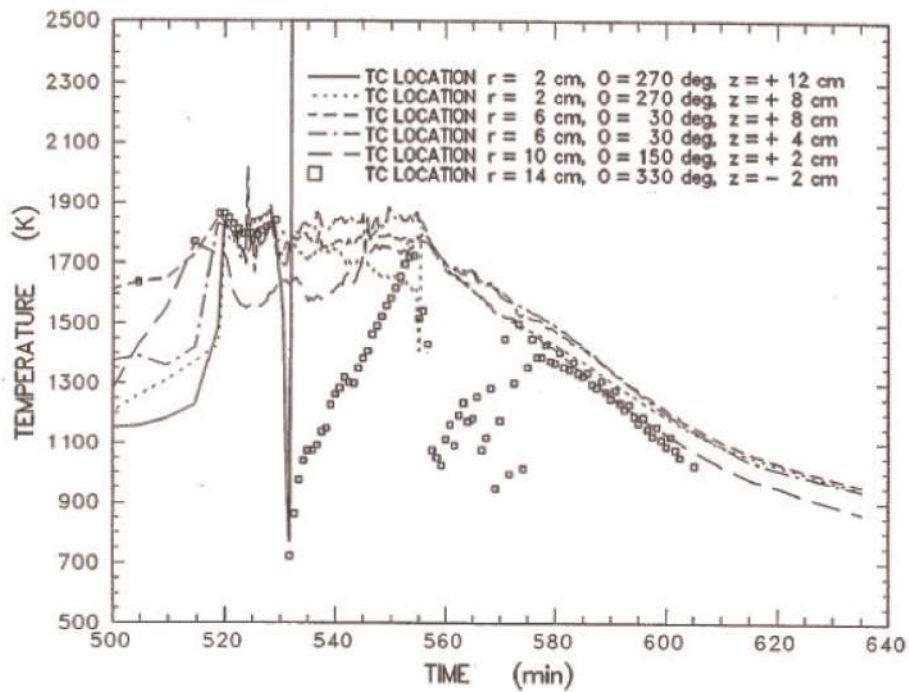


図 3.1-15 WETCOR 実験 メルト温度履歴

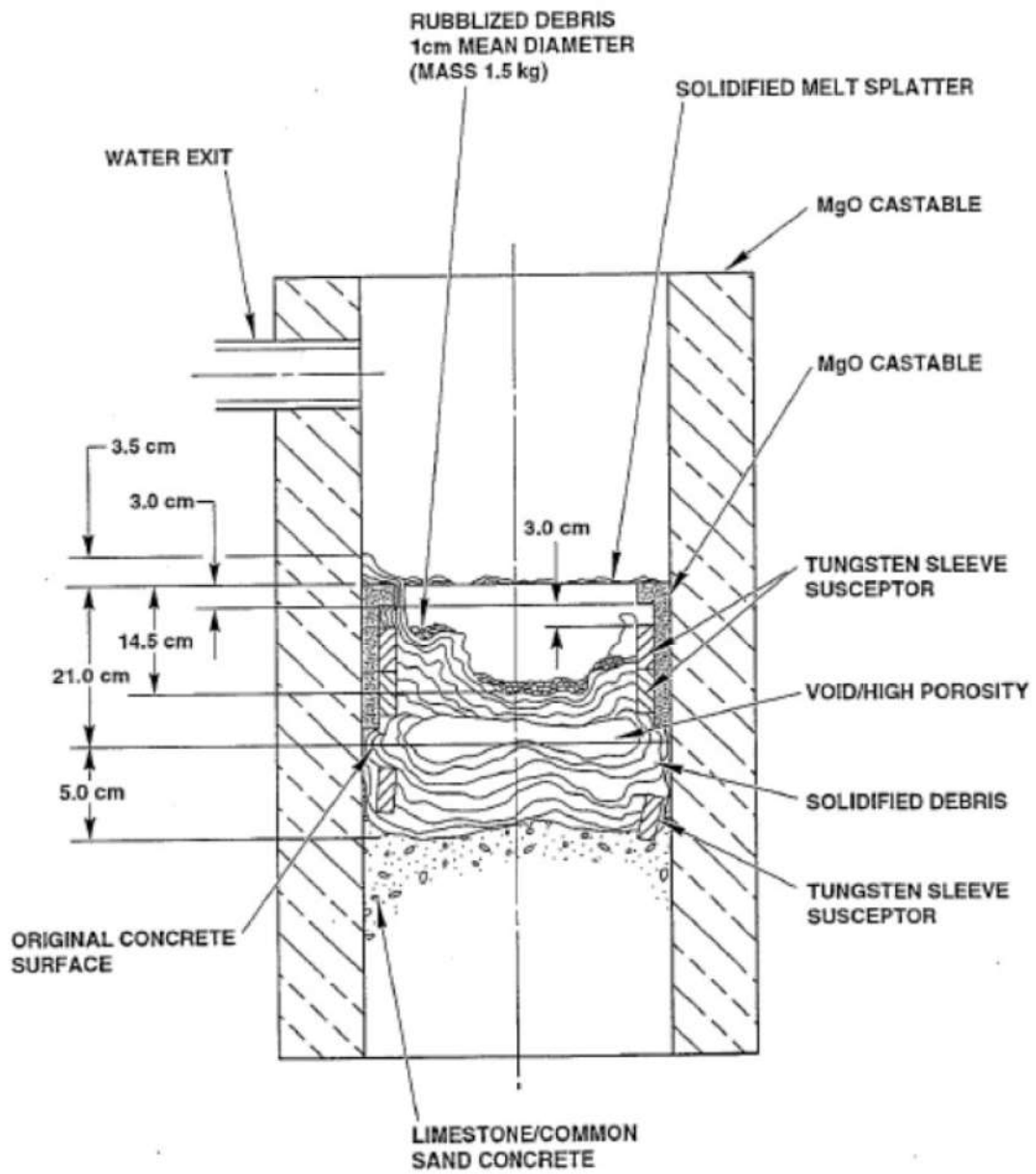


図 3.1-16 WETCOR 実験 試験後テスト部状態

表 3.1-3 MACE 実験条件一覧

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

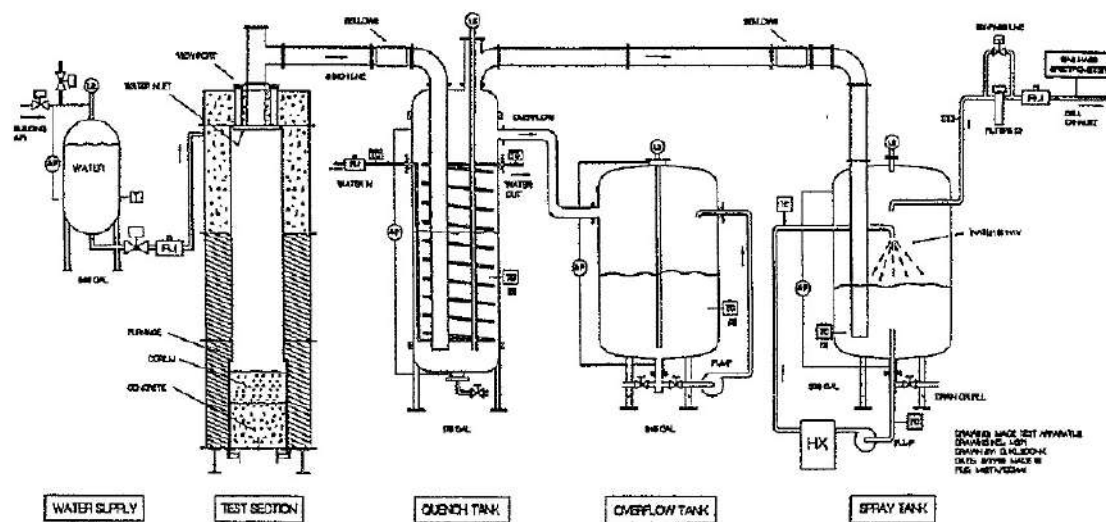


図 3.1-17 MACE 実験装置

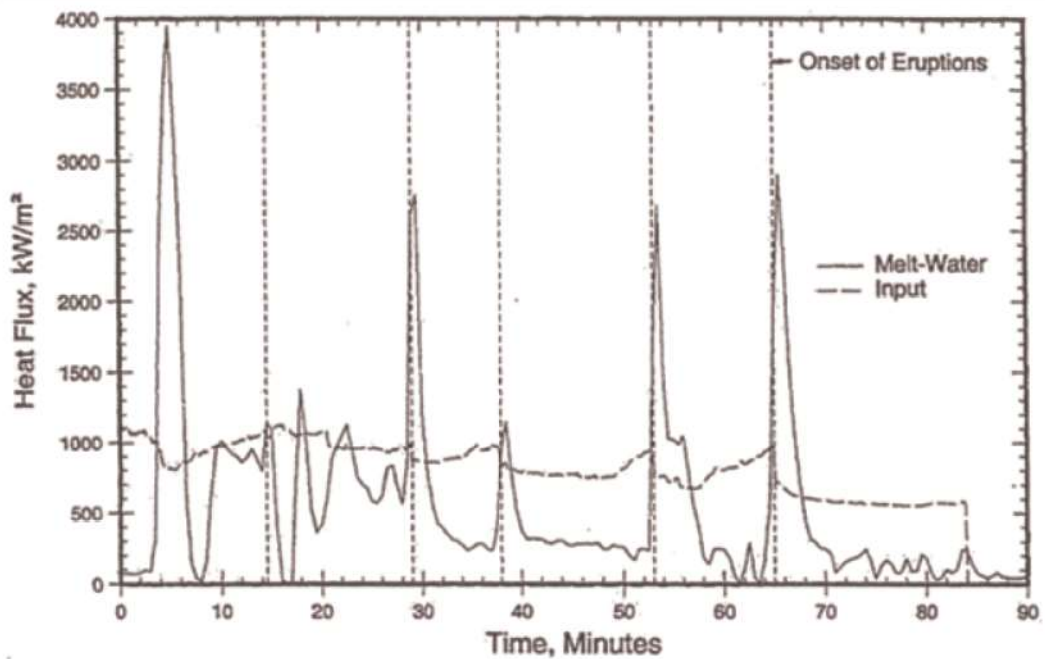


図 3.1-18 MACE-M0 実験での水への熱流束

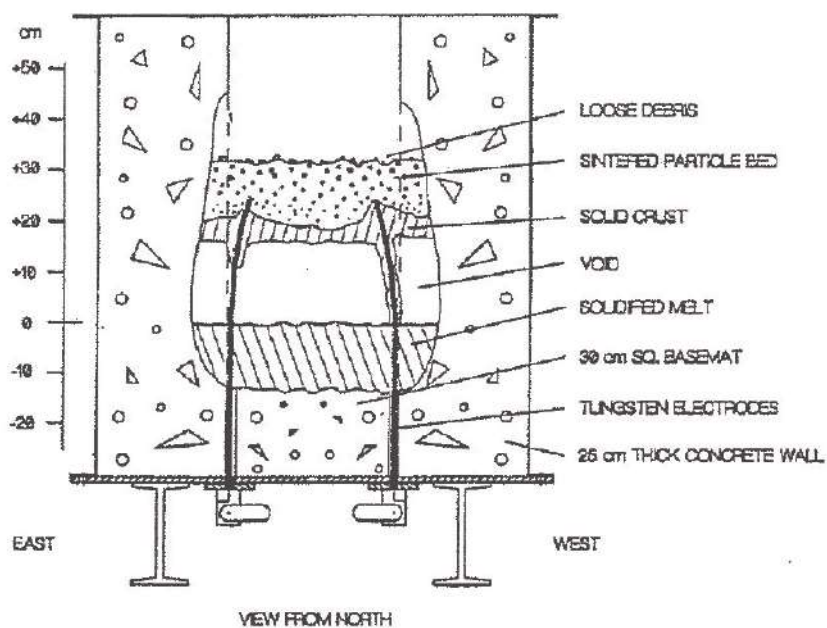


図 3.1- 19 MACE-M0 実験後の溶融炉心模擬物の状況

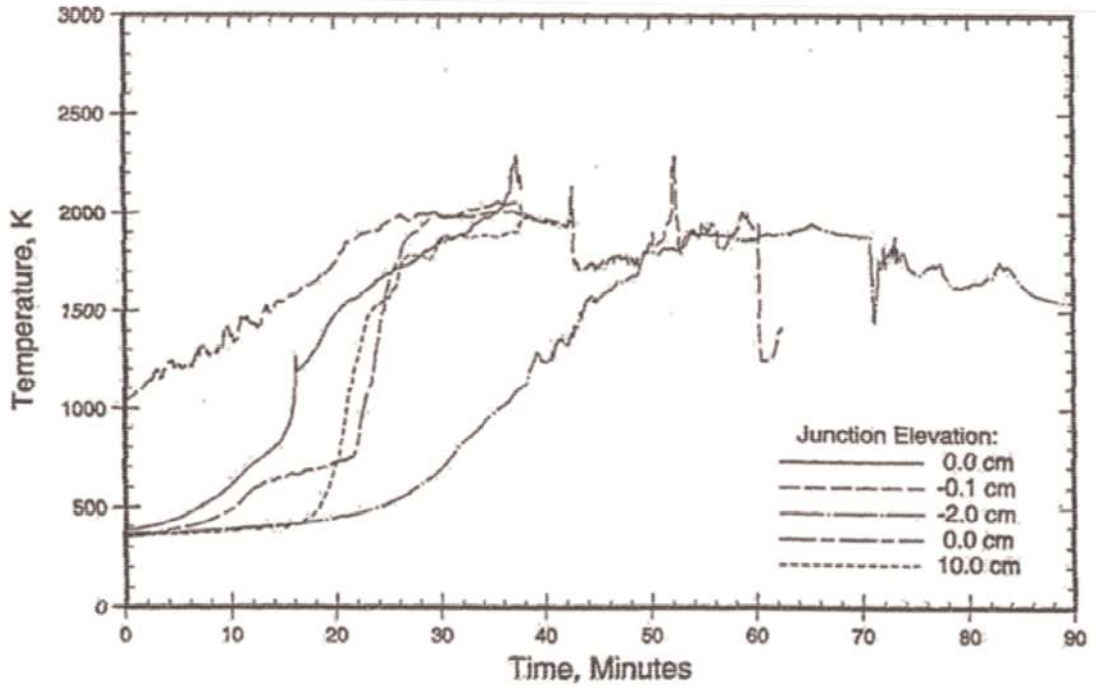


図 3.1-20 MACE-M0 実験での溶融物温度変化

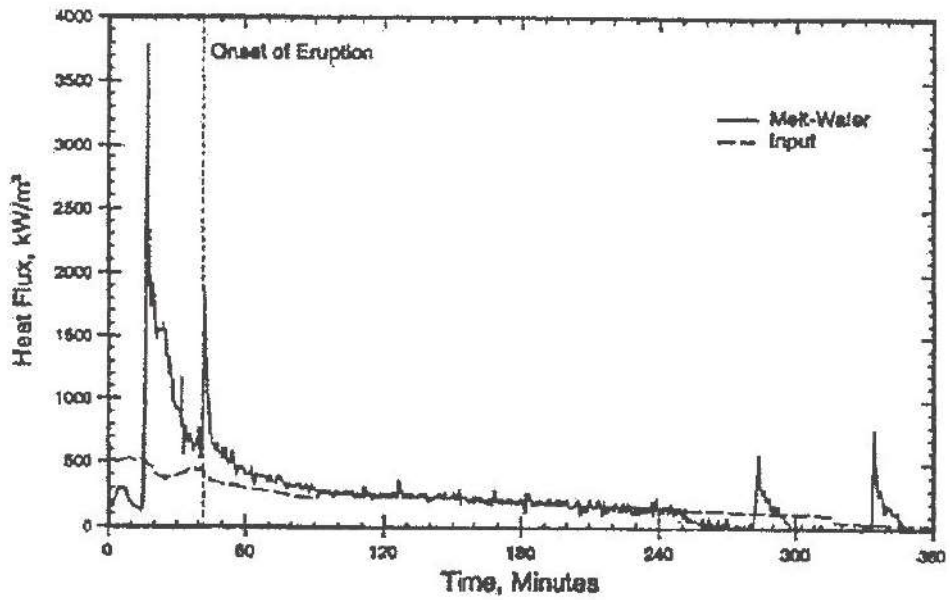


図 3.1-21 MACE-M1b 実験における溶融炉心模擬物から水プールへの熱流束

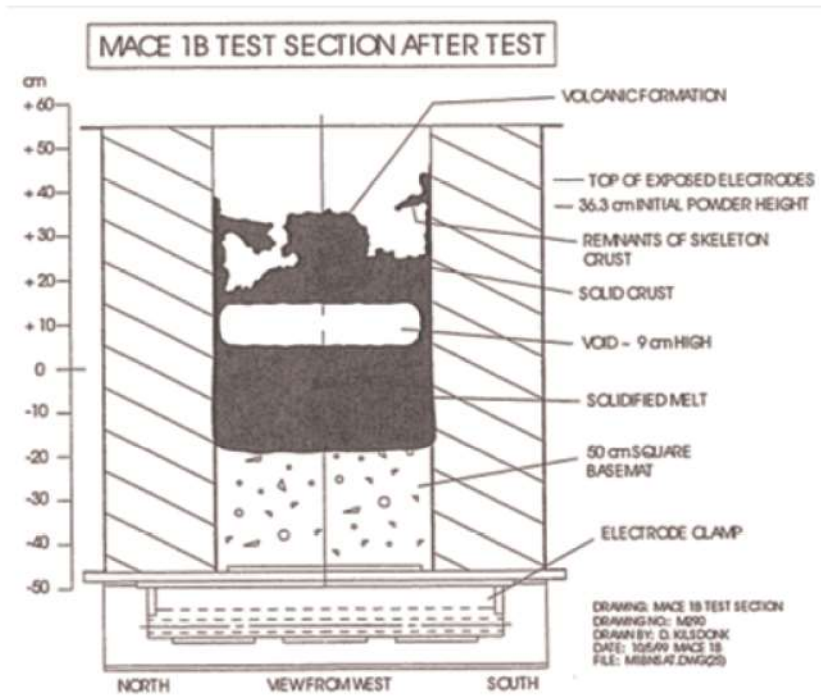


図 3.1-22 MACE-M1b 実験での実験後の溶融炉心の状態

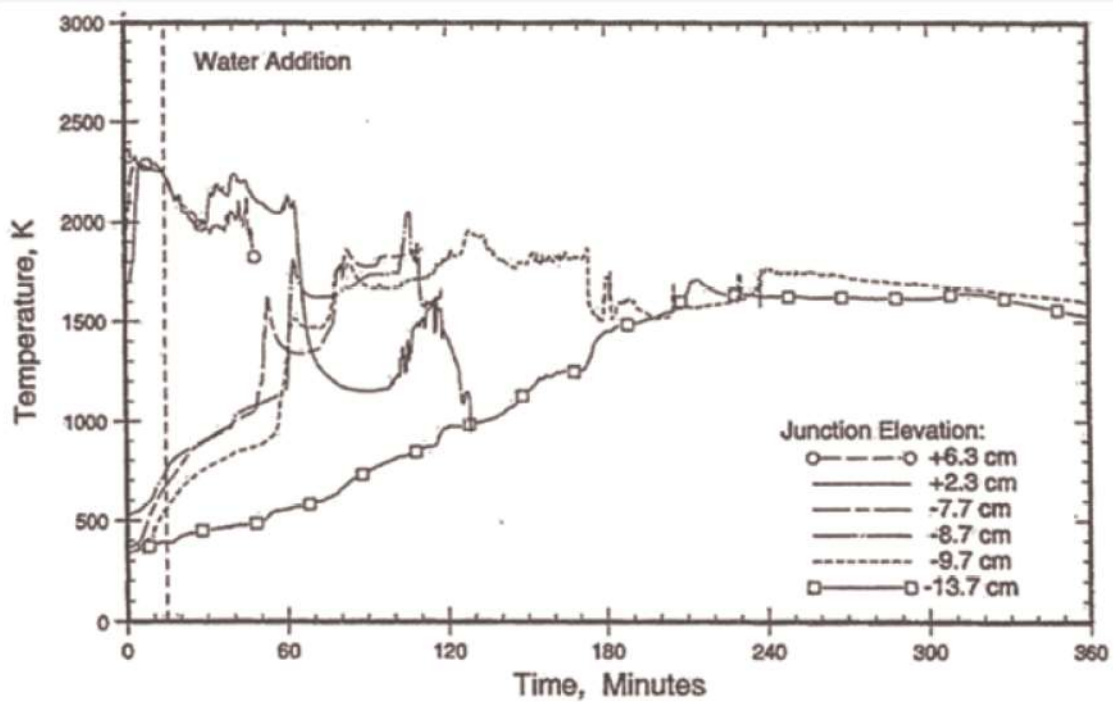


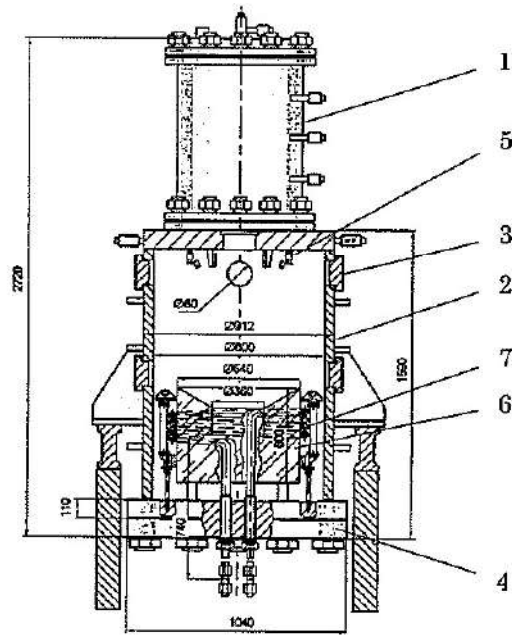
図 3.1-23 MACE-M1b 実験での溶融物温度変化

表 3.1-4 COTELS (B 及び C) 実験条件一覧

ケース (B 及び C)	5a	5	4	2	3	10	6	7	8	9
溶融物タイプ	B			A	B					
溶融物重量 (kg)	47	56	53	45	46	58	56	52	42	51
溶融物出力 (kW)	0	150	170	155	150	150	150	150	110-140	150
コンクリートトラップ径(m)	0.26			0.36						
注水条件	方式	—	Jet	Jet	Jet	Jet	Jet	Jet	Jet	Spray
	質量流量 (kg/s)	—	0.02	0.04	0.03	0.03	0.03	0.04	0.03	0.04
	開始時刻 (min)	—	8	8	8	8	15	9	10	10
実験後の溶融物状態										
デブリ粒子重量 (kg)	9	21.5	19	35	33	48	—	—	—	—
(粒子化割合)	(19%)	(38%)	(34%)	(78%)	(72%)	(83%)				
粒子径 16mm 以上 (kg)	0	0	6	0	0	18	—	—	—	—
粒子径 16mm 以下 (kg)	6	21.5	13	32	33	30	—	—	—	—
平均粒子径 (mm)	0.6	0.8	2.2	1.5	1.0	0.4	—	—	—	—
溶融炉心重量 (kg)	38	34.5	37	10	13	10	53	52	42	51
実験後のコンクリート状態										
侵食量 (底面) (mm)	28	25	22	15	20	40	15	15	15	10
侵食量 (側面) (mm)	13	10	25	15	15	48	8	10	8	~0
砂礫深さ (mm)	12	15	21	18	15	15	10	12	12	5
変色深さ (mm)	40	55	65	40	34	35	32	35	30	20

溶融物タイプ: A: UO₂-78wt%, SUS-5wt%, ZrO₂-17wt%, Zr-0wt%

B: UO₂-55wt%, SUS-15wt%, ZrO₂-5wt%, Zr-25wt%



1:EMF, 2:Test vessel, 3:Instrumentation nozzle,
4:Removable bottom, 5:Water injection nozzle,
6:Concrete trap, 7:Induction heater

図 3.1-24 COTELS (B 及び C) 実験装置

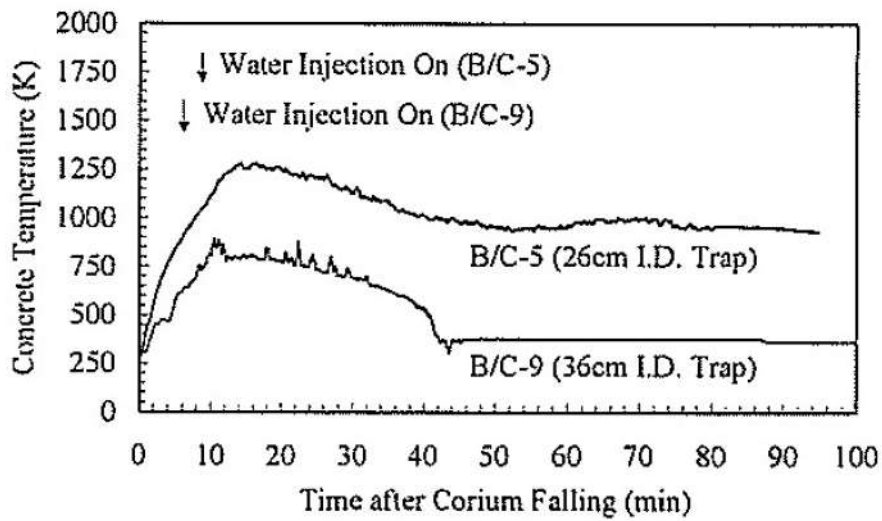


図 3.1-25 COTELS (B 及び C) 実験におけるコンクリート温度挙動

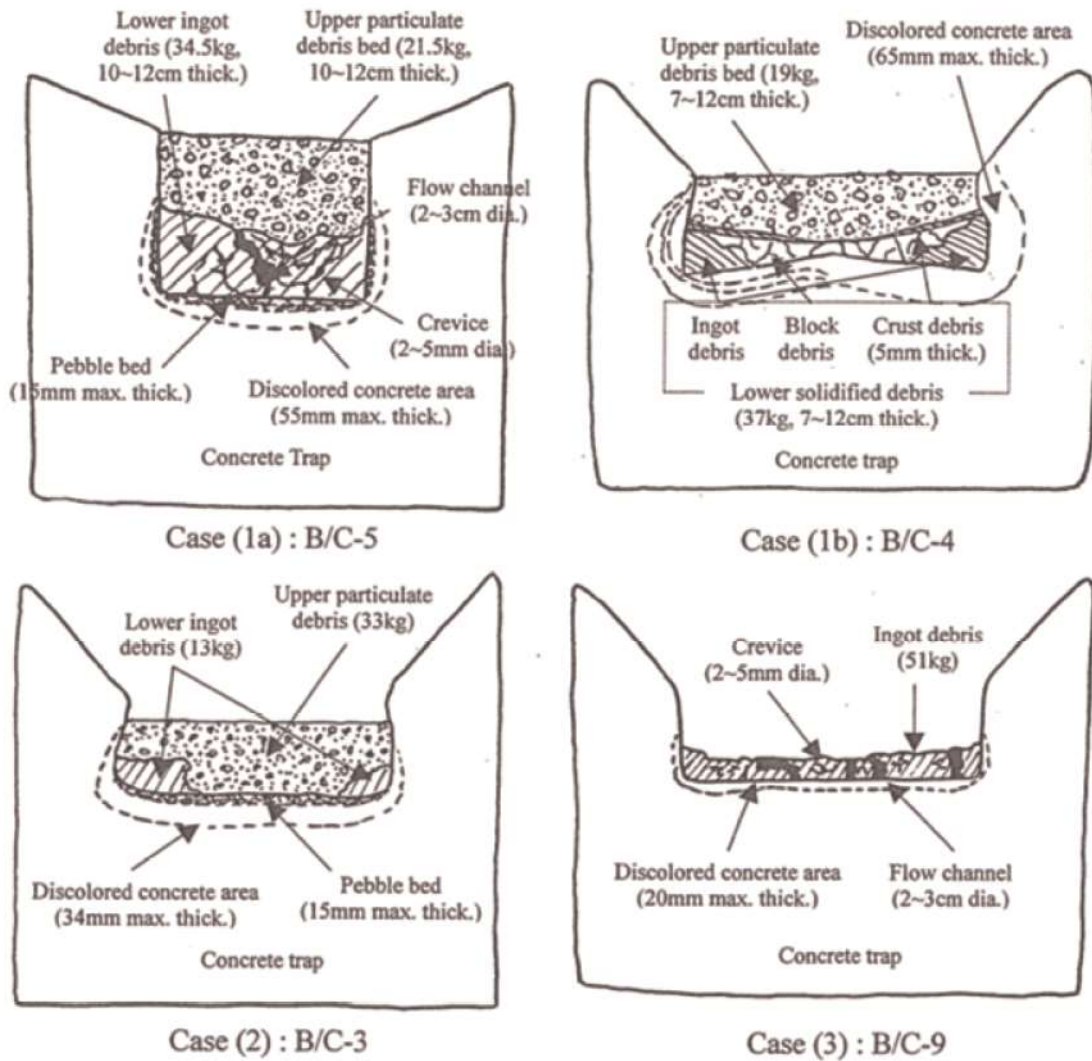


図 3.1-26 COTELS 実験での溶融物固化状態

表 3.1-5 FARO 実験条件及び結果一覧

実験 ID	UO ₂ 質量割合※	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	溶融物落下径 mm	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発
L-06	0.8	18	2,923	100	5	0.87	0	なし
L-08	0.8	44	3,023	100	5.8	1.00	12	なし
L-11	0.77	151	2,823	100	5	2.00	2	なし
L-14	0.8	125	3,123	100	5	2.05	0	なし
L-19	0.8	157	3,073	100	5	1.10	1	なし
L-20	0.8	96	3,173	100	2	1.97	0	なし
L-24	0.8	176	3,023	100	0.5	2.02	0	なし
L-27	0.8	129	3,023	100	0.5	1.47	1	なし
L-28	0.8	175	3,052	50	0.5	1.44	1	なし
L-29	0.8	39	3,070	50	0.2	1.48	97	なし
L-31	0.8	92	2,990	50	0.2	1.45	104	なし
L-33	0.8	100	3,070	50	0.2	1.60	124	なし

※ 0.8 の場合の組成は 80%UO₂+20%ZrO₂, 0.77 の場合の組成は 77%UO₂+19%ZrO₂+4%Zr。

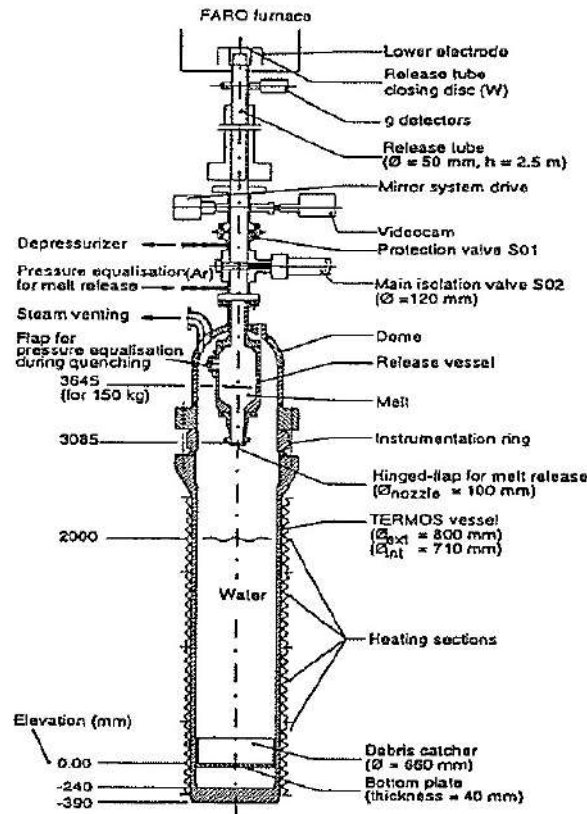
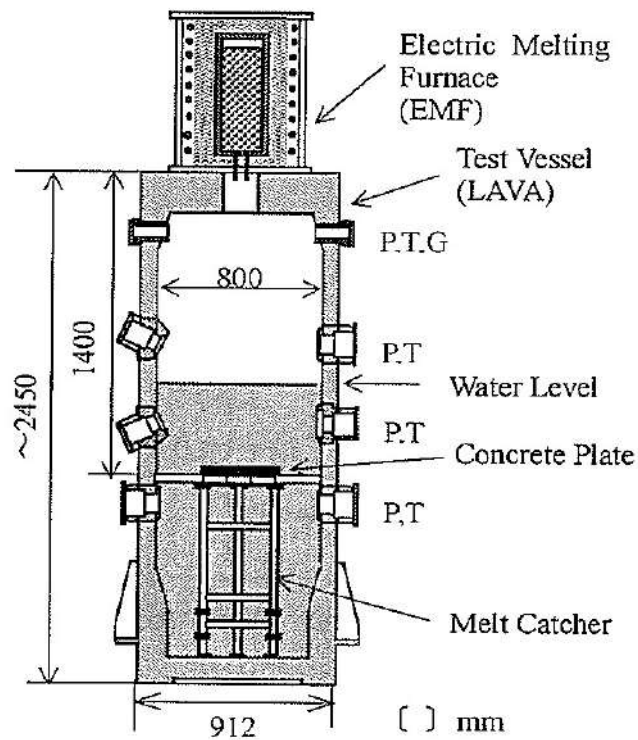


図 3.1-27 FARO 実験装置

表 3.1-6 COTELS (A) 実験条件及び結果一覧

実験 ID	UO ₂ 割合 ※	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発
A-1	0.55	56.30	3,050	0.20	0.4	0	—
A-4	0.55	27.00	3,050	0.30	0.4	8	—
A-5	0.55	55.40	3,050	0.25	0.4	12	—
A-6	0.55	53.10	3,050	0.21	0.4	21	—
A-8	0.55	47.70	3,050	0.45	0.4	24	—
A-9	0.55	57.10	3,050	0.21	0.9	0	—
A-10	0.55	55.00	3,050	0.47	0.4	21	—
A-11	0.55	53.00	3,050	0.27	0.8	86	—

※ いずれも UO₂ : 55wt%, Zr : 25wt%, ZrO₂ : 5wt%, SS : 15wt% の混合物



P: Pressure, T: Temperature,
G: Gas sampling line

図 3.1-28 COTELS (A) 実験装置

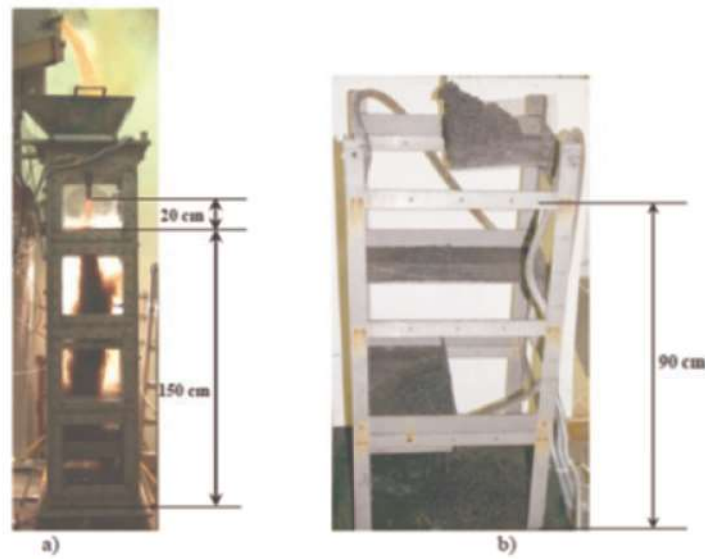


図 3.1-30 DEFOR 試験装置全体及び溶融炉心キャッチャー

表 3.1-8 DEFOR-A 実験の実験条件

	単位	A1	A2	A4	A5	A6	A7	A8	A9
溶融物温度	K	1,253	1,246	1,221	1,245	1,279	1,349	1,255	1,343
溶融物過熱度	K	110	103	78	102	136	206	112	200
ジェット初期径	mm	10	20	20	10	12	25	25	20
溶融物の注入時間	s	38	11	11	38	20	10	10	11
溶融物注入高さ	m	1.7	1.7	1.7	1.7	1.7	1.62	1.62	1.7
水面までの距離	m	0.18	0.18	0.2	0.18	0.18	0.2	0.2	0.18
水プール深さ	m	1.52	1.52	1.5	1.52	1.52	1.42	1.42	1.52
水プール初期温度	K	346	367	346	364	346	356	355	355
水プールサブクール度	K	27	7	27	9	27	17	18	18

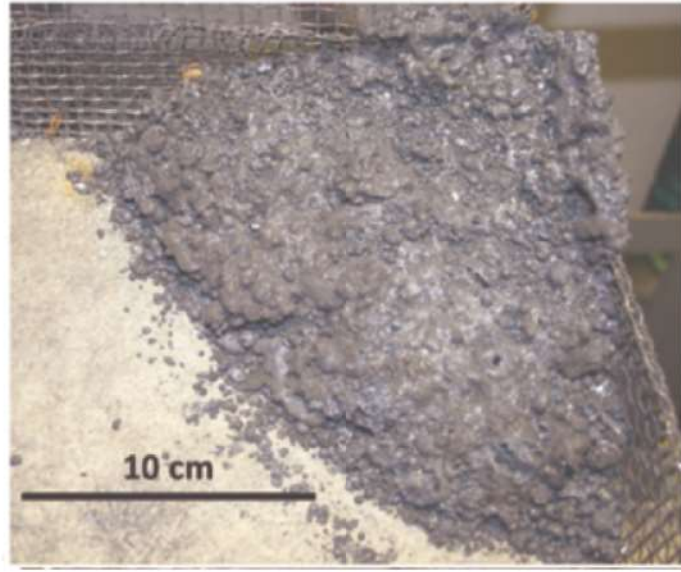


図 3.1-31 DEFOR-A8 キャッチャー 1 のケーキ状熔融炉心

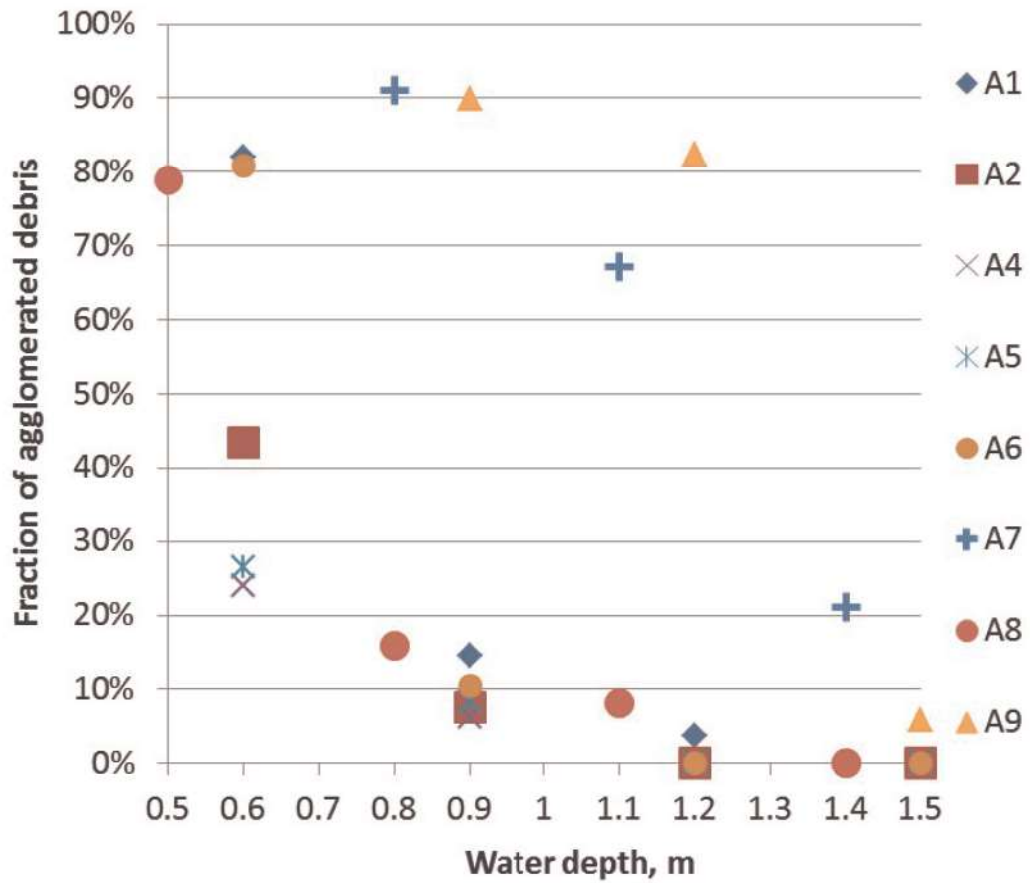


図 3.1-32 DEFOR-A 実験結果

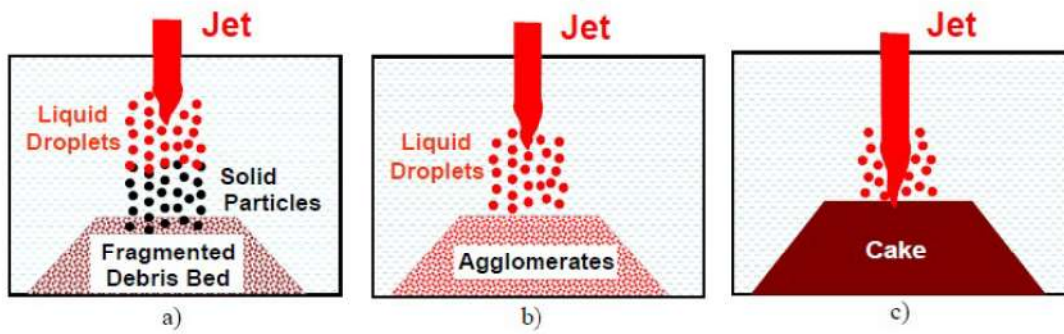


図 3.1-33 DEFOR 実験における溶融物凝集の概念図

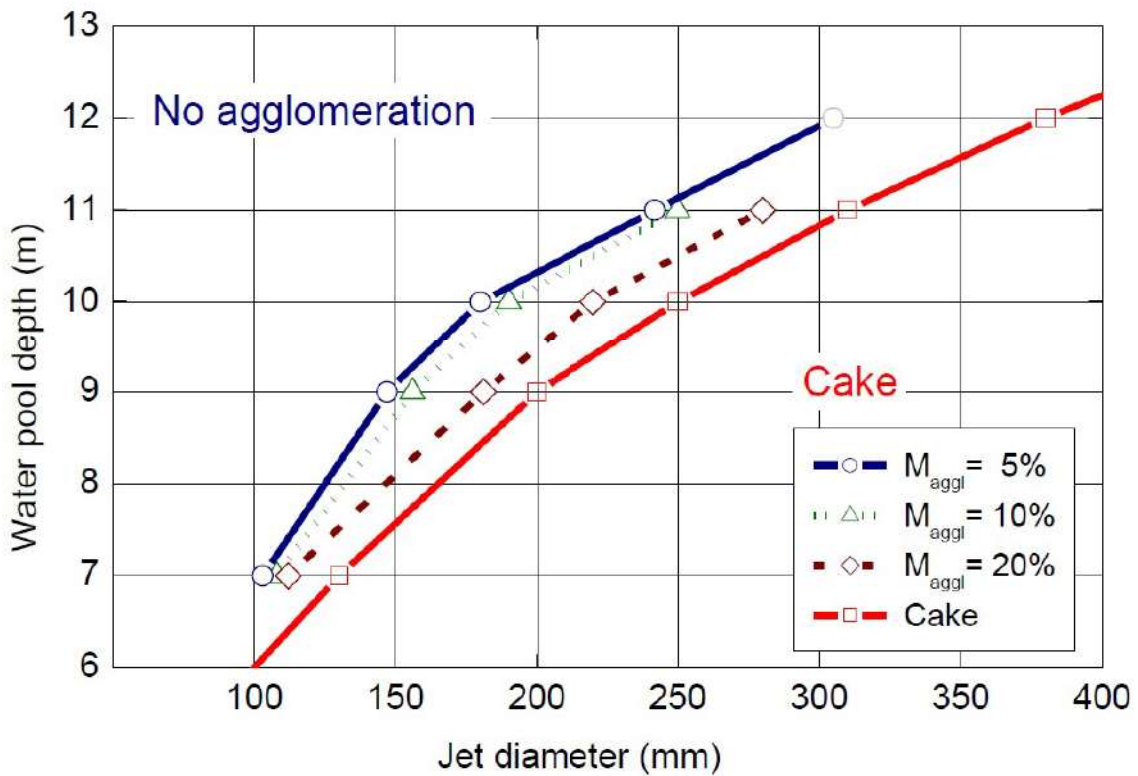


図 3.1-34 スウェーデン王立工科大学 (KTH) による凝集モードマップ

表 3.1-9 CCI 実験の主要実験条件

	CCI-1	CCI-2	CCI-3
溶融物	PWR+8% concrete	同左	PWR+15% concrete
コンクリートタイプ	珪岩質系	石灰岩系	珪岩質系
溶融物重量	400kg	同左	375kg
圧力	大気圧	同左	同左
初期溶融物温度	1,950°C	1,880°C	1,950°C
直接電気加熱量	150kW	120kW	120kW
注水条件	加熱後 5.5 時間ある いは 30cm 侵食	同左	同左
注水量, 温度	2 liters/秒, 20°C	同左	同左
注水停止条件	50cm±5cm	同左	同左

表 3.1-10 CCI 実験に使用されたコンクリートの組成

Oxide	CCI-1 Wt%	CCI-2 Wt%	CCI-3 Wt%
Al ₂ O ₃	0.77	2.49	3.53
CaO	8.54	25.88	16.79
Fe ₂ O ₃	0.79	1.39	1.49
MgO	0.60	11.47	0.85
MnO	0.00	0.03	0.04
K ₂ O	0.12	0.55	0.81
SiO ₂	82.48	21.61	59.91
Na ₂ O	0.00	0.31	0.66
SrO	0.00	0.00	0.04
TiO ₂	0.051	0.135	0.155
SO ₃	0.514	0.505	0.434
CO ₂	0.901	29.71	9.80
H ₂ O, Free	1.808	3.255	2.293
H ₂ O, Bound	1.92	1.11	1.40
Total	98.48	98.47	98.19

表 3.1-11 CCI 実験の 15-25 分における水への熱流束

Table 3-7. Debris-Water Heat Fluxes for CCI Tests Averaged Over the Time Interval 15-25 Minutes after Cavity Flooding.

Test	Concrete Type	Heat Flux (kW/m ²)	Concrete Gas Content (Wt %)	Crust Concrete Content (Wt %)	Note(s)
CCI-1	SIL (US)	250	4.6	22.3	Assumed heat transfer surface area: 0.25 m ² (PTE indicates that water did not penetrate sidewall crusts to cool the top surface of the corium interacting with the sidewalls).
CCI-2	LCS	650	34.1	69.4	Assumed surface heat transfer area: 0.50 m ² (PTE indicates that water was able to contact the entire melt upper surface area). Water ingress at the interface between the corium and concrete walls also contributed to cooling, but this effect has not been separated from the overall heat flux estimate.
CCI-3	SIL (EU)	500	13.5	47.8	See Note for Test CCI-1.

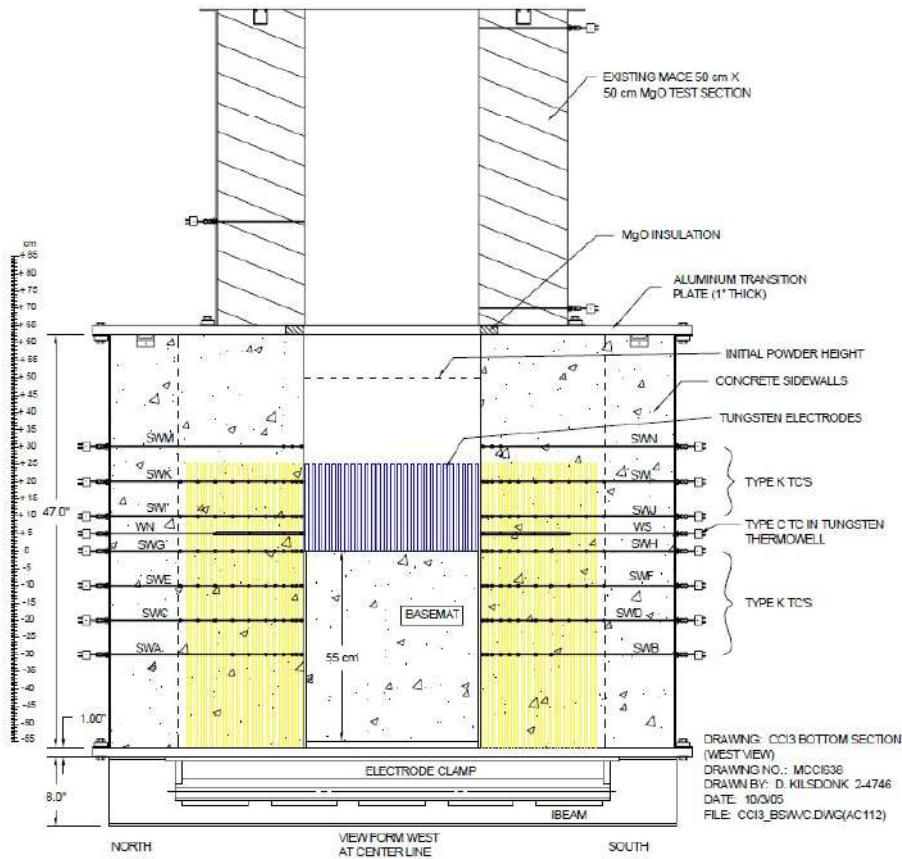


図 3.1-35 CCI 実験装置

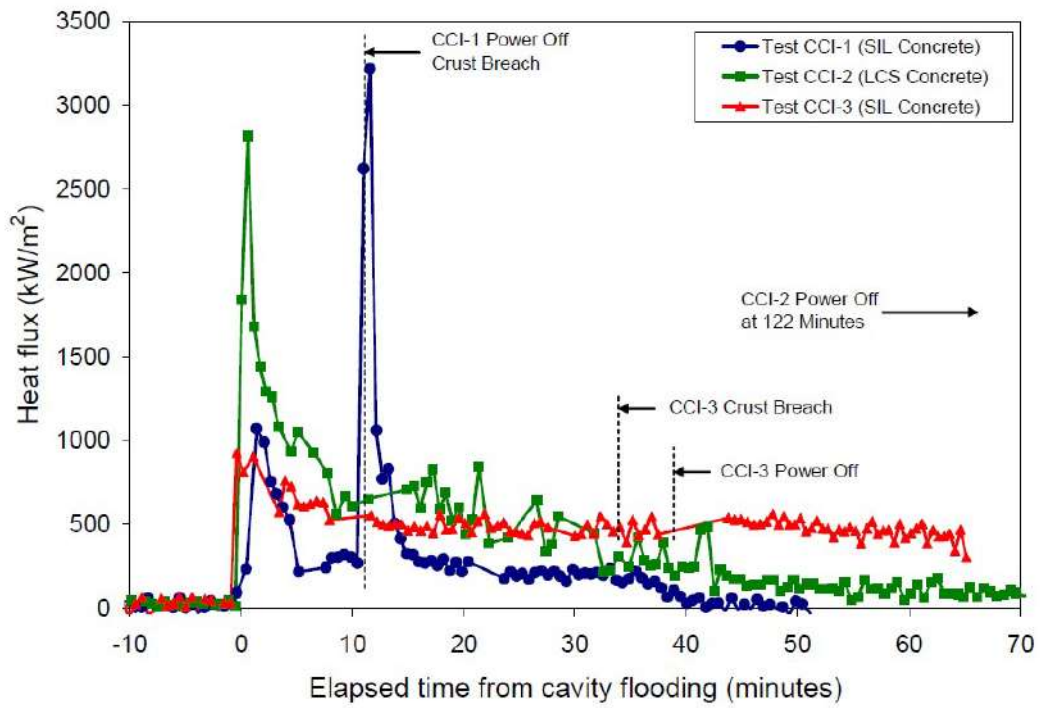


図 3.1-37 CCI 実験における水-溶融炉心間の熱流束

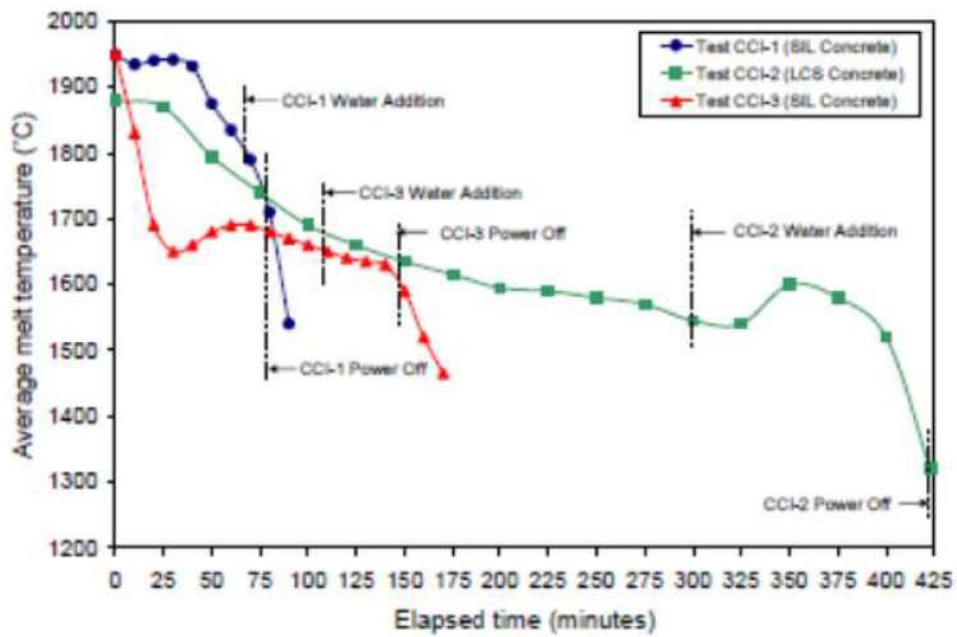
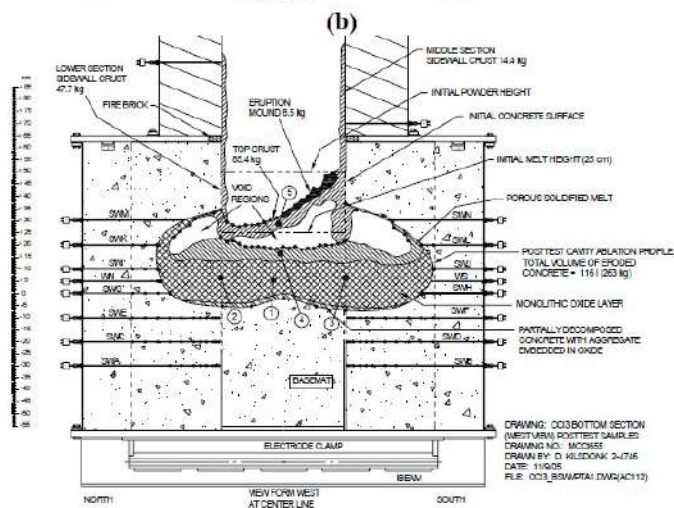
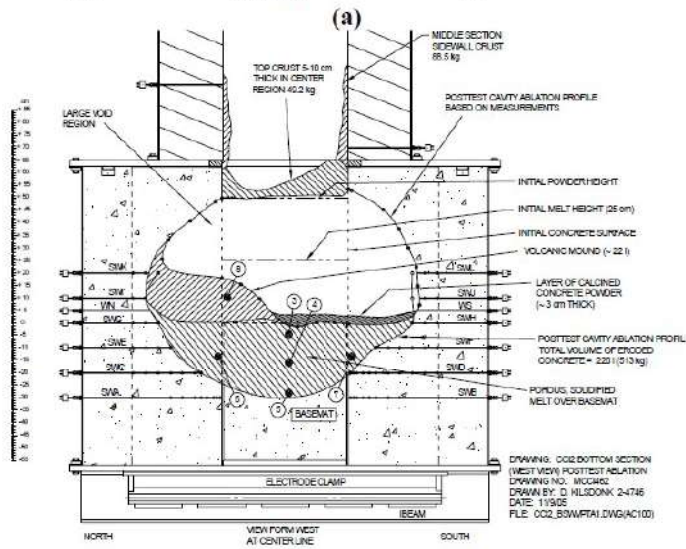
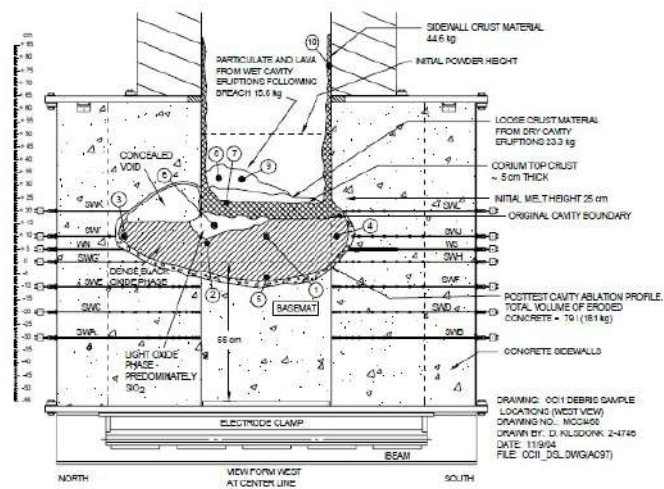


図 3.1-38 CCI 実験の溶融物平均温度変化



(c)

図 3.1-39 CCI 実験における侵食状態の模式図



図 3.1-40 溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数

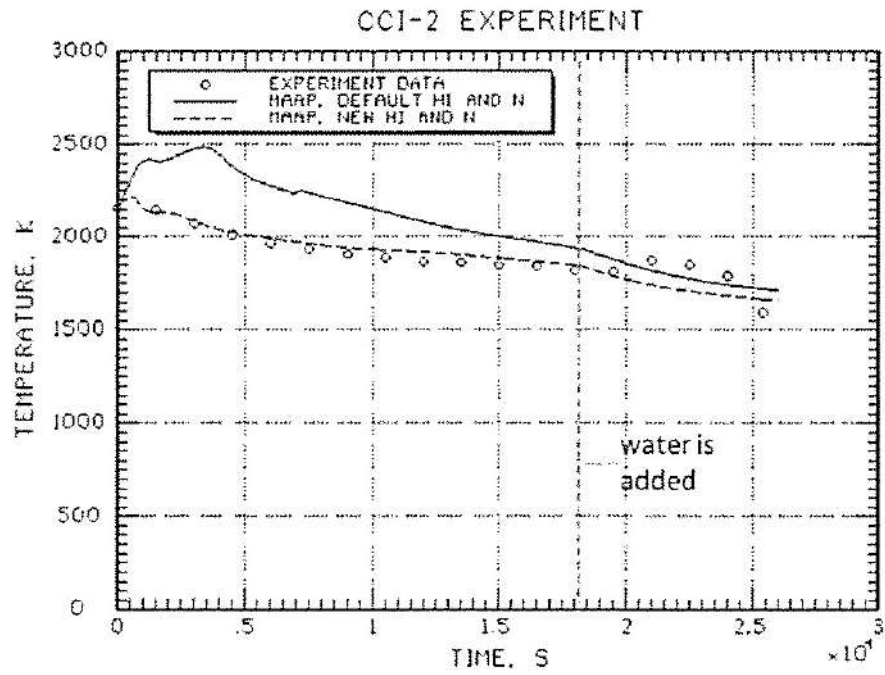


図 3.1-41 CCI-2 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較
 MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床面方向 $300\text{W/m}^2/\text{K}$, 壁面方向 $300\text{W/m}^2/\text{K}$, $n=0$)

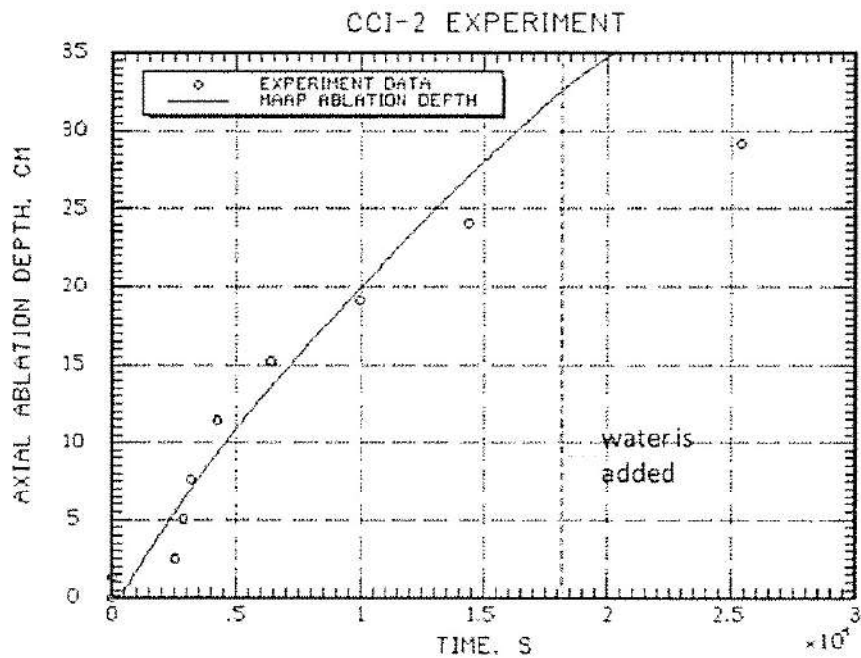


図 3.1-42 CCI-2 実験の床面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

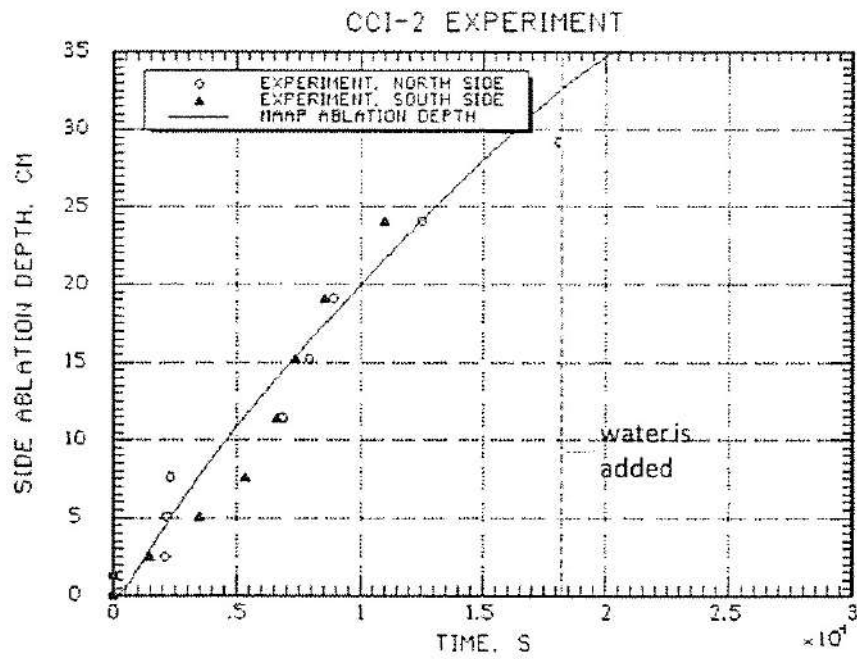


図 3.1-43 CCI-2 実験の壁面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

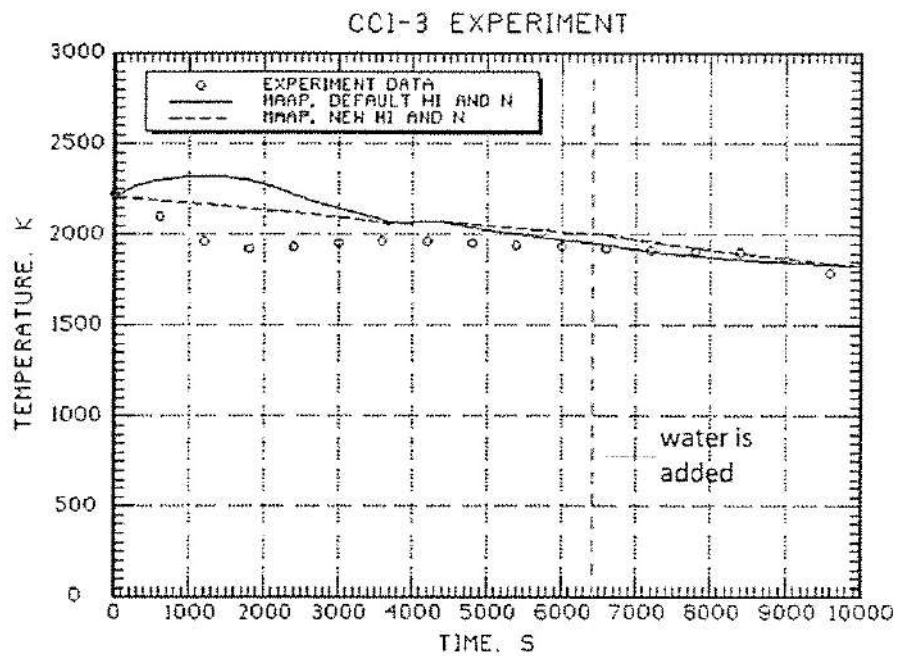


図 3.1-44 CCI-3 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較
(MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床面方向 80W/m²/K, 壁面方向 300W/m²/K, n=0)

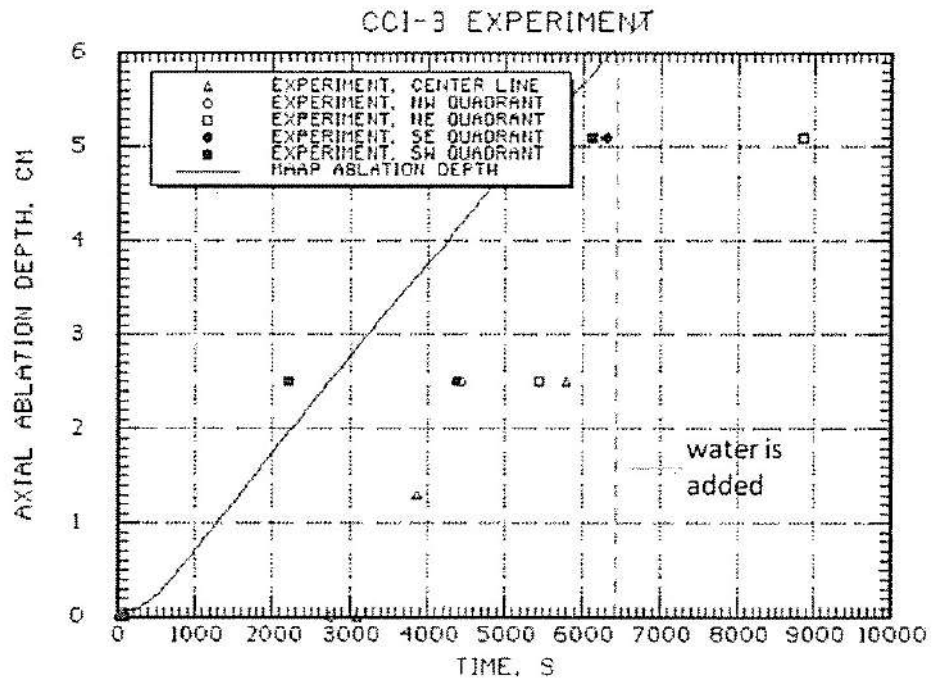


図 3.1-45 CCI-3 実験の床面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

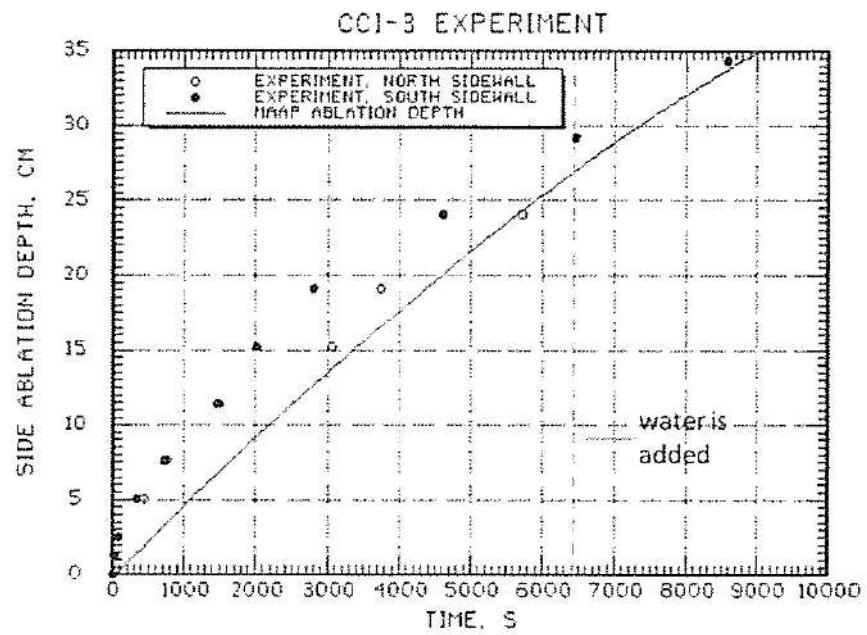


図 3.1-46 CCI-3 実験の壁面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

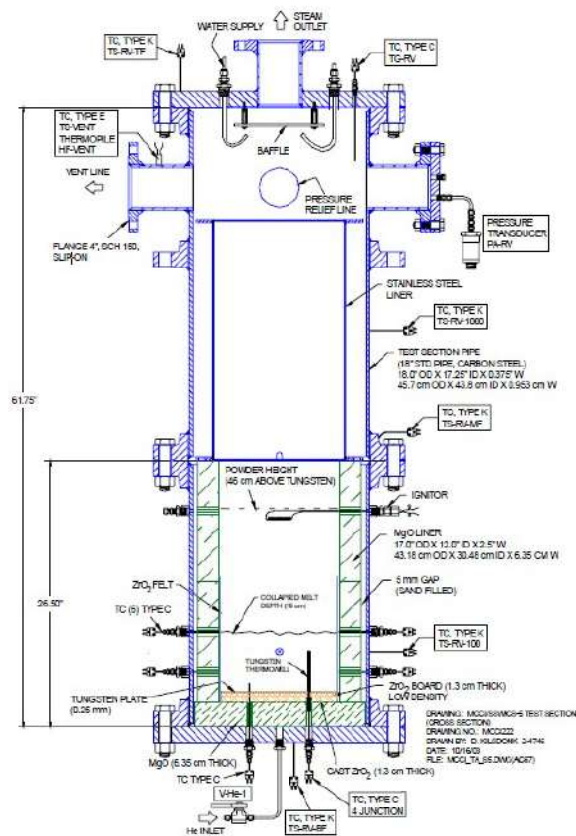


図 3.1-47 SSWICS 試験装置

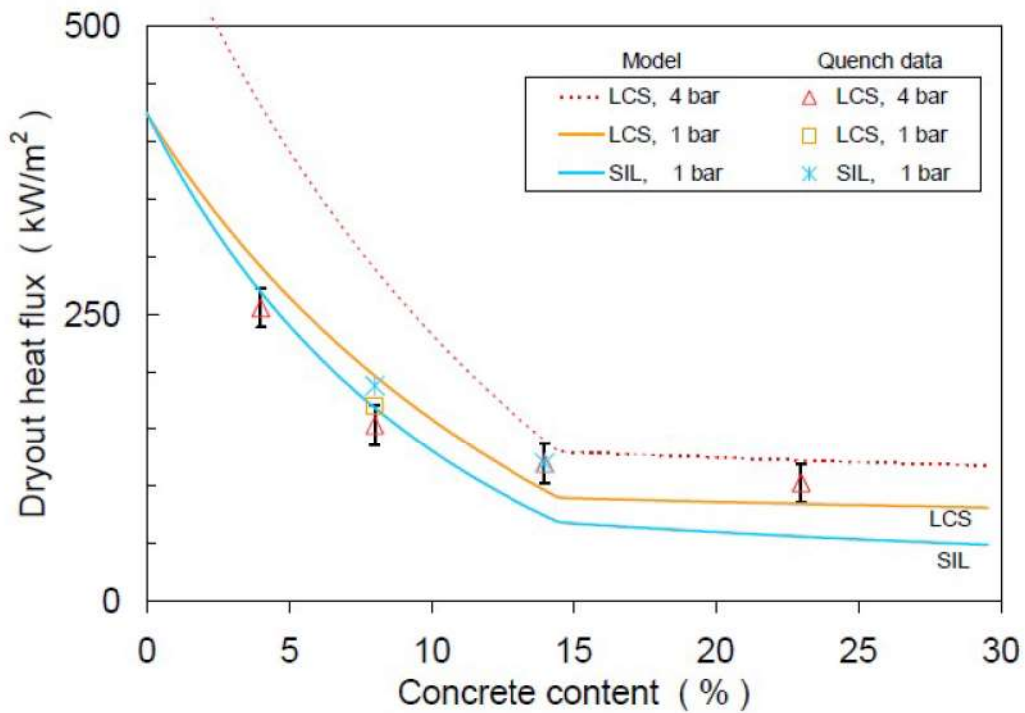


図 3.1-48 SSWICS 試験 ドライアウト熱流束の比較

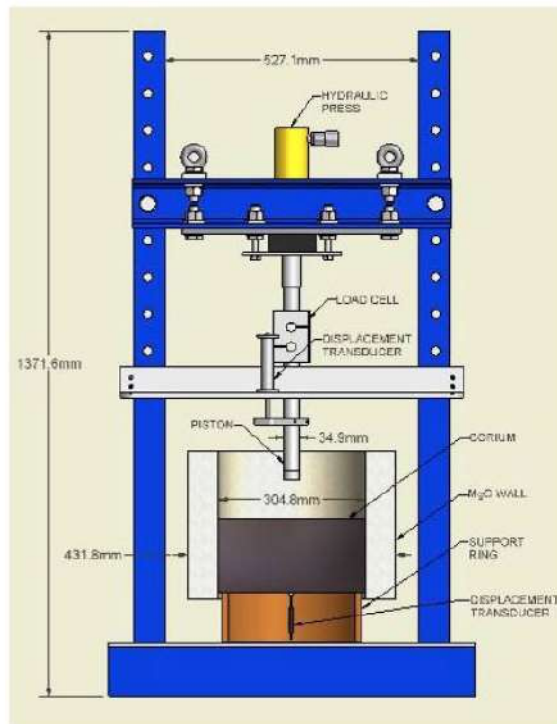


図 3.1-49 SSWICS 試験 強度試験の装置図

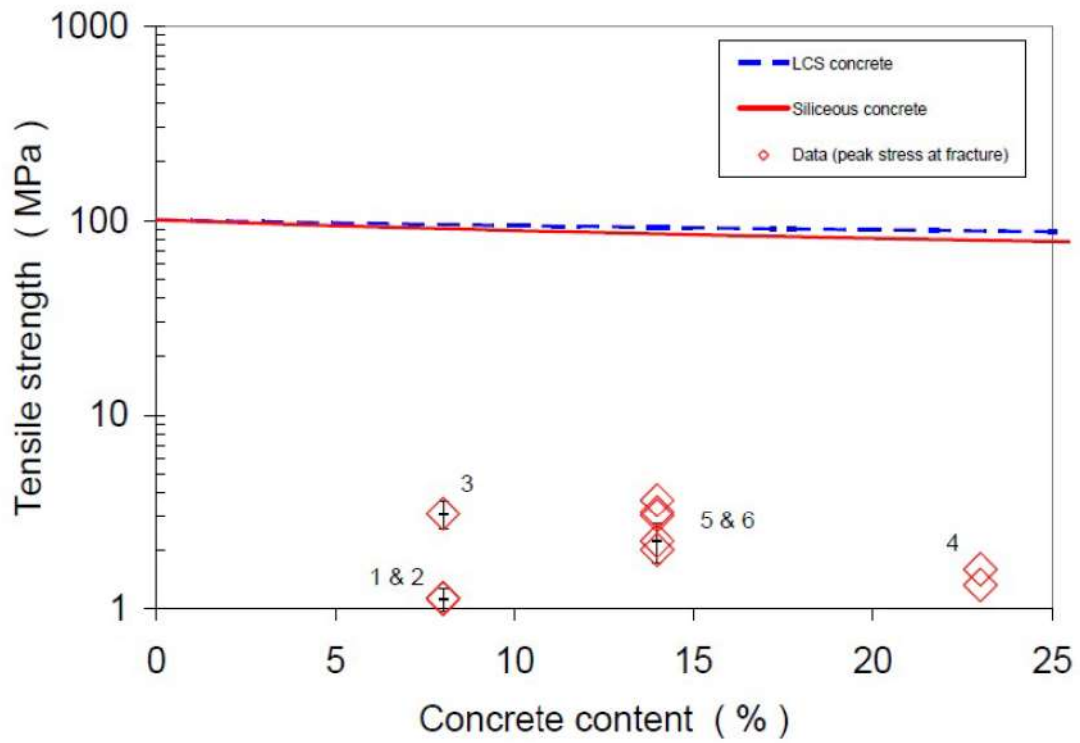


図 3.1-50 SSWICS 試験 強度試験結果

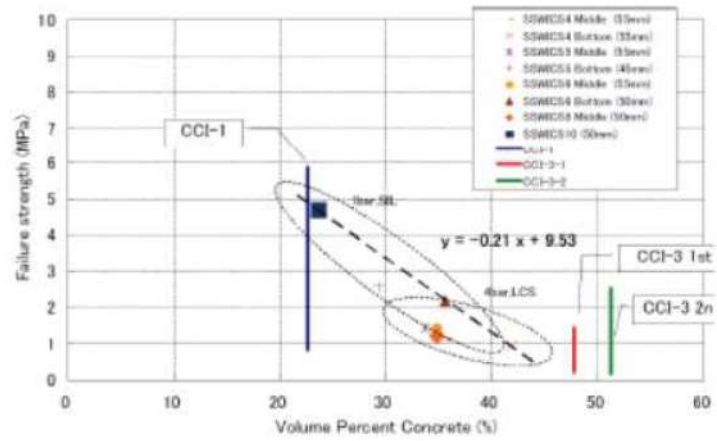


図 3.1-51 破損応力算出結果

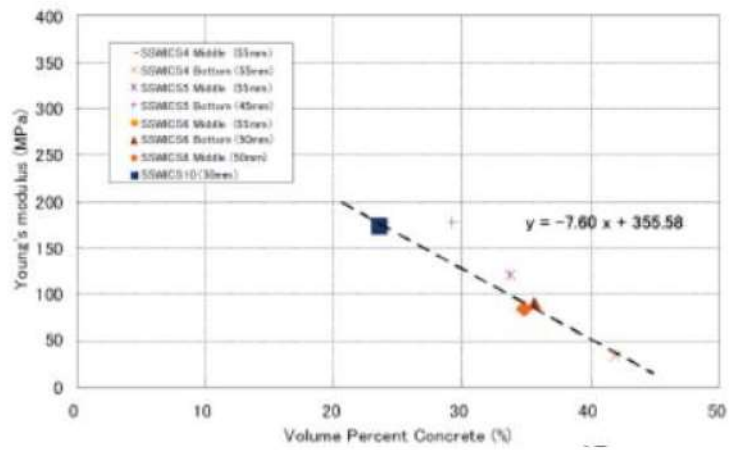


図 3.1-52 ヤング率算出結果

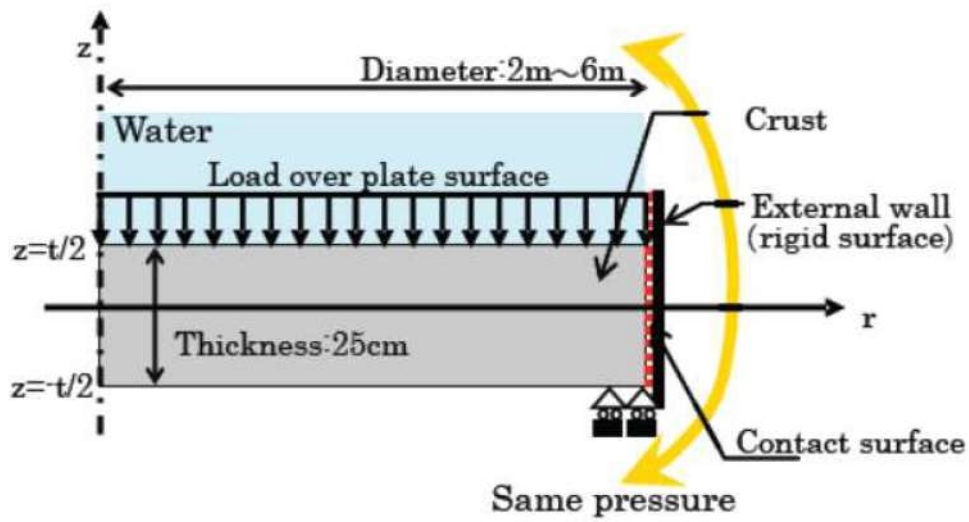


図 3.1-53 実機スケールのクラスト解析モデル

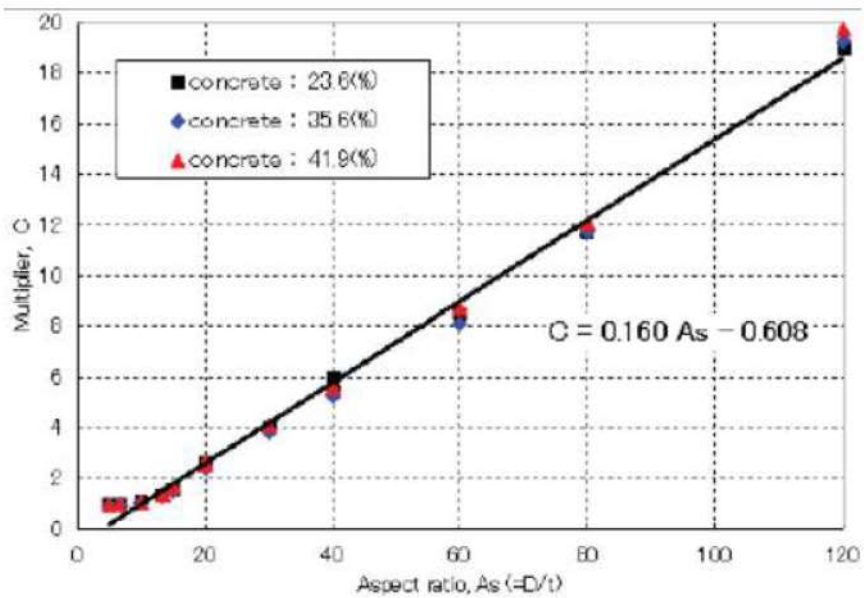


図 3.1-54 クラストの自重による応力分布



図 3.1-55 PULiMS-E4 試験での溶融物拡がり挙動

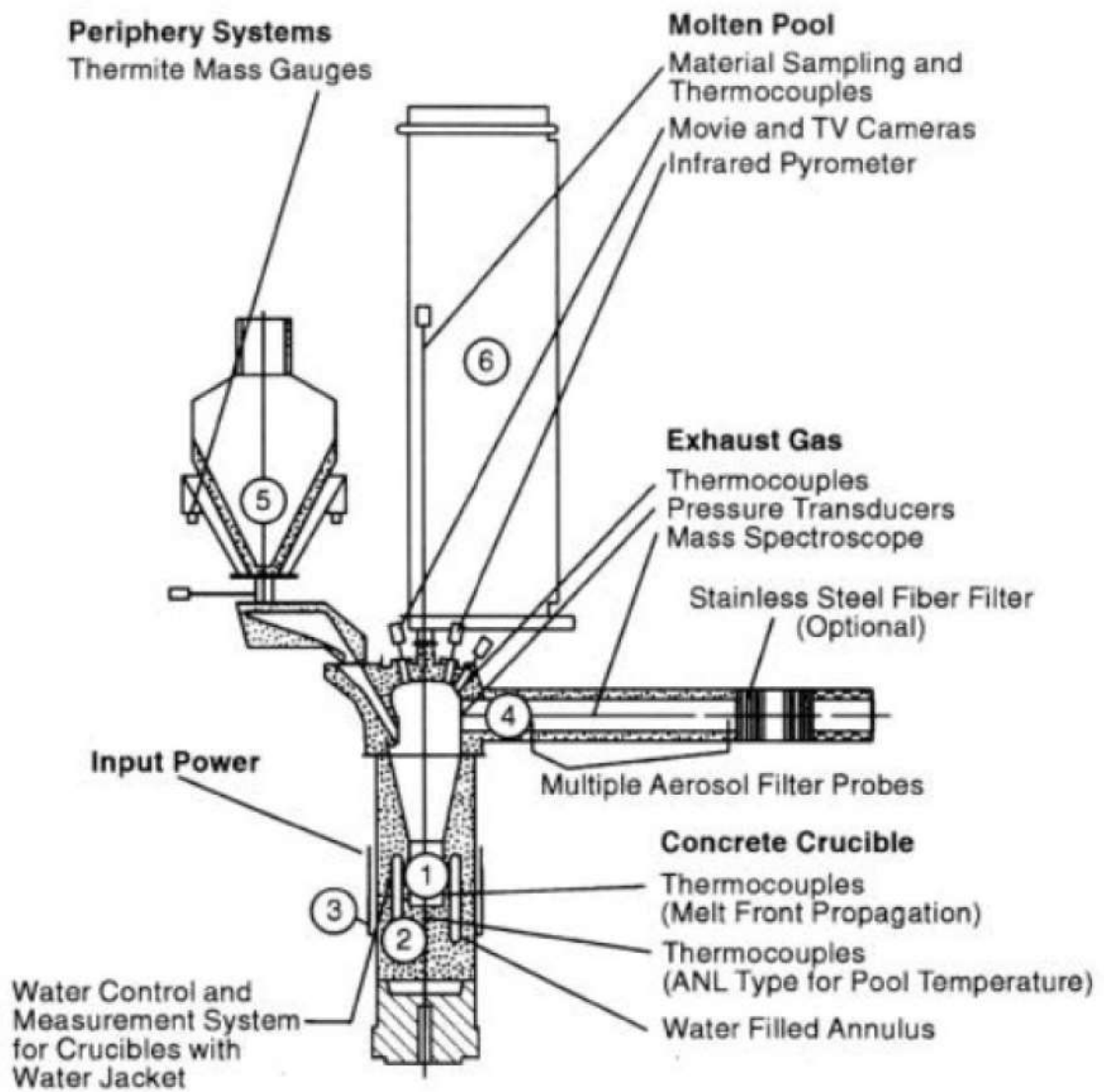


图 3.1-56 BETA 試驗 實驗裝置

表 3.1-12 BETA 試験 実験マトリックス^[6]

BETA Test	Initial Melt, ~ 2200 K	Fission Product Mock-ups and Additives	Planned Heating Power	Main Objectives
V 5.1	300 kg Fe+Cr+Ni 80 kg Zry-4 50 kg Al ₂ O ₃ +SiO ₂ +CaO	none	400 kW	PWR: Zr chemistry, consequences on erosion and aerosol release
V 5.2	as V 5.1	1 kg Mo, 0.5 kg ZrTe ₂ , 1.5 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0.5 kg La ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	200 kW	BWR with B ₄ C absorber, low power: Zr chemistry and related processes
V 5.3	as V 5.1	1 kg Mo, 1 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0.5 kg La ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	800 kW	BWR with B ₄ C absorber, high power: Zr chemistry and related processes

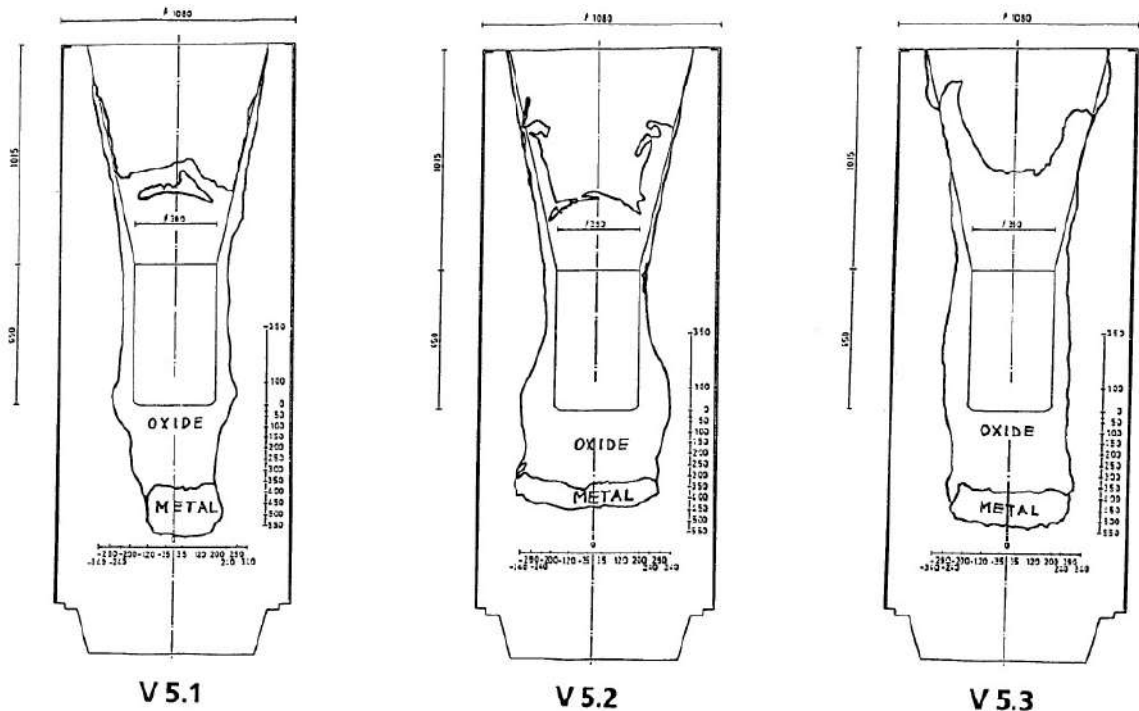


図 3.1-57 BETA 試験 実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図

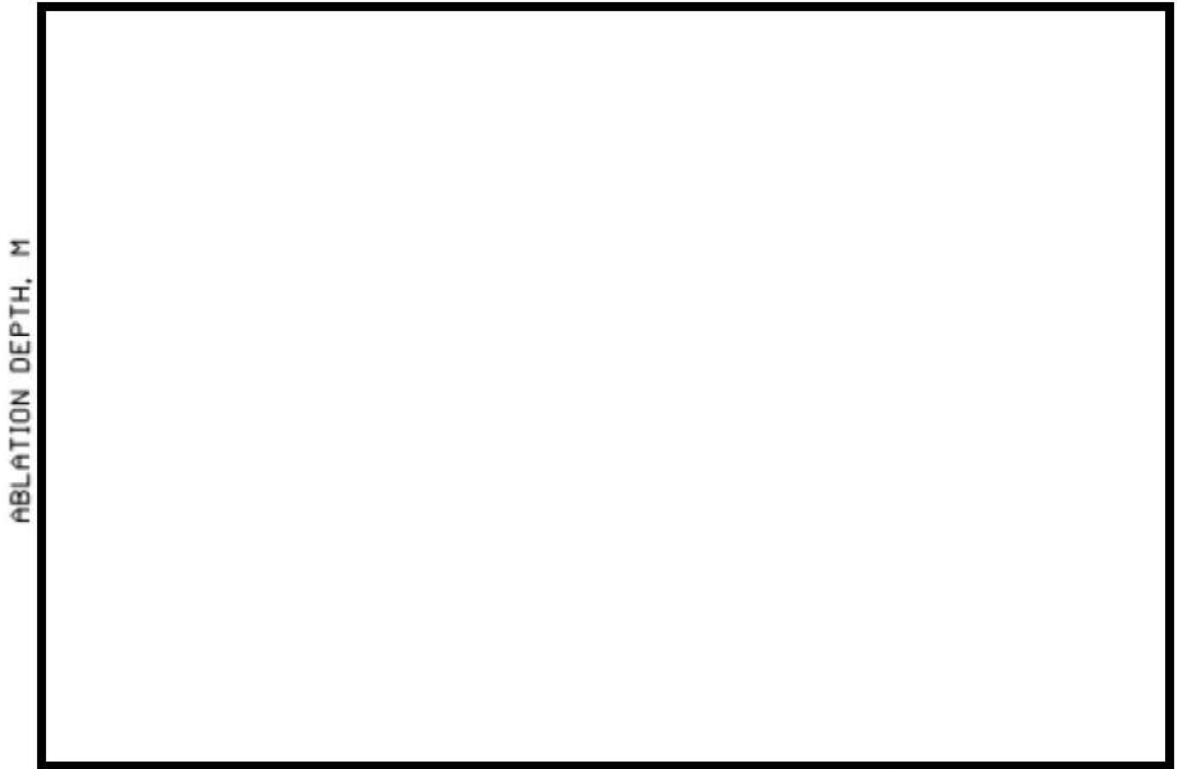


図 3.1-58 BETA 試験 V5.1 試験と MAAP 解析結果の侵食深さの比較



図 3.1-59 BETA 試験 V5.2 試験と MAAP 解析結果の侵食深さの比較

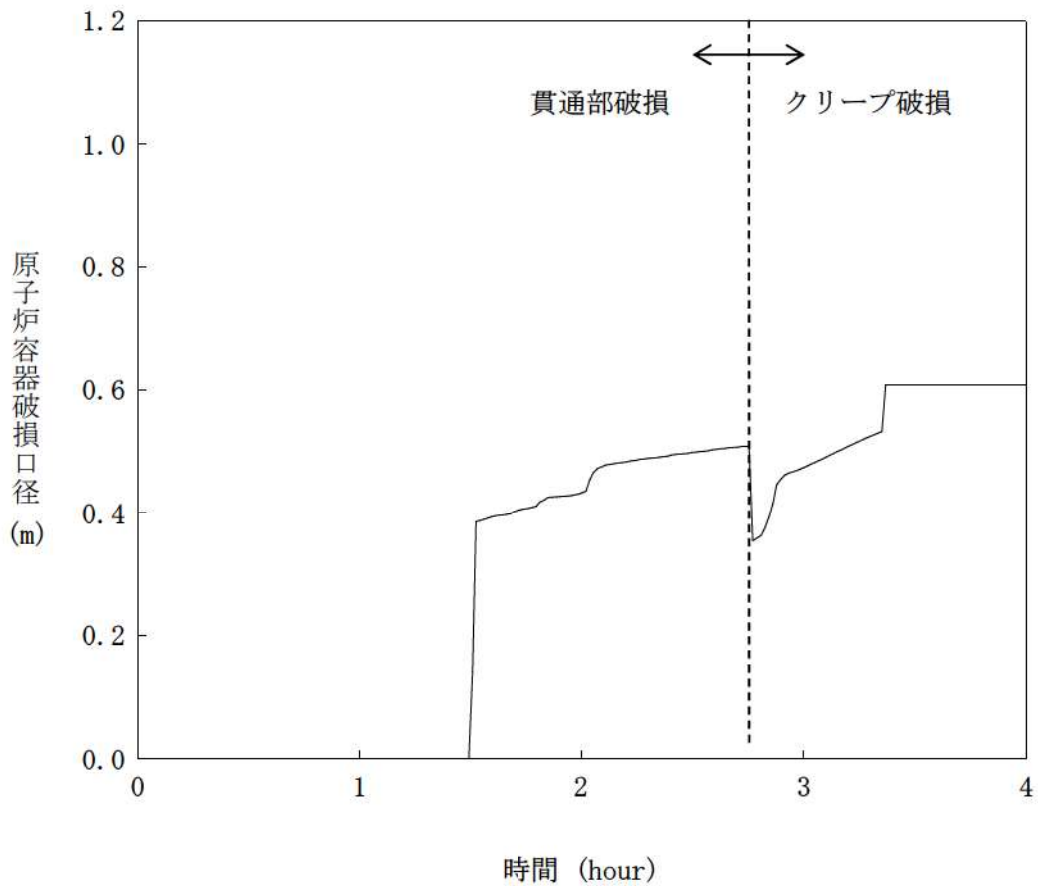


図 3.2-1 原子炉容器破損口径の拡がり (3 ループプラントの例)

注)

約 1.5 時間の時点で貫通部破損, 約 2.8 時間の時点でクリープ破損が生じており, クリープ破損以前は貫通部破損口径を, クリープ破損後はクリープ破損口径をプロットしている。