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次系強制減圧

加圧器逃がし弁開放による1次系強制減圧は、炉心損傷検知後、1次系圧力が 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次系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次系圧力の条件（2.0 MPa[gage]以上）については、1次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次系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経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ー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次系圧力については、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もとに開発され、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)） 溶融炉心挙動モデル（炉心ヒートアップ）（3.3.7(1)）	○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。 ○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ループプラントを例とした）。 ・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。	○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。 ○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次系圧力は 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。
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	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)）	○「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。 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。 ②高温側配管領域（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。 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。 ○また、１次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の差から見積もられる原子炉格納容器圧力の差はわずかである。 ○比較に用いたＭ－ＲＥＬＡＰ５コードについては、ＭＡＡＰコードの計算結果を境界条件に用いることが解析結果に与える影響は軽微であること、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。 ○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。	○「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。 ○「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、ECCS は注入モード及び再循環モードともに成功し、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）、放出エネルギ積算値が大きいため、１次系保有水量が多めに評価される影響は軽微である。 ○「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、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て、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。 ○「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。
	気液分離（炉心水位）・対向流			
１次冷却系	気液分離・対向流	１次系モデル（１次系の熱水力モデル）（3.3.3(2)）		
	構造材との熱伝達	１次系モデル（１次系破損モデル）（3.3.3(4)）	○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。	○有効性評価の結果に影響しない。
	ECCS 強制注入	安全系モデル（ECCS）（3.3.6(1)）	○入力値に含まれる。	○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。
	ECCS 蓄圧タンク注入	安全系モデル（蓄圧タンク）（3.3.6(2)）	○注入特性の不確かさは入力値に含まれる。 ○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。	○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。 ○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。
加圧器	冷却材放出（臨界流・差圧流）	１次系モデル（加圧器モデル）（3.3.3(3)）	○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。	○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。

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次系から２次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次系からの液相放出が生じないため、１次系から２次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次系からの液相放出が生じないため、２次系からの蒸気放出を適正に評価する。
	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。
原子炉格納容器	区画間の流動（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℃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」並びに圧力スパ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℃に対する余裕は大きくなる。 ○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。
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導			
	区画間の流動（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。	○有効性評価の結果に影響しない。
	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。	○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。
	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。	○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、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。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 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。

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)）	○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。 ○水素が存在する場合、最大限水素が発生した状態（ドライ条件換算 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。 ○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。	○「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。 ○「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。
原子炉容器（炉心損傷後）	リロケーション	溶融炉心挙動モデル（リロケーション）（3.3.7(2)）	○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。 ○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）。 ・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、SBO 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。	○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。 ○感度解析では、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 次系圧力は 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ー冷却材相互作用」については、1 次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、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。「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に対する影響は小さい。

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（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「デブリジェット径（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次系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次系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次系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次系圧力に対する感度は小さく、2.0MPa[gage]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ヘッド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次系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、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。 ○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、各重要事故シーケンスの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、各重要事故シーケンスの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（原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動）（3.3.7(5)）	○原子炉容器外 FCI 現象に関する項目として「原子炉下部キャビティ水深」、「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。	○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。
			○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、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。	○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。
	原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	溶融炉心挙動モデル（原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動）（3.3.7(5)）	○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、「原子炉下部キャビティ水深」及び「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」及び「水と溶融炉心の間の熱伝達係数」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、溶融炉心の過熱度分がすべて原子炉下部キャ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ャビティ床面積の約 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、原子炉下部キャ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。 ○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）による処理が可能なレベルであることを確認した。 ○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り、実機でのコンクリート侵食量は、感度解析よりも厳しくなることはないと考えられ、これを不確かさとして設定する。不確かさ幅については、溶融炉心の総量等に影響を受けると考えられることから、プラント毎に評価が必要である。	○「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。 ○「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。

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は妥当性を有すると判断でき、各重要事故シーケンスの評価に適用できる。 ○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、各重要事故シーケンス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] 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）

[11] 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

[12] "TMI-2 Analysis Exercise Final Report" , NEA/CSNI/R(91)8, 1992.

[13] “TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report” , NUREG/CR-6197, 1994.

[14] “A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident”, Nuclear Technology Vol.87, 1989.

[15] "International standard problem 29: distribution of hydrogen within the HDR containment under severe accident conditions: final comparison report" , NEA/CSNI/R(93)4, 1993.

[16] 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).

[17] G. R. Bloom, et al., “Hydrogen mixing and distribution in containment

atmospheres” , EPRI Report NP-2669, 1983.

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

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

[20] 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).

[21] 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).

[22] “Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Plants” , NUREG-1150, 1991.

[23] Clement and Haste (IRSN, Cadarache), “Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem” , OECD/NEA, July 2003.

[24] D. Jacquemain, et al., “FPT1 Final Report Final Version” , December 2000.

[25] R.K. Hilliard et al., “Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5” , HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.

[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] 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

[28] 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）の放出及び 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、各核種の放射能量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）

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

（ＭＡＡＰコード）

グループ	代表核種
1	希ガス
2	CsI
3	TeO_2
4	SrO
5	MoO_2
6	CsOH
7	BaO
8	La_2O_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能量は低減されながら、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もと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、RG1.195[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

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(I_2)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 I_2 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能量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１２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め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

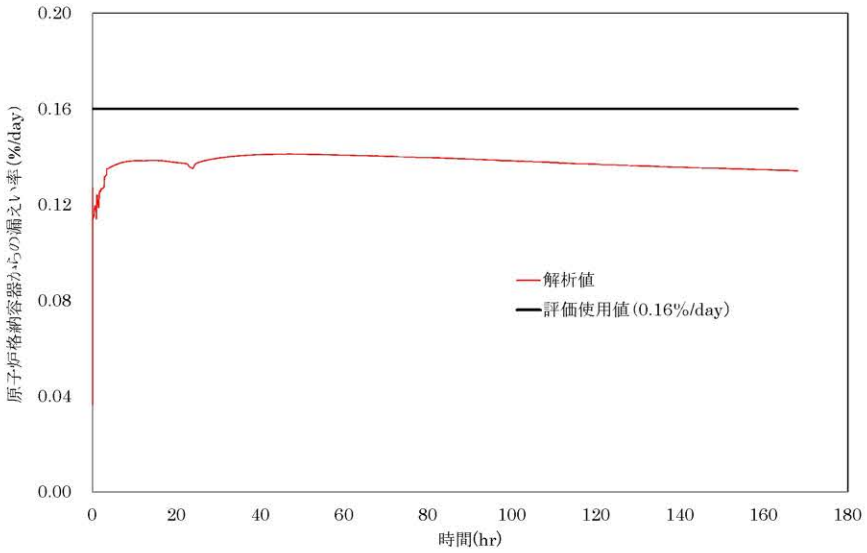


表 3.A-2　原子炉格納容器気相部浮遊 FP 量の影響評価方法

（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 （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、更に全量の Cs が CsOH の形態で放出されると仮定。）
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_2O_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}

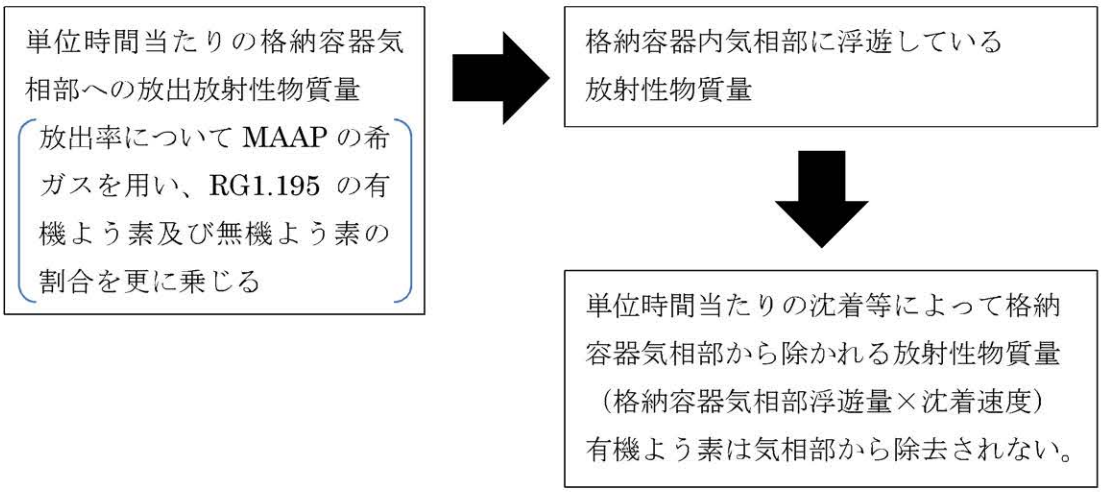
＊１　Cs 類のように複数の化学形態(CsI、CsOH グループ)を有する核種については、Cs の炉心内蓄積量に対するそれぞれの化学形態グループの放出割合を合計している。

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

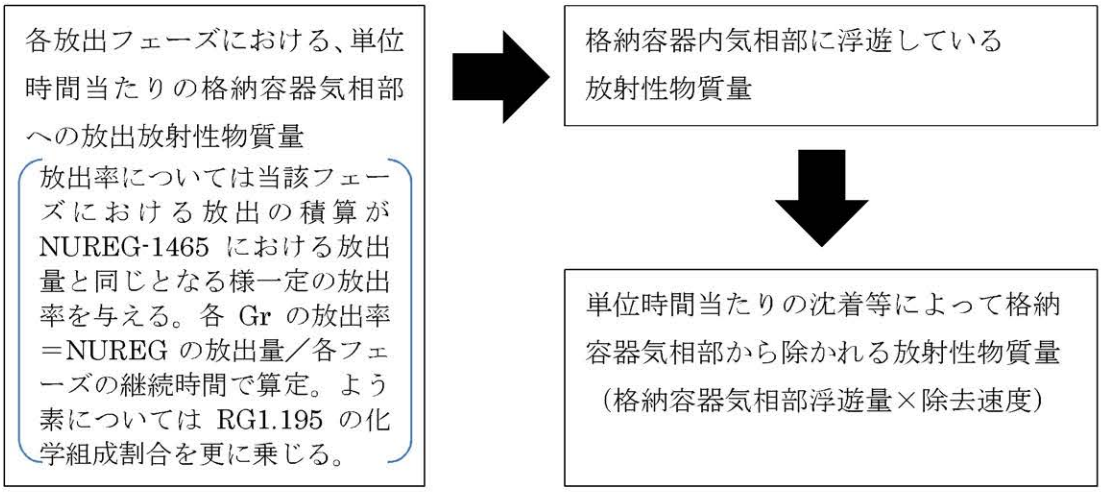
（注２）有効数値３桁目を四捨五入し２桁に丸めた値



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

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

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



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

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

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

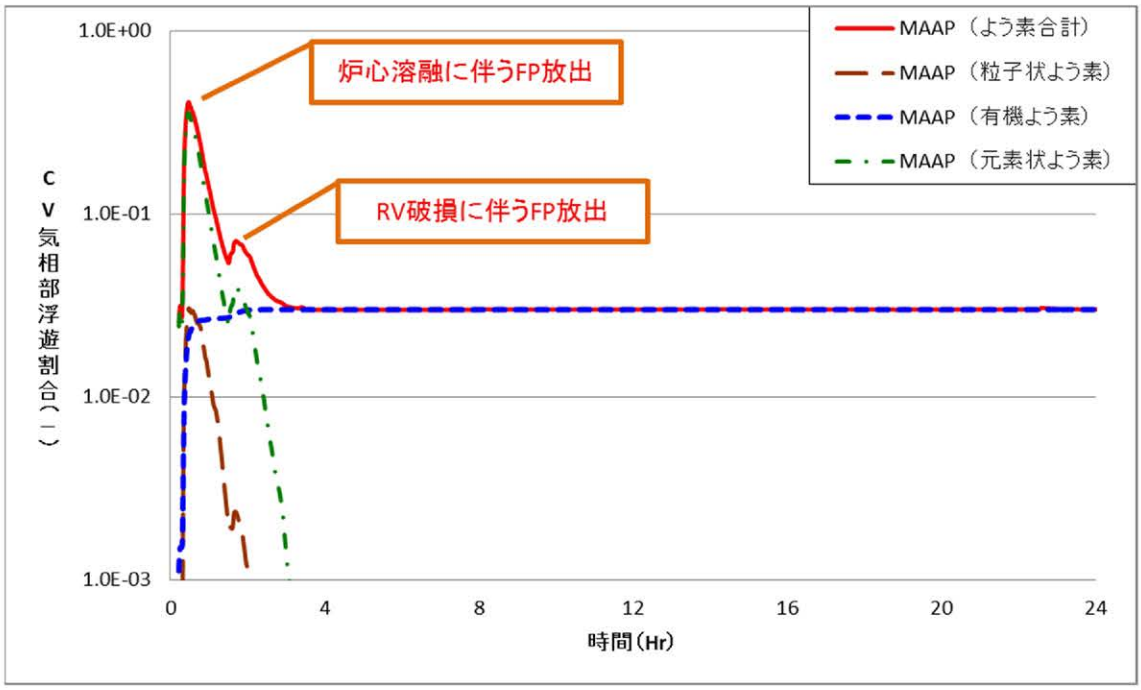


図 3.A-3　原子炉格納容器内気相部浮遊よう素量
（炉心内蓄積量に対する割合：ＭＡＡＰコードベース（補正））

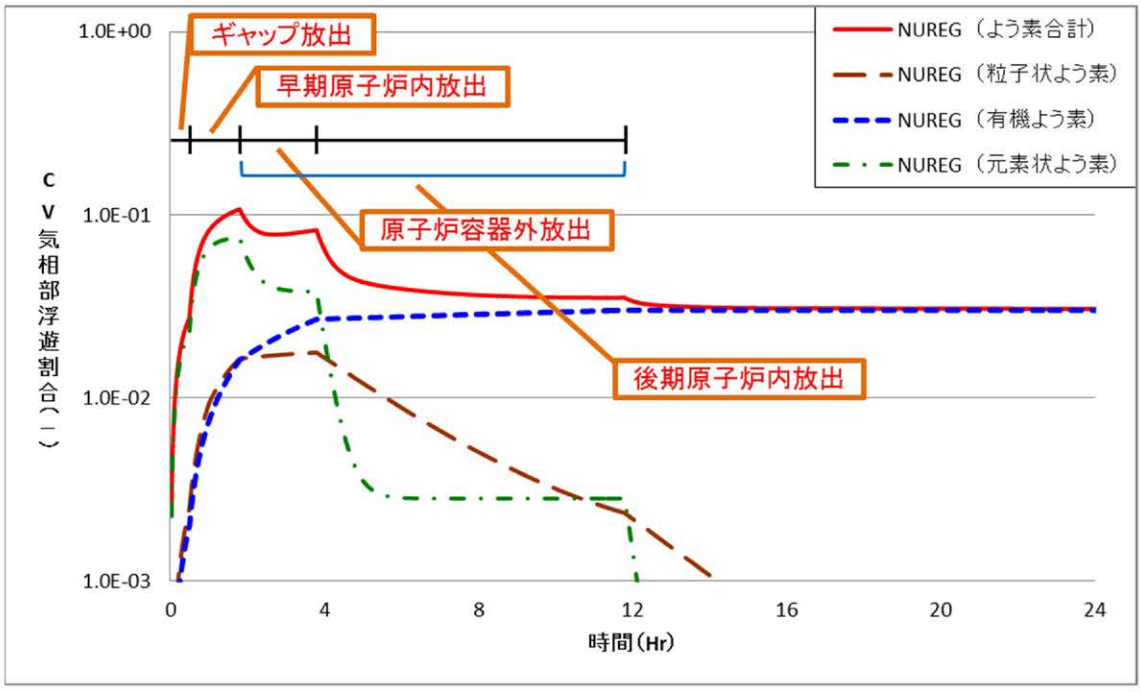


図 3.A-4　原子炉格納容器内気相部浮遊よう素量
（炉心内蓄積量に対する割合：NUREG-1465 ベース）

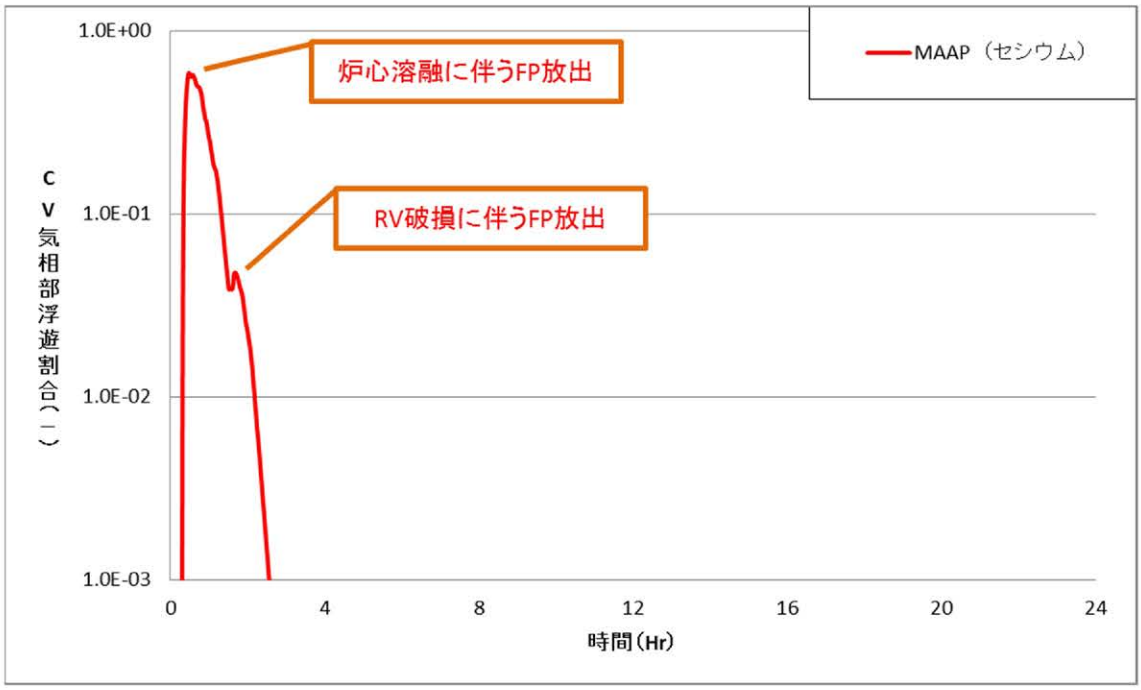


図 3.A-5　原子炉格納容器内気相部浮遊 Cs 量
（炉心内蓄積量に対する割合：ＭＡＡＰコードベース（補正））

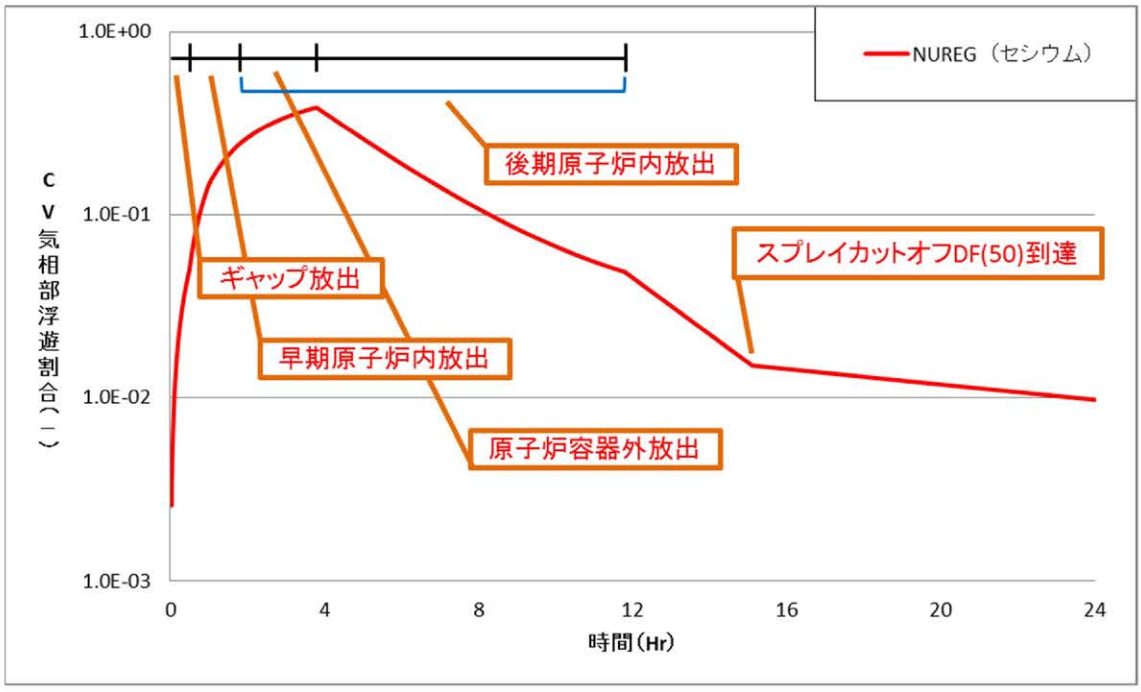


図 3.A-6　原子炉格納容器内気相部浮遊 Cs 量
（炉心内蓄積量に対する割合：NUREG-1465 ベース）

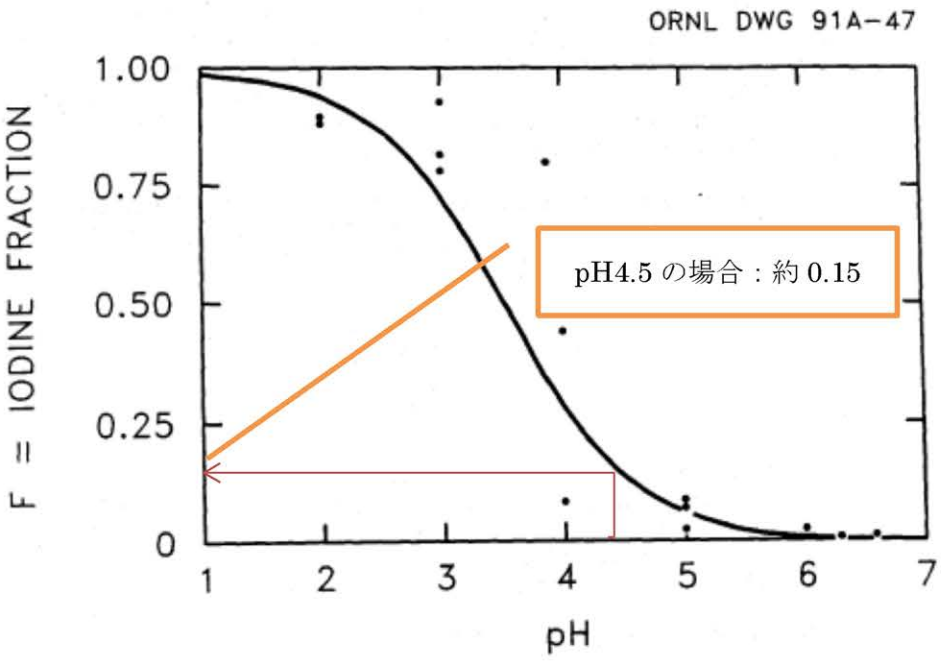


図 3.A-7　ヨウ化イオン(I^-)とよう素(I_2)の割合[A-6]

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次系圧力	
	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
		バレルバッフル領域
		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プ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	コーストダウン特性	
	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）
	ジルコニウムー水反応速度の係数
	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次系配管破断条件（位置、口径）

（第３部　ＭＡＡＰコード）

添付１　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について

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.....3.1-15
5 まとめ.....3.1-83
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.....3.1-84
添付 1-2　1 次系圧力が 2.0MPa[gage]近傍にて停滞する現象について.....3.1-86

1 まえがき

高圧溶融物放出（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

溶融炉心が原子炉容器下部プレナムに落下し、１次系圧力が高圧の状態で、原子炉容器下部ヘッドが破損すると、溶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、溶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、溶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溶融炉心を捕捉する効果があること、放出された溶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）。

溶融炉心の分散放出は、高圧条件下で溶融炉心が１次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次系を減圧させることにより、溶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、溶融炉心の分散放出が無視できる１次系圧力は約 2.0 MPa[gage]と評価される。一方、原子炉容器破損時の１次系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、事故シーケンスとしては、１次系が高圧条件である「全交流動力電源喪失＋補助給水失敗」を選定している。４ループプラントの１次系圧力の応答は図 3-1 に示すとおりであり、約 3.3 時間に１次系強制減圧（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5.5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、速やかに減圧し、約 6.7 時間の原子炉容器破損の時点で 1.8 MPa[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次系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次系圧力（DCH 防止）の不確かさに関する整理結果を示す。図 3-2 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、設計圧力に近い高圧での弁質量流量の不確かさは小さい。低圧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。

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

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、$\delta G/\delta P_b=0$ 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]。

[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

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

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：ポリトロープ指数

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 3-3 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 次系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 次系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 次系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溶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、細粒化した溶融炉心（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、溶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
・溶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

---

[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　溶融炉心と冷却水の相互作用について

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し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、水蒸気発生のし易さの観点では、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保存則に基づいており、不確かさは小さいと言える。

溶融炉心の落下速度と細粒化量

溶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、溶融炉心と水の接触のし易さ（＝接触面積）に依存する。即ち、

・溶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．溶融ジェットの落下径

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

溶融炉心が冷却水に落下する際に、エントレインにより溶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、（UO_2 及び ZrO_2）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。

（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次系圧力が 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、溶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、クリープ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ー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、ジルコニウムー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、溶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。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し、上面が水プールで覆われる状況では、溶融炉心は冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。限界熱流束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、原子炉容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束に関する感度解析を実施する。

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
加圧器逃がし弁による圧力変化	加圧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く質量流量を計算するモデルを使用して評価される。	加圧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次系圧力が上昇し、１次系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次系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 （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。	ジルコニウムー水反応速度 （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プしているため、溶融炉心の下部クラストと原子炉容器の間にギャップが生じ、そのギャップに水が浸入して冷却されるが、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プ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プ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）

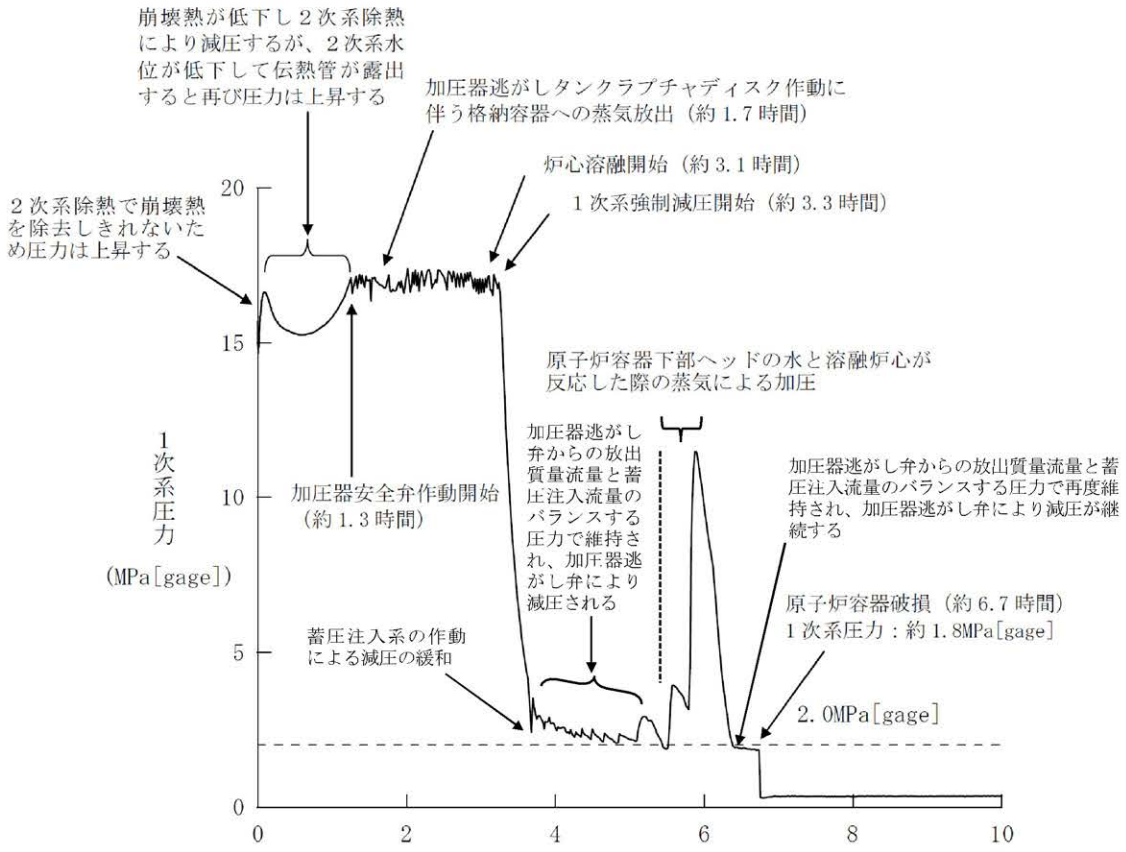


図 3-1　「全交流動力電源喪失＋補助給水失敗」における１次系圧力挙動

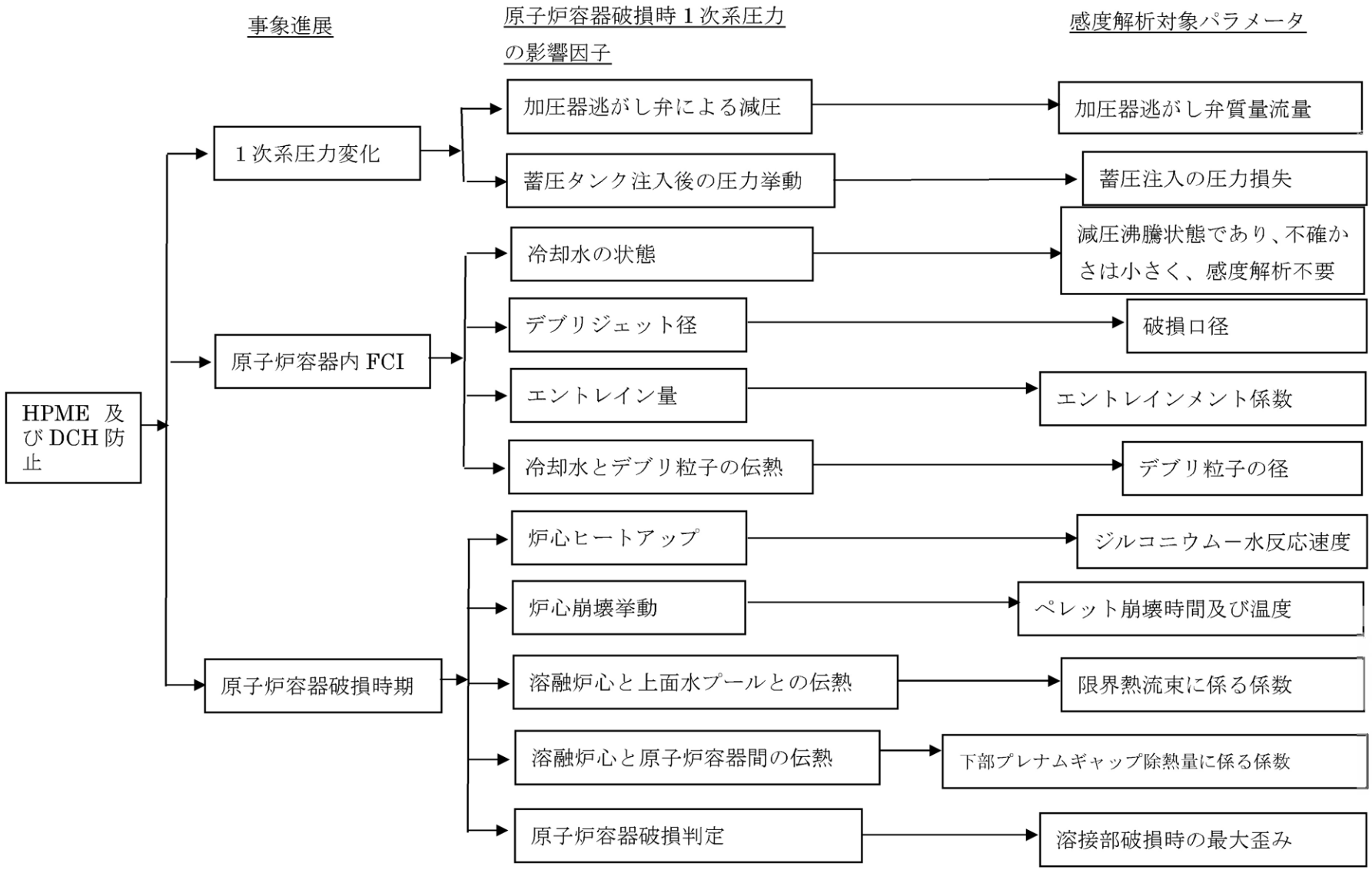


図 3-2　HPME 及び DCH 防止における不確かさに関する流れ図

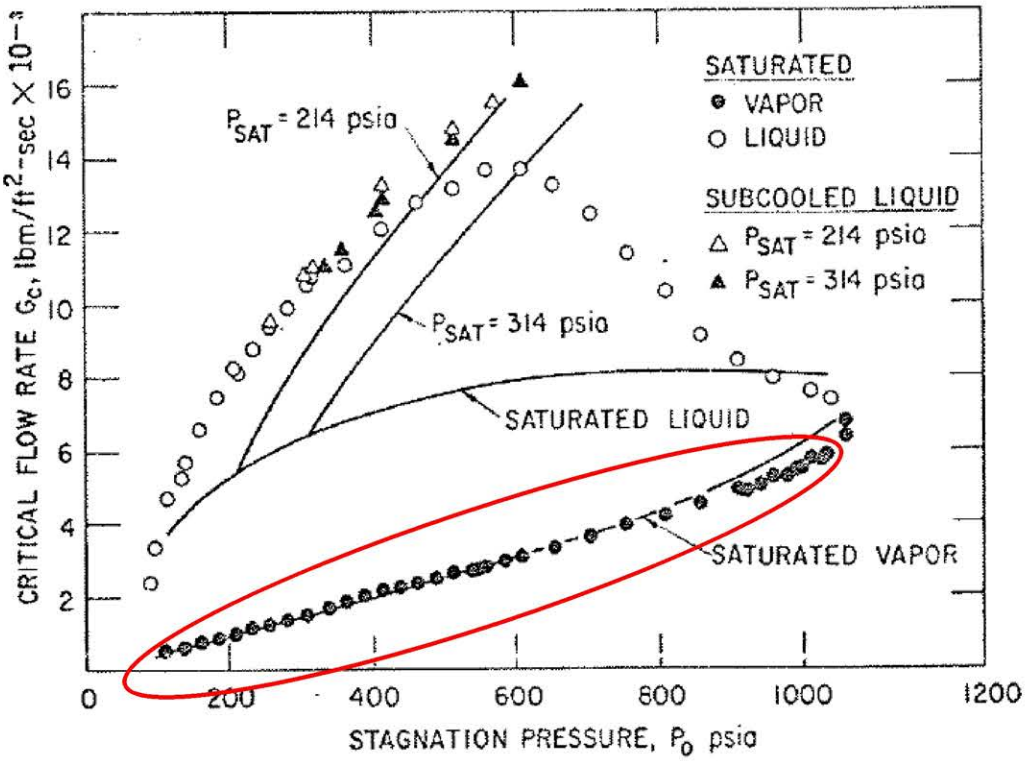


図 3-3　Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量と実験との比較

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次系強制減圧時の１次系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次系強制減圧により１次系圧力は急減する。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次系圧力については、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。

溶融炉心は、下部プレナムへの溶融物移動開始以降、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溶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、溶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溶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、下部プレナム内溶融炉心量が約 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溶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、下部プレナム内の溶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

加圧器逃がし弁の質量流量の 1 次系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 次系強制減圧時の 1 次系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	□	プラント設計に基づく値
感度解析ケース	□	プラント設計に基づく値の 50%増

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、加圧器逃がし弁開による 1 次系強制減圧により 1 次系圧力は急減し、約 3.6 時間の時点で蓄圧注入系が作動する。その時刻までは、ベースケースと感度解析ケースとで挙動は同等である。3.6 時間以降の挙動も、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 次系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、

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。

計装用案内管溶接部が破損していることがわかる。

評価

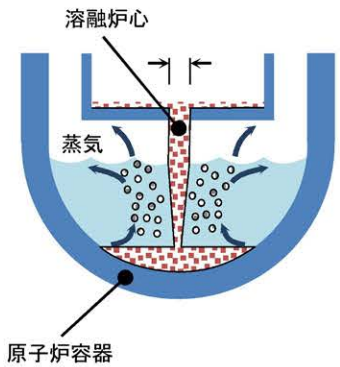
蓄圧注入の流動抵抗の１次系圧力挙動に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

（３）溶融ジェット径

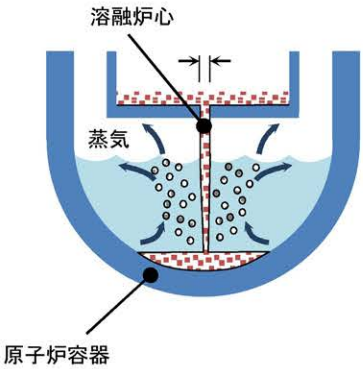
解析条件

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、圧力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□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□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っても、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	□ m	下部炉心支持板の水力等価直径相当
感度解析ケース	□ m	クラスト破損面積が小さい場合を想定



ベースケース



感度解析ケース

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

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。

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力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 次系圧力はどちらも約 1.8MPa[gage]であり大きな感度は無い。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。しかしながら、クリープ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のと同時期に、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

溶融ジェット径の圧力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

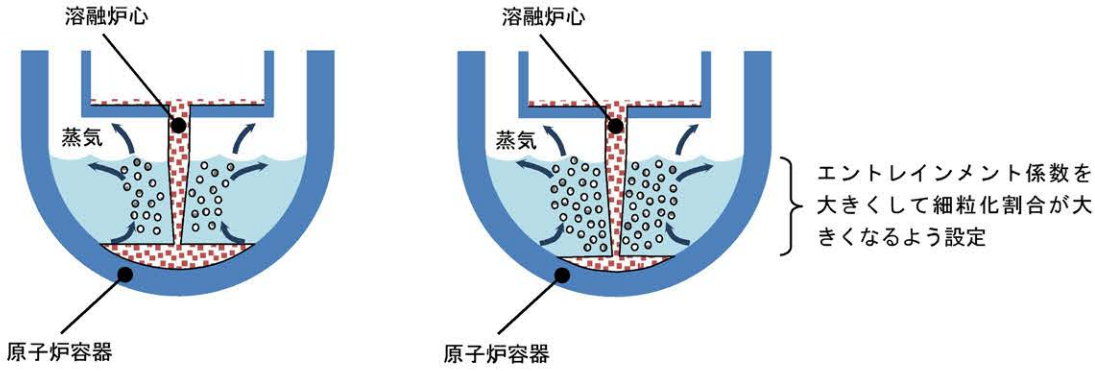
解析条件

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、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相

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。

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



ベースケース　　感度解析ケース

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次系圧力の上昇は、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次系圧力は約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。しかしながら、クリープ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のと同時期に、損傷割合が増

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。

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

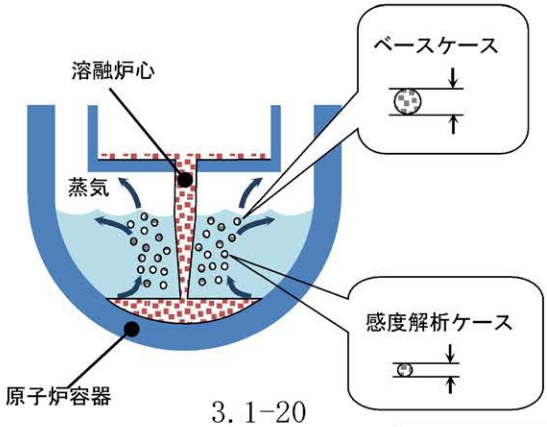
エントレインメント割合の圧力スパイクに対する感度は約 1.8MPa あるものの、原子炉容器破損の時点での圧力に対する感度は小さいため、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

（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力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、圧力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 次系圧力についても、ほぼ感度は無くどちらのケースも約 1.8MPa[gage]である。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。しかしながら、クリープ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のと同時期に、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。

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 次系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。

（６）ジルコニウムー水反応速度

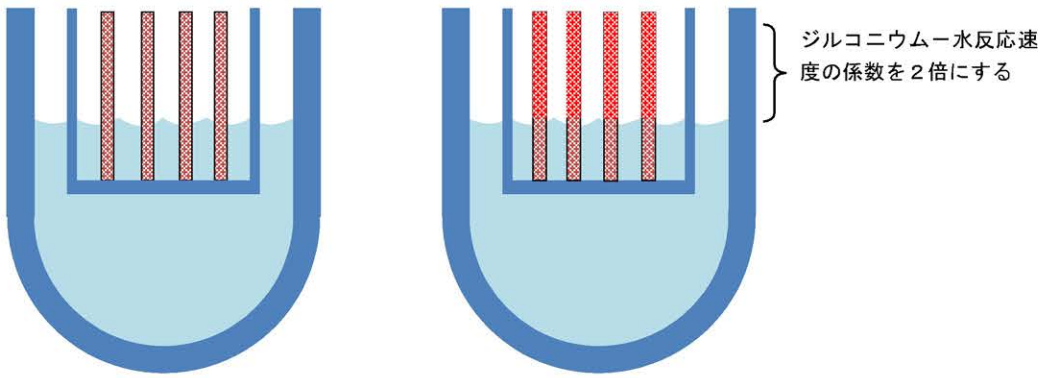
解析条件

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ー水反応速度を選定した。ジルコニウムー水反応速度の感度をみるため、ジルコニウムー水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウムー水反応速度の係数）はジルコニウムー水反応の計算のみに使用され、熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径、長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより、酸化反応熱の発生速度、水素発生速度、酸化ジルコニウム生成速度が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

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。

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



ベースケース　　感度解析ケース

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 次系圧力は 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、ジルコニウムー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、ジルコニウムー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ー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。

評価

ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度は、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

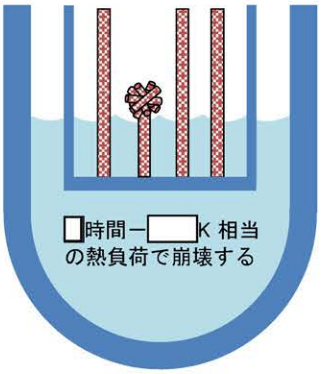
炉心がある温度に達してから、燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは、一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）には、不確かさがあると考えられるため、感度を確認する。ベースケースでは、炉心ノードが［　　］K一定と仮定した場合に［　］時間で炉心が崩壊することを想定しているが、感度解析では、炉心ノードが［　　］K一定と仮定した場合に［　］時間（あるいは［　　］K一定で［　　］秒）経過

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

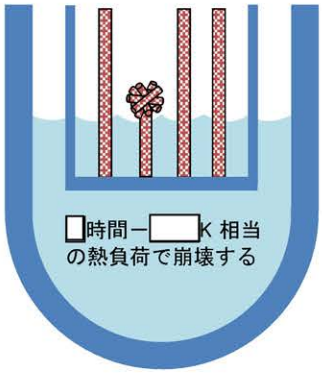
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

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



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、圧力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力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 次系圧力は 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 次系圧力は 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。

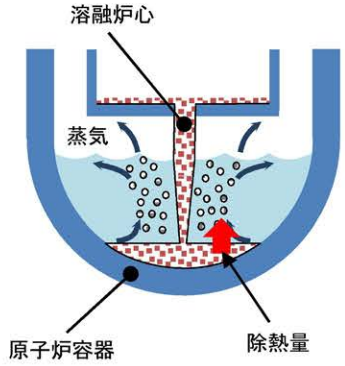
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

（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

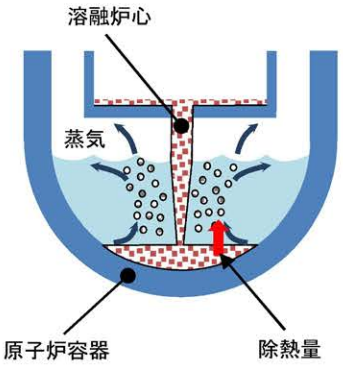
解析条件

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	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	水への熱伝達が制限される値



ベースケース



感度解析ケース

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

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。

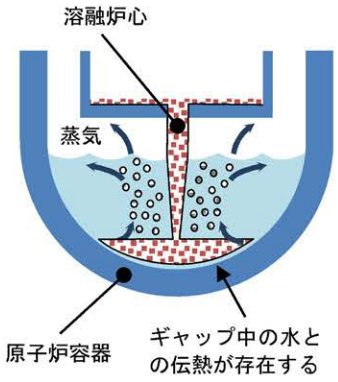
時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

（9）溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達

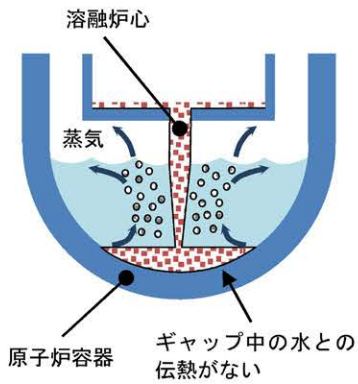
解析条件

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	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	溶融炉心と下部プレナムが接触



ベースケース



感度解析ケース

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、下部ヘッドの温度が若

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。

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 次系圧力及び原子炉容器破損時刻に対する感度としては非常に小さい。また、いずれのケースも原子炉容器破損時点において、1 次系圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

評価

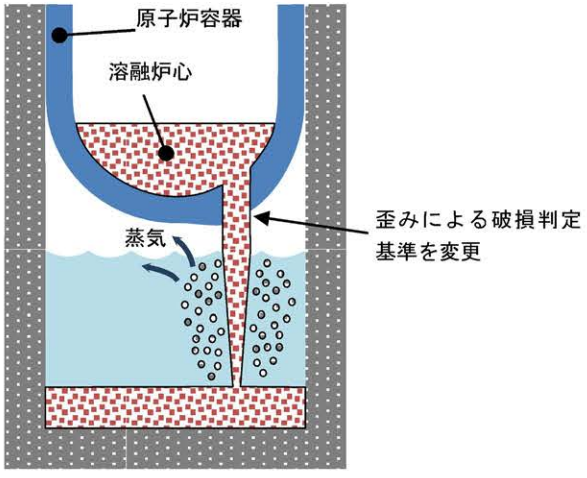
溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達の原子炉容器破損時刻に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さいと言える。

（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。

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溶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

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。

たものであるため、溶接部が破損する時点までの 1 次系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、溶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 次系圧力は 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。

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。

（１１）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溶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、溶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もしくはクリープ破損に至ることを確認した。

1 次系圧力挙動は、図 3-1 に示したとおり、下部プレナムへの溶融炉心落下後、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 次系圧力は減少に転じ、蓄圧タンク圧力である 2.0MPa[gage]近傍で下げ止まる。 1 次系圧力が 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 次系圧力は 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 次系圧力に対する感度を確認する。

一方、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 次系圧力に応じて変動する

ことから、１次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溶融炉心が落下した過程で大量の水蒸気が生成され、1 次系圧力は短時間に高いピークが発生した。これは、溶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 次系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次系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。