

2017.9.12修正

本資料のうち、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。

第5部 M A A P

目次

- 第5部 M A A P -

1. はじめに	5-3
2. 重要現象の特定	5-4
2.1 事故シーケンスと評価指標	5-4
2.2 ランクの定義	5-12
2.3 物理現象に対するランク付け	5-14
3. 解析モデルについて.....	5-39
3.1 コード概要	5-39
3.2 重要現象に対する解析モデル	5-40
3.3 解析モデル	5-43
3.4 ノード分割	5-85
3.5 入出力	5-87
4. 妥当性確認	5-90
4.1 妥当性確認方法	5-90
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）	5-97
4.3 妥当性確認（感度解析）	5-170
4.4 実機解析への適用性	5-208
5. 有効性評価への適用性.....	5-222
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	5-222
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	5-228
6. 参考文献	5-240
参考1 M A A PとNUREG-1465のソースタームについて.....	5-242
別紙1 入力項目リスト.....	5-247
別添1 新知見への対応について.....	5-別 1-1
別添2 実験知見を踏まえたM A A Pコードの有効性評価への適用性について .	5-別 2-1
別添3 審査会合における指摘事項の回答.....	5-別 3-1
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	添付 5-1-1
添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について	添付 5-2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について.....	添付 5-3-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、MAAP（MAAP4）コードについて、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

M A A Pコードが適用される炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の格納容器破損モードについて、具体的な事故シーケンス並びにその事象推移、運転操作及び評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変化又は設計基準事故（L O C Aを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、原子炉減圧には成功するが、低圧注水機能が喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして、例えば「給水流量の全喪失＋非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉がスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力は逃がし安全弁設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、手動操作により逃がし安全弁を開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合、原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(2) 高圧注水・減圧機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変化又は設計基準事故（L O C Aを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、かつ、原子炉減圧機能が機能喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして、例

例えば「給水流量の全喪失＋非常用炉心冷却系（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧の失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力は逃がし安全弁設定値近傍に維持される。一方、原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では、原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、原子炉代替減圧系（原子炉自動減圧インターロック）により原子炉を減圧し、原子炉の減圧後に非常用炉心冷却系（低圧注水系）により原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、残留熱除去系による除熱を行うことで、抑制する。本事象の場合、原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、全交流動力電源喪失の発生後、安全機能を有する系統及び機器が機能喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機等の機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、全交流動力電源喪失後、原子炉はスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系が自動起動して水位は維持される。しかし、直流電源が枯渇すると長時間の注水が期待できないため、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、原子炉隔離時冷却系による原子炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替交流動力電源設備及び低圧代替注水系の準備が完了したところで、原子炉の減圧及び低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は、逃がし安全弁により手動操作にて実施する。減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系による注水

が開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、残留熱除去系又は格納容器圧力逃がし装置による除熱を行うことで抑制する。本事象の場合、原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変化又は設計基準事故（LOCAを除く）の発生後、炉心冷却には成功するが、崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして、例えば「給水流量の全喪失+取水機能喪失」及び「給水流量の全喪失+残留熱除去系の故障」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系等が自動起動して水位は維持されるが、外部電源の喪失を想定すると、取水機能喪失時には非常用ディーゼル発電機等の機能喪失による全交流動力電源喪失により、長時間の注水継続は期待できないために、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。また、残留熱除去系故障時には非常用炉心冷却系等によって炉心の冷却は維持されるものの、原子炉格納容器からの除熱機能喪失によって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度が限界圧力及び限界温度を超過する。

取水機能喪失時に炉心損傷を防止するために、原子炉隔離時冷却系等による原子炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替交流動力電源により給電を開始し、低圧又は高圧代替注水系による原子炉への注水を開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水する。原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は、逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、最終ヒートシンクへの代替熱移送系を用いた除熱によって抑制する。

また、残留熱除去系故障時には、原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度の上昇を抑制するため、格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。

上記のとおり、原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(5) LOCA時注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、LOCA発生

後、「高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失する場合」又は「高圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失する場合」に、炉心の著しい損傷に至る事象を想定する。重要事故シーケンスとして、例えば「中小破断LOCA+非常用炉心冷却系（高圧注水及び低圧注水系）起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、LOCA発生後、原子炉はスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。しかし、非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）の起動失敗により、原子炉水位が低下し、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、手動操作により逃がし安全弁を開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系等による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系等による注水が開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は、LOCA破断口から放出される冷却材及び逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが、格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合、原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

2.1.2 格納容器破損防止対策

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

この格納容器破損モードは、原子炉格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材のフラッシング、溶融炉心の崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウム-水反応等によって発生した非凝縮性ガスの蓄積によって、原子炉格納容器内の雰囲気圧力・温度が徐々に上昇し格納容器破損に至る事象である。評価事故シーケンスとして、例えば「大破断LOCA時注水機能喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、非常用炉心冷却系の機能が喪失することを想定するため、原子炉水位が急速に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上

昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉压力容器の破損により、熔融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉压力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まっており、落下してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、熔融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による熔融炉心からの除熱が十分でない場合には、熔融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリート熔融温度以上となり、コンクリートからの脱水及びコンクリートの熔融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は、原子炉格納容器の過圧に寄与する他、熔融炉心内部の金属と反応して水素ガス発生に寄与する場合もある。これらの水蒸気、発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって、原子炉格納容器内の雰囲気圧力・温度が緩慢に上昇し、やがて格納容器過圧・過温破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、低圧代替注水系等による原子炉注水、格納容器代替スプレイ系による格納容器冷却及び格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱がある。原子炉压力容器内の熔融炉心の冷却を低圧代替注水系等によって行うが、熔融炉心の崩壊熱によって原子炉格納容器内に放出される蒸気により、原子炉格納容器の圧力及び雰囲気温度は徐々に上昇する。格納容器スプレイを実施することによって、原子炉格納容器の圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制するが、外部水源からの総注水量が制限値に達した時点で、格納容器スプレイを停止する。その後、原子炉格納容器の圧力及び雰囲気温度は再び上昇するものの、格納容器圧力逃がし装置等による除熱により、格納容器破損を防止する。

本事象の場合、原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(2) 高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

この格納容器破損モードは、原子炉圧力が高い状況で原子炉压力容器が破損し、高圧の水蒸気及び水素ガスが放出されるとともに、熔融炉心が液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し、原子炉格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る事象である。評価事故シーケンスとして、例えば「高圧注水・減圧機能喪失+全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、高圧注水・減圧機能が喪失することを想定するため、原子炉水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある熔融炉心自

身の発熱や上方から流下してきた熔融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は熔融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって熔融炉心は原子炉压力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に熔融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、熔融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。熔融炉心が高温状態となると、原子炉压力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力が高圧状態で原子炉压力容器破損に至るため、高圧の水蒸気及び水素ガスが放出されるとともに、熔融炉心の分散放出が発生する。分散放出された熔融炉心は液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し、原子炉格納容器的圧力・温度が急上昇して破損に至る可能性がある。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、原子炉压力容器破損までに手動操作にて、原子炉を速やかに減圧させることで、熔融炉心の分散放出を抑制する。

本事象の場合、原子炉の減圧により原子炉圧力が高い状況での熔融物の噴出を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉圧力」である。

(3) 原子炉压力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用

この格納容器破損モードは、熔融炉心と格納容器下部のプール水が接触して一時的な圧力の急上昇が発生し、この時に発生するエネルギーにより構造物が破壊され格納容器破損に至る事象である。水蒸気爆発については、これまでの知見により、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が、熔融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧力スパイク）の可能性のあることから、ここでは、圧力スパイクによる格納容器破損を取り扱う。評価事故シーケンスとして、例えば「高圧・低圧注水機能喪失＋全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、高圧・低圧注水機能が喪失することを想定するため、原子炉水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある熔融炉心自身の発熱や上方から流下してきた熔融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は熔融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって熔融炉心は原子炉压力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に熔融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、熔融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。熔融炉心が高温状態となると、原子炉压力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇し

ていき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まっており、落下してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発し、圧力スパイクにより格納容器破損に至る可能性がある。

本事象では、圧力スパイクにより、瞬時に原子炉格納容器圧力が急上昇し、原子炉格納容器の破損に至る可能性があることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

(4) 水素燃焼

この格納容器破損モードは、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素ガスの燃焼により格納容器破損に至る事象である。評価事故シーケンスとして、例えば「高圧・低圧注水機能喪失+全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、高圧・低圧注水機能が喪失することを想定するため、原子炉水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心露出部で燃料棒が過熱していくと燃料被覆管のジルコニウム-水反応によって多量の水素ガスが発生するとともに、水の放射線分解によって水素ガス及び酸素ガスが発生する。発生した水素ガス及び酸素ガスは、原子炉内で発生する蒸気とともに、逃がし安全弁を通じてウェットウェルに流入し、サプレッション・プール水中にとりこまれた核分裂生成物による水の放射線分解に伴って発生する水素ガス及び酸素ガスとともに空間部に蓄積し、一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入する。格納容器スプレイにより格納容器内で蒸気の凝縮が進むと、格納容器内の水素及び酸素濃度は上昇する。なお、水素ガス及び酸素ガスの可燃限界は、水素濃度 4 vol%以上、かつ、酸素濃度 5 vol%以上が指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、格納容器内雰囲気を窒素置換することによる不活性化及び格納容器圧力逃がし装置による可燃性ガスの排出によって、水素燃焼の発生を抑制する。

本事象の場合、格納容器内において水素爆轟が発生しないことを確認することが目的であり、BWRでは、格納容器内雰囲気が窒素封入により不活性化されており、また炉心損傷後はジルコニウム-水反応に伴い多量の水素ガスが発生するため、水素燃焼の発生に対しては酸素濃度の上昇が律速となる。そのため、「酸素濃度」を評価指標として選定する。なお、水素濃度の上昇に伴い格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため、酸素濃度を保守的に評価する観点で、水素濃度については実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド指定の全炉心内のジルコニウム量の 75%が水と反応する想定ではなく、MAAPの評価値を用いる。

(5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは、格納容器下部床上へ落下した溶融炉心によりコンクリート侵食が継続し、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失し、格納容器破損に至る事象である。評価事故シーケンスとして、例えば「大破断LOCA時注水機能喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、非常用炉心冷却系の機能が喪失することを想定するため、原子炉水位は急速に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によって溶融炉心は原子炉压力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉压力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉压力容器の破損により、溶融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉压力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による溶融炉心からの除熱が十分でない場合には、溶融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリート溶融温度以上となり、コンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。溶融炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続すると、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失し、格納容器破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、原子炉压力容器の下部から溶融炉心が流れ出す時点で、格納容器下部において溶融炉心の冷却に寄与する十分な水量及び水位を確保し、かつ、溶融炉心の落下後に崩壊熱を十分に上回る原子炉注水及び格納容器下部注水系による注水を行うことによって、溶融炉心の冷却を行う。

本事象の場合、コンクリート侵食を抑制することが評価目的であることから、評価指標は「コンクリート侵食量」である。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちMAAPで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2.2-1の定義に従って「H」、「M」、「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

なお、本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、事故シーケンスグループ等に対して抽出されたものであり、具体的な事故シーケンスでは生じない場合もあり、その場合は「I」に分類する。

表 2.2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちMAAPで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、2.1で述べた事象進展を踏まえ、表2.2-1の定義に従って、評価指標及び運転操作への影響に応じて表2.3-1及び表2.3-2のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし、未臨界となるため、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって、核分裂出力は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、核分裂出力は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし、未臨界となるため、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって、出力分布変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、出力分布変化は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし、未臨界となるため、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって、反応度フィードバック効果は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、反応度フィードバック効果は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし、未臨界となるため、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって、制御棒反応度効果は炉心損傷防止における評価

指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、制御棒反応度効果は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし、未臨界となるため、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となり、主な熱源として事象進展の速さに影響する。したがって、崩壊熱は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし、未臨界となるため、核熱水力不安定事象は発生しない。したがって、核的な三次元効果は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガスの発生を考慮する必要がある。したがって、燃料棒内温度変化は、燃料被覆管温度が顕著に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対しては重要度が高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガスの発生を考慮する必要がある。したがって、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、表面熱伝達の影響が大きくなり、重要度が高いと考えられる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては、一時的に炉心が露出しても早期に再冠水し、冠水状態では熱伝達が十分大きくなることから、燃料棒表面の熱

伝達変化による影響は小さく、崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となる。したがって、燃料棒表面熱伝達は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。燃料棒表面において核沸騰から膜沸騰へ沸騰遷移が生じた場合には、熱伝達の低下によって燃料被覆管温度が上昇するものの、事象初期の短期間における燃料被覆管温度に影響する現象であり、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さい。したがって、沸騰遷移は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、沸騰遷移は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導、燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガスの発生を考慮する必要がある。したがって、燃料被覆管酸化は、燃料被覆管温度が顕著に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の変形及び酸化反応による発熱や水素ガスの発生、燃料被覆管の破損によるペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積したFPの原子炉圧力容器内への放出を考慮する必要があり、格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、燃料被覆管の変形により炉心冷却性への影響が考えられるものの、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、水位が低下して炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合には、円周方向及び軸方向からの三次元的な燃料棒間の輻

射熱伝達（三次元効果）が生じる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては、一時的に炉心が露出しても再冠水することから、三次元効果の影響は小さく、崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となるため、重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(13) 沸騰・ボイド率変化 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し、燃料被覆管の温度上昇が始まるため、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガス発生を考慮する必要がある。したがって、二相水位に影響する沸騰・ボイド率変化は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、燃料被覆管温度が顕著に上昇せず、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さいため、重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、炉心冷却状態への影響が大きく、熔融炉心の挙動への影響が考えられるため、重要度が高いと考えられる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し、燃料被覆管の温度上昇が始まるため、燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガス発生を考慮する必要がある。したがって、二相水位に影響する気液分離（水位変化）・対向流は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、被覆管温度が顕著に上昇せず、長期的な挙動へ着目した場合に影響は小さいため、重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、炉心冷却状態への影響が大きく、熔融炉心の挙動への影響が考えられるため、重要度が高いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスでは、早期に再循環ポンプがトリップするため、事象初期を除いて炉心領域に強制循環はないため、冷却材の注水による気液熱非平衡状態が考えられるが、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、熔融炉心の挙動への影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(16) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、早期に再循環ポンプがトリップするため、事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は、炉心部とダウンカマ部の静水頭が支配的であると考えられる。したがって、圧力損失は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、ダウンカマに注水された冷却材が下部プレナムを經由して、又は、炉心バイパス部から燃料集合体の漏えい経路を經由して炉心部へ流入する際、圧力損失が均一となるように熱出力に応じて燃料集合体間で流量配分される三次元効果が発生する。ただし、長期的な挙動へ着目した場合に三次元効果の影響は小さく、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし、原子炉圧力容器内における冷却材流量変化は長期間に亘り自然循環が支配的となる。長期的な挙動に着目した場合、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、原子炉圧力容器内の自然循環による冷却材の流量変化の影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、熔融炉心の挙動への影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [原子炉圧力容器]

炉心損傷防止において評価する具体的な事故シーケンスでは、逃がし安全弁やL O C A破断口からの冷却材放出によって、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの、長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり、冷却材放出 (臨界流・差圧流) は、評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止における高圧熔融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては、逃がし安全弁からの冷却材放出による原子炉圧力への影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止のその他の評価指標に対しては、炉心損傷後において、原子炉圧力容器からの流れの駆動力となる水蒸気の発生による影響は小さいため、評価指標に対する影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、逃がし安全弁を用いた原子炉の急速減圧あるいはLOCA発生後の冷却材流出による原子炉減圧があり、減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化によって二相水位が変化する。また、原子炉への注水によって蒸気が凝縮する。しかしながら、炉心以外の領域の沸騰、凝縮及びボイド率変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(21) 気液分離・対向流 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出する。しかしながら、炉心以外の領域の気液分離・対向流は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(22) 気液熱非平衡 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、炉心が露出した場合に、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が考えられるものの、原子炉圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材の熱伝達によって、ほぼ飽和状態となるため、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響はない。また、熔融炉心の挙動への影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対しては、重要度が低いと考えられる。

(23) 圧力損失 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、早期に再循環ポンプがトリップするため、事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は、炉心部とダウンカム部の静水頭が支配的であると考えられる。したがって、圧力損失は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器]

炉心損傷以前において、原子炉圧力容器等の構造材の保有熱は、原子炉冷却材との熱伝達（構造材との熱伝達）を通じて原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与えるものの、長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的である。したがって、構造材との熱伝達は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納

容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

なお、熔融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達は、物理現象「下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達」において考慮する。

(25) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）〔原子炉圧力容器〕

炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損及び水素燃焼において評価する具体的な事故シーケンスでは、非常用炉心冷却系（E C C S）及び代替注水設備を使用して炉心の冷却を行う。原子炉圧力容器への注水は、原子炉格納容器への放出エネルギーに影響を与え、格納容器圧力変化に影響を及ぼすため、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止における水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、注水による水蒸気や水素ガスの発生量への影響が考えられ、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が中程度であると考えられる。また、格納容器破損防止における熔融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量については、注水された水が原子炉圧力容器破損口から流れ出ることによる熔融炉心の冷却が考えられるため、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の格納容器破損モードにおける事故シーケンスにおいては、E C C S（給水系・代替注水設備含む）の作動は考慮しておらず、評価指標に対する影響はない。

(26) ほう酸水の拡散〔原子炉圧力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれもほう酸水の注入を考慮していない。したがって、ほう酸水の拡散は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(27) 三次元効果〔原子炉圧力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に、燃料被覆管温度が上昇する事象であり、炉心流量急減過程において、下部プレナム内の流量配分が不均等になる可能性があるが、事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって、三次元効果は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は熔融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(28) 冷却材放出 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、逃がし安全弁やL O C A破断口からの冷却材放出によって、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの、長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり、冷却材放出は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(29) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウム-水反応によって発生した非凝縮性ガス（含む水素ガス）は、L O C A破断口からドライウェルを經由し、又は逃がし安全弁を介してウェットウェルへ流入し、サブプレッション・プール水温度を上昇させる。ウェットウェルにおける気液界面の熱伝達によって、気相部の圧力・温度が上昇し、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える。したがって、格納容器各領域間の流動は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標については、高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては、現象の発生防止として、原子炉圧力の低下が評価の主体となっており、重要度は低いと考えられる。溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力に対しては、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇が評価指標となっており、重要度は高いと考えられる。ウェットウェル空間部に蓄積された水素ガス及び酸素ガスの一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入するため、原子炉格納容器内における非凝縮性ガスの濃度分布に影響があり、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。また、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量については、溶融炉心から上面水プール及びコンクリートへの熱伝達が支配的であり、格納容器各領域間の流動の影響は小さいため、重要度は低いと考えられる。

(30) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、残留熱除去系等を用いて原子炉格納容器からの除熱が可能であり、サブプレッション・プール冷却は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における高圧・低圧注水機能喪失及びL O C A時注水機能喪失の事故シーケンスにおいては、サブプレッション・プール冷却は考慮しておらず、評価指標に対する影響はない。ま

た、サプレッション・プールの冷却によって水蒸気が凝縮し、非凝縮性ガスの濃度が上昇するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(31) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、ウェットウェルにおける気液界面の熱伝達によって、気相部の圧力・温度が上昇し、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える。したがって、気液界面の熱伝達は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく、重要度が低いと考えられる。

(32) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉格納容器内温度の上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達が生じる。構造材との伝熱は、その熱容量により原子炉格納容器内温度の変化を抑制する方向に作用し、短期的には影響が大きい。また、材料により伝熱特性が異なり、熱伝導率の高い金属では表面熱伝達の影響が大きいのに対し、熱伝導率の低いコンクリートでは、コンクリート内部の熱伝導の影響が大きくなる。したがって、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく、重要度が低いと考えられる。

なお、溶融炉心と構造材間の熱伝達は、物理現象「溶融炉心とコンクリートの伝熱」において考慮する。

(33) スpray冷却 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、格納容器スプレイにて、原子炉格納容器圧力及び温度の抑制が可能である。したがって、スプレイ冷却は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては、スプレイ冷却は考慮しておらず、評価指標に対する影響はない。また、スプレイの作動によって水蒸気が凝縮し、非凝縮性ガスの濃度が上昇するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する重要度は高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(34) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、炉心損傷後、放射線水分解、ジルコニウム-水反応等によって水素ガス及び酸素ガスが発生し、原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性があり、格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。ただし、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、炉心損傷に至ることはないため、影響はない。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標となり、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(35) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、格納容器圧力逃がし装置にて、原子炉格納容器圧力及び温度の抑制が可能であり、格納容器ベントは、炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては、格納容器ベントは考慮しておらず、評価指標に対する影響はない。また、格納容器ベントによって、原子炉格納容器内の雰囲気組成が変化するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(36) リロケーション [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。炉心のリロケーションは、溶融炉心の冷却性、原子炉圧力容器の破損挙動等、炉心溶融後の事象進展に与える影響が大きい。リロケーションの過程における、炉心の流路閉塞挙動によって、水素ガスの発生量への影響が考えられ、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が高いと考えられる。さらに、水素濃度の上昇に伴って原子炉格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重要度が高いと考えられる。また、リロケーションは溶融炉心の下部プレナムへの移行挙動に関係し、原子炉圧力容器の破損タイミングにおいて溶融炉心の持つ崩壊熱や格納容器下部へ落下する溶融炉心の量への影響が考えられるため、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標で

ある原子炉格納容器圧力及び熔融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。

なお、本物理現象以降の物理現象については、炉心損傷後の物理現象であり、炉心損傷以前の現象を扱う炉心損傷防止における評価指標に対する影響はない。

(37) 原子炉圧力容器内F C I (熔融炉心細粒化) [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心熔融を伴い徐々にリロケーションする。熔融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に、原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化し、水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の発生によって発生する圧力スパイクは、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって、原子炉圧力容器内F C I (熔融炉心細粒化)は、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響はない。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(38) 原子炉圧力容器内F C I (デブリ粒子熱伝達) [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心熔融を伴い徐々にリロケーションする。熔融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に、原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化し、水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の発生によって発生する圧力スパイクは、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって、原子炉圧力容器内F C I (デブリ粒子熱伝達)は、高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響はない。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(39) 熔融炉心の再臨界 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、制御棒熔融開始から炉心熔融に至る間に原子炉圧力容器内に注水される可能性があるが、事象進展に伴い流路が閉塞し、熔融プールが形成されるため、熔融炉心が再臨界する可能性は十分小さい。したがって、熔融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(40) 構造材との熱伝達 [原子炉压力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉压力容器内の炉心燃料は、原子炉冷却材の減少によりヒートアップし、炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。この過程において、制御棒等の原子炉内構造物も、溶融燃料からの輻射熱伝達等により溶融し、炉心下部に移行する。構造材との熱伝達によって、溶融炉心の移行挙動、溶融炉心の量や組成等の炉心溶融後の事象進展に与える影響が考えられる。溶融炉心の移行挙動については、炉心の流路閉塞挙動による水素ガスの発生量への影響から、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が高いと考えられる。また、水素濃度の上昇に伴って原子炉格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重要度が高いと考えられる。構造材の溶融による溶融炉心の量や組成への影響からは、原子炉压力容器の破損タイミング、破損後の溶融炉心の放出量や放出された溶融炉心と水蒸気の反応による発熱等の影響が考えられるため、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。

(41) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [原子炉压力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、炉心のリロケーションによって下部プレナムに溶融炉心が堆積し、原子炉压力容器へ熱的負荷を与える。したがって、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、原子炉压力容器壁を介した格納容器雰囲気への伝熱の影響が考えられ、重要度が中程度であると考えられる。また、原子炉压力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合には、溶融炉心と冷却材との熱伝達による水蒸気発生によって原子炉圧力が上昇するため、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が高いと考えられる。溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては、格納容器下部への注水開始の判断基準を原子炉压力容器下鏡温度とした場合に、運転操作に対する影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響はない。溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力に対する直接的な影響はなく、重要度が低いと考えられる。

(42) 原子炉压力容器破損 [原子炉压力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉压力容器は、下部プレナムに堆積した溶融炉心との熱伝達による熱的負荷によって破損に至る。原子炉压力容器破損

の破損時期と破損形態（破損口の口径）は、原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内での溶融炉心の挙動に影響を与える。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、原子炉圧力容器の破損時期における核分裂生成物の移行挙動への影響や、放出された溶融炉心の反応による非凝縮性ガスの発生による影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては、原子炉圧力容器破損までに低減することが目的であり、重要度が高いと考えられる。格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度、溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては、原子炉圧力容器の破損形態による溶融炉心落下時の冷却による蒸気の発生挙動や溶融炉心の拡がり挙動への影響、破損時期による放出された溶融炉心の崩壊熱による影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。

(43) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生[原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い、ジルコニウム－水反応によって水素ガスが発生し、水蒸気とともに原子炉格納容器内に移動した後、原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性がある。したがって、放射線水分解等による水素ガス及び酸素ガス発生は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標となり、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(44) 原子炉圧力容器内F P挙動 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、燃料被覆管の破損や炉心の溶融によって、核分裂生成物（F P）が原子炉圧力容器内に放出される。放出されたF Pは、原子炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され、炉心あるいは溶融炉心中に残存したF Pは、溶融炉心の移動に伴って輸送される。気相中に浮遊するエアロゾル状のF Pは、原子炉圧力容器壁面や内部構造物等の構造材表面へ付着し、崩壊熱によって構造材の温度上昇に寄与する。原子炉圧力容器の外面が非常に高温となった場合には、自然対流及び輻射熱伝達により格納容器内温度に影響を与える可能性があるが、原子炉圧力容器からの輻射は保温材を介していることから影響は小さく、自然対流による影響が支配的となる。F Pの移行挙動による影響として、F Pによる水の放射線分解に伴う水素ガス及び酸素ガス発生、溶融炉心の持つ崩壊熱を始めとした各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響が考えられる。したがって、原子炉圧力容器内F P挙動は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格

格納容器圧力及び温度，水素燃焼の評価指標である酸素濃度及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(45) 原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは，高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮しない。

(46) 格納容器雰囲気直接加熱 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは，高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮しない。

(47) 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し，格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ，格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき，コンクリート温度の上昇により熱分解が起こり，水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した水蒸気，二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の非凝縮性ガスが発生する。さらに，コンクリート溶融温度に到達するとコンクリート侵食が起こる。溶融炉心の堆積状態は，落下後の溶融炉心の堆積高さ，水プールへの伝熱面積に影響を与える。したがって，格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりには，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。また，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響は小さく，重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(48) 内部構造物の溶融，破損 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に溶融炉心が落下し，格納容器下部区画内に存在する制御棒駆動装置等の構造物を溶融，破損させる可能性がある。しかしながら，溶融炉心の落下時に溶融炉心との接触によって溶融，破損する構造物は限定的であり，影響は小さく，内部構造物の溶融，破損は溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(49) 原子炉圧力容器外 F C I (溶融炉心細粒化) [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に水プールが存在する場合、落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液-液混合に伴って、溶融炉心が細粒化して水中に分散し、分散した粒子状デブリからの熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり、圧力スパイクが発生する可能性がある。したがって、原子炉圧力容器外 F C I (溶融炉心細粒化)は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。また、格納容器下部における溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(50) 原子炉圧力容器外 F C I (デブリ粒子熱伝達) [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に水プールが存在する場合、落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液-液混合に伴って、溶融炉心が細粒化して水中に分散し、分散した粒子状デブリからの熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり、圧力スパイクが発生する可能性がある。したがって、原子炉圧力容器外 F C I (デブリ粒子熱伝達)は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。また、格納容器下部における溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(51) 格納容器直接接触 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器の破損によって、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが、原子炉格納容器バウンダリは、溶融炉心と直接接触することがない構造となっており、格納容器直接接触は、格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(52) 溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水によ

る冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度の上昇により熱分解が起こり、水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した水蒸気、二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の非凝縮性ガスが発生する。さらに、コンクリート溶融温度に到達するとコンクリート侵食が起こる。したがって、溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱は、格納容器破損防止における溶融炉心・コンクリート相互作用に対する評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(53) 溶融炉心とコンクリートの伝熱 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度の上昇により熱分解が起こり、水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した水蒸気、二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の非凝縮性ガスが発生する。さらに、コンクリート溶融温度に到達するとコンクリート侵食が起こる。したがって、溶融炉心とコンクリートの伝熱は、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(54) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度の上昇により熱分解が起こり、水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した水蒸気、二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の非凝縮性ガスが発生する。さらに、コンクリート溶融温度に到達するとコンクリート侵食が起こる。したがって、コンクリートの分解及び非凝縮性ガスの発生は、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに水素燃焼の評価指標であ

る酸素濃度に対する影響があり、重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(55) 溶融炉心の再臨界 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器の破損によって、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが、この時、溶融燃料は炉心形状を維持しておらず、落下時において、制御棒等の中性子吸収材も溶融炉心内に取り込んでいると考えられることから、溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。したがって、溶融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(56) 原子炉格納容器内F P挙動 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると、核分裂生成物（F P）が原子炉圧力容器内に放出される。放出されたF Pは、原子炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され、LOCA破断口や逃がし安全弁を経由して原子炉格納容器内に移動し、各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響する。したがって、原子炉格納容器内F P挙動は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が中程度であると考えられる。また、ウェットウェルに放出された一部のF Pによる水の放射線分解に伴って水素ガス及び酸素ガスが発生し、ウェットウェル空間部の非凝縮性ガスの濃度分布に影響を与えるため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重要度が中程度であると考えられる。溶融炉心・コンクリート相互作用における評価指標であるコンクリート侵食量については、溶融炉心の持つ崩壊熱に影響があるものの、評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク（炉心損傷防止）（1/3）

分類		評価事象		炉心損傷防止				
				高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA時注水機能喪失
		物理現象		評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
炉心	核	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L
		(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L
		(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L
		(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L
		(5)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(6)	三次元効果	I	I	I	I	I
	燃料	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L
		(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	L	L	L
		(9)	沸騰遷移	L	L	L	L	L
		(10)	燃料被覆管酸化	L	L	L	L	L
		(11)	燃料被覆管変形	L	L	L	L	L
		(12)	三次元効果	L	L	L	L	L
	熱流動	(13)	沸騰・ボイド率変化	L	L	L	L	L
		(14)	気液分離（水位変化）・対向流	L	L	L	L	L
		(15)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L
		(16)	圧力損失	L	L	L	L	L
		(17)	三次元効果	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク（炉心損傷防止）（2/3）

分類	評価事象		炉心損傷防止				
	物理現象	評価指標	高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA時注水機能喪失
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	L	L	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流	L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L
	(25)	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	M	M	M	M	M
	(26)	ほう酸水の拡散	I	I	I	I	I
(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク（炉心損傷防止）（3/3）

分類	評価事象		炉心損傷防止				
	物理現象	評価指標	高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA時注水機能喪失
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出	L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(30)	サブプレッション・プール冷却	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	I
	(31)	気液界面の熱伝達	M	M	M	M	M
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	M	M	M	M	M
	(33)	スプレイ冷却	<u>H</u>	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(34)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	I	I	I	I	I
	(35)	格納容器ベント	<u>H</u>	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（1/5）

分類		物理現象	評価事象	格納容器破損防止				
			評価指標	格納容器過圧・過温破損	高压溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量	
炉心	核	(1) 核分裂出力	I	I	I	I	I	
		(2) 出力分布変化	I	I	I	I	I	
		(3) 反応度フィードバック効果	I	I	I	I	I	
		(4) 制御棒反応度効果	I	I	I	I	I	
		(5) 崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(6) 三次元効果	I	I	I	I	I	
	燃料	(7) 燃料棒内温度変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(8) 燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(9) 沸騰遷移	I	I	I	I	I	
		(10) 燃料被覆管酸化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(11) 燃料被覆管変形	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(12) 三次元効果	I	I	I	I	I	
	熱流動	(13) 沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(14) 気液分離（水位変化）・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(15) 気液熱非平衡	L	L	L	L	L	
		(16) 圧力損失	L	L	L	L	L	
		(17) 三次元効果	I	I	I	I	I	

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（2/5）

分類	評価事象		格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	L	M	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流	L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L
	(25)	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	M	I	I	M	<u>H</u>
	(26)	ほう酸水の拡散	I	I	I	I	I
(27)	三次元効果	I	I	I	I	I	

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（3/5）

分類	評価事象		格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出	L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動	<u>H</u>	L	<u>H</u>	<u>H</u>	L
	(30)	サブプレッション・プール冷却	<u>H</u>	I	I	<u>H</u>	I
	(31)	気液界面の熱伝達	M	L	L	L	L
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	M	L	L	L	L
	(33)	スプレイ冷却	<u>H</u>	I	I	<u>H</u>	I
	(34)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	M	L	L	<u>H</u>	L
	(35)	格納容器ベント	<u>H</u>	I	I	<u>H</u>	I

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（4/5）

分類	評価事象		格納容器破損防止				
	物理現象	評価指標	格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	(36)	リロケーション	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(37)	原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化)	L	M	L	I	L
	(38)	原子炉圧力容器内FCI(デブリ粒子熱伝達)	L	M	L	I	L
	(39)	溶融炉心の再臨界	I	I	I	I	I
	(40)	構造材との熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(41)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	M	<u>H</u>	L	I	<u>H</u>
	(42)	原子炉圧力容器破損	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(43)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	M	L	L	<u>H</u>	L
	(44)	原子炉圧力容器内FP挙動	M	I	I	M	M

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（5/5）

分類	評価事象		格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	物理現象	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	(45)	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	—	—	—	—	—
	(46)	格納容器雰囲気直接加熱	—	—	—	—	—
	(47)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	L	I	I	I	<u>H</u>
	(48)	内部構造物の溶融, 破損	I	I	L	I	L
	(49)	原子炉圧力容器外FCI (溶融炉心細粒化)	M	I	<u>H</u>	I	<u>H</u>
	(50)	原子炉圧力容器外FCI (デブリ粒子熱伝達)	M	I	<u>H</u>	I	<u>H</u>
	(51)	格納容器直接接触	I	I	I	I	I
	(52)	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	M	I	I	I	<u>H</u>
	(53)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	M	I	I	I	<u>H</u>
	(54)	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	M	I	I	M	<u>H</u>
	(55)	溶融炉心の再臨界	I	I	I	I	I
(56)	原子炉格納容器内FP挙動	M	I	I	M	L	

「—」：現象の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮していないため，ランクの分類の対象としない。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

MAAP (Modular Accident Analysis Program) コードは、米国産業界が実施した IDCOR (Industry Degraded Core Rulemaking) プログラムにおいて、1980年代の初めに米国FAI社 (Fauske & Associates, LLC.) によって開発されたコードであり、プログラムの完了に伴い、所有権が米国EPR I (Electric Power Research Institute) に移管され、EPR Iを中心としたMUG (MAAP User's Group) のもとで保守及び改良が進められている。MAAPコードは、軽水炉のシビアアクシデント時の原子炉圧力容器、原子炉格納容器及び原子炉建屋内の熱水力/核分裂生成物 (FP) の放出・移行挙動を同時に一貫して解析できることに特徴があり、PRAやシビアアクシデントマネジメントの策定等において、米国を始め、世界的に広く利用されている。

MAAPは、シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し、炉心、原子炉圧力容器、原子炉格納容器内で起こると考えられる重要な事故時の物理現象をモデル化するとともに、工学的安全施設や炉心損傷防止対策あるいは格納容器破損防止対策で想定する各種の機器についてのモデルを備えている。また、FPに関する物理現象をモデル化しており、事故時に炉心溶融に伴って原子炉圧力容器や原子炉格納容器内に放出されるFPの挙動についても取り扱うことが可能である。このように、広範囲の物理現象を取り扱うことが可能な総合解析コードであり、シビアアクシデントで想定される種々の事故シーケンスについて、起因事象から安定した状態、あるいは過圧・過温により格納容器健全性が失われる状態まで計算が可能であることが特徴である。

また、MAAPのBWRプラント用解析モデルは、原子炉型式及び格納容器型式の違いを考慮してプラントタイプごとに適用可能なように開発されたものであり、プラント設計や運転状態に基づいて設定される入力条件及びそれらに基づく過渡計算中のプロセスの値の変動範囲を考慮したものである。

MAAPの熱水力モデルでは、質量・エネルギー保存則を解く一方、運動量方程式を準静的な取扱いとしているが、系内の質量・エネルギーの収支を適切に取り扱っており、長期的な原子炉及び原子炉格納容器の応答の評価に対し、適用性を有する。

なお、事故シーケンスの解析においては、溶融炉心とコンクリートの相互作用のようなシビアアクシデント特有の現象等、現時点でも研究段階のものがあり、実機規模での現象が必ずしも解明しきれていない現象も含まれている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において、重要現象に分類された物理現象（表 2.3-1 及び表 2.3-2 における各事故シーケンスグループ等に対して、1つでも「H」又は「M」に分類された物理現象）について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (1/2)

分類	重要現象	解析モデル
炉心 (核)	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2)) 核分裂生成物 (F P) 挙動モデル (F P の移動に伴う崩壊熱分配モデル) (3.3.7(3))
炉心 (燃料)	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)) 溶融炉心の挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))
	燃料棒表面熱伝達	
	燃料被覆管酸化	
	燃料被覆管変形	
炉心 (熱流動)	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))
	気液分離 (水位変化)・対向流	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル (破断流モデル) (3.3.3(3))
	E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含む)	安全系モデル (非常用炉心冷却系) (3.3.5(1)) 安全系モデル (代替注水設備) (3.3.5(4))
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル (非常用炉心冷却系) (3.3.5(1))
	気液界面の熱伝達	格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	スプレー冷却	安全系モデル (格納容器スプレー) (3.3.5(2)) 安全系モデル (代替注水設備) (3.3.5(4))
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル (水素ガス発生) (3.3.4(3))
	格納容器ベント	格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

分類	重要現象	解析モデル
原子炉圧力容器 (炉心損傷後) (逃がし安全弁含む)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3.3.6(2))
	原子炉圧力容器内 F C I (溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心の挙動) (3.3.6(3))
	原子炉圧力容器内 F C I (デブリ粒子熱伝達)	
	構造材との熱伝達	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル) (3.3.6(4))
	原子炉圧力容器破損	
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル (水素ガス発生) (3.3.4(3))
原子炉圧力容器内 F P 挙動	核分裂生成物 (F P) 挙動モデル (3.3.7)	
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル (格納容器下部での溶融炉心の挙動) (3.3.6(5))
	原子炉圧力容器外 F C I (溶融炉心細粒化)	
	原子炉圧力容器外 F C I (デブリ粒子熱伝達)	
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	
	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	
	原子炉格納容器内 F P 挙動	核分裂生成物 (F P) 挙動モデル (3.3.7)

3.3 解析モデル

3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

MAAPの炉心，原子炉压力容器，格納容器モデルは，ノードとジャンクションにより構成されており，各ノードにおいて，水，水蒸気，非凝縮性ガスの質量とエネルギーから状態方程式により圧力及び温度を計算し，ジャンクションにおいては流量を計算する。運動量バランスは準定常として扱われ，代数方程式で表されるため，運動量に関する微分方程式はない。

質量とエネルギーの変化率は，各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギーバランスより求められる。図 3.3-1 に概念図を示す。領域*i*における物質*j*の質量変化率 $(\dot{M}_i)_j$ は，

$$(\dot{M}_i)_j = (W_{in})_j - (W_{out})_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{相変化による} \\ \text{質量変化} \end{array} \right)_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{化学反応による} \\ \text{質量変化} \end{array} \right)_j \quad (3.3.1-1)$$

により求める。ここで，質量変化率 $(W_{in})_j$ は物質*j*の対象領域*i*への流入量， $(W_{out})_j$ は物質*j*の領域*i*からの流出量である。

領域*i*のエネルギー変化率 $(\dot{U}_i)_j$ は，各物質の入出熱の合計であり，

$$\begin{aligned} (\dot{U}_i)_j &= (W_{in}h_{in})_j - (W_{out}h_i)_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{相変化} \\ \text{割合} \end{array} \times \text{潜熱} \right)_j \\ &\pm \left(\begin{array}{c} \text{化学} \\ \text{反応熱} \end{array} \right)_j - \left(\begin{array}{c} \text{機器・壁への} \\ \text{熱伝達} \end{array} \right)_j \pm \left(\begin{array}{c} \text{物質間} \\ \text{熱伝達} \end{array} \right)_j + (\text{崩壊熱})_j \end{aligned} \quad (3.3.1-2)$$

により求める。 $(h_{in})_j$ は対象領域*i*の上流側領域の物質*j*の比エンタルピ， $(h_i)_j$ は対象領域*i*の物質*j*の比エンタルピである。上式の化学反応熱とは，ジルコニウムの酸化反応熱等である。崩壊熱については，FPの気体中での浮遊，水中での沈着，ヒートシンクへの沈着，熔融炉心での沈着等の状態も含み，各ノードでの熱源として取り扱う。

領域間はジャンクションで結合されるが，ジャンクション*j*の流量 W_j は運動量の定常のバランス式から評価される。

MAAPコードは，事故直後の原子炉压力容器から原子炉格納容器へのブローダウン過程については，そのダイナミックな挙動の模擬には不確かさが大きいものの，冷却材流出を臨界流モデルで評価し，原子炉压力容器や原子炉格納容器内の質量・エネルギー保存則を適切に考慮しており，冷却材流出に伴う炉心ヒートアップや原子炉格納容器内熱水力挙動を模擬できる。また，冷却材の流出が減少し，原子炉格納

容器内の流動が緩やかになり、崩壊熱による静的な加圧・加熱が支配的となった以降は、諸現象を適切にモデル化しているため、長期間の格納容器圧力・温度応答評価に適用性を有する。

3.3.2 炉心モデル

炉心モデルは、あらゆる事故フェーズにおける熱水力的な挙動、原子炉内構造物の応答を考慮したモデルである。以下、炉心モデルに関して述べる。

(1) ノード分割

炉心モデルは、径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Zの2次元モデルである。ノード分割の例を図3.3-2に示す。ノードごとに燃料、燃料被覆管、制御棒、ウォータロッド、チャンネルボックス、冷却材を模擬し、それぞれの間の熱伝達、冷却材の減少と回復、水素ガス発生、自然対流、燃料被覆管の変形・膨れ、溶融プールの形成といった重要なプロセスについて計算している。

入力条件としては、燃料(FP組成含む)、燃料被覆管、制御棒、ウォータロッド、チャンネルボックスの質量や形状、流体の流路として炉心の流路面積及び炉心バイパス領域の流路面積を与え、これらに基づき熱水力挙動、原子炉内構造物応答を計算する。なお、FP組成については、元素ごとに質量を入力値で与える。

ノードの分割数は、入力値により与え、例えば、径方向に 高さ方向に としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく、分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上としている。なお、径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合はノードに含まれる燃料集合体数を考慮して設定し、解析の安定性のため、各分割要素の差があまり大きくなるように設定している。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力値として与える。R-Z体系にノード分割された炉心に対して、個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向・軸方向の炉心出力分布を入力値として与える。その炉心出力分布は各ノードの崩壊熱割合(熱出力割合)として表現され、炉心全出力が各ノードの崩壊熱割合に応じて分配される。炉心の溶融により炉心内の物質が移動しても、移動した質量に応じて崩壊熱割合も移動するため炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

事象初期から原子炉スクラムに至るまでの期間、原子炉出力は初期出力を維持し、原子炉がスクラムすると出力は崩壊熱レベルまで低下するとしている。この出力変化の模擬については、MAAPが適用される事故シーケンスでは原子炉出力及び出力分布の時間変化が顕著ではない、又は早期に原子炉スクラムに至るため、評価結

果に与える影響は小さい。

崩壊熱については、コード内蔵の ANSI/ANS 5.1-1979^[1]モデルによって評価する。炉心溶融後に炉心領域から移動した F P と溶融炉心については表 3.3-2 に示す核種グループごとに崩壊熱の割合を与えることで、崩壊熱の移動量を評価する。

(3) 炉心熱水力モデル

炉心に特有な熱水力モデルとして、炉心が露出する場合の挙動がある。

炉心露出の判定は、(4)に示す炉心水位計算モデルにより行う。冠水領域では、沸騰挙動に応じて燃料棒から液相への熱伝達と蒸気発生量を計算し、露出領域では、炉心がヒートアップすると、炉心域で気体の密度差が生じ、炉心と上部プレナム間で自然循環による流れが発生するため、この自然循環を考慮した対流伝熱等による燃料棒の冷却を計算する。炉心露出部と冷却材の熱伝達については、Dittus-Boelter の相関式を用いた計算を行う。なお、これら炉心の領域ごとに計算された流体側への伝熱量と蒸気発生量等は炉心全体で合計され、3.3.1に示した質量とエネルギーの保存則の右辺ソース項に反映される。

炉心がヒートアップするにつれて燃料被覆管が酸化し、酸化ジルコニウムと水素ガスが発生するとともに、酸化反応により発熱し、炉心の露出部分を更に加熱する。この酸化反応計算には $T > 1875K$ において Baker-Just の相関式 (3.3.2-1)、 $T \leq 1850K$ において Cathcart の相関式 (3.3.2-2) を用い、 $1850K \leq T < 1875K$ の間は内挿によって求める。

$$\dot{x} = \frac{3330}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.9046 \times 10^8 / RT} \quad T > 1875K \quad (3.3.2-1)$$

$$\dot{x} = \frac{294}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.671 \times 10^8 / RT} \quad T \leq 1850K \quad (3.3.2-2)$$

ここで、 T [K] は燃料被覆管温度、 x [m] は酸化厚さ、 ρ_{Zr} [kg/m³] はジルコニウムの密度、 R [J/kg-mole·K] は気体定数である。この反応による物質変化と反応熱は、質量とエネルギーの保存則で考慮される。

炉心の熱伝達に関しては、炉心の冠水・露出、炉心形状に応じて熱伝達の計算を行っており、炉心の損傷・溶融状態も含めると、以下のとおり整理される。

炉心状態		伝熱面積	熱伝達
燃料自立状態	冠水時	円柱形状から計算	水への対流・輻射熱伝達
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達
損傷・溶融状態	冠水時	炉心損傷状態に応じて段階的に定義された炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量割合から計算	限界熱流束
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達

(4) 炉心水位計算モデル

原子炉圧力容器内の水位及び二相水位の概要を図 3. 3-3 に示す。

ダウンコマ及び炉心内の二相水位は、炉心露出前には二相混合体積から求めるが、炉心露出後には炉心径方向ノード（以下「チャンネル」という。）ごとの出力分布に応じた二相水位をもつと仮定する。このとき、一つ前のタイムステップにおける炉心での蒸発量を径方向出力ピーキングに基づいて全チャンネルに振り分け、各チャンネルの二相水位を求める。

まず、チャンネル J のガス流量 $W_{st}(J)$ を以下の式から求める。

$$W_{st}(J) = F_A(J) (F_{PR}(J) W_{st,CORE} + W_{st,LP}) \quad (3. 3. 2-3)$$

ここで、 $F_A(J)$ はチャンネル J の面積割合、 $F_{PR}(J)$ はチャンネル J の径方向ピーキング、 $W_{st,CORE}$ は一つ前のタイムステップでの炉心領域の蒸発量、 $W_{st,LP}$ は一つ前のタイムステップにおける下部プレナム領域の蒸発量である。

次に、チャンネル J の二相水位 $x_{2\phi}(J)$ （原子炉圧力容器底部からの水位）を以下の式で与える。

$$x_{2\phi}(J) = \left[M_{w,sub} v_{w,ps} + \frac{M_{w,sup} v_{w,sup}}{1 - \alpha(J)} \right] / A_{fl} + (Z_{cpl} - Z_{bv}) \quad (3. 3. 2-4)$$

ここで、 $M_{w,sub}$ はサブクール領域の水の全質量、 $v_{w,ps}$ は炉心部の水の平均比容積、 $M_{w,sup}$ は沸騰領域の水の全質量、 $v_{w,sup}$ は沸騰領域の水の比容積、 A_{fl} はチャンネル内部全流路面積、 Z_{cpl} は炉心支持板高さ、 Z_{bv} はベッセル底部高さであり、平均ボイド率 $\alpha(J)$ はドリフトフラックスモデルにより以下の式で評価する。

$$\alpha(J) = \frac{\varphi}{2 + C_0 \varphi} \quad (3. 3. 2-5)$$

ここで、 C_0 は比例定数、 φ は気相の見かけ流速とドリフト速度 U_∞ の比であり、 U_∞

は以下の式によって評価する。

$$U_{\infty} = 1.53 \left[\frac{\sigma g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} \right]^{1/4} \quad (3.3.2-6)$$

ここで、 σ は液相の表面張力、 g は重力加速度、 ρ_l は液相密度、 ρ_g は気相密度である。

3.3.3 原子炉压力容器モデル

原子炉压力容器モデルは原子炉压力容器内をモデル化し、炉心、上部プレナム、スタンドパイプ/セパレータ、蒸気ドーム、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下部プレナム、再循環ループから構成され、この領域における水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。図 3.3-4 に BWR 5 を例として原子炉压力容器モデルの概要を示す。以下、原子炉压力容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉压力容器内は水と気体で占められており、水領域として、炉心領域、ダウンカマ、下部プレナム、CRDチューブの4つの領域を考慮する。有効燃料上端以上の上部プレナム及びスタンドパイプまでの領域にある水は炉心領域の水の一部とし、炉心領域ではサブクール領域と沸騰領域、炉心上部のスプレイ水の質量とエネルギーを分けて計算する。ジェットポンプを有するプラントの場合、ジェットポンプ及び再循環ループ内の水はダウンカマ領域の水の一部として扱う。ダウンカマ領域では、ジェットポンプの内側と外側のサブノードに分けて水の質量を扱い、再循環ループ内の水はジェットポンプの外側の水に含まれ、ダウンカマ領域の水位が再循環ポンプ吸込位置高さ以上になると再循環ループが最初に満たされる。

残りの空間部は単一の気体領域として扱い、気体の全エネルギー及び各気体成分はこの中にあるものとする。気体の成分として、蒸気、水素、酸素、窒素、一酸化炭素、二酸化炭素を考慮し、二相領域内の蒸気も気体の一部とする。気体の体積、エネルギー及び質量に基づき原子炉压力容器の圧力及び温度が計算され、水の圧力は気体の圧力と等しいとしている。

気体領域は、図 3.3-5 に示すように、原子炉压力容器内を炉心、上部プレナム、スタンドパイプ/セパレータ、蒸気ドーム、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下部プレナム、再循環ループの8つのサブノードに分割している。各サブノードに対して、気体温度、水素質量割合、FPグループごとの質量を計算し、その他の非凝縮性ガスの質量分布や圧力は全サブノードで同一とするため、蒸気の質量割合はサブノードごとに一意に定まる。

このノード分割は、国内外の典型的なBWRプラントの原子炉压力容器を模擬したもので、コード内に設定されたプリセットとなっており、各炉型に対して適用性を有する。

(2) 原子炉压力容器の熱水力モデル

原子炉压力容器の熱水力応答は3.3.1に示した基礎方程式により計算するが、気相部の流動に関しては、ジャンクション j の流量 W_j に対する次のバランス式で評価する。

$$\sum_j K_j W_j |W_j| = \sum_i g \Delta z_i \rho_i \quad (3.3.3-1)$$

ここで、 K_j は流路の抵抗係数、 Δz_i はノード高さ、 ρ_i はノード密度、 g は重力加速度である。上式両辺の和は原子炉压力容器内の閉ループに沿って和をとるものとし、左辺は流動抵抗の合計、右辺は密度差による駆動力の合計となり、これがバランスすると仮定してジャンクションの流量 W_j を計算する。閉ループとして、i) 炉心→上部プレナム→スタンドパイプ/セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカマ→下部ダウンカマ→下部プレナム、ii) スタンドパイプ/セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカマ、iii) 下部ダウンカマ→再循環ループ→下部プレナムの3つの経路に対して考慮する。

原子炉压力容器では図3.3-5に示すヒートシンク（原子炉压力容器、原子炉内構造物）がモデル化されており、原子炉压力容器内においては、これらのヒートシンクと図中にヒートシンク表面番号で示したノード内の水、蒸気との熱伝達が計算される。また、水と原子炉压力容器ヒートシンクの熱伝達係数は、強制対流時、自然循環時を個別に取り扱っている。蒸気と原子炉压力容器ヒートシンクの熱伝達は、輻射と対流熱伝達を考慮している。対流熱伝達について、自然循環時及び強制対流時に分けて取り扱い、熱伝達係数を求める。

再循環ポンプ流量は入力値として与え、その流量が再循環ポンプのトリップまで維持される。再循環ポンプのトリップに伴い、入力値として与えたコストダウン曲線にしたがって自然循環へと移行する。

逃がし安全弁が開放される場合、逃がし安全弁から放出された冷却材は、サブプレッション・プールに導かれる。各弁の流量については、入力として与えた各弁の実効的な流路面積を元に計算している。

給水ライン及び主蒸気ラインについては、境界条件として取り扱っている。主蒸気流量は、内部計算により初期原子炉出力に相当した流量が設定され、主蒸気隔離弁の閉止による隔離を模擬している。給水流量は、入力値を与えており、原子炉水位高等の信号による給水ポンプトリップを模擬している。

(3) 破断流モデル

原子炉圧力容器と原子炉格納容器との間の流れについては、差圧流又は臨界流にて計算する。

差圧流の場合は、流動の式 (3.3.3-1) に、原子炉圧力容器と原子炉格納容器の差圧を考慮して流量を計算する。

臨界流については、Henry-Fauske のモデル^[2]を採用している。気液の流速が同じであると仮定して、気液それぞれの流量を計算している。参考文献^[3]より、Henry-Fauske のモデルは Marviken 試験装置^{[4],[5]}による実験に対して臨界流量を過大評価する傾向にあり、破断流量に関して保守的なモデルである。

3.3.4 格納容器モデル

格納容器モデルは、原子炉格納容器内の熱流動として、水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。以下、格納容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉格納容器のノード分割として、壁等で囲まれた領域を模擬したノード（区画）と吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせてモデル化を行う。原子炉格納容器のノード分割は、原子炉圧力容器モデルのようなプリセットではなく、入力値によって分割数を与え、各区画に対しては自由体積、形状、高さ等を、各ジャンクションに対しては等価直径、長さ、ノードに対する接続位置等を与える。

ヒートシンクは、原子炉格納容器の壁面及び床、区画内部の金属機器等を模擬し、区画の境界に位置する壁面及び床については、ヒートシンクを介した両区画間での熱移動を考慮できる。

原子炉格納容器のノードと同一のモデルを用いて原子炉建屋をモデル化することができ、格納容器壁面を介した原子炉格納容器内外の熱移動を考慮することができる。原子炉格納容器内雰囲気から格納容器本体並びにその周囲のコンクリート製生体遮蔽壁を介した原子炉建屋への放熱が評価されるモデルでは、生体遮蔽壁のコンクリートは熱伝導率が低いため内部の温度勾配が大きく、原子炉建屋への放熱量そのものが小さいことから、格納容器温度・圧力への影響は小さい。また、原子炉建屋をモデル化することにより、I S L O C A を想定した原子炉建屋内の区画の環境評価を行うことも可能である。

原子炉格納容器のノード分割例を図 3.3-6 に示す。同じ特徴を有する空間を集約することを基本として、壁や床によって囲われた領域をノードとしてモデル化する。同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため、緩やか又は長期的な

応答を模擬することができ、各ノード間の接続条件を適切に与えることによって、格納容器の型式によらず適用性を有する。標準的には、格納容器下部（下部ドライウエル、ペデスタル）、ドライウエル、ベント管、ウェットウエルに分割される。

3.3.3に示した原子炉压力容器のノード分割との関係では、原子炉压力容器はドライウエル区画に存在し、図3.3-5に示したヒートシンクのうち、上部ヘッド、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下部ヘッド、さらに、再循環ループを有するプラントの場合は再循環ループの外表面と格納容器間の熱伝達が考慮される。

LOCA事象では、破断流はドライウエルに放出される。炉心溶融後に原子炉压力容器が破損する場合、下部プレナムからのデブリジェットは格納容器下部に放出される。

(2) 原子炉格納容器の熱水力モデル

MAAPコードの原子炉格納容器内モデルは、区画内の代表する状態量を1点で模擬し、区画間の流動を解析する集中定数モデルである。原子炉格納容器の熱水力応答は3.3.1に示した基礎方程式により計算する。また、気相の流動に関しては、

$$K|W|^{n-1}W = P_1 - P_2 + \rho g(Z_2 + L - Z_1) \quad (3.3.4-1)$$

を用いる。ここで、 K はジャンクションの流動抵抗、 W はジャンクションの流量、 P はノード圧力、 ρ はノード内の気相密度、 n は流動状態に依存した乗数であり、 Z と L はそれぞれジャンクションの接続高さ位置とジャンクション長さである（図3.3-7）。

各ノードでは、区画間の気体・水の移動に伴う質量及びエネルギーの変化、気体と水との熱伝達、ヒートシンク（格納容器壁及び床、機器）の状態に基づき、質量とエネルギーの保存式を計算する。このとき、気液界面での水の蒸発と水蒸気の凝縮、破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシング、スプレイ水の蒸発、スプレイ水による凝縮及び原子炉格納容器内のヒートシンク表面での凝縮を模擬する。

MAAPコードでは、原子炉格納容器破損や格納容器ベント等による、原子炉格納容器内から建屋や環境等への水・気体の放出流量も区画間と同様に計算される。

LOCA（液相破断）の場合、破断口からドライウエルに放出された水は格納容器圧力に応じて一部はフラッシングにより蒸気となり、破断口から放出された蒸気（水素ガスを含む）とあいまってドライウエル内の圧力を上昇させる。このため、ドライウエル内の気体の大部分はサブプレッション・チェンバに押し出され、気体中の蒸気はサブプレッション・チェンバ内の水により凝縮される一方で、非凝縮性ガスはサブプレッション・チェンバの空間部に移行する。また、炉心溶融後に原子炉压力容器が破損する場合、格納容器下部に放出（落下）したデブリジェットにより発生した

多量の蒸気（水素ガスを含む）は、ドライウェルからサブプレッション・チェンバへと流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールは、水位が開口部に到達すると他の区画に流出する。例えば、格納容器スプレイによりドライウェルに注入された水は、ベント管を経由して、サブプレッション・プールに流入する。

原子炉格納容器内には、1次元ヒートシンクモデルとランプトヒートシンクを配置できる。1次元ヒートシンクは、熱伝導率が小さく、内部の温度勾配が重要となるコンクリート壁等に適用し、片面又は両面において区画内の流体との熱伝達を行う。1次元ヒートシンクの分割は比較的溫度勾配の大きな表面近傍は細かいメッシュで、それ以外は粗いメッシュで分割される。ランプトヒートシンクは主に熱伝導率が大きく、内部の温度分布が一様と仮定できる金属ヒートシンクに適用し、温度を1点で代表する。

これらのヒートシンクの表面積及び材質の物性に加えて、高さ等の位置情報を与えることで、ヒートシンクの冠水／露出を判断する。冠水部分では水との対流熱伝達を考慮したモデルを、露出部分では気相との対流熱伝達、凝縮熱伝達及び輻射熱伝達を考慮したモデルを用いて熱伝達を評価する。

(3) 水素ガス発生

原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内の水素ガス発生源として、以下を考慮する。

- ・ 炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム-水反応による水素ガス発生（3.3.6(1)参照）
- ・ 溶融炉心によるコンクリート分解等に伴う水素ガス発生（3.3.6(5)参照）

発生した水素ガスのノード間の移動は、原子炉圧力容器及び格納容器の各熱水力モデルにより計算される。

なお、水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生は、コード内にモデルを備えていないため、有効性評価では崩壊熱を用いた評価としている。

(4) 格納容器破損モデル

格納容器内圧力と限界圧力あるいは格納容器温度と限界温度との比較により原子炉格納容器の破損を判定する。

3.3.5 安全系モデル

(1) 非常用炉心冷却系

炉心注水系（高圧・低圧）、炉心スプレイ系（高圧・低圧）、原子炉隔離時冷却系等、原子炉の型式の特徴を考慮し、実プラントに即した各系統がモデル化されている。それぞれについて注入特性、作動設定圧、作動遅れ時間を入力値として与え、

原子炉圧力に応じて注入流量が計算され、ダウンカマあるいは炉心領域へ注入する。
また、残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却モード運転もモデル化されており、サブプレッション・プールから取水し、熱交換器を通じて冷却した後に、再びサブプレッション・プールへ戻される。

(2) 格納容器スプレイ

格納容器スプレイモデルは、入力として、台数、作動遅れ時間、注入特性等を与え、格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(3) 逃がし安全弁

逃がし安全弁については、入力として、それぞれの弁個数、流路面積、作動設定圧力を与える。弁が作動する場合、その時刻の圧力に応じて流量が計算される。

(4) 代替注水設備

上記に加え、原子炉圧力容器内への注水が可能な代替注水系がモデル化されており、入力として、注入特性等を与え、原子炉圧力に応じて注入流量が計算される。また、原子炉格納容器内の各区画へスプレイが可能な代替スプレイもモデル化されており、注入特性等を入力値として与える。

3.3.6 溶融炉心の挙動モデル

溶融炉心の状態としてデブリベッド（粒子状堆積物）、溶融プール（液体状物質）、クラスト（固化状物質）を模擬し、溶融炉心の挙動モデルとして、炉心溶融及びリロケーション、下部プレナムでの挙動、原子炉格納容器下部での挙動を評価する。これらの挙動モデルの概要について以下に述べる。なお、有効性評価では高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱は、その発生防止を評価するため、現象モデルとしては考慮しない。

(1) 炉心ヒートアップ

炉心はR-Zの2次元モデルで構成しており、炉心のヒートアップに伴って燃料、燃料被覆管、制御棒、ウォータロッド、チャンネルボックス等の構造材の溶融の計算を行い、ノード内で溶融が発生した場合にリロケーションの計算を行う。なお、炉心がヒートアップするまでの燃料棒と冷却材との伝熱挙動に関しては、3.3.2(3)に記載している。

炉心ヒートアップ・燃料の溶融の模式図を図3.3-8に示す。過熱した燃料棒は燃料棒内と原子炉圧力容器内の圧力差で膨れによる破損が開始する。露出し、過熱さ

れた燃料棒表面ではジルコニウムが水蒸気と酸化反応し、酸化ジルコニウムの層が形成されるとともに水素ガスが発生する。この酸化反応熱により燃料棒は更に過熱される。酸化ジルコニウムの層厚さの変化率は Baker-Just の相関式（高温時）及び Cathcart の相関式（低温時）により評価される。ウォータロッド、チャンネルボックスにおけるジルコニウムの酸化反応も同様に評価される。

ペレットとジルコニウムの界面ではジルコニウムがペレット内部へ溶け込んだ層が形成される。この溶け込み深さの変化率も取り扱っており、ペレット及びペレットにジルコニウムの溶け込んだ層が融点に達すると熔融し、リロケーションを開始する。この際、混合物の組成に応じて共晶、偏晶反応を考慮して融点が計算される。

CORA 実験における共晶反応による熔融の知見を考慮して、制御棒の温度が 1,500K を超えた場合に制御棒中の B_4C の共晶反応が考慮される。まず、制御棒中の B_4C とステンレスの共晶反応が発生し、次に、この反応物とチャンネルボックスとの共晶反応が考慮される。チャンネルボックスは、Zr の融点到達、炉心ノードの流路閉塞及び制御棒の熔融物との反応によって破損が判定される。

(2) リロケーション

熔融炉心のリロケーションは軸方向及び径方向における質量及びエネルギーの移動を考慮している。質量の移動には UO_2 の他に炉内構成物（Zr, ZrO_2 , ステンレス等）が含まれ、混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応してエネルギーや FP の崩壊熱割合（初期炉心出力分布から評価）も移動する。これら質量、エネルギー及び崩壊熱割合の移動をもとに、リロケーション後の各ノード内の炉心熔融物のエネルギー保存式を計算する。

軸方向のリロケーションは燃料の熔融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動する。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ熔融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動する。この際、チャンネルボックスが健全な場合には、熔融燃料の径方向のリロケーションが起こらないものとする。

MAAP では、炉心支持板から上部タイプレートまでを炉心領域としてモデル化し、炉心領域を軸方向及び径方向にユーザーがノード分割を行う（図 3.3-2 参照）。分割されたノードには、ユーザーが設定する軸方向及び径方向の出力分布にしたがった出力が設定される。これによって、各ノードにおける燃料のヒートアップ計算を行う。

ヒートアップ計算においては、燃料の温度上昇や、ジルコニウム-水反応による発熱及び水素ガスの発生が計算される。燃料の温度上昇に伴い、燃料被覆管の破損やチャンネルボックス、制御棒等の構造物の損傷やこれらを含めた、炉心を構成する物質の熔融が計算され、炉心ノードは、空隙率と熔融度に応じて、以下に示すよ

うな6つのタイプに分類される。

- タイプ1 : 燃料が自立した状態
- タイプ2 : 燃料が崩壊した状態
- タイプ3 : 流路が減少した状態
- タイプ4 : 流路が閉塞した状態
- タイプ5 : 溶融プール状態
- (タイプ0 : 空洞)

燃料の冷却形状変化について示す。一般には、炉心が露出し始めると燃料がヒートアップし、各炉心ノードでは、温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる。燃料崩壊が判定されると、当該ノードはタイプ2へと遷移し、燃料崩壊位置から上の全ての燃料は下方へ落下し、一部空洞状態（炉心を構成する物質がない状態：タイプ0）となる。また、炉心溶融進展に従い、冷却水の流路が減少し（タイプ1又は2→タイプ3又は4）、やがて炉心ノード内の燃料のほぼ全量が溶融した場合、溶融プールを形成する（タイプ5）。

- ・ 燃料の崩壊(タイプ1 → タイプ2)
 - ヒートアップ開始から、各炉心ノードの状態（周辺ノードで崩壊発生なし、下部ノードが崩壊、隣接ノードが空洞、周辺全ノードが空洞）に応じて、燃料崩壊の有無の判定が行われる。MAAPのモデルではLarson-Millerパラメータ手法（温度と破損時間の関係を整理したLarson-Millerパラメータを利用して燃料崩壊を予測する手法）により、各炉心ノードの累積損傷割合を計算する。累積損傷割合が1となれば、当該炉心ノードが崩壊し、タイプ2となる。
- ・ 流路の減少・閉塞（タイプ1又は2 → タイプ3又は4）
 - 流路の減少は、キャンドリングにより流下した溶融燃料及び崩壊により落下してくる固形物により、それを受け取るノードの空隙が減少することによって発生する。このとき、炉心ノードの空隙率によってタイプ3（流路が減少した状態）かタイプ4（流路が閉塞した状態）が判定される。
- ・ 溶融プール(タイプ5)
 - 炉心ノード内が溶融プールを形成しているかどうかは、炉心ノード内の溶融度で判定される。炉心ノード内のほぼ全量が溶融した場合は、当該ノードは溶融プール(タイプ5)とみなす。

TMI 事故では、炉心溶融物が燃料被覆管表面に沿って流下し、炉心下部で閉塞領域が形成された後、溶融が径方向に進展して、側面のクラストを崩壊させて、下部プレナムに落下したと推定されている。タイプ 3 及び 4 はこうした TMI 事故の分析に基づいて炉心閉塞挙動を考慮するために導入された概念である。

また、一つ若しくは複数の流路が閉塞した炉心ノード(タイプ 4)が発生すると、



この判定により、固体層が破損すると、その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として、直下のノードが閉塞すれば、同様の判定が行われることになり、次第に溶融物が下方へと移動していく。

炉心支持板の破損若しくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへ移行した溶融物は、下部プレナム内で堆積し、制御棒案内管等の構造物を溶融させる。構造物の大半が溶融すると、炉心を保持できなくなり、炉心領域の燃料が下部プレナムへ一気に移行する(炉心スランプ)。

図 3.3-9 に炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化の例を示す。

(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動

炉心支持板の破損若しくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。落下する溶融炉心の量は、デブリジェット径(開口部の面積)、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算する。

溶融炉心が下部プレナム内の水と接触すると、一部がエントレインされて粒子状となって水中に拡散し、水により冷却されつつ重力落下し、下部プレナムに堆積する。このとき、粒子状デブリが周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ、過渡的な圧力変化(圧カスパイク)が生じる(原子炉圧力容器内 FCI)。粒子化しないものは、下部プレナムにクラスト及び溶融プールを形成する。なお、エントレイン及びデブリ粒子と水の伝熱に関するモデルについては、原子炉格納容器下部と共通のモデルを使用しており、(5) a)において後述する。また、エントレインされたデブリ粒子の酸化も考慮されており、その際に水素ガスが発生する。

下部プレナムでの溶融炉心の堆積状態については、初期にエントレインされたデブリ粒子が下部プレナムに堆積した後、崩壊熱により再溶融する過程において、酸化物との密度差により、上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し、溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。また、TMI 事故の調査やそ

の後の実験から、堆積した熔融炉心と下部ヘッドの間には $100\mu\text{m}$ 程度のギャップが存在することが確認されている。このギャップが熔融物からのクラストを介した加熱による原子炉压力容器のクリープとともに大きくなり、このギャップに冷却材が浸入するとギャップの大きさに応じた熱除去が生じ、クラストから原子炉压力容器壁への熱伝達が抑制される。MAAPでは、原子炉压力容器のクリープ変形量に基づきギャップ幅を計算し、冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プレナムでの熔融炉心の挙動モデルの概念を図 3.3-10 に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化したデブリベッドのそれぞれに対して次の模擬を行っている。上部の水への除熱量は Henry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。デブリベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した限界熱流束相関式を用いる。また、下部ヘッドと熔融炉心周りのクラスト間への水の浸入によるギャップ冷却については、門出らの相関式により、クラスト外面及び原子炉压力容器壁からの熱除去を考慮している^[6]。

(4) 原子炉压力容器破損モデル

下部プレナムに熔融炉心が堆積し、熔融炉心を冷却できない状態が継続すると、原子炉压力容器が破損し、原子炉格納容器下部への落下を開始する。その落下量は、破損口の口径、原子炉压力容器内外の圧力差、熔融炉心の水頭及び重力加速度により計算する。原子炉压力容器の破損判定は、圧力、原子炉压力容器壁・熔融炉心温度、材料物性及び形状から計算されるが、MAAPでは、原子炉压力容器の破損について、原子炉压力容器の貫通部（計装管又は制御棒駆動機構ハウジング溶接部）の破損、原子炉压力容器下部ヘッドのクリープ破損等、複数の破損形態を模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。下部ヘッドは径方向及び厚さ方向に分割しており、これにより破損位置を模擬している。なお、MAAPでは、原子炉压力容器の最初の破損後、原子炉压力容器内に残存した熔融炉心による2度目の破損も考慮可能である。

以下、MAAPにおいてモデル化されている破損モードの評価モデルについて述べる。

a) 下部ヘッド貫通部への熔融物流入による破損

熔融炉心が下部プレナムへ移行した後、計装管等を熔融させ、内部に熔融炉心が流入すると仮定する。このとき、内部に熔融炉心が流入し、構造物との熱伝達によって固化した場合には流路を塞ぐことになり、それ以上熔融炉心が流入できなくなる。このため、原子炉压力容器外へ流出するためには熔融炉心が十分な過熱度を有している必要がある。熔融炉心が過熱度を持っている場合には、熔融炉心の固化によって流路が閉塞するまでの移動距離が求められる。熔融炉心の移動距

離が入力によって与えるしきい値を超えた場合に原子炉压力容器が破損したと判定される。この計算では、貫通部内部は空洞であると仮定している。また、ドレン配管は通常原子炉压力容器へ再接続されているので、熔融炉心の駆動圧力としては、熔融炉心の重量のみとなる。

b) 下部ヘッド貫通部の逸出

原子炉压力容器の貫通部（制御棒駆動機構ハウジング等）の溶接部が熔融炉心により加熱されることで機械的強度が低下し、貫通部逸出により破損するモードである。MAAPでは、この破損モードについて以下の2種類の判定を行っている。

第一は、せん断応力による判定である。原子炉压力容器と原子炉格納容器間の圧力差によって貫通部にかかるせん断応力が、限界せん断応力を超える場合に、破損が発生したと判定している。熔融炉心からの伝熱による溶接部の機械的強度の低下は、限界せん断応力を温度の関数とすることで考慮している。

第二は、ひずみによる判定である。熔融炉心が下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉压力容器の壁にひずみを生じ、溶接部にも同様にひずみが発生し、溶接部のひずみ量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。

c) デブリジェットの衝突による下部ヘッドの局所破損

本破損モードは、炉心熔融物が下部ヘッドへ最初に移行する際にのみ考慮される。これは、2回目以降では、下部ヘッド表面にクラストが形成されると考えられるためである。

最初にジェットの自由落下速度と水面に到達した際の直径を求める。続いて、水中を通過する際のジェット表面でのエントレインメント速度を求め、エントレインされたデブリは粒子状デブリとなってデブリベッドに沈降する。残りのジェットはある直径、過熱度、速度を持って下部ヘッドに衝突し、最終的にこのジェットによる下部ヘッドの侵食割合を評価する。この割合は、下部ヘッドの破損が起こるかどうかを評価するため、ジェットが消滅するまで積分される。

d) 金属層による原子炉压力容器壁の破損

下部ヘッド内において熔融炉心上部に形成される金属層からの原子炉压力容器壁への熱流束の集中は、金属層内で自然対流が起こり、熔融炉心の崩壊熱を上方へ移行させることにより、金属層と原子炉压力容器壁面境界領域への側面方向に伝熱が生じる現象を考慮したものである。これによって金属層から側壁への熱流束が計算される。この熱流束は、金属層に接する原子炉压力容器壁に伝えられる。このときの原子炉压力容器壁の温度分布によって、壁面の応力分布の影響やクリ

ープ破損の有無について評価している。

e) 原子炉压力容器のクリープ破損

原子炉压力容器に加熱により不可逆のひずみが生じ、そのひずみが拡大することにより破損に至る、いわゆるクリープ破損を模擬している。MAAPでは、このクリープ現象を、Larson-Miller パラメータ手法により評価している。

溶融炉心が炉心部から下部プレナムに落下し、下部ヘッド上に堆積する場合における主要な過程は、これまで、(2) リロケーション、(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動及び(4) 原子炉压力容器破損モデルにおいて述べたとおり、以下のように分けられる。

- a) 下部プレナムへの溶融物移行
- b) 水中へ落下する溶融物の分散及び冷却
- c) 落下・堆積した溶融炉心と下部プレナム内構造物との熱的相互作用
- d) 堆積した溶融炉心上面からのプール水による冷却
- e) 溶融プール周囲のクラスト形成と溶融プール内での自然対流熱伝達
- f) 下部ヘッドと溶融炉心のギャップ形成及びギャップ冷却
- g) 原子炉压力容器の破損

上記の一連の現象は、いわゆる原子炉压力容器内容融物保持(I VR: In-Vessel Retention)^{*}としてMAAPコード内においてモデル化されている。

※: 炉心損傷後に溶融炉心が下部プレナム部に落下し、堆積した場合においても、原子炉压力容器下部が早期に破損することではなく、原子炉注水系の手動操作等により、溶融炉心が原子炉压力容器内に保持・冷却される現象。TMI 事故の分析・評価を契機として、国際的に実験・解析的研究が進められてきた。

下部ヘッドの破損後は、破損口を溶融炉心が通過する際に、溶融炉心により破損口の側面が溶かされ、破損口が拡大する現象(アブレーション)も模擬している。アブレーション量に基づき格納容器下部へのデブリジェット径が決定され、これにより、格納容器下部への溶融炉心の落下量が変化し、原子炉压力容器外FCIによる細粒化量に影響する。なお、格納容器下部には制御棒駆動装置等の構造物が存在するが、デブリジェットとの干渉は模擬していない。

なお、日本原子力学会やEURSAFE^[7]等のシビアアクシデント研究において、実際に起こり得る原子炉压力容器破損について、想定される破損モードはおおむね把握さ

れているが、その発生条件や破損面積の予測には困難さがあり、現象の不確かさが大きく、破損後の事象進展への影響もあることから、知見の拡充とともに、破損条件の明確化や評価手法の検討が解決すべき課題として位置付けられている。

(5) 格納容器下部での溶融炉心の挙動

下部プレナムに溶融炉心が堆積し、溶融炉心を冷却できない状態が継続し、原子炉圧力容器が破損すると、溶融炉心は、原子炉圧力容器と原子炉格納容器の圧力差及び水頭に応じた速度で格納容器下部への落下を開始する（「デブリジェット」を形成する）。これら一連の現象の流れを図 3.3-11 に示す。

この溶融炉心の格納容器下部への落下過程及び落下後における床への堆積状態の挙動に関して、以下に示す現象がある。

- ・溶融炉心と冷却水の相互作用（FCI）
- ・溶融炉心とコンクリートの相互作用（MCCI）

溶融炉心と冷却水の相互作用（FCI）は、デブリジェットと格納容器下部の冷却水が接触してエントレインされて形成される粒子状デブリが、周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ、格納容器圧力の上昇（圧力スパイク）をもたらす現象である。このため、本現象は格納容器圧力挙動に影響し、細粒化量が多い場合に圧力スパイクの規模が大きくなる傾向となる。一方、格納容器下部床面に堆積する溶融炉心の冷却の観点からは、細粒化することで水により冷却されやすくなることから、細粒化量が少ない場合にコンクリート侵食に対して厳しい傾向となる。なお、FCIに伴う水蒸気爆発については、MAAPではモデル化されていないが、国内外の知見から、発生可能性は小さいと判断されている。

溶融炉心とコンクリートの相互作用は、格納容器下部の底に堆積した溶融炉心の熱が床面のコンクリートを加熱し、コンクリートの温度がコンクリートの融点を上回る場合に、コンクリートが分解され侵食されるとともに、非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）が発生する現象である。このため、本モデルはコンクリート侵食挙動や水素ガス発生挙動に影響する。

これらの現象に関するMAAPモデルについて以下に示す。

a) 溶融炉心と冷却水の相互作用モデル

溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムあるいは、格納容器下部へ溶融物のジェットとして落下した時、溶融炉心は静止する水プールとの運動量交換に伴うエントレインメントにより急速に細粒化し、水プールに大きな伝熱量を与える。これらの挙動はMAAPでは以下のモデルから構成され、急速な水蒸気発生とそれに伴う圧力上昇の評価が可能である。本モデルの概念を図 3.3-12 に示す。

① デブリジェットの詳細化モデル

Ricou-Spalding モデル(式 3.3.6-1)をベースにしたモデルである。本モデルにより細粒化速度並びにジェット落下速度及び水位から細粒化する割合が評価される。細粒化径はウェーバー数(慣性力と表面張力の比を表す無次元数)に基づき決定される。

② 細粒化粒子と水との伝熱モデル

細粒化した粒子群と水との伝熱は、膜沸騰状態での対流及び輻射熱伝達を考慮したモデルが使用されている。細粒化した粒子群と水が相互作用する領域は発生水蒸気による二相状態を仮定する。この領域の伝熱は急速な水蒸気発生及びそれに伴う圧力上昇に影響する。

Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント速度(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、

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}} \quad (3.3.6-1)$$

で表され、 m_{ent} はエントレインメント速度、 E_0 はエントレインメント係数、 u_{jet} はジェット速度、 ρ_w は静止側(格納容器下部)の流体密度、 ρ_{jet} は噴出側の流体(デブリジェット)の密度である。エントレインメント係数 E_0 は、海外での大規模 F C I 実験に基づき設定している。ジェット速度 u_{jet} は、破損口の差圧(原子炉圧力容器内圧力と格納容器内圧力の差)と溶融炉心の水頭により計算する。デブリジェットの径は、粒子化速度に基づいて深さ方向に減少していき、その減少を積分することで、全細粒化量が得られる。

細粒化したデブリ粒子の径は、デブリ粒子及び水の密度及び表面張力、重力加速度、ジェット速度並びにウェーバー数により計算する。

デブリ粒子から格納容器下部の水への伝熱量は、デブリ粒子の数と径(表面積)に影響される。落下した溶融炉心の温度は 3,000 K 程度と非常に高温であるのに対しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数十℃と小さいため、水温が伝熱挙動には影響しにくいモデルになっている。ただし、次に述べるように、伝熱量が水の顕熱上昇と水蒸気発生に使用される場合は水温に影響される。

デブリ粒子は格納容器下部の水が飽和水になるまでエネルギーを与え、残りが水蒸気発生に使用される。発生した水蒸気の気泡は上昇過程でサブクール度に応じて凝縮が考慮され、残りが気相に放出されるといった、水蒸気の気泡が周囲の水を巻き込むことによる、水蒸気の凝縮を模擬している。

b) 溶融炉心とコンクリートの相互作用モデル

本モデルの概要を図 3.3-13 及び図 3.3-14 に示す。本モデルは大きく次の 3 つのモデルから構成される。

① 溶融プールモデル

- ・ 格納容器下部床上に落下した溶融炉心の質量とエネルギーは溶融プールに計算され瞬時に均質化すると仮定
- ・ 平坦な溶融プールを仮定(図 3.3-13)
- ・ 上部・下部・側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮
- ・ 内部の溶融プールの温度は 1 点で模擬
- ・ クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して放物分布で近似(図 3.3-13)
- ・ 侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価(図 3.3-14)
- ・ 炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス(水素、一酸化炭素、二酸化炭素)の発生を評価
- ・ 溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

② 溶融プール伝熱モデル

- ・ 上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式(式 3.3.6-2)を考慮
- ・ 水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮
- ・ 内部の溶融物から上部・下部・側部クラストは対流熱伝達を考慮

③ コンクリート侵食モデル

- ・ コンクリートへは熱伝導で伝熱し、コンクリートの分解エネルギーを考慮
- ・ コンクリート内部の温度分布を考慮

ア) 溶融プールモデル

格納容器下部水中に落下した溶融炉心は、粒子化せず格納容器下部の床に達し、溶融プールを形成するものと、粒子状となって水中に拡散するものがある。MAAP のモデルでは、前者は、格納容器下部床面に達した時点で、床全面に均一に広がると仮定としている。後者は、水により冷却されつつ、格納容器下部床面に重力落下し、格納容器下部床面上の溶融プールに達するが、MAAP のモデルでは、溶融プールと一体化する仮定としている。

格納容器下部床面上の溶融プールは、組成が均質の平板として模擬しており、落下量と拡がり面積から堆積厚さが算出される。溶融プールの状態は、その温度に応じて、液相と固相の割合が計算され、液相は内部の溶融プール、固相は外側

のクラストとして取り扱っている。溶融炉心の相変化の概念を図3.3-14に示す。縦軸は温度であり、液化温度 T_L と固化温度 T_S は、各物質の物性値及び混合割合から計算される。溶融炉心温度が液化温度 T_L よりも高い場合は全て液体となり、固化温度 T_S よりも低い場合は固化した固体となり、その中間が二相の状態、すなわち、溶融プールとクラストを形成した状態であることを表す。横軸は、(酸化ウランウム、酸化ジルコニウム)とコンクリートスラグの混合割合である。

このように、溶融プールのクラスト量の変化は、溶融プール温度(及び組成)により計算されるが、言い換えれば、溶融プールからクラストに伝熱されるエネルギー、クラスト内で発生するエネルギー、クラストからコンクリートに伝達するエネルギーのエネルギーバランスにより計算される。

上述のとおり、MAAPの溶融プールモデルでは、床全面に均一に広がる均質平板となっているが、水張りによって溶融炉心の拡がりが増加抑制されることが考えられる。しかしながら、有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると、ABWRで床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡がること示されており^[8]、ABWR以外のBWRではペDESTAL床面積がABWRより小さいことを考慮すると、水張りをしている場合でも溶融炉心は、床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に想定しているデブリ落下流量が大きいことによるものと考えられる。また、堆積形状については、均一堆積形状(円柱)の扱いが、溶融炉心から水への伝熱を小さくし、結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため、MCCI評価の観点から保守的な扱いと考えられるが、堆積形状の不確かさの影響を見るため、拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし、溶融炉心の拡がりについては、ペDESTALの形状や事前水張りの深さに依るところが大きいため、個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考えられる。

イ) 溶融プール伝熱モデル

溶融炉心は、崩壊熱や化学反応熱により発熱しつつ、クラストを介して周囲の物質(コンクリート、水、空気)に伝熱する過程で冷却されるが、ここでは伝熱について述べる。

溶融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図3.3-13に示す。溶融炉心は単一ノードとしているが、クラストは上面、下面、側面に分割して、それぞれ温度分布を持つ仮定としている。

まず、コンクリートと溶融炉心の伝熱について述べる。溶融プールとクラストの界面は対流熱伝達を仮定し、クラスト内部は2次関数の温度勾配を持つ熱伝導を仮定し、クラストとコンクリートの界面がコンクリート表面温度となる。コン

クリート内では、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。したがって、クラストからコンクリートへの熱流束が、コンクリート内部の熱伝導を上回る場合にコンクリート温度は上昇する。

次に溶融炉心上面の伝熱について述べる。クラストが気体と接触している場合は、輻射と対流熱伝達により周囲の物質と伝熱する。クラストが水と接触している場合は、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用している。

Kutateladze 相関式は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）における限界熱流束の整理式であり、溶融炉心により加熱されることにより発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を限界熱流束とする式である。Kutateladze の式は、

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g (\rho_l - \rho_g) \right\}^{0.25} \quad (3.3.6-2)$$

で表される。 q_{chf} は熱流束、 h_{fg} は蒸発潜熱、 σ は表面張力、 g は重力加速度、 ρ_l 及び ρ_g は液体及び蒸気の密度である。ここで、 F_{chf} は係数であり、Kutateladze は 0.16 を、Zuber は 0.12~0.16 の範囲、あるいは、 $\pi/24$ (=0.131) を与えている。係数 F_{chf} については、経験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米国国立サンディア研究所 (SNL) で実施された溶融炉心とコンクリートの相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験である SWISS 実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束が 0.8 MW/m² であることに基づき $F_{chf} = 0.1$ がデフォルトとして設定されている。有効性評価の解析では、粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさ評価結果より、大気圧状態で 0.8 MW/m² で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用できるとの判断から、デフォルト設定を使用している。

前項で述べたように、水プール中の溶融炉心の挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題であり、溶融プールの伝熱についても、格納容器下部床面での拡がり挙動、溶融プールの成層化の状態、水プールやコンクリートとの界面の状態等に影響を受け、不確かさが大きい現象の一つである。したがって、更なる知見の拡充を行いつつ、現象の不確かさも踏まえ、感度解析等による影響評価を行う。

ウ) コンクリート侵食モデル

溶融炉心からコンクリートへの伝熱により、コンクリート温度がコンクリート溶融温度を超えると侵食が開始する。その際、コンクリートの溶融潜熱及び化学反応熱の発生を取り扱っている。

コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに混入し、溶融プール中の金属との化学反応として原子炉内構造物や燃料を構

成する金属 (Zr, Cr, Fe 等) の酸化反応が発生する。その結果発生する非凝縮性ガス (水素, 一酸化炭素及び二酸化炭素) は, 格納容器内に放出される。これらのガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また, ガスによる影響として, コンクリートと溶融炉心の間クラックや空隙が形成され, 溶融炉心の冷却を促進する効果があることが実験的に確認されているが, 解析モデルでは考慮しない。

コンクリートスラグも溶融プールに混入し, ウラン・ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより, 溶融炉心の融点が低下する傾向となる。

3.3.7 核分裂生成物 (F P) 挙動モデル

F Pは過熱された炉心からガス状として原子炉圧力容器内に放出される。なお, 希ガス以外のほとんどのF Pは単体を作らないため化合物の化学種として放出される。炉心から放出されたF Pのうち希ガス以外のF Pは揮発性の高いCsIにおいても沸点は1,277°Cであり, 原子炉圧力容器あるいは原子炉格納容器内ではガス状態を維持できず, 気相中で凝縮しエアロゾル (微粒子) 化する。エアロゾルであるため気相中での落下速度は遅く, ガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下したF Pエアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状F Pは後述するよう素を除いて気相へ出てくることはない。F Pエアロゾルは重力沈降以外に微粒子特有の移動 (熱泳動・拡散泳動) で構造物表面に付着し, また, サプレッション・プール水中のスクラビングやスプレイによっても気相から除去される。以上はMAAPのF P挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には, CsI 等のような素化学種のエアロゾルでは, 原子炉格納容器内に形成されるプール水中に溶解し, 放射線により化学反応が促進され, 揮発性の無機よう素 I_2 (沸点 184.3°C) や水中に溶けた有機物 (塗装材等) と反応し, 有機よう素が生成され, 一部が気相に時間をかけて移動する。なお, 水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量, 水中の多様な有機物の濃度に強く依存し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ことがよう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このためMAAPではよう素反応モデルが試験的にオプションとして組み込まれているものの, よう素反応の結果は参照用としてF P計算にフィードバックされない。

本F P挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

炉心燃料からのF P放出モデル

- ・ペレットが高温になり内部のF Pが温度に依存してガス化し, ペレット外へ放出される。

F Pの状態変化・輸送モデル

- ・ F Pが気相温度に依存して、気相中で凝固しエアロゾル化する。そのエアロゾルは気相とともに移動し、また各種のメカニズムで構造物表面やプール水に移動する。

F Pの移動に伴う崩壊熱分配モデル

- ・ F Pは崩壊熱を有するので、F Pの移動先でF P量に依存した崩壊熱を発生し流体や構造物の熱源になる。

また、本F Pモデルにおける概要を以下に示す。

- ・ F P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、各F Pグループの質量保存が考慮される。
- ・ 原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のF P形態は各グループに対しガス状、エアロゾル状、沈着を考慮する（希ガスはガス状のみ）。また、水中及び熔融炉心内のF Pを考慮する。
- ・ 熔融炉心内に残存するF Pは熔融炉心とともに移動する。
- ・ 水中のF Pは区画間の水の流れとともに移動する。
- ・ 崩壊熱は各位置のF P量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮される。
- ・ F Pの崩壊による発生エネルギーは崩壊熱データで考慮する。
- ・ F Pの崩壊による各F Pグループの質量の変化は考慮しない。

(1) 炉心燃料からのF P放出モデル

炉心燃料からのF P放出モデルでは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて表 3.3-2 のように 12 グループに分類される。MAAP はモデルの選択が可能であり、希ガス、CsI、CsOH に対しては 、他の核種グループについては のF P放出速度モデルを使用する。本モデルにより炉心各ノードの温度に対応した各F Pの放出速度が計算される。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積したF Pは、被覆管が破損すると原子炉圧力容器内に放出され、また、原子炉圧力容器破損後の熔融炉心・コンクリート相互作用に伴ってF Pが原子炉格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出されたF Pグループのうち、希ガス以外は、雰囲気温度に依存してガス状からエアロゾル状へ遷移する。ガス状及びエアロゾル状のF Pは原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のガス流動とともに移動する。これらF Pの状態変化・移動挙動については後述する。

(2) F Pの状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外のF Pは雰囲気温度に依存して凝固し、エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のF Pの輸送においては、熱水力計算から求まる体積流量からF P輸送量を計算する。F Pがガス状とエアロゾル状の場合は、気体の流れに乗って、原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したF Pの場合は、区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは溶融炉心中のF Pの場合は、溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。

F Pの輸送モデルは上述の仮定に基づいており、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたF Pは、原子炉圧力容器破損前にはLOCA破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からF Pが原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたF Pはスクラビングによってサプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出されたF Pは、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内での気体、エアロゾル及び構造物表面上(沈着)の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のF P輸送モデル概要を図3.3-15に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、F Pガス凝縮、F Pガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は、Stokesの重力沈降式とSmoluchowski方程式(エアロゾルの粒径分布に対する保存式)の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用したMAAPのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じるStefan流(壁面へ向かう流体力学的気流)のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epsteinのモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場合と同様にSmoluchowski方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

F Pガスの凝縮は、F Pガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状F P圧力がF P飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。

F P ガスの再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状 F P の圧力が F P の飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。

エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては、スクラビングによる除染係数(D F)を設定し、エアロゾル除去効果が計算される。D F の値は、クエンチャ、垂直ベント、水平ベントの 3 つの種類のスクラビング機器に対し、詳細コード SUPRA^[9]を用いて、圧力、プール水深、キャリアガス中の水蒸気質量割合、プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており、これらのデータから求める。

また、格納容器スプレーによる F P 除去も模擬しており、スプレー液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率、スプレーの液滴径、流量及び落下高さから計算する。

(3) F P の移動に伴う崩壊熱分配モデル

F P の崩壊に伴いエネルギーが発生する。ANSI/ANS 5.1-1979 モデルによって評価された崩壊熱はそれぞれの F P グループに分配され、気相、液相及び構造物に F P 量に応じたエネルギーを与える。

揮発性 F P (希ガス, CsI, RbI, CsO₂, TeO₂, Te₂ 等) が炉心から放出されると、炉心の崩壊熱は減少する。炉心の温度が上昇して F P が放出されると、それらの崩壊熱は移動先の原子炉圧力容器又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギー計算に用いられる。熔融炉心に含まれる F P もまた崩壊熱を持ち、熔融炉心のエネルギー計算において考慮される。原子炉格納容器内気相部の F P も崩壊熱を生成し、原子炉格納容器内の気相部のエネルギーに加えられ、原子炉格納容器の温度上昇に寄与する。

ガス状及びエアロゾル状の F P は、水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの付着が考慮され、F P から発生した崩壊熱は水プールあるいはヒートシンクに加えられる。水プールが存在する場合、その温度が F P の再蒸発の判断に使用される。ヒートシンク上に沈着した F P はその崩壊熱をそのヒートシンクのエネルギーに付与する。その際、ヒートシンクの表面温度が再蒸発の判断に使用される。原子炉圧力容器内では図 3.3-5 に示すヒートシンクがモデル化されており、これらについて F P から発生した崩壊熱による温度変化が考慮される。

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (1/5)

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	<ul style="list-style-type: none"> ・ 径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力 ・ 原子炉スクラムまで初期値を維持
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・ 径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力 ・ リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動 ・ F Pは 12 の核種グループを設定
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 燃料自立状態 (冠水時) : 水への対流・輻射熱伝達 ・ 燃料自立状態 (露出時) : ガスへの対流・輻射熱伝達 ・ 損傷・溶融状態 (冠水時) : 限界熱流束 ・ 損傷・溶融状態 (露出時) : ガスへの対流・輻射熱伝達 ・ 被覆管酸化 : Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart 相関式 (低温時) ・ ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮
	水位計算モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 二相混合体積よりダウンコマ部と炉心内の二相水位を計算 ・ 各チャンネル内の二相水位はドリフトフラックスモデルに基づき計算
原子炉圧力容器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧損, 静水頭バランスにより計算 ・ 各ノードの水位はボイド率を考慮した液相体積から計算
	破断流モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 差圧流 ・ 臨界流 (Henry-Fauske モデル)

表 3.3-1 MAA P コードのモデル一覧 (2/5)

項目		計算モデル
原子炉格納容器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧損，静水頭バランス及び圧力差により計算 ・ 原子炉圧力容器破断口からの水と蒸気の放出，放出された水のフラッシングを考慮 ・ 気液界面の水のフラッシング，蒸気の凝縮を考慮
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 格納容器ヒートシンクとして，格納容器壁及び床，金属機器を考慮 ・ 水と格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・ 水蒸気と格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達，自然対流熱伝達，凝縮熱伝達及び輻射熱伝達
	水素ガス発生	水素ガス発生源として以下を考慮： <ul style="list-style-type: none"> ・ 炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム－水反応 (Baker-Just 相関式 (高温時) 及び Cathcart 相関式 (低温)) ・ 溶融炉心とコンクリートの相互作用
	格納容器破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 格納容器内圧力と限界圧力あるいは格納容器温度と限界温度との比較等により格納容器の破損を判定
安全系モデル	非常用炉心冷却系	<ul style="list-style-type: none"> ・ 注入特性を入力し，原子炉圧力に応じて注入流量を計算
	格納容器スプレイ	<ul style="list-style-type: none"> ・ 注入特性を入力し格納容器圧力に応じて注入流量を計算 ・ スプレイ水による凝縮熱伝達により気相部冷却を計算
	逃がし安全弁	<ul style="list-style-type: none"> ・ 設計値に基づいて流量を計算

表 3.3-1 MAA P コードのモデル一覧 (3/5)

項目	計算モデル
溶融炉心の挙動モデル	(炉心モデル (熱水力モデル (伝熱)) に記載)
ヒートアップ	(炉心モデル (熱水力モデル (伝熱)) に記載)
リロケーション	<ul style="list-style-type: none"> ・ 軸方向及び径方向に質量及びエネルギーの移動を考慮 ・ 炉心ノード内の状態として、「燃料が自立した状態」、「燃料が崩壊した状態」、「流路が減少した状態」、「流路が閉塞した状態」及び「溶融プール状態」を考慮 ・ 軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・ 径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・ 流路減少の進展、流路閉塞及び溶融プールの各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬 ・ クラストのクリーブ破損を考慮
下部プレナムでの溶融炉心の挙動	<ul style="list-style-type: none"> ・ 下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は、デブリジェット密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算 ・ デブリジェットと水のエントレインを計算 ・ エントレイン量：Ricou-Spalding モデル ・ 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・ 成層化したデブリベッドを模擬 ・ 上部の水による熱除去は Henry-Epstein-Fauske 相関式 ・ デブリベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式 ・ 下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、門出らの相関式
原子炉圧力容器破損	<ul style="list-style-type: none"> ・ 制御棒駆動機構ハウジング溶接部等の貫通部の破損として、せん断応力あるいはひずみがしきい値を超える場合に破損を判定 ・ 原子炉圧力容器下部ヘッドの破損として、Larson-Miller パラメータ手法によるクリーブ破損を考慮 ・ 破損後、溶融炉心からの加熱による破損口拡大を模擬

表 3.3-1 MAA P コードのモデル一覧 (4/5)

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル (つづき)	原子炉压力容器破損後の 高圧溶融炉心放出	<ul style="list-style-type: none"> 高圧溶融物放出の防止が評価目的であり、高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない
	格納容器雰囲気直接加熱	<ul style="list-style-type: none"> 高圧溶融物放出の防止が評価目的であり、高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない
	格納容器下部での溶融炉心の挙動 (落下及び溶融プール)	<ul style="list-style-type: none"> デブリジェットと水のエントレインを計算 エントレイン量：Ricou-Spalding モデル 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 格納容器下部床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定 格納容器下部床全面に均一に広がると仮定 溶融プールは厚さ均一の平板を仮定、内部温度は1点で模擬 上部・下部・側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮 クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似 侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価 炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素，二酸化炭素）の発生を評価
	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動 (溶融プールの伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> 上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮 内部の溶融物から下部・側部クラストへは対流熱伝達を考慮

表 3.3-1 MAA P コードのモデル一覧 (5/5)

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル (つづき)	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動 (コンクリート侵食)	<ul style="list-style-type: none"> ・コンクリート温度は、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つと仮定 ・コンクリート温度がコンクリート溶融温度を超えると侵食開始。その際、コンクリート溶融潜熱及び化学反応熱の発生を考慮 ・コンクリートから放出されるガス (水蒸気及び二酸化炭素) は直ちに溶融プールに侵入すると仮定し、溶融プール中の金属との酸化反応を考慮 ・コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン・ジルコニウム等と混合すると仮定
F P 挙動モデル	F P 放出	<ul style="list-style-type: none"> ・F P は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類し、各 F P グループの質量保存を考慮 ・溶融炉心・コンクリート相互作用に伴う F P 放出を模擬
	遷移・輸送	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉圧力容器及び格納容器内の F P 形態は各グループに対し、ガス状、エアロゾル状、沈着を考慮 (希ガスはガス状のみ)。また、水中及び溶融炉心内の F P を考慮 ・気相及び液相中の F P の輸送は、熱水力計算から求められる体積流量から F P 輸送量を計算 ・F P がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って移動 ・溶融炉心内に残存する F P は溶融炉心とともに移動 ・水中の F P は区画間の水の流れとともに移動 ・格納容器及び原子炉圧力容器内での気体、エアロゾル及び構造表面上 (沈着) の状態間の遷移を模擬 ・エアロゾルの沈着は、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、F P ガス凝縮、F P ガス再蒸発を模擬。沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・崩壊熱は各位置の F P 量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮 ・F P 崩壊による発生エネルギーは崩壊熱データで考慮

表 3.3-2 M A A P コードの F P の核種グループ

グループ	代表核種	説明
1	希ガス	希ガス (Xe, Kr)
2	CsI	CsI 及び RbI。よう素は全てアルカリ F P と結合すると仮定。また、セシウムがほとんどであるため、CsI の物性を用いる。
3	TeO ₂	酸化テルル (TeO ₂)。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO ₂ となると仮定。原子炉圧力容器外で放出されたテルルは元素状態にあると仮定するが、蒸気や酸素ガスが存在する場合には酸化されて TeO ₂ になるものと仮定。
4	SrO	ストロンチウムは主として原子炉圧力容器外から元素状態で放出されるが、原子炉格納容器内で酸化されて SrO になると仮定。原子炉圧力容器内放出についても、酸化されて SrO になると仮定。
5	MoO ₂	二酸化モリブデン (MoO ₂)。モリブデンが主にコンクリート接触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは、よう素と結合した後に放出される Cs と Rb を表す。
7	BaO	酸化バリウム (BaO) を表す。Ba は化学的周期性から、Sr と同じような挙動を示す。
8	La ₂ O ₃	La を表す。La 類の全三二酸化物の化学的挙動は同様であるので一つのグループとする。これらは不揮発性であるが、原子炉圧力容器内放出が許容されている。主として一酸化物の状態です。原子炉圧力容器外に放出されるが、原子炉格納容器内で更に酸化する。
9	CeO ₂	Ce の挙動は La と同様であるが、化学量及びガス分圧が異なるため、違うグループとしている。
10	Sb	アンチモンは元素の形態のまま原子炉圧力容器内及び原子炉圧力容器外へ放出される。
11	Te ₂	原子炉圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te ₂ のままとする。
12	UO ₂	ウラン及び超ウラン元素は特性が異なるため他の F P とは区別してグループ化する。これらは原子炉圧力容器外のみで放出され、原子炉格納容器内で二酸化物になると仮定。

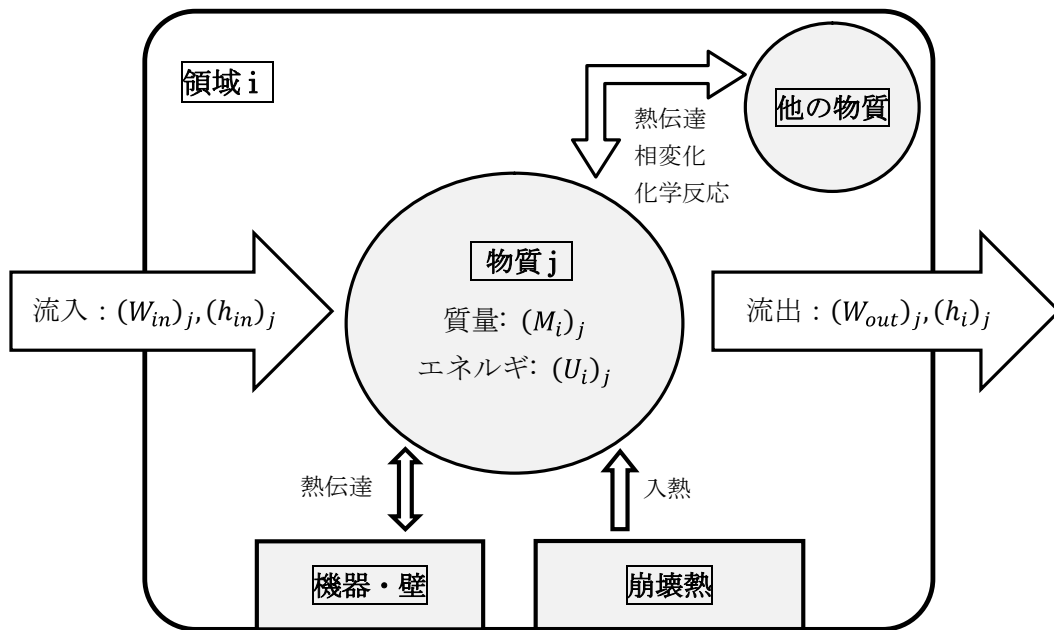
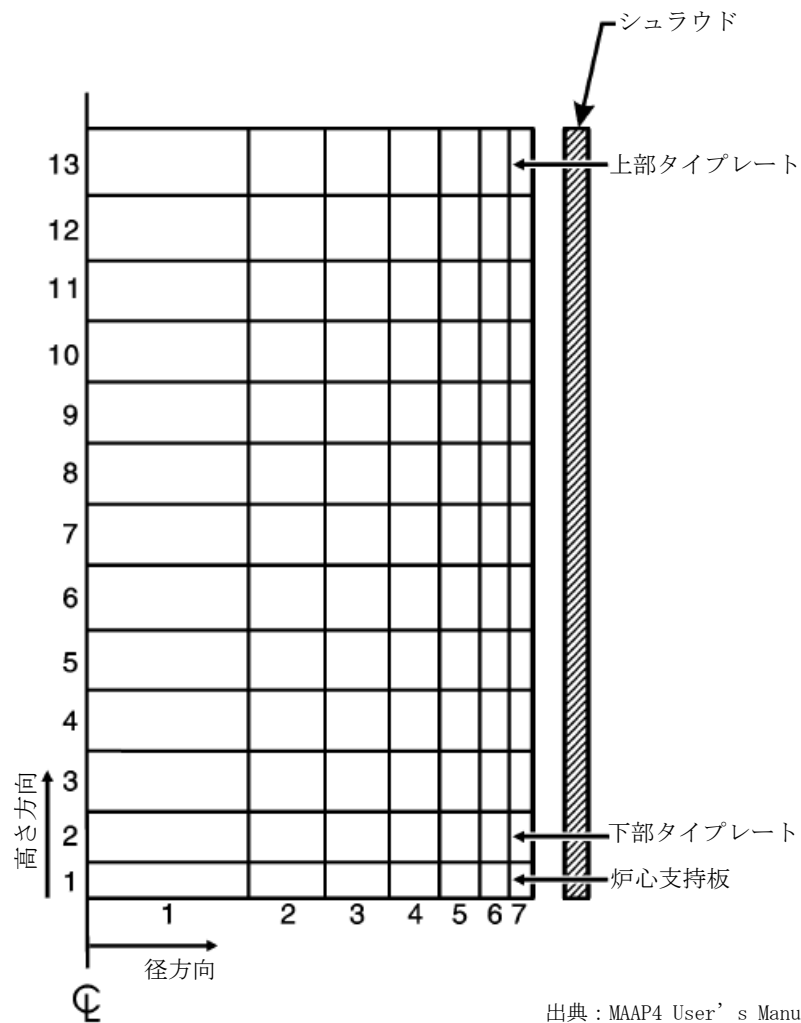
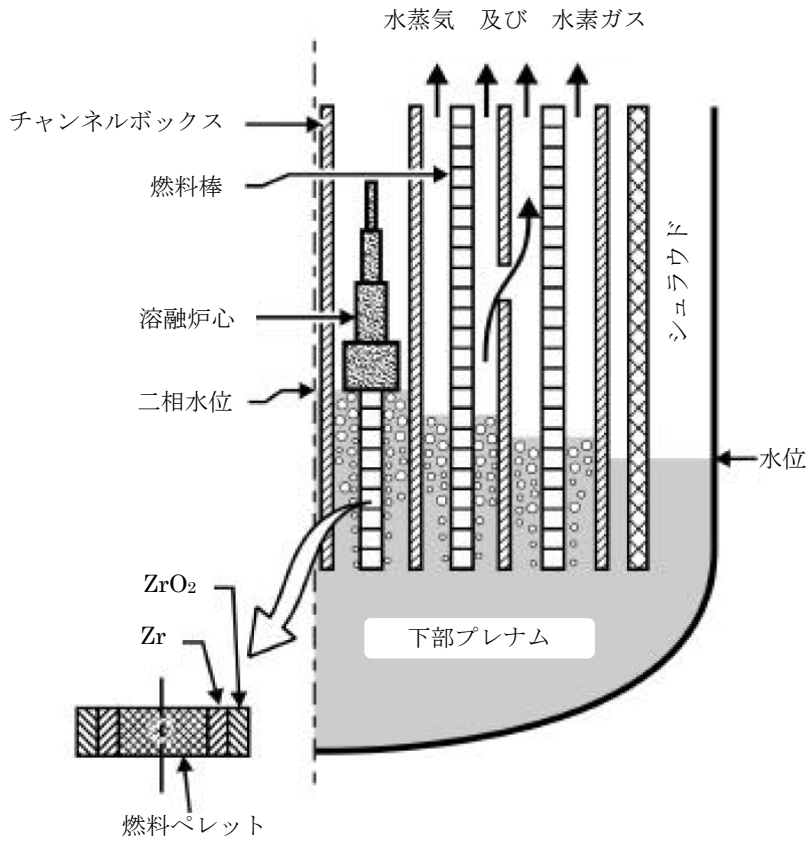


図 3.3-1 各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギーバランス



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-2 MAAP ノード分割例 (炉心モデル)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-3 炉心水位モデル

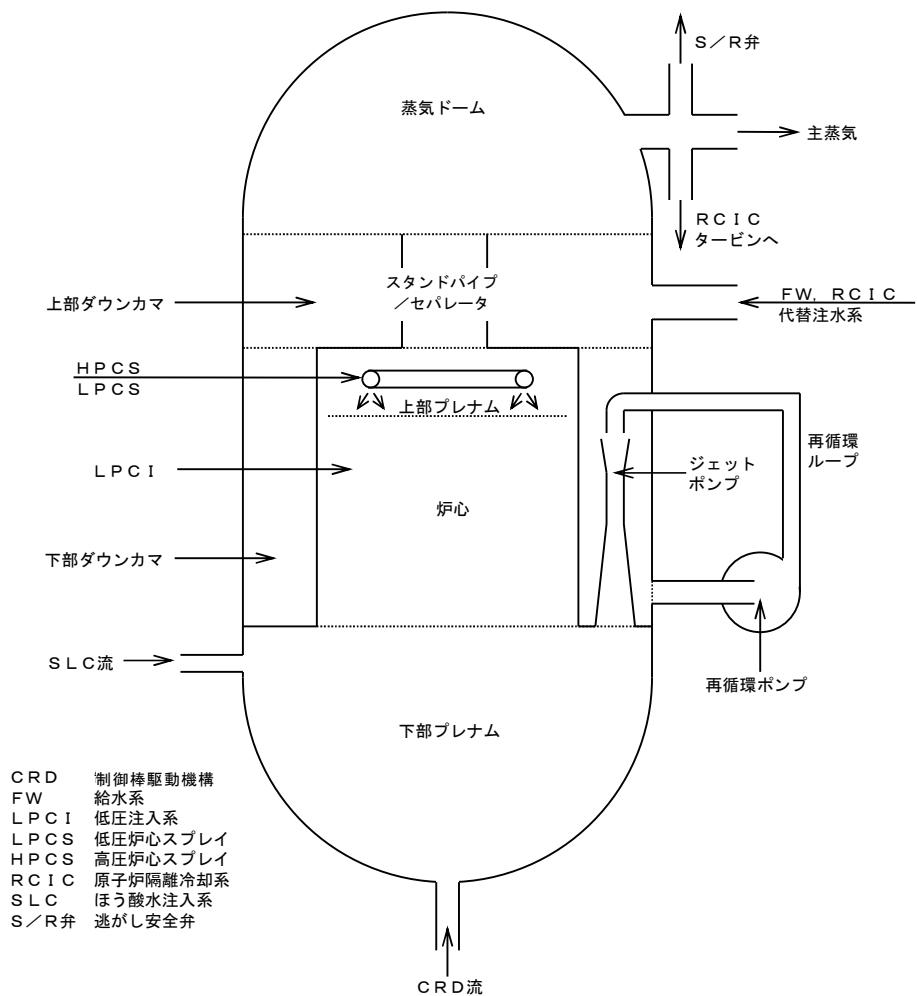
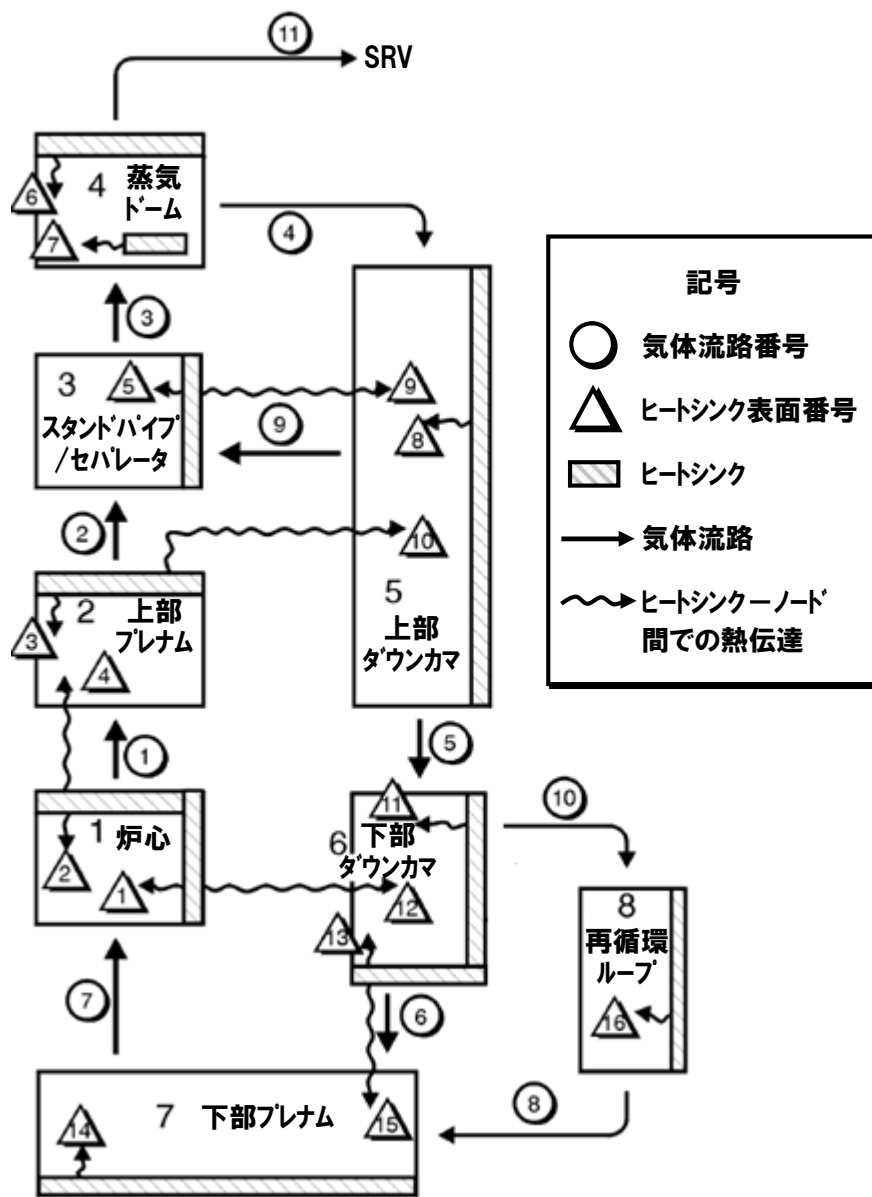


図 3.3-4 MAA P原子炉圧力容器モデルの概要 (BWR 5の例)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAP原子炉压力容器ノード分割図

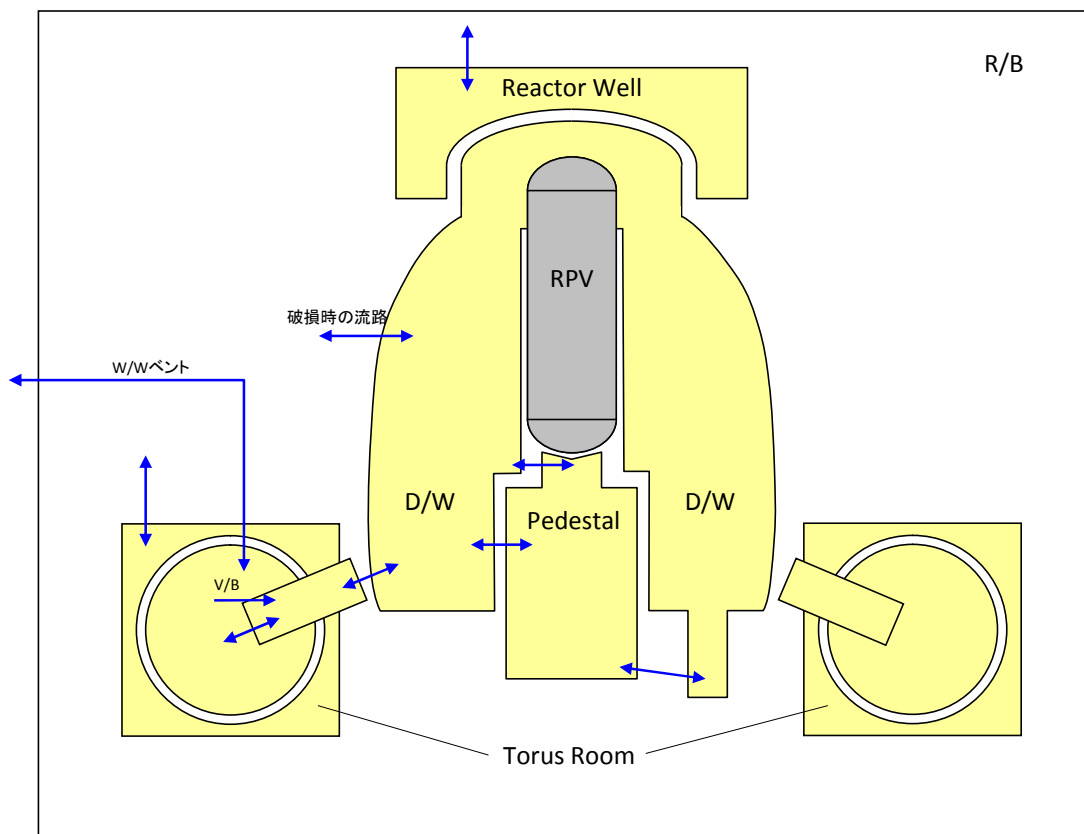


図 3.3-6 MAAP ノード分割図 (格納容器モデル : Mark-I 改の例)

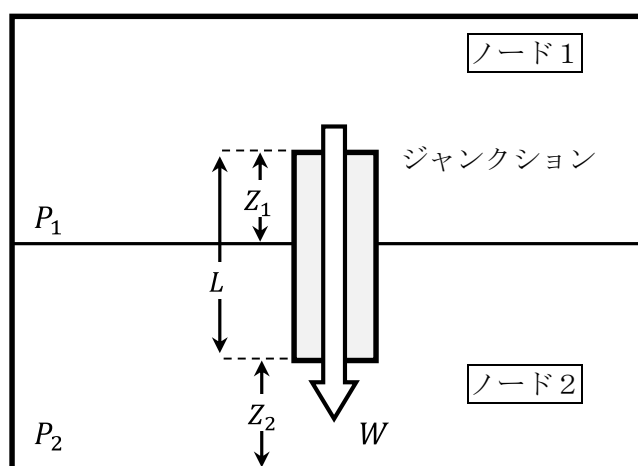


図 3.3-7 ジャンクションの接続関係

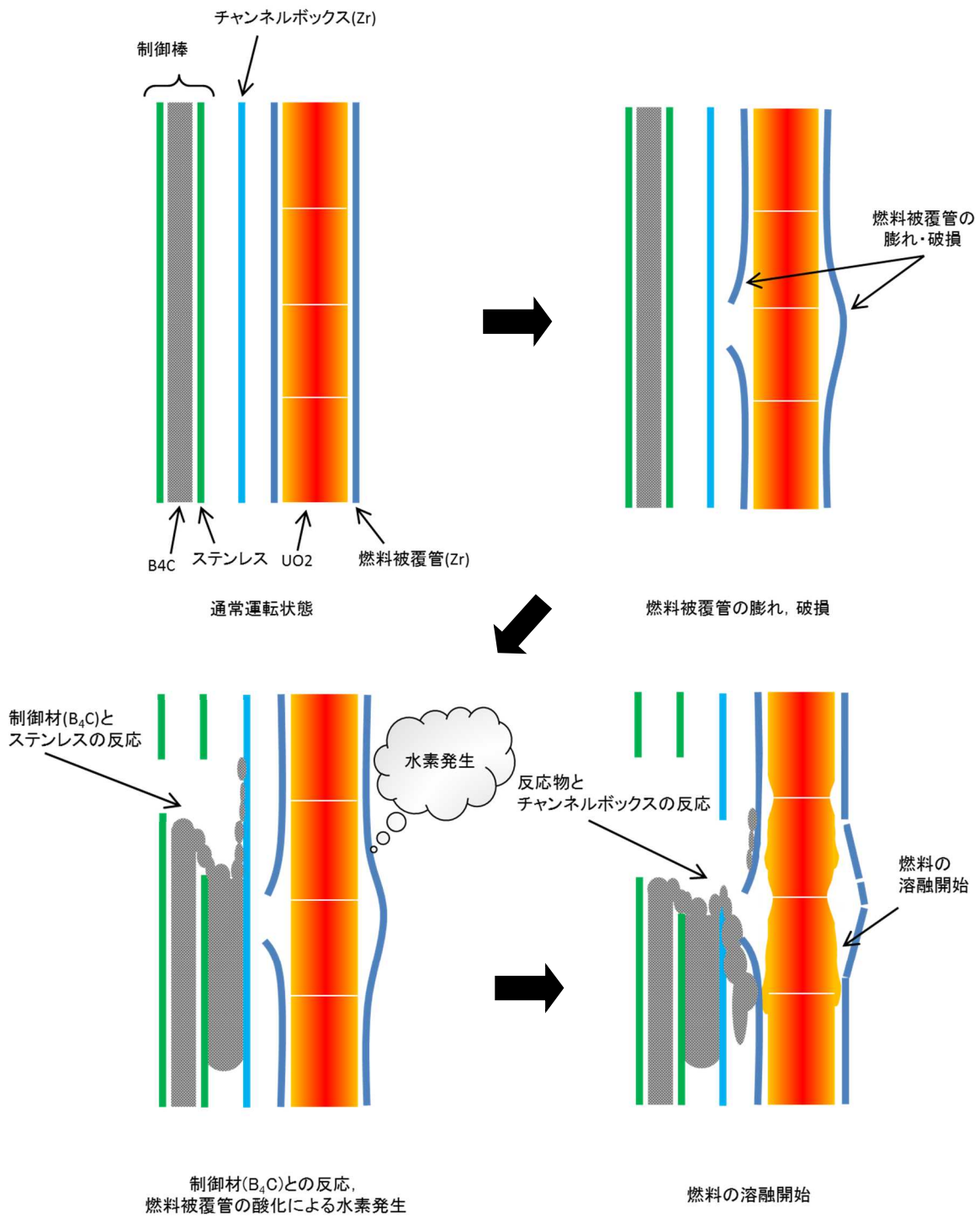
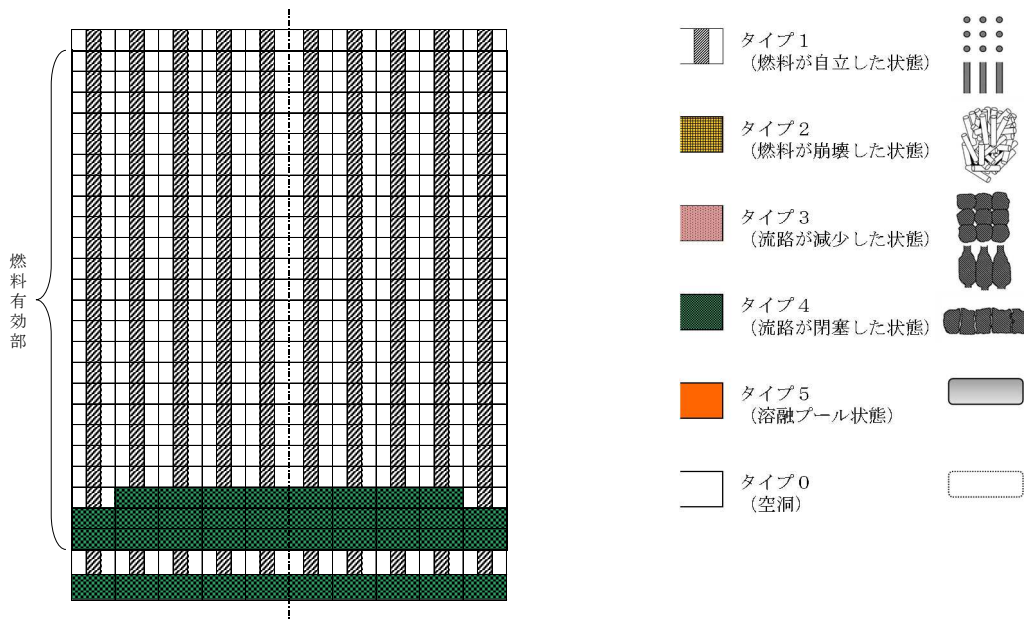
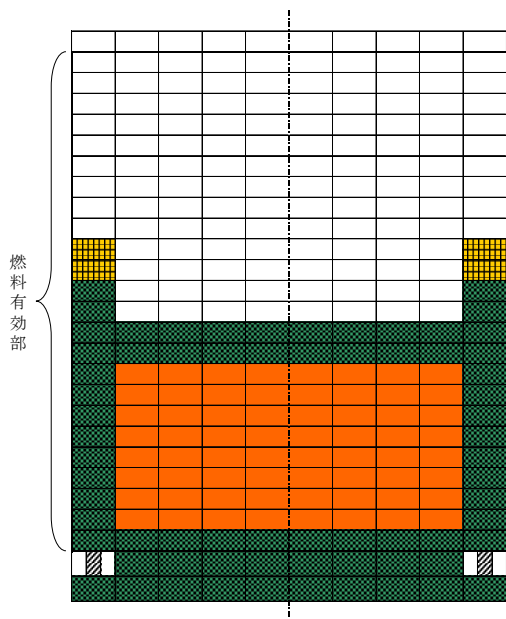


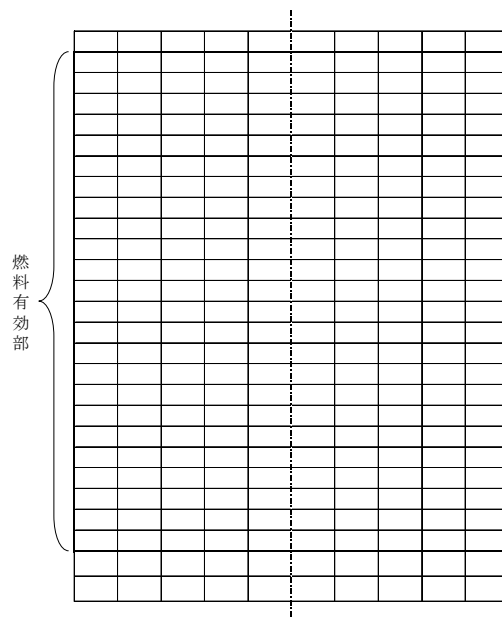
図 3.3-8 炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図



炉心溶融開始直後の状態。炉心溶融は炉心径方向中心から開始し、シュラウド側（径方向外側）の溶融は炉心中央に比べて進展が遅い。

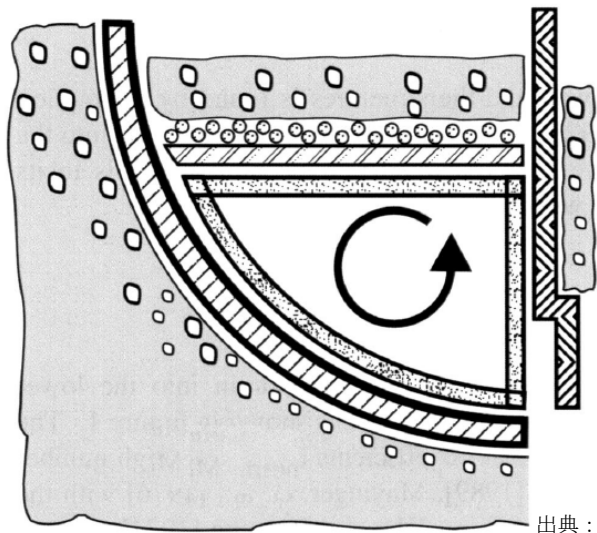
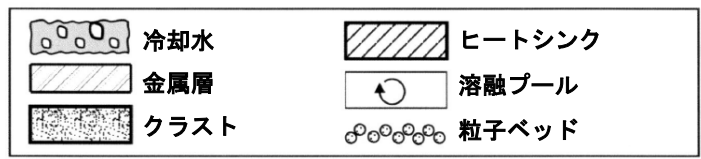


代替注水系による損傷炉心冷却後の状態。損傷炉心の冷却が行われているため、溶融プール状態のノードの周囲に流路が閉塞した状態のノードが形成され、シュラウド側（径方向外側）においても冷却されている。



原子炉圧力容器破損後の状態。炉心支持板より上部に燃料は存在せず、空洞となっている。

図 3.3-9 炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化（例）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の概念

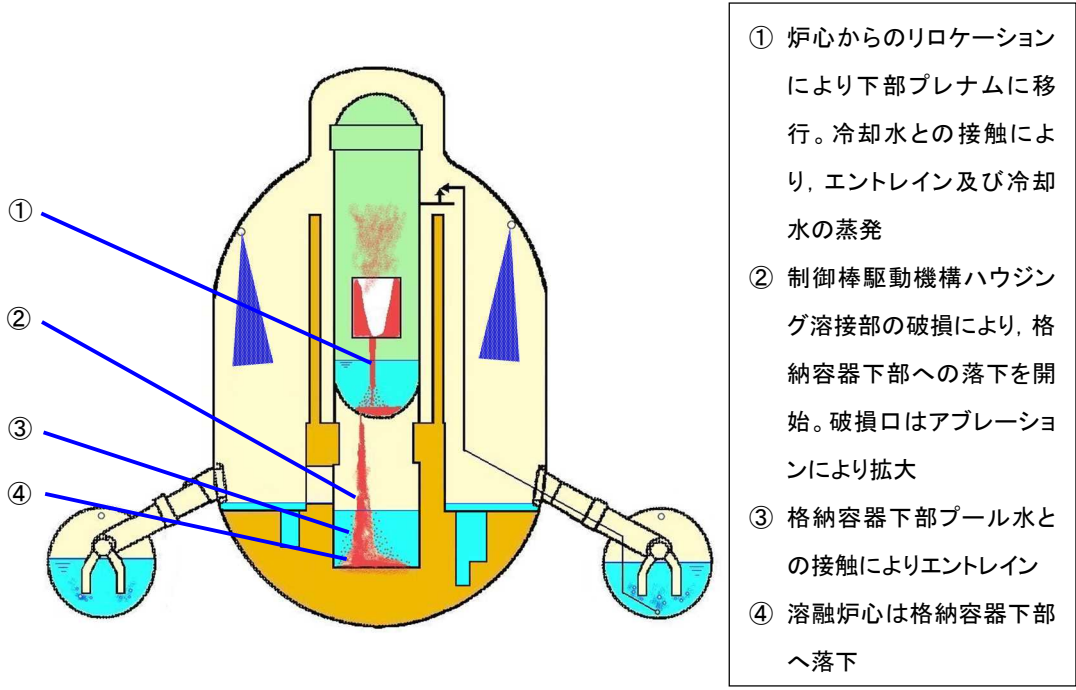


図 3.3-11 格納容器下部への溶融炉心の落下の例（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

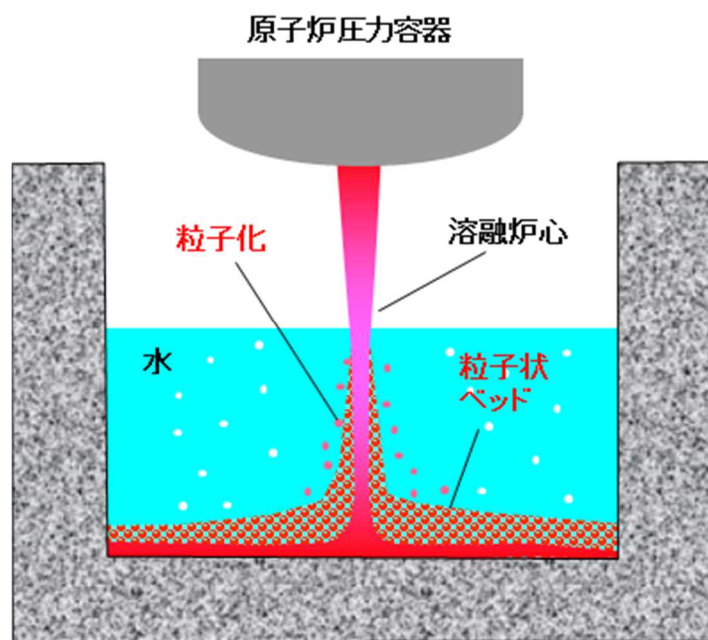
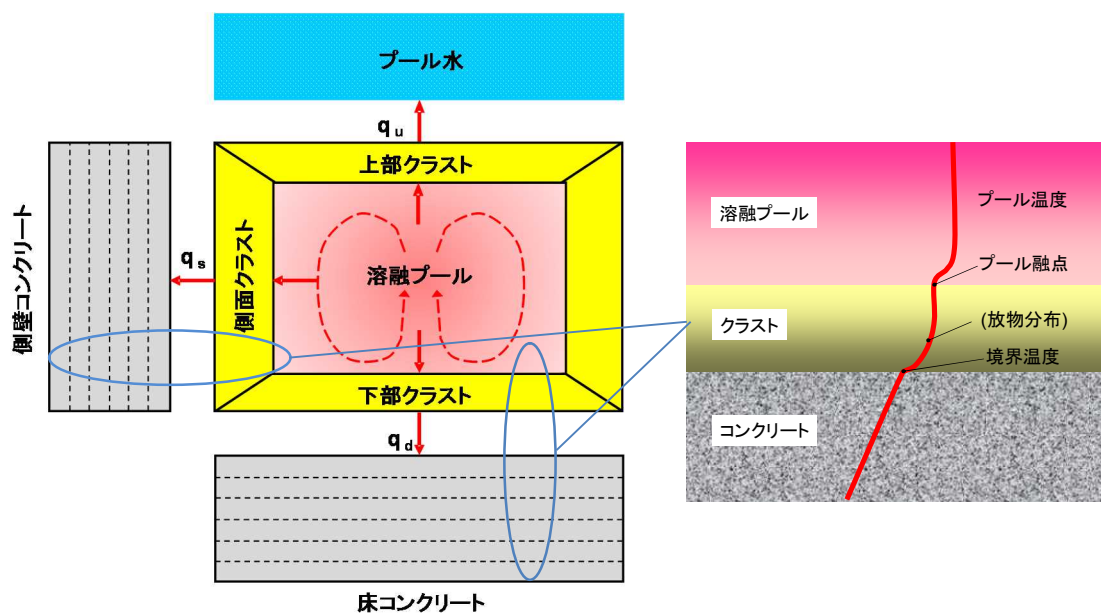
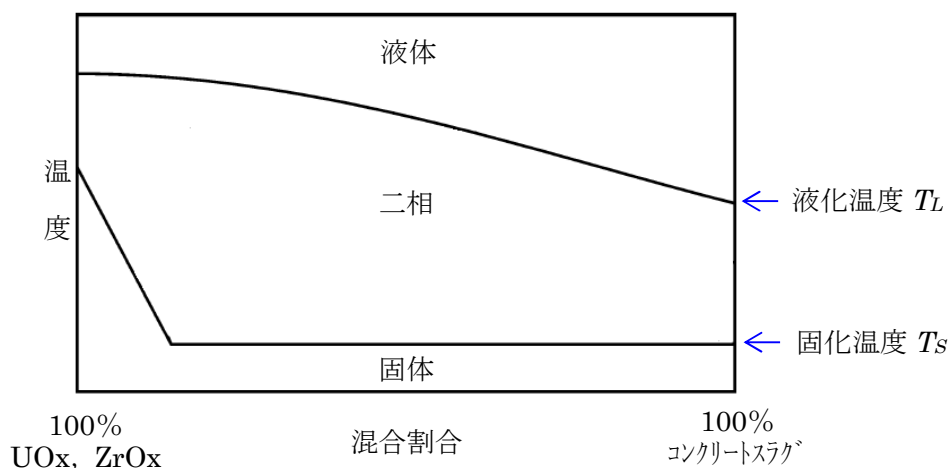


図 3.3-12 原子炉格納容器下部における溶融炉心の挙動の概念



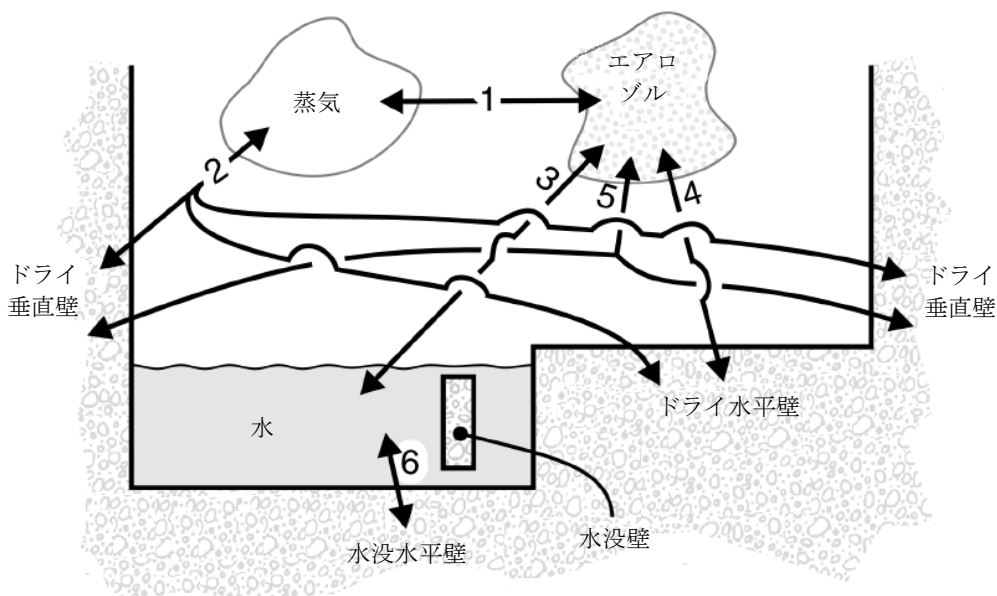
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-13 溶融炉心の伝熱の概念



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-14 溶融プールの相変化の概念



FP 輸送パス：

1. 蒸気-エアロゾル (蒸発/凝縮)
2. 蒸気-ドライ壁 (蒸発/凝縮)
3. エアロゾル-水 (拡散泳動, 重力沈降, 熱泳動)
4. エアロゾル-ドライ水平壁 (重力沈降, 熱泳動)
5. エアロゾル-ドライ垂直壁 (慣性衝突, 熱泳動)
6. 水-水没水平壁 (溶解/沈着)

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-15 格納容器内 FP 遷移モデル

3.4 ノード分割

実機解析に用いるノード分割の考え方を表 3.4-1 に示す。

炉心モデルは、R-Zの2次元モデルであり、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定している。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、解析の安定性のため、各分割要素で断面積（体積）の差があまり大きくならないよう考慮している。軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上としている。

原子炉压力容器のノードは、蒸気ドーム、スタンドパイプ/セパレータ、上部プレナム、ダウンカマ、下部プレナム等の原子炉压力容器の構成要素ごとに分割された、コードプリセットの分割を用いている。

原子炉格納容器は、壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせでモデル化し、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定している。

ノード分割の考え方は、BWRプラントに共通して適用するものである。

表 3.4-1 MAA Pコードのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心	<p>径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Zの2次元モデルである。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素で断面積（体積）の差があまり大きくならないように設定することが推奨されている。</p>
原子炉圧力容器	<p>蒸気ドーム、スタンドパイプ/セパレータ、上部プレナム、ダウンカマ、下部プレナム等の原子炉圧力容器の構成要素ごとにノード分割される（コードのプリセット）。このノード分割は、国内外の典型的なBWRプラントの原子炉圧力容器を模擬したもので、コード内に設定されたプリセットのものとなっており、各炉型に対して適用性を有する。</p>
原子炉格納容器	<p>壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ、標準的には、格納容器内部を格納容器下部（下部ドライウエル、ペDESTAL）、ドライウエル、ベント管、ウェットウエルに分割する。</p> <p>このノード分割は、同じ特徴を有する空間を集約することを基本として、壁や床によって囲われた領域をノード（区画）として設定し、同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため、緩やか又は長期的な応答を模擬することができ、各ノード間の接続条件を適切に与えることによって、格納容器の型式によらず適用性を有する。</p>

3.5 入出力

MAAPコードへの入力情報は、別紙1に示すとおりである。

主要な入出力は、図3.5-1に示すとおりであり、入力は、

- ① 燃料質量，被覆管質量等
- ② 核分裂生成物質量等
- ③ 原子炉压力容器圧力・温度，格納容器圧力・温度等の初期条件
- ④ 原子炉压力容器内の形状等
- ⑤ 工学的安全設備，格納容器スプレイの特性等
- ⑥ 原子炉格納容器内の区画形状，原子炉格納容器内の区画間の形状等
- ⑦ 原子炉格納容器内のヒートシンクの材質・形状等
- ⑧ 起因事象，緩和設備等の情報等

を与え、これらに基づきプラント全体の過渡解析を実施し、以下の出力を得る。

- ① 原子炉压力容器圧力
- ② 原子炉压力容器水位
- ③ 格納容器内圧力
- ④ 格納容器温度
- ⑤ 格納容器内水素濃度
- ⑥ 格納容器内水量
- ⑦ コンクリート侵食深さ等

なお、上に示した入力情報のうち、核分裂生成物質量については核種生成崩壊計算コードにより求められたデータを初期値として用いる。この値は、炉心内蔵量を保守的に与えるため、1サイクル13ヶ月(395日)に余裕をみて1サイクル1万時間(416日)の燃焼期間を仮定し、平衡炉心の燃料装荷体数の割合に基づいた条件で評価されたものである。

これらの入力作成の流れを図3.5-2に示す。

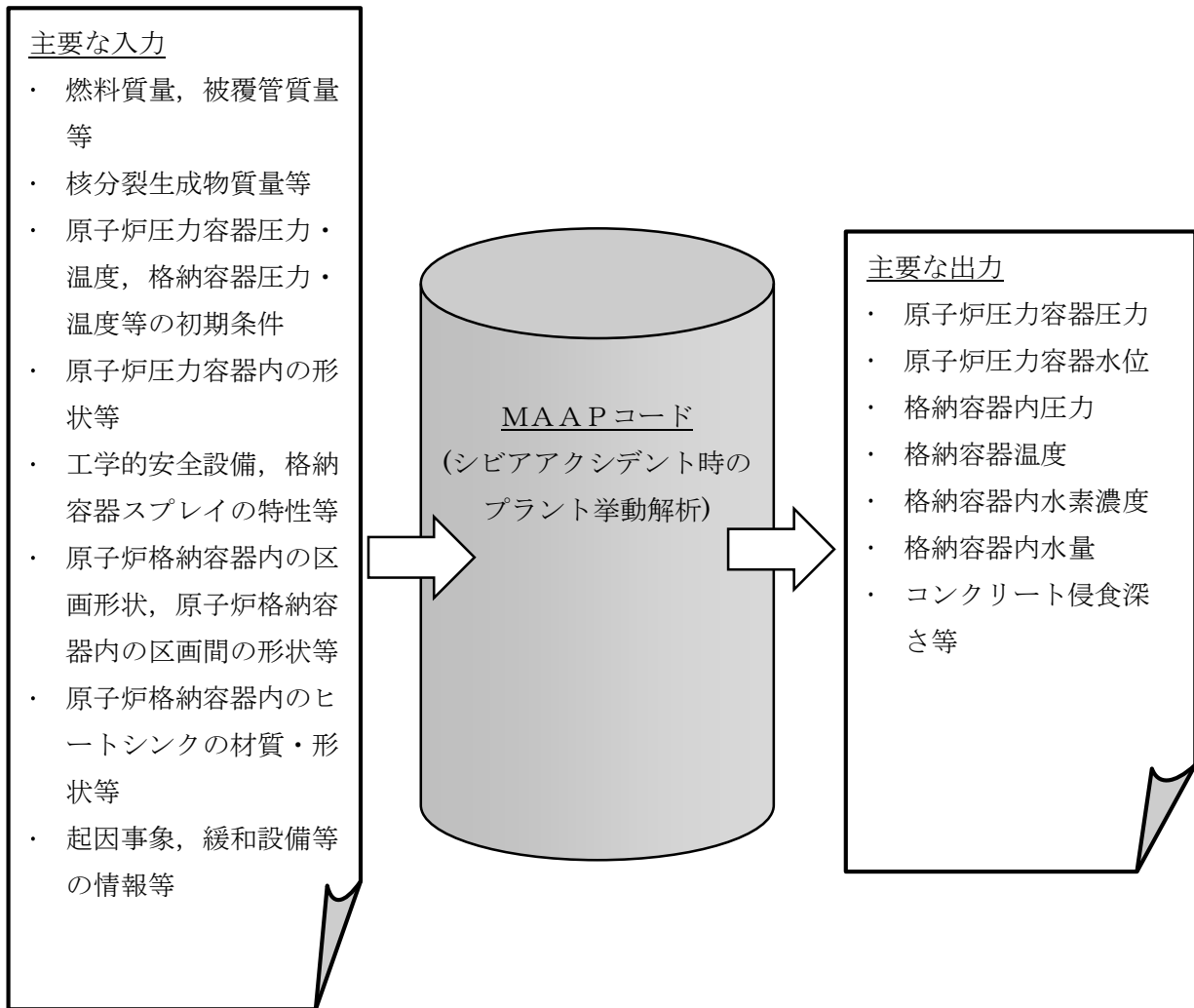


図 3.5-1 MAAPの入出力

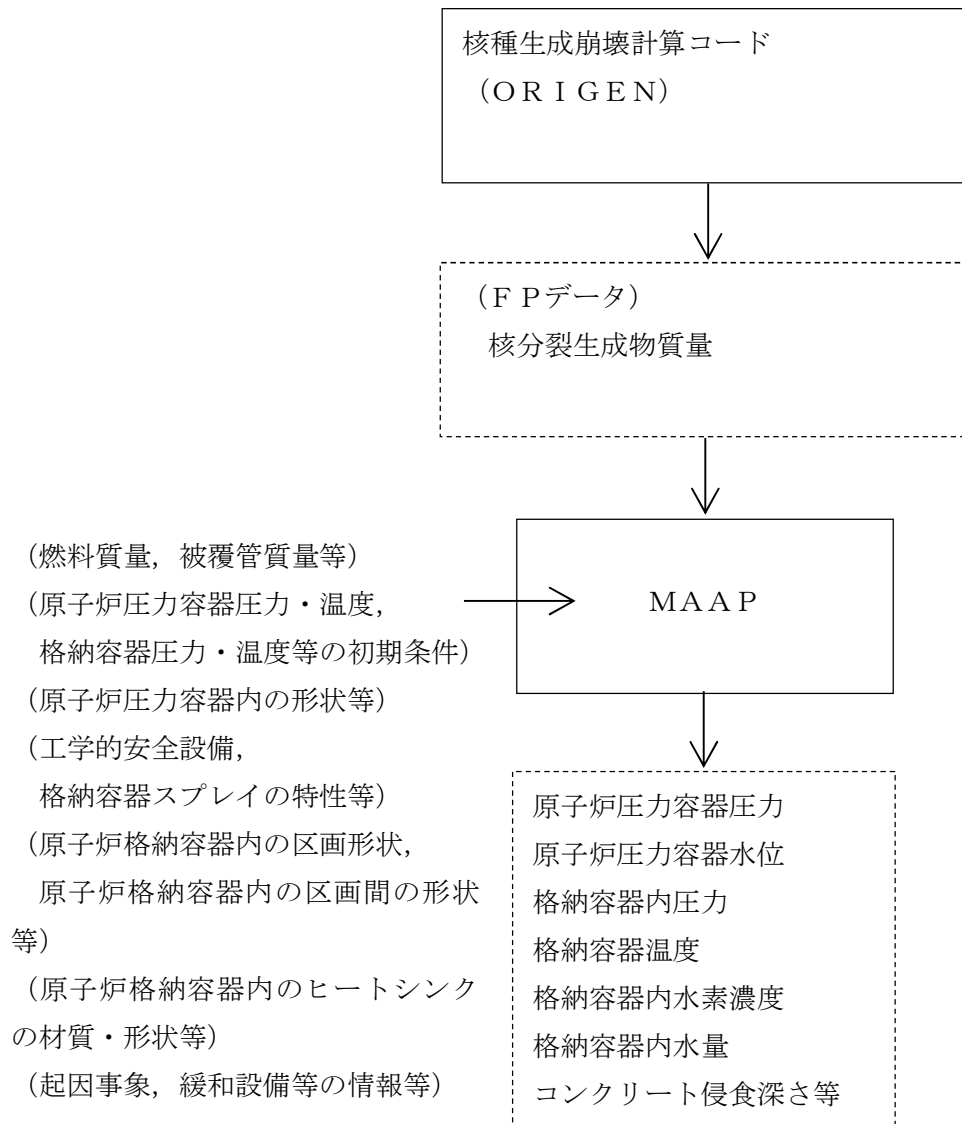


図 3.5-2 前処理コードによるMAAP入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認方法

2.3において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。各重要現象の妥当性確認においては、事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本とするが、機器や設備の性能に基づいて物理現象の特性を与えているため、妥当性確認が不要となるものがある。

2章では「原子炉压力容器破損後の高压熔融炉心放出」及び「格納容器雰囲気直接加熱」を重要現象として抽出していないものの、その発生を防止するという観点からは、事象進展に影響する各モデルの不確かさに基づいた総合的な判断が必要なことから、添付1において不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

また、「原子炉压力容器外の熔融燃料-冷却材相互作用 (FCI)」及び「熔融炉心・コンクリート相互作用 (MCCI)」については、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、不確かさが大きい現象であると言えることから、添付2及び添付3において、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

4.1.1 崩壊熱 [炉心 (核)]

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高いモデルと現実的な条件を用いて評価された最確値をもとに、事象発生後の原子炉出力変化として計算される。このため、MAAPコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化, 気液分離 (水位変化)・対向流 [炉心 (熱流動)]

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離 (水位変化)・対向流」については、原子炉压力容器内水位に関係する現象である。MAAPコードの炉心水位 (二相水位) は、3.3.2(4)で述べたモデルによって計算される。上部プレナム領域についても同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から二相水位が計算され、炉心水位と併せて原子炉压力容器内水位として計算される。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては、対象とする原子炉水位といった原子炉压力容器内挙動はSAFERコードによって評価されており、MAAPコードは原子炉格納容器内挙動の評価のみに用いられているが、格納容器破損防止対策の事故シーケンスにおいては、MAAPコードによって、原子炉压力容器内挙動を含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心熔融進展への影響が考えられるため、原子炉水位についてSAFERコードと比較を行い、不確かさを確認する (4.3.1参照)。

4.1.3 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器〕

原子炉圧力容器と原子炉格納容器との間の流れとなる、LOCA破断口からの臨界流による流量については、3.3.3(3)で述べたとおり、保守的なモデルを用いている。逃がし安全弁からの流量については、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づいて流量が計算される。差圧流については一般的なモデルが用いられていることから解析モデルとしての不確かさは小さく、MAAPコードにおける「冷却材放出（臨界流・差圧流）」の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.4 格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、気液界面の熱伝達、格納容器ベント〔原子炉格納容器〕

「格納容器各領域間の流動」、「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」、「気液界面の熱伝達」は、HDR実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。あわせて、「格納容器各領域間の流動」、「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」は、CSTF実験に対するベンチマーク解析によって妥当性の確認を行う。「格納容器ベント」に関しては、3.3.4(2)で述べたとおり、「格納容器各領域間の流動」と同様の計算方法が用いられており、「格納容器各領域間の流動」の妥当性の確認に含まれる。なお、「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」に関しては、直接的なデータが得られていないため、格納容器圧力や温度の過渡挙動を模擬した実験との比較から、所定の入熱があった場合の構造材への熱伝達及び内部熱伝導による放熱計算に関する考察を行うものとする（4.2.3及び4.2.4参照）。

4.1.5 ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）〔原子炉圧力容器〕、スプレー冷却、サプレッション・プール冷却〔原子炉格納容器〕

ECCS及びスプレー注入特性は、設計値に基づいて、作動圧力及びポンプの圧力-流量特性を入力値として与えている。スプレーによる格納容器気相部の冷却に関しては、液滴径を入力し、液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより、スプレーされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレーの水滴温度が比較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところであり、伝熱モデルの不確かさによる結果への影響はないと考えられる。よって、「ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）」、「スプレー冷却」の妥当性確認は不要であると考えられる。「サプレッション・プール冷却」においても、設計値に基づいて、ポンプ流量及び除熱量を入力値として与えており、妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.6 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)] , 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器] [原子炉圧力容器 (炉心損傷後)]

炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、TMI 事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生量は、コード内にモデルを備えていないため、崩壊熱を用いた評価としており、妥当性確認は不要である。

4.1.7 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 [炉心 (燃料)]) , リロケーション, 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達 [原子炉圧力容器 (炉心損傷後)]

MAAPコードの炉心ヒートアップモデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析及び CORA 実験に対するベンチマーク解析により、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心伝熱モデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。

TMI 事故では炉心ヒートアップ (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), 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達を直接示す測定値はないものの、それらの挙動が間接的に影響する1次系及び2次系の挙動や、事故後の調査研究で各時刻の熔融進展状況が推定されており、それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる (4.2.1 参照)。

TMI 事故は原子炉圧力容器破損前に事象終息していること、炉心熔融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であり、不確かさが大きいと考えられることから、感度解析による影響の把握を行う (4.3.2, 4.3.3, 4.3.5 参照)。

4.1.8 原子炉圧力容器破損 [原子炉圧力容器 (炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損挙動を熔融炉心挙動と併せて実験した例はないため、実験解析により直接的に妥当性評価を行うことはできない。以下のように、MAAPコードの原子炉圧力容器破損モデルはTMI 事故の知見に基づき開発されており、妥当性確認は不要と考えられる。

TMI 事故では、熔融炉心が下部プレナムへ落下したものの、原子炉圧力容器と熔融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉圧力容器壁を冷却できたと推定されている。MAAPではTMI 事故の調査研究や熔融炉心から原子炉圧力容器壁への伝熱挙動を模擬した実験に基づいて、原子炉圧力容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また、原子炉圧力容器の破損形態として、原子炉圧力容器のクリーブ破損、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損等が考慮されている。原子炉圧力容器

破損モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用されるLarson-Millerパラメータ手法に基づくものであり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は単純な熱伝導問題であり、これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ、不確かさの整理を行うとともに、感度解析による影響の確認を行う。(4.3.6参照)

4.1.9 原子炉压力容器内F P挙動 [原子炉压力容器(炉心損傷後)]，原子炉格納容器内F P挙動 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

炉心からのF P放出モデルについては、これまでに実験や検討がなされてきており、MAAPではその知見に基づくF P放出モデルが採用されている。燃料から原子炉压力容器及び原子炉格納容器へ放出されるF P挙動についてPHEBUS-FP実験のベンチマーク解析によって妥当性を確認する(4.2.7参照)。また、格納容器内に放出されたエアロゾル挙動についてABCOVE実験のベンチマークによって妥当性を確認する(4.2.8参照)。

4.1.10 原子炉压力容器内F C I (溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達) [原子炉压力容器(炉心損傷後)]

溶融炉心の細粒化及び粒子状デブリから水への熱伝達については、溶融物の粘性や冷却材条件に違いはあるものの、幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見をもとにMAAPのモデルは構成されているので、妥当性確認は不要と考えられる。また、原子炉压力容器内F C Iにより生じる圧力スパイクについては、専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

ただし、高圧溶融物放出を防止する観点から、原子炉压力容器内F C Iによる原子炉圧力上昇は原子炉压力容器破損とあいまって、有効性の確認に影響するものと考えられることから、原子炉压力容器内F C Iに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を添付2にまとめており、概要を4.3.4に示す。

4.1.11 原子炉压力容器外F C I (溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達) [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

原子炉压力容器外F C Iに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付2にまとめており、概要を4.3.7に示す。

4.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，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
[原子炉格納容器(炉心損傷後)]

「格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり」，「溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱」，「溶融炉心とコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」を含めたMCCIに関する現象について，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付3にまとめており，概要を4.3.8に示す。また，「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」については，ACE実験及びSURC-4実験に対するベンチマーク解析によっても妥当性の確認を行う（4.2.5及び4.2.6参照）。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

物理現象	重要現象	妥当性確認方法										
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他*	
炉心(核)	崩壊熱	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.1
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	☒ 4.2-1 ☒ 4.2-2 ☒ 4.2-4	☒ 4.2-9 ~ ☒ 4.2-16	—	—	—	—	—	—	4.3.2	—	
	燃料棒表面熱伝達			—	—	—	—	—	—			
	燃料被覆管変形			—	—	—	—	—	—			
	燃料被覆管酸化			—	—	—	—	—	—			
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.1	—	
	気液分離(水位変化)・対向流	—	—	—	—	—	—	—	—		—	
原子炉 圧力 容器	冷却材放出(臨界流・差圧流)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.3	
	ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5	
原子炉 格納 容器	格納容器各領域間の流動	—	—	☒ 4.2-19 ☒ 4.2-26 ☒ 4.2-27	☒ 4.2-31 ☒ 4.2-32 ☒ 4.2-33	—	—	—	—	—	—	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	—	—		—	—	—	—	—	—	—	
	気液界面の熱伝達	—	—		—	—	—	—	—	—	—	
	スプレイ冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5	
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.6	
	格納容器ベント	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.4	
	サプレッション・プール冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5	

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

物理現象	重要現象	妥当性確認方法										
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他*	
原子炉 圧力 容器 (炉心 損傷後)	リロケーション	☒ 4.2-2	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.3	—
	構造材との熱伝達	☒ 4.2-4	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	原子炉圧力容器内 FCI (熔融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.4	—
	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	—	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	☒ 4.2-3	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.5	—
	原子炉圧力容器破損	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.6	—
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	☒ 4.2-1	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.6
原子炉圧力容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	—	☒ 4.2-53	—	—	—	
原子炉 格納 容器 (炉心 損傷後)	原子炉格納容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	☒ 4.2-54	☒ 4.2-58	—	—	—
	原子炉圧力容器外 FCI (熔融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.7	—
	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	—	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.8	—
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	—	—	—	—	—	—	—	—	—		—
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	—	—	—	—	☒ 4.2-36 ☒ 4.2-37	☒ 4.2-40	—	—	—		—
コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	—	—	—	—	☒ 4.2-38	—		—	—	—		

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）

4.2.1 TMI 事故解析

(1) 事故の概要

TMI 事故は、大きく 4 つのフェーズに分けることができる^[10]。フェーズ 1 は、事故発生から全ての 1 次冷却材ポンプが停止するまでの過程であり、事故発生 0～100 分後に相当する。フェーズ 2 は、全ての 1 次冷却材ポンプが停止し、その後最初の 1 次冷却材ポンプ 2B が起動するまでの過程であり、事故発生 100～174 分後に相当する。このフェーズでは、1 次冷却材のボイルオフによって、炉心露出、ヒートアップ、さらには炉心損傷が生じた。フェーズ 3 は、1 次冷却材ポンプ 2B の起動から、高圧注入系が作動するまでの過程であり、事故発生 174～200 分後に相当する。1 次冷却材ポンプ 2B の起動によって炉心は一時的に冷却されるが、その後ヒートアップ及び炉心損傷は継続したと考えられる。フェーズ 4 は、高圧注入系が作動した事故発生 200 分後以降であり、炉心が再冠水するとともに熔融炉心が下部プレナムに落下することで冷却可能形状に至ったと考えられる。

(2) 解析条件

解析では、TMI-2 のプラント形状、システム挙動及び初期状態を入力として与える。ノード分割については、炉心を R-Z 系の 2 次元でモデル化し、径方向には 4 分割、軸方向には 16 分割する。1 次系及び蒸気発生器は、貫流型蒸気発生器の冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。

境界条件としては、2 次系のデータとして蒸気発生器水位、高圧注入系からの注入流量に加え、運転員の操作に関する入力として加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁の開閉操作並びに 1 次冷却材ポンプの運転の時刻を与える。

(3) 解析結果

水素ガス発生量の解析結果を図 4.2-1 に示す。MAAP による解析では、水素ガス発生が事故発生約 145 分後に開始し、事故発生約 185 分後まで急激に増加する。その後、水素ガス発生は事故発生約 230 分後まで継続し、この間に発生する水素ガス量は合計で約 510kg（約 1,125lb）である。

事故発生約 220 分後における炉心状態の解析結果を図 4.2-2 に示す。炉心の外周部は下から 8 番目のノードにおいて固体クラストが形成され、この 6 分後（事故初期から 226 分後）に固体クラストが破損し、熔融炉心が下部プレナムへ流出する。解析では下部プレナムに流出した熔融炉心は約 25,000kg である。

原子炉容器壁温の解析結果を図 4.2-3 に示す。熔融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した熔融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に約 1,200°C（約 2,200°F）まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形

することで溶融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果、ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

(a) 燃料被覆管酸化，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生

TMI事故の分析では、約139分で水素ガスの発生が開始し、ジルコニウム-水反応による水素ガス発生率が約175分の時点で最大となった。約203分で炉心が冠水した以降は再露出することはないが、クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上昇しており、約224分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素ガスが発生したと分析されている。全水素ガス発生量は499～544kg (1,100～1,200lb)であったと分析されている。TMI事故の分析とMAAPコード解析の水素ガス挙動の比較を表4.2-1に示す。

このように、MAAPによる解析で得られた水素ガス発生期間及び水素ガス発生量は、ともにTMI事故の分析結果と良く一致している。したがって、MAAPは放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生及び燃料被覆管酸化に関して適切なモデルを有していると判断できる。なお、酸素ガス生成については、MAAPによる解析において直接的に考慮されないが、格納容器の水素ガス及び酸素濃度を評価するに当たっては、MAAPによる事象進展解析に加えて、原子炉格納容器の初期酸素濃度、水の放射線分解によって発生する酸素ガスを適切に考慮している。

(b) 燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，構 造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

TMI事故の分析より得られた事故発生約220分後の炉心状態を図4.2-4に示す。図4.2-2に示したMAAPによる解析結果と比較すると、軸方向位置に若干の相違はあるものの、炉心上部の空隙、デブリベッド、クラスト、溶融プール及び非破損領域の状態は良く一致している。

TMI事故で観察された下部プレナムへ流出した溶融炉心は、約19,000kgであり、MAAPによる解析結果と比較すると、MAAPの解析結果(約25,000kg)はやや多めの評価となっているが同等である。

また、原子炉容器壁温について考察すると、TMI-2 vessel inspection project^[11]の分析では、炉心出口温度の急上昇による警報発信及び中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から、事故発生約224分後に溶融炉心の下部プレナムへの流入

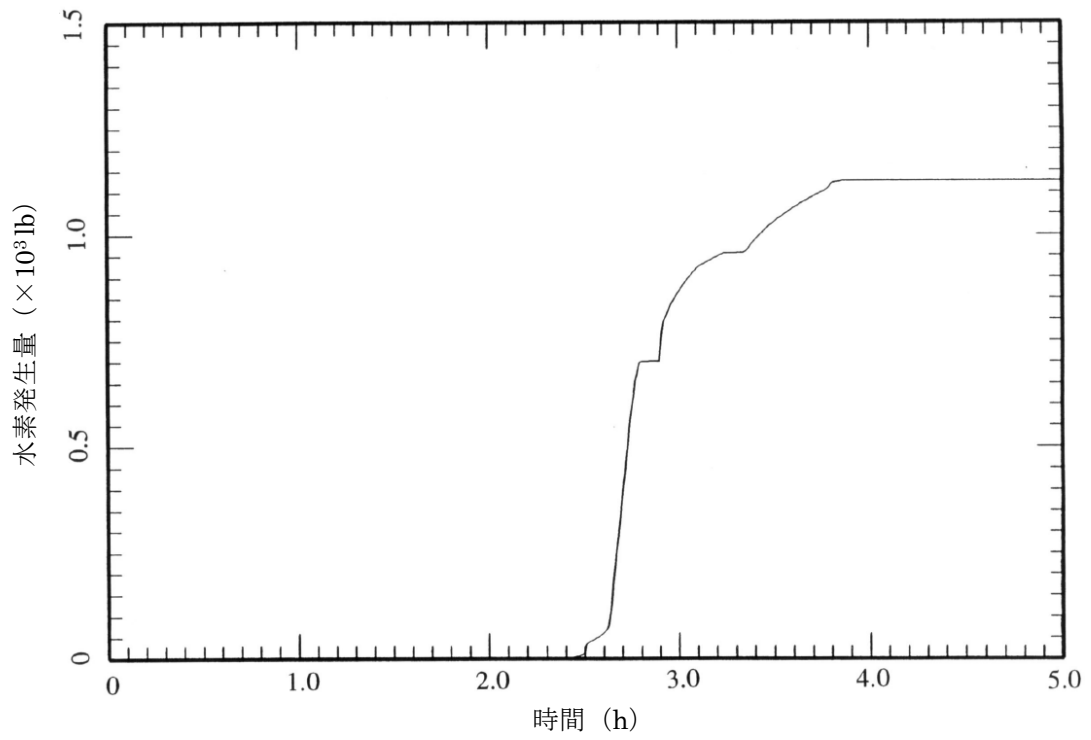
が開始し、ECCSによる注入水等で約20分以内に冷却されたとされている。図4.2-3に示したMAAPによる原子炉容器壁温の解析結果は、事故発生約224分後で急上昇し、事故発生約240分後に低下することから、TMI事故の分析結果と一致している。また、原子炉容器壁温の最大値は、ステンレス鋼の融点(約1,350℃)より低い約1,200℃であり、原子炉容器に損傷がなかったという事実と整合している。

このように、MAAPによる解析で得られた炉心状態及び原子炉容器壁温は、TMI事故の分析結果との比較から、妥当であると考えられる。したがって、MAAPは炉心ヒートアップに関連する燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形、リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-1 水素ガス挙動の比較

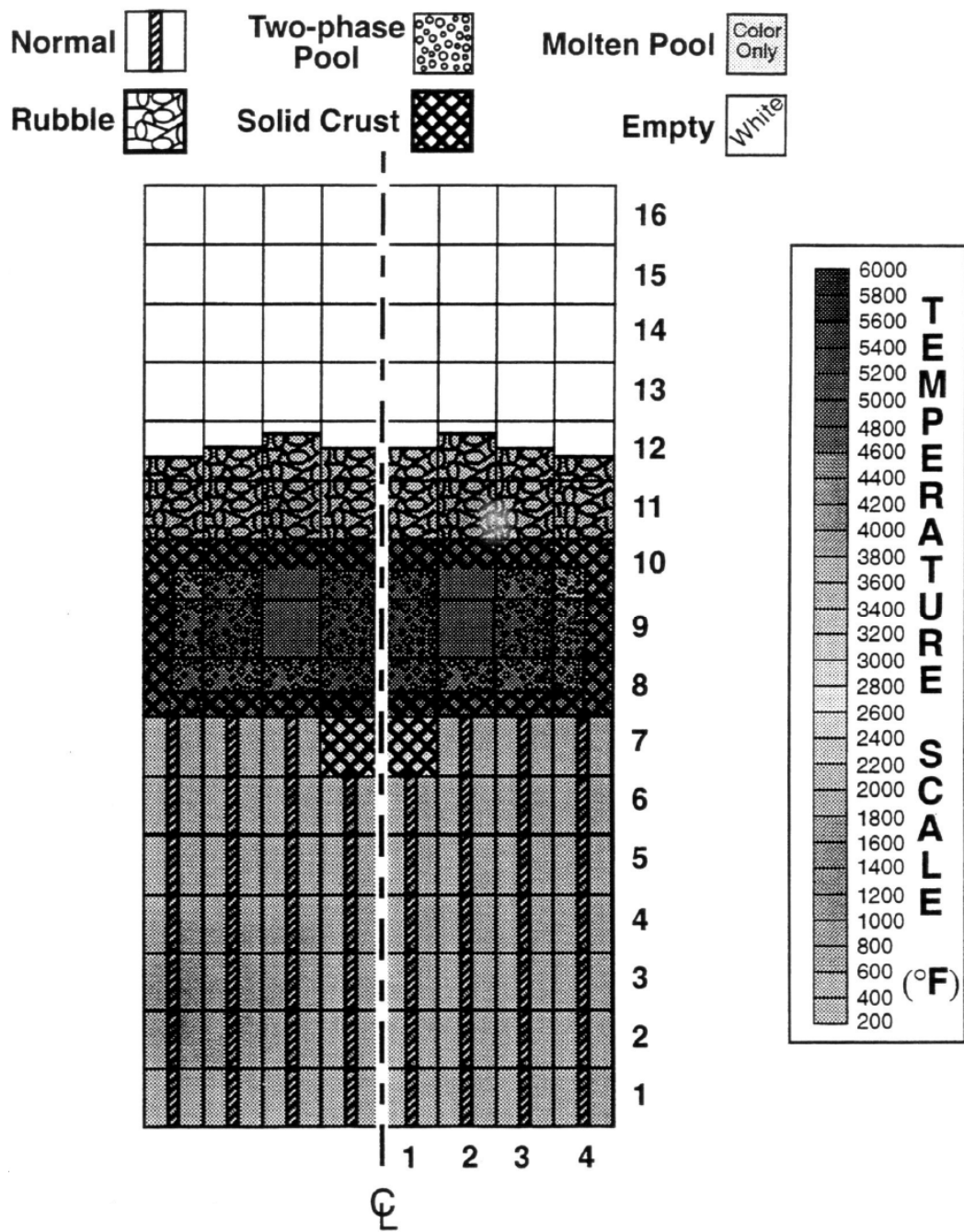
水素ガス挙動の比較項目	TMI 事故の分析	MAAP コード解析
水素ガス発生開始時刻	139 分	145 分
水素ガス発生期間	139～224*分	145～230 分
全水素ガス発生量	1, 100～1, 200lb. 499～544kg	1, 125lb. 510kg

※ 推定時間。224 分まで溶融固化領域は温度上昇しているため。



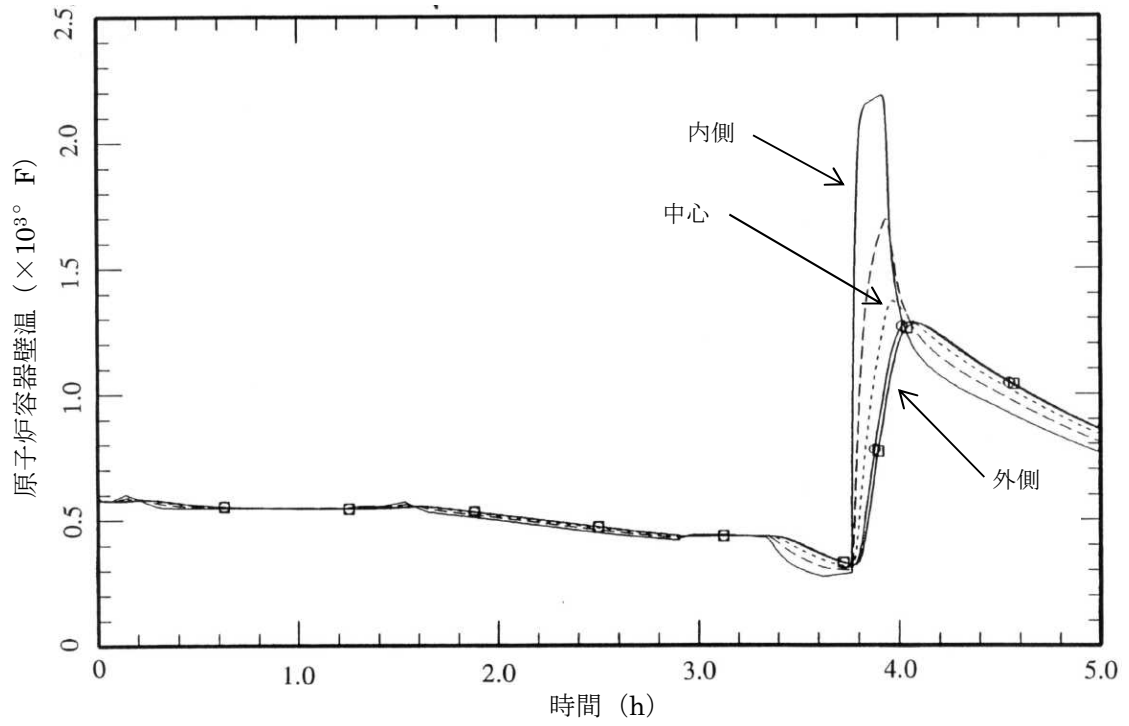
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-1 TMI 事故の解析結果 (水素ガス発生量)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-2 TMI 事故の解析結果（事故発生約 220 分後の炉心状態）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-3 TMI 事故の解析結果 (原子炉容器壁温)

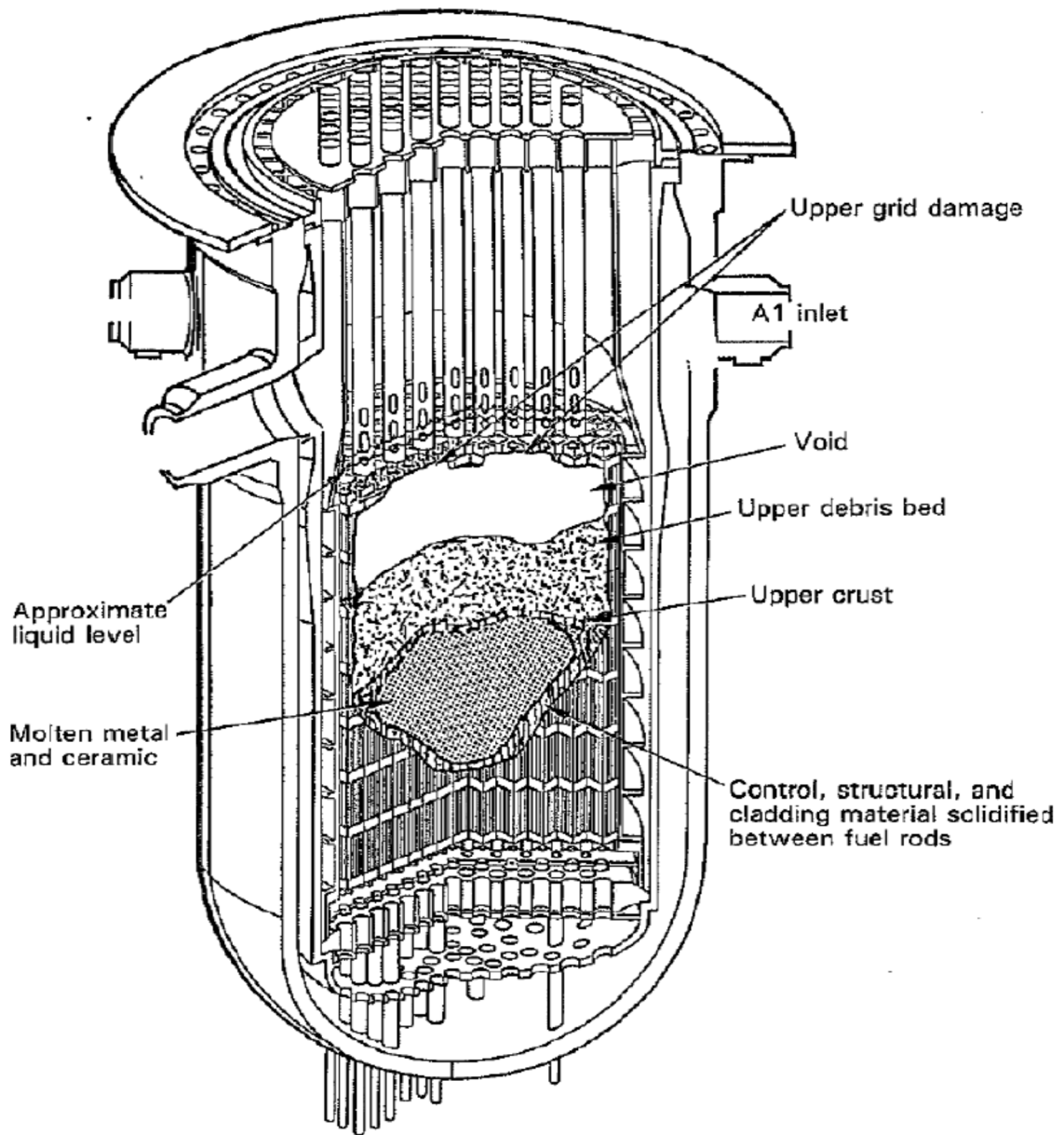


図 4.2-4 TMI 事故の炉心溶融状況の分析結果（事故発生約 220 分後）^[12]

4.2.2 CORA 実験解析

(1) 実験の概要

CORA 実験^[13]は、シビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・熔融進展を把握するために、国際的な協力の枠組みの中で、独カールスルーエ研究センター(KIT, 旧 FZK)にて実施された。

図 4.2-5 に CORA 実験装置の概要を示す。CORA 実験では、軽水炉の燃料バンドルを模擬し、燃料をヒーターによって電気加熱し、水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することによって、燃料の熔融進展挙動を模擬することができる。CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 では、BWR の燃料集合体を模擬した試験が行われており、バンドルの材質と主要な形状は表 4.2-2 に示すとおりである。CORA-16 実験は、燃料、燃料被覆管、制御棒 (B_4C) 及びチャンネルボックスを配置し、BWR の炉心を模擬している。CORA-17 実験は、CORA-16 実験をベースケースとしてクエンチさせたケース、CORA-18 実験は、バンドルサイズを大きくしたケースである。

(2) 解析条件

CORA 実験装置に対応するベンチマーク解析のノード分割を図 4.2-6 に示す。炉心は、燃料、燃料被覆管、チャンネルボックス、制御棒及び流体(アルゴン、水蒸気及び水素)によって構成される。炉心は 2 つの径方向リングに分割され、各々のリングは軸方向に分割され、下から下部非燃料域、10 ノードの燃料有効部及び 2 ノードの上部非燃料域となっている。ノード間においては、軸方向の熱伝導、対流、リロケーション及び輻射が考慮され、最外周のリングでは、シュラウドへの輻射が考慮される。燃料バンドルの底部からアルゴンと水蒸気の混合ガスを注入し、燃料バンドルがヒートアップによって、燃料棒が急速に酸化し 2,100K から 2,300K になるまで、燃料棒ヒーターへの出力を直線的に増加させる。

(3) 解析結果

CORA 実験のケース CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べる。

CORA-16 実験

CORA-16 実験のバンドルの配置を図 4.2-7 に示す。この実験は制御棒中の B_4C とステンレス及び制御棒のステンレスとチャンネルボックスの Zr の反応を確認する目的で実施された。バンドル中には 12 本の加熱燃料棒及び 6 本の非加熱燃料棒、ステンレス中の B_4C 及び燃料棒を取り囲むチャンネルボックスで構成される。

図 4.2-9, 図 4.2-10, 図 4.2-11 及び図 4.2-12 に燃料被覆管の温度変化、チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示す。

燃料被覆管の温度は、約 1,800K における Zr の酸化によって 1,100 秒付近において急上昇する。加熱が停止されるまでの間、測定値に比べて、800K 程度高い解析結果となっているが、測定温度が低くなっている理由として、短い予熱時間や測定誤差による可能性が考えられる。加熱燃料棒、非加熱燃料棒ともに同様の傾向を示している。

近接する制御棒と反応しているチャンネルボックスの温度の比較は、おおむね一致している。制御棒の温度は、1,100 秒付近において溶融し、リロケーションするまで、解析結果は高い値を示しているが、これは、比較的低温な上部プレナム構造物への輻射熱伝達と、のぞき窓を介した対流熱伝達が模擬されていないためであると考えられる。

CORA-17 実験

CORA-17 実験は、CORA-16 の実験条件と同様であるが、損傷炉心のクエンチの効果を確認する目的で実施された。実験開始後、2,000 秒から 2,125 秒まで、燃料棒をクエンチタンク内で水没させている。

図 4.2-13 に燃料被覆管の温度変化を示す。解析結果では、Zr の酸化反応によって温度は急上昇している。解析結果のピークは高温の U-Zr-O 共晶物が上方のノードからリロケーションしてきたことによる。1,500 秒から 1,800 秒において、解析結果は測定結果よりも高い温度を示しているが、この期間においては、上のノードからのリロケーションしてきた溶融物が熱電対に接触し、測定値に影響が出ているものと考えられる。なお、解析結果では、Zr は溶融し、バンドル底部にリロケーションしており、クエンチに付随した酸化による発熱は予測されていない。

CORA-18 実験

CORA-18 実験のバンドルの配置を図 4.2-8 に示す。バンドル中には 48 本の燃料棒が配置されており、この実験は炉心溶融の進展過程におけるバンドルサイズの影響を確認する目的で実施された。

図 4.2-14、図 4.2-15 及び図 4.2-16 に燃料被覆管の温度変化、チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示すが、全体的な温度挙動は、実験期間全体において測定値とよく一致している。なお、実験ではバンドルの加熱割合や冷却材の流量といった境界条件に違いがあったものの、バンドルサイズの影響は直接的には確認できなかった。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAA P の不確かさを評価する。

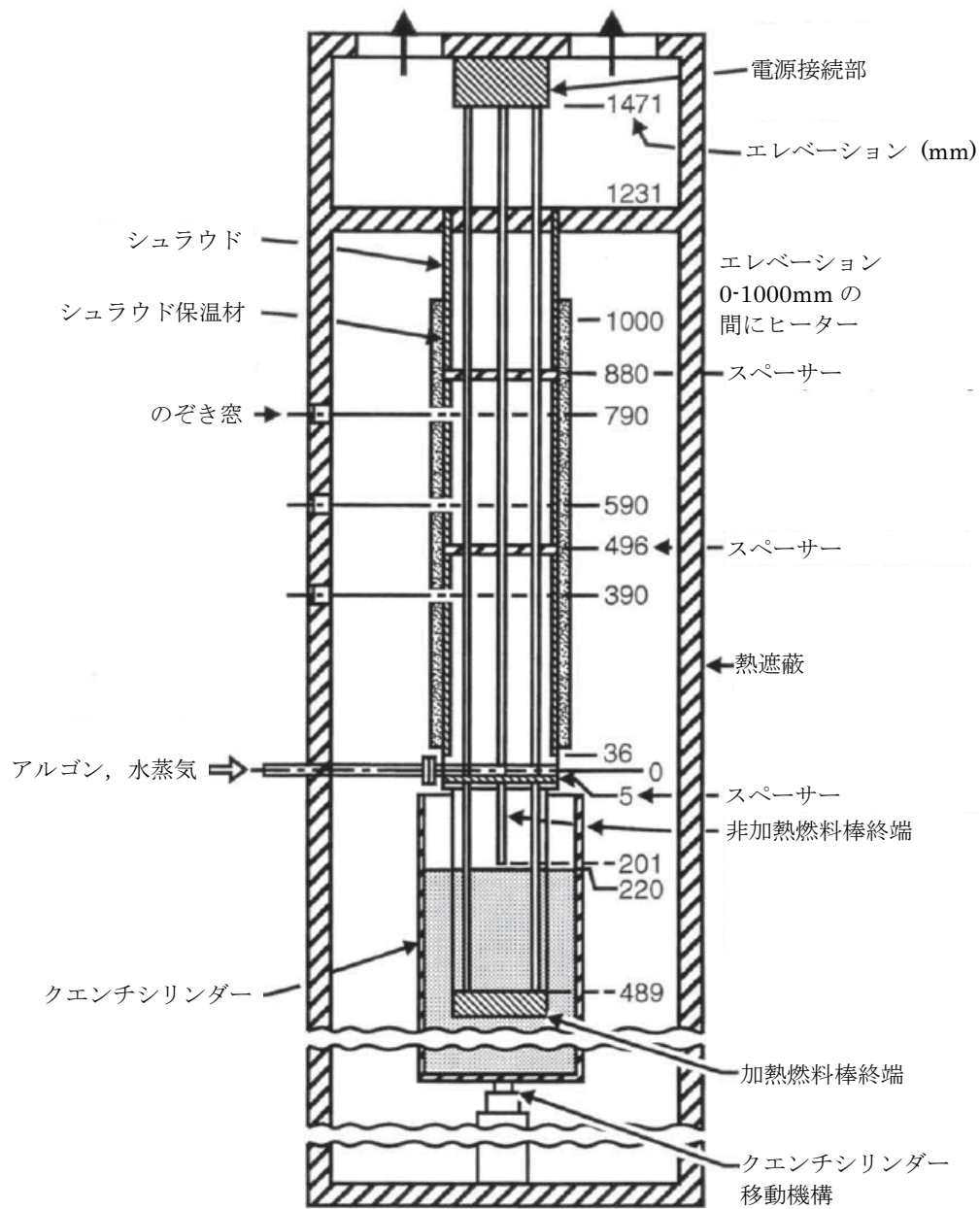
燃料被覆管，制御棒及びチャンネルボックスの温度変化については，図 4.2-9，図 4.2-10，図 4.2-11，図 4.2-12，図 4.2-13，図 4.2-14，図 4.2-15 及び図 4.2-16 に示すとおり，CORA-16 及び CORA-17 実験において，Zr の急激な酸化の開始から加熱を停止するまでの間，温度を高く評価しているものの，実機の体系により近い CORA-18 実験においては，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように，MAAP による解析で得られた燃料被覆管の温度変化，チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化は，CORA 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，MAAP は燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-2 試験バンドルの材質と主要な形状

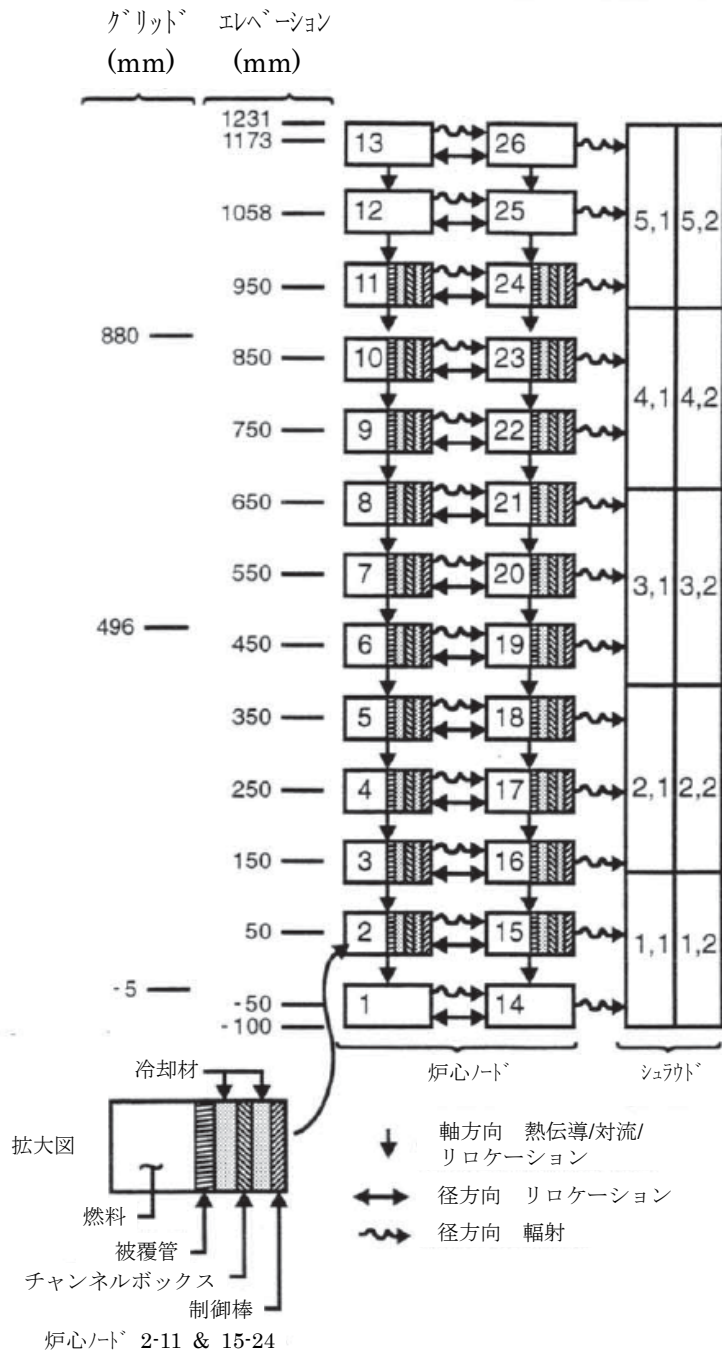
バンドルデータ	単位	CORA-16 & 17	CORA-18
燃料 UO ₂ 質量	kg	9.14	25.63
ヒーター質量	kg	6.57	15.32
炉心 Zr 質量	kg	8.98	17.42
保温材 ZrO ₂ 質量	kg	3.50	5.38
制御棒 B ₄ C 質量	kg	0.54	0.54
制御棒ステンレス質量	kg	1.67	1.67
非燃料域 Zr 質量	kg	0.27	0.71
非燃料域ステンレス質量	kg	0.94	2.15
シュラウド Zr 質量	m ²	0.423	0.599
バンドル流路面積	m ²	4.818E-3	9.957E-3
チャンネル1 燃料棒数	-	8	18
チャンネル2 燃料棒数	-	10	30

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



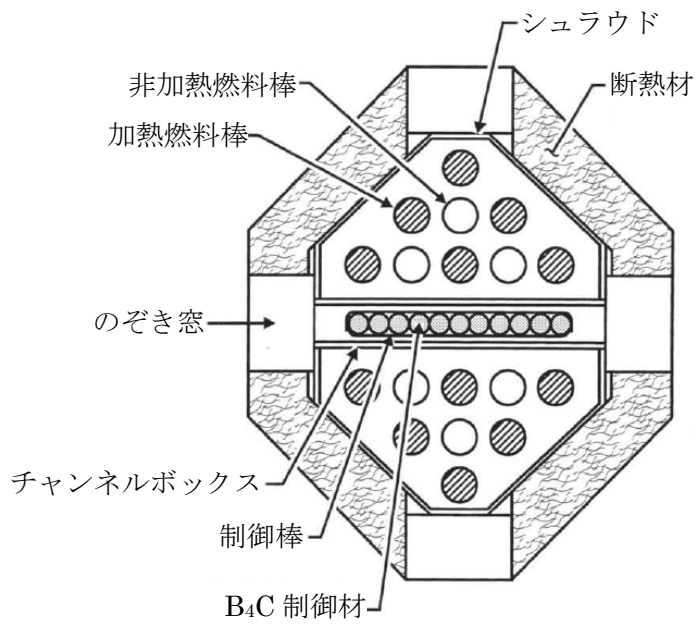
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 CORA 実験装置概要



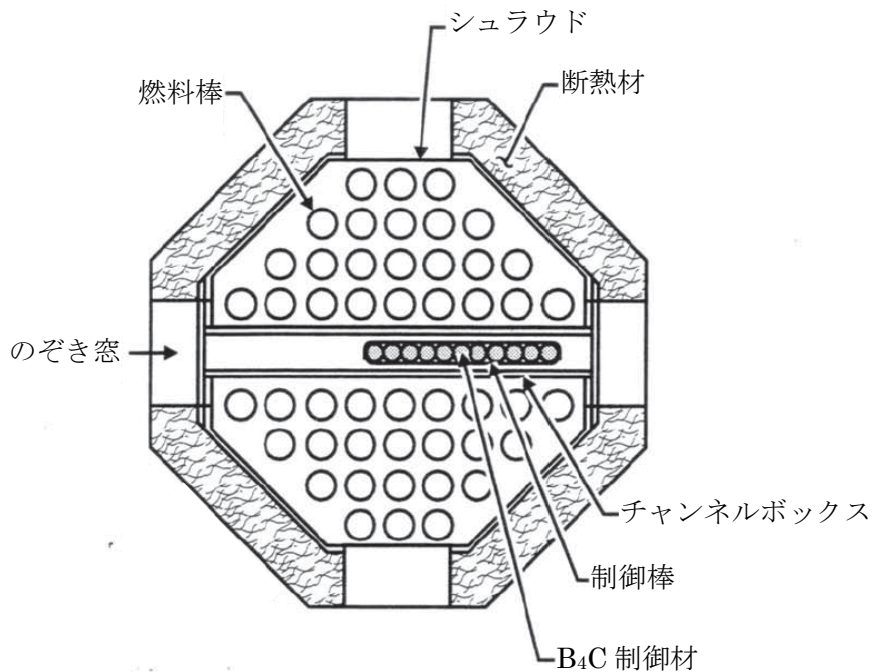
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-6 CORA 実験ベンチマーク解析 MAA P ノード分割



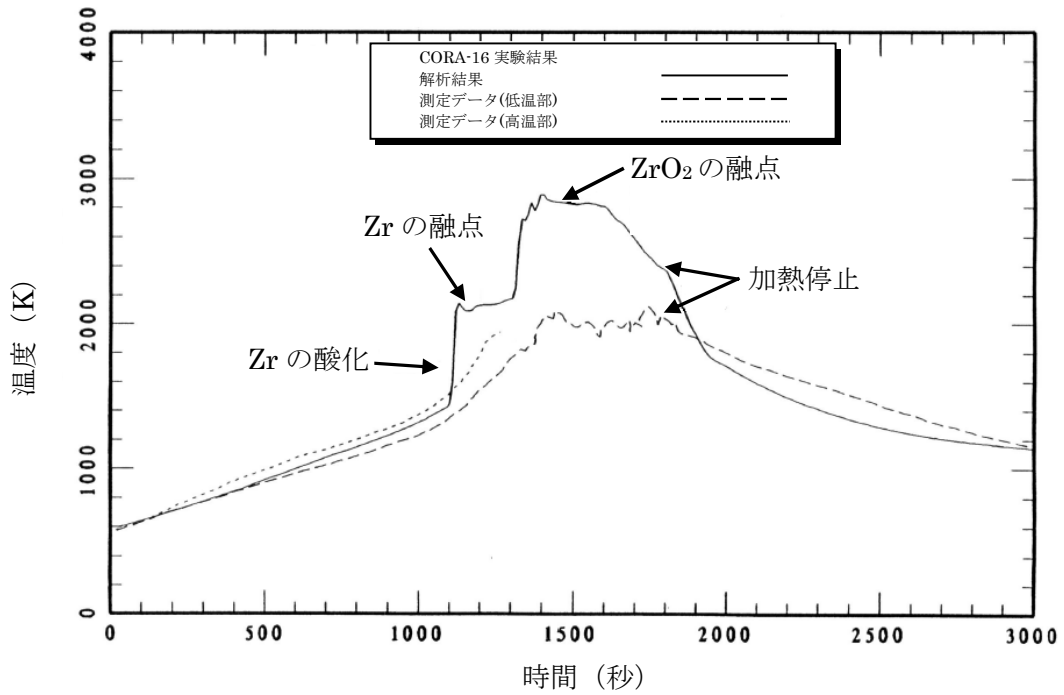
出典：MAAP4 User' s Manual, EPRI

図 4.2-7 CORA-16 実験 試験バンドル形状



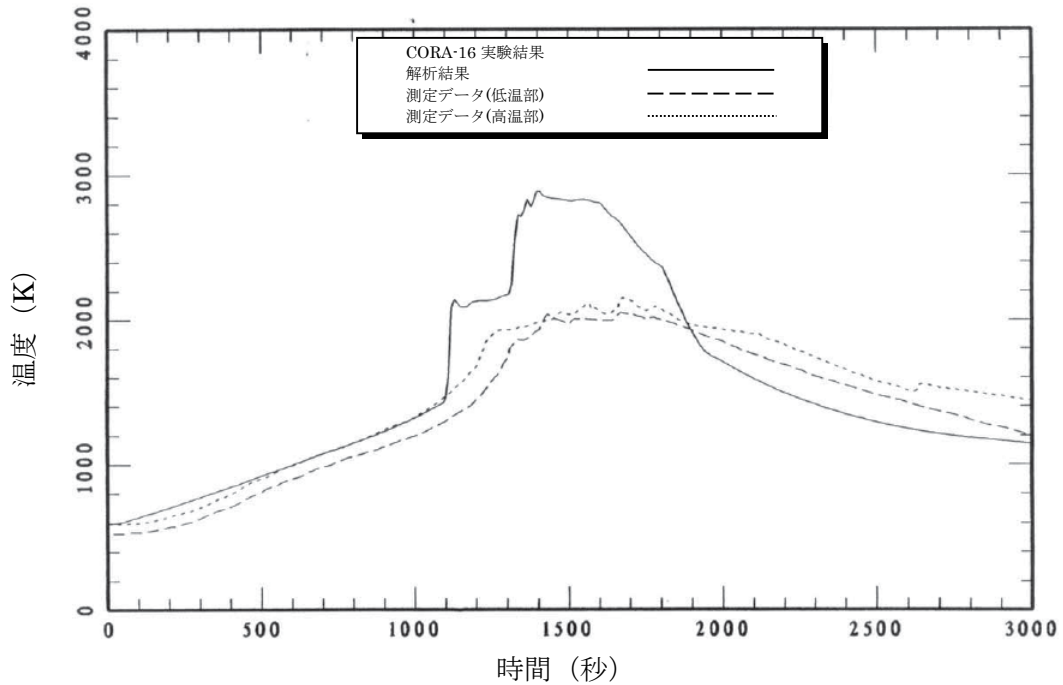
出典：MAAP4 User' s Manual, EPRI

図 4.2-8 CORA-18 実験 試験バンドル形状



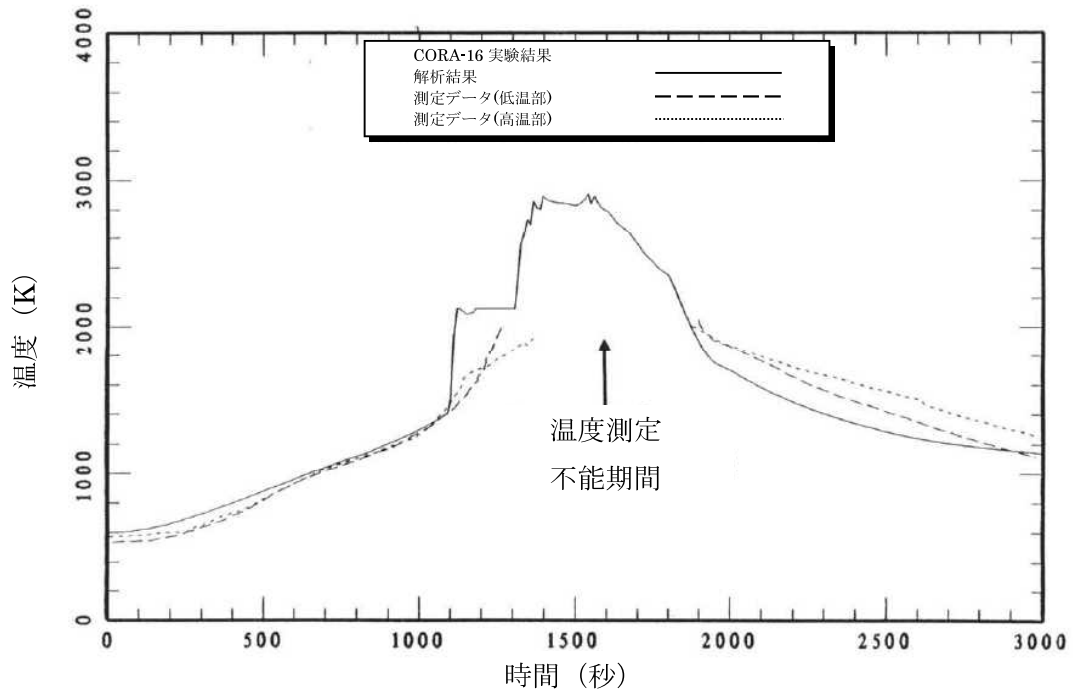
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-9 CORA-16 実験 燃料被覆管温度変化 (加熱燃料棒：エレベーション 550mm)



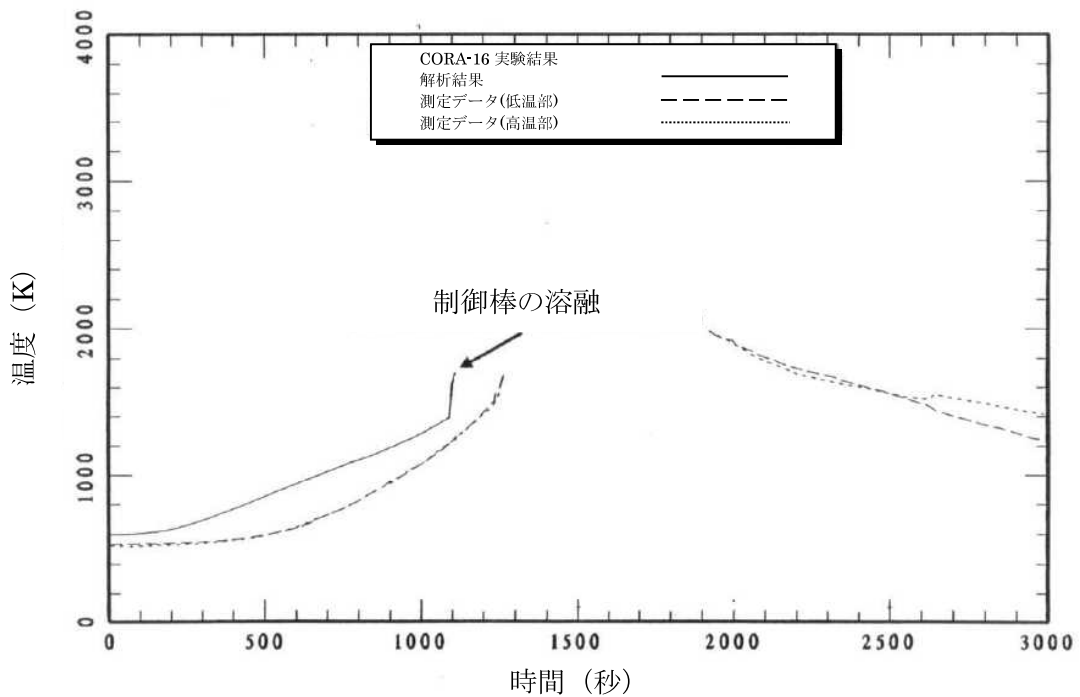
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-10 CORA-16 実験 燃料被覆管温度変化 (非加熱燃料棒：エレベーション 550mm)



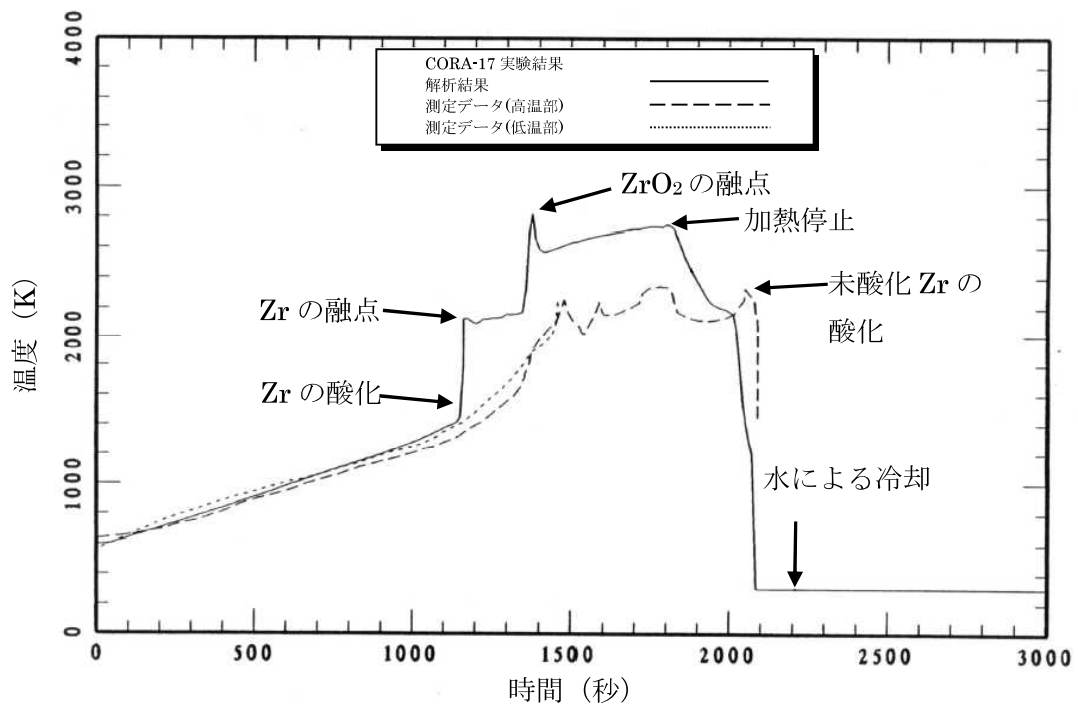
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-11 CORA-16 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)



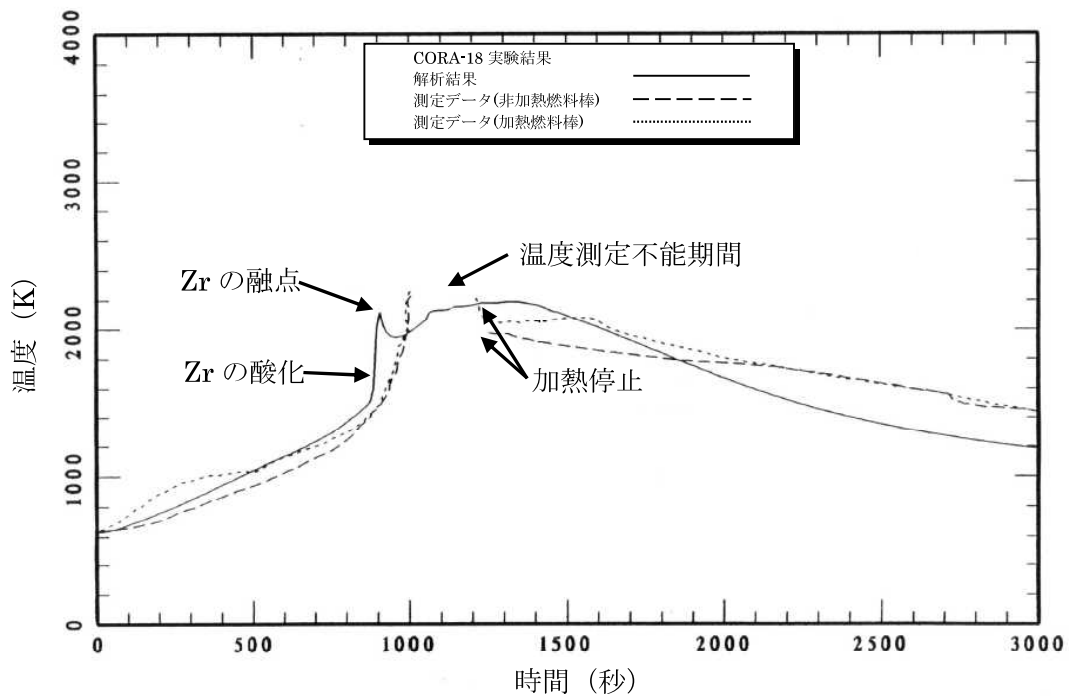
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-12 CORA-16 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)



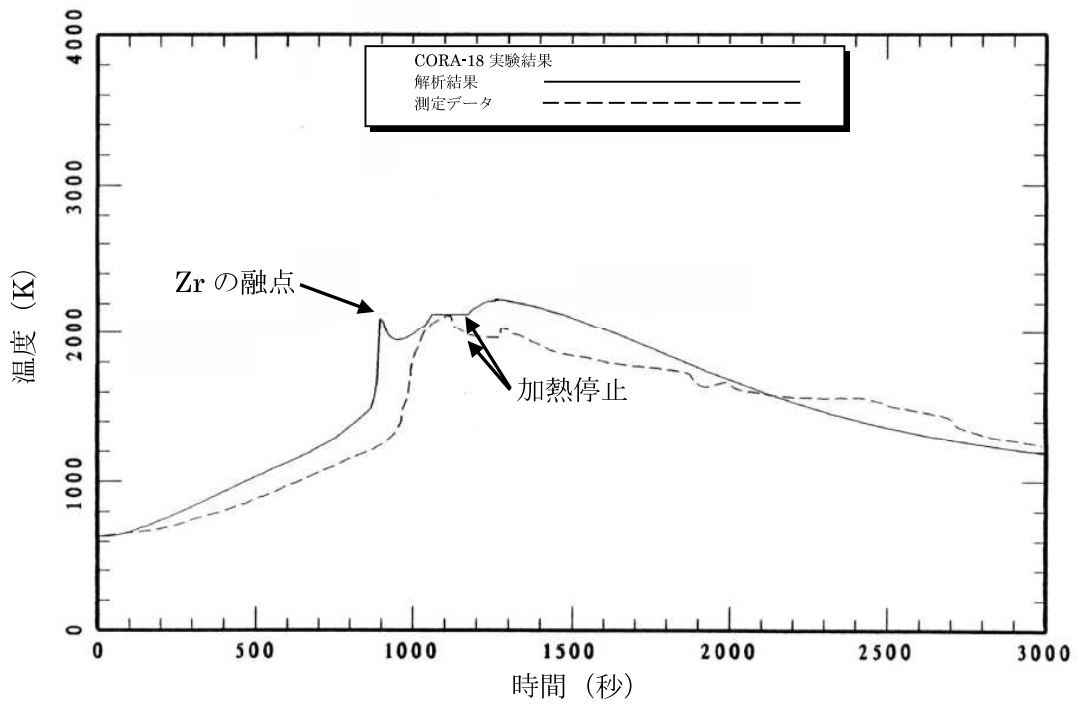
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-13 CORA-17 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)



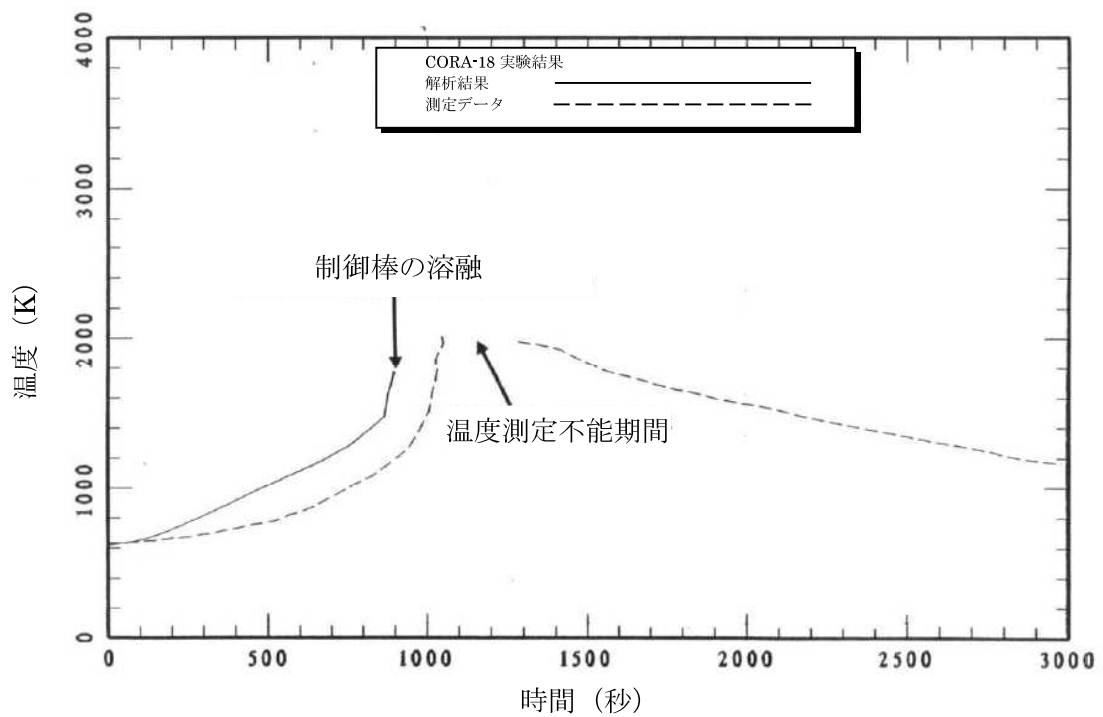
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-14 CORA-18 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-15 CORA-18 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-16 CORA-18 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)

4.2.3 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験^{(14),(15)}は、廃炉となったドイツの HDR で行われた実験であり、モデルの妥当性確認に利用できる大規模実験データが取得されている。代表的な実験ケースの一つである E11.2 実験では、小破断 L O C A による格納容器中への蒸気放出、それに続く水素及びヘリウムの放出並びに外部スプレイによる格納容器の冷却が模擬されている。

図 4.2-17 には HDR の格納容器の概略を示すが、格納容器は高さ 60m、直径 20m の円筒型である。また、比較的大きい自由空間を有するドーム部と、細かく区画化された空間を特徴としている。ドーム部の自由空間は、全自由体積 11,400 m³ のうち 5,000m³ を占める。また、格納容器内には、多数の流路で繋がった約 70 の区画が存在するが、支配的な流路は格納容器下層からドームへ向かう 1 対の階段と設備シャフトと同定できる。また、格納容器圧力バウンダリは厚さ 17mm のスチール・シェルであり、シェルとコンクリート外壁には約 0.6m の間隙がある。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-18 に示すとおり、29 ノード及び 44 ジャンクションを設定しており、破断想定位置から近い区画は個別に、離れた区画はまとめてモデル化している。ドーム部は 2 ノードで、またシェルとコンクリート外壁の間隙は 3 ノードに分割している。

実験では、開始から約 750 分の間、23.5m 位置にある 1805 室に約 2.1kg/s（最後の約 1 時間は 1.1kg/s）の流量で水蒸気が注入される。水蒸気の注入終了の約 10 分前から、水素及びヘリウムの混合ガスが同じ位置に約 30 分間注入される。さらに、混合ガス注入後には、下方に位置する 1405 室に水蒸気が約 3 時間注入される。格納容器は約 15 分間自然冷却された後、外部スプレイにより冷却される。解析では、これら一連の操作を境界条件として与える。

(3) 解析結果

格納容器圧力の解析結果を測定データと比較して図 4.2-19 に示す。最初の水蒸気注入期間（試験開始 0～41,400 秒後）において、解析結果は測定データよりも速く上昇し、また最大値は 228kPa と測定データの 203kPa に比べて高い。その後、水蒸気流量を減少させガスを注入する期間（試験開始 41,400～46,200 秒後）においては、解析結果は測定データよりも速く減少する。2 度目の水蒸気注入期間（試験開始 46,200～57,600 秒後）では、期間を通じて M A A P は緩やかな圧力低下を正確に予測している。外部スプレイ冷却期間（試験開始 58,500～71,400 秒後）においては、解析結果は測定データよりも速く減少する傾向を示している。

格納容器の圧力上昇速度は、図 4.2-20 に示すようなエネルギー配分に依存する。表 4.2-3 には最初の水蒸気注入が終了した時点（試験開始 41,400 秒後）におけるエネルギー配分の主な内訳を示すが、圧力上昇に寄与する雰囲気への配分は、注入された水蒸気が保有するエネルギーのわずかに約 7% であり、残りの大部分はヒートシンクに吸収される。したがって、圧力上昇を計算する上で、ヒートシンクへの熱伝達の観点から温度成層の予測性が重要となる。

図 4.2-21、図 4.2-22 及び図 4.2-23 に、それぞれ 10m 位置、階段横及び 0m 位置における雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。図 4.2-21、図 4.2-22 及び図 4.2-23 より、測定データでは、10m より低い位置においては最初の水蒸気注入の影響はほぼ認められないが、MAAP では 10m 位置における水蒸気注入の影響を大きく評価している。図 4.2-23 より、0m 位置においては、二度目の水蒸気注入までは雰囲気温度の上昇は見られない。図 4.2-22 における 16.5m 位置においては、解析結果が測定データを下回っており、測定データに比べて水蒸気注入の影響が及ぶ範囲をやや小さく評価しているものの、全体としては温度成層の様子を良く再現できている。図 4.2-24 及び図 4.2-25 に、それぞれドーム部及び蒸気発生器室の雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。ドーム部の雰囲気温度はやや高めに評価されており、測定データは水蒸気の飽和を示唆しているのに対し、解析結果は水蒸気の過熱を予測している。これは、MAAP において雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に評価されている可能性を示唆している。蒸気発生器室については、解析結果は総じて測定データを良く再現できている。

これらの解析結果より、温度上昇を大きめに予測する原因として、系内のヒートシンクを正確に模擬できていないことが考えられる。ヒートシンクの不確かさとしてコンクリートの物性が考えられるが、図 4.2-19 に示すとおり、コンクリートの熱伝導率を 2 倍にした解析結果は、測定データと良い一致を示している。

図 4.2-26 及び図 4.2-27 には、それぞれドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度の解析結果を示す。二度目の水蒸気注入の期間では、空気を多く含むガスが格納容器下方から上方に向かい流れるが、ドーム部上部の混合ガス濃度は高い状態を維持する。その後、外部スプレイが開始されると、ドーム部上部において水蒸気の凝縮が顕著になり、ドーム部下部から空気を多く含むガスが流入する。同時に、スプレイ冷却によってドーム部上部のガス密度が増加し、下方の区画との間で循環が生じる。このため、約 65,000 秒で変化の傾向が反転し、上部ドームの混合ガス濃度は低下を、ドーム部下部の混合ガス濃度は上昇を開始する。MAAP による解析結果は、これら一連の変化挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づい

てMAAPの不確かさを評価する。

HDR 実験 (E11.2 実験) では、格納容器内に水蒸気及び非凝縮ガスを注入し、外部スプレイを実施している。このため格納容器内のガスの移流挙動、外部スプレイによる効果を含めたヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動等の効果が現れる実験である。

格納容器圧力及び温度については、図 4.2-19、図 4.2-21、図 4.2-22、図 4.2-23、図 4.2-24 及び図 4.2-25 に示すとおり、雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に評価されている可能性が示唆されており、それに起因して格納容器温度を十数°C程度高めに、格納容器圧力を 1 割程度高めに評価する傾向が確認されたが、縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ、主要な傾向は再現できている。

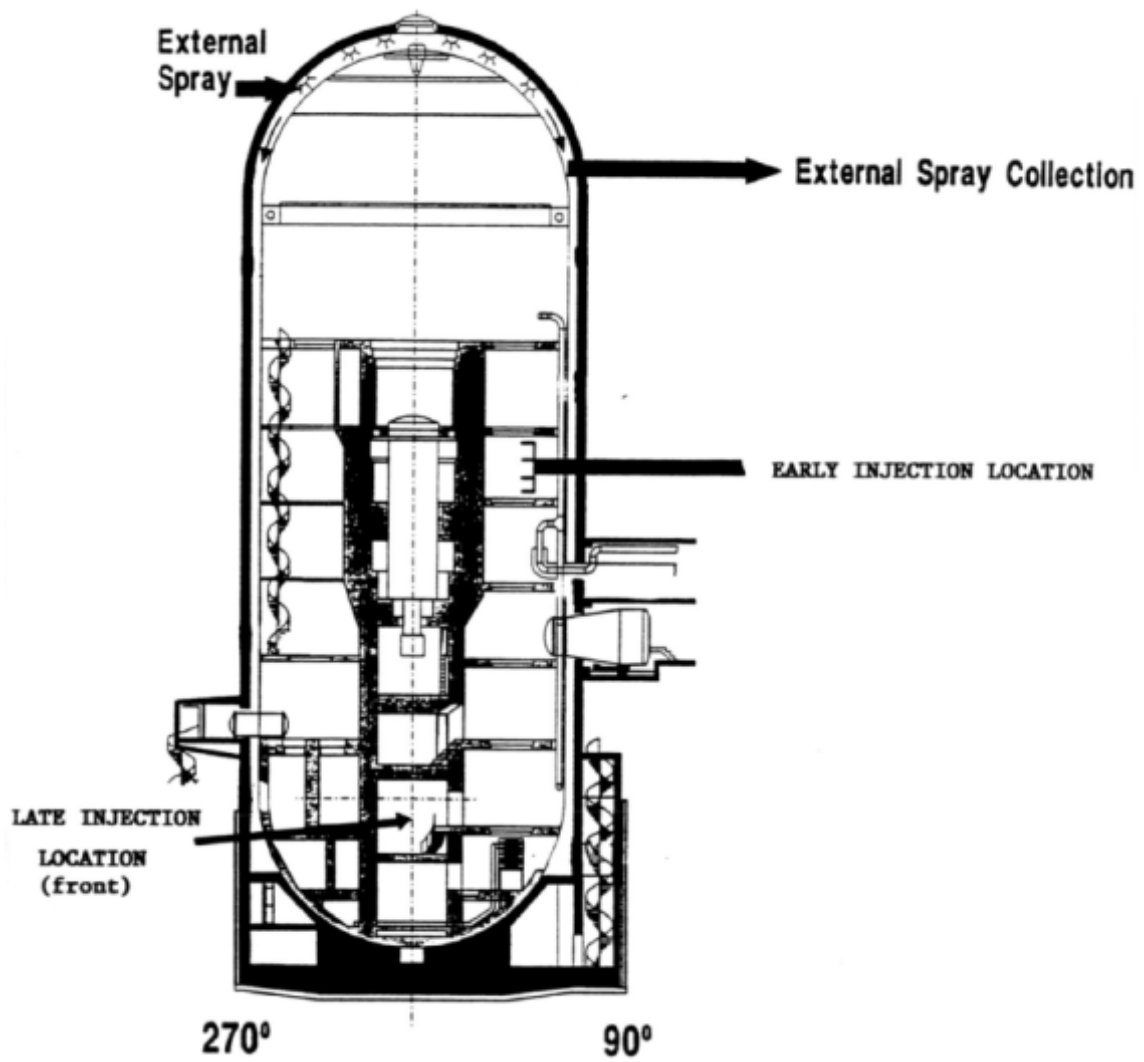
また、図 4.2-26 及び図 4.2-27 に示したドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度については、水蒸気及び混合ガス注入過程における混合ガス濃度の変化挙動、外部スプレイ冷却後における循環流による混合挙動等、測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように、MAAPによる解析で得られた格納容器圧力及び温度並びに格納容器内のガス濃度変化は、HDR 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAPは格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、及び気液界面の熱伝達に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-3 HDR 実験解析における主なエネルギー配分の内訳

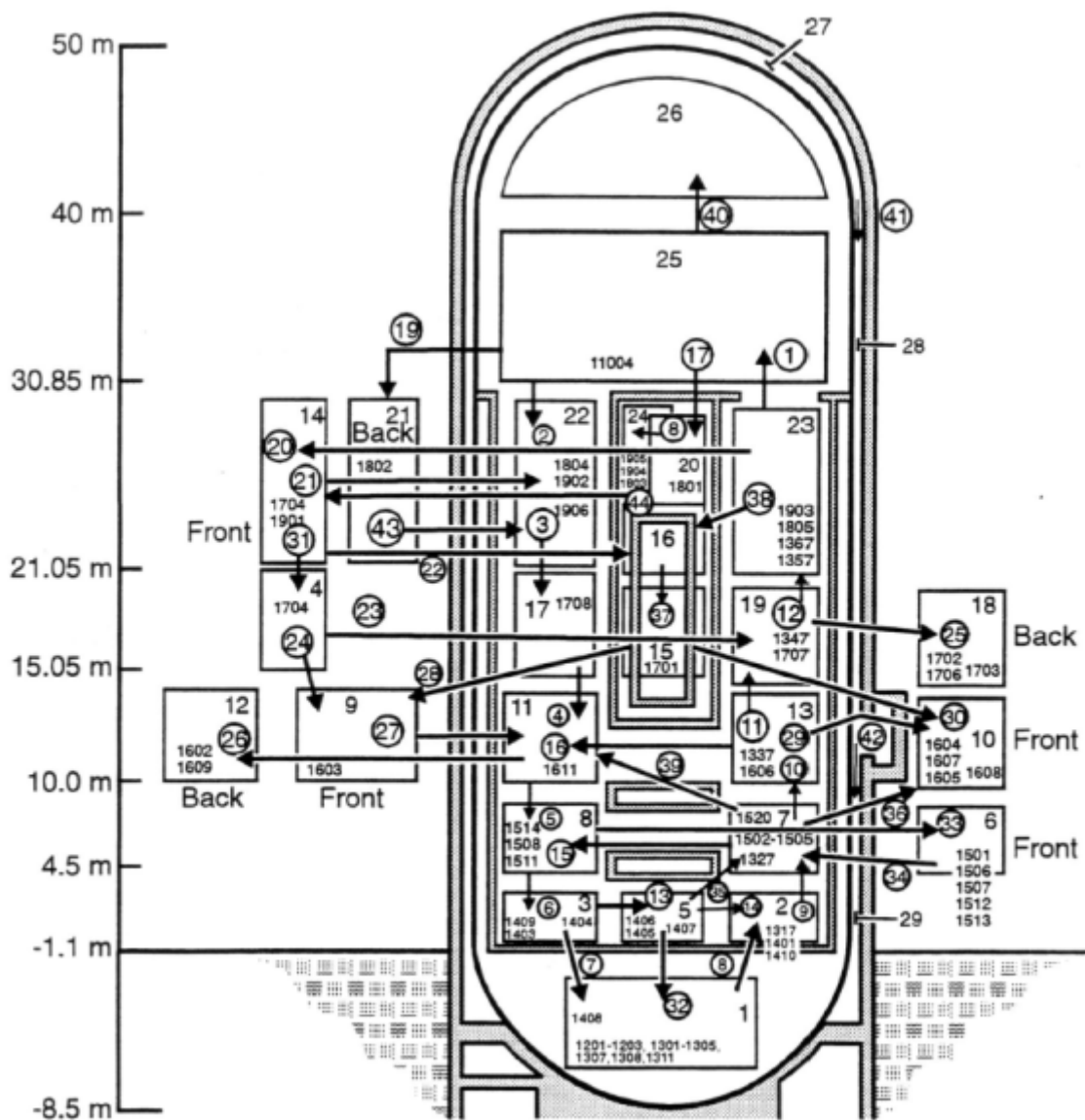
コンクリート壁	50.0%
金属製設備	6.0%
冷却コイル	15.0%
シェルからの漏えい	12.9%
凝縮液	8.3%
雰囲気	7.3%

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 HDR の概略図



Total Containment Volume 11.400 m³

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 HDR 実験解析におけるノード分割

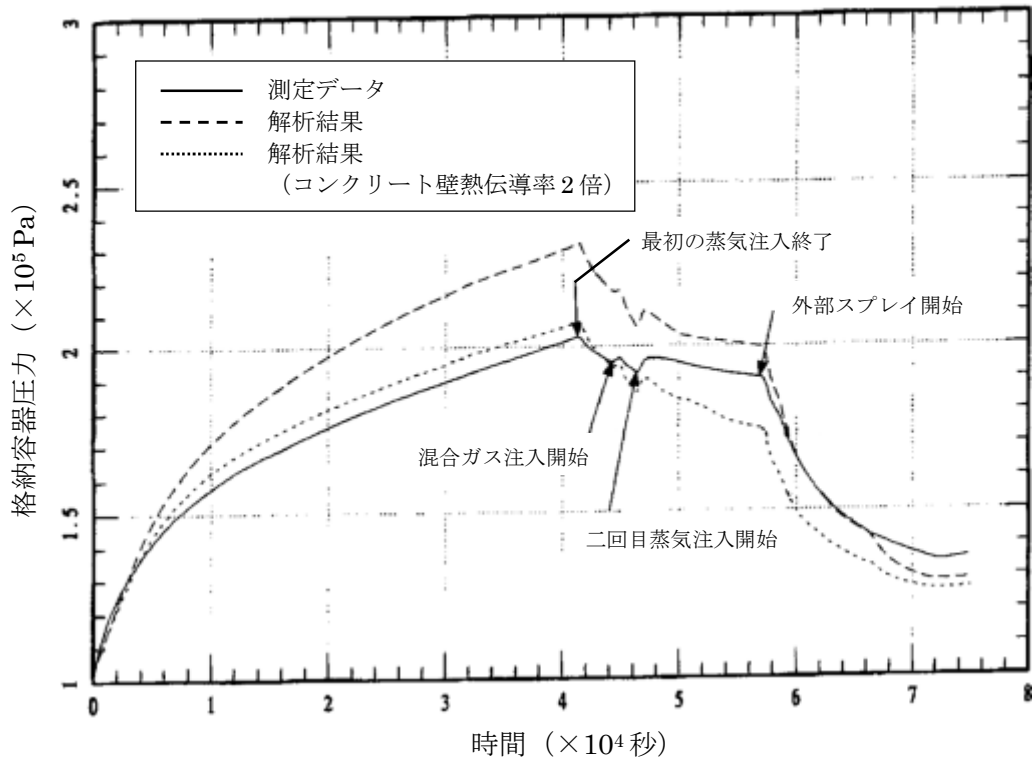
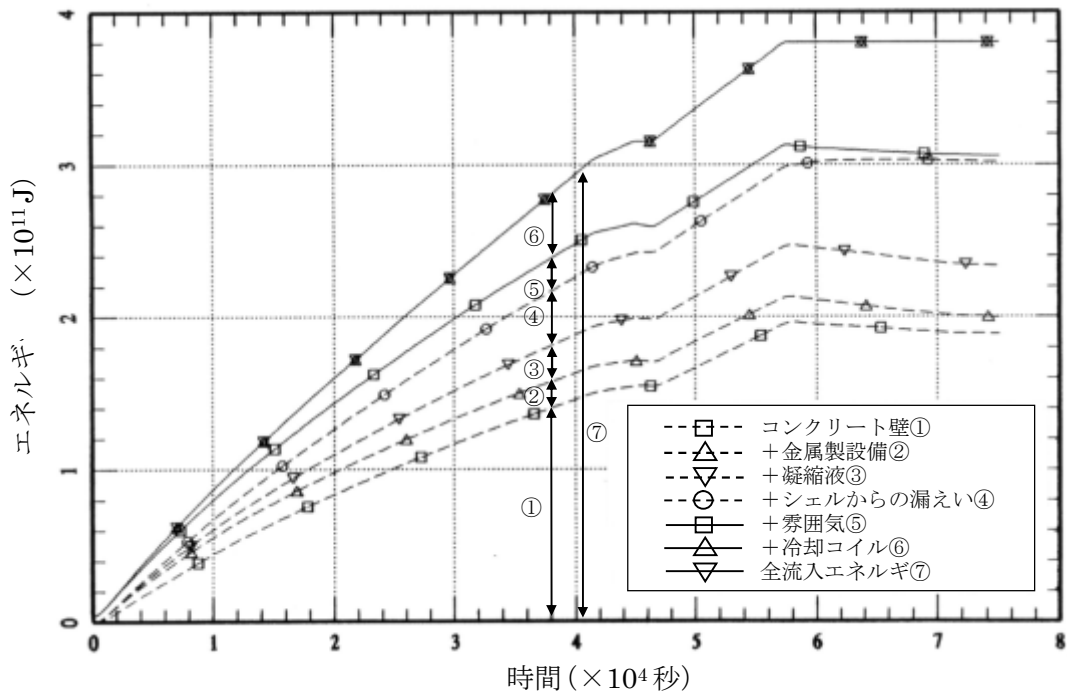
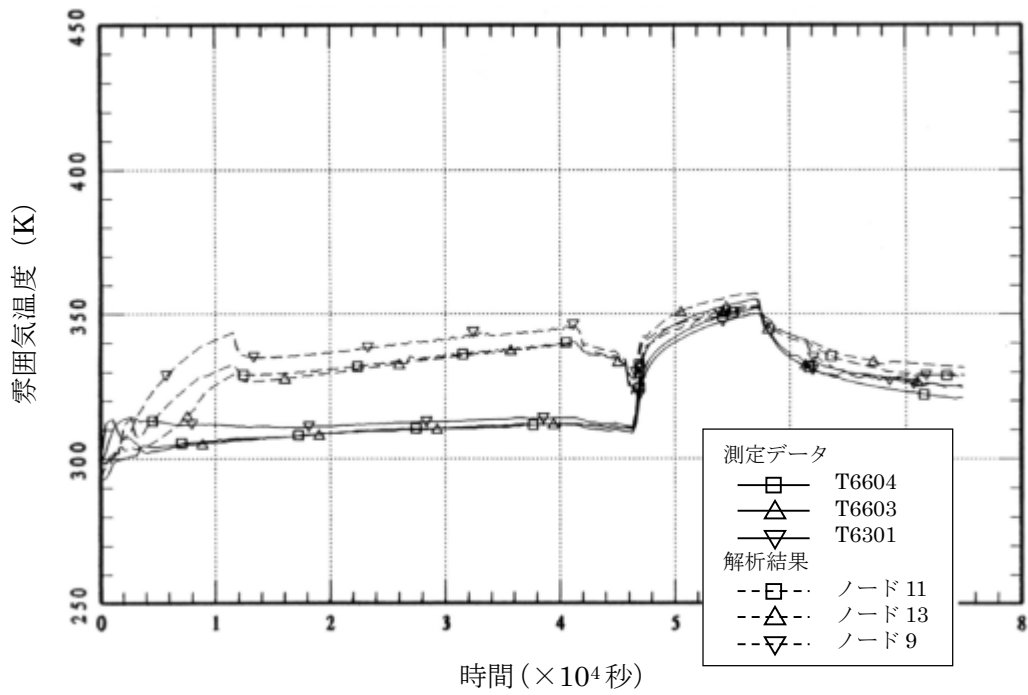


図 4.2-19 HDR 実験の解析結果 (格納容器圧力) [15]



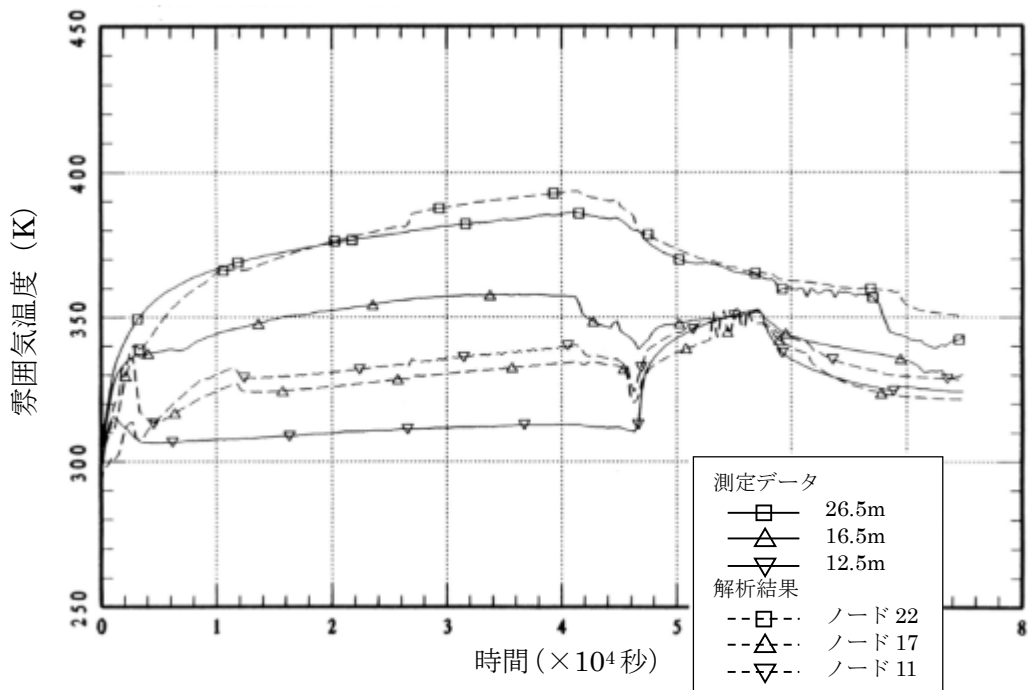
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-20 HDR 実験の解析結果 (エネルギー配分)



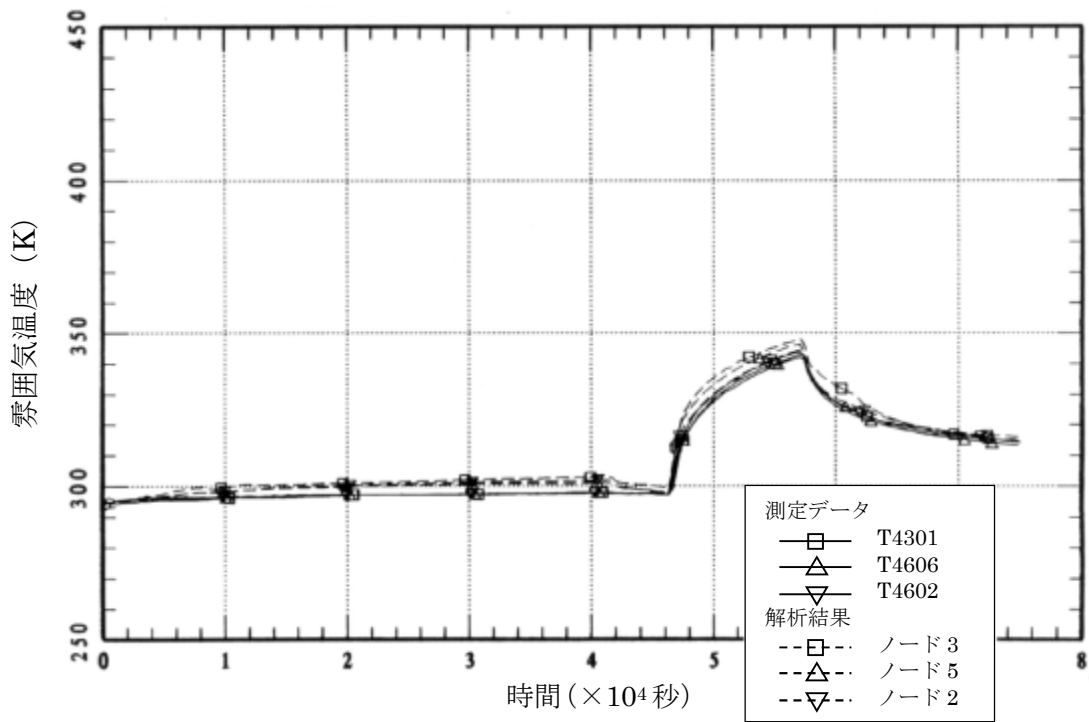
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-21 HDR 実験の解析結果 (10m 位置の雰囲気温度)



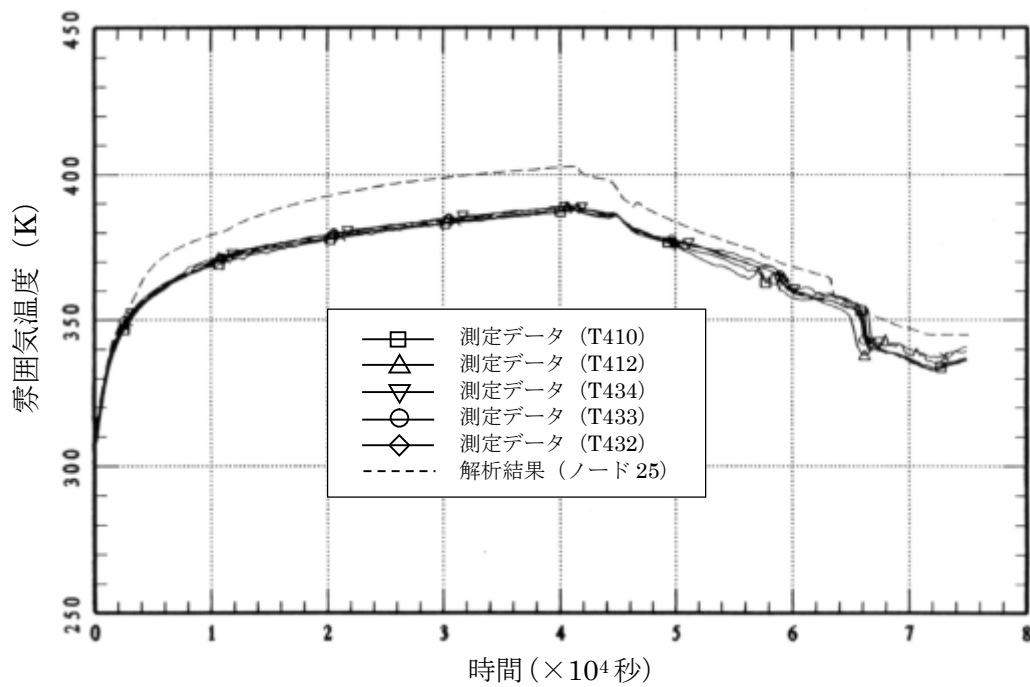
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-22 HDR 実験の解析結果 (階段横の雰囲気温度)



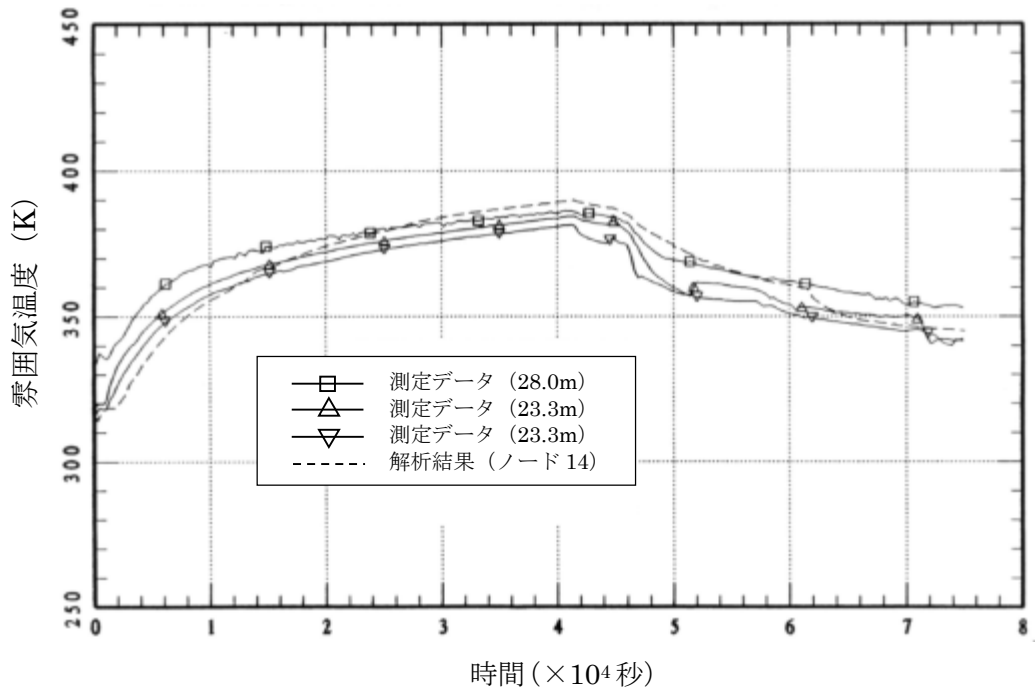
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-23 HDR 実験の解析結果 (0m 位置の雰囲気温度)



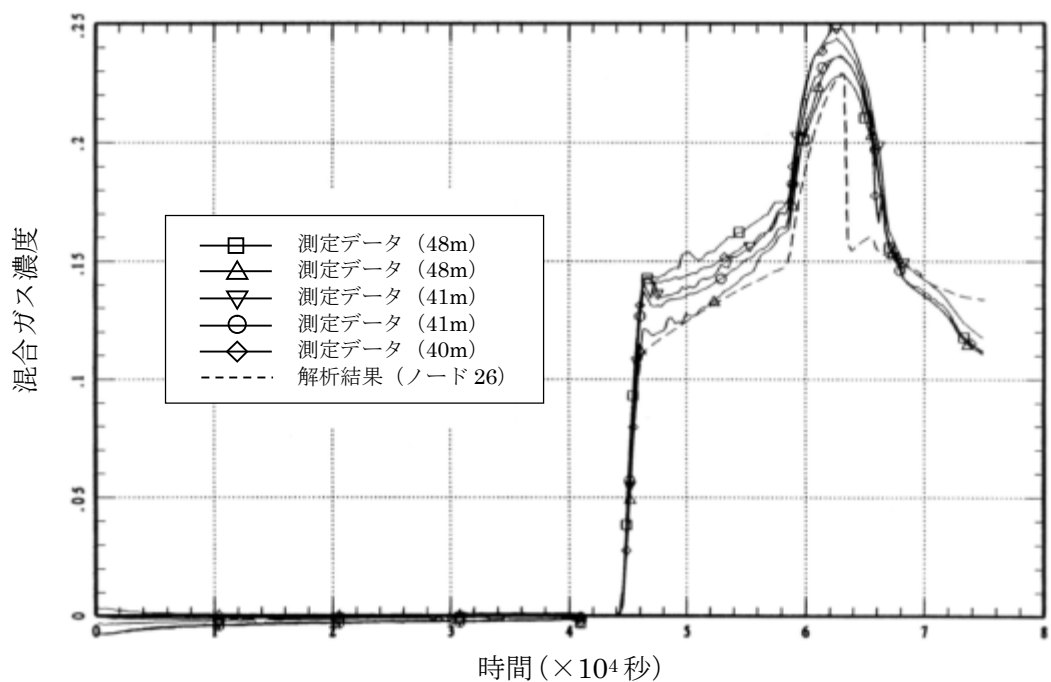
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 HDR 実験の解析結果 (ドーム部の雰囲気温度)



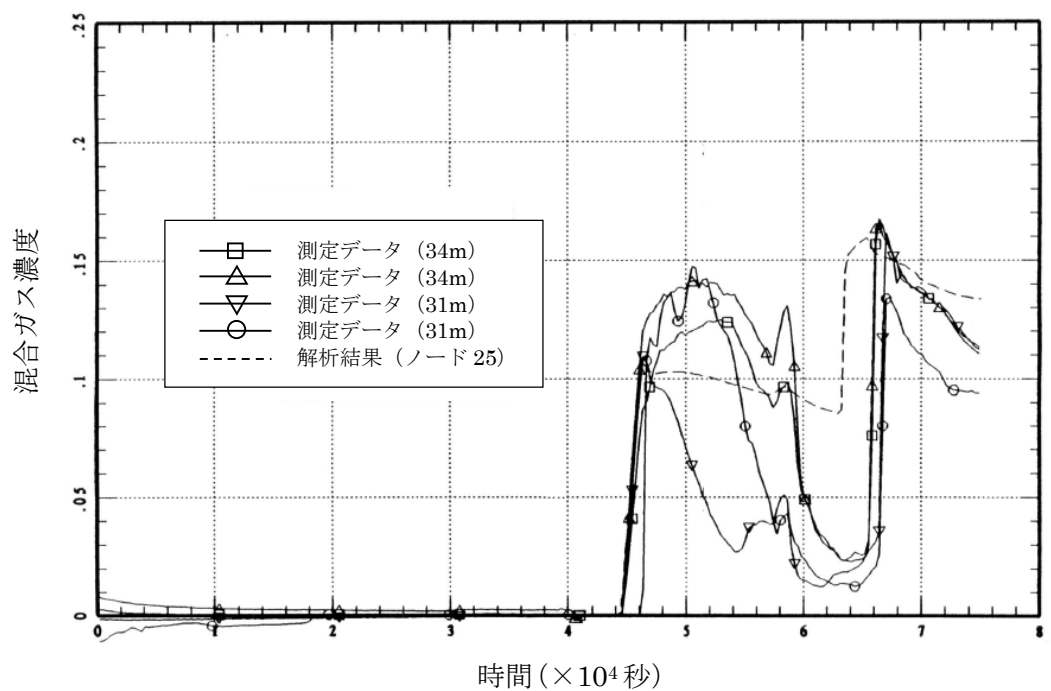
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-25 HDR 実験の解析結果 (蒸気発生器室の雰囲気温度)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-26 HDR 実験の解析結果（ドーム部上部混合ガス濃度）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27 HDR 実験の解析結果（ドーム部下部混合ガス濃度）

4.2.4 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験^[16]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型格納容器を模擬した Containment Systems Test Facility (CSTF) 実験装置を用いて、原子力発電所におけるシビアアクシデント時の水素制御に関する研究を行ったものである。この実験では、水素混合挙動や水素ポケット又は水素リッチな混合ガスの成層化の可能性を調査している。CSTF 実験では、小破断 L O C A 時の破断口及び破損した加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク経由の冷却材放出を想定して、水素と水蒸気又はヘリウムと水蒸気の混合ガス放出を模擬している。窒素雰囲気において水素ガスが用いられた 1 つの実験を除いて水素ガスの代わりにヘリウムガスが用いられた。

CSTF 実験装置の概要を図 4.2-28 及び図 4.2-29 に示す。高さ約 20.4m、外径約 7.6m、体積は約 850m³、160℃において 0.52MPa の設計圧力の圧力容器であり、CSTF 容器は下部と上部に分かれ、アイスコンデンサ下部扉と再循環ファンを模擬している。また、異なった事故シナリオにおける水素ガスの蓄積の可能性を調査するために、強制対流がある場合とない場合の実験が実施された。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いた M A A P のノード分割を図 4.2-30 に示す。V3 は上部区画全体を模擬しており、遮蔽壁と燃料取替キャビティより外側の下部区画を V1 と V2 に分けている。V4 は燃料交換キャビティである。

ジャンクション J2 は、物理的な壁はないが、ノード V1 とノード V2 を均等に分割する流路である。ドアを持った 2 つの異なるジャンクション J3 と J1 をノード V1 と V3 の間、ノード V2 と V3 の間にそれぞれ配置することによってアイスコンデンサ下部扉を模擬する。ジャンクション J4 及び J7 は、それぞれノード V4 とノード V2、V1 間の漏えいパスを模擬している。ジャンクション J5 及び J6 は、それぞれノード V3 とノード V1、V2 間の強制対流のための再循環ファンの流路を模擬している。また、各区画におけるヒートシンクは、構造材の厚さ、伝熱面積、構造物ごとの物性値を考慮している。

表 4.2-4 に実験ケースの一覧を示す。HM-P1～P4 は自然対流及び強制対流における混合挙動を確認するための予備実験である。HM-1～5 は小破断 L O C A による水蒸気と水素ガスの放出を模擬し、HM-6～7 は、加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク破損による水蒸気と水素ガスの放出を模擬している。HM-1～2 は再循環ファンの作動なしを想定しており、HM-3～7 は再循環ファンの作動ありを想定している。ベンチマーク解析として、再循環ファンの作動のない HM-1、HM-2 及び窒素雰囲気に水素ガスを注入した HM-5 の解析を示す。

(3) 解析結果

CSTF 実験のケース HM-1、HM-2 及び HM-5 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べ

る。

HM-1 実験

この実験は、水平方向ジェットノズルによって小破断 L O C A を模擬しているが、再循環ファンは考慮していないため、気相の混合に寄与するのは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-31 に示す。

実験開始後の緩やかな温度の低下は、ヒートシンクの影響による。約 14 分後に急激な温度低下があるが、これは、アイスコンデンサ下部扉の開放によって、比較的温度の高い下部区画と比較的温度の低い上部区画での自然対流によるものと考えられる。混合ガスの注入の開始から注入完了までの温度上昇傾向はよく一致している。

注入完了からの約 10 分間においては、解析結果のほうが急峻な低下を示しているが、これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量を大きく評価しているためと考えられる。全体としては、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下、注入開始による温度上昇、注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等、解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また、下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-2 実験

この実験は、HM-1 実験と同様に、水平方向ジェットノズルによって小破断 L O C A を模擬し、再循環ファンは考慮しておらず、気相の混合に寄与するのは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。HM-1 実験との違いは、ジェットノズルからの注入流量であり、ガス流量及び水蒸気流量ともに約 2 倍の質量流量となっている。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-32 に示す。

HM-1 実験と同様に、混合ガス注入完了後の温度低下は、解析の方が実験より若干急峻であるものの、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下、注入開始による温度上昇、注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等、解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また、下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-5 実験

この実験では、水平方向ジェットノズルにより小破断 L O C A を想定して、実験開始前に CSTF 容器に空気の代わりに窒素ガスを封入し、水素ガスが注入されている。再循環ファンが模擬されており、HM-1 や HM-2 と比較して再循環ファンによる強制対流も気相混合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画の水素濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-33 に示す。

HM-1 実験及び HM-2 実験と同様に、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉

の開放による急激な温度低下，注入開始による温度上昇，注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等，解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また，下部区画の水素濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてM A A Pの不確かさを評価する。

CSTF 実験は，上部区画と下部区画で仕切られた区画を持つ格納容器の下部区画に水平あるいは垂直ジェットにより水蒸気及び水素又はヘリウムを注入し，再循環ファンあるいはアイスコンデンサ扉による強制対流と自然対流による混合を確認した実験である。HM-1 実験及び HM-2 実験は空気雰囲気に対し，ヘリウム及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流とアイスコンデンサ扉開放による自然対流を考慮し，HM-5 実験は窒素雰囲気に対し，水素ガス及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流，アイスコンデンサ扉開放による自然対流及び再循環ファンによる強制対流を考慮している。

格納容器内のガス温度や非凝縮性ガスの濃度については，図 4.2-31，図 4.2-32 及び図 4.2-33 に示すとおり，すべての実験条件において，自然循環及び強制対流下で，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

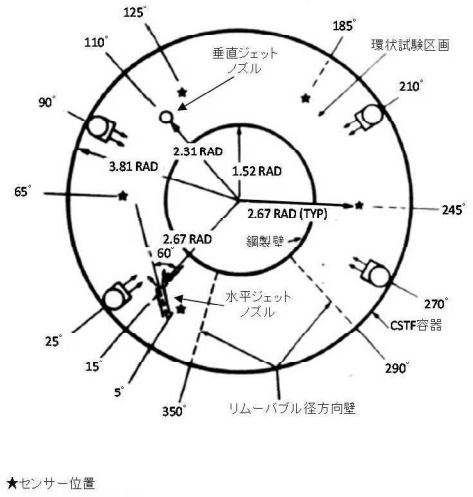
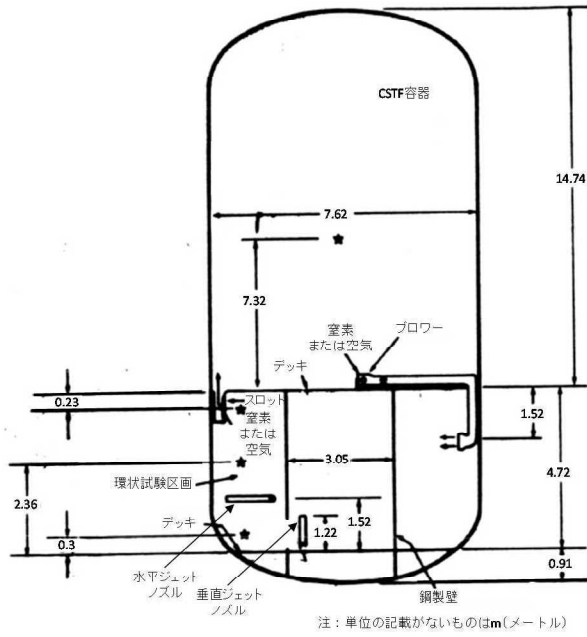
このように，M A A Pによる解析で得られた格納容器温度及び非凝縮性ガスの濃度変化は，CSTF 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，M A A Pは格納容器各領域間の流動及び構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4. 2-4 CSTF 水素混合実験 実験ケース一覧

実験 ケース	雰囲気 ガス	再循環流量		注入ガス 組成	ガス流量 (ヘリウム又は水素)		水蒸気流量		下部区画 ガス初期温度	
		m ³ /min.	ft. ³ /min.		kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェット試験 (水平方向)										
<u>HM-1</u>	Air	0	0	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
<u>HM-2</u>	Air	0	0	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
HM-3	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-4	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
<u>HM-5</u>	N ₂	104	3700	H ₂ -Steam	0.41	0.9	24.5	54	66	150
高速ジェット試験 (垂直方向)										
HM-6	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-7	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150

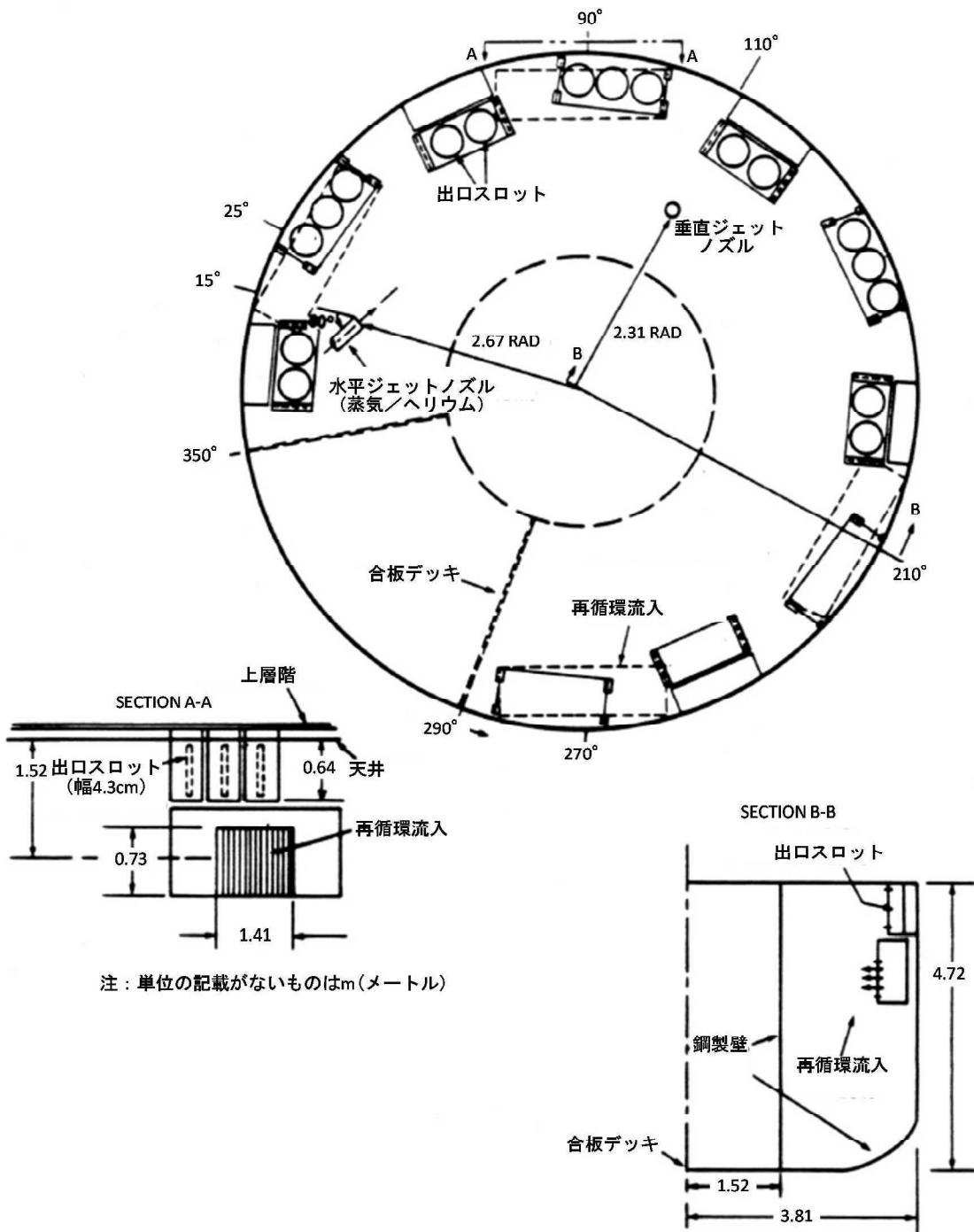
※下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



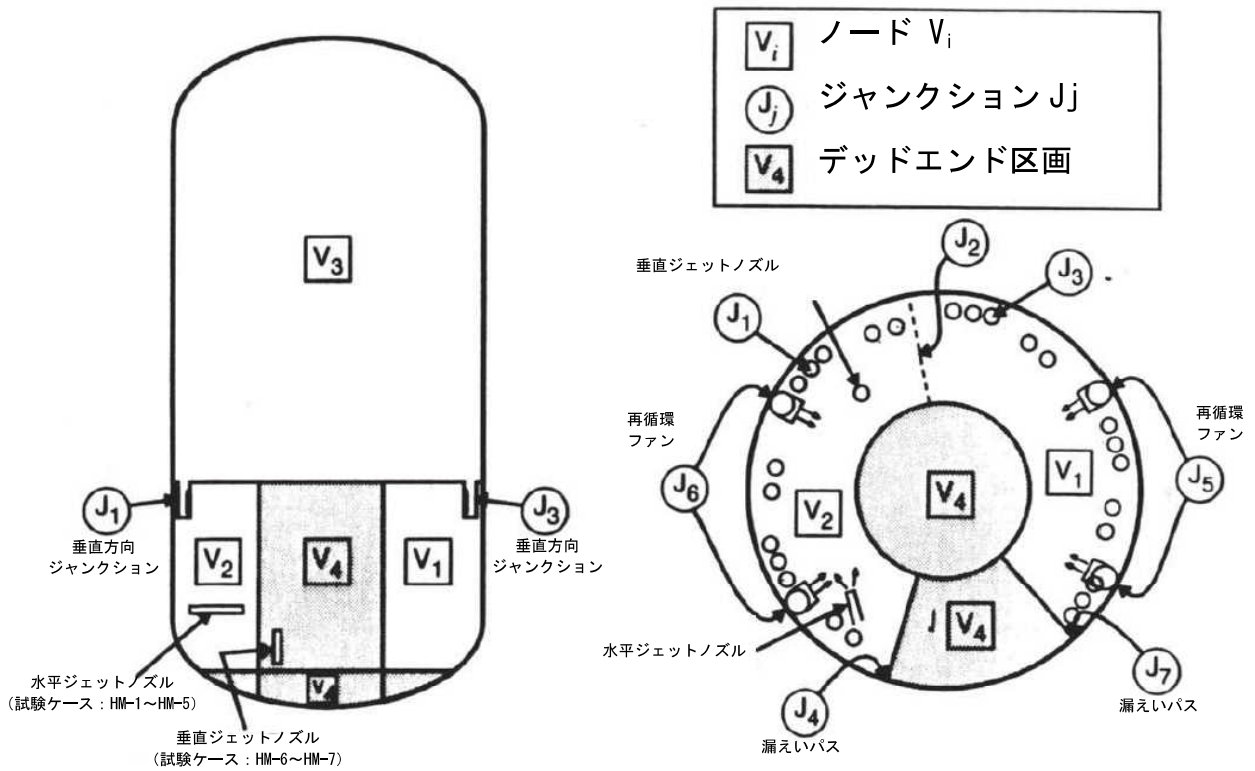
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 CSTF 実験装置



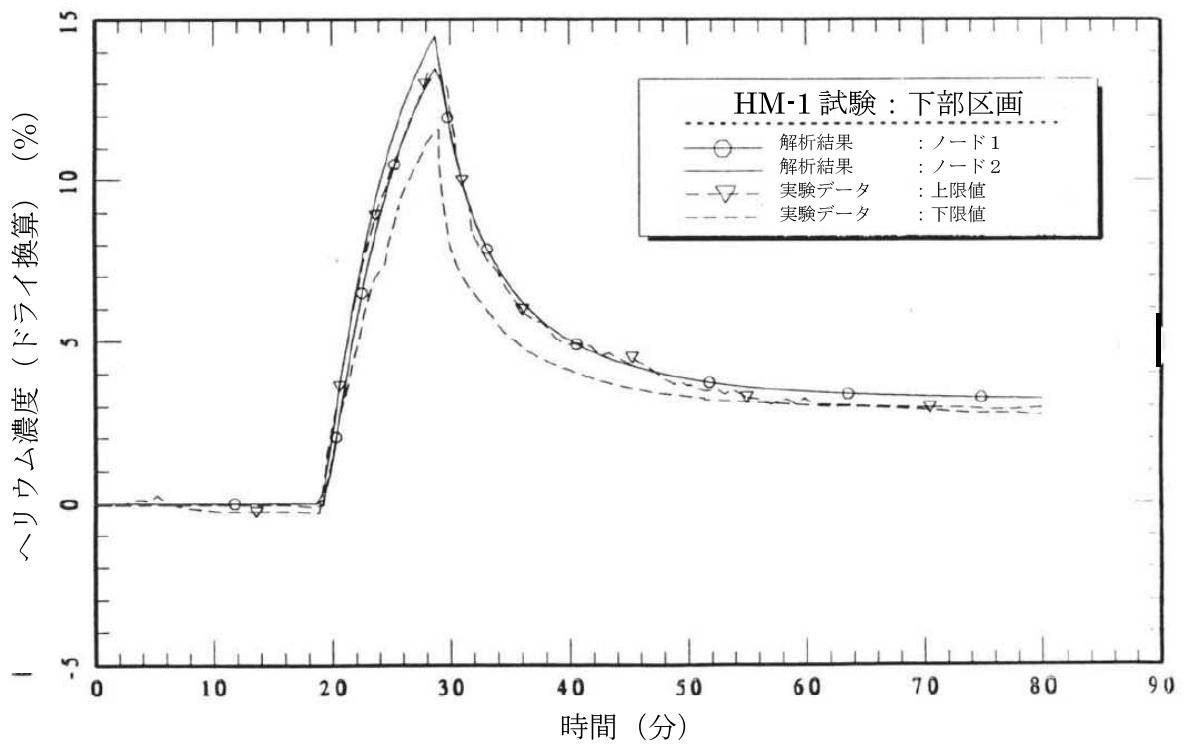
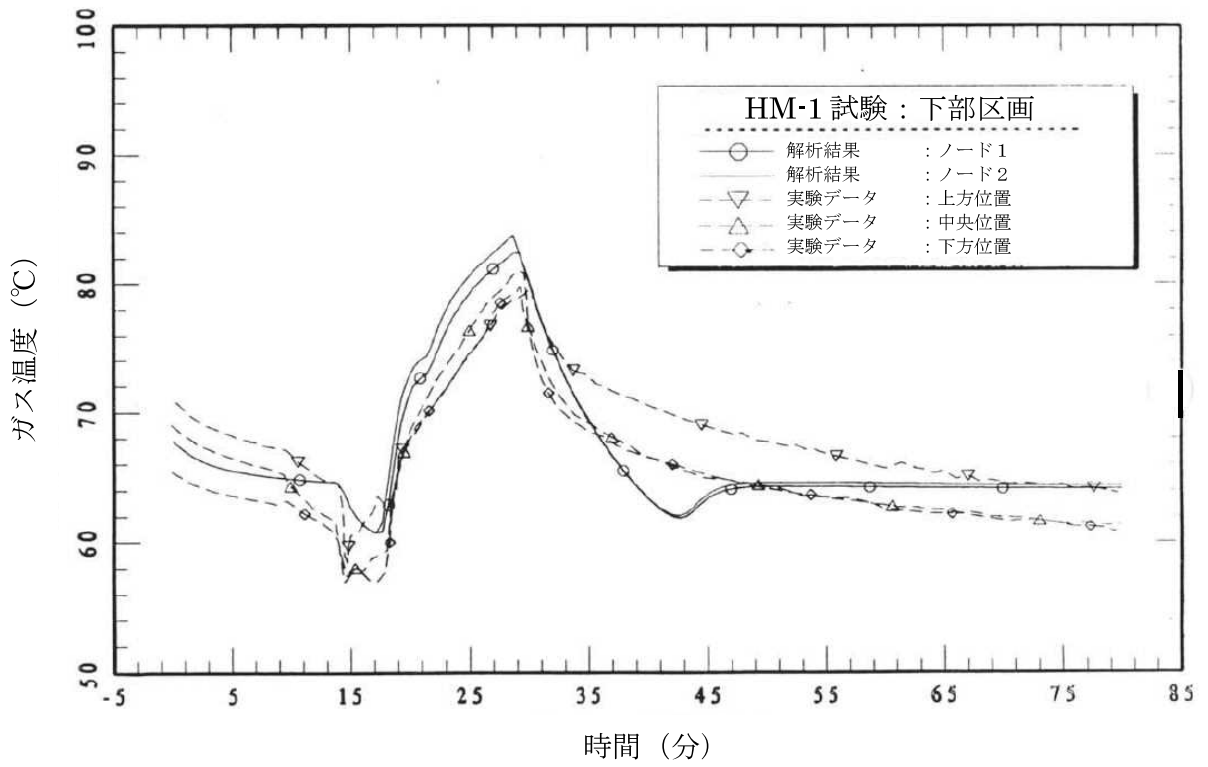
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 CSTF 実験装置における空気再循環の詳細



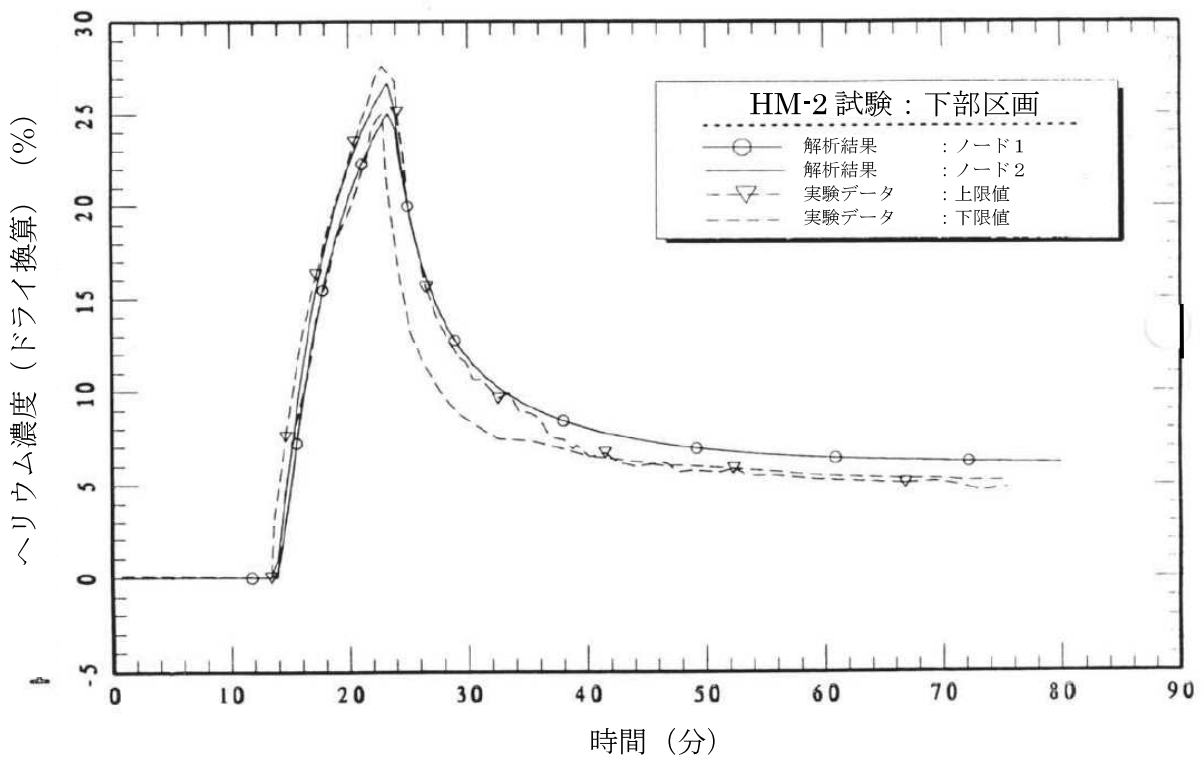
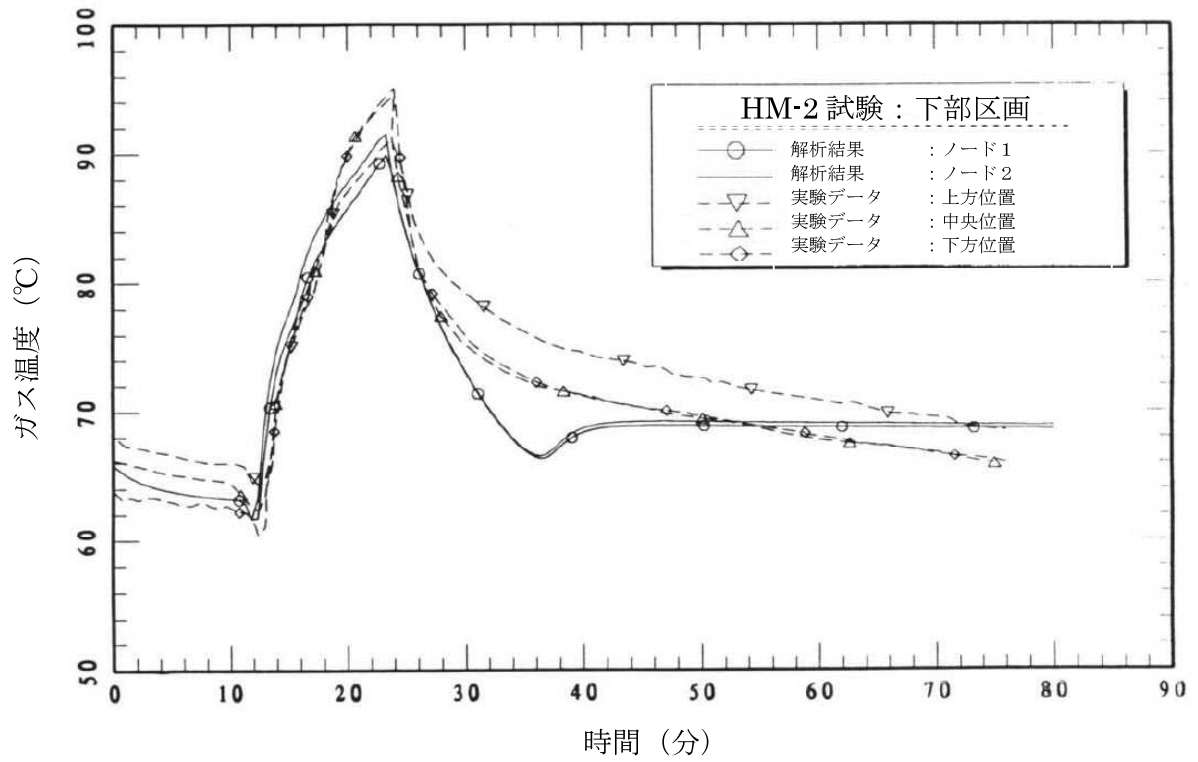
出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-30 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割



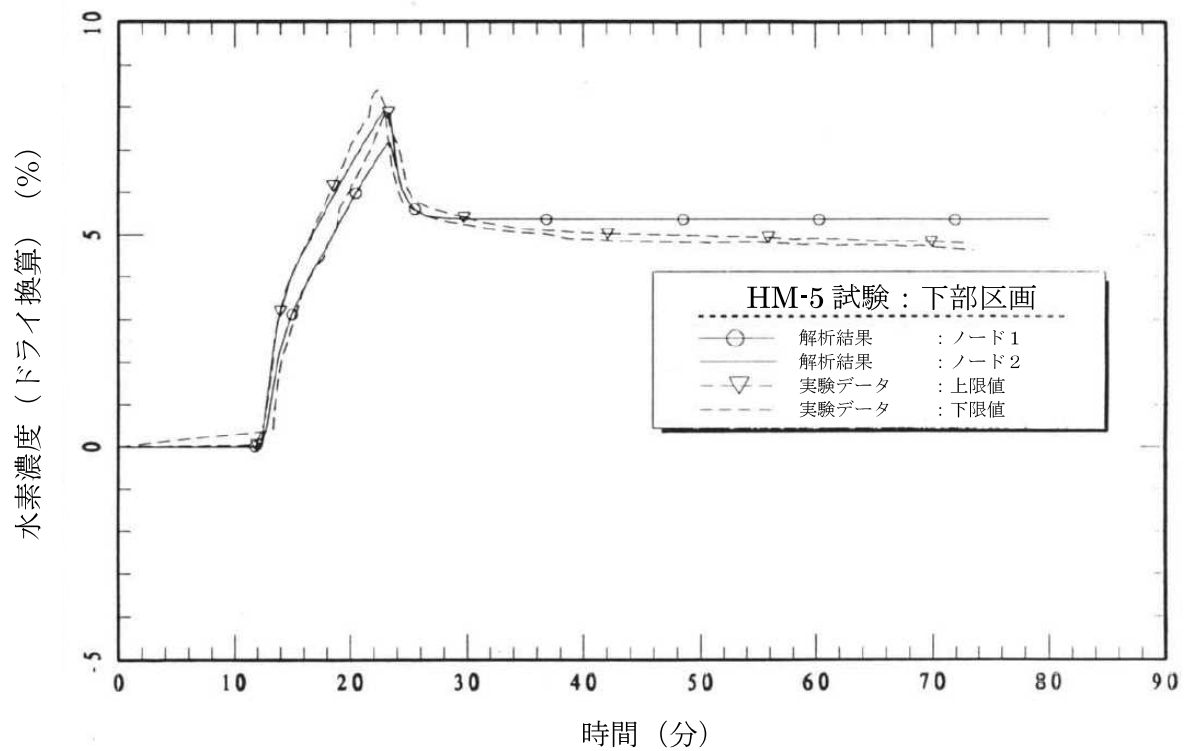
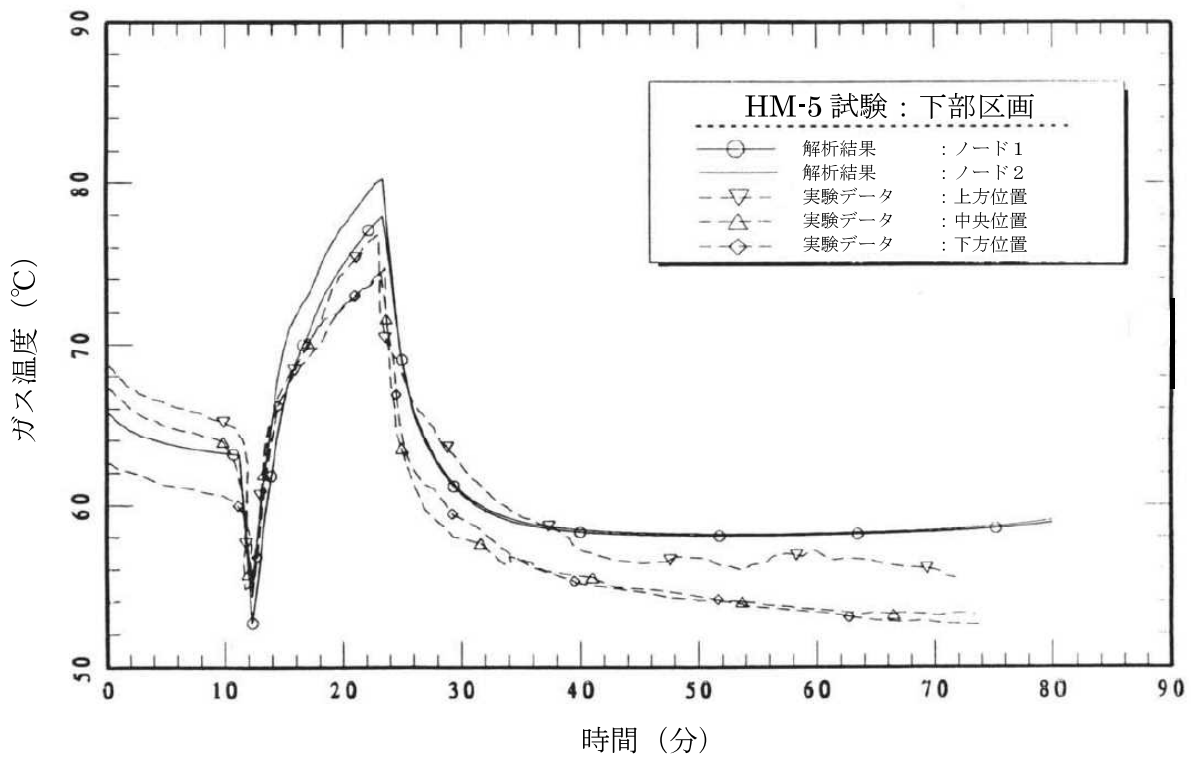
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-31 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-1)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-32 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-2)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-33 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-5)

4.2.5 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

米国アルゴンヌ国立研究所で実施された ACE 実験^[17]では、MCC I の大規模な実験が行われている。この試験の目的は、MCC I の熱水力的及び化学的プロセスの調査と、計算コードの開発及び妥当性確認に向けたデータベース拡充である。試験装置の概要を図 4.2-34 に示す。試験装置は、8 枚の水冷式パネルを対にして四方の壁を構成しており、その中にコンクリート床、コンクリート/金属製の内挿物、コリウムを内蔵している。二つの壁の内面には、25 本のタングステン電極棒集合体が設置されており、それらはタングステンコイルによりコリウム頂部付近に接続され、コリウムが熔融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。試験装置の大きさは 53.0cm×50.2cm である。また、試験装置は二枚式の蓋で覆われており、蓋を通じて主ガス管と接続されている。蓋には四つの窓が設置されており、一つはエアロゾルの収集、ガスのサンプリング及び排出に、残りの三つは光学温度計及びビデオカメラによるコリウムの観察に用いられる。

UO₂を含む全てのコリウム成分は粉末状であり、均一に混合されている。また、コリウム及びコンクリート成分は、複数の条件について実験が行われている。表 4.2-5 及び表 4.2-6 に、L2 実験、L6 実験及び L7 実験におけるコリウム及びコンクリートの成分を示す。実験中、コリウムはタングステン電極で加熱され熔融プールを形成する。コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-35 に示すとおり、試験部を一つのノードとしてモデル化している。水冷式パネルで構成される側壁、コンクリート床及び蓋はヒートシンクとしてモデル化し、試験部と外部環境の間にジャンクションを設定している。

実験ではコリウムを室温から加熱するが、解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し、その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は、L2 実験で 2,400K、L6 実験及び L7 実験で 2,500K である。また、コンクリート床の初期温度は、コリウムとの界面ではコンクリート融点、底面では室温としている。

(3) 解析結果

L2 実験

L2 実験では、部分的に酸化した PWR 燃料のコリウム熔融物とケイ土系コンクリートとの相互作用が調査されている。電気加熱の出力は平均で約 220kW、水冷式パネルでの熱損失は平均で約 120kW であり、解析ではこれらを境界条件として与えている。熔融プール温度は侵食開始時において約 2,400K であり、その後もその温度を

維持している。垂直方向へのコンクリート侵食量は2,000秒において約10cmである。侵食深さとコリウム温度の解析結果を測定データと比較して図 4.2-36 に示すが、いずれも良い一致を示している。

L6 実験

L6 実験では、部分的に酸化したPWR燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートの相互作用を調査している。この実験ではコンクリート製ベースマットの上に7cmのコンクリート/金属製の挿物が設置されているが、解析では侵食開始時にコリウム成分と併せて考慮することで実験を模擬している。電気加熱出力は約200kW、水冷式パネルでの熱損失は約125kWである。侵食率は試験開始時には低く、試験終了時には高い値となり、最終的な侵食深さは約13cmであった。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図 4.2-37 に示すが、コリウム温度については良い一致を示している。侵食率については、侵食開始時において解析結果が実測データをやや上回っているが、これはコンクリート床への熱損失をわずかに大きく評価しているためである。

L7 実験

L7 実験では、部分的に酸化したBWR燃料のコリウム溶融物（70%のZrが酸化）と石灰岩/砂系コンクリートが用いられており、電気加熱出力は約130kWである。L6 実験と同様に、コンクリート床上に5.7cmのコンクリート/金属製挿物を設置しており、解析では侵食開始時にコリウム成分と併せて考慮することで実験を模擬している。実験では、1,500秒で約2.5cmの侵食が観測されている。BWR燃料のコリウム溶融物における低い出力密度と、石灰岩/砂系コンクリートが有する高い分解エンタルピに起因して、侵食深さが小さくなっている。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図 4.2-38 に示すが、いずれも良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

ACE 実験では、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置が既知である。したがって、冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ、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の不確かさを評価する上で有効である。

MAAP解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果

となっており，MAAPによる解析で得られたコリウム温度及び侵食速度は，ACE実験における測定データとの比較から妥当である。また，非凝縮性ガスの発生量については直接的な測定データとの比較をしていないものの，コンクリート侵食速度を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって，MAAPは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に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-5 ACE 実験におけるコリウム成分

成分(kg)	L2	L6	L7
UO ₂	216	219	188.5
ZrO ₂	42.5	18.5	59.4
Zr	13.4	21.1	17.7
Zirc-4		1.8	1.1
Fe ₂ O ₃	-	-	-
NiO	-	-	-
Cr ₂ O ₃	-	-	-
SS-304	-	9.1	0.6
CaO	3.0	7.3	11.5
SiO ₂	20.9	16.9	12.5
BaO	0.8	0.79	1.4
La ₂ O ₃	0.6	0.6	1.14
SrO	0.5	0.5	0.96
CeO ₂	1.3	1.3	2.32
MoO ₂	0.9	0.94	1.7
SnTe	0.2	-	-
ZrTe ₂	-	0.2	0.18
Ru	-	0.38	-
B ₄ C	-	-	1.0
Ag	-	1.19	-
In	-	0.22	-

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

表 4.2-6 ACE 実験におけるコンクリート成分

成分(kg)	L2	L6	L7
SiO ₂	69	69	28.3
CaO	13.5	13.5	26.0
Al ₂ O ₃	4	4	3.5
K ₂ O	1.4	1.4	0.6
Fe ₂ O ₃	1	1	1.6
TiO ₂	0.8	0.8	0.14
MgO	0.7	0.7	9.6
Na ₂ O	0.7	0.7	1.1
MnO	0.03	0.03	0.05
BaO	0.02	0.02	0.03
SrO	0.02	0.02	0.03
Cr ₂ O ₃	0.01	0.01	0.009
H ₂ O+CO ₂	7.9	7.9	27.5
コンクリートの種類※	S	S	L/S
合計	99.1	99.08	98.459

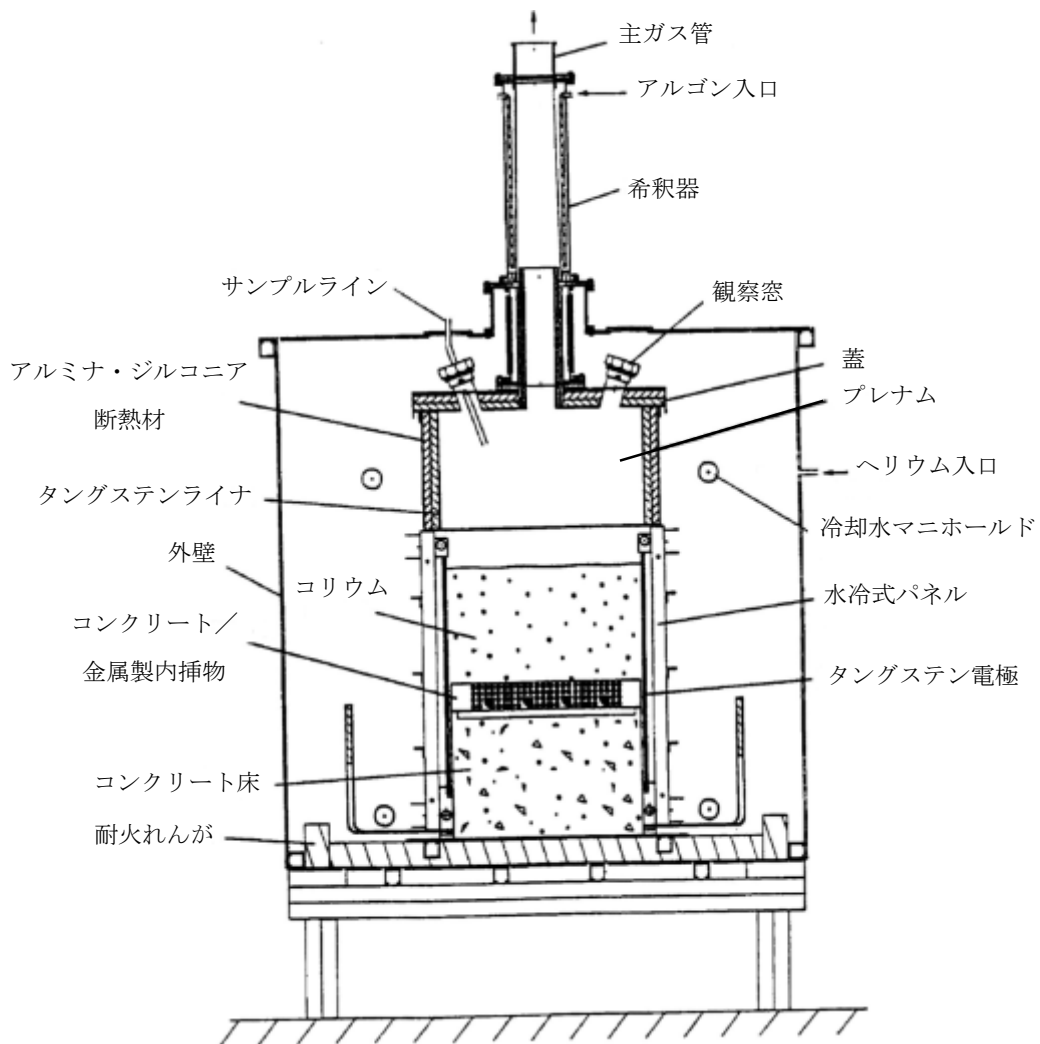
※ コンクリートの種類

S : ケイ土系

L/S : 石灰岩・砂系

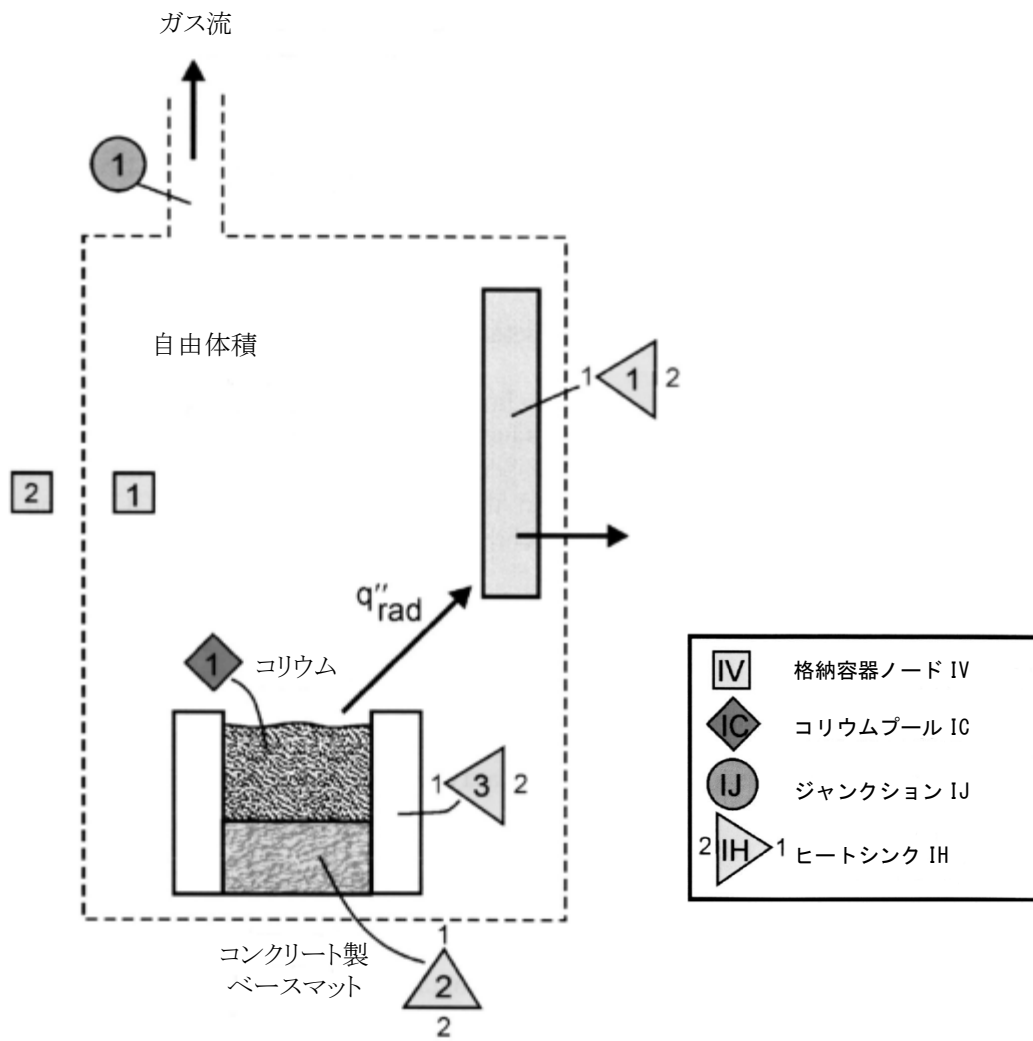
出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI

エアロゾル収集
ガスサンプリング



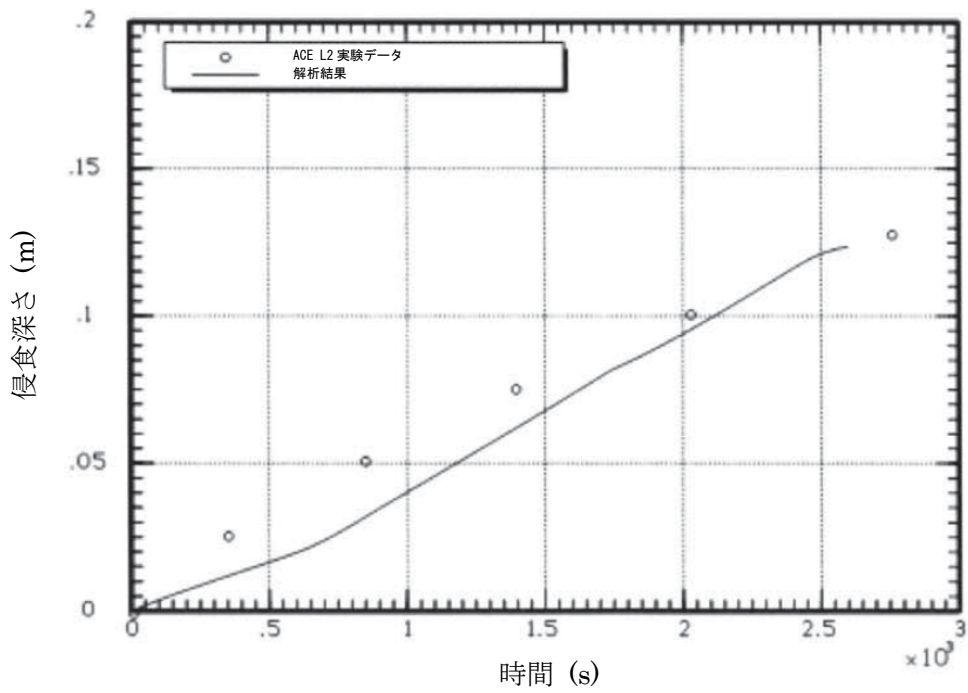
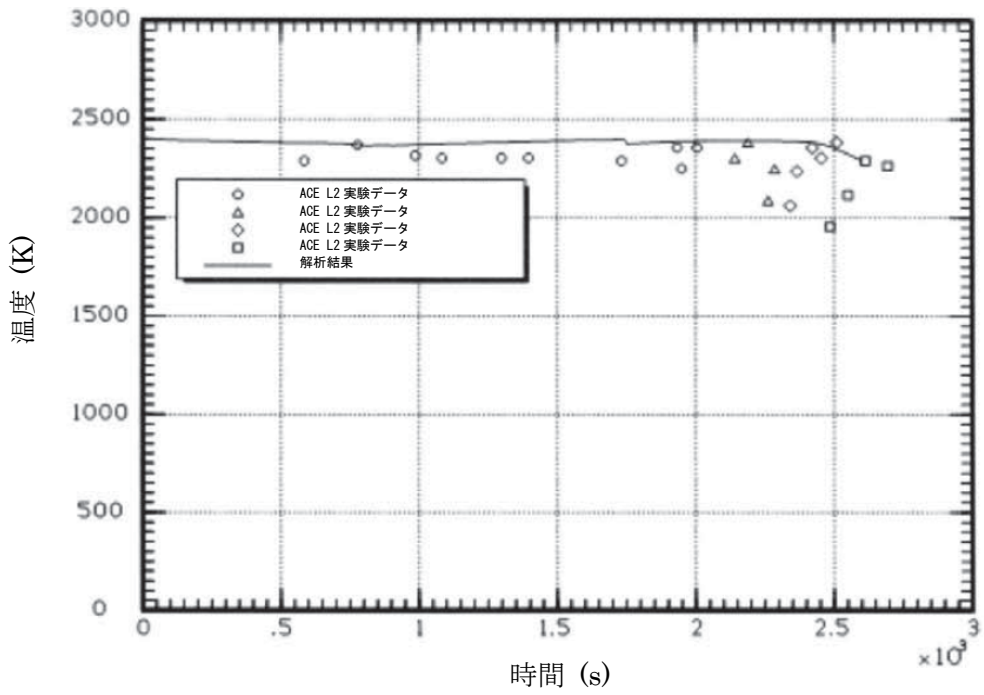
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-34 ACE 実験装置の概要



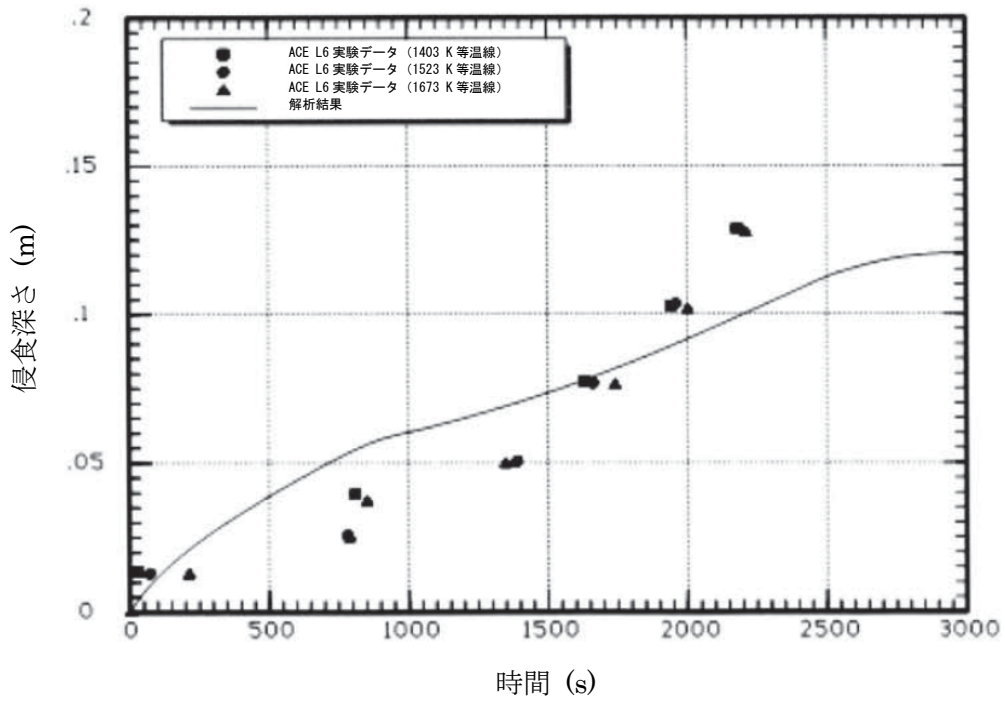
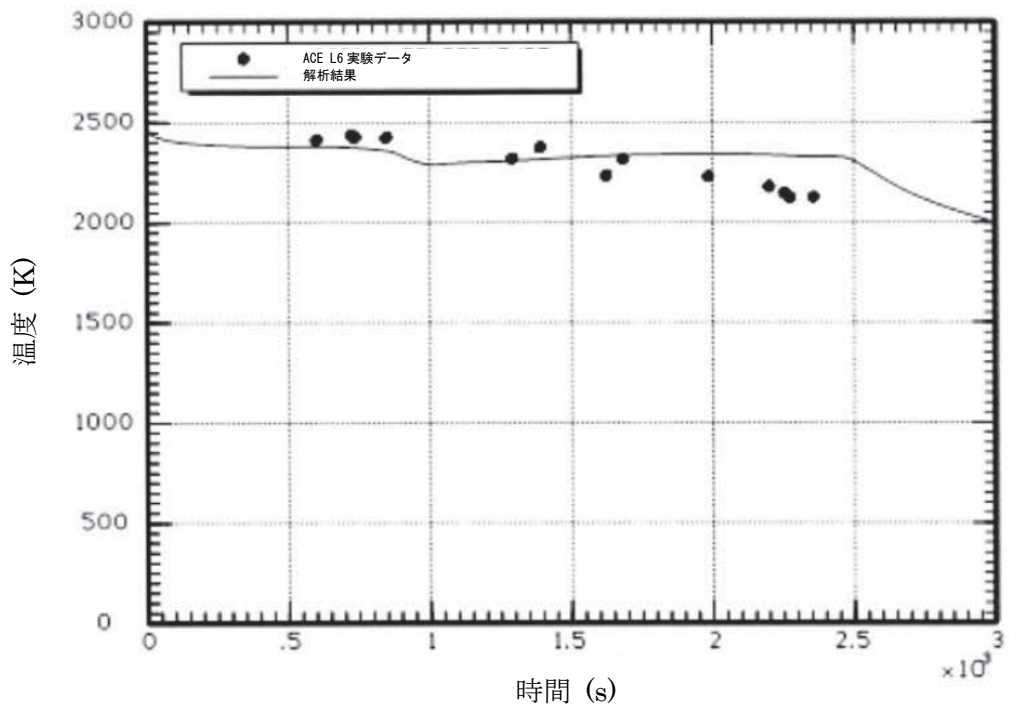
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-35 ACE 実験解析におけるノード分割



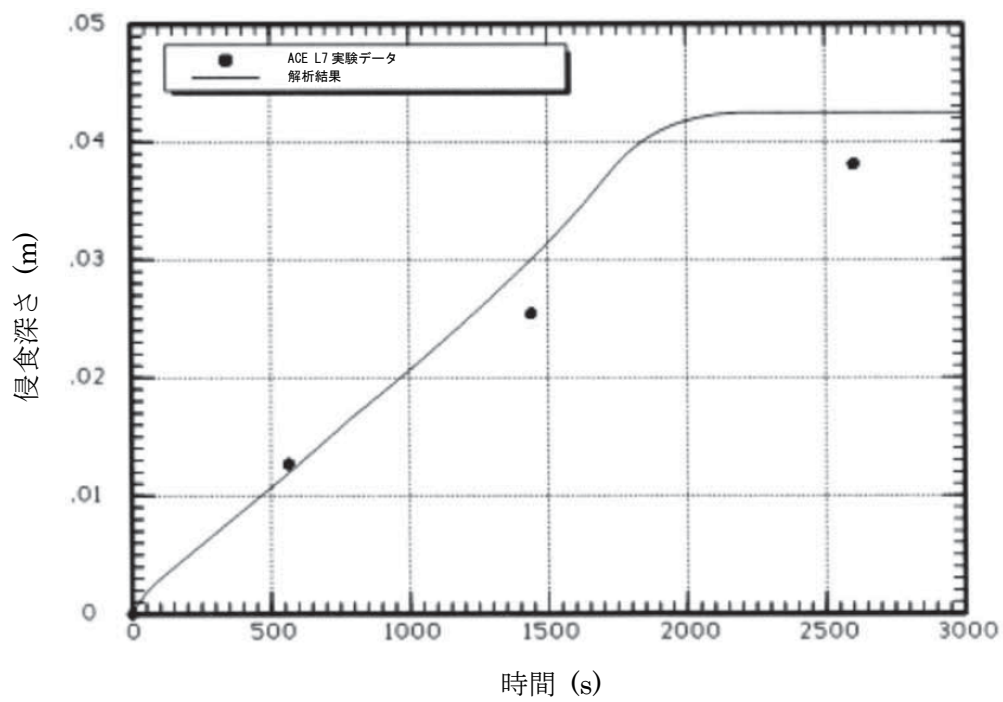
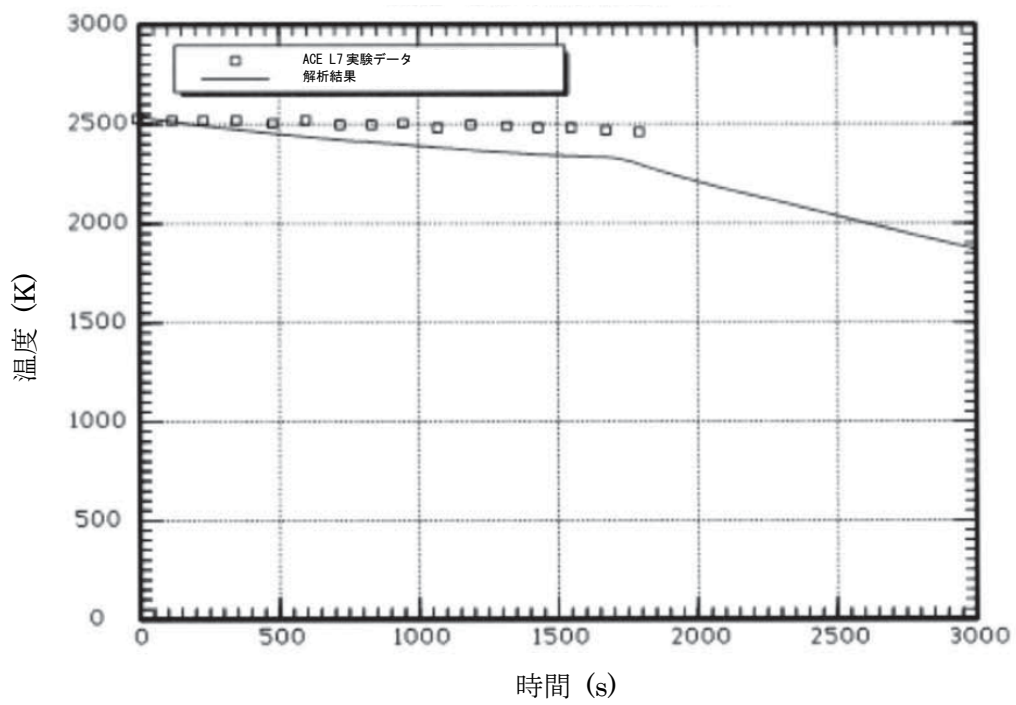
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-36 ACE 実験の解析結果 (L2 実験)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-37 ACE 実験の解析結果 (L6 実験)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-38 ACE 実験の解析結果 (L7 実験)

4.2.6 SURC-4 実験解析

(1) 実験の概要

SURC-4 実験^[18]は米国サンディア国立研究所で行われたMCCI実験であり、OECD/NEAの国際標準問題（ISP-24）にも選定されている。

実験装置の概要を図4.2-39に示す。試験装置は、アルミニウム製格納容器とその内部に設置された円筒状のるつぼから構成される。るつぼの側壁及び蓋は厚さ約10cmのMgO製鋳造物であり、るつぼ全体の大きさは直径約60cm、高さ約100cmである。るつぼの下部には、厚さ約40cmの玄武岩系コンクリート床が設置され、コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

実験では、コンクリート侵食が開始するまで、約200kgのステンレス鋼と模擬FPから成るコリウムを約60kWの電気出力で誘導加熱し、それによるコンクリート侵食及びコリウム温度が測定されている。また、化学反応とガス放出への影響を調査するため、コンクリート侵食開始から約14分後に約20kgのジルコニウムをコリウムに投入している。最終的な侵食深さは約24.5～27.5cmであった。

(2) 解析条件

SURC-4実験は、ACE実験と同様のモデルで模擬できることから、図4.2-35に示したモデルを用いている。

解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し、その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は1,750Kであり、コンクリート床の初期温度は、コリウムとの界面ではコンクリート融点、底面では室温としている。

(3) 解析結果

図4.2-40に侵食深さの解析結果を測定データと比較して示す。解析による侵食率は、測定データとの良好な一致を得ている。なお、SURC-4実験では外周部のコンクリート侵食深さが大きくなっており、解析結果と相違が見られるが、これは、実験では外周部からの誘導加熱によって溶融物を加熱しているため、外周部への入熱量が大きくなる試験体系によるものと考えられる。

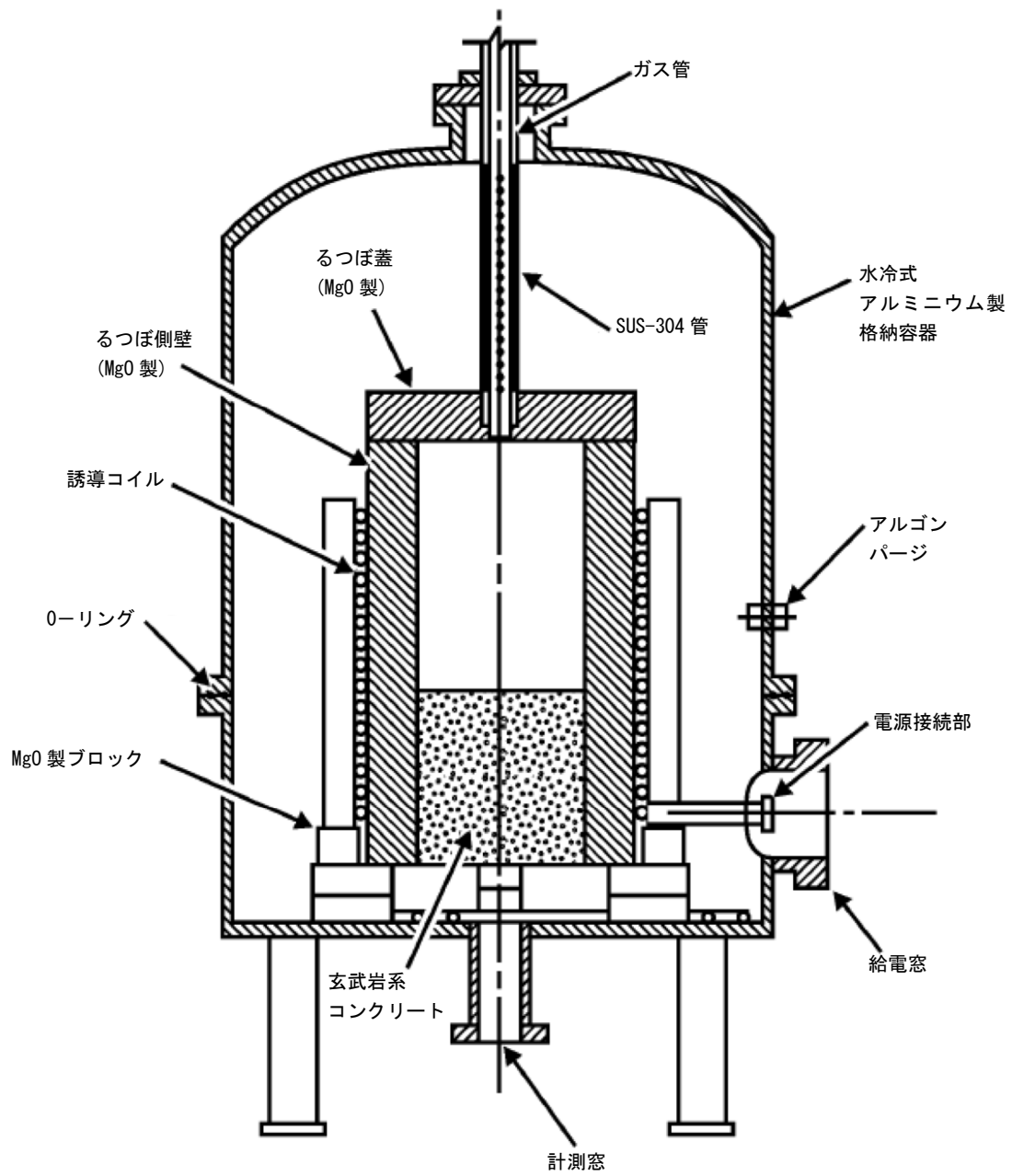
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

SURC-4実験では、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置が既知である。したがって、冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ、溶融炉心とコンクリ

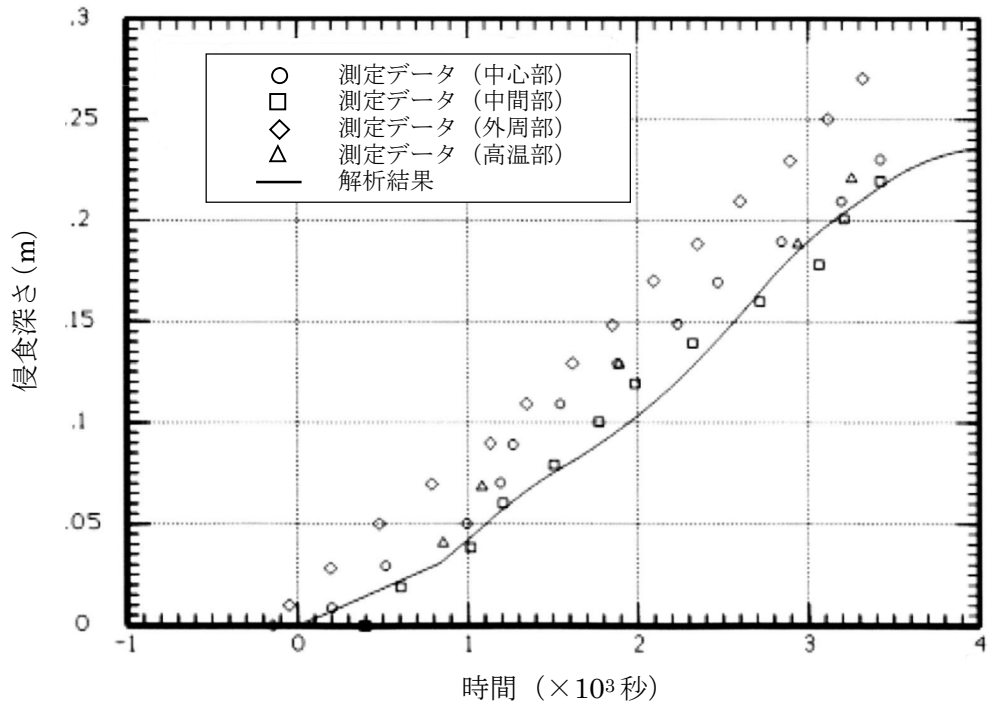
ートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

MAAP解析では，実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果となっており，MAAPによる解析で得られた侵食速度は，SURC-4実験における測定データとの比較から妥当である。また，非凝縮性ガスの発生量については直接的な測定データとの比較をしていないものの，コンクリート侵食速度を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって，MAAPは溶融炉心とコンクリートの伝熱及びコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関して，適切なモデルを有していると判断できる。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-39 SURC-4 実験装置図



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-40 SURC-4 実験の解析結果

4.2.7 PHEBUS-FP 実験解析

(1) 実験の概要

PHEBUS-FP 計画^{[19][20]}は、フランス放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN)、フランス電力及び EU を中核とする国際協力プログラムであり、燃料から放出される F P の種類、量、1 次系及び原子炉格納容器内への移行と除去挙動に関する知見を取得し、シビアアクシデント解析コードの改良及び検証に資することを目的として実施されている。

PHEBUS-FP 計画は、FPT0、1、2、3 及び 4 の計五つの実験から構成されており、各実験では実燃料（酸化ウラン燃料）を炉心内で溶融させ、放出される F P 等の挙動を調査している。FPT0 実験は未照射燃料を対象とし、FPT4 実験は燃料デブリを対象としていること、FPT2 実験及び FPT3 実験はいずれも水蒸気枯渇状態で実施されていることを考慮し、ここでは水蒸気雰囲気下で照射済燃料を対象に実施された FPT1 実験を取り上げる。なお、同実験は、OECD/NEA の国際標準問題 (ISP-46) にも選定されている。

図 4.2-41 には実験設備の概要を示すが、装置は大きく 3 領域に分かれており、それぞれ炉心、1 次系及び原子炉格納容器を模擬している。炉心には長さ約 1m の実燃料 20 本と制御棒で構成される試験体が設置され、中性子束によって加熱される。炉心部には図 4.2-42 に示す軸方向位置に熱電対が配置されており、温度が測定される。また、放出された F P は燃料を取り囲むシュラウド内に試験体下部より供給される水蒸気によって上部垂直ラインに導かれる。FPT1 実験における水蒸気流量及び炉心の加熱出力を図 4.2-43 に示す。

1 次系はホットレグ及びコールドレグを模擬する内径 3 cm、長さ約 13.3m の水平配管と、SG 伝熱管を模擬する内径約 2 cm、長さ約 10m の U 字管で構成される。

模擬格納容器は約 10m³ の容積を有しており、内部に備えられたコンデンサは、実機の格納容器壁面における水蒸気の凝縮及びエアロゾルの沈着を模擬するように、雰囲気温度より低い温度に設定されている。また、下部にはエアロゾルを含んだ洗浄水を溜めるサンプルが設けられている。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-44 に示すとおり、炉心部を径方向に 2 領域、軸方向に 11 ノードでモデル化している。径方向中心領域は、8 本の燃料棒と 1 本の制御棒を含んでおり、径方向外周領域は 12 本の燃料棒を含んでいる。1 次系は図 4.2-45 の破線で囲んだ領域、すなわち炉心、上部プレナム、ホットレグ、SG 伝熱管（ホットレグ管及びコールドレグ管）、中間レグでモデル化している。模擬格納容器は、図 4.2-46 に示すように、上部区画と下部区画に分割してモデル化している。解析では図 4.2-43 に示した水蒸気流量及び炉心の加熱出力の時間変化を境界条件として与え

ている。

(3) 実験及び解析の考察

燃料被覆管温度，水素ガス流量及び水素ガス発生量，希ガス及びよう素の模擬格納容器への放出割合について，測定データと解析結果の比較を図 4.2-47，図 4.2-48，図 4.2-49，図 4.2-50，図 4.2-51，図 4.2-52，図 4.2-53 及び図 4.2-54 に示す。

A) 実験結果の考察

FPT1 実験では，実験開始後約 8,000 秒から，水蒸気流量及び炉心の加熱出力を増加させ，炉心崩壊や F P 放出のデータを取得している。図 4.2-47，図 4.2-48，図 4.2-49 及び図 4.2-50 には下端からそれぞれ 700mm，600mm，400mm 及び 300mm の高さにおける外周部燃料の被覆管温度を示している。燃料被覆管温度は，実験開始後約 8,000 秒から炉心の加熱の増加にしたがって大きく上昇し，実験開始後約 11,000 秒には急上昇が見られる。その後も炉心の加熱出力が増加することにより燃料被覆管温度は高温を維持し，加熱出力がなくなる実験開始後約 17,000 秒で減少に転じる。

図 4.2-51 には水素ガス流量を示すが，実験開始後約 8,000 秒から徐々に上昇し，燃料被覆管温度と同じく実験開始後約 11,000 秒に急上昇が生じている。したがって，同時刻における燃料被覆管温度の急上昇は，ジルコニウム酸化反応による発熱が原因と考えられる。燃料被覆管温度及び水素ガス発生量はピークを過ぎるとすぐに減少する。これは，熔融燃料のキャンドリングが開始することで燃料被覆管と水蒸気の接触面積が減少し，酸化反応も減少したためと推測される。高さ 300mm の場合に，約 1,500°C に到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも，上部からのキャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかったものと推測される。ジルコニウム酸化反応の進展により燃料被覆管外面には酸化ジルコニウム層が形成されるが，燃料被覆管内面の金属部は 1,800°C 程度で熔融するため，それ以上の温度になると酸化ジルコニウム層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約 2,200°C を超えると熔融した燃料被覆管による二酸化ウランの溶解現象が進み，燃料被覆管内部は熔融物割合が高まる。そのような状況では酸化ジルコニウム層では燃料被覆管形状を維持できずに破損し，熔融物が流下することになると考えられている。同時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。図 4.2-52 には水素ガス発生量の積算値を示しているが，最終的に発生した水素ガス量は $96 \pm 13\text{g}$ と推定されており，これは初期ジルカロイの 64% が酸化したことに相当する。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 には，一次系及び原子炉格納容器内に放出された希ガス及びよう素の割合を示す。オンライン計測によると，実験開始後約 6,000 秒には燃料被覆管破損にともなう少量の F P 放出が確認されているが，希ガス及びよう素の放出が顕著になるのは，ジルコニウム酸化反応にともなう発熱により燃料温度が急

上昇する実験開始後約 11,000 秒である。その後、燃料温度は高温を維持するため、希ガス及びよう素の放出は継続されるが、実験開始後約 17,000 秒で加熱がなくなると、積算放出割合はほぼ一定となる。図 4.2-55 に実験結果の分析から得られたよう素の回路内マスバランスを示す。よう素のバンドル内残存割合は約 13%であり、したがって最終的にはバンドル外へ約 87%が放出された。一方、1次系（コールドレグ）内質量流量の測定値からは、1次系を通過して原子炉格納容器内に放出された希ガスの割合は約 77%となるが、PHEBUS-FPT1 実験最終報告書^[20]においては、燃料の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から、この値はやや過小評価であり、実際はよう素と同等の 80~85%程度であったと推定されている。

B) 解析結果の考察

燃料被覆管温度の解析結果を図 4.2-47、図 4.2-48、図 4.2-49 及び図 4.2-50 に示すが、炉心の加熱出力が増加する実験開始後約 8,000 秒まで、解析結果と測定データは良く一致している。その後、解析結果は測定データをやや上回る傾向を示しており、急上昇が生じる時刻は測定データに比べて 500 秒程度早くなっている。図 4.2-51 には水素ガス流量の解析結果を示しているが、実験開始後約 8,000 秒から水素ガス流量はやや大きく予測されており、このためジルコニウム-水反応による発熱量が実験に比べて大きくなったと考えられる。この結果は、燃料被覆管温度の解析結果が測定データを上回り、また燃料被覆管温度の急上昇を早く予測した結果と整合する。図 4.2-52 には、積算水素ガス量を示すが、最終的な水素ガス発生量の解析結果は測定データに比べて 3 割程度多くなっている。

MAAP の解析では燃料被覆管温度が約 1,600°C 以上で Baker-Just モデル、それより低温では Cathcart モデルを使用しているが、燃料被覆管温度が 1,500°C 程度から急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから、Cathcart モデルによる酸化速度が大きめの傾向を持つことが考えられうる。解析結果と測定データの差異については、実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。すなわち、図 4.2-44 に示すとおり実験のバンドル形状は 5 × 5 配列であり、燃料棒間及び外周構造体との輻射熱伝達や、水蒸気による対流熱伝達による影響を考慮すると、半径方向には比較的大きな温度分布が生じると考えられる。実際に図 4.2-56 に示す実験後の燃料バンドルの X 線トモグラフでは、半径方向にかなり強い非均質性が見られている。一方、解析においては、バンドルを内側 12 本、外側 8 本の 2 領域で模擬しているため、半径方向の温度分布が実験に比べて均質化されることにより、燃料被覆管温度の予測性に影響を与えている可能性がある。

約 11,000 秒付近の燃料被覆管温度のピーク値については、解析結果が実験結果より数十°C 高めになっている。また、高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング

開始タイミングは、燃料棒内で溶融した被覆管による二酸化ウランの溶解速度と、酸化ジルコニウム層による形状維持の限界タイミングに依存しており、後者の酸化ジルコニウム層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では 2,500K (約 2,227°C) にて溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに酸化ジルコニウム層の破損による CANDLING 開始をモデル化している。この温度が実験での観察結果より若干高い設定となっており、CANDLING 開始タイミングが遅れたため、CANDLING によって酸化反応が阻害されていないことになるが、二酸化ウランの融点 (約 2,800°C) より低い温度で液化するという観点からは妥当であるといえる。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 に FP 積算放出割合の解析結果を示す。FP 放出が開始される時間は、解析結果と測定データで良く一致している。これは、燃料被覆管破損が生じる実験開始後約 6,000 秒まで、燃料被覆管温度を良く再現できていることから妥当な結果と考えられる。一方、FP 放出が顕著になる実験開始後約 11,000 秒以降は、測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し、解析結果は約 0.5 まで急激に増加した後、緩やかな増加を示す。この原因は、解析において燃料温度が測定データに比べて高く予測され、FP の放出が促進されたためと考えられる。

実験終了時の積算放出割合については、解析結果は実験と同程度の 0.8 前後となっているが、図 4.2-53 に示した希ガスの積算放出割合については、解析結果が実験結果を若干上回り、図 4.2-54 に示したよう素の積算放出割合については解析結果が実験結果を若干下回っている。MAAP の解析においては、径方向を 2 チャンネル、軸方向を 11 ノードに分割した各セルでは温度や溶融状況は均一であり、温度分布及び質量移行による空洞化部分は左右対称となる。一方で、実験後の燃料の X 線トモグラフ (図 4.2-56) では、温度分布及び空洞化部分は左右非対称である。MAAP の炉心モデルは、1 つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機の体系を対象としており、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する場合には輻射熱伝達の計算等に誤差が生じやすく、放出割合に若干の差が生じたと推定される。

PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心と比較すると小規模な体系を扱っているため、解析における炉心のチャンネル分割方法が結果に影響を及ぼしたと考えられる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

PHEBUS-FP 実験においては、燃料バンドルの加熱にともなう燃料被覆管温度の上昇、ジルコニウム酸化反応による燃料被覆管温度の急上昇及び炉心溶融といった事象進展の中で、FP 放出の挙動が確認されている。

F P 放出割合の解析結果と測定データの比較から、F P 放出の開始時間を良く再現できることを確認している。

解析結果と測定データの差異については、実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心に比較して小規模な体系を扱っており、個々の燃料棒の形態が大きく影響するが、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、この種の不確かさは小さくなると考えられる。

以上のことから、MAAP による解析で得られた F P 放出割合は、PHEBUS-FP 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は原子炉圧力容器内 F P 挙動及び原子炉格納容器内 F P 挙動に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

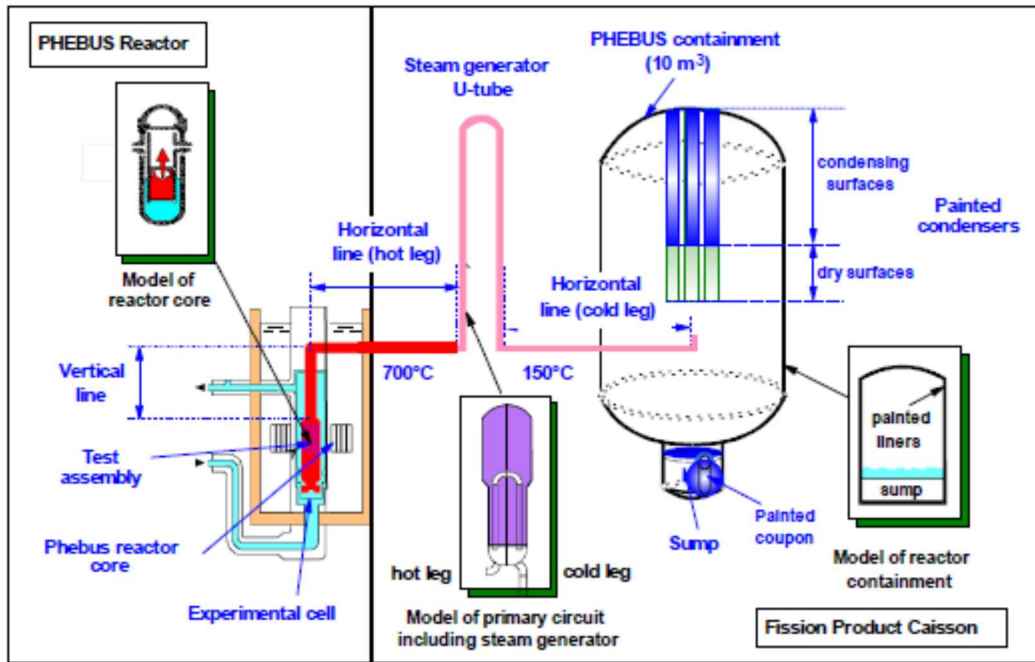


図 4.2-41 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における設備概要^[21]

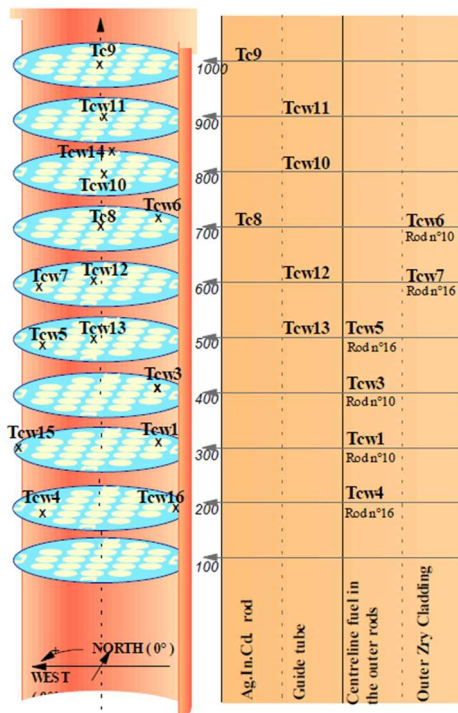


図 4.2-42 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における炉心部の熱電対位置^[21]

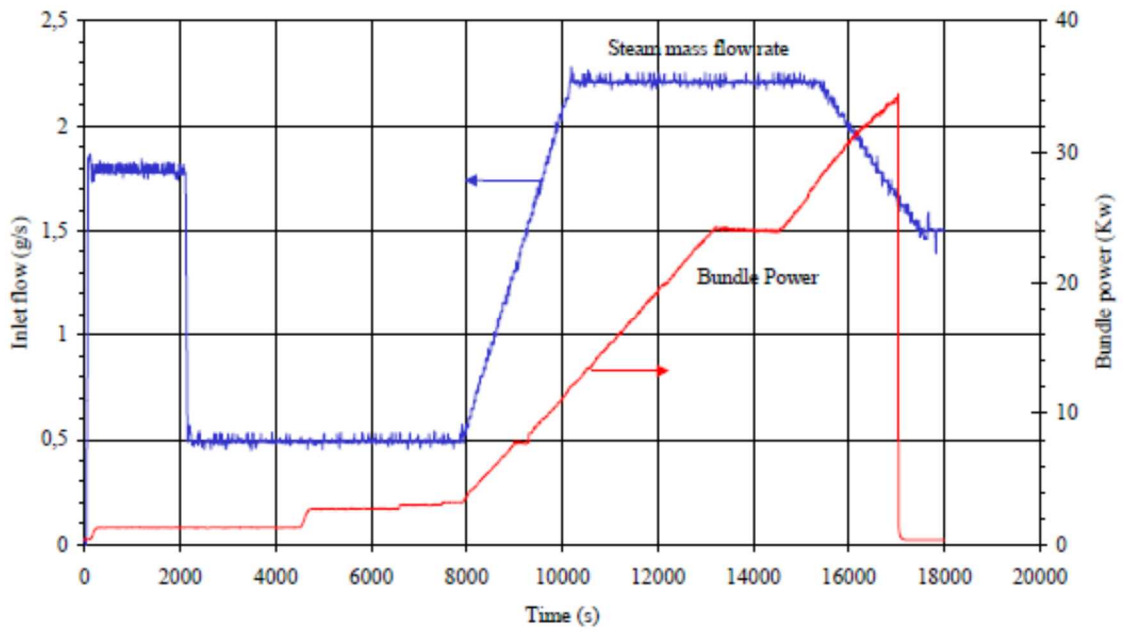


図 4.2-43 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) におけるバンドル出力と蒸気流量^[21]

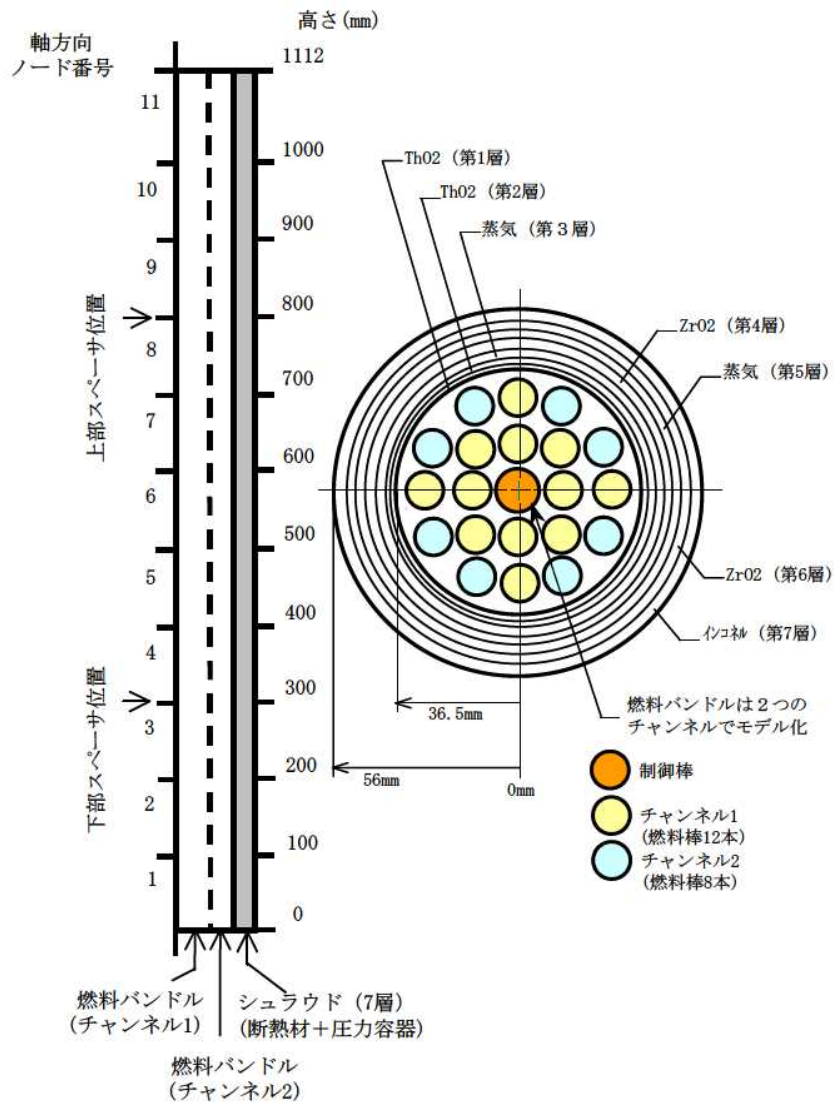


図 4.2-44 PHEBUS-FP 実験解析における炉心 (燃料バンドル) モデル^[21]

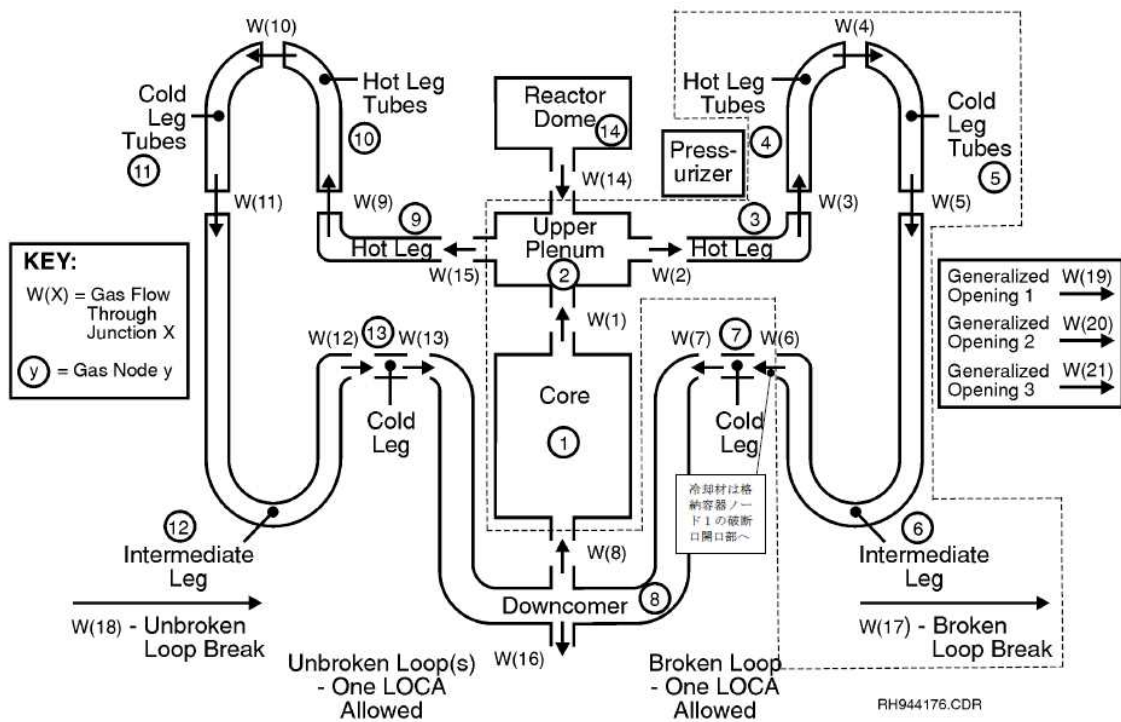


図 4.2-45 PHEBUS-FP 実験解析における 1 次系モデル^[21]

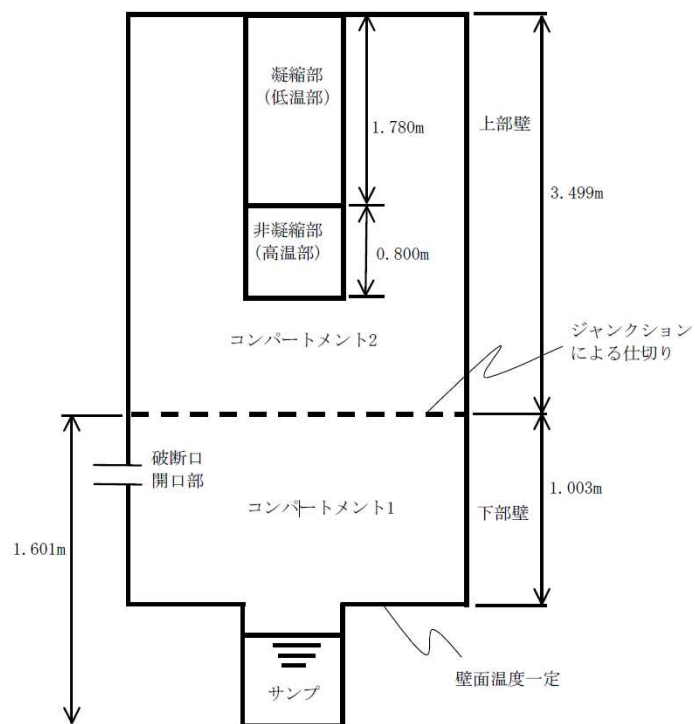


図 4.2-46 PHEBUS-FP 実験解析における格納容器モデル^[21]

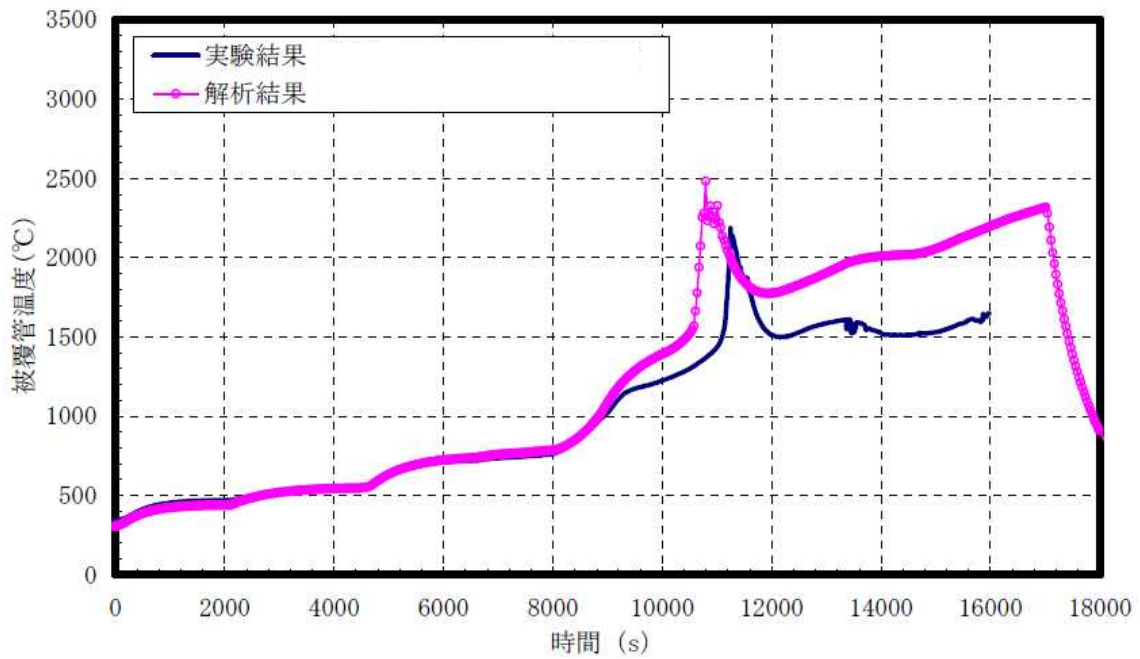


図 4.2-47 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (燃料被覆管温度, 下端から 700mm) ^[21]

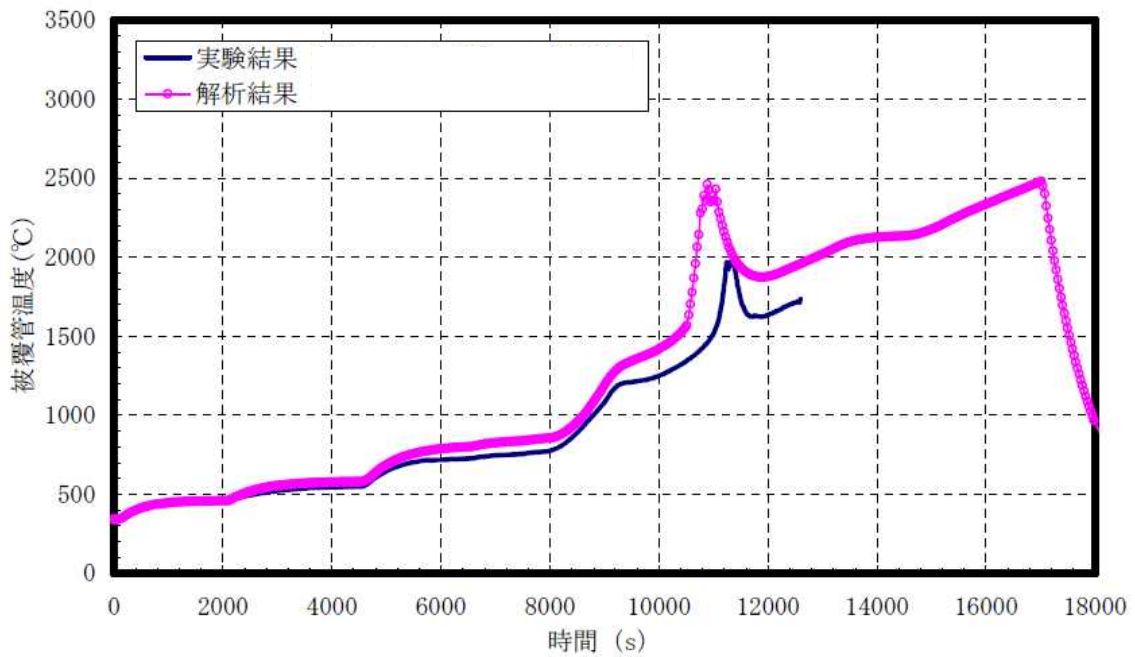


図 4.2-48 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (燃料被覆管温度, 下端から 600mm) ^[21]

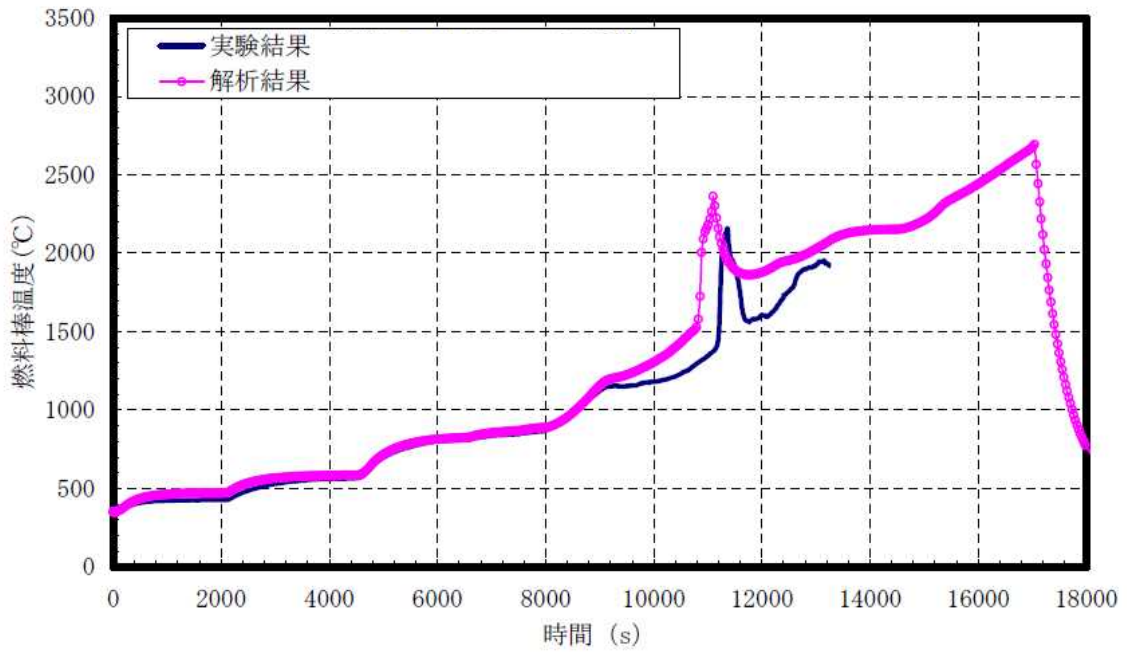


図 4.2-49 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (燃料被覆管温度, 下端から 400mm) ^[21]

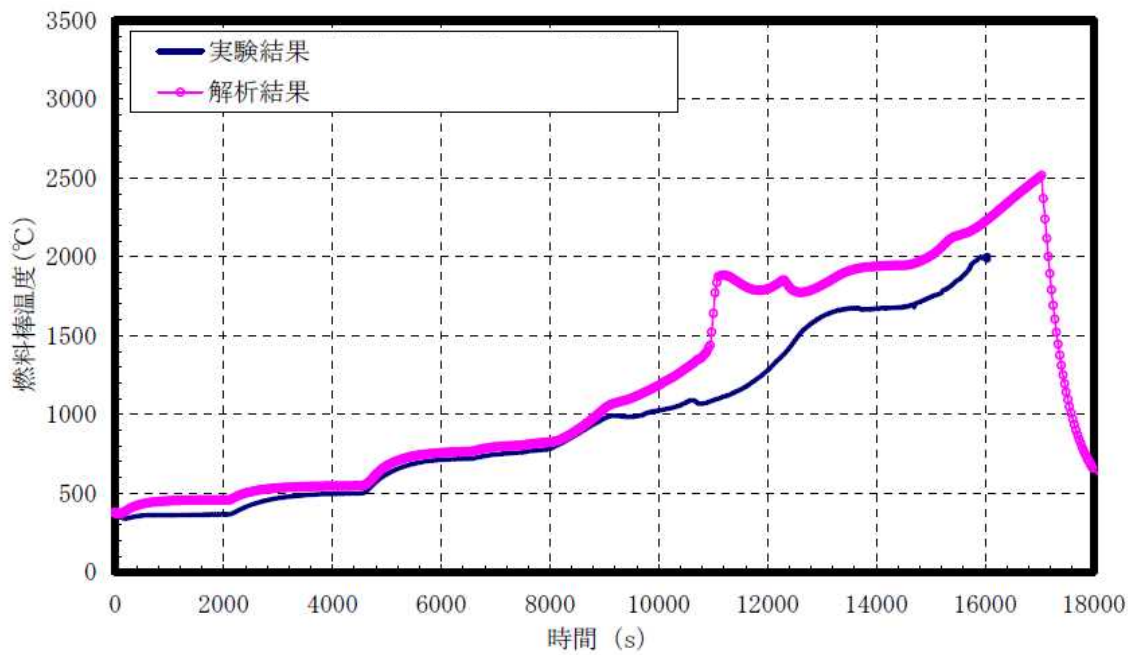


図 4.2-50 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (燃料被覆管温度, 下端から 300mm) ^[21]

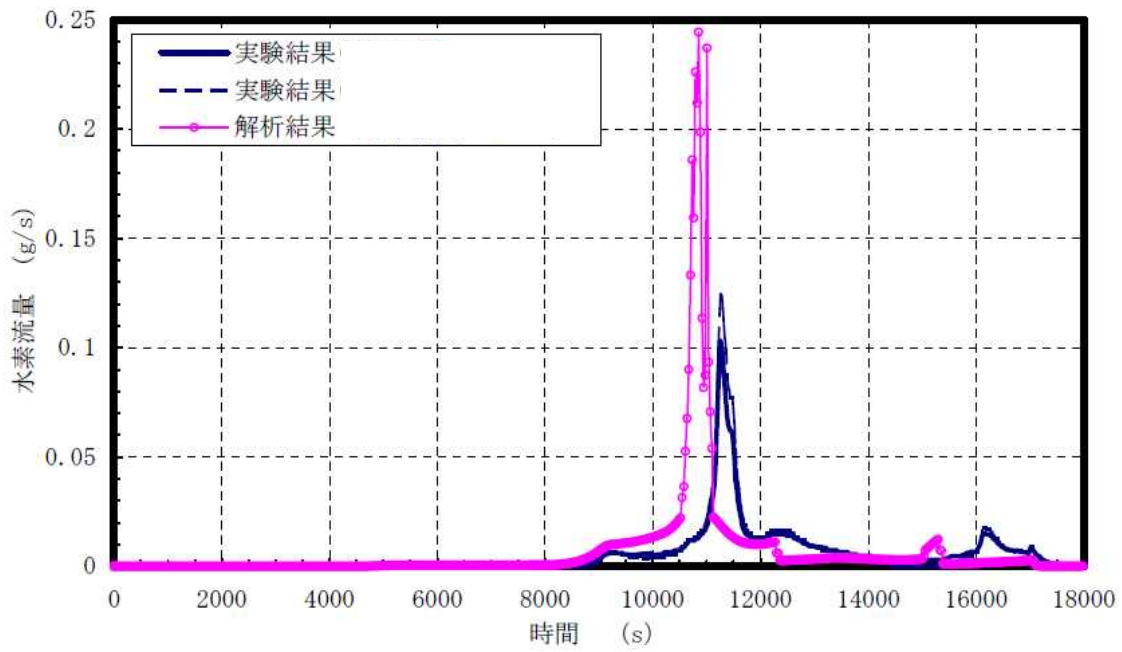


図 4.2-51 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (水素ガス流量) [21]

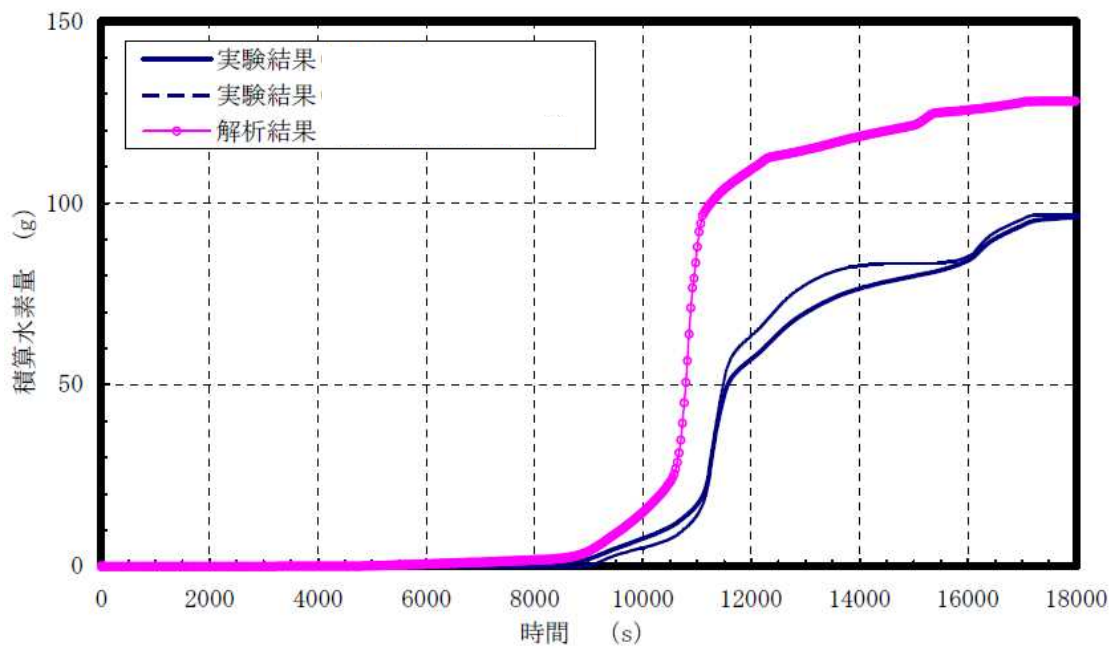


図 4.2-52 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (積算水素ガス量) [21]

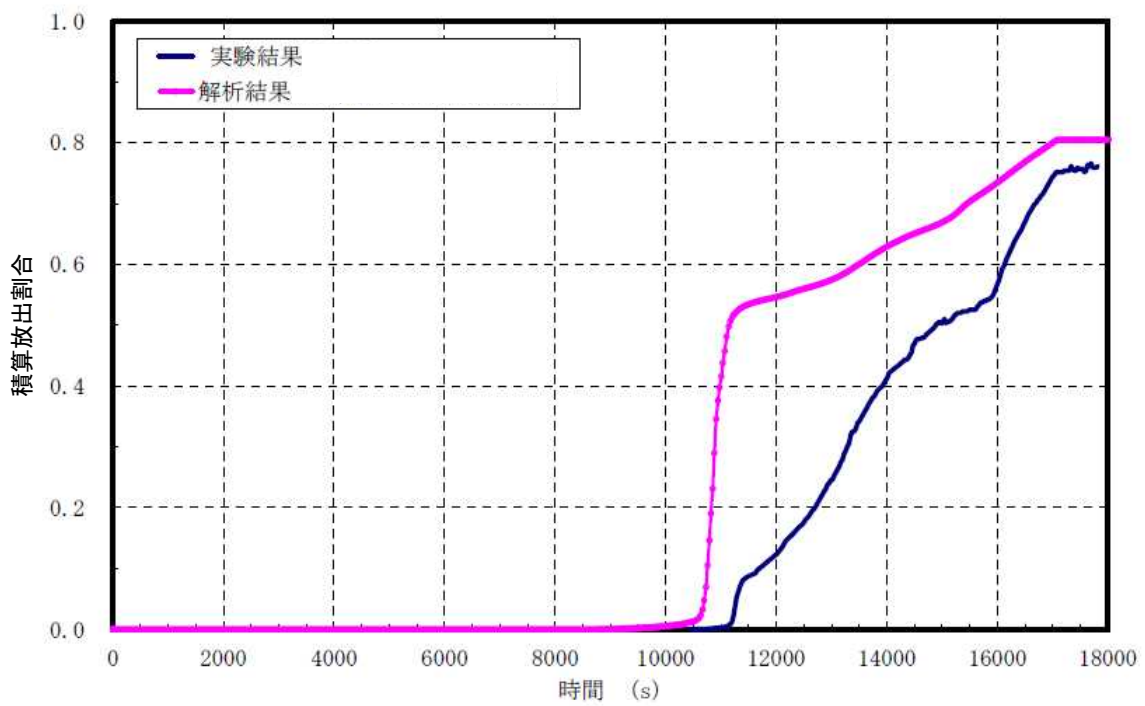


図 4.2-53 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (希ガス積算放出割合) [21]

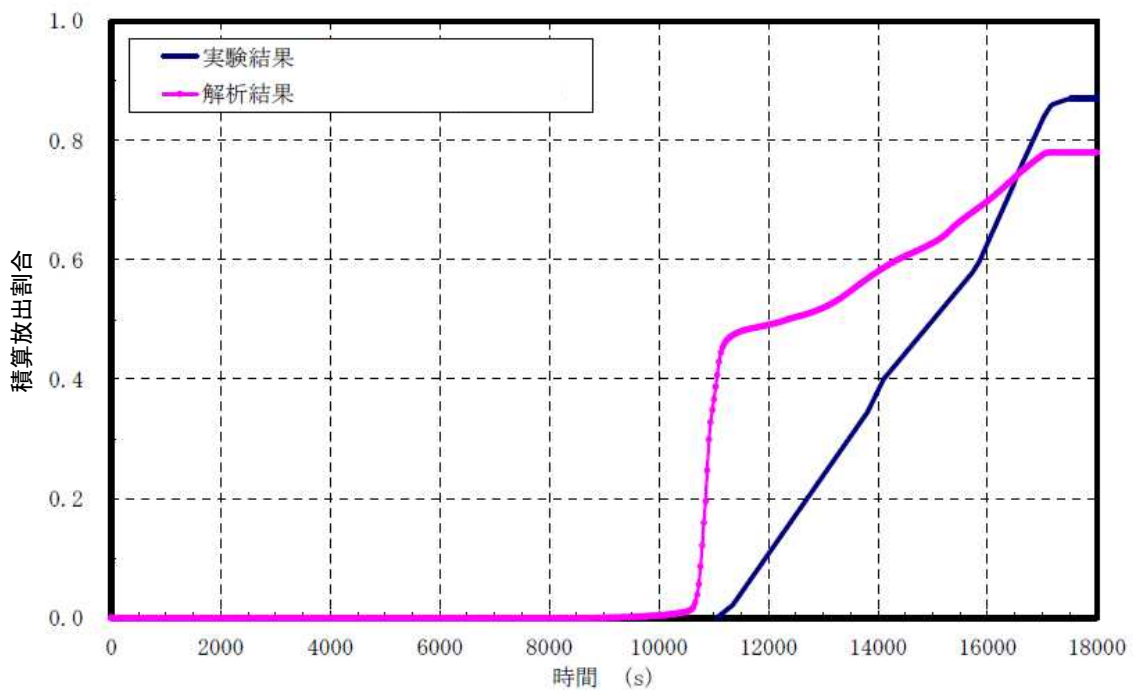


図 4.2-54 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) の解析結果 (よう素積算放出割合) [21]

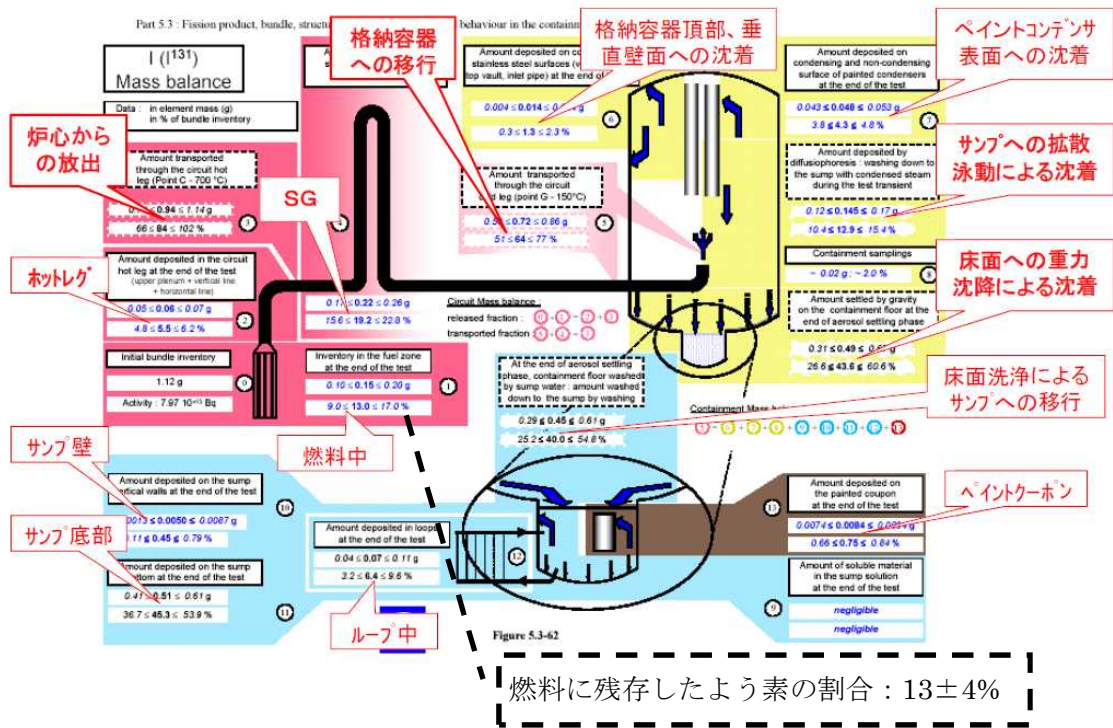


図 4.2-55 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) におけるよう素の回路内マスバランス^[21]

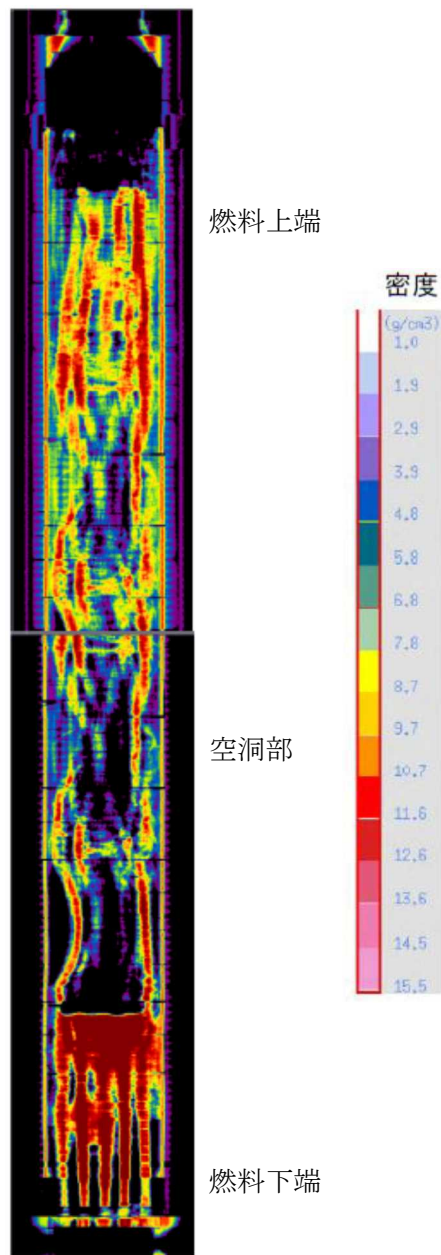


図 4.2-56 PHEBUS-FP 実験 (FPT1) における燃料バンドルの X 線トモグラフィ^[21]

4.2.8 ABCOVE 実験解析

(1) 実験の概要

米国 Hanford Engineering Developing Laboratory で実施された ABCOVE (AB5) 実験^[22]では、計算コードの妥当性確認を目的に、エアロゾル挙動に関するデータが取得されている。実験では、図 4.2-57 に示すようにコンクリートピットに設置された容積約 852m³ の格納容器内にエアロゾルを発生させ、凝集及び沈着にともなう気相中のエアロゾル濃度の減少挙動が調査された。

主な試験条件を表 4.2-7 に示す。エアロゾルは、スプレインノズルから原子炉格納容器内に噴出させたナトリウムを燃焼させることにより生成される。実験では、約 223kg のナトリウムが約 872 秒間スプレイされ、全てのナトリウムが酸化ナトリウム約 60%、水酸化ナトリウム約 40% から成るエアロゾルに変化している。エアロゾルの濃度はエアロゾルの生成にともなって上昇し、スプレイ開始後約 383 秒で最大となり、約 1.7×10^{-4} g/cc (約 170g/m³) に到達した。エアロゾル生成が継続する約 900 秒後まで高い濃度が維持され、その後は凝集及び重力沈降によって約 10⁵ 秒後には約 5×10^{-9} g/cc 程度にまで減少している。

(2) 解析条件

AB-5 実験におけるエアロゾル特性及び実験体系を考慮し、エアロゾル濃度の推移を解析している。なお、MAAP の解析手法とは異なる数値解についても併せて評価している。

(3) 解析結果

MAAP によるエアロゾル濃度の解析結果を測定データと比較して図 4.2-58 に示す。MAAP による解析結果は測定データの挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの検討

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づいて MAAP の不確かさを評価する。

高温の炉心から原子炉格納容器にガス状で放出された揮発性 F P は、気相中で冷却されエアロゾルを形成する。エアロゾル粒子が凝集して粒子径が大きくなると、重力沈降等によって気相中から原子炉格納容器内の構造材表面へ移動することにより、気相中の F P 濃度が低下する。MAAP ではこれらの原子炉格納容器内エアロゾル挙動を良く模擬できている。

MAAP による解析で得られたエアロゾル濃度は、ABCOVE (AB5) 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は原子炉格納容器内 F P 挙動に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-7 ABCOVE 実験 (AB5) の主要な条件^[23]

格納容器直径	7.62 m
格納容器高さ	20.3 m
格納容器体積	852 m ³
初期酸素濃度	23.3 %
初期温度	302.25 K
初期圧力	0.122 MPa
Na スプレー流量	256 g/s
スプレー期間	試験開始後 13~885 秒
エアロゾル生成速度	445 g/s
生成粒子の平均半径	0.25 μm

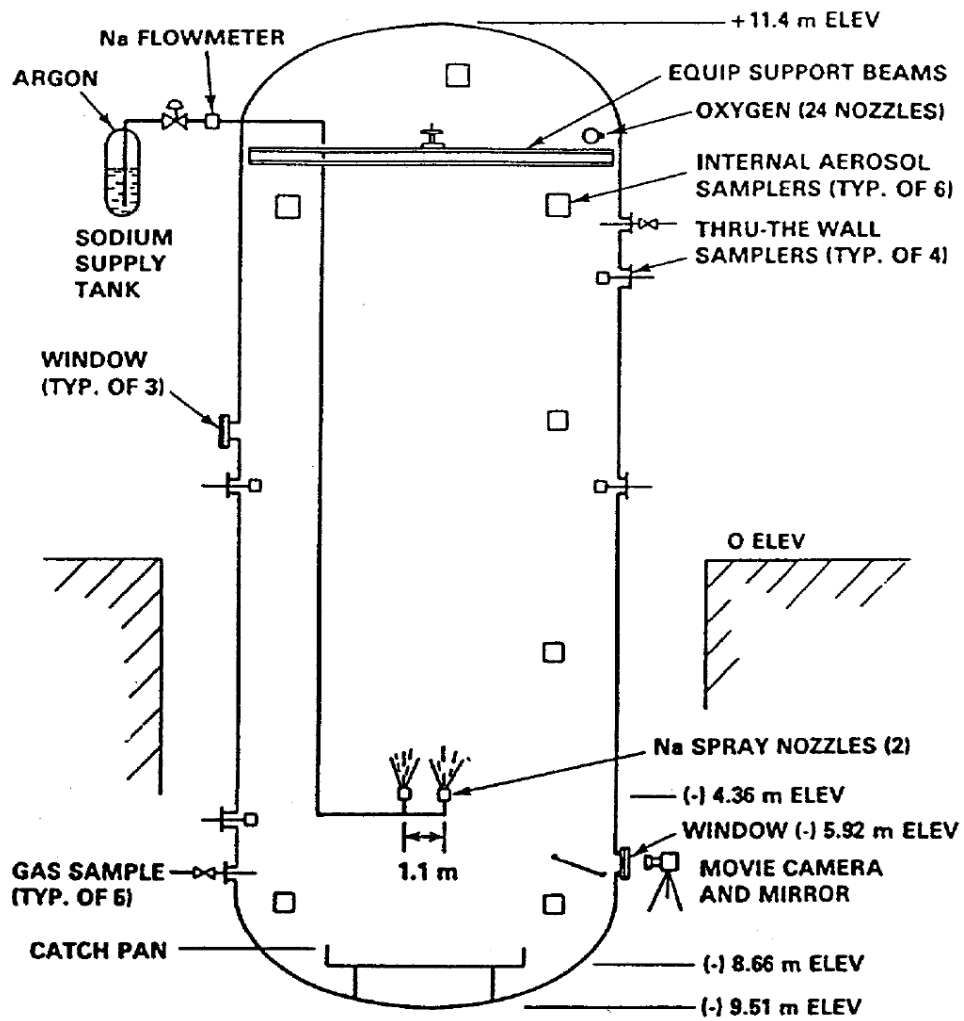
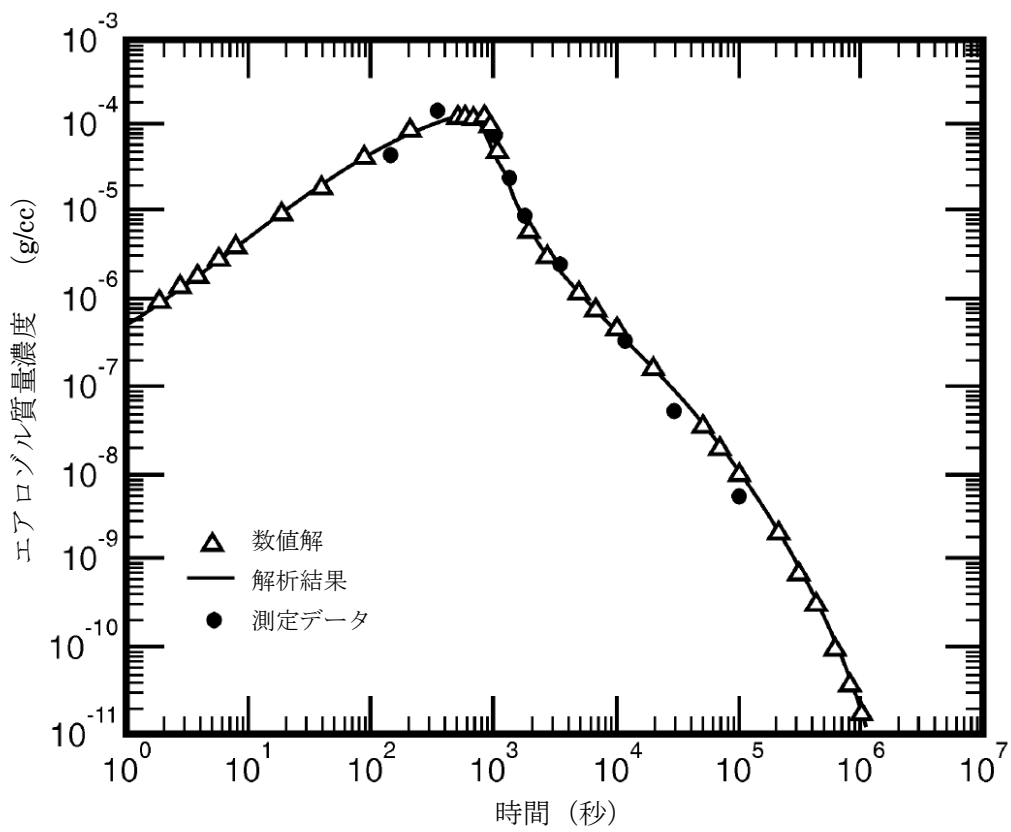


図 4.2-57 ABCOVE 実験 (AB5) における装置概要^[23]



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-58 ABCOVE 実験解析結果 (エアロゾル質量濃度)

4.3 妥当性確認（感度解析）

4.3.1 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（水位変化）・対向流」については，原子炉压力容器内水位に関係する現象である。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては，対象とする原子炉水位といった原子炉压力容器内挙動はS A F E Rコードによって評価されており，M A A Pコードは原子炉格納容器内挙動の評価のみに用いられているが，格納容器破損防止対策の事故シーケンスにおいては，M A A Pコードによって，原子炉压力容器内挙動を含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への影響が考えられるため，原子炉水位についてS A F E Rコードと比較を行い，不確かさを確認する。

(1) 解析条件

S A F E Rコードは，原子炉内熱水力過渡変化及び炉心ヒートアップを解析するコードであり，原子炉压力容器に接続する各種一次系配管の破断事故，原子炉冷却材流量の喪失事故，原子炉冷却材保有量の異常な変化等を取り扱うことができる。また，S A F E Rコードは，M A A Pコードと比較し原子炉压力容器内のモデルが精緻であり，上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象（C C F L現象）及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落水する現象（C C F Lブレイクダウン現象）等を考慮することができる。

S A F E Rコードは炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループのうち以下の6グループで使用され，原子炉圧力，原子炉水位，燃料被覆管温度等の評価に使用されている。

- ・ 高圧・低圧注水機能喪失
- ・ 高圧注水・減圧機能喪失
- ・ 全交流動力電源喪失
- ・ 崩壊熱除去機能喪失
- ・ L O C A時注水機能喪失（中小破断L O C A）
- ・ 格納容器バイパス（インターフェイスシステムL O C A）

そこで，これらのシーケンスグループのうち，原子炉水位の低下が比較的緩慢な「高圧注水・減圧機能喪失」（以下「T Q U Xシーケンス」という。）及び比較的速い「L O C A時注水機能喪失（中小破断L O C A）」（以下「中小破断L O C Aシーケンス」という。）の2グループを対象として比較評価を行った。

(2) 解析結果

原子炉水位について，原子炉压力容器内挙動をより精緻に評価可能なS A F E Rコ

ードとの比較を通じて確認した。BWR 5 Mark-I 改良型格納容器プラントを例とし、炉心損傷防止対策の有効性評価で評価しているTQUX及び中小破断LOCAシーケンスを対象とした。

A) TQUXシーケンス

解析結果を図 4.3-1 に示す。SAFERコード、MAAPコードとも給水流量の全喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。初期値が異なるのは、上部プレナムノードの定義の違いによる。すなわち、SAFERコードは気水分離器第一段上端までとしているのに対し、MAAPコードでは気水分離器の上端までとしているためである。原子炉水位低（レベル1）に到達して10分後に作動する原子炉代替減圧系による急速減圧開始時刻は、約4分の差異が生じている。また、SAFERコードでは急速減圧後の水位上昇が大きく評価され、その後の蒸気流出の継続による水位低下が顕著に確認される。また、急速減圧後、SAFERコードでは炉心入口でのCCFLの発生により炉心から下部プレナムへの落下水量が抑えられるため、炉心水位はMAAPコードよりも高めとなる。MAAPコードでは、有効燃料棒底部まで低下しており、その後の低圧注入系による注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約4分MAAPコードの方が遅くなる。

B) 中小破断LOCAシーケンス

解析結果を図 4.3-2 に示す。5 cm²の破損を想定するとともに、給水流量の全喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。TQUXシーケンスと同様、上部プレナム内の水位の初期値は異なる。25分後の急速減圧と注水開始以降は、TQUXシーケンスとほぼ同様な傾向を示す。MAAPコードでは、炉心入口のCCFLを考慮していないために水位低下幅はSAFERコードよりも大きく、その後の補給水系の注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約2分早い。

(3) まとめ

原子炉水位変化について、原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能なSAFERコードと比較を行った。CCFLの取り扱い等により水位変化に差異が生じたが、水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻に関しては、TQUXシーケンス、中小破断LOCAシーケンスともSAFERコードとの差異は小さく、短期的な挙動をよく模擬できており、崩壊熱の影響が支配的となる長期的な挙動を評価対象とした、有効性評価における格納容器挙動評価への適用性に問題はないと判断した。

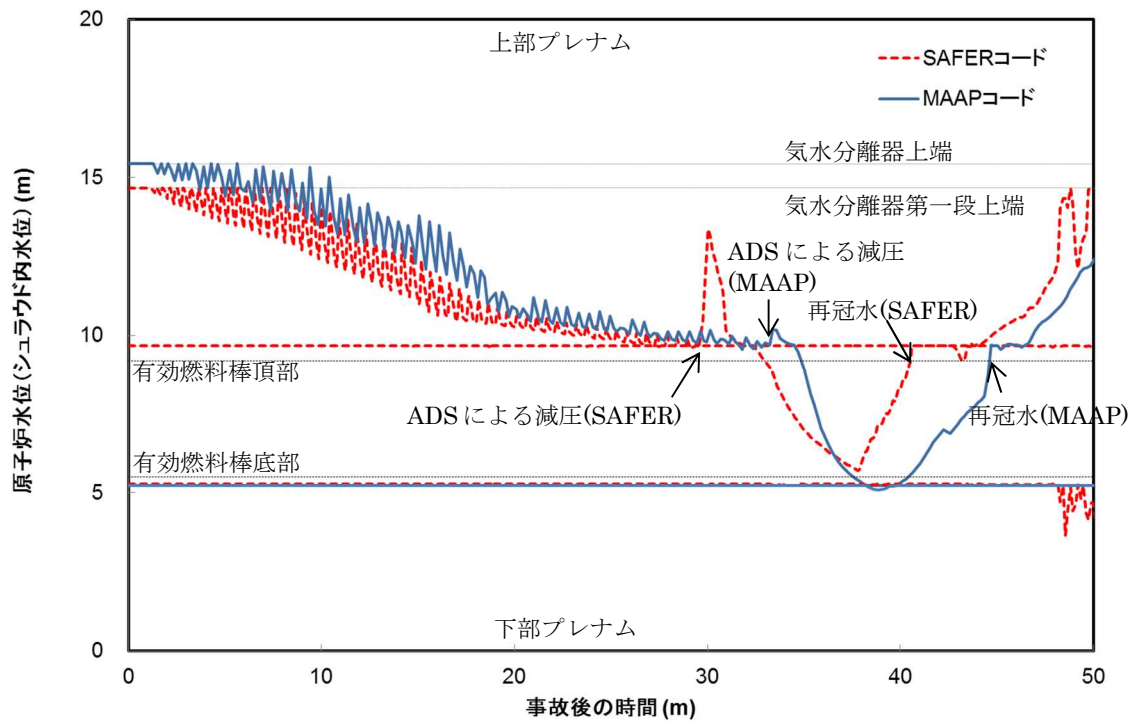


図4.3-1 原子炉水位に関するコード間比較 (TQUXシーケンス)

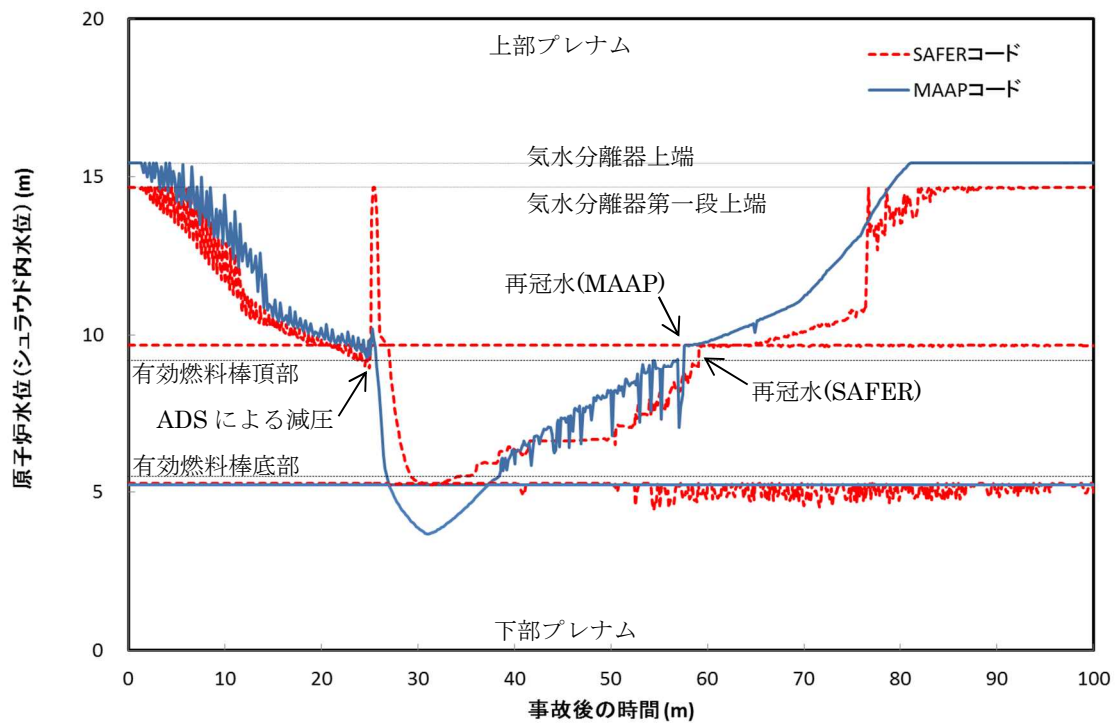


図4.3-2 原子炉水位に関するコード間比較 (中小破断LOCAシーケンス)

4.3.2 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，被覆管変形 [炉心（燃料）]）

炉心ヒートアップに関する解析モデル（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）については，4.2.1 に示したように，TMI 事故の分析結果と比較し，妥当な結果が得られている。また，MAAP コードの解析モデルが TMI 事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると，MAAP コードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響の程度を把握する。

(1) 解析条件

原子炉水位が低下すると，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-水反応の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速される。また，炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され被覆管破裂が発生する可能性がある。これらの挙動が炉心ヒートアップ速度に与える影響については十分な知見が得られていないことから，BWR 5 Mark-I 改良型格納容器プラントを例として，炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施して，その影響の程度を確認する。

この感度解析では，ジルコニウム-水反応が一旦開始すると，この反応熱は崩壊熱よりも大きく，ヒートアップに最も寄与することから，ジルコニウム-水反応の速度に着目する。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乗じる係数（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，水素ガス発生速度，酸化ジルコニウム生成速度が速くなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が速くなる方向へ作用する。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破裂が発生する場合に破裂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，限定された破裂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，表 4.3-1 に示すように 2 倍とする。

表 4.3-1 炉心ヒートアップの感度解析ケース

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

(2) 解析結果

炉心ヒートアップの進展は、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、格納容器破損防止対策の有効性評価のうち、「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」（以下「TQUVシーケンス」という。）及び「大破断LOCA時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」（以下「大破断LOCAシーケンス」という。）について、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) TQUVシーケンス（添付 1 に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-3 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。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、金属-水反応による酸化反応熱が増加することから、炉心熔融は感度解析ケースにおいて約 5 分早くなっている。原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力はわずかに高くなるが 2.0MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力・格納容器温度に対しては、酸化反応熱が増加することから、原子炉格納容器に放出された熱量の増加によりベースケースより高めになるが、その差はわずかである。

B) 大破断LOCAシーケンス

解析結果を図 4.3-4 に示す。大破断LOCAシーケンスでは、原子炉圧力容器内の冷却材インベントリが急激に減少し除熱が悪化することから、TQUVシーケンスと比較してより早い時間からヒートアップが進展する。感度解析ケースにおいてはヒートアップ時の被覆管表面積を 2 倍にしたが、大破断LOCA事象と同時に原子炉冷却材が喪失するため、原子炉内の限られたインベントリに対する酸化反応は限定的であり、反応表面積を増加した場合の方が炉心熔融までの時間を遅くする。炉心熔融は、感度解析ケースにおいて約 4 分遅くなっている。TQUVシーケンスでは、原子炉圧力容器内の冷却材インベントリの減少がより緩やかであることから、炉心部への蒸気供給が継続される。このため、ヒートアップ時の被覆管表面積の感度はTQUVシーケンスの方が大きくなったものである。

(3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウム-水反応が促進される場合の影響を確認するた

め、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度は小さい。また、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、両シーケンスともベースケースとほとんど同時であり、炉心溶融開始から原子炉圧力容器破損までは3～4時間程度の時間があることから、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、TQUVシーケンスでは、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり、格納容器圧力への影響もわずかとなることから、実機解析への影響はない。水素ガス発生の観点では、感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積（ジルコニウム-水反応速度の係数）を大きくしているものであり、実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。また、原子炉圧力容器破損時刻への感度は小さくなく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題はないと判断した。

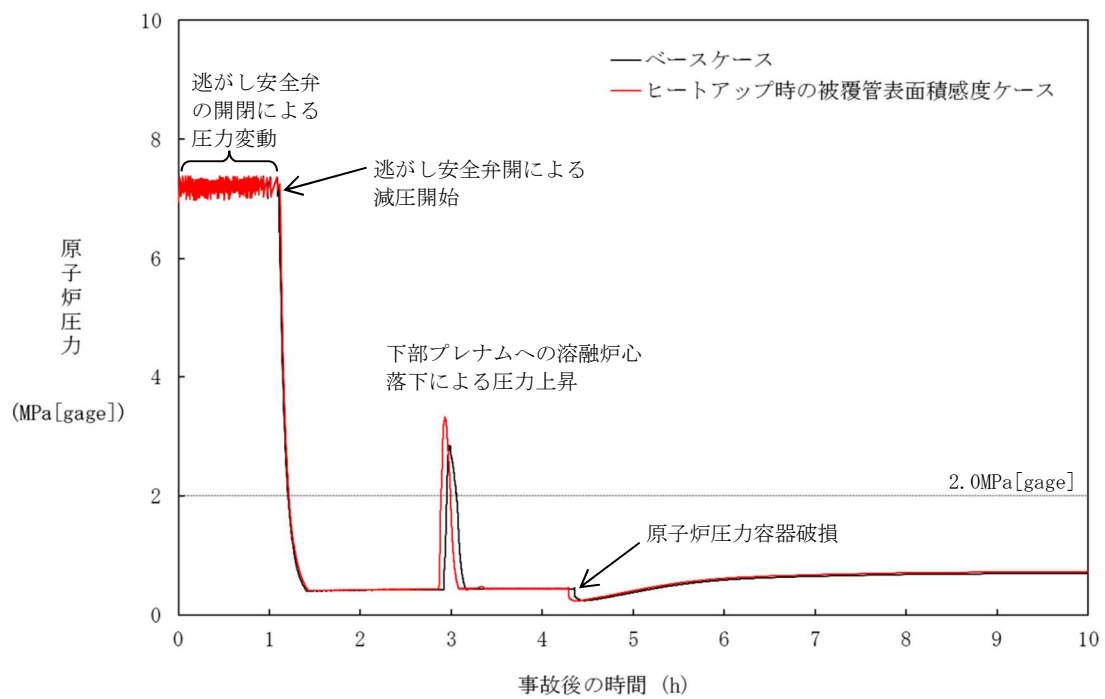
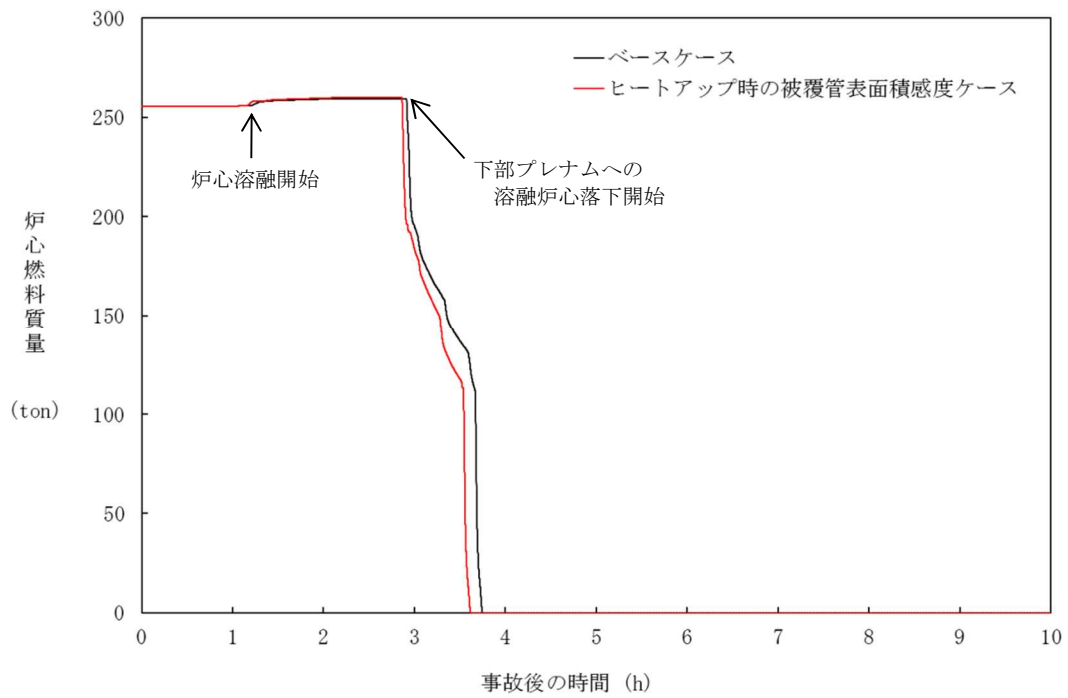


図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (TQUVシーケンス) (1/2)

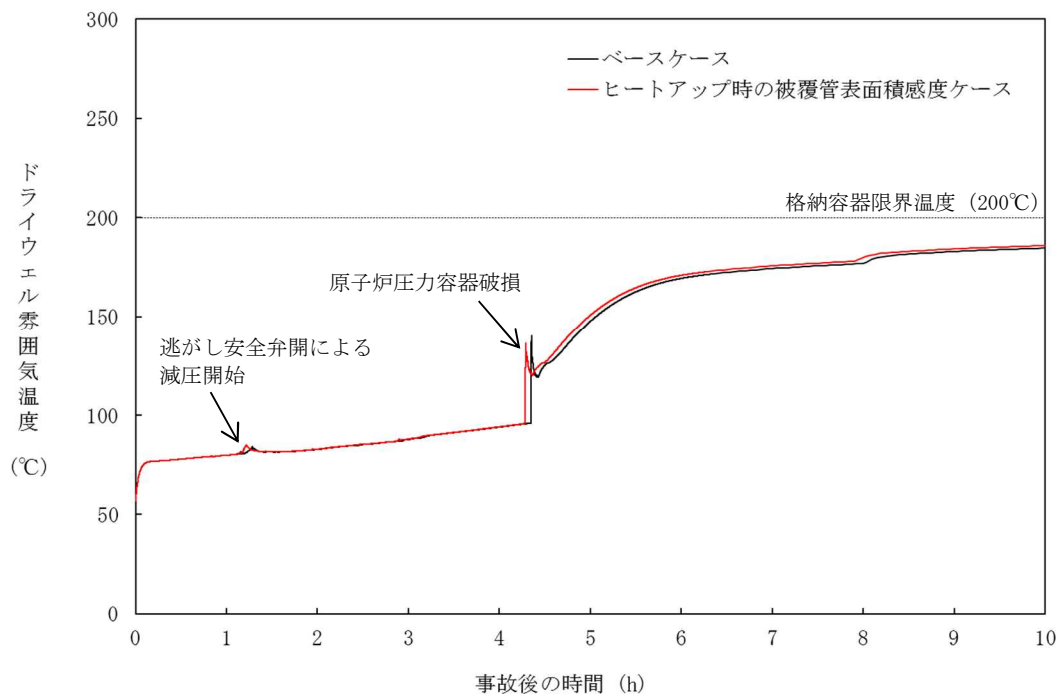
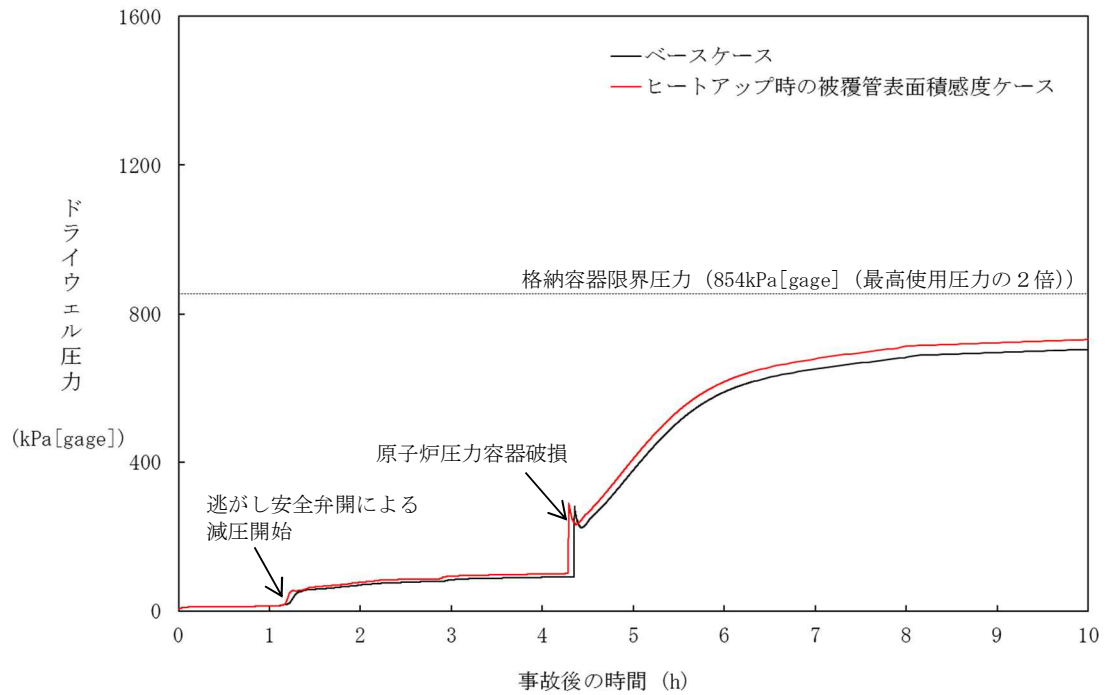


図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (TQUVシーケンス) (2/2)

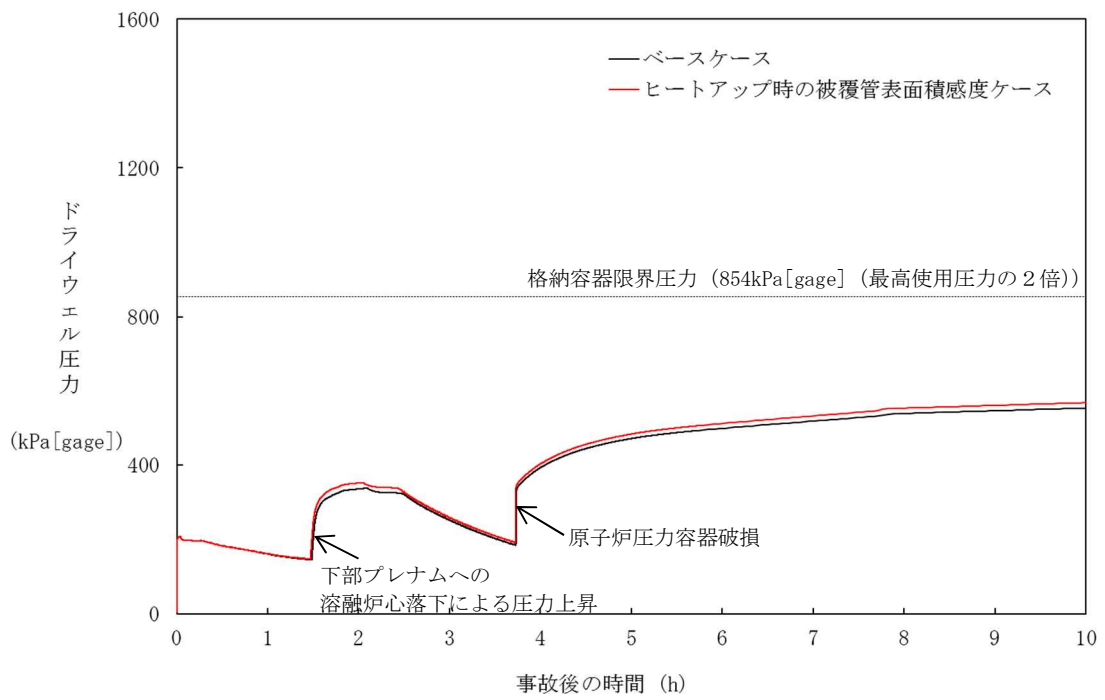
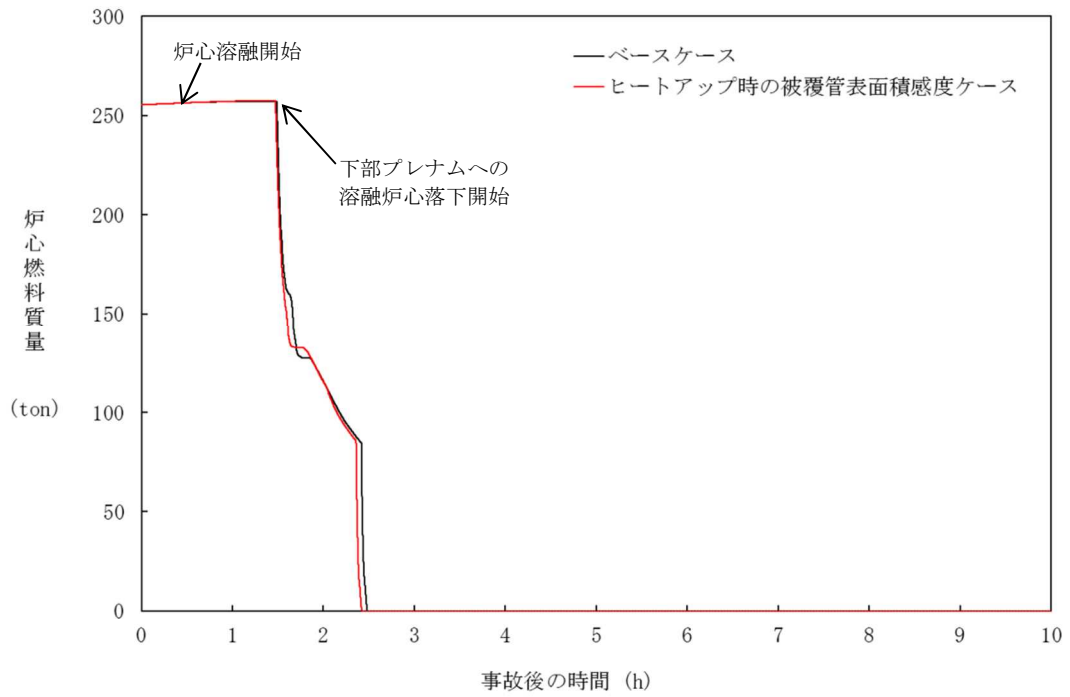


図4.3-4 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (大破断LOCAシーケンス)

4.3.3 リロケーション [原子炉压力容器(炉心損傷後)]

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響の程度を把握する。

(1) 解析条件

炉心がヒートアップすると、燃料が自立した状態から、燃料が崩壊した状態となる。燃料が崩壊すると、燃料が自立した状態に比べて水蒸気による冷却が困難となり、溶融状態へ至る事象進展が早くなる。MAAPコードでは、炉心温度と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用して、炉心ノード崩壊の判定を行っており、この条件がリロケーションに与える影響については十分な知見が得られていないことから、BWR 5 Mark-I 改良型格納容器プラントを例として、燃料崩壊によるリロケーションに関する感度解析を実施して、その影響の程度を確認する。

ベースケースでは、炉心ノードの崩壊について、炉心ノード温度 \square K と \square 時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが、感度解析では、さらに炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し、表 4.3-2 に示すように、炉心ノード温度 \square K と \square 時間（あるいは \square K で \square 秒）から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する。これは、炉心ノード崩壊のパラメータを \square K 低くするものであり、炉心ヒートアップ時の燃料及び燃料被覆管の融点は精度よく予測できるため、 \square K 低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが、リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお、実際には炉心ノードの温度履歴に応じて、炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

表 4.3-2 リロケーションに関する感度解析のパラメータ

項目	炉心ノード崩壊のパラメータ (炉心温度)	設定根拠
ベースケース	\square K	当該変数設定範囲のノミナル値
感度解析ケース	\square K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

(2) 解析結果

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

A) TQUVシーケンス（添付1に詳細を記載）

解析結果を図4.3-5に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては、炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの、その影響は限定的であり、事象全体の進展に大きな影響はない。原子炉圧力容器破損時刻に関してもほぼ同時刻である。この時の原子炉圧力は、ベースケースとほぼ同じであり、2.0MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力に対しても、到達する圧力や温度の差はわずかである。

B) 大破断LOCAシーケンス

解析結果を図4.3-6に示す。大破断LOCAシーケンスでは、原子炉圧力容器内のインベントリが減少し除熱が悪化することから炉心のヒートアップが促進され、TQUVシーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。感度解析ケースにおいては、炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの、TQUVシーケンスと同様、事象全体の進展に大きな影響はない。また、格納容器圧力に対しても、到達する圧力や温度の差はわずかである。

(3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として、非常に厳しい条件ながら、炉心ノード崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度は小さい。なお、原子炉圧力容器破損の時点についても両シーケンスで感度はなく、実機解析への影響はない。さらに、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり、実機解析への影響はない。コンクリート侵食量については、原子炉圧力容器破損時刻への感度は大きくなく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題はないと判断した。

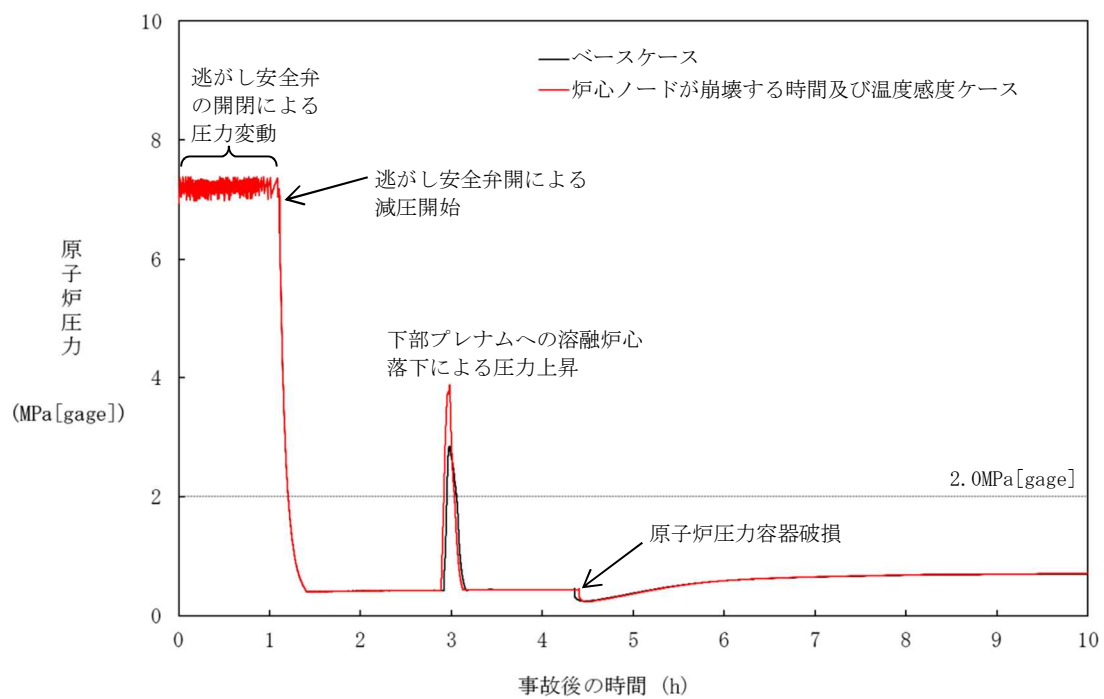
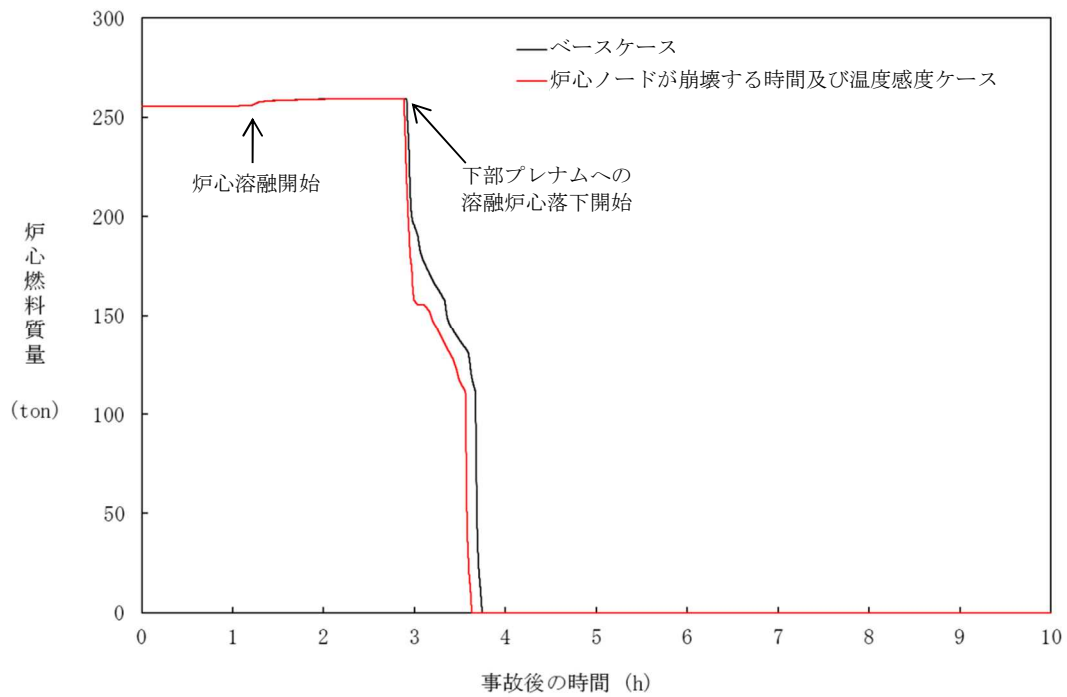


図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果 (TQUVシーケンス) (1/2)

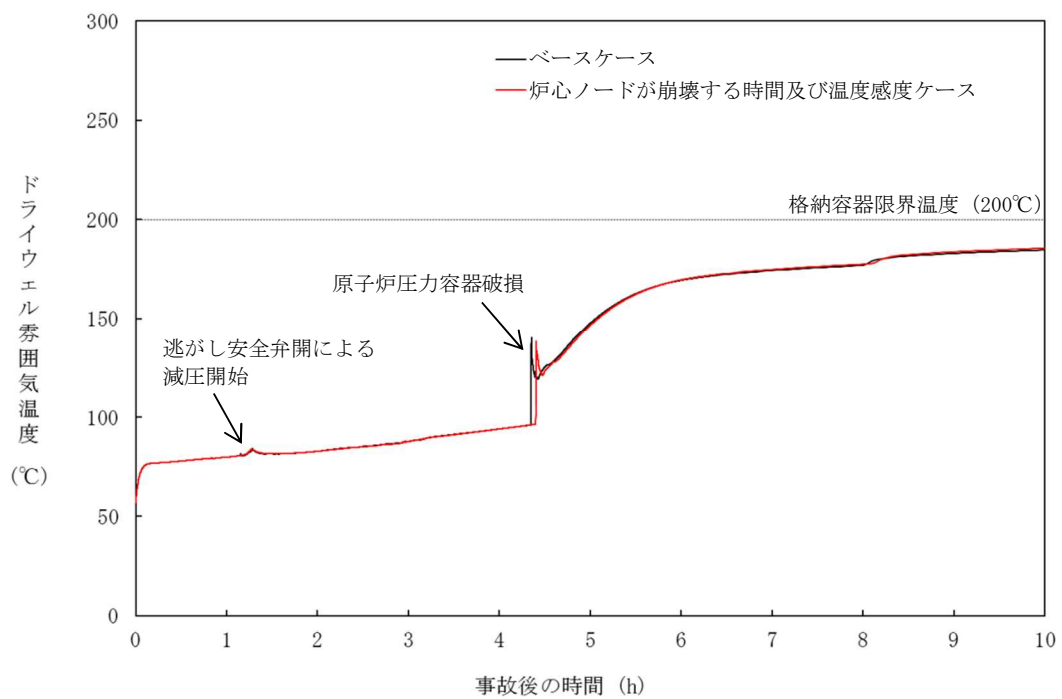
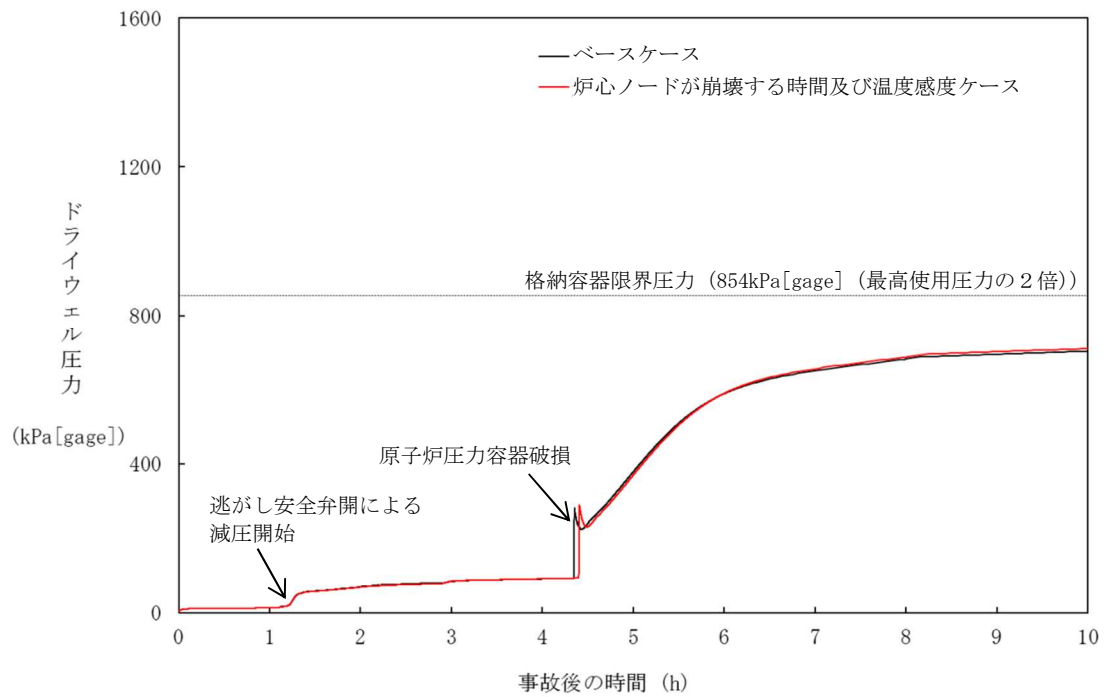


図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果 (TQUVシーケンス) (2/2)

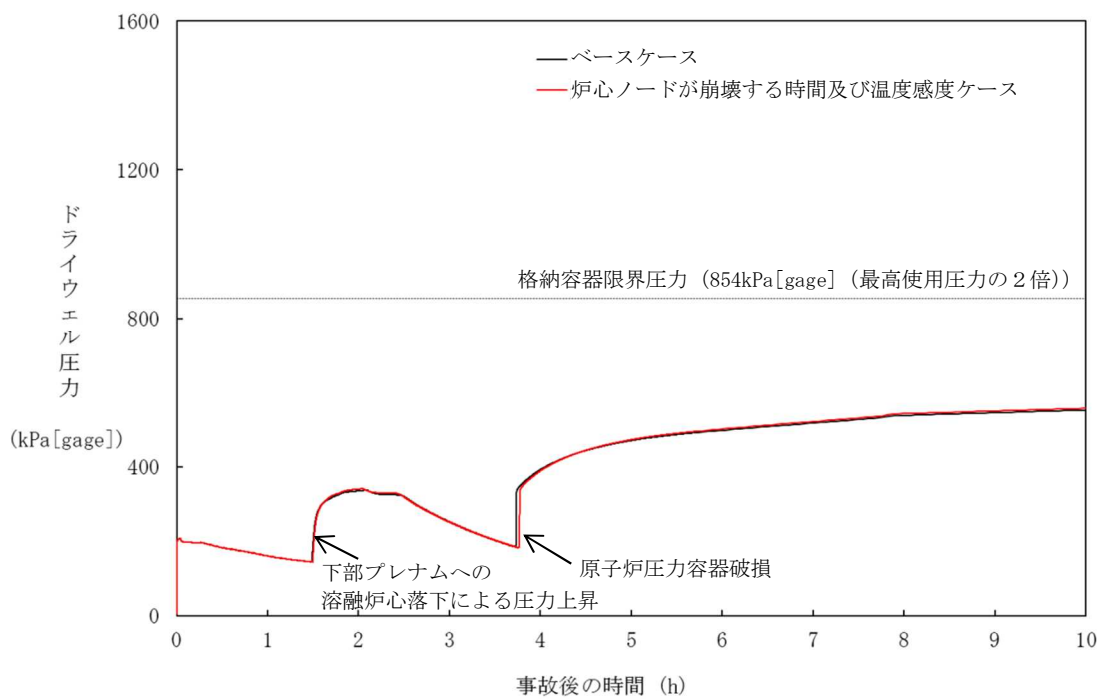
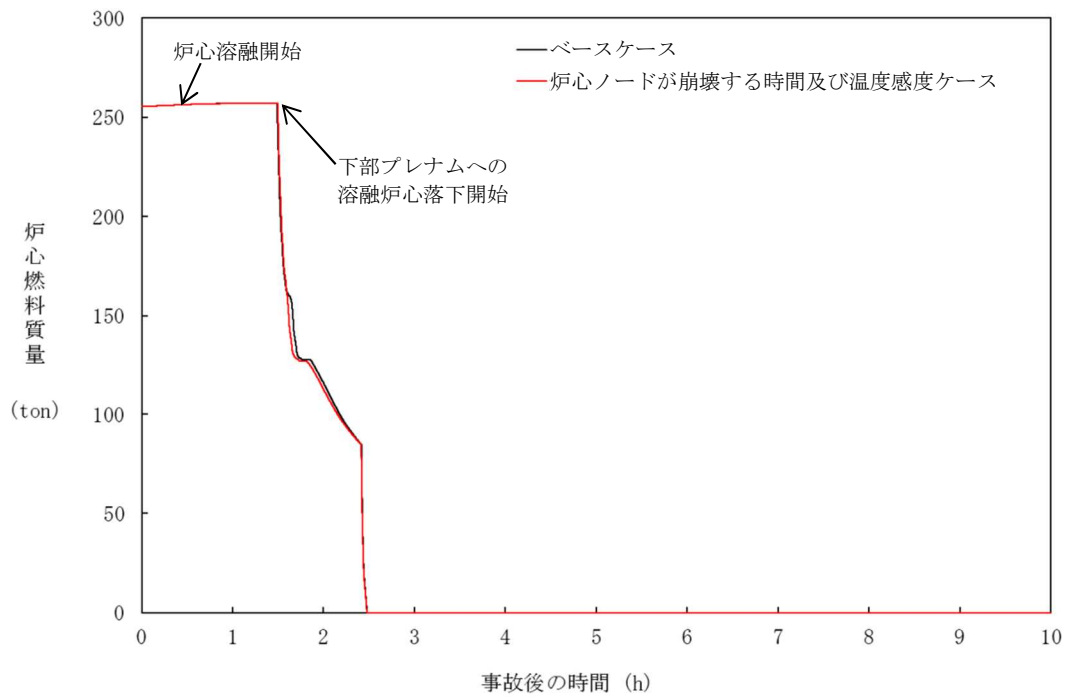


図 4.3-6 リロケーションに関する感度解析結果 (大破断LOCAシーケンス)

4.3.4 原子炉圧力容器内FCI（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）〔原子炉圧力容器（炉心損傷後）〕

原子炉圧力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは，冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが，高圧溶融物放出を防止する観点で，原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与えるものと考えられることから，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」において不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

以下に概要をまとめる。

(1) 不確かさの整理

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

(2) 感度解析及び結果

A) 溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，物理現象としては，炉心支持板上に堆積した溶融炉心によって炉心支持板が破損するか，又は炉心領域最外周境界のクラストが破損することにより，溶融炉心が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，溶融ジェット径は，炉心支持板の開口部の面積の等価直径相当を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径が小さい場合が考えられるため，感度解析としては，その1/10倍を設定した。

解析結果を図4.3-7に示す。感度解析ケースでは，溶融ジェット径を小さくしたことにより，細粒化割合が大きくなり，粒子ベッドの質量が増加しているため，圧力スパイクによる圧力上昇幅がわずかながら大きくなっている。しかし，原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

なお，感度解析ケースでは溶融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しない。

B) エントレイン量

原子炉圧力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは，エントレインされたデブリ

粒子と冷却水との伝熱により生じることから、エントレイン量による感度を確認する。

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

解析結果を図 4.3-8 に示す。感度解析ケースでは、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧カスパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は、膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが、その伝熱量は、デブリ粒子の表面積、すなわち、粒子径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、(UO₂/ZrO₂) を用いた大規模実験（FARO 試験）に基づき、その平均的な値を使用しているが、実験ケースによってばらつきが存在していることから、この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって、感度解析ケースでは、大規模実験に基づき検討された設定範囲の最小値とする。また、参考として最大値の結果も示す。

解析結果を図 4.3-9 に示す。感度解析ケースでは、粒子径を小さくしたことにより、冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより、圧カスパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

(3) まとめ

以上、熔融ジェット径、エントレイン量及び冷却水とデブリ粒子の伝熱に関して感度解析を行った結果、圧カスパイクのピーク値及び原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力への影響はわずかであることが確認された。

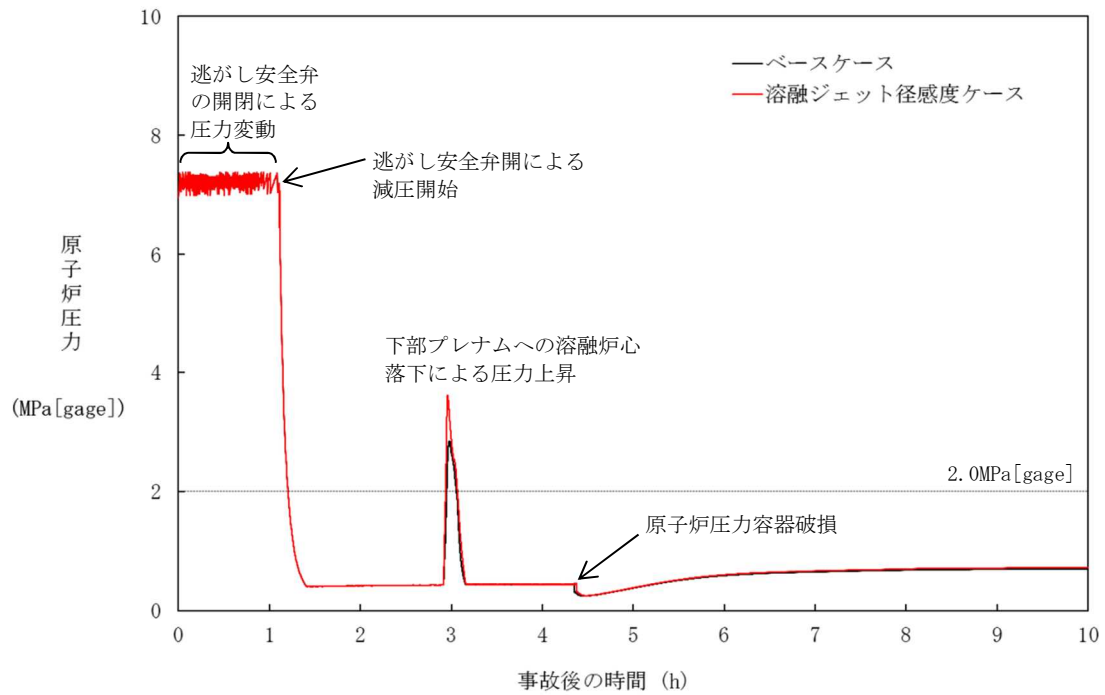


図4.3-7 原子炉压力容器内 F C I に関する感度解析結果 (溶融ジェット径)

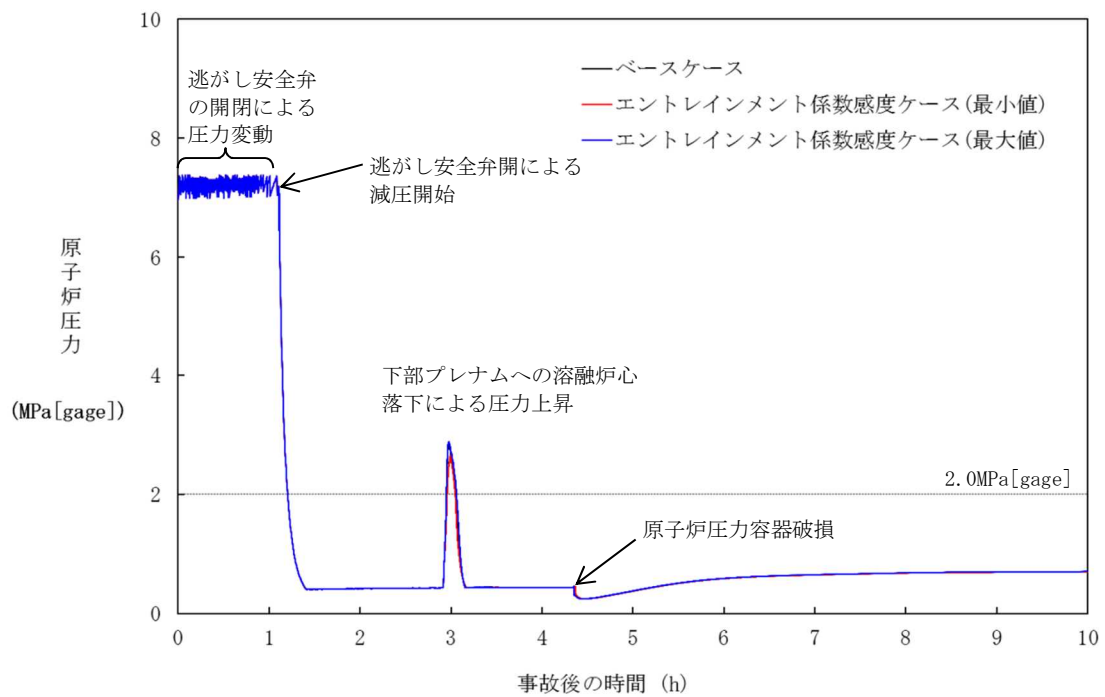


図4.3-8 原子炉压力容器内 F C I に関する感度解析結果 (エントレイン量)

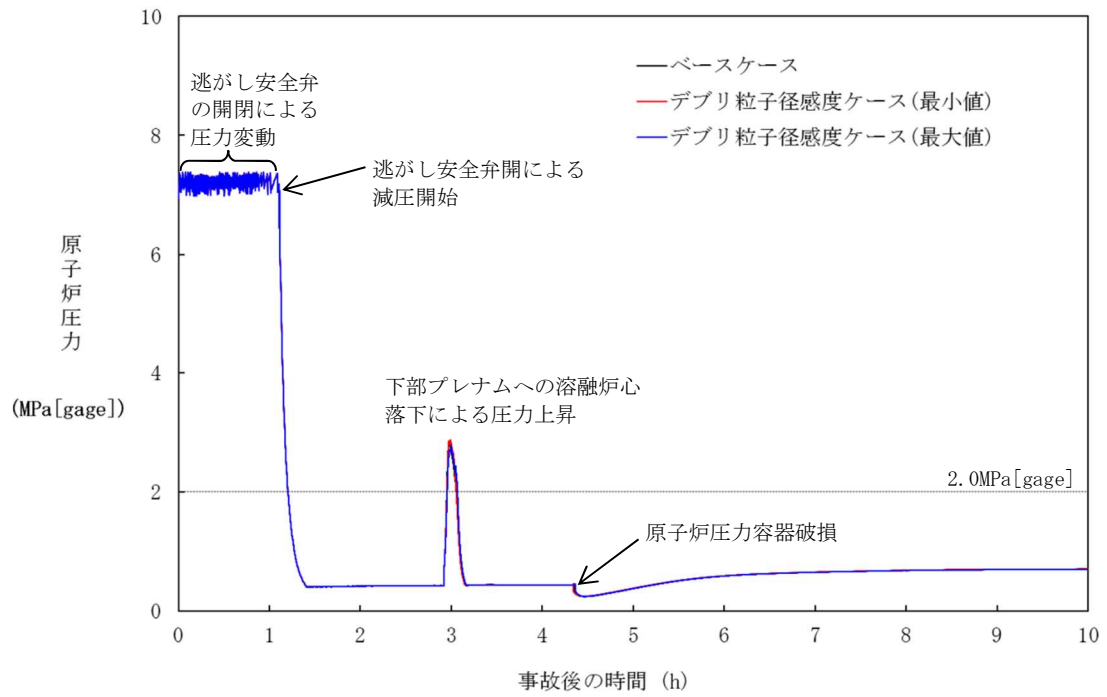


図4.3-9 原子炉压力容器内FCIに関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

4.3.5 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、添付1「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」において、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要をまとめる。

(1) 解析条件及び解析結果

A) 溶融炉心と上面水プールとの伝熱

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

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

図 4.3-10 に、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は、感度解析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少する事になる。その結果、感度解析ケースにおいて原子炉圧力容器破損時間はわずかに早くなっている。ただし、原子炉圧力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。

B) 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

原子炉圧力容器がクリープすることで、溶融炉心の下部クラストと原子炉圧力容器の間にギャップが生じ、そのギャップに水が浸入して冷却される。MAAPの解析モデルでは、ギャップに浸入した水と溶融炉心の熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの、溶融炉心重量が大きい場合にはギャップ幅が小さくなり、気液対向流制限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^[24]。また、制御棒駆動機構ハウジング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、原子炉圧力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ギャップに浸入した水との間の限界熱流束に関する感度解析を行い、その影響を把握する。溶融炉心と下部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係る係数として最確値を与えている。この係数は、下部プレナムギャップの水による除熱量に係る係数として定義され、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た評価を実施する。

図 4.3-11 に、下部プレナムギャップの除熱量に係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下部プレナムギャップの水による除熱がないため、下部プレナムの温度がより早く上昇するが、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、原子炉圧力及び原子炉圧力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圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage] 以下であり大きな感度はないことが確認された。

(2) まとめ

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

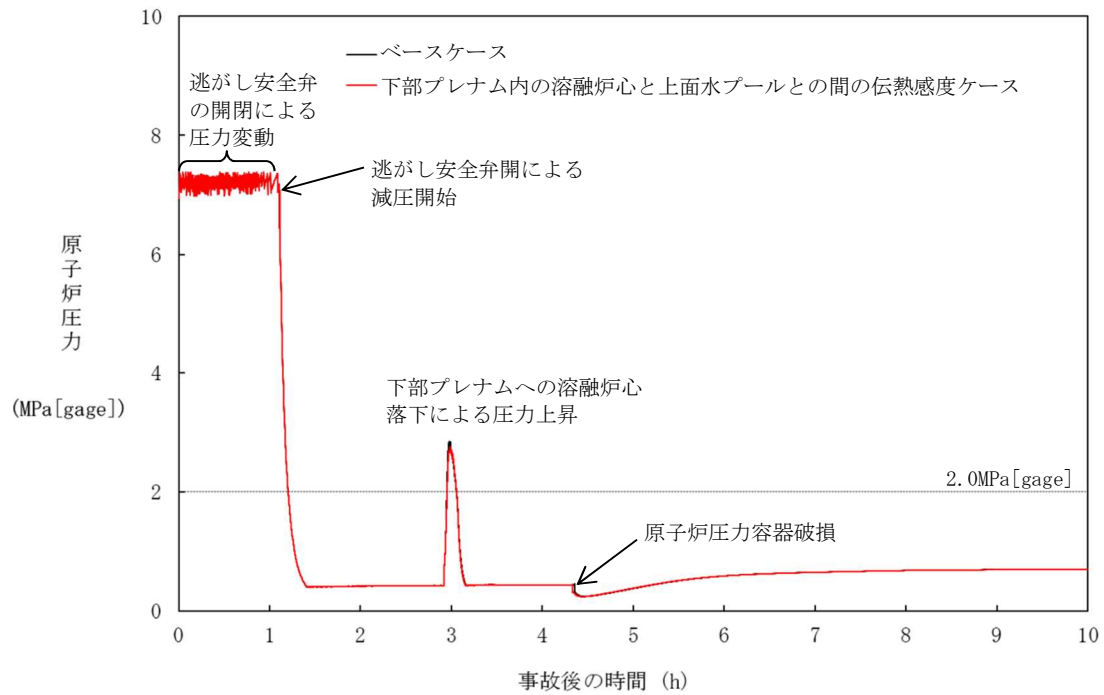


図4.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
(溶融炉心と上面水プールとの伝熱)

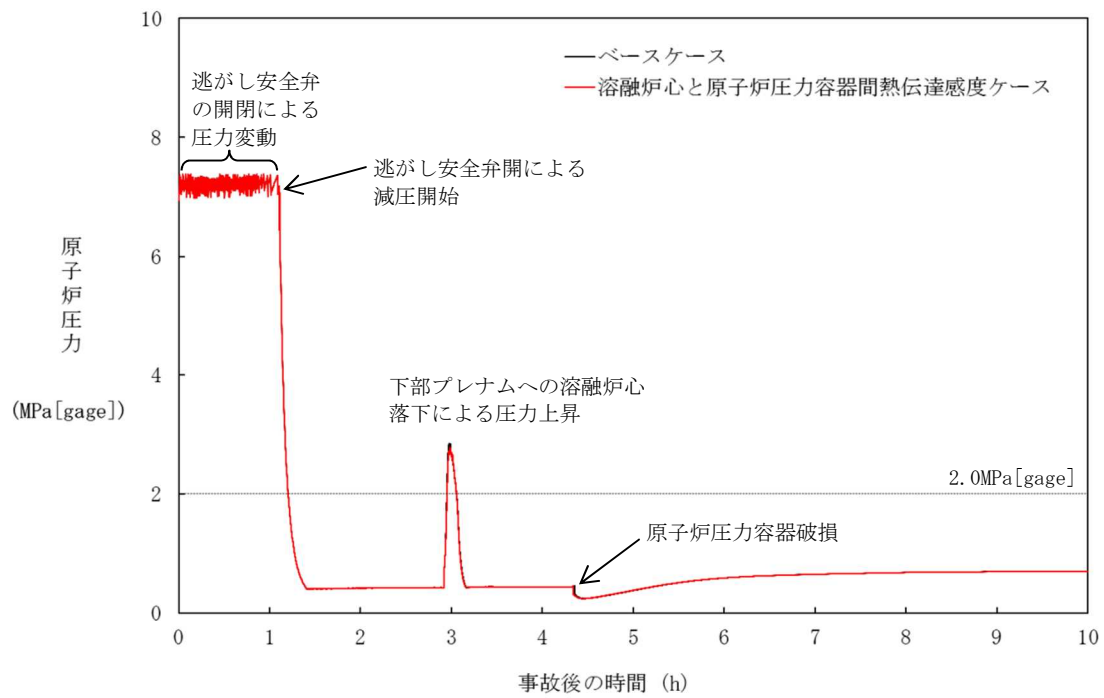


図4.3-11 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
(溶融炉心と原子炉压力容器間の熱伝達)

4.3.6 原子炉圧力容器破損 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損及びそれに伴う溶融炉心の流出挙動に関しては、体系的な実験等による研究がなく、特に実機スケール現象について有効なデータが得られていない状況であり、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難であるが、海外での考察等による知見に基づいてMAAPコードの解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると判断できる。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ、原子炉圧力容器破損に関わる一連の現象を取り扱っている添付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」において、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 原子炉圧力容器破損

A) 原子炉圧力容器破損について

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

B) 解析モデルに関する考察

MAAPコードでは、原子炉圧力容器の破損について、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、原子炉圧力容器のクリープ破損等、複数の破損モードを模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。以下に、有効性評価における原子炉圧力容器破損の主要因である制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、クリープ破損への影響因子について、MAAPコードの解析モデルの妥当性を考察する。

a) 限界せん断応力（制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損）

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

b) ひずみ（制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損）

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

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

c) Larson-Miller パラメータ (クリープ破損)

Larson-Miller パラメータ手法は、応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する一般的な手法である。MAAP コードでは、応力として圧力、温度、溶融炉心の荷重を考慮し、Larson-Miller パラメータを使用してクリープ破損寿命を予測しており、そのモデル化は妥当と判断できる。

C) 原子炉圧力容器破損に関する感度解析

溶接部破損時のひずみのしきい値に関する感度解析を実施した。図 4.3-12 に溶接部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

感度解析では、ひずみのしきい値の有意な感度を確認する目的で、早期に破損に至る条件として、溶接部破損時のひずみのしきい値を 1/10 に低下させた。その条件であっても、原子炉圧力容器破損はたかだか 13 分程度早くなる結果であった。したがって、ひずみのしきい値が原子炉圧力容器破損の時期に与える感度は小さいと言える。

D) 原子炉圧力容器破損に関するまとめ

溶融炉心の格納容器下部への落下時期は原子炉圧力容器破損モデルに依存する。原子炉圧力容器破損モデルには、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、原子炉圧力容器のクリープ破損等があり、これらは原子炉圧力容器内外圧力差、溶融炉心の水頭、原子炉圧力容器壁温度等の評価パラメータによって計算される。原子炉圧力容器破損モデルについては、「限界せん断応力」、「ひずみ」及び「Larson-Miller パラメータ」に関して、MAAP コードの解析モデルにおいて、実現象に即した模擬を行っているため、いずれも構造強度の一般的な評価式を用いており、不確かさは小さい。

また、評価パラメータについては、同じ事故シーケンスであれば大きくは変わらないことから、不確かさは小さい。以上から、原子炉圧力容器破損に関するモデルは有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

(2) 溶融炉心流出

A) 溶融炉心流出について

原子炉圧力容器が破損すると、その破損口から溶融炉心（溶融プール、粒子状溶融炉心、溶融スチール）が格納容器下部へ流出する。溶融炉心が流出する際、原子炉圧力容器破損口は侵食によって拡大する。

MAAP コードでは制御棒駆動機構貫通部破損、原子炉圧力容器下部のクリープ破

損等の種々の原子炉圧力容器下部破損モードがモデル化されており、最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じるが、有効性評価においては制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が原子炉圧力容器下部に開き、下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に落下することになる。他の原子炉圧力容器下部貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから、制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。

B) 解析モデルに関する考察

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

a) 開口部の閉塞

溶融炉心が流出する際、粒子状溶融炉心も一緒に原子炉圧力容器外に流出するモデルとなっているが、実現象では開口部が粒子状溶融炉心によって閉塞し、溶融炉心が格納容器下部へ流出しない可能性がある。しかしながら、MAAPコードでは粒子状溶融炉心の溶融も同時にモデル化しており、また、実現象においても、冷却ができずに原子炉圧力容器が破損する状況では粒子状溶融炉心は崩壊熱によって再溶融するため、開口部での閉塞の可能性は小さく、したがって、破損口より上部に堆積している溶融炉心が流出するMAAPコードのモデルは妥当と判断できる。

b) 破損口の侵食による拡大

破損口を溶融炉心が通過する際に、破損口の側面が溶融炉心により溶かされ、破損口が拡大する現象も考えられ、MAAPコードの原子炉圧力容器の破損モデルにおいては、溶融炉心と破損口側面の伝熱計算に基づき、破損口が溶融し拡大するモデルを備えていることから、実現象に即しており、妥当と判断できる。

c) 原子炉圧力容器2次破損

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

C) 溶融炉心流出に関するまとめ

溶融炉心の落下量は原子炉圧力容器破損位置に依存する。原子炉圧力容器破損位置は、原子炉圧力容器下部のノードの代表点を基準にそれよりも上に存在する溶融炉心が落下するモデルとなっている。ノード内の破損位置には不確かさがあるが、破損口は溶融炉心によって拡大し、原子炉圧力容器の底部の方向に開口部が広がることから、開口部の下端の高さの不確かさは小さくなる。以上から、溶融炉心の流出に関するモデルを有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

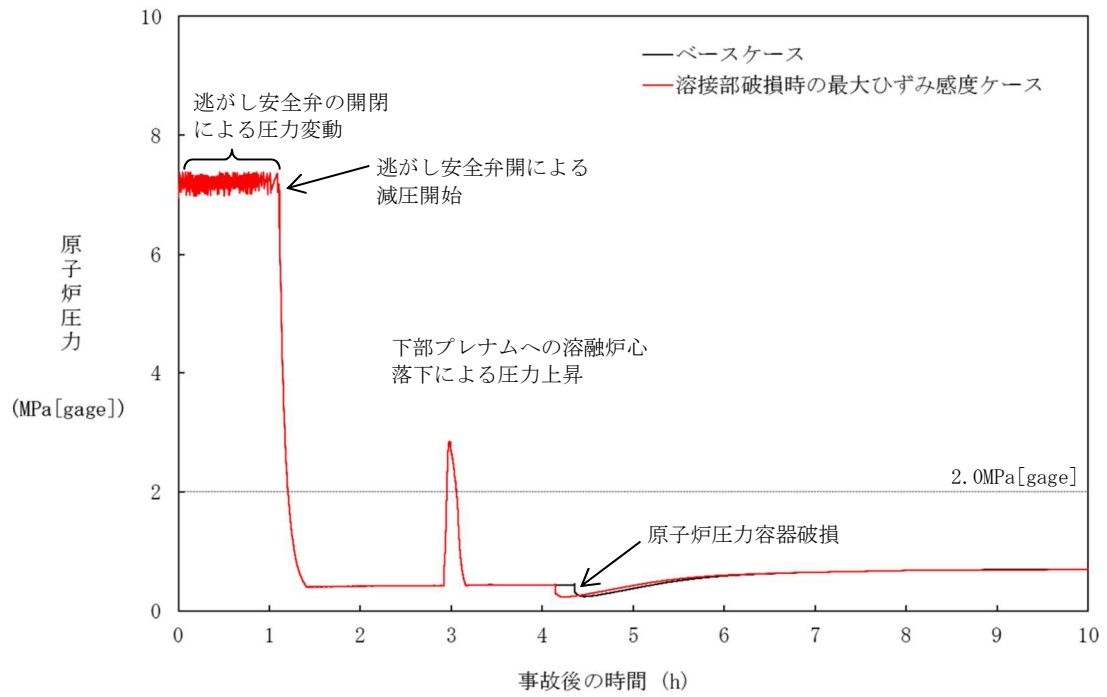


図4.3-12 制御棒駆動機構ハウジング破損時の最大ひずみに関する感度解析結果

4.3.7 原子炉圧力容器外 F C I (溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

F C I 現象に関しては, 国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが, 現在においても研究段階にあり, また, 実機規模での現象についてほとんど経験がなく, 有効なデータが得られていないのが現状であり, 不確かさが大きい現象であると言える。

そこで, 添付 2 「溶融炉心と冷却材の相互作用について」では, 知見の整理, 不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) F C I 実験

国内外の F C I 実験として,

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

について調査を行い, 知見を整理した。

B) 原子炉圧力容器外 F C I における水蒸気爆発の発生可能性

UO₂ を用いた大規模 F C I 実験である KROTOS 実験, FARO 実験, COTELS 実験及び TROI 実験の結果から, 実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。

なお, 参考として, 水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても, 水蒸気爆発解析コード(J A S M I N E^[25])及び構造応答解析コード(A U T O D Y N^[26]若しくは L S - D Y N A^[27])を用いて, 水蒸気爆発のトリガを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより, 水蒸気爆発による格納容器ペデスタル構造部への影響を評価し, 原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。

(2) 不確かさの整理

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

- ・ 格納容器下部(ペデスタル)領域のプール水の状態(サブクール度, 水位)
- ・ 溶融炉心の落下量及び粒子化(破損口径, 粒子化割合, 落下速度)
- ・ プール水とデブリ粒子との伝熱(デブリ粒子径)

・原子炉格納容器内での水蒸気の流動

を抽出し、それぞれについて不確かさ及びその取り扱いを以下のとおり整理した。

A) 格納容器下部（ペDESTAL）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

ペDESTAL領域の水温が高い場合には、水蒸気発生量が多くなり圧力スパイクは厳しくなる。なお、MAAPでは、蒸気の上昇速度がフラッディング臨界速度よりも大きい場合には、周囲の水が蒸気の流れによって巻き込まれ、巻き込まれた水による蒸気の凝縮により蒸気発生量が減少する効果がモデル化されている。ペDESTAL領域の水は、ペDESTALへの注水によって形成されるので、その水温はペDESTAL注水温度に影響される。有効性評価では、ペDESTAL注水は外部水源から注水され、その水温は水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。したがって、圧力スパイクを厳しくする保守的な水温を設定しているが、本影響因子は解析モデルパラメータではないため、不確かさ評価は行わない。

ペDESTAL領域の水位に関しては、水深が深い方が溶融炉心の細粒化量が大きくなる傾向がある。この場合、細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので、圧力スパイクは厳しくなる方向である。本影響因子は解析モデルパラメータではないため、ここでは感度解析による確認は行わない。

B) 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

溶融炉心の落下量は、原子炉圧力容器の破損口径に依存する。原子炉圧力容器の破損は、原子炉圧力容器下部の制御棒駆動機構ハウジングの溶接部が破損し、制御棒駆動機構ハウジングが逸出することを想定している。原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒駆動機構ハウジングを想定している。なお、MAAPでは溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による破損口拡大も考慮されている。

細粒化量に関して、MAAPコードでは Ricou-Spalding モデルで評価される。Ricou-Spalding モデルでは、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、溶融ジェット径、圧力（わず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については、MAAPでは代表的なFCIの大規模実験である FARO 試験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定している。FARO のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は、～となっている。以上より、粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。

溶融炉心の落下速度は、原子炉圧力容器内外の圧力差、溶融炉心の高さ（水頭）及び溶融炉心の落下距離に依存する。原子炉減圧により原子炉圧力容器内外の圧力差が

十分小さくなることから、圧力差の不確かさの影響は小さい。また、有効性評価では原子炉压力容器の下部プレナム部に全量に近い溶融炉心が堆積しており、原子炉压力容器の破損位置も原子炉压力容器底部中心となっているため、溶融炉心の水頭が高い状態となっている。この場合、溶融炉心の流出速度が大きく落下量も多くなるため、圧力スパイクの評価も厳しくなる。したがって、溶融炉心の水頭の不確かさ評価は必要ない。一方、落下距離については、プール水深に不確かさがある。

BWR 5 Mark-I 改良型格納容器プラントの例では、落下距離の不確かさをプール水位の最大変動幅 (3.4m) と仮定すると、ペDESTAL底部から原子炉压力容器底部までの距離 (約 9.5m) の 4 割程度である。溶融炉心の落下速度が、落下距離の平方根に比例すると考えると、落下速度の不確かさは 2 割程度である。溶融炉心の落下速度 (ジェット速度) の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価できる。また、落下速度の不確かさはエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されている。したがって、溶融炉心の落下速度の不確かさの影響は、エントレインメント係数の不確かさ評価で確認できるため、落下速度の不確かさ評価は行わない。

C) プール水とデブリ粒子との伝熱 (デブリ粒子径)

水中でエントレインされた高温のデブリ粒子は、その周囲を蒸気膜が覆う状態となり、デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。MAAPではエントレインしたデブリ粒子の温度を、これらの熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また、デブリ粒子から水への伝熱は、デブリ粒子の径に直接依存する。MAAPでは、デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には、粒子径ファクタ (モデルパラメータ) が乗じられている。MAAPでは代表的な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設定値及び不確かさ範囲を設定しているため、デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。なお、格納容器下部の粒子径ファクタは、固定値 を設定している。

D) 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、ペDESTAL領域の開口部からドライウェル側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を適用しており、格納容器下部領域からドライウェル領域への流れは、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扱われる。ジャンクションの圧力損失は、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考えられる。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により，原子炉压力容器外 F C I における圧カスパイクに関して，解析モデルでの不確かさは，

- ・ Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数
- ・ デブリ粒子径

に代表され，それぞれの不確かさ幅を考慮した感度解析を実施した（解析条件及び結果は添付 2 参照）。

その結果，いずれのパラメータにおいても，原子炉压力容器外 F C I により生じる圧カスパイクへの感度は小さく，有効性評価の結果に影響を与えないことを確認した。

4.3.8 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，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の発生〔原子炉格納容器(炉心損傷後)〕

これらは，MCCIに関する物理現象である。MCCIは重要な格納容器破損モードと考えられ，これまで種々の実験や解析モデルの開発が行われてきている。そこで，添付3「溶融炉心とコンクリートの相互作用について」では，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) MCCI 実験

国内外でのMCCIに関する実験及び研究として，

- ・ ACE 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SURC-4 実験 (サンディア国立研究所 (SNL)) (国際標準問題 ISP-24)
- ・ BETA 実験 (カールスルーエ研究所 (KfK))
- ・ SWISS 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ WETCOR 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ MACE 実験 (米国電力研究所 (EPRI))
- ・ COTELS 実験 (テスト B/C 及び A) (原子力発電技術機構 (NUPEC))
- ・ MCCI 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ KROTOS 実験 (欧州 JRC (Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・ FARO 実験 (欧州 JRC (Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・ DEFOR 実験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))
- ・ SPREAD 実験 (国内 BWR 産業界)
- ・ PULiMS 実験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))
- ・ KATS 実験 (カールスルーエ研究センター (KIT, 旧 FZK))
- ・ セルフレベリング実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SSWICS 実験 (OECD/MCCI プロジェクト)
- ・ MET 実験 (OECD/MCCI プロジェクト)
- ・ CCI 実験 (OECD/MCCI プロジェクト)
- ・ クラスト破損実験 (OECD/MCCI プロジェクト)

について調査し，知見を整理した。

B) 得られた知見

- ・ ドライ条件でのコンクリート侵食

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は，ACE 実験や SURC-4 実験で確認されている。また，MAAP コードによる SURC-4 実験解析が行われており，解析で得

られた侵食速度は実験結果と良く一致している（1時間あたり 20cm 程度）。

- ウェット条件（Top Flooding）でのコンクリート侵食

SWISS 実験、WETCOR 実験及び MACE 実験では、熔融炉心上面へ注水をした場合（Top Flooding）のコンクリート侵食実験が行われたが、結果として、熔融炉心上面に安定なハードクラストが形成されて熔融炉心内への水の浸入を妨げ、コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は、熔融炉心模擬物上面に形成されたクラストが側壁（側壁に耐火物を採用した二次元侵食実験）あるいは電極と側壁の両者に固着し、クラストとその下の熔融炉心模擬物とが分離したことにより、熔融炉心模擬物の効果的な除熱がなされなかったためであるとされている。

COTELS 実験では、熔融物の落下過程を含めて模擬した MCCI 実験が実施され、結果として、側壁侵食部に水が浸入し、コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機規模で安定化クラストが形成されるか否かを解明するため、OECD/MCCI プロジェクトが行われ、クラスト強度、クラスト浸水、二次元コンクリート侵食挙動等を分離効果的に調べる実験が実施された。その結果、実機規模では、安定クラストは形成されず、ハードクラストは割れて水が内部に浸入し、MCCI により発生したガスにより熔融物がクラストの割れ目から噴出する火山型のクラストが形成されるなどの結果が得られている。また、CCI 試験の結果から玄武岩系コンクリートに侵食の異方性が見られる結果が得られている。

これらの知見は、MCCI 評価のためにはデブリから水プールやコンクリートへの熱伝達の扱いが重要であることを示唆している。

- 水張りによる熔融物の粒子化

熔融ジェットが水中へ落下する場合の粒子化挙動については、FCI 実験等により確認されている。粒子化割合は、主に水深やジェット径に依存する。粒径（質量中央径）は、比較的大きく、実験条件（初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各 UO_2 混合物実験の平均的な粒子径は、熔融物量の多い FARO 実験では 2.6~4.8mm、COTELS 実験では 6mm 程度である。また、粒子化割合を評価する解析モデルが提案されている（Ricou-Spalding モデルや Saito モデル等）。

- 熔融物の拡がり

Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関わる実験や評価により、初期水張りによるシェルアタック防止の有効性が確認されるとともに、熔融物の拡がりを評価する解析コードが作成されている。熔融物の拡がりには、デブリ落下流量、デブリ成分、

デブリ過熱度が主に影響することが示されている。KTH では、水中での溶融物の拡がり挙動と固化性状を調べる PULiMS 実験が実施され、溶融物の拡がる過程は、流体力学と固化の2つの競合プロセスに支配されるとして、流体力学には重力、慣性力、粘性力及び表面張力が影響し、固化には溶融物から周囲への熱伝達、崩壊熱発生及び溶融物の相変化が影響するとしている。また、KIT (旧 FZK) において KATS 実験が実施され、溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になることが示されている。溶融物の拡がり挙動の解析のために、種々の解析コードが提案されており、実験データをもとに検証が行われている。

また、ANL でのセルフベリング実験により、水プール中に不均質に堆積させた粒子状ベッドにおいて、内部沸騰によって短時間にベッドの厚さが均一化されることが示されている。

- ・粒子状ベッドの冷却性

粒子状ベッドの冷却性については、ドライアウト熱流束が種々の実験で確認されており、主に粒子径に依存するとの結果が得られている。また、ドライアウト熱流束を評価する解析モデルがいくつか提案されているが、Lipinski 0-D モデル^[28]が広く使われている。

(2) 不確かさの整理

MCC I の過程ごとに不確かさ要因を整理する。MCC I は以下の過程で段階的に進展する。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・溶融物の落下・堆積過程
- ・MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさ要因を整理し、感度解析が必要なパラメータを確認する。

A) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞれについて、評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッドの破損面積は、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損や下部ヘッドクリープ破損等の種々の下部ヘッド破損モードがモデル化されており、最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じる。破損面積は、溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による拡大も考慮されている。

MAAP コードによる有効性評価の解析結果から、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。これにより約

15cm 径の破損口が下部ヘッドに開き、下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に流出することになる。他の下部ヘッド貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから、制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。なお、制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている場合には、制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため、この扱いは保守的である。

溶融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペDESTALとの圧力差に水及び溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。MAAPコードによる解析結果から、最終的な流出総量は、全炉心相当と評価されており、厳しい条件となっている。

以上に示したように、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について、いずれも厳しい条件が使用されているため、感度解析を行う必要はない。

B) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では、原子炉圧力容器下部ヘッドが破損し、溶融炉心が事前水張りされたペDESTALへ落下するため、溶融物が水中で粒子化することが想定され、粒子化されない溶融炉心はペDESTAL床に溶融プールとして堆積する。この過程では、溶融炉心の水中での粒子化に不確かさが想定される。

MAAPコードでは、粒子化割合は、Ricou-Spalding モデルで計算される。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。落下する溶融炉心は円柱ジェットで冷却水中に突入することを想定し、円柱ジェット外周部の浸食として粒子化割合を評価している。

溶融炉心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、溶融ジェット径及びプール水深であり、このうちモデルパラメータとしてエントレインメント係数と溶融ジェット径に不確かさが想定される。

エントレインメント係数については、MAAPコードでは代表的なFCIの大規模実験である FARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定している。FARO 実験のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は、～となっている。MAAP解析ではエントレインメント係数としてが使用されており、実験解析により、実験結果の粒子化割合をよく再現するか、又は小さめに評価する入力となっている。溶融ジェット径は、下部ヘッド破損口径により決まることから、前述のように大きい値としている。これは、粒子化割合を小さめにする扱いをしていることになる。

ちなみに、Ricou-Spalding モデルを使用して、実機で想定される水張り水深 2m、溶融ジェット径 0.15m の条件の場合で約 63%程度が粒子化される。

以上のことから、エントレインメント係数については、不確かさ幅が設定されてお

り、溶融炉心が水中に落下した際の粒子化割合とその過程での蒸気発生やデブリ粒子の酸化による水素ガス発生に影響することから、不確かさ幅の範囲で感度解析を実施する。

C) MCC I 進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では、溶融炉心の拡がり、デブリベッドの冷却性、コンクリート侵食に不確かさが想定される。

溶融炉心の拡がり、MAAPコードでは落下した溶融炉心はペDESTAL床面に均一に拡がると仮定している。

Mark-I型格納容器のライナーアタックに関する研究によれば、水張りがないと溶融炉心は格納容器シェル壁（拡がり距離7m程度）まで到達するが、水張りがあれば溶融炉心の拡がりは抑えられ、拡がり距離は落下量等にも依存するが5m程度となる結果が得られている。有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると、ABWR（ペDESTAL直径約11m）で床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡がること示されており、ABWR以外のBWRではペDESTAL床面積がABWRより小さいこと（Mark-I改良型格納容器の場合、ペDESTAL直径は約6.4m）を考慮すると、水張りをしている場合でも溶融炉心は、落下位置に依らず床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に想定しているデブリ落下流量が大きい（全炉心相当の溶融炉心が1分程度で落下することを想定）ことによるものと考えられる。以上のことから、溶融炉心の拡がり距離については、不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

次に、溶融炉心の堆積形状については、落下直後の初期段階では、不均一に堆積することが想定されるが、粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベルング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。ただし、溶融炉心がペDESTALの中心からずれた位置に落下する場合を想定すると、セルフレベルング効果により均一化に向かっていくが、偏った堆積形状でMCC Iが進行する可能性も考えられる。均一堆積形状（円柱）の扱いが、溶融炉心から水への伝熱を小さくし、結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため、MCC I評価の観点から保守的な扱いと考えられるが、堆積形状の不確かさの影響を見るため、拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし、溶融炉心の拡がりについては、ペDESTALの形状や事前水張りの深さに依るところが大きいと、個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考えられる。

溶融炉心から水への熱流束は、溶融炉心上面の性状により大きく影響されるため、大きな不確かさが想定される。

溶融炉心上面から水への熱流束は、上部クラスター水プール間の熱伝達モデルであ

る Kutateladze 型の水平平板限界熱流束相関式の係数を調整することにより評価可能である。

前述のように事前水張り対策により熔融炉心の一部は粒子化して、熔融炉心上部に粒子状ベッドを形成し、下部には粒子化しなかった熔融炉心が熔融プールを形成すると想定される。これは、水中に熔融炉心を落下させた実験的知見から、安定クラストは形成されず、粒子状ベッドが形成されていることから妥当と考えられる。熔融炉心上面は粒子状ベッドが形成されることを想定し、MAAPコードの熔融炉心上面から水への熱伝達のモデルパラメータである Kutateladze の係数 F_{CHF} を変えることにより、粒子状ベッドの冷却性の不確かさ評価を行う。ここでは、Lipinski 0-D モデルを使用して粒子状ベッドのドライアウト熱流束の不確かさを評価した。主なパラメータは、粒子径、ポロシティ、堆積高さ、圧力であり、以下のように想定する。

- ・ 粒子径は、これまでの実験等の知見により 3～7 mm と報告されているため^[29]、この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ・ ポロシティは、おおむね 0.3 以上が報告されているが、粒子の充填状態の幅を考慮して、0.26 (面心立方格子、最稠密)、0.32 (体心立方格子)、0.4 (MAAP 標準値)、0.48 (単純立方格子) の範囲を想定する。
- ・ 粒子状ベッドの堆積高さは、全炉心相当が落下した場合 1 m 以上となるが、破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため、30cm 以上とする。
- ・ 圧力は、MCCI が発生する時間では格納容器圧力は 0.4MPa[abs]以上となっているため、0.4MPa[abs]以上とする。

Lipinski 0-D モデルによる評価結果を以下に示す。

- ・ 圧力が 0.4MPa[abs]以上では、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱流束となる。この場合、大気圧状態では 400 kW/m²程度となっている。また、ポロシティの最も大きい 0.48 のケースでは、大気圧状態では 2,000 kW/m²程度となっている。
- ・ 粒子径が 3mm 以上では、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱流束となる。
- ・ 粒子ベッド高さが 30cm 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱流束となる。

以上の評価結果より、有効性評価条件として、大気圧状態で 800 kW/m²で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用することは、妥当と判断される。これは、MAAPコードの Kutateladze 式の係数 F_{CHF} をデフォルトの 0.1 に設定することに相当する。また、デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は、800 kW/m²程度と考えられるため、粒子径やポロシティ等の不確かさによる上面熱流束の不確かさの影響を確認するため、

800 kW/m²一定を仮定した感度解析を実施する。

コンクリートの種類（玄武岩系や石灰岩系）により，侵食挙動やガス発生挙動が異なる。また，玄武岩系コンクリートに関しては，壁方向と床方向の侵食量に相違が見られる知見が出ている。この侵食の異方性は，いまだ十分な理解が得られておらず，現状モデルでも扱われていないが，モデルパラメータの感度解析により，この侵食異方性の影響を検討する。

評価モデルは以下のとおりである。

- ・ コンクリート表面から深さ方向に1次元熱伝導を解き温度分布を計算している。
- ・ クラスト-コンクリート界面の温度がコンクリート溶融温度以上である場合にコンクリート侵食が計算される。
- ・ コリウムからの伝熱量と分解/溶融潜熱により侵食量が評価される。
- ・ コンクリート分解による自由水・結合水・CO₂の発生を考慮し，溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算による未酸化金属との反応によりH₂及びCO発生が計算される。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

コンクリートの種類は，国内プラントでは玄武岩系コンクリートが主流であるが，一部のプラントでは石灰岩系コンクリートが使用されている。コンクリートの種類により物性値を使い分けている。これらのコンクリートの侵食モデルは，ACE 実験，SURC-4 実験等のドライ実験に対するMAAPモデルの実験解析により妥当性確認が行われている。

OECD/MCCI プロジェクトのCCI 実験で確認された玄武岩系コンクリートの侵食の異方性について，この原因について明確な理解は得られていないが，溶融炉心から壁方向と床方向への熱伝達に関してコンクリート種類により相違があることを示唆している。この侵食の異方性の影響を確認するため，MAAPコードでは，溶融プールから横方向と下方向の対流熱伝達係数を調整して熱伝達の配分を変更することにより感度解析を実施する。対流熱伝達係数の幅は，CCI-3 の試験結果を考慮し，底部を側壁のモデルパラメータの推奨値の1/4とした場合，側壁を底部のモデルパラメータの推奨値の1/4とした場合を想定する。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により，MCCIに関して，解析モデルでの不確かさは，

- ・ エントレインメント係数
- ・ 上面熱流束係数
- ・ 溶融プルーークラスト間の熱伝達係数

に代表され，これらをパラメータとした感度解析を実施した。また，参考としてコンクリートの種類の違いについても解析を実施した（解析条件及び結果は添付3参照）。

評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は、22.5cm 程度であることが確認された。また、実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については、MAAPモデルのベンチマーク解析結果から、実験の侵食面における侵食のばらつきが、MAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお、この分野は複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとは言えず、また事前水張り時の落下デブリの冷却性を直接調べた実験例がほとんどないことから、今後も継続して検討を進め、新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するように努めることが重要であると考えます。

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 事故解析及び実験解析の実機への適用性

4.3において実施した各種の事故解析及び実験解析に基づき、各解析モデルの実機への適用性について評価する。

- (1) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [压力容器(炉心損傷後)]、燃料被覆管酸化、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形 [炉心(燃料)]、リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達 [压力容器(炉心損傷後)]

炉心ヒートアップの解析において重要な燃料被覆管酸化、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形、リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達に関するモデルの妥当性は、TMI事故解析及びCORA実験解析を通じて確認した。

解析により得られた炉心ヒートアップ時の水素ガス発生量及びその発生期間は、TMI事故の分析結果とおおむね一致することを確認した。また、事故発生後約220分における炉心状態について、解析結果がTMI事故の分析結果と良く一致することを確認した。さらに、原子炉压力容器壁面温度についても、解析においてTMI事故の分析結果と同等な結果が得られていることを確認した。また、CORA実験解析における、燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について、測定データと良く一致することを確認した。

TMI及びCORA実験とBWR実機において、燃料被覆管酸化、放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管変形、リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達に関する基本的な現象に有意な差はなく、したがってこれらの現象に関するモデルについて、実機解析への適用性を有すると判断できる。

- (2) 格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、気液界面の熱伝達 [格納容器]

格納容器各領域間の流動並びに構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関するモデルの妥当性は、HDR実験解析及びCSTF実験解析を通じて確認した。また、気液界面の熱伝達に関するモデルの妥当性は、HDR実験解析を通じて確認した。

HDR実験解析(E11.2実験)では、格納容器圧力及び温度について解析結果と測定データの比較を行った。評価の結果、雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予測されている可能性が示唆されており、それに起因して格納容器温度を十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ、主要な傾向

を再現できることを確認した。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられ、より適切に模擬する方向になると考えられる。また、非凝縮性ガス濃度変化の解析結果が測定データと良く一致することを確認した。CSTF実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度変化について解析結果と測定データの比較を行った。解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

HDR及びCSTFの格納容器はBWR実機と異なるものの、実験解析を通じて格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導並びに気液界面の熱伝達に関する基本的な妥当性確認しており、これらのモデルは実機解析への適用性を有すると判断できる。

(3) 熔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 [格納容器(炉心損傷後)]

熔融炉心とコンクリートの伝熱並びにコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関するモデルの妥当性は、ACE実験解析及びSURC-4実験解析を通じて確認した。

ACE実験解析及びSURC-4実験解析では、コリウム温度及びコンクリート侵食深さについて、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

ACE実験及びSURC-4実験は、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置があらかじめ決められている。したがって、熔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に関するモデルの妥当性確認の上で、冷却水の挙動や幾何形状といった要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認できる。さらに、ACE実験のうちL7実験では、部分的に酸化したBWR燃料を模擬したコリウム溶解物が用いられており、コリウムの熱的物性もBWR実機と同等である。したがって、ACE実験解析及びSURC-4実験解析による妥当性確認に基づき、実機解析への適用性を有すると判断できる。

なお、実機におけるコンクリート侵食挙動に関しては、格納容器下部におけるFCI現象も含めた熔融炉心の堆積の仕方や水による冷却等がコンクリートへの伝熱挙動にも影響する複合的な現象であることから、添付3において知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

(4) 原子炉压力容器内F P挙動 [压力容器(炉心損傷後)] , 原子炉格納容器内F P挙動 [格納容器(炉心損傷後)]

原子炉压力容器内F P挙動及び原子炉格納容器内F P挙動に関するモデルの妥当性は、PHEBUS-FP実験解析及びABCove実験解析を通じて確認した。

PHEBUS-FP実験解析では、F P放出割合の解析結果と測定データの比較から、F P放出の開始時刻を良く再現できることを確認している。炉心の加熱出力が増加した後は、測定データに比べて被覆管温度を高めに評価するとともに、より急激なF P

放出を予測している。F P放出が顕著になる実験開始後、約11,000秒以降は、測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し、解析結果は約0.5まで急激に増加した後、緩やかな増加を示している。解析結果と測定データの差異は、実験における小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられるが、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、この種の不確かさは小さくなると考えられ、実機解析への適用性を有すると判断できる。

ABCOVE実験解析では、格納容器中に発生させたエアロゾルについて気相中の濃度変化を評価した。解析結果は、エアロゾルの生成に伴う濃度の増加、その後の凝集及び沈着による濃度の減衰を良く模擬していることを確認した。エアロゾルの凝集に伴い沈降速度が増大する挙動は区画の大きさに依存しないので、スケールの観点においても実機解析への適用性を有すると判断できる。

4.4.2 感度解析等による検討の整理

重要現象に関連したパラメータの不確かさを分析し、その不確かさが重要現象に与える影響を感度解析等に基づき評価することで、実機解析への適用性を確認する。

(1) 沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流〔炉心（熱流動）〕

これらは原子炉压力容器内の炉心水位挙動に関連する現象であり、原子炉压力容器内水位の低下が比較的緩慢なT Q U Xシーケンス及び比較的速い中小破断L O C Aシーケンスを対象としてS A F E Rコードとの比較評価を行った。

比較評価においては、C C F Lの取り扱い等により、水位変化に差異が生じるものの、水位低下幅はM A A Pコードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。なお、感度解析はB W R 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のB W Rプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、M A A Pコードのこれらの現象に対する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(2) 燃料被覆管酸化〔炉心（燃料）〕

炉心ヒートアップに関する解析モデルについては、4.2.1に示したT M I事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、M A A Pコードの解析モデルがT M I事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると、M A A Pコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心熔融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。

炉心ヒートアップは、崩壊熱及びジルコニウム-水反応の酸化反応熱により進展することから、酸化反応が促進されることを模擬してジルコニウム-水反応速度の係数を変化させた場合の感度解析を行った。感度解析においては、仮想的な厳しい想定ではあるがベースケースの2倍とした。感度解析は代表的にBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし、炉心部への蒸気供給の差が生じることから、TQUVシーケンス及び大破断LOCAシーケンスについて実施した。

その結果、炉心溶融時刻については、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度が小さいことを確認した。また、炉心溶融後の事象進展として、下部プレナムへのリロケーション開始時刻は、両シーケンスともベースケースとほぼ同時であり、炉心溶融開始から原子炉圧力容器破損までは3～4時間程度の時間を要することから、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、TQUVシーケンスでは、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり、格納容器圧力への影響もわずかとなることから、実機解析への影響はない。水素ガス発生観点では、感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしているものであり、実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。

以上、酸化反応が促進されることを模擬し、仮想的な条件としてジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした場合の影響を評価した。なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。また、コンクリート侵食量については、原子炉圧力容器破損時刻への感度は小さく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。したがって、MAAPコードの炉心ヒートアップに関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(3) リロケーション [圧力容器(炉心損傷後)]

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。

MAAPコードでは、燃料の温度履歴に応じて炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算しており、炉心ノード崩壊のパラメータをベースケースから K引き下げる

ことで、リロケーションが早く進展する状態を模擬した。感度解析は代表的にBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、TQUVシーケンス及び大破断LOCAシーケンスについて実施した。

炉心熔融時刻については、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度は小さい。なお、原子炉压力容器破損時刻についても、両シーケンスで感度は小さく、実機解析への影響はない。さらに、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり、実機解析への影響はない。コンクリート侵食量については、原子炉压力容器破損時刻への感度は小さく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上、炉心ノード崩壊のパラメータを、大幅ながら \square 引き下げることでリロケーションが早く進展する状態を模擬した感度解析を行い、TQUV及び大破断LOCAシーケンスのいずれについても感度が小さいことを確認した。また、原子炉压力容器破損時の原子炉圧力は2.0MPa[gage]以下であり、かつ格納容器下部には十分な注水があることから、実機解析での評価に影響を与えるものではない。なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードのリロケーションに関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(4) 原子炉压力容器内FCI（熔融炉心細粒化、デブリ粒子熱伝達）〔压力容器(炉心損傷後)〕

原子炉压力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは、冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが、高压熔融物放出を防止する観点で、原子炉压力容器破損時刻とあいまって影響することが考えられる。圧力スパイクの大きさは熔融炉心の細粒化割合及び粒子径の影響が大きいため、ここでは熔融ジェット径、細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を実施した。

いずれのパラメータに対する感度解析においても、圧力スパイクは原子炉压力容器破損までに終息する結果となっており、原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さい。このことは、原子炉压力容器内FCIは下部プレナムの冷却材がすべて蒸発すると終息するが、その後、冷却材による熔融炉心からの除熱量の減少によって下部ヘッドへの伝熱量が大きくなることで原子炉压力容器破損が発生するため、両者が重畳しにくいことを示している。なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても炉心質量と冷却材体積の比は大きく変わらないため、同様の傾向

が得られる。したがって、MAAPコードの原子炉压力容器内FCIに関するモデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(5) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [压力容器(炉心損傷後)]

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱は限界熱流束により制限されるが、この制限を低下させた条件で感度解析を実施した。その結果、原子炉压力容器破損時刻にほとんど感度がないことが確認された。

一方、溶融炉心と原子炉压力容器間の熱伝達については、ギャップにおける限界熱流束で制限される。この制限を低下させた条件で感度解析を実施した結果についても、原子炉圧力及び原子炉压力容器破損時刻にほとんど感度がないことが確認された。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱及び溶融炉心と原子炉压力容器間の熱伝達ともに感度が小さい結果となっているが、この理由はこれらの現象による影響が下部プレナムにおいてドライアウトが生じるまでの期間に限定されることによる。

なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードにおける下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(6) 原子炉压力容器破損 [压力容器(炉心損傷後)]

有効性評価の解析において、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は、溶接部のひずみ量としきい値の比較により判定される。そこで、このしきい値をベースケースの1/10に低下させた解析を実施し、原子炉压力容器破損時刻の感度を評価した。評価の結果、原子炉压力容器破損時刻は約13分早まることを確認した。評価では有意な影響を検知する目的から、しきい値を仮想的にベースケースの1/10まで低下させたが、実機において破断ひずみがここまで大幅に低下することは考えにくいいため、溶接部のひずみ量しきい値の影響は十分に小さいと判断される。

なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものの

であるが、その他のBWRプラントにおいても制御棒駆動機構ハウジングの構造は大きく変わらないため同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードの原子炉圧力容器破損に関するモデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(7) 原子炉圧力容器外FCI（熔融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）〔格納容器(炉心損傷後)〕

原子炉圧力容器外FCIについては、添付2において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。

原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発に関しては、 UO_2 を用いた大規模FCI実験であるFARO実験，KROTOS実験，COTELS実験及びTROI実験の結果から、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。なお、参考として、水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても、水蒸気爆発解析コード（JASMINE^[25]）及び構造応答解析コード（AUTODYN^[26]若しくはLS-DYNA^[27]）を用いて、水蒸気爆発のトリガを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより、水蒸気爆発による格納容器ペDESTAL構造部への影響を評価し、格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。以上より、有効性評価において、原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発に関しては発生可能性が低く、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須とはならない。

原子炉圧力容器外FCIにおける圧カスパイクに関しては、解析モデルでの不確かさはRicou-Spaldingモデルのエントレインメント係数及び熔融粒子の径に代表され、それぞれをパラメータとした感度解析を実施した。その結果、いずれのパラメータについても、原子炉圧力容器外FCIにより生じる圧カスパイクへの感度が小さいことを確認した。

なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであり、原子炉圧力容器外FCIによる圧カスパイクは、格納容器下部に落下する熔融炉心の量や格納容器下部プール水位等の条件に依存して変化し得るものの、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。したがって、MAAPにおける原子炉圧力容器外FCIに関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(8) 格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり，熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，熔融炉心とコンクリートの伝熱〔格納容器(炉心損傷後)〕

格納容器下部床面での熔融炉心の拡がりについては、関連する実験や評価に関する知見に基づくと、落下した熔融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。た

だし、堆積形状の不確かさが想定されるため、個別プラントのペDESTALの形状や事前水張りの深さを踏まえて、拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。

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、エントレインメント係数、上面熱流束係数及び溶融プールクラスト間の熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行い、コンクリート侵食への影響を評価した。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は22.5cm程度であることが確認された。また、実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については、MAAPモデルのベンチマーク解析結果から、実験の侵食面における侵食のばらつきが、MAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお、感度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られると考えられる。しかしながら、溶融炉心・コンクリート相互作用については、複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとはいえないこと、また事前水張り時の落下溶融炉心の冷却性を直接調べた実験例がほとんどないことから、今後も継続して検討を進め、知見の拡充に努めることが重要であると考えられる。

表 4. 4-1 重要現象の不確かさの整理 (1/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3. 3. 2(2))	不要	○ 入力値に含まれる。
炉心 (燃料)	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)) 溶融炉心の挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3. 3. 6(1))	TMI 事故解析 (4. 2. 1) CORA 実験解析 (4. 2. 2) 感度解析 (4. 3. 2 及び添付 1)	○ TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生, 炉心領域での溶融進展状態について, TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ CORA 実験解析における, 燃料被覆管, 制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について, 測定データと良く一致することを確認した。 ○ 炉心ヒートアップ速度の増加 (被覆管酸化の促進) を想定し, 仮想的な厳しい振幅ではあるが, 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 (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV, 大破断 LOCA シーケンスとともに, 炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・ 下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は, ほぼ変化しない。
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	燃料被覆管変形			
炉心 (熱流動)	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))	感度解析 (4. 3. 1)	○ TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して, MAAP コードと SAFER コードの比較を行い, 以下の傾向を確認した (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・ MAAP コードでは SAFER コードで考慮している CCFL を取り扱っていないこと等から, 水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり, その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。
	気液分離 (水位変化) ・ 対向流			

表 4. 4-1 重要現象の不確かさの整理 (2/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認		不確かさ
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル (破断流モデル) (3.3.3(3))	不要		○ 逃がし安全弁からの流量は、設計値に基づいて計算される。
	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備含む)	安全系モデル (非常用炉心冷却系) (3.3.5(1)) 安全系モデル (代替注水設備) (3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	HDR 実験解析 (4.2.3)	CSTF 実験解析 (4.2.4)	○ HDR 実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器温度を十数℃程度高めに、格納容器圧力を 1 割程度高めに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。 ○ CSTF 実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導			—	
	気液界面の熱伝達		—		
	スプレー冷却	安全系モデル (格納容器スプレー) (3.3.5(2)) 安全系モデル (代替注水設備) (3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。 ○ スプレーの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさはない。
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	—	不要		○ 窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており、酸素ガス発生は水の放射線分解に起因する。

表 4. 4-1 重要現象の不確かさの整理 (3/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器	格納容器ベント	格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3. 3. 4(2))	不要	○ 入力値に含まれる。 ○ MAAP コードでは格納容器ベントについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル (非常用炉心冷却系) (3. 3. 5(1))	不要	○ 入力値に含まれる。
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3. 3. 6(2))	TMI 事故解析 (4. 2. 1) 感度解析 (4. 3. 3 及び添付 1)	○ TMI 事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と良く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、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV, 大破断 LOCA シーケンスとともに、炉心溶融時刻、原子炉压力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。
	構造材との熱伝達			
	原子炉压力容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心の挙動) (3. 3. 6(3))	感度解析 (4. 3. 4 及び添付 1)	○ 原子炉压力容器内 FCI に影響する項目として、溶融ジェット径、エントレインメント係数及びデブリ粒子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、原子炉压力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。
	原子炉压力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)			

表 4. 4-1 重要現象の不確かさの整理 (4/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認		不確かさ
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心の挙動) (3. 3. 6(3))	TMI事故解析 (4. 2. 1) 感度解析(4. 3. 5及び添付1)		<ul style="list-style-type: none"> ○ 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事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ 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行い、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した (BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル) (3. 3. 6(4))	感度解析(4. 3. 6及び添付1)		<ul style="list-style-type: none"> ○ 原子炉圧力容器破損に影響する項目として制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)をパラメータとした感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻が約13分早まることを確認した (BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり、実機における影響は十分小さいと判断される。
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル(水素ガス発生)(3. 3. 4(3))	TMI事故解析 (4. 2. 1)		<ul style="list-style-type: none"> ○ 炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、TMI事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。
	原子炉圧力容器内FP挙動	核分裂生成物(FP)挙動モデル(3. 3. 7)	PHEBUS-FP実験解析 (4. 2. 7)	—	<ul style="list-style-type: none"> ○ PHEBUS-FP実験解析により、FP放出の開始時刻を良く再現できているものの、燃料棒被覆管温度を高めにより評価することにより、急激なFP放出を示す結果となった。ただし、この原因は実験における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思われる。 ○ ABCOVE実験解析により、格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。
原子炉格納容器内FP挙動	ABCOVE実験解析 (4. 2. 8)				

表 4. 4-1 重要現象の不確かさの整理 (5/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル (格納容器下部での溶融炉心の挙動) (3.3.6(5))	感度解析 (4.3.7, 4.3.8, 添付2及び添付3)	○ 原子炉圧力容器外FCI現象に関する項目としてエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、原子炉圧力容器外FCIによって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した (BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 4. 4-1 重要現象の不確かさの整理 (6/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部 床面での溶融 炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル(格 納容器下部での溶融炉心 挙動) (3. 3. 6(5))	感度解析 (4. 3. 8及び 添付3)	○ 溶融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき、落下した溶融炉心は 床上全体に均一に拡がると想定される。ただし、堆積形状の不確かさが想 定されるため、個別プラントのペDESTALの形状や事前水張りの深さを踏 まえて、拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えら れる。
	○ MCCI現象に関する不確かさの要因分析より、エントレインメント係数、上面 熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感 度解析を行った。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感 度が支配的であることを確認した。また、上面熱流束を下限値とした場合で も、コンクリート侵食量が22. 5cm程度であることを確認した (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。			
	○ 上記の感度解析は、想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たもので あり、不確かさを考慮しても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る。			
	○ ACE実験解析及びSURC-4実験解析より、溶融炉心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。			
溶融炉心とコ ンクリートの 伝熱	ACE実験解析 (4. 2. 5) SURC-4実験解 析 (4. 2. 6)	○ 実験で確認されている侵食の不均一性については、実験における侵食のばら つきがMAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから、上 面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した (BWR5 Mark-I改良型 格納容器プラント対象)。		
コンクリート 分解及び非凝 縮性ガス発生	感度解析 (4. 3. 8及び 添付3)			

5. 有効性評価への適用性

4章の妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと、その不確かさが有効性評価に与える影響を表5-1に示す。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 崩壊熱 [炉心（核）]

有効性評価では崩壊熱として、ANSI/ANS-5.1-1979を用いている。ANSI/ANS-5.1-1979はANSの軽水炉向け標準規格として発行されたものであり、設計値等に基づく信頼性の高い評価モデルである。有効性評価においては、平衡炉心のサイクル末期燃焼度に対し1.1倍したものを使用しており、崩壊熱を大きくするよう考慮している。

炉心損傷防止の観点では、大きめの崩壊熱を与えることで、原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。

格納容器破損防止の観点でも、大きめの崩壊熱を与えることで、いずれの格納容器破損モードでも、炉心ヒートアップ、溶融進展を早める傾向となる。「格納容器過圧・過温破損」の場合、原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気気直接加熱」の場合、原子炉圧力容器破損までの事象進展を早める傾向となり、高圧溶融物放出防止に対して厳しい結果を与える。「溶融燃料－冷却材相互作用」の場合、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクを大きめに評価する結果を与える。「水素燃焼」の場合、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、酸素濃度に対して厳しい結果を与える。「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合、溶融炉心の冷却がされにくくなり、コンクリート侵食に対して厳しい結果を与える。

以上、いずれについても、厳しい結果を与えるものの、炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性の判断には影響しない。

5.1.2 沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

これらは原子炉圧力容器内の炉心水位挙動に関する現象であり、原子炉圧力容器内水位の低下が比較的緩慢なTQUXシーケンス及び比較的速い中小破断LOCAシーケンスを対象としてSAFERコードとの比較評価を行った。

MAAPコードはSAFERコードで考慮しているCCFL現象を取り扱っていないこと等から水位変化に差異が生じたものの、水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等であることから、原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。

5.1.3 冷却材放出（臨界流・差圧流） [原子炉圧力容器]

逃がし安全弁からの冷却材放出については、設計値に基づき流量が適正に計算されている。

5.1.4 格納容器各領域間の流動, 構造材との熱伝達及び内部熱伝導, 気液界面の熱伝達, 格納容器ベント [原子炉格納容器]

格納容器各領域間の流動及び気液界面の熱伝達については, 挙動が適正に評価され, 不確かさは小さい。構造材との熱伝達及び内部熱伝導については, HDR の縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられるが, 短期的な応答として格納容器温度を十数℃程度高めに, 原子炉格納容器圧力を1割程度高めに評価する結果となった。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられるが, 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可能性がある。なお, 格納容器ベントについては, 設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え, 格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。

5.1.5 ECCS注水(給水系・代替注水設備含む) [原子炉圧力容器], スプレー冷却, サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

ECCS注水及びスプレー冷却については, 設計値に基づき注入特性を与えることで, 冷却に対して保守的な条件となるよう設定している。スプレーによる混合挙動については, 液滴径を入力し, 液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルであるが, 液滴の伝熱面積が大きいことにより, スプレーされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する結果となる。したがって, モデルの不確かさによる影響はないと考えられる。

サプレッション・プール冷却については, ポンプ流量及び除熱量を設計値に基づき与えており, 適正に評価される。

5.1.6 燃料被覆管酸化 [炉心(燃料)], 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器] [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は Baker-Just の相関式(高温)又は Cathcart の相関式(低温)を用いて計算され, これらのモデルは TMI 事故解析により妥当性が確認されている。なお, BWR では窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われることにより, 酸素濃度が低いため, 短期的に爆轟が生じることはない。長期的には水の放射線分解により酸素ガスが発生するが, 電力共通研究の実験結果^[30]に基づいた G 値を用いて酸素ガス発生量を評価している。BWR では格納容器内がウェット環境にあるが, 酸素濃度の判定基準への適合性について, 水蒸気濃度を除いたドライ条件下で行うことにより, 保守的に評価している。これらのことから, 有効性評価の結果に与える影響はない。

5.1.7 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 [炉心(燃料)], リロケーション, 構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)])

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)に関する現象については、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、MAAPコードの解析モデルは、TMI事故やCORA実験等のその後の実験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及びCORA実験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し、ジルコニウム-水反応速度に対する感度解析を実施し、影響を確認した。TQUV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融開始時刻及び下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さく、「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は小さい。また、「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の有効性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、原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされていることから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。「水素燃焼」については、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響はない。

リロケーションに関する現象については、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、MAAPコードの解析モデルは、TMI事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、その解析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、炉心ノード崩壊のパラメータに対し、感度解析を行った。TQUV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融やリロケーション後の原子炉圧力容器の破損時刻に与える感度は小さく、事象進展への影響は限定的であり、「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」の評価指標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」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。「水素燃焼」については、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標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、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされていることから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

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コードの解析モデルは、TMI事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、その解析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、下部プレナム内の熔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、影響を確認した。原子炉圧力容器破損時刻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圧力容器破損時刻等の事象進展への影響は小さく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.8 原子炉圧力容器破損 [原子炉圧力容器 (炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損に影響する項目として「制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ (しきい値)」をパラメータとした場合の感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻が約 13 分早まることを確認した。ただし、この結果は仮想的な厳しい条件を与えたケースであり、実機における影響は十分小さいと判断され、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.9 原子炉圧力容器内 F P 挙動 [原子炉圧力容器 (炉心損傷後)], 原子炉格納容器内 F P 挙動 [原子炉格納容器 (炉心損傷後)]

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。その後の実験解析における燃料破損後の F P 放出開始のタイミング及び放出挙動については、被覆管酸化反応熱を大きく、燃料棒被覆管温度が高めに推移することにより早めに評価する傾向があったが、実験における小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられ、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、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 F P 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、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、各事故シーケンスの評価への影響は小さい。

5.1.10 原子炉圧力容器内 F C I (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [原子炉圧力容器 (炉心損傷後)]

原子炉圧力容器内 F C I に影響する項目として、熔融ジェット径、エントレインメント係数及びデブリ粒子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、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。

「高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧熔融物放出を防止する観点で、原子炉圧力容器破損時刻とあいまって、原子炉圧力容器内 F C I による原子炉圧力変化が原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に影響すると考えられるが、上記のとおり、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく、2.0MPa[gage]を上回ることはない。

5.1.11 原子炉圧力容器外 F C I (熔融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達) [格納容器 (炉心

損傷後]

原子炉圧力容器外 F C I 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小さく、有効性評価においては、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく、各事故シーケンスの評価に対して影響するものではない。

原子炉圧力容器外 F C I 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エントレインメント係数及びデブリ粒子径に代表され、感度解析により原子炉圧力容器外 F C I 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、M C C I 現象への影響の観点で、エントレインメント係数に関して感度解析を実施し、M C C I 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。

5.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり、溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱、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 [格納容器（炉心損傷後）]

M C C I に関する種々の実験や解析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、M C C I 現象への影響の観点で感度解析等の検討を行った。

格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりについては、関連する実験や評価に関する知見に基づくと、落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。ただし、堆積形状の不確かさが想定されるため、個別プラントのペDESTALの形状や事前水張りの深さを踏まえて、拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。

溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱については、感度解析によりコンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は 22.5cm 程度に収まることが確認された。上記の感度解析は、想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たものであり、不確かさを考慮しても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る。

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はコンクリート侵食量に影響のある重要現象として抽出されるが、コンクリート侵食モデルは ACE 実験解析や SURC-4 実験解析により妥当性が確認されており、不確かさは限定されているため適用性を有するものと考えられる。また、実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については、M A A P モデルのベンチマーク解析結果から、実験における侵食のばらつきが、M A A P コードの予測侵食量の 20% の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、上面熱流束を主要因としてコンクリート侵食量の予測に与える不確かさがあり、M A A P 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。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

有効性評価において、MAAPを適用する事象で仮定する運転操作は、

- ① 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧
- ② 低圧代替注水系による原子炉への注水
- ③ 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ
- ④ 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱
- ⑤ 残留熱除去系による格納容器除熱
- ⑥ サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止
- ⑦ 高圧代替注水系による原子炉への注水
- ⑧ 格納容器下部注水系による格納容器下部注水
- ⑨ 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

である。以下、各運転操作に対するMAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさの影響を整理する。

5.2.1 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧

各事故シーケンスに対して、原子炉を減圧するために、時間・原子炉水位・サプレッション・プール水温等のパラメータに応じて逃がし安全弁の手動開弁操作を適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「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）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動・サプレッション・プール水温挙動の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.2 低圧代替注水系による原子炉への注水

各事故シーケンスに対して、炉心を冷却するために、時間・原子炉水位等のパラメータに応じて低圧代替注水系による注水を適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「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）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動等の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.3 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ

各事故シーケンスに対して、格納容器雰囲気冷却のために、格納容器圧力あるいは格

格納容器温度が設定値に到達した時点で格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイを適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因する格納容器圧力あるいは格納容器温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが，4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.4 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱

各事故シーケンスに対して，格納容器から除熱するために，格納容器圧力が限界圧力等の設定値に到達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」等の不確かさに起因する格納容器圧力の設定値到達時間の違いが挙げられるが，4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.5 残留熱除去系による格納容器除熱

「高圧注水・減圧機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）」シーケンスに対して，時間・原子炉水位等のパラメータに応じて残留熱除去系等による格納容器除熱を実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流」「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）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動の違いが挙げられるが，4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.6 サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止

各事故シーケンスに対して，サプレッション・プール水位が制限値まで到達した場合に格納容器スプレイを停止させる。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因するサプレッション・プール水位の設定値到達時間

の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.7 高圧代替注水系による原子炉への注水

「高圧・低圧注水機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失」「LOCA時注水機能喪失」に対して、高圧代替注水系による原子炉への注水を適宜実施する。

本運転操作は水位・温度・圧力等の物理パラメータを検知して実施するものではないため、MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響はない。

5.2.8 格納容器下部注水系による格納容器下部注水

熔融炉心・コンクリート相互作用を緩和するために、熔融炉心の下部プレナムへのリロケーション後、原子炉圧力容器下鏡温度が設定値に到達した場合に格納容器下部注水系による格納容器下部注水を実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」「下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達」等の不確かさに起因する原子炉圧力容器下鏡温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.9 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

「格納容器過圧・過温破損」では、外部水源からの総注水量制限到達により格納容器スプレイを停止させる。格納容器スプレイ停止後には、格納容器圧力が限界圧力等の設定値に達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として、「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因する外部水源からの注水開始時間・総注水量制限到達時間の違いが挙げられる。総注水制限に到達する時間が早ければ（遅ければ），格納容器スプレイの停止が早く（遅く）なると考えられるが，格納容器除熱に寄与する注水量の総量に変化はなく，長期的な格納容器圧力挙動の観点では影響が小さいと考えられる。したがって，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (1/9)

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 (核)	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、大きめの崩壊熱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。
炉心 (燃料)	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)) 溶融炉心の挙動モデル(炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))	<p>○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。</p> <p>○CORA 実験解析における、燃料被覆管、制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について、測定データと良く一致することを確認した。</p> <p>○炉心ヒートアップ速度の増加(被覆管酸化の促進)を想定し、仮想的な厳しい振幅ではあるが、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(BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・TQV, 大破断 LOCA シーケンスともに、炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・下部プレナムへのリロケーション開始時刻は、ほぼ変化しない。 	<p>○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、各事故シーケンスの評価に適用できる。</p> <p>○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刻等の事象進展への影響は小さい。</p> <p>○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は小さい。</p> <p>○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。</p> <p>○「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。</p> <p>○「水素燃焼」については、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響はない。</p>
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	燃料被覆管変形			

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (2/9)

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 (熱流動)	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>○TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して、MAAP コードと SAFER コードの比較を行い、以下の傾向を確認した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・MAAP コードでは SAFER コードで考慮している CCFL を取り扱っていないこと等から水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。 	<p>○原子炉水位に関し、原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能な SAFER コードとの比較において、その挙動の差異は小さく、MAAP コードでは原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。</p>
	気液分離(水位変化)・対向流			
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル(破断流モデル)(3.3.3(3))	○逃がし安全弁からの流量は、設計値に基づいて計算される。	○設計値に基づき流量が適正に計算されており、有効性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	安全系モデル(非常用炉心冷却系)(3.3.5(1)) 安全系モデル(代替注水設備)(3.3.5(4))	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて注入特性を与えることで、冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており、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。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (3/9)

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	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル(格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	○HDR 実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器温度を十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	○CSTF 実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	○短期的な応答として雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予測されている可能性が示唆されていることから、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可能性があるが、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられ、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導		-	-	
	気液界面の熱伝達		-	-	
	スプレー冷却	安全系モデル(格納容器スプレー) (3.3.5(2)) 安全系モデル(代替注水設備) (3.3.5(4))	○入力値に含まれる。 ○スプレーの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさはない。		○設計値に基づいて注入特性を与えることで、冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており、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。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (4/9)

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	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	—	○窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており、酸素ガス発生は水の放射線分解に起因する。	○窒素置換により酸素ガス発生は水の放射線分解に起因するが、電力共通研究の実験結果 ^[30] に基づいた G 値を用いている。 ○酸素濃度の判断基準として水蒸気濃度を除くドライ条件において確認することにより保守性を与えている。 ○「水素燃焼」に対する有効性評価では、これらの保守的な設定により、不確かさが与える影響はない。
	格納容器ベント	格納容器モデル(原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	○入力値に含まれる。 ○MAAP コードでは格納容器ベントについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。	○格納容器の熱水力モデルについて、適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	サブプレッション・プール冷却	安全系モデル(非常用炉心冷却系) (3.3.5(1))	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて冷却特性を与えることで、冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており、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。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (5/9)

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
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	熔融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3.3.6(2))	<ul style="list-style-type: none"> ○TMI 事故解析における炉心領域での熔融進展状態について、事故分析結果と良く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、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ○TQUV, 大破断 LOCA シーケンスともに、炉心熔融時刻、原子炉圧力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。 	<ul style="list-style-type: none"> ○炉心損傷挙動について、実機に対する妥当性が確認されており、有効性評価への適用性に問題はない。 ○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刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の熔融炉心-冷却材相互作用」の評価指標に与える影響はない。 ○「高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa [gage] を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の有効性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、原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、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、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響はない。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI (熔融炉心細粒化)	熔融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの熔融炉心の挙動) (3.3.6(3))	<ul style="list-style-type: none"> ○原子炉圧力容器内 FCI に影響する項目として、熔融ジェット径、エントレインメント係数及びデブリ粒子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、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。 	<ul style="list-style-type: none"> ○「高圧熔融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧熔融物放出を防止する観点で、原子炉圧力容器破損の時期とあいまって、原子炉圧力容器内 FCI による原子炉圧力変化が影響すると考えられるが、感度解析の結果、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく、2.0MPa [gage] を上回ることがなく、重大事故等対策の有効性の判断に影響しない。
	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)			

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (6/9)

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
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心挙動) (3.3.6(3))	<ul style="list-style-type: none"> ○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 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○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行い、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した (BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 	○感度解析の結果、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展への影響は小さく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル (原子炉圧力容器破損モデル) (3.3.6(4))	○原子炉圧力容器破損に影響するパラメータとして、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)に対する感度解析を行い、原子炉圧力容器破損が約 13 分早まることを確認した。ただし、仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり、実機における解析への影響は十分小さいと判断される。	○原子炉圧力容器破損モデルに関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時刻に大きな感度はなく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル(水素ガス発生) (3.3.4(3))	○炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、TMI 事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。	○炉心内の水素ガス発生量は実機に対する妥当性が確認されており、有効性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (7/9)

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
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	原子炉压力容器内 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (3.3.7)	<p>○ PHEBUS-FP 実験解析により、FP 放出の開始時間を良く再現できているものの、燃料被覆管温度を高めにより、急激な FP 放出を示す結果となった。ただし、この原因は実験における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考えられる。</p>	<p>○FP 放出の開始時間に関する基本的なモデルについては実験体系により妥当性が確認されている。燃料破損後の FP 放出挙動に関しては小規模体系の模擬性が原因と推測され、実機規模の体系の適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。</p> <p>○格納容器内エアロゾル沈着挙動は適正に評価され、有効性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。</p>
	原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉格納容器内 FP 挙動		

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (8/9)

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）	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心の挙動） (3.3.6(5))	○原子炉圧力容器外 FCI に影響する項目として、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。	○原子炉圧力容器外 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小さく、有効性評価においては、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく、各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。 ○感度解析の結果、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことから、「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。
	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)			

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (9/9)

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)	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	熔融炉心の挙動モデル (格納容器下部での熔融炉心の挙動) (3.3.6(5))	○熔融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき、落下した熔融炉心は床上全体に拡がると想定される。ただし、堆積形状の不確かさが想定されるため、個別プラントのペDESTALの形状や事前水張りの深さを踏まえて、拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。	○「熔融炉心・コンクリート相互作用」では、上面熱流束を主要因としてコンクリート侵食量の予測に与える不確かさがあり、MAAP 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。
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱		○MCCI 現象への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び熔融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行った。評価の結果、コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることを確認した。また、上面熱流束を下限値とした場合でも、コンクリート侵食量が 22.5cm 程度であることを確認した。 ○上記の感度解析は、想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たものであり、不確かさを考慮しても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る。	
	熔融炉心とコンクリートの伝熱		○ACE 実験解析及び SURC-4 実験解析により、炉心デブリ堆積状態が既知である場合の炉心デブリ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。	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生		○実験で確認されている侵食の不均一性については、実験における侵食のばらつきが MAAP コードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。	

6. 参考文献

- [1] American Nuclear Society Standard, ANSI/ANS-5.1-1979, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- [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] “Critical Flow Data Review and Analysis”, EPRI NP-2192, 1982.
- [4] “The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility”, MXC-101, December 1979.
- [5] “The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility”, MXC-102, December 1979.
- [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] 中島 他, 「SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの 3 次元 拡がり評価」, 日本原子力学会 「2013 年秋の大会」, H12, 2013 年 9 月
- [9] A. T. Wassel, J. L. Farr, and M. S. Hoseyni, “SUPRA: A Code for Simulating Removal of Radionuclides by Water Pools Under Severe Accident Conditions”, EPRI/NP-3886-CCMP, February 1985.
- [10] “TMI-2 Analysis Exercise Final Report”, NEA/CSNI/R(91)8, 1992.
- [11] “TMI-2 Vessel Inspection Project Integration Report”, NUREG/CR-6197.
- [12] “A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident”, Nuclear Technology, Vol. 87, 1989.
- [13] Peter Hofmann, Siegfried J. L. Hagen, Volker Noack, Gerhard Schanz, Leo K. Sepold, “Chemical-Physical Behavior of Light Water Reactor Core Components Tested Under Severe Reactor Accident Conditions in the CORA Facility”, Nucl. Technol., 118, 200 (1997).
- [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. Prys, “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] Clement and Haste (IRSN, Cadarache), “Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem”, OECD/NEA, July 2003.
- [20] D. Jacquemain, et al., “FPT1 Final Report Final Version”, December 2000.
- [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] R. K. Hilliard et al. “Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5”, HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.
- [23] Francisco J. Souto, F. Eric Haskin, Lubomyra N. Kmetyk, “MELCOR 1.8.2 Assessment: Aerosol Experiments ABCOVE AB5, AB6, AB7, and LACE LA2”, SAND-94-2166.
- [24] K. Kang, et, al. “Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms”, Journal of Nuclear Science and Technology, 2006.
- [25] K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User’s Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, 2008.
- [26] 片山, 高速衝突と爆発問題を中心とした諸分野における衝撃解析, 「第 7 回衝撃工学フォーラム (中級者のための衝撃工学入門)」, 日本材料学会, 平成 20 年 11 月
- [27] Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER’ S MANUAL VOLUME I, 2007.
- [28] Lipinski, “A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed”, NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).
- [29] (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
- [30] 「事故時放射線分解に関する研究」, BWR 電力共通研究, 昭和 63 年 3 月

参考1 MAA PとNUREG-1465のソースタームについて

1. まえがき

MAA Pでは、炉心溶融に伴う燃料からの核分裂生成物（F P）の放出及びF Pの状態変化・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F Pの放出及び原子炉格納容器内のF P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F Pの放出及びF Pの状態変化・輸送モデルとしては、米国NRCで整備されたNUREG-1465^(A-1)のソースタームがあり、海外での規制等に活用されている。

本参考資料は、MAA PのソースタームとNUREG-1465のソースタームの比較検討を行うことで、MAA P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の代替ソースターム

NUREG-1465では、格納容器への放出過程を以下の四つのフェーズごとに分けて評価している。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F Pが放出される。

早期原子炉圧力容器内放出（炉心損傷から1.5時間）

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

原子炉圧力容器外放出（原子炉圧力容器破損から3.0時間）

原子炉圧力容器底部の破損後、格納容器下部区画に落下した溶融炉心がコンクリートと反応し、F P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。

後期原子炉圧力容器内放出（原子炉圧力容器破損から10時間）

早期原子炉圧力容器内放出期間に原子炉圧力容器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。

F P 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、以下の八つの元素ごとのグループに分類している。一方、MAAPでは化学的形態を考慮して、F Pを12のグループに分類し、炉心からの放出速度と原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内での移行挙動を評価している。NUREG-1465におけるF Pグループの分類は、WASH-1400^(A-2)におけるF Pグループ分けをもとに、その後の検討を反映したものであり、MAAPにおける分類と直接的な関連はない。しかしながら、以下に示すように、MAAP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おり、原子炉格納容器内ソースタームの評価を行うにあたって、取り扱われている核種は同等となっている。

[F Pの核種グループ]

(NUREG-1465)		(MAAP)	
グループ	核種	グループ	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

NUREG-1465のF Pの放出割合については、上述のF P核種グループごとに平均的な放出割合を「代替ソースターム」としてまとめている。代替ソースタームでは、炉型(BWRプラントとPWRプラント)ごとのソースタームが設定されているが、これは、BWRとPWRでは炉心出力密度やZr酸化量の違いにより、F P放出量や放出タイミングに相違が生

じると評価されたためである。

なお、ソースタームの放出割合は、保守的に設定された損傷燃料からの初期F P放出（ギャップ放出）を除き、原子炉圧力容器が低圧で破損する事故について、保守的あるいは限界的な値というより、代表的又は典型的な値を示しており、全てのシビアアクシデントの事故シーケンスを包絡しているわけではなく、ある単一の事故シーケンスを表しているものでもない。NUREG-1465 で提案されたBWRプラントに対する代替ソースタームを以下に示す。

[代替ソースターム（BWR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	早期原子炉圧力容器内放出	原子炉圧力容器外放出	後期原子炉圧力容器内放出
1	希ガス	0.05	0.95	0	0
2	ハロゲン	0.05	0.25	0.30	0.01
3	アルカリ金属	0.05	0.20	0.35	0.01
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

3. MAA P と NUREG-1465 のソースタームの比較

参考文献^(A-3)において、米国 Peach Bottom プラント（Mark-I 型格納容器/BWR 4）を対象に、下記に示した三つの事故シーケンスに対して、MAA Pによるシビアアクシデント解析結果から得られた原子炉格納容器内ソースタームと NUREG-1465 で示されているBWRプラントの原子炉格納容器内のソースタームが比較されており、以下に概要を示す。

[事故シーケンス]

- ・ TB1 シーケンス（全交流動力電源喪失）+10 時間でバッテリー枯渇
- ・ TC2 シーケンス（ATWS）+原子炉圧力容器減圧なし
- ・ S2E1 シーケンス（2 インチ破断）

図 1 に、NUREG-1465, MAA P 及び従来の立地評価における仮想事故相当について、原子炉圧力容器破損後 1 時間時点における原子炉格納容器内ソースターム放出割合の比較を

示す。希ガスについては、すべてのシーケンスにおいてほぼ全量を放出しきっており、NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっている。高揮発性の核種であるヨウ素については、TB1 シーケンスを除いて NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっており、Cs, Te とともに同様の傾向を示している。TB1 シーケンスにおいて放出割合が少なくなっている理由としては、原子炉圧力容器の破損時刻が他の事象に比べて遅く、原子炉圧力容器内への F P 沈着量が多くなっているためと考えられる。また、低揮発性の核種である Sr については、NUREG-1465 に比べて M A A P の方が 1 桁程度少ない結果となっているものの、核種ごとの全体的な放出割合は同様の傾向を示している。

図 2 に、NUREG-1465, M A A P 及び従来の立地評価における仮想事故相当について、事故収束後における原子炉格納容器内ソースターム放出割合の比較を示す。図 1 に示した原子炉圧力容器破損後 1 時間の時点において、原子炉格納容器側へ F P をほぼ放出しきっており、原子炉圧力容器破損後 1 時間時点の放出割合と同様となっている。なお、仮想事故では、瞬時放出の扱いとなっており、放出割合の時間変化は考慮されていない。

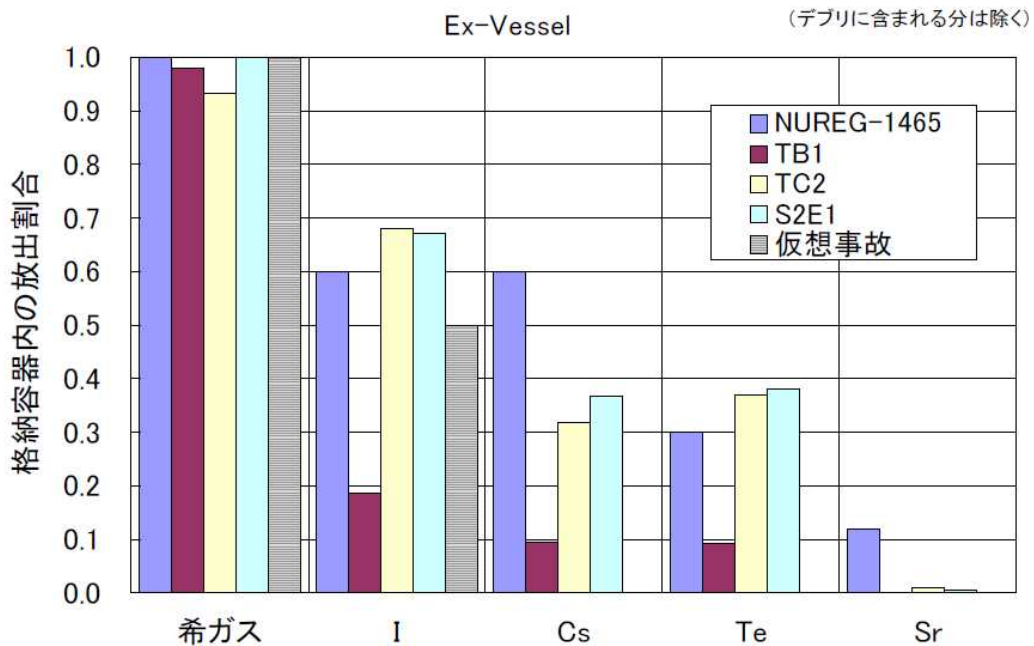


図 1 原子炉格納容器ソースターム比較 (圧力容器破損後 1 時間) ^(A-3)

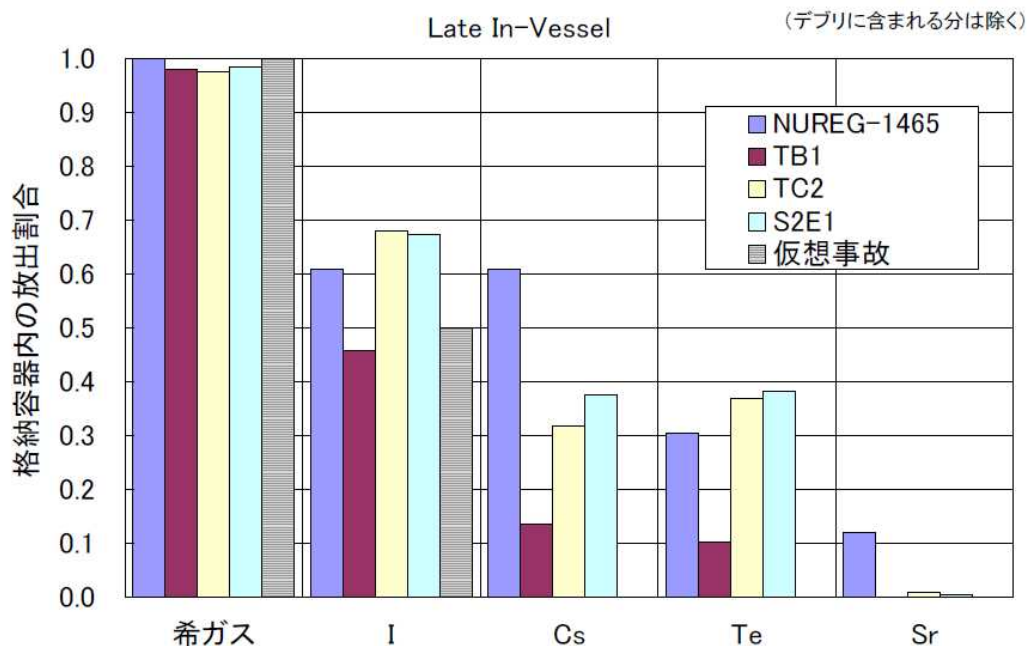


図2 原子炉格納容器ソースターム比較 (事故収束後) (A-3)

4. まとめ

MAAPのソースタームと NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行った。NUREG-1465 では、物理・化学的挙動の類似性等から八つの核種グループに分類されているのに対し、MAAPでは炉心からの放出速度の相違に基づき 12 グループに分類されているが、両者の比較から、放出に寄与するものは網羅されており、原子炉格納容器内ソースタームの評価にあたって、取り扱われている核種は同等であることを確認した。また、NUREG-1465 における原子炉格納容器内ソースタームとMAAPにおける解析結果の比較を行い、MAAPにおける原子炉格納容器内ソースタームは、シーケンスによって違いがあるものの、NUREG-1465 のソースタームとほぼ同等であることを確認した。

5. 参考文献

- (A-1) “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”, NUREG-1465, 1995.
- (A-2) “Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants”, NRC, WASH-1400(NUREG-75/014).
- (A-3) 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

入力項目リスト (1/3)

分類	入力項目	
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	
	炉心流量	
	原子炉圧力	
	原子炉冷却材温度	
	原子炉水位	
	給水流量 (初期), エンタルピ	
	原子炉冷却材容積	炉心
		炉心シュラウドヘッド
		スタンドパイプ及び気水分離器
		上部ヘッド
		上部ダウンカマ
		下部ダウンカマ
		下部ヘッド
		再循環ループ
	流路形状データ (流 路断面積, 流路長さ, 流路高さ)	下部ヘッド下端から炉心支持板まで
		炉心支持板から上部格子板まで
		上部格子板から炉心シュラウドヘッド上端 まで
		炉心シュラウドヘッド上端から気水分離器 上端まで
		下部ダウンカマ
		上部ダウンカマ
		上部ヘッド
		原子炉圧力容器内径
		炉心シュラウド内径
		原子炉圧力容器本体肉厚
	熱構造材データ (材 質, 体積, 表面積)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原子炉圧力容器内 炉心シュラウド, 炉心シュラウドヘッド, 炉心シュラウドサポート, 上部格子板, 気 水分離器, スタンドパイプ, 蒸気乾燥器, 上部ヘッド, ダウンカマ, 制御棒案内管及 びハウジング, 下部ヘッド, 再循環ループ

入力項目リスト (2/3)

分 類	入力項目		
炉心データ	炉心流路面積	炉心流路面積	
		バイパス流路面積	
	炉心崩壊熱		
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		
	ペレット一被覆管ギャップ条件 (ガス圧力, ガス組成, 熱伝達係数)		
	スペーサ位置		
再循環ポンプ関連データ	コーストダウン特性		
	再循環ポンプ定格流量		
	ジェットポンプ台数		
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	
		初期湿度	
	区画間データ	底部高さ	
		流路幅	
		流路高さ	
		流路長さ	
		流路面積	
	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)	格納容器各区画壁面 (側壁, 床, 天井等)	
		格納容器内構造物	

入力項目リスト (3/3)

分類	入力項目
デブリ挙動関連	デブリ初期条件 (燃料, 構造材, F P の材質別質量)
	原子炉圧力容器破損判定条件
	F C I 現象におけるデブリジェットの落下条件
	F C I 現象における細粒化条件
	F C I 現象における細粒化デブリと水の伝熱条件
	M C C I 現象におけるデブリのキャビティ床面での拡がり条件
	M C C I 現象におけるデブリと水の伝熱条件
	M C C I 現象におけるデブリとコンクリートの伝熱条件
	M C C I 現象におけるコンクリートの組成
原子炉保護設備	原子炉スクラム (設定点, 応答遅れ)
事象収束に重要な 機器・操作関連	E C C S 作動設定点
	E C C S 注入ポンプ (注入開始 (起動遅れ時間), 台数, 容量, 停止条件)
	崩壊熱除去系 (台数, 容量)
	格納容器スプレイポンプ (操作タイミング, 台数, 容量)
	逃がし安全弁 (開操作開始条件 (原子炉圧力), 個数, 容量)
	代替注水系 (注入開始 (起動遅れ時間), 台数, 容量, 停止条件)
	格納容器ベント (操作タイミング, 面積)
復水貯蔵タンク (保有水量, 温度)	
事故条件	配管破断条件 (位置, 面積)

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。

(1) 原子炉压力容器からの気相漏えいの発生について

原子炉压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、原子炉压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压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。この現象によって、原子炉压力容器破損タイミングや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) 溶融炉心の下部プレナム落下挙動

1号機のMAAP解析において、原子炉圧力は3月11日22時頃に急峻なピークを示している。MAAPコードでは、炉心損傷の進展に伴って、固化クラストによって閉塞領域が形成されると溶融炉心は一旦保持されるものの、クラストの破損に伴って、溶融炉心が下部プレナムへの落下を開始するというモデルを採用していることに起因すると考えられる。一方、複雑な下部構造を持つBWRでは、燃料支持金具の冷却水の通過口から溶融した炉心が降下し、下部プレナムに流れ落ちる経路や、溶融プールが炉心の径方向に拡大し、外周部のバイパス領域へ流出し、下部プレナムへ流れ落ちる経路、更に炉心シュラウドと接触・破損させることによってダウンカマへ流出する経路等、流出経

路には様々な形態が考えられる。溶融炉心の下部プレナムへの落下挙動は、それ以降の原子炉圧力容器破損等の事象進展に影響を与える可能性がある。

(3) 圧力抑制プールの温度成層化について

3号機では、R C I Cによる注水期間において、原子炉格納容器圧力のMAAP解析結果と実測値に差があり、圧力抑制プールにおいて温度成層化が起きた可能性が指摘されている^[3]。MAAPコードによる有効性評価では、圧力抑制プールのプール水を単一ノードで模擬し、プール水温は均一に上昇する仮定としているのに対し、温度成層化を考慮した場合、原子炉格納容器の圧力及び温度上昇が速くなる可能性がある。

(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、原子炉圧力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格納容器内事象進展への影響はない。別図1-2.2-1及び別図1-2.2-2に、炉心損傷に伴う計装用案内管破損を模擬した場合の原子炉圧力及び格納容器温度の比較を示す。これらの図から明らかのように、事象進展への影響は小さい。

また、過渡事象(TQUV)起因のシーケンスでは、原子炉圧力容器からの気相漏えいは、原子炉減圧挙動と水位低下挙動に影響する。

高圧溶融物放出／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、高圧溶融物放出／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、原子炉圧力容

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。別図 1-2.2-3 に、炉心損傷に伴う計装用案内管破損を模擬した場合の原子炉圧力の比較を示す。計装用案内管温度が融点に到達した時点で損傷するとした本感度解析では、その損傷は原子炉減圧後に発生しており、原子炉減圧操作への影響はない。

熔融炉心と冷却材の相互作用及び熔融炉心とコンクリートの相互作用においては、原子炉減圧後の現象を評価するため、原子炉圧力容器破損前のペDESTAL注水が必須となる。しかしながら、上述のように十分な時間余裕があり、かつ、評価においては、原子炉水位が有効燃料棒底部まで低下する以前に原子炉減圧操作を実施しており、炉心損傷初期の段階であることから、原子炉圧力容器の気相漏えいを仮定しても破損時間に対する影響は小さく、運転操作に対する影響はない。

(2) 熔融炉心の下部プレナム落下挙動

有効性評価のうち、「格納容器過圧・過温破損」の評価において、原子炉圧力容器が破損しないシーケンスを想定するシナリオでは、熔融炉心の下部プレナム落下前に冷却される状態を対象としているため、本現象の影響はない。

下部プレナムへの熔融炉心落下が発生するシーケンスについては、本文「3.3.6 熔融炉心の挙動モデル」で述べたように、MAAPコードでは、熔融炉心の下部プレナムへの落下は、炉心支持板が破損するか、クラストが破損して熔融炉心を保持できなくなった場合に開始され、落下する熔融炉心の量は、仮想的なデブリジェット径等により計算されている。一方、燃料支持金具等の炉心下部構造物を介した熔融炉心の移行は、別図 1-2.2-4 に示す経路が想定され、熔融炉心が下部プレナムへ移行する場合、これらの構造物との熱的な相互作用によって、その経路で一部が固化し、落下流量が低減される等の影響が想定される。したがって、これらを考慮していない現行評価は、原子炉圧力容器下部ヘッドへの熱負荷を計算する上で、保守的な扱いといえる。

また、同じく「3.3.6 熔融炉心の挙動モデル」で述べたように、MAAPコードでは、熔融炉心の径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞した以降に発生し、熔融領域は炉心シュラウドまで到達しない想定としている。熔融炉心が炉心シュラウドと接触した場合、炉心シュラウドを熔融貫通する可能性はあるものの、その径方向への進展は下部ノードの閉塞挙動等に依存した極めて不確かさの大きな現象と考えられる。さらに、熔融炉心が炉心シュラウドを熔融貫通した場合の下部プレナムへの移行は、ジェットポンプ等の貫通後に発生するが、ジェットポンプ内部に冷却材が存在している場合には、熔融炉心が一時的に冷却される等の効果も期待される。このようなことから、炉心下部構造物を介した移行に比べて、主要なリロケーション経路となり得るとは考えにくく、有効性評価への影響は小さいと考えられる。

(3) 圧力抑制プールの温度成層化について（別添 1（補足）参照）

原子炉隔離時冷却系の運転方法として、福島第一原子力発電所 3 号機と同様にテストラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合、圧力抑制プールの温度成層化による原子炉格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら、原子炉隔離時冷却系が間欠運転（L-2 と L-8 の自動制御）の場合、原子炉隔離時冷却系が停止している間に原子炉圧力が上昇し、逃がし安全弁が作動することにより温度成層化の発生の可能性は小さくなる。また、原子炉隔離時冷却系の注水流量調整のみによる制御とした場合においても、消費される駆動蒸気量の減少により逃がし安全弁の作動回数が増え、温度成層化の発生可能性は小さくなる可能性がある。

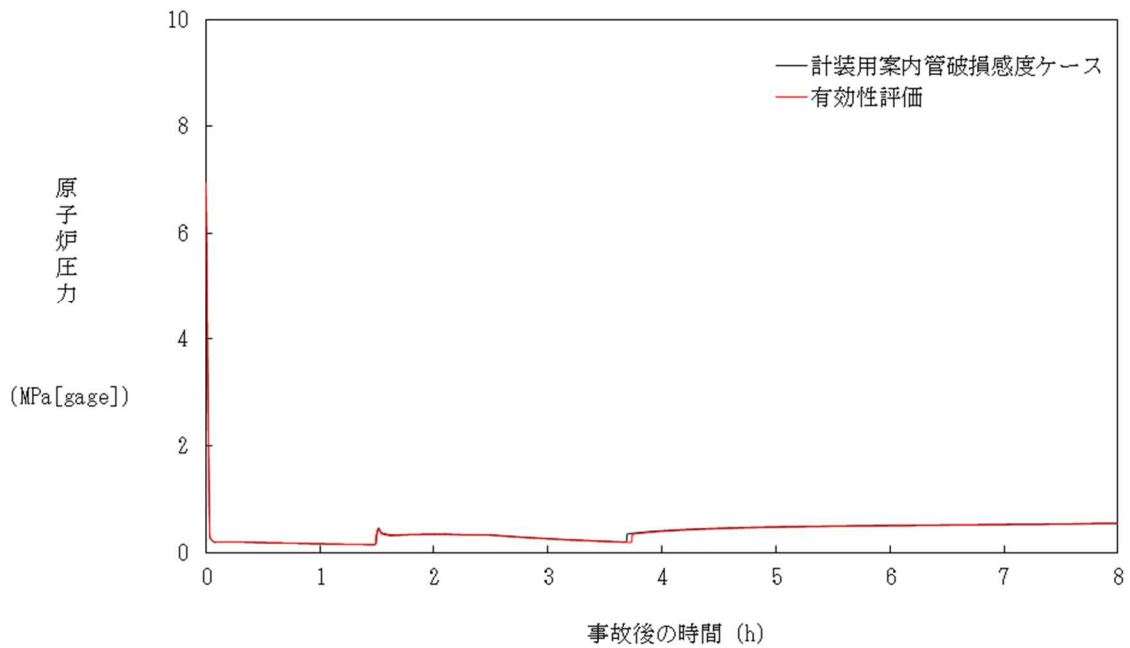
一方、低圧代替注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

(4) 原子炉格納容器の気相漏えいについて

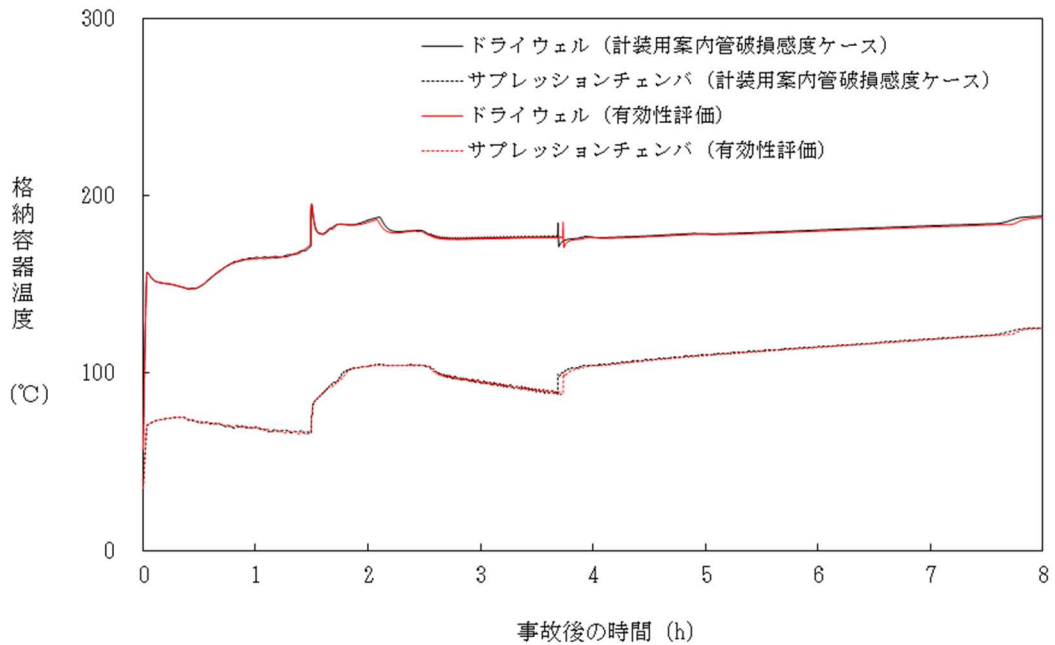
福島第一原子力発電所事故においては、原子炉格納容器内で局所的な過温状態となつて、気相部に漏えいが生じた可能性が指摘されている。重大事故時の原子炉格納容器内温度分布は、損傷炉心及び核分裂生成物の分布やその冷却状態、また、原子炉格納容器への注水等によるガス攪拌に資する駆動力の有無にも依存することから、MAAP の評価体系で原子炉格納容器内の温度分布を精度よく評価することは困難である。

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、原子炉及び格納容器への代替注水等を整備し、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、原子炉圧力容器内損傷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。

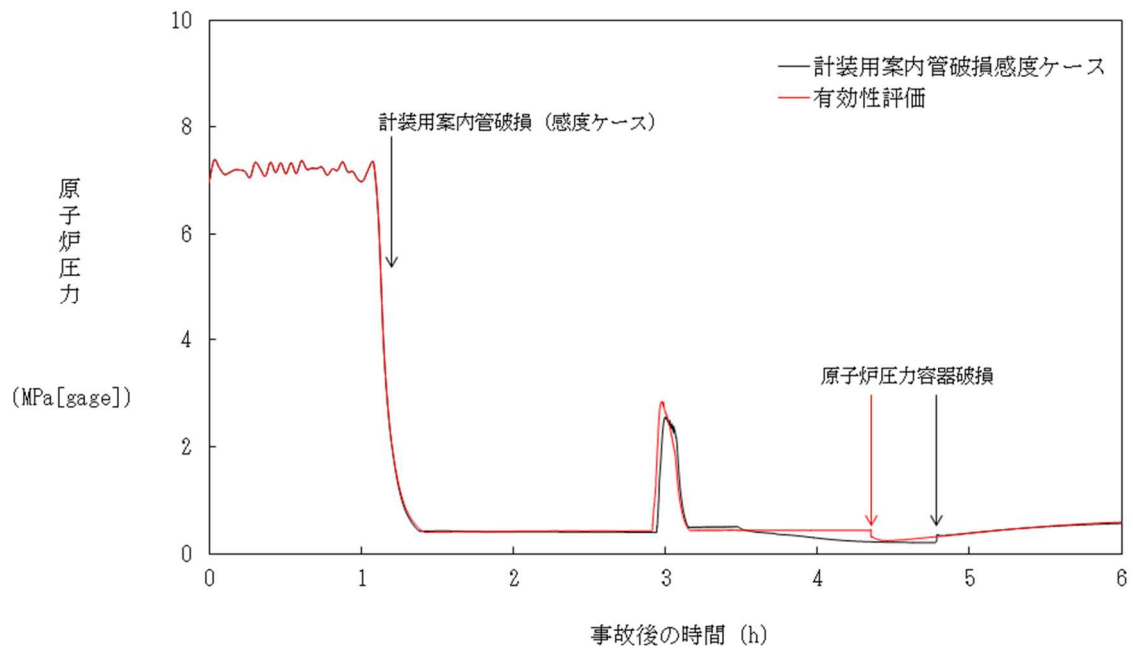
このような観点から、本文「3.3.4 格納容器モデル」の図 3.3-6 に例示した原子炉格納容器のノード分割方法は、原子炉格納容器の過圧・過温に対する有効性評価に適用可能である。



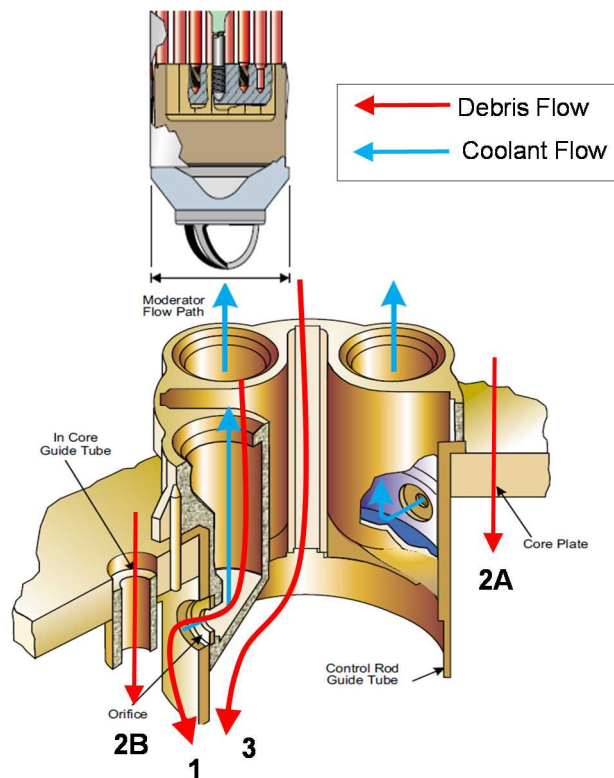
別図 1-2. 2-1 大破断 L O C A 時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）
における原子炉圧力変化の比較



別図 1-2. 2-2 大破断 L O C A 時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）
における格納容器温度変化の比較



別図 1-2. 2-3 高圧・低圧注水機能喪失における原子炉圧力変化の比較



別図 1-2. 2-4 炉心下部構造物を介した溶融炉心の移行経路^[4]

3. MAAPコード改良の動向について

3.1 MAAPコードの改良^[5]

MAAPコード最新バージョンで追加された物理現象モデル^[5]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コード最新バージョンでは、制御材である B_4C の酸化モデルが追加されている。 B_4C 酸化については、QUENCH実験において、 B_4C 酸化による H_2 発生量全体に寄与する割合はQUENCH-07で2.4%、QUENCH-09で2.2%と小さいことが確認されている。すなわち、炉心損傷進展に伴う不確かさに比べればその影響は小さく、有効性評価への影響は小さいと考えられる。

(2) 一次系モデル

(a) 主蒸気管ノードの追加

MAAPコード最新バージョンでは、主蒸気管ノードが一次系ノードに追加され、高温ガスによるクリープ損傷がモデル化されている。本現象は、炉心損傷後に原子炉圧力容器内が長時間高温・高圧状態に維持される場合に生じ得るが、有効性評価では、運転員操作による炉心損傷の初期段階での原子炉減圧を想定しているため、主蒸気管のクリープ損傷が発生する可能性は小さいと考えられる。

また、仮にクリープ損傷が生じた場合にも、2.2における原子炉圧力容器からの気相漏えいと同様に事象進展への影響は小さいと推定される。

(b) 計装管損傷モデルの追加

MAAPコード最新バージョンでは、原子炉内核計装等の計装管の損傷がモデル化されており、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、2.1及び2.2で述べたように原子炉圧力容器からの気相漏えいとして現れるが、上述のように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。

(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^[6]及びMASCA^[7]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、原子炉圧力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) 圧力抑制プールの多ノード化

MAAPコード最新バージョンでは、圧力抑制プールの多ノードモデルが追加されており、逃がし安全弁排気管からの入熱等による温度分布を評価することが可能となっている。これにより、圧力抑制プール水の温度成層化の模擬が可能である。

この多ノード化については、2.2で述べたように、圧力抑制プールの温度成層化は、逃がし安全弁の作動状況に依存するものの、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいと考えられる。

(b) 溶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^{[8][9][10]}の知見を反映して、溶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、溶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試験結果との比較による妥当性確認が行われている^[11]。これらの物理現象モデルの根拠となった試験では、溶融物落下後にドライ条件である程度コンクリート侵食が進んだ後に上部から注水（Top Flooding）する条件で行われており、有効性評価で対象としている、溶融炉心が水中へ落下し、粒子化した後、床面に粒子状ベッドとして堆積する場合の伝熱挙動とは異なるため、このモデル改良が、有効性評価にそのまま適用されるわけではない。しかしながら、溶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^[4]。主要な項目としては、下記のとおり、溶融炉心の挙動に重点を置いたものとなっている。

- ・ 下部プレナムへの溶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溶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

(1) 下部プレナムへの溶融炉心リロケーション経路の追加

BWRの炉心下部構造を模擬した溶融炉心の下部プレナムへの落下経路が追加された。2.1及び2.2にて示したように、本モデルによって、下部プレナムへの落下流量が低減されるため、下部ヘッドへの熱負荷も軽減され、原子炉圧力容器破損時間も遅延されると推

定される。したがって、有効性評価に適用している現行MAAPは保守的な扱いとなっていると考えられる。

(2) 下部プレナム内構造物と熔融炉心との相互作用

BWR下部プレナムは制御棒（CR）案内管・制御棒駆動機構（CRD）ハウジング等の構造物を有している。有効性評価に適用している現行MAAPでは、これらを1個のヒートシンクとしてモデル化しているが、径方向に複数のグループに分類して、下部プレナム内熔融炉心との接触面積の相違を考慮し、CR案内管・CRDハウジング内冷却水保有量とそれらの熔融をグループごとに評価するモデルが追加された。これによって、炉心部から下部プレナムへの熔融炉心の落下が段階的に発生する。すなわち、(1)と同様に、下部プレナムへの落下流量が低減されるため、下部ヘッドへの熱負荷も軽減され、原子炉压力容器破損時間も遅延されると推定される。

(3) 原子炉格納容器内デブリ拡がりモデルの追加

有効性評価に適用している現行MAAPでは、原子炉压力容器破損後に格納容器床に落下する熔融炉心は、ユーザーが指定する床面積まで直ちに拡がるモデルとなっている。この拡がり挙動を現実的に評価することを目的として、拡がり速度を指定可能とするデブリ拡がりモデルが追加されている。本モデルは、原子炉压力容器から段階的に熔融炉心が落下する場合に拡がり制限される可能性があるが、BWRで支配的なCRDハウジング逸出による破損モードの場合、瞬時に大量の熔融物が落下するため、拡がり挙動の影響は小さいと考えられる。

[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 3 回進捗報告,” 平成 27 年 5 月 20 日
- [3] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, “圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納容器圧力等への影響等の検討,” 平成 24 年 2 月 1 日
- [4] Y. Kojima, et al., “MAAP Enhancements for Ascertaining and Analyzing Reactor Core Status in Fukushima Daiichi NPP”, Proceedings of ICAPP 2014, Charlotte, USA, April 6-9, 2014, Paper 14209.
- [5] Electric Power Research Institute, “Modular Accident Analysis Program 5 (MAAP5) Applications Guidance”, May 2015.
- [6] “IN-VESSEL CORE DEBRIS RETENTION AND COOLABILITY Workshop Proceedings”, 3-6 March 1998, Garching, Germany (NEA/CSNI/R(98)18).
- [7] D. F. Tsurikov, et al., “Main Results of the MASCA 1 and 2 Projects”, Russian Research Centre “KURCHATOV INSTITUTE”, OECD MASCA Project (2007).
- [8] M. T. Farmer, et al., “Corium Coolability under Ex-Vessel Debris Cooling Tests”, Proc. Of OECD/CSNI Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [9] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI Project Final Report”, OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).
- [10] M. T. Farmer, et al., “OECD MCCI-2 Project Final Report”, OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).
- [11] Q. Zhou, et al., “Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series”, Proceedings of ICAPP 2014, ICAPP-14352, Charlotte, USA, 2014.

別添1（補足） 圧力抑制プールの温度成層化の影響について

1. はじめに

福島第一原子力発電所3号機（1F-3）は津波到達後の原子炉隔離時冷却系（以下「RCIC」という。）運転期間中、RCIC及び主蒸気逃がし安全弁（以下「SRV」という。）からの排気蒸気により、ドライウェル圧力が上昇傾向にあった。このドライウェル圧力の変化（実測値）をMAAP解析の結果と比較すると実測値の上昇の方が大きく、MAAP解析では3月12日の12時頃までに観察されているドライウェル圧力の変化を再現できていない（図1）^{*1}。この理由として、「圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納容器圧力等への影響等の検討」（独立行政法人 原子力安全基盤機構、平成24年2月1日）によれば、RCICのタービン排気蒸気により排出管近傍におけるサプレッション・チェンバ（以下「S/C」という。）のプール水温が上昇し、高温水が水面近傍を周方向に広がることでプール上部が高温になり、温度成層化が発生した可能性が示唆されている。

また、福島第二原子力発電所4号機においても事故調査・検証委員会最終報告で圧力抑制プール（以下「S/P」という。）の上部と下部で温度差が発生していたことが報告されている^{*2}。

これらのプラント状況等を比較し、温度成層化の発生する可能性及び発生した際の影響について考察した。

なお、福島第一原子力発電所2号機（1F-2）も長期間、RCICが動作していたが、S/Cが収められているトラス室が浸水し、格納容器圧力の上昇を抑制するのに十分な除熱ができていた可能性があること、また、原子炉水位が制御されずに、RCICタービンの抽気レベル（主蒸気管）付近まで水位が上昇し、蒸気と水の二相流がRCICタービンへ流入した可能性等あることから、本検討対象には含めないこととした。

2. 福島第二原子力発電所2号及び4号機圧力抑制プール水の温度

福島第二原子力発電所2号及び4号機（2F-2,4）では、津波による浸水の影響により全台又は一部の非常用ディーゼル発電機が機能喪失し、RCICによって原子炉水位を維持しつつ、SRVで原子炉圧力の制御（原子炉減圧操作）を実施した。その時のS/P水の温度のチャートを図2, 3, 4, 5, 6, 7, 8及び9に示す（A系とB系で同様の挙動を示すため、A系を例示）。

なお、福島第二原子力発電所の1号機については2F-2,4と同様にRCICによる水位維持を実施していたが、計器用電源喪失に伴い対象の記録計が停止していた等の理由により対象外とした。また、福島第二原子力発電所の3号機についてはB系の交流電源母線が機能を維持しており、事象初期からRHRによるS/Cクーリングを実施しているため、2F-2,4を対象とした。

これらのチャートから、RCICによって原子炉水位を維持しつつ、SRVで原子炉圧力の制御（原子炉減圧操作）を行う事象初期では、S/Pの上部と下部の水温の差はほと

んどなく、ほぼ一様に温度上昇していることが確認されている。

また、事象後半（2F-2：3月12日2時頃，2F-4：3月12日1時頃）ではS/Pの上部と下部において温度差が発生しているが，S/CクーリングやHPCS，LPCIの起動により温度差は減少した（図7及び図9）。

3. MAA Pによる福島第二原子力発電所4号機のトレース解析

2F-4を対象にMAAPにより事象進展解析（トレース解析）を実施した。図10及び図11に格納容器圧力及びS/P水温の実測値（S/P上部温度）とMAAP解析結果の比較を示す。解析結果と実測値との比較により以下の傾向が確認された。

- －RCIC運転期間中は実測値（S/P上部温度）に対してMAAP解析結果はこれを良く再現している（この間，S/P上部と下部の温度差は観測されていない）
- －RCIC注水停止以降のMUWCによる注水期間中は，実測値（S/P上部温度）に対して解析結果は僅かに低い値となったがおおむね実測値は再現されている（この間，上部と下部で温度差が観測されている）

4. 福島第一原子力発電所3号機と福島第二原子力発電所2号及び4号機の差異

1F-3のS/C圧力のMAAP解析結果と実測値との差異が温度成層化の影響によるものとした場合，RCIC運転時の比較的初期（差異が大きくなる3月11日20時頃から以前）から発生していたと考えられる。一方，2F-2,4においてはRCIC運転時の後半又はRCIC隔離後（2F-2：3月12日2時頃，2F-4：3月12日1時頃）まで大きな温度差は発生しておらず，またMAAPでのトレース解析を実施したところ，S/P水温や格納容器圧力の評価結果と計測値の間に大きな差異は生じていない。

原子炉格納容器の型式（1F-3：MARK-I，2F-2,4：MARK-II改良型），SRV排気管のクエンチャのアーム部は異なるものの，RCIC排気スパージャ，SRV排気管のクエンチャの寸法や配置の高さに大きな差異はないことから各々の原子炉圧力，RCICやSRVの運転状況と，それらの排気ラインからの蒸気の流入量が大きく関与しているものと推定される。

1F-3はRCICが自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で，原子炉水位を緩やかな変化となるように流量を設定しており，これによりRCIC排気スパージャから継続的にS/Pへ蒸気が流入していたものと推定される。一方，2F-2,4では原子炉圧力をSRVにより減圧させながらRCIC運転を行っており，SRV排気管からのS/Pへの蒸気流入が比較的多かったものと推定される。これらについて整理し，表1，2及び図12，13，14にまとめた。

以上の関連について整理すると以下の可能性が示唆される。

- ・原子炉が高圧の状態ではSRVより多くの蒸気がS/Pに流入している状態では温度成層化は発生しない（2F-2,4事象初期から）。
- ・原子炉が低圧の状態ではSRVからS/Pへの蒸気の流入が少なく，温度成層化が発

生ずる（2F-2,4 事象後半から）。

- ・原子炉の圧力状態にかかわらず，SRVをほとんど使用せず，RCICによる連続運転を実施した場合は温度成層化が発生する（1F-3 より）。

5. 想定される温度成層化の状況

1F-3 ではRCIC運転中に解析結果に対して比較的大きな温度差が発生している一方で、2F-4 のRCIC注水停止以降のMUWCによる注水期間中はトレース解析と測定値との差異は大きくない。これは以下の理由によるものと推定される。

- ・2F-4 のMUWCによる注水期間中は，原子炉で発生する蒸気はSRVを通じてS/Pへ流入するが，SRVクエンチャの排気孔はS/Pの底部から約 m 程度の下部の位置にあることから，この付近を境に上下の温度差が発生したと考えられ，S/P水の多くを上部の温度が高い層が占めるため，S/P水温を一律の温度としているMAAP評価と差異が大きくなかったと考えられる。これは図9の温度差が解消された後の温度にも現れている*。
- ・1F-3 のS/C圧力は事象の早くから解析結果と測定値との差異が大きいが，主な蒸気の排出口として考えられるRCICスパージャは図15に示すようにS/P水面近くに排気孔が設置されており，蒸気凝縮した高温水が水面近傍を周方向に拡がることでプール上部が高温になり，S/C圧力を大きく上昇させる要因となったと考えられる。

*発生したS/P水の上部と下部の温度差は，S/CクーリングやHPCS，LPCIの起動により2F-2：3月14日7時頃，2F-4：3月12日11時頃に減少している。この時の上部と下部の温度のそれぞれの変化を確認すると下部の温度計の上昇に比べて上部の温度計の下降が小さいことが確認される。よって，温度差の境は上部と下部の中心ではなく比較的下部の位置にある可能性があることを示している。

6. まとめ

RCICの運転方法として，1F-3と同様にテストラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合，S/Pの温度成層化による原子炉格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら，RCICが間欠運転（L2とL8の自動制御）の場合，RCICが停止している間にSRVが動作することにより温度成層化の発生の可能性は小さくなる。また，RCICの注水流量調整のみによる制御とした場合においても，RCICで消費される駆動蒸気量の減少によりSRVの動作回数が増え，温度成層化の発生可能性は小さくなる可能性がある。

一方，代替低圧注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの，格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

表1 1F-3, 2F-2, 4のプラントの状態と運転
(RCIC運転時の初期(3/12 0:00迄))

	原子炉圧力 (図12, 13, 14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温度計の 上部と下部の 温度差	解析結果との 差異(S/C圧力)
1F-3	高圧維持 (7MPa程度)	連続運転 (16:03~)*2	大	逃がし弁機 能(推定)	小*3	—	3/11 20時頃 から発生
2F-2	原子炉減圧 (7MPa→1MPa 程度)	間欠運転 (15:43~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異なし	—
2F-4	原子炉減圧 (7MPa→1MPa 程度)	間欠及び連 続運転 (15:54~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異なし	大きな 差異なし

*1 原子炉圧力やRCIC, SRVの動作状況から推定

*2 RCICが自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で、
原子炉水位が緩やかな変化となるように流量を設定

*3 原子炉圧力の推移及びRCICの連続運転によりSRVの動作や排気される蒸気量は少なかったと推定

表2 1F-3, 2F-2, 4のプラントの状態と運転
(RCIC運転時の後半(3/12 0:00~))

	原子炉圧力 (図12, 13, 14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温度計の 上部と下部の 温度差	解析結果との 差異(S/C圧力)
1F-3	—*2						
2F-2	低圧維持 1MPa以下	RCICが隔離 するまで間 欠運転	小	原子炉の低 圧維持のため開	小*3	3/12 2時頃から 温度差発生*4	—
2F-4	低圧維持 1MPa以下	RCICが隔 離	無	原子炉の低 圧維持のため開	小*3	3/12 1時頃から 温度差発生*4	大きな 差異なし

*1 原子炉圧力やRCIC, SRVの動作状況から推定

*2 3/12 12:00以降についてはS/CスプレーやHPCIへの切替えを実施しているため、対象外とする

*3 原子炉圧力が低いことからSRV排気管クエンチャからの蒸気量は少量であったと推定

*4 2F-4はRCIC隔離とほぼ同じ時期にS/P上部・下部の温度差が発生し始めているが、2F-2はRCIC隔離より前(2~3時間前)にS/P上部・下部の温度差が発生している。これは各々のプラントの原子炉減圧過程が影響しているものと推定され(図13, 図14)、2F-2では比較的早い段階で減圧が開始され、温度差が発生する時点では原子炉圧力は0.5MPa程度となっている。一方、2F-4はRCIC隔離と同じ時期に原子炉圧力が0.5MPa程度となっており、この程度の原子炉圧力下ではSRVからの蒸気量が少なく、S/Pの流況を変化させる程度の攪拌力は得られないものと推定される

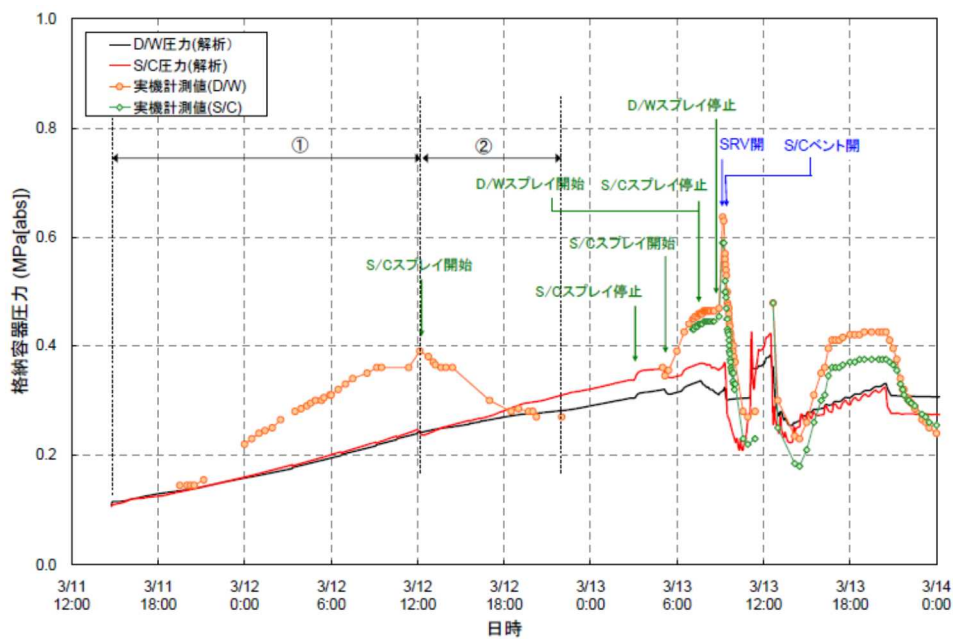


図1 福島第一原子力発電所3号機の格納容器圧力の実測値とM A A P評価結果※1

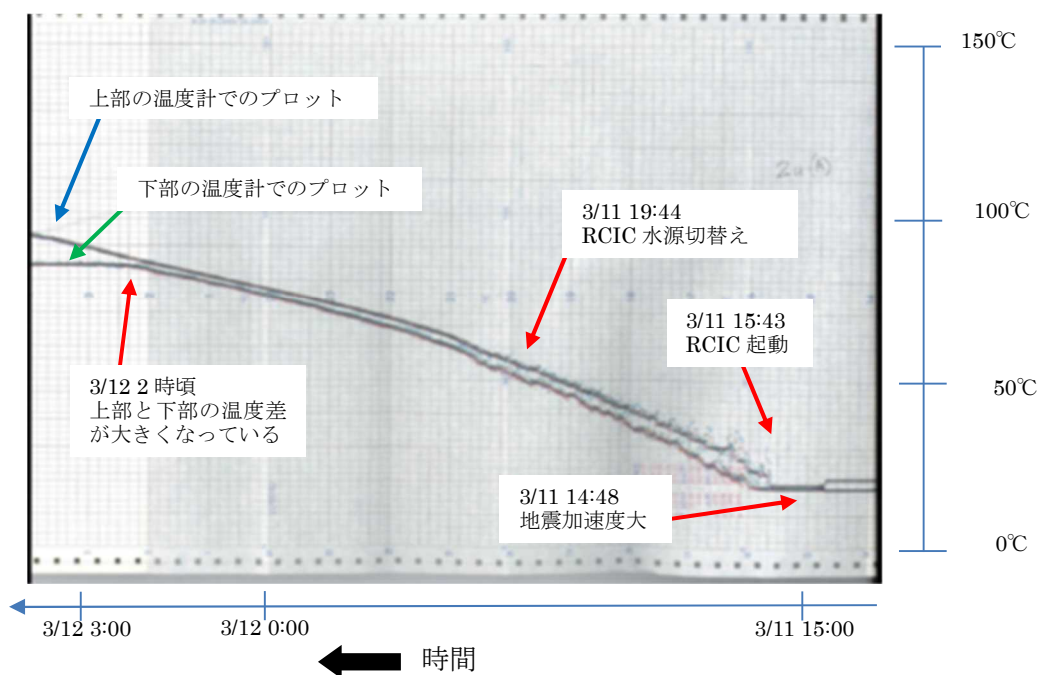


図2 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(1/6)

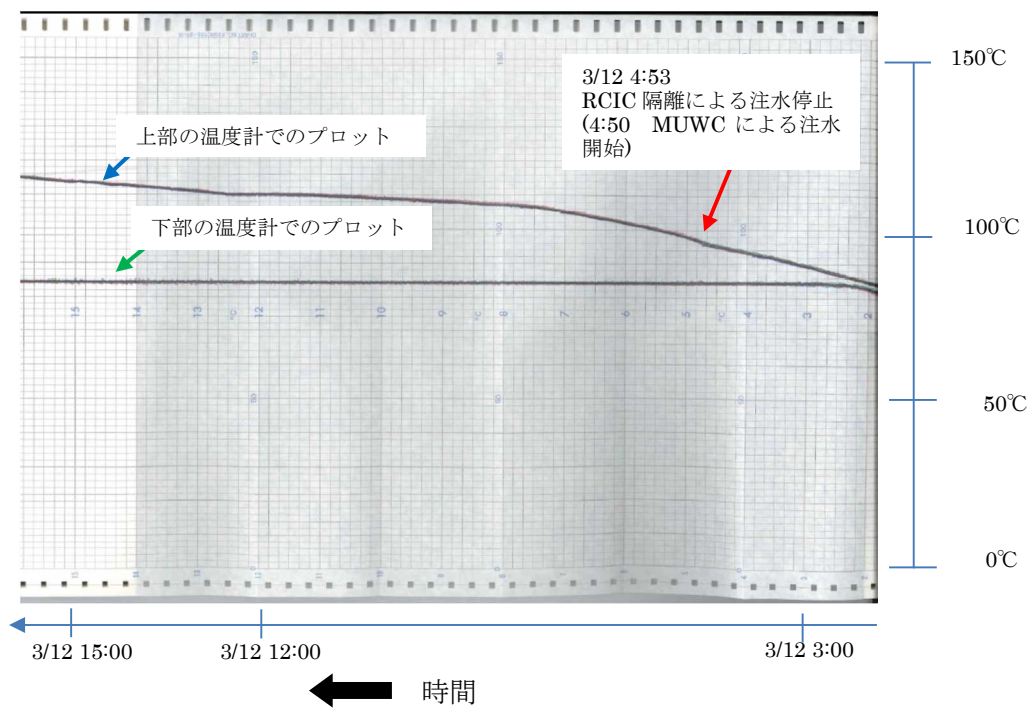


図3 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (2/6)

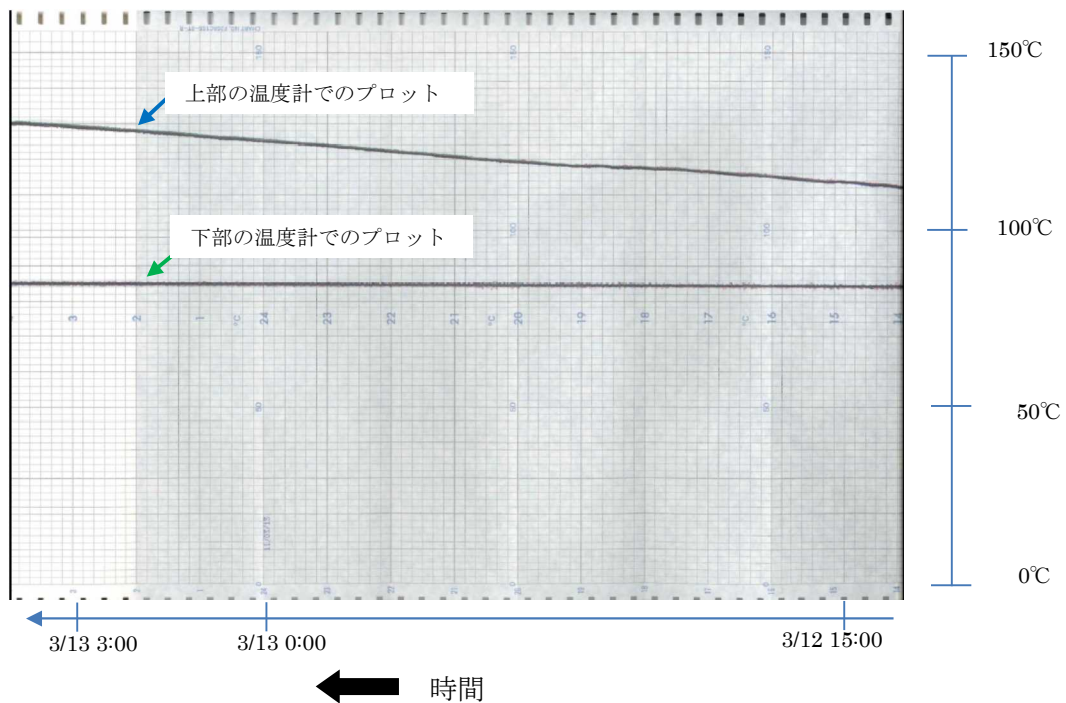


図4 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (3/6)

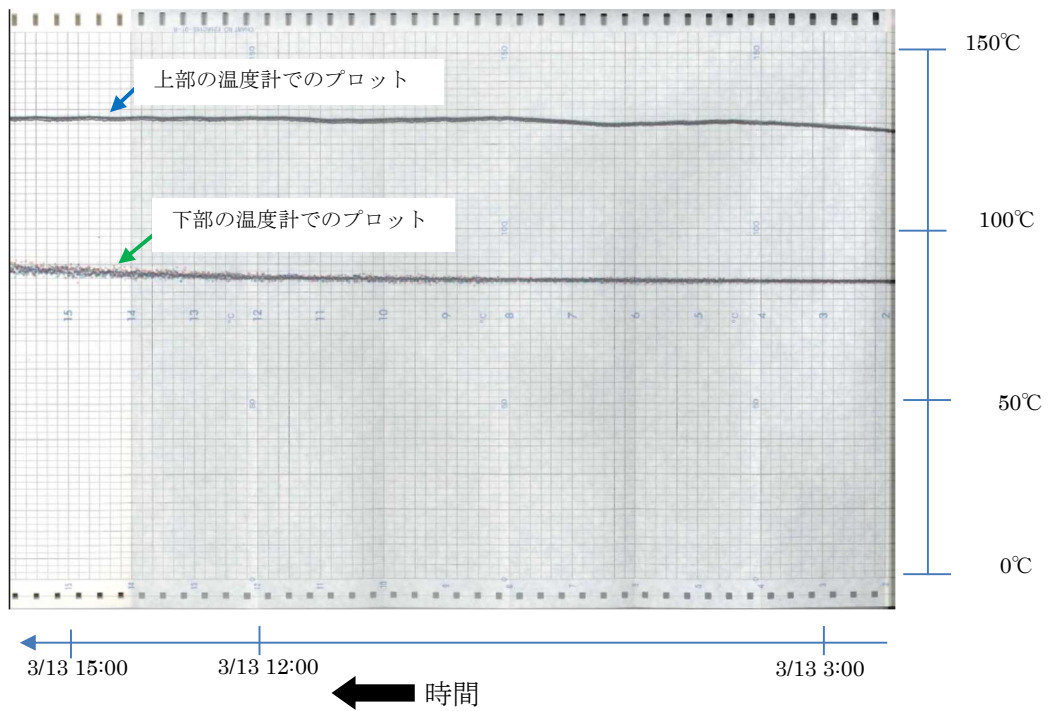


図5 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (4/6)

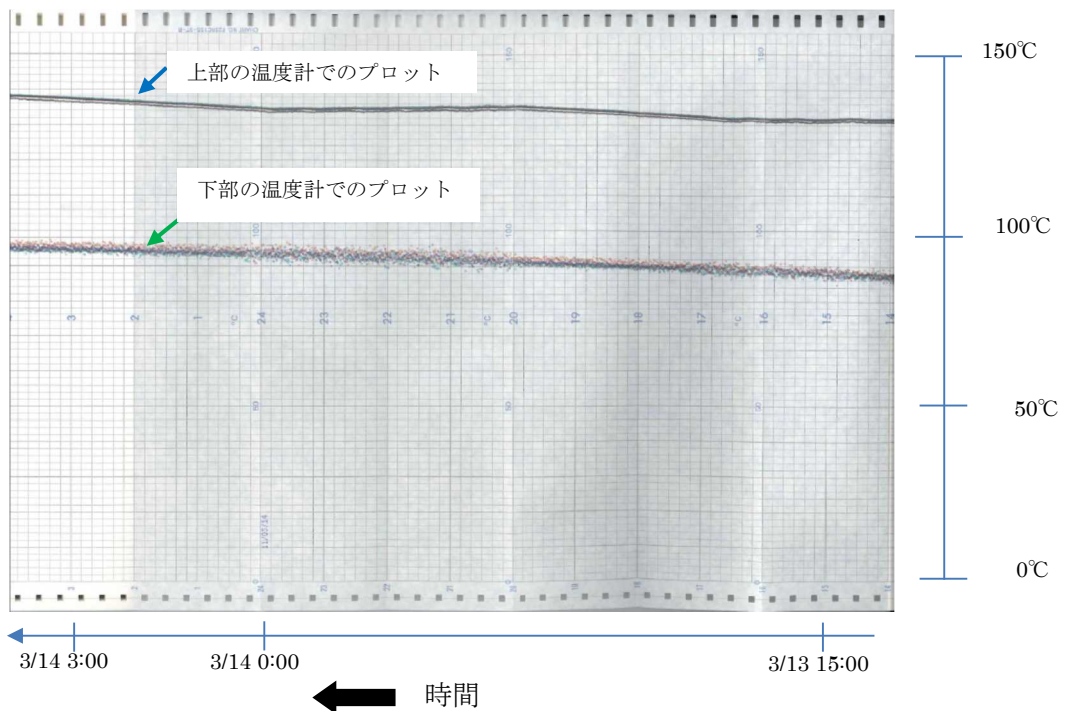


図6 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (5/6)

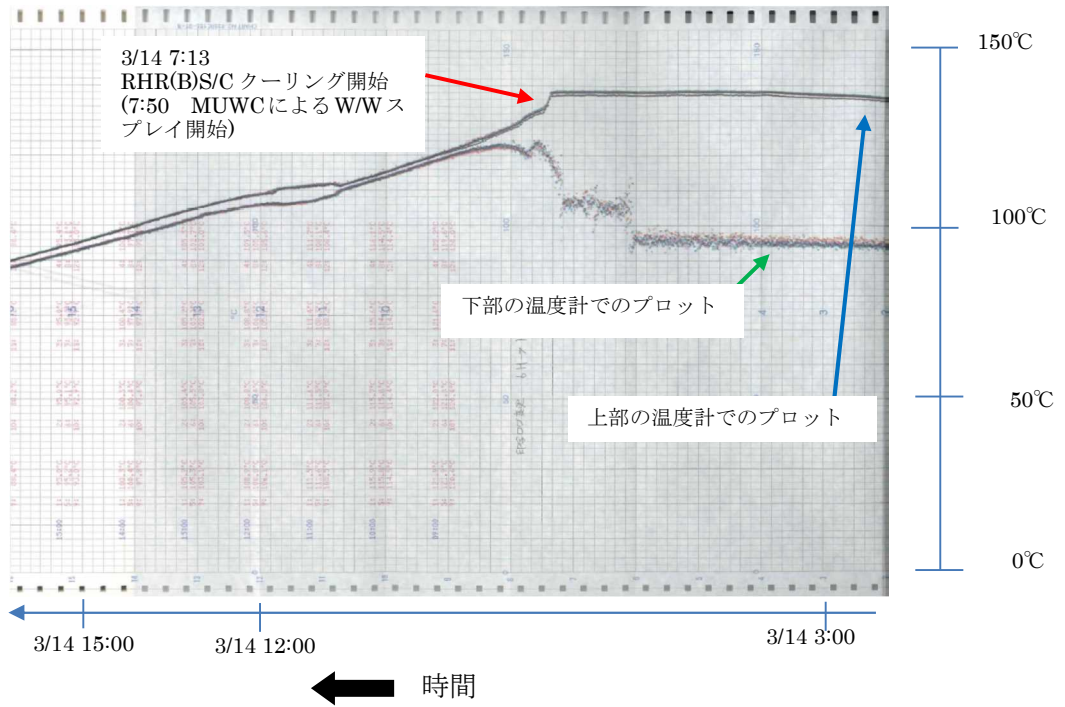


図7 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系 (6/6)

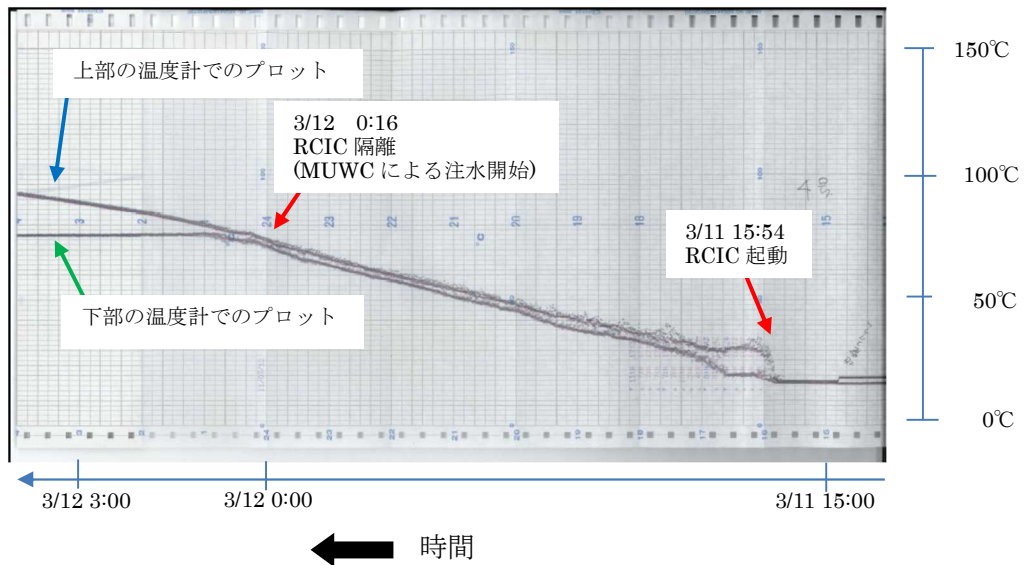


図8 福島第二原子力発電所4号機のS/P温度計A系(1/2)

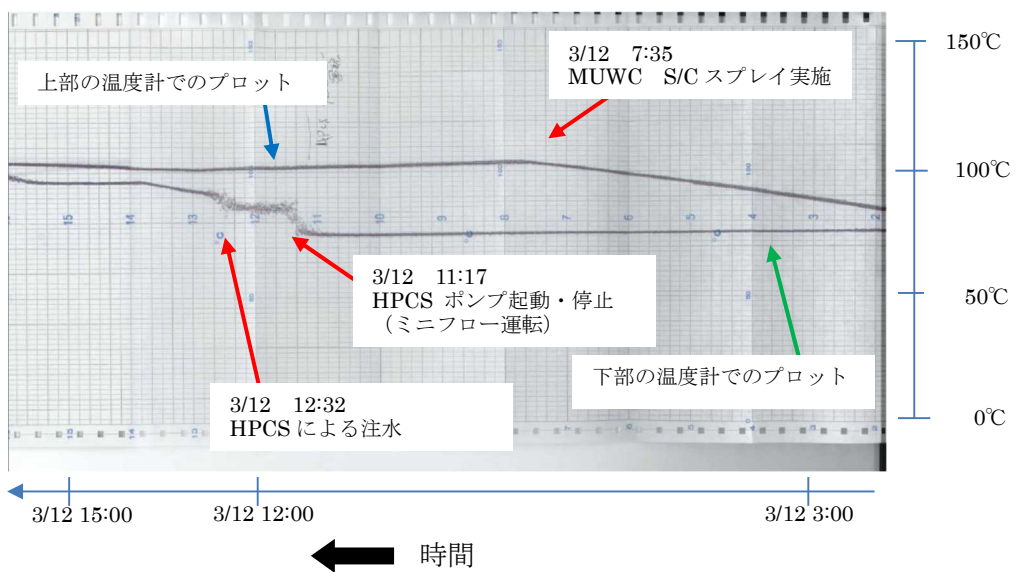


図9 福島第二原子力発電所4号機のS/P温度計A系(2/2)

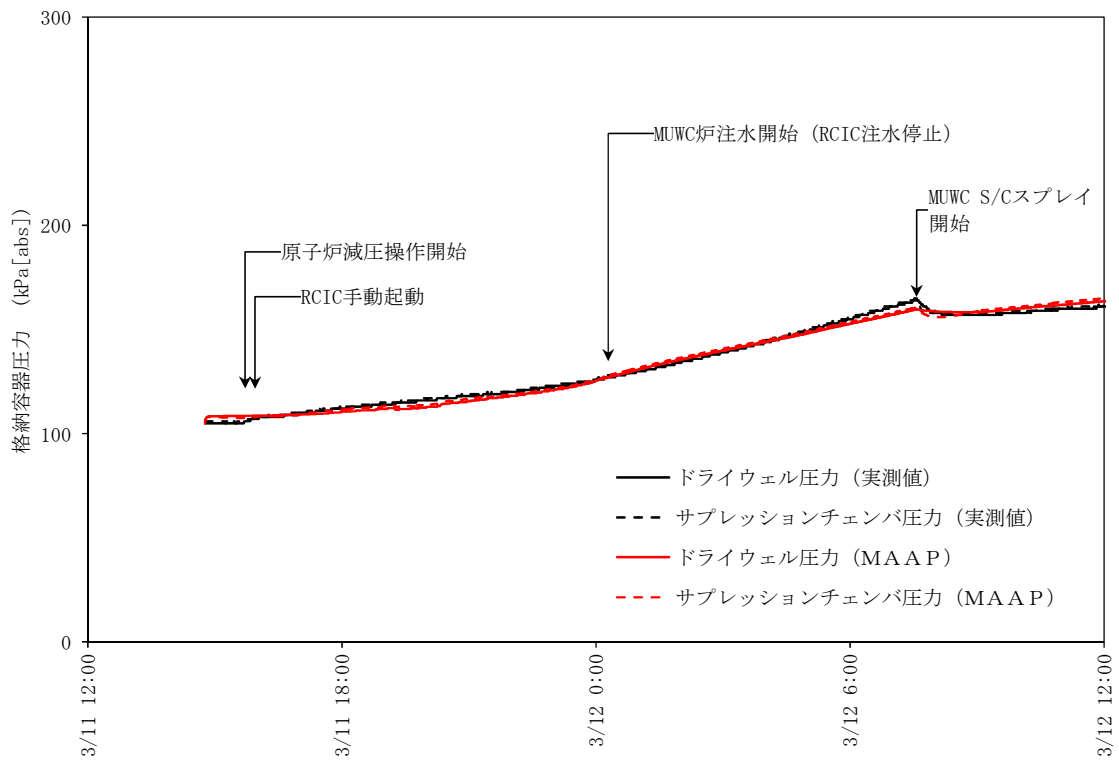


図 10 福島第二原子力発電所 4号機の格納容器圧力変化

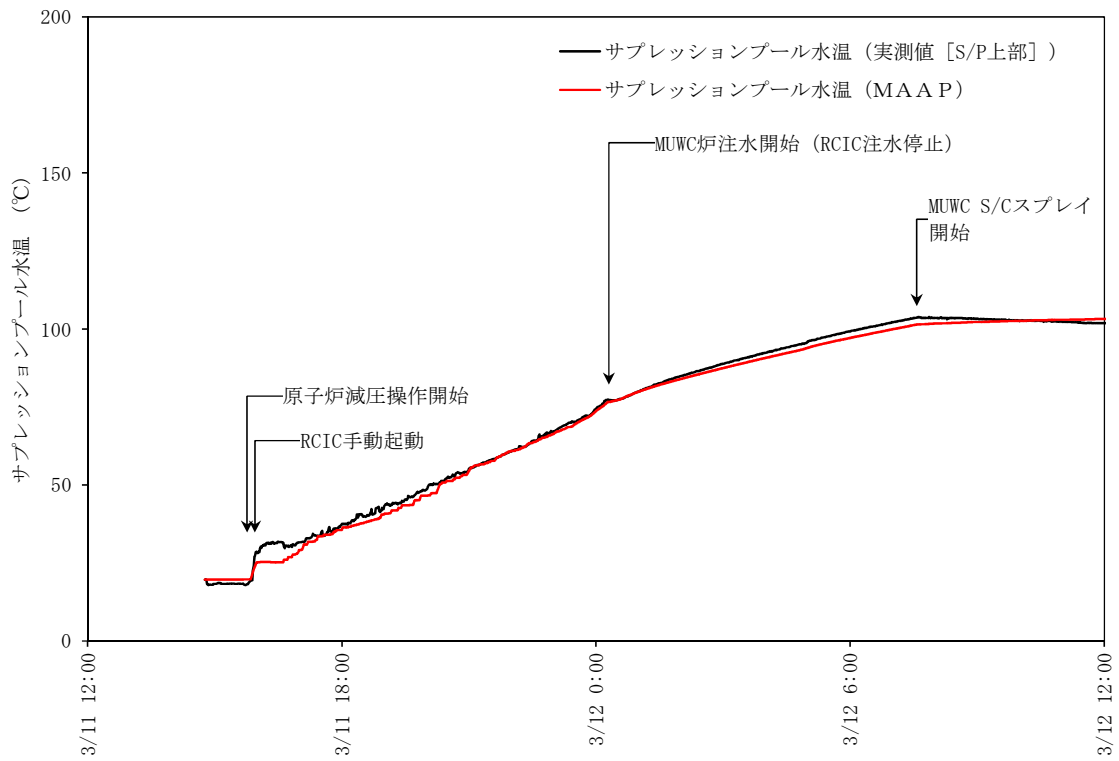


図 11 福島第二原子力発電所 4号機のS/P水温変化

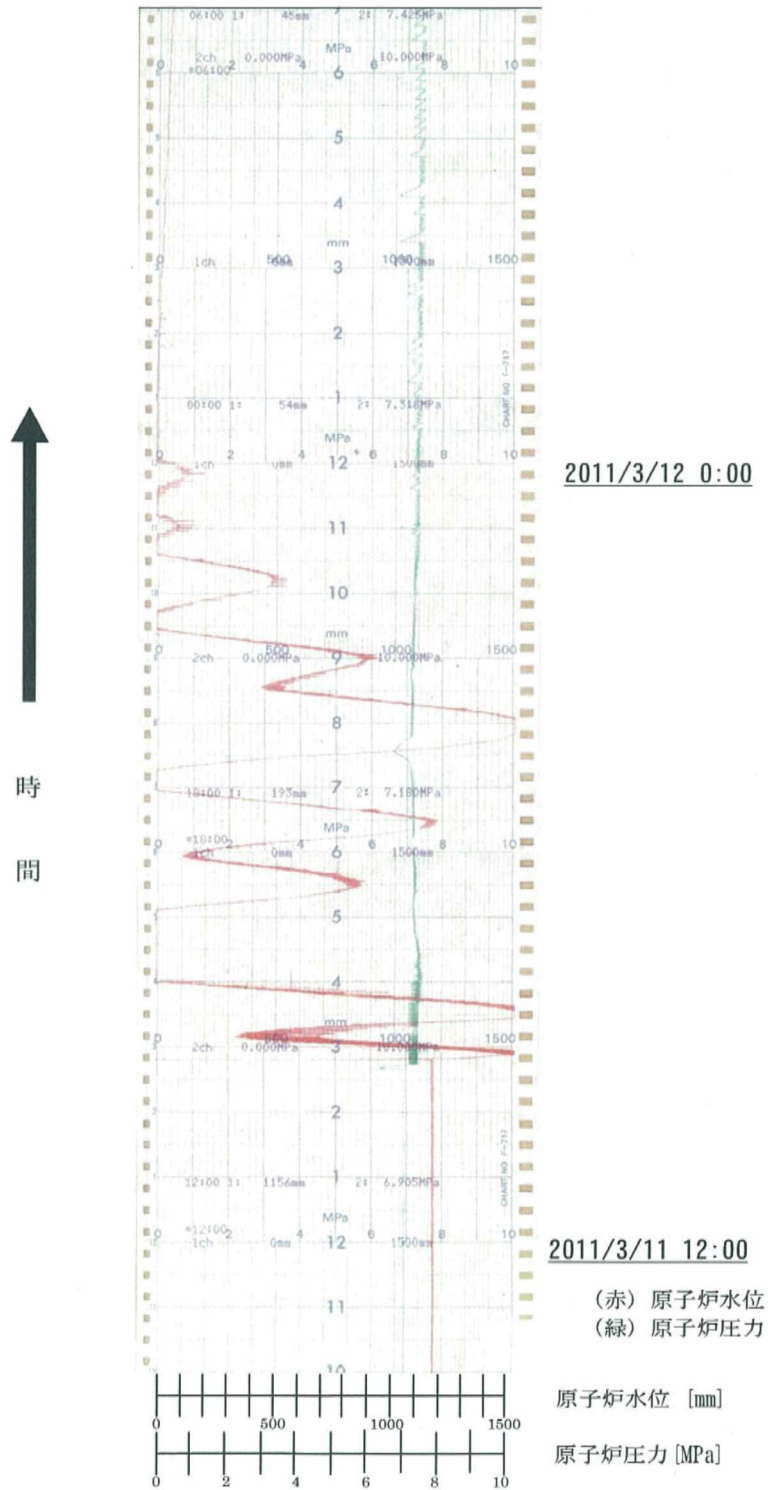


図 12 福島第一原子力発電所 3号機の原子炉水位と原子炉圧力の変化※3

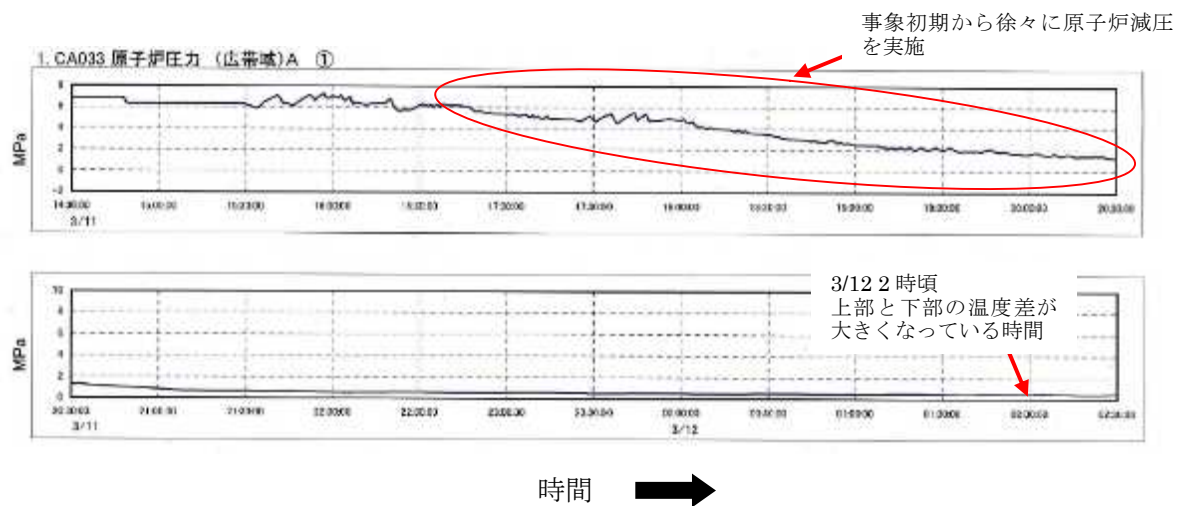


図 13 福島第二原子力発電所 2号機の原子炉圧力の変化 (プロセス計算機データ)^{※3}

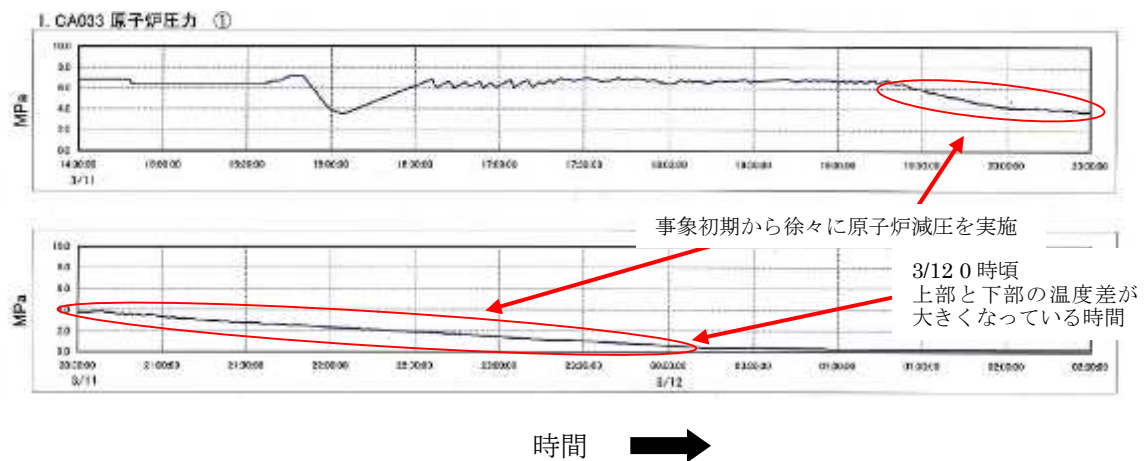


図 14 福島第二原子力発電所 4号機の原子炉圧力の変化 (プロセス計算機データ)^{※3}

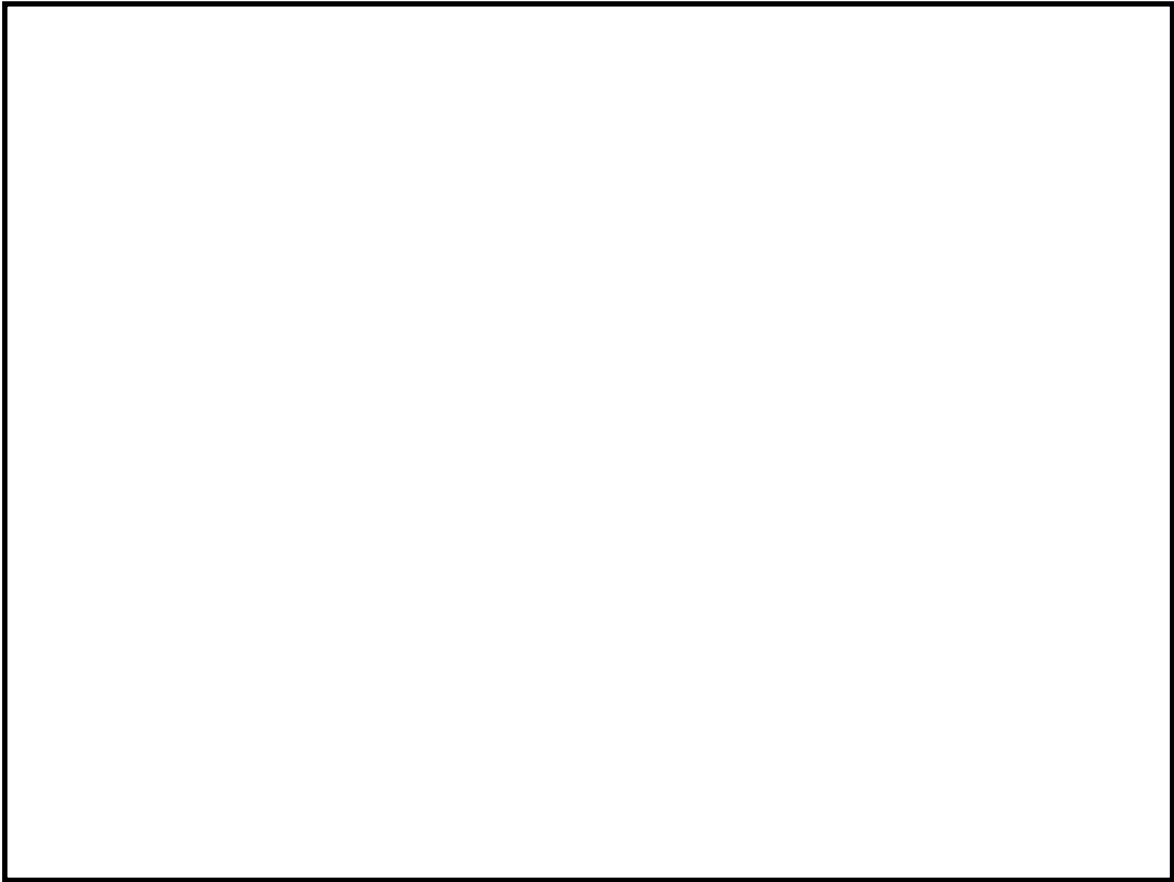


図 15 圧力抑制プール温度計各検出器（熱電対）等の概要図（例：2F-4）

※1：福島原子力事故調査報告書（平成 24 年 6 月 20 日）

8. 4 福島第一 3 号機への対応とプラントの動き

http://www.tepco.co.jp/cc/press/2012/1205628_1834.html

※2：東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会最終報告

（平成 24 年 7 月 23 日） II . 5 福島第二原子力発電所における事故対処

<http://www.cas.go.jp/jp/seisaku/icanps/>

※3：福島第一・第二原子力発電所の状況

<http://www.tepco.co.jp/nu/fukushima-np/index-j.html>

別添 2 実験知見を踏まえた MAA P コードの有効性評価への適用性について

1. はじめに

MAA P コードのモデルは国内外で実施されたシビアアクシデントに関わる実験に対するベンチマーク解析によって妥当性が確認されているが、MAA P コードの BWR への適用性を確認するため、BWR 特有の現象に関連した実験について調査し、得られた知見を整理する。

BWR の炉心は以下の特徴を有している。

- ・ 燃料チャンネルや十字型制御棒を含む構成である。
- ・ 制御棒駆動機構の存在により炉心下部構造が複雑である。
- ・ 制御棒の制御材として B_4C が採用されている。

これらの特徴がシビアアクシデント時の事象進展に及ぼす影響について調べるため、これまでに実施されたシビアアクシデント関連の実験の中で、炉心損傷過程に関わるものに着目し、BWR 体系を模擬した実験や B_4C 制御棒を用いた実験について概要をまとめるとともに、MAA P コードの有効性評価への適用性を確認する。

2. BWR 関連実験

BWR の B_4C 制御棒ブレードや燃料チャンネルを模擬した体系による実験としては、米国サンディア研究所 (SNL) の DF-4 実験と XR 実験やドイツのカールスルーエ原子力研究センター (KIT, 旧 FZK) の CORA 実験等の炉心溶融挙動実験がある。この中で XR 実験では BWR 炉心の下部構造を模擬した体系での実験が行われている。

また、 B_4C ペレット制御棒を用いた試験としては、KIT (旧 FZK) の QUENCH-07/09 実験やフランス放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN) の PHEBUS-FPT3 実験、BECARRE 実験がある。これらの実験は EPR で採用される B_4C ペレット制御棒を対象とした実験であるが、 B_4C の影響評価の観点からここに含めることとする。

以下で各実験について概要をまとめる。

(1) DF-4 実験

DF-4 実験は 1986 年に SNL の ACRR (Annular Core Research Reactor) で実施された BWR に対する最初の炉心損傷実験であり、炉心損傷過程についての情報全般を得ることを目的として行われた。

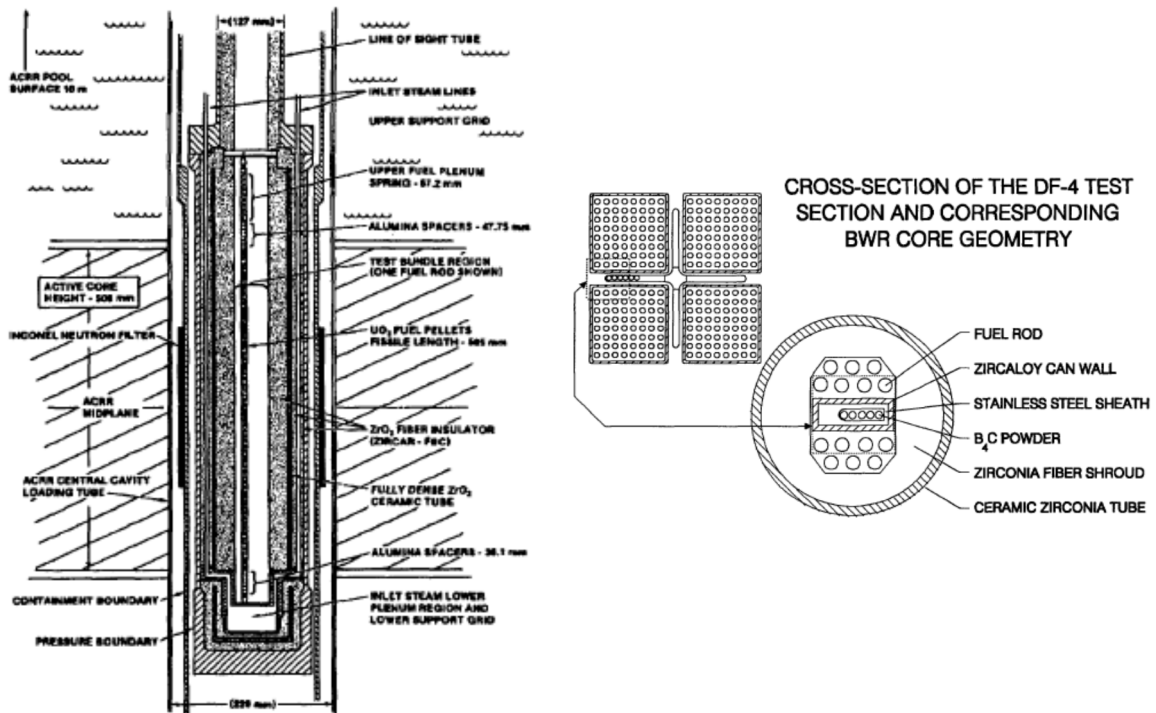
①実験の内容

DF-4 実験装置とテストセクションの断面を別図 2-1 に示す。

テストバンドルは長さ 0.5m の燃料棒 14 本、 B_4C 制御棒、チャンネルボックスで構成され、ACRR の円筒状のテスト部に設置された後に下部から供給される水蒸気雰囲気下で核加熱することにより炉心損傷を模擬する。

②実験結果の概要

制御棒は B_4C とステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で早期に熔融した。燃料棒に関しては、温度上昇に伴いほとんどの燃料被覆管は融点を越えた温度で熔融し下方に流下したが一部は酸化されて熔融せずに炉心に残った。また、燃料はほとんどが炉心に残った。制御棒とチャンネルボックス壁の 90% が熔融して下方にリロケーションした。



別図 2-1 DF-4 実験装置とテストセクション断面の概要

(2) XR 実験

XR 実験は SNL の Ex-Reactor (XR) プログラムにおいて実施された炉心熔融実験で XR1-1, -2 と XR2-1 の 3 つの実験が行われた。XR1-1, -2 は燃料棒を含まないシンプルチャンネル実験であり、XR2-1 は燃料棒も含んだフルジオメトリ実験である。これらの実験は BWR の炉心下部構造を模擬した体系で炉心上部が熔融した場合の炉心下部の損傷進展を調べることを目的として行われた。ここでは XR2-1 実験について概要をまとめる。

①実験の内容

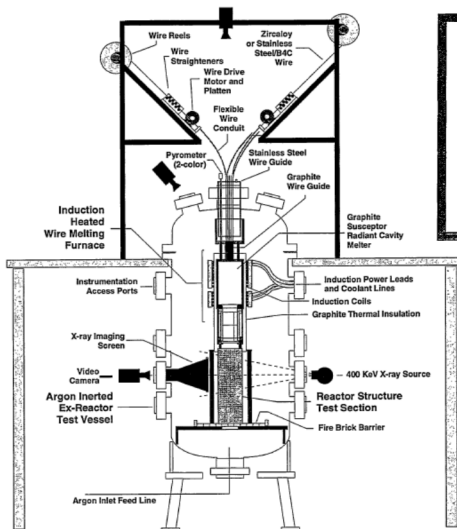
XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要を別図 2-2-1 に示す。

テストセクションは、長さ 0.5m の燃料棒 64 本、 B_4C 制御棒、チャンネル壁で構成される炉心模擬部とその下部に配置された BWR 炉心下部構造模擬部とで構成されている。

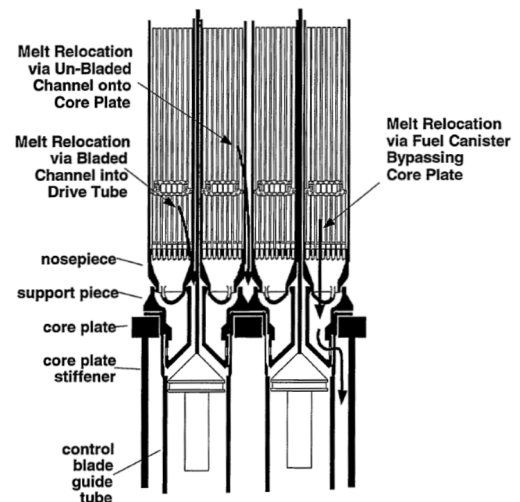
実験は、Ar ガスで不活性化された状態でテストセクション上部から誘導加熱により生成された模擬熔融物 (B_4C , ステンレス, Zr) を流入させることにより炉心上部が熔融した場合の熔融物の下部へのリロケーションとその後の炉心下部の損傷進展を模擬している。

②実験結果の概要

制御棒成分との共晶反応によりチャンネル壁が損傷し、炉心熔融早期に燃料やバイパス部の形状が崩壊した。炉心下部構造には大規模な破損は発生せず、また、小規模なものを除いては流路閉塞も発生しなかったため熔融物（流入熔融物と一部テストセクションの熔融物）の 70% 以上は構造物の隙間の流出経路（別図 2-2-2）を通過して継続的に下部プレナムに落下した。



別図 2-2-1 XR2-1 実験装置と炉心模擬部断面の概要



別図 2-2-2 炉心熔融物の流出経路の概要

(3) CORA 実験

CORA 実験はシビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・熔融進展を把握するために国際的な協力の枠組みの中で KIT にて実施された。19 の実験のうち 6 つの実験が B_4C 制御棒を用いて BWR の炉心を模擬したテストバンドルを用いて実施された。

① 実験の内容

CORA 実験装置と BWR 模擬実験のベースとなる CORA-16 実験のテストバンドルの概要を別図 2-3 に示す。テストバンドル下部には水で満たされたクエンチシリンダーが設置されており、このシリンダーの上部挿入によりテストバンドルを冠水させることができる。

実験では燃料棒を内蔵ヒーターによって電気加熱するとともに下部から水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することにより炉心の熔融進展挙動を模擬する。

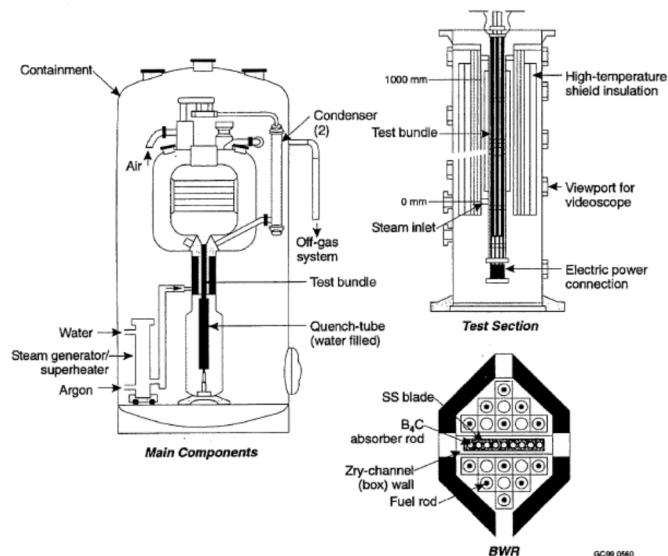
他の 5 つの実験は CORA-16 実験をベースケースとしてパラメータを変化させたもので、クエンチさせたケース (CORA-17)、バンドルサイズを大きくしたケース (CORA-18)、事前にジルカロイ表面を酸化させておいたケース (CORA-28)、スローヒートアップケース (CORA-31)、スローヒートアップで水蒸気量を減少させたケース (CORA-33) である。

② 実験結果の概要

CORA-16 実験では、最初に加熱領域の頂部で B_4C と制御棒ブレードのステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で制御棒ブレードが熔融した。この熔融物とチャンネルボックスとの共晶反応によりジルカロイが液化し、引き続いて熔融したジルカロイが UO_2 燃料を液化するとの事象進展が見られた。テストバンドルの上半分ではチャンネルボックスが残っておらず、これらの熔融物が下部でリロケーションし径方向に広がって冷却材流路をブロックした。なお、テストバンドル下部では制御棒は焼結状態で残った。この事象進展プロセスは他のケースでも基本的に同様であった。CORA-17 実験ではクエンチ時に水素ガスが発生しているが、これはクエンチ時に表面の酸化された Zr が剥がれ落ちることによって、未酸化の Zr が水蒸気

と反応したためと考えられる。

CORA-18 実験ではバンドルサイズの影響は小さいことが示された。CORA-28 実験では酸化膜が共晶反応を抑制すること、CORA-31 実験では温度上昇が遅いこととその間の酸化膜の形成によりともに事象進展が抑制された。CORA-33 実験では CORA-31 実験よりも温度や水素ガス発生量が小さい結果が得られた。



別図 2-3 CORA 実験装置とテストセクション (CORA-16 実験) 断面の概要

(4) QUENCH-07/-09 実験

QUENCH 実験は KIT (旧 FZK) によって燃料棒再冠水時の水素ガス発生挙動を調べるために実施された一連の実験である。ここでは B_4C 制御棒が用いられた QUENCH-07/-09 実験についてまとめる。

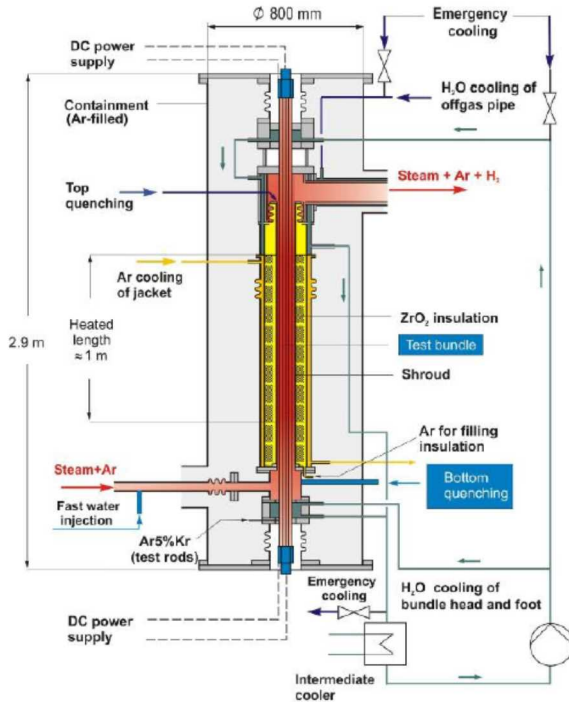
① 実験の内容

QUENCH-07/-09 実験装置の概要とテストセクションの断面図を別図 2-4-1, 別図 2-4-2 に示す。テストセクションは燃料棒 20 本と中央に位置する 1 本の B_4C 制御棒により構成される。

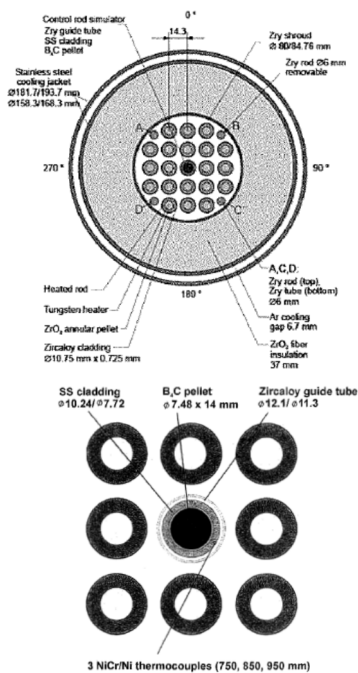
実験では事前に燃料棒を $\sim 2,000K$ に昇温した後に底部から水又は水蒸気を注入して再冠水状態を模擬している。なお、QUENCH-09 実験は再冠水前に 11 分間水蒸気流量を減少させて水蒸気枯渇状態を模擬している。

② 実験結果の概要

B_4C を用いた実験ではステンレスやジルカロイとの共晶反応によりジルカロイの融点より低い温度で $B/C/Zr$ を含んだ溶融物が生成され、 B_4C を用いない実験に比べて溶融が促進すること、及び、溶融物の酸化に起因すると考えられる H_2 , CO , CO_2 , CH_4 の生成が確認された。 B_4C 酸化割合は QUENCH-07 実験で 20%, QUENCH-09 実験で 50% であり、 B_4C 酸化が H_2 発生量全体に寄与した割合は各々 2.4%, 2.2% であった。また、再冠水時の H_2 発生量は各々 0.12kg, 0.4kg であった。両実験での H_2 発生量の差は、酸化した燃料棒が水蒸気枯渇状態に置かれると燃料被覆管表面の ZrO_2 相が減少して酸素ガスを取り込みやすい状態となったため再冠水時に H_2 発生量が増加したと考えられている。



別図 2-4-1 QUENCH 実験装置の概要



別図 2-4-2 QUENCH-07/-09 実験の
テストセクション断面の概要

(5) PHEBUS-FPT3 実験

PHEBUS-FPT3 実験は IRSN, フランス電力及び EU を中核とする国際協力プログラムである PHEBUS-FP 計画の中でシビアアクシデント時の燃料溶融, FP の放出, 移行挙動を調べる目的で実施された 5 つの実験の中の 1 つであり, B₄C 制御棒を用いて行われた。

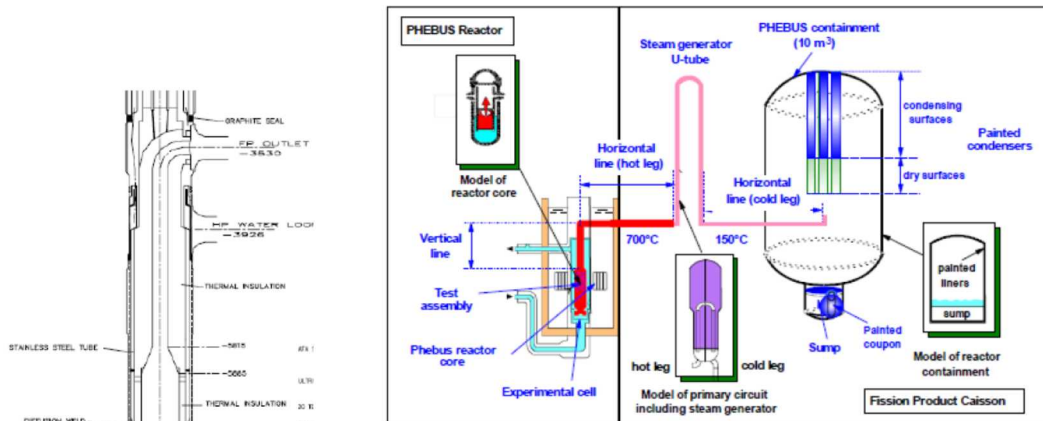
① 実験の内容

PHEBUS-FP 実験設備全体の概要を別図 2-5-1 に示す。また, 実験用セルの概要とテストセクション断面図を別図 2-5-2 及び別図 2-5-3 に示す。テストセクションは燃料棒 20 本と中央に位置する 1 本の制御棒で構成される。FPT3 では B₄C 制御棒が用いられた。

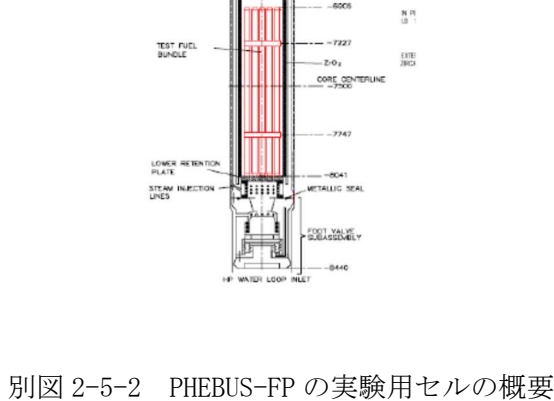
実験では実験用セル内に設置したテストセクションを PHEBUS 炉で核加熱し, 放出された放射性物質を蒸気発生器や格納容器で捕集する。

② 実験結果の概要

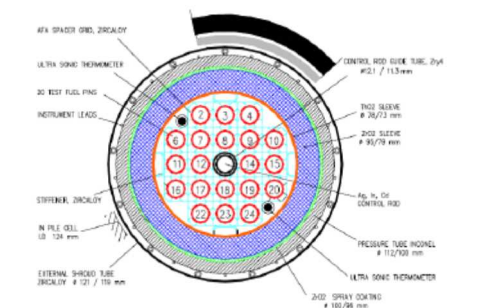
FPT3 実験では他の Ag-In-Cd 制御棒を用いた実験に比べて格納容器中における有機よう素割合が大幅に増加することが確認された。格納容器内のガス状よう素中の有機よう素の割合は燃料損傷時期が約 5% で, その後最大 30% となった後も長期にわたって約 10~20% に保たれた。



別図 2-5-1 PHEBUS-FP 実験設備の概要



別図 2-5-2 PHEBUS-FP の実験用セルの概要



別図 2-5-3 PHEBUS-FP の
テストセクション断面の概要

(6) BECARRE 実験

BECARRE 実験は IRSN の国際ソースターム計画 (ISTP) の中で、シビアアクシデント時の B_4C 制御棒の崩壊過程や PHEBUS-FPT3 実験の課題であった B_4C の酸化による有機よう素の生成挙動を調べることを目的として行われた。

① 実験の内容

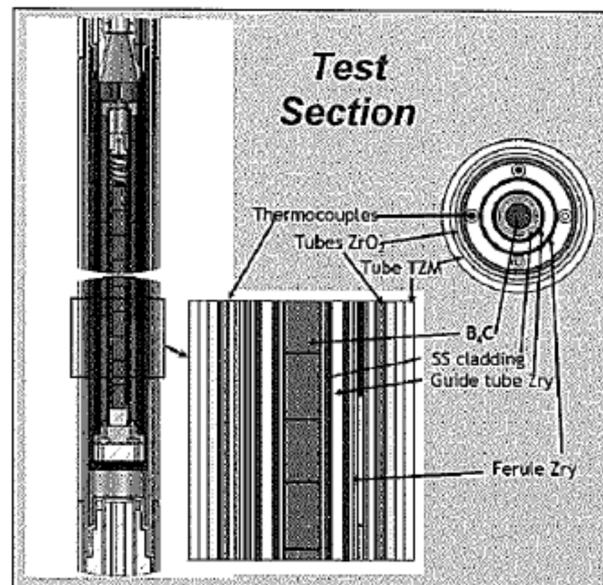
BECARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面を別図 2-6 に示す。

テストセクションは長さ 0.6m の B_4C 制御棒のみで構成されており、実験では下部から水蒸気を供給する条件下でテストセクションを加熱し制御棒の崩壊過程を模擬する。

② 実験結果の概要

B_4C の酸化により CO_2 や CO の発生量は増加した。これにより水蒸気中の酸素ガスが消費された結果、ステンレスの酸化による H_2 発生量は減少した。また、PHEBUS-FPT3 で観測された B_4C の酸化による CH_4 の生成はほとんど観測されなかった。

その後の原因検討により、BECARRE 実験のような低圧条件 (~2 bar) においては B_4C の酸化によって CH_4 は生成しにくく、高圧条件 (100bar 以上) で CH_4 が生成しやすくなることが確認されている。



別図 2-6 BECARRE 実験装置の概要とテストセクションの断面

3. 得られた知見のまとめ

BWR特有の現象に関連したシビアアクシデント関連実験として、BWR体系を模擬した実験や B_4C 制御棒を用いた実験について調査した結果から得られた知見を以下にまとめる。

- 1) 炉心溶融は最初に B_4C とステンレスの共晶反応によりステンレスの融点以下で制御棒が溶融し、この溶融物とチャンネルボックスとの共晶反応によりジルカロイが液化し、引き続いて溶融したジルカロイが UO_2 燃料を液化するとの順で事象進展する。
- 2) XR2-1 実験では炉心下部構造には大規模な破損は発生せず、また、小規模なものを除いては流路閉塞も発生しなかったが、溶融物の流出経路については今後の福島第一原子力発電所事故の検証評価を待つ必要があると考えられる。
- 3) B_4C や $B/C/Zr$ を含んだ溶融物の酸化により H_2 、 CO 、 CO_2 、 CH_4 が生成される。
- 4) CH_4 は低圧条件(～2 bar)においては生成しにくく、高圧条件(100bar以上)で生成しやすい。

4. 有効性評価への適用性

1)に示した、制御材(B_4C)との共晶反応によるステンレスやジルカロイの融点低下については、本文「3.3.6 溶融炉心の挙動モデル」において述べたとおり、MAAPコードではこれらの実験の知見に基づいてモデル化がなされている。また、CORAX 実験における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る。

2)における溶融物の流出経路については、MAAPコードでは、溶融炉心の下部プレナムへの落下は、炉心支持板が破損するか、クラストが破損して溶融炉心を保持できなくなった場合に開始する。一方、燃料支持金具等の炉心下部構造物を介して溶融炉心が下部プレナムへ移行する場合、これらの構造物との熱的な相互作用によって、その経路で一部が固化する等の現象が想定される。したがって、これらの現象を考慮していない現状の評価は、原子炉压力容器下部ヘッドへの熱負荷を計算する上で、保守的な扱いと言える。

3)及び4)における、制御材(B_4C)の反応による非凝縮性ガスの発生については、QUENCH 実験ではEPR(PWR)における体系を模擬し、ステンレスの被覆管に入れられた B_4C がZr製の案内管中に収まる構造となっているのに対し、BWR実機の炉心では、制御棒は十字型をしており、 B_4C に対するステンレスの割合が多い。このため、 B_4C がステンレスとの共晶反応によって溶融して混ざり合い、水蒸気との接触による酸化反応が阻害され、非凝縮性ガスの発生量は更に少なくなると考えられる。また、BECARRE 実験において確認されているように、減圧されている場合には B_4C の酸化によって CH_4 は生成しにくいと考えられ、PHEBUS-FPT3 実験で観測されたような有機よう素の大量発生は起きない可能性が高い。

以上より、BWR特有の現象に関連した実験から得られた知見を踏まえた場合にも、評価結果に与える影響は小さく、有効性評価への適用性を有するものと考えられる。

別添 3 審査会合における指摘事項の回答

1. 指摘事項 1 (資料 No.MAAP-1)

インターフェイスシステム LOCA の有効性評価において、原子炉建屋の作業環境評価で考慮している物理事象を説明するとともに、どのようにモデル化しているか説明すること。また、原子炉建屋のモデル化の格納容器温度・圧力の評価への影響を説明すること。

【回答】

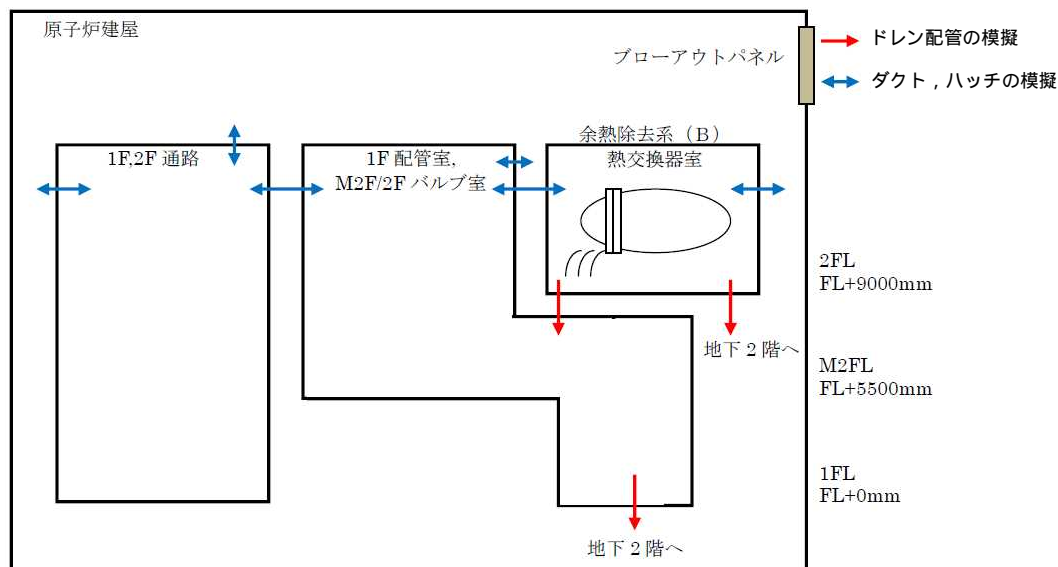
(1) インターフェイスシステム LOCA の評価について

インターフェイスシステム LOCA を想定して、原子炉建屋の作業環境評価を行う場合には、冷却材の流出とそれに伴う原子炉建屋内の圧力・温度の上昇、蒸気等の気体の建屋内の移動を評価する。この評価に対しては、例えば下記の方法が適用できる。

- ・対象とする原子炉建屋内の各作業区画をノードとしてモデル化
- ・漏えいを想定する区画に対して、冷却材の流出を考慮
- ・空調ダクト、ハッチ等によって他区画への開口部がある場合にはジャンクションで接続し、気体・水の移動を考慮

上記の方法に基づいた MAAP による原子炉建屋モデル化の概要(例)を別図 3-1-1 に示す。原子炉建屋及び建屋内の各作業区画をモデル化し、余熱除去系(B)熱交換器室における漏えいを考慮している。また、図中の赤及び青の矢印は、それぞれドレン配管及びダクト、ハッチによる他区画への開口部を示している。

原子炉建屋内各区画間のジャンクションを介した気体・水の移動とそれに伴う質量及びエネルギーの変化、気体と水の間熱伝達等の熱水力挙動は、MAAP コードでは、原子炉格納容器に適用されるモデル(3.3.4 格納容器モデル(2)原子炉格納容器の熱水力モデル)と同じ計算モデルによって評価している。



別図 3-1-1 MAAP による原子炉建屋モデル化の概要 (例)

(2) 原子炉建屋のモデル化について

原子炉建屋のモデル化により，原子炉格納容器から原子炉建屋への放熱評価が可能となり，放熱に伴う原子炉格納容器内の熱水力挙動の現実的評価が可能となる。この際，格納容器内雰囲気から原子炉格納容器本体並びにその周囲のコンクリート製生体遮へい壁を介した原子炉建屋への放熱が評価されるモデルとしているが，生体遮へい壁のコンクリートは熱伝導率が低いために内部の温度勾配が大きく，厚さが約 2 m あるため，原子炉建屋への放熱量そのものが小さいことから，格納容器温度・圧力への影響は小さい。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

2. 指摘事項 2 (資料 No.MAAP-2)

解析モデルのエネルギー方程式について、非線形性の強い式の場合にどのように解決されているか説明すること。

【回答】

MAAP コードでは、状態変数とその時間変化率を用いた時間積分にて算出しており、この過程で使用するタイムステップは、誤差を抑えるため、状態変化が急激となる場合には短くなるように、変化率が大きい状態変数によって調整される。非線形性が強い式に対しても、その式による状態変化が急激となる場合にタイムステップを短くすることにより対応している。



同様の考え方で設定した許容変化率を用いている「4.2.1 TMI 事故解析」及び「4.2.2 CORA 実験解析」にて、燃料被覆管酸化モデルの妥当性を確認しており、MAAP による解析で得られた水素発生量、燃料被覆管の温度変化は、それぞれ TMI 事故の分析結果、CORA 実験における測定データと良く一致している。以上より、非線形性が強くなる化学反応の評価においても現状のタイムステップの設定で評価可能と考えられる。

本資料のうち、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。

3 . 指摘事項 3 (資料 No.MAAP-3)

格納容器スプレイの効果について、代替設備における注水量を到達する距離等による局所的な差異を考慮した上で1ノードで評価することの妥当性を説明すること。

【回答】

1 . NUPEC で実施された低流量スプレイ試験について

シビアアクシデント時を想定した低流量での格納容器代替スプレイによる FP 除去について、(財)原子力発電技術機構による検討「重要構造物安全評価に関する総括報告書」(2003年3月)において、BWRの格納容器を模擬した試験が行われている。

試験装置はスプレイ落下高さが実機相当となる大型容器にて実施し、一般的なスプレイ試験の模擬方法と同様に試験容器と実機との体積比に応じた低流量スプレイを試験条件としている。この試験条件は、スプレイによる熱交換効率が極めて高いためノズル近傍で急速に凝縮が進み、試験容器内に十分なミキシングの駆動力が生ずるとの考え^[1]に基づいている。なお、凝縮に影響を及ぼす液滴径も適切に模擬するため試験装置のスプレイノズルは実機のものを使用し、ノズル個数は実機と同様のスプレイ流量を模擬できるように実機との体積比に応じた個数としている。

試験では、このような体系下において試験容器底部からエアロゾル(CsI)が連続的に供給され、試験容器頂部から連続的にスプレイされる状況において、試験容器内のエアロゾルの濃度変化の測定を行っている。別図 3-3-1 に示されるように実験結果から、スプレイ流量が低流量であっても、試験容器頂部・胴部・底部いずれのエアロゾル濃度も速やかに低下することが確認されている。スプレイが直接カバーする範囲の狭い頂部においても短時間でエアロゾル濃度が低下するのは、慣性衝突だけでなく、蒸気凝縮に伴う拡散泳動によりエアロゾル除去効果が促進されるためとされている。

[1] Kitani, S., "Containment Spray Experiments for Pressure Suppression," ICLAS '78 (the 1st International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems)

2. 実験解析による比較について

MAAP コードで見込まれるスプレーによるエアロゾルの除去効果を実験結果の図にプロットしたものを別図 3-3-2 示す。実験結果との比較により、MAAP コードでも実験結果と同様の除去効果が見込むことが出来る。

また、上述の比較は試験容器全体に対して行ったものであるが、スプレーによる直接のエアロゾルの除去効果を見込みにくい（非スプレー領域の多い）試験容器頂部（直径 1.8m）部分のみに着目した場合の MAAP コードとの比較を別図 3-3-3 に示す。この場合、MAAP コードで見込まれるスプレーによるエアロゾルの除去効果は保守側の結果を与えている。

これらのことから、低流量での格納容器代替スプレー時においても、格納容器（ドライウェル）内を 1 ノードとして扱い、MAAP コードで用いているスプレー効果を見込むことは妥当と考える。

【補足：実験体系と実機の比較について】

低流量時のスプレーは別図 3-3-1（右上写真）に示すようにスプレーの拡がり小さく、流下液滴は試験容器壁には衝突することなく落下する状態となっている。この観測結果から、スプレーノズルからのスプレーの拡がり範囲を試験容器壁に到達しない程度である 0.3m と仮定すると、全断面積に対するスプレーがカバーする断面積の比は、試験容器頂部において約 3% となる。一方、実機において同様にスプレーの広がりを 0.3m と仮定すると、全断面積に対するスプレーがカバーする断面積の比は約 6% と見積もられる（スプレーヘッドの大直径が最も大きい Mark-I 改良型格納容器の場合。別図 3-3-4 参照）。さらに、実機におけるスプレーはノズルの各吹出口が相互に角度をもって設けられているため下方向だけでなく斜め方向にもスプレーされ、低流量時の拡がり径は約 $\square \text{m}^{[2]}$ との知見も得られている（別図 3-3-5 参照）。

また、実験体系では試験容器の中心部にまとめたスプレー体系となっているのに対して、実機では容器外側壁近傍から分散させたスプレーを行う体系となっており、スプレーにより不均一さが生じにくい体系になっていると考えられる。

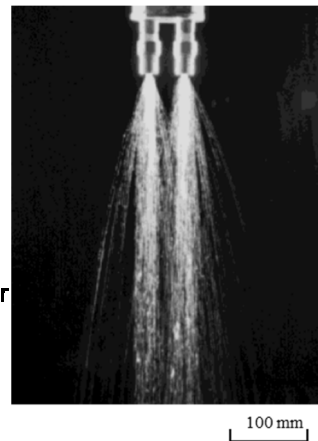
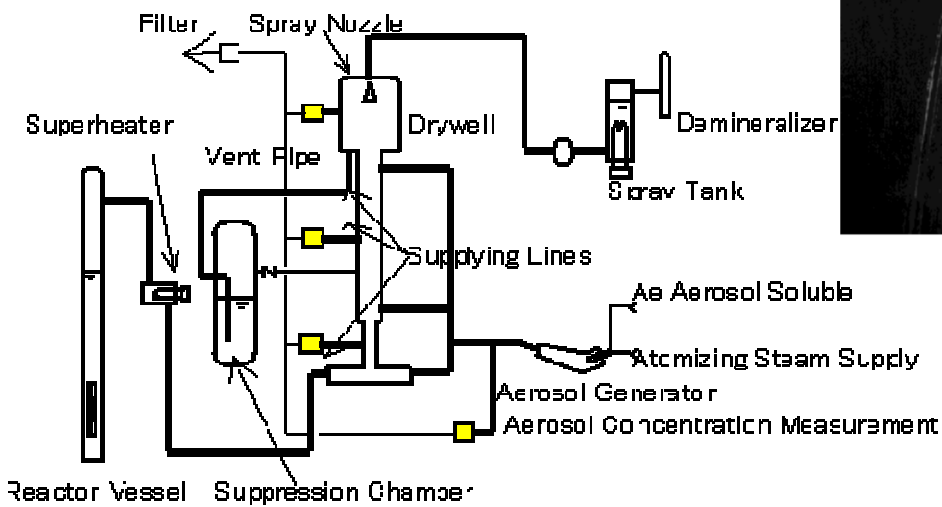
2017. 9. 12修正

これらのことから，実機の方がスプレーによるエアロゾル除去効果が得られる体系と
なっていると考える。

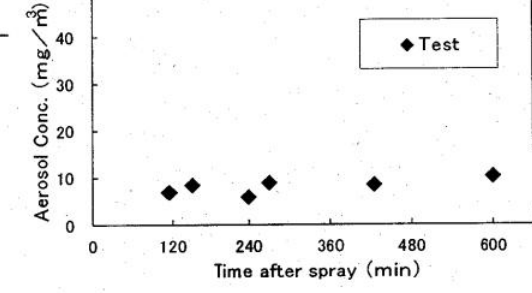
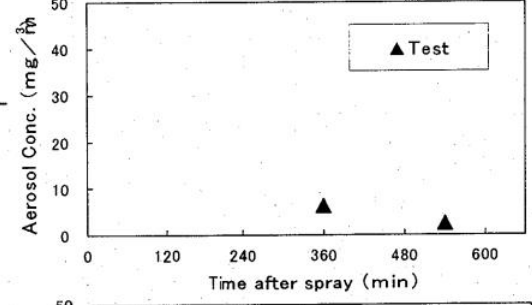
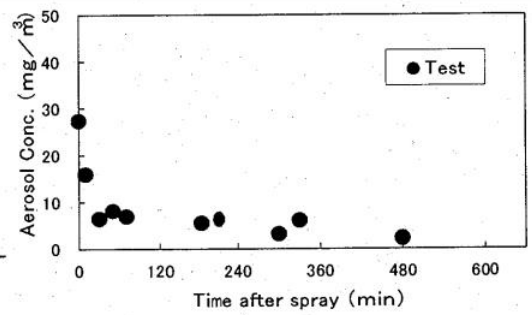
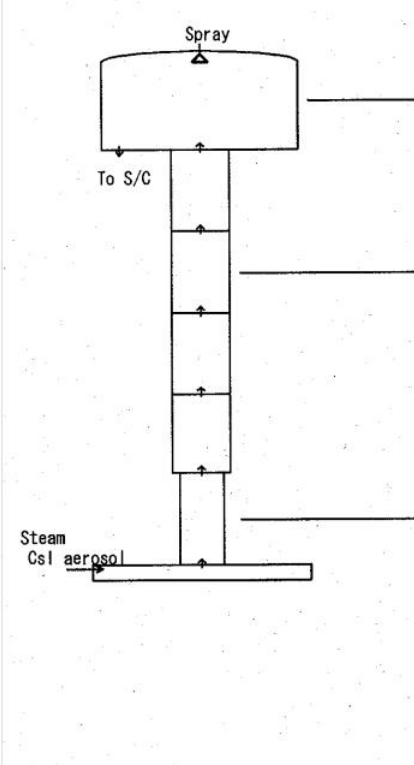
[2] 共同研究報告書「放射能放出低減装置に関する開発研究」(Phase 2)

平成4年度下半期(最終報告書), 平成5年3月

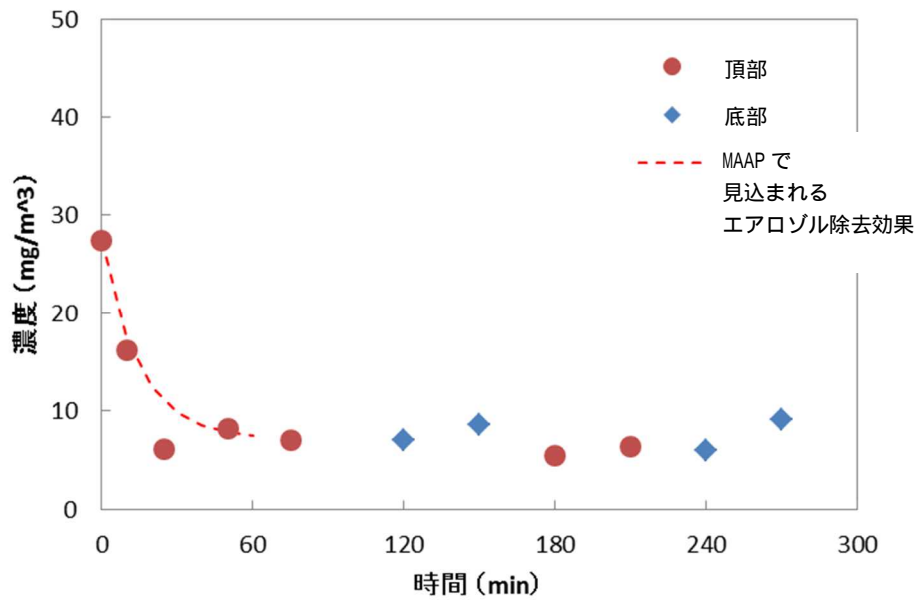
スプレイは試験容器（胴部直径 0.5 m）の内壁にかからない状態



試験容器
 高さ：18 m
 頂部直径：1.8 m
 胴部直径：0.5 m
 底部直径：2 m

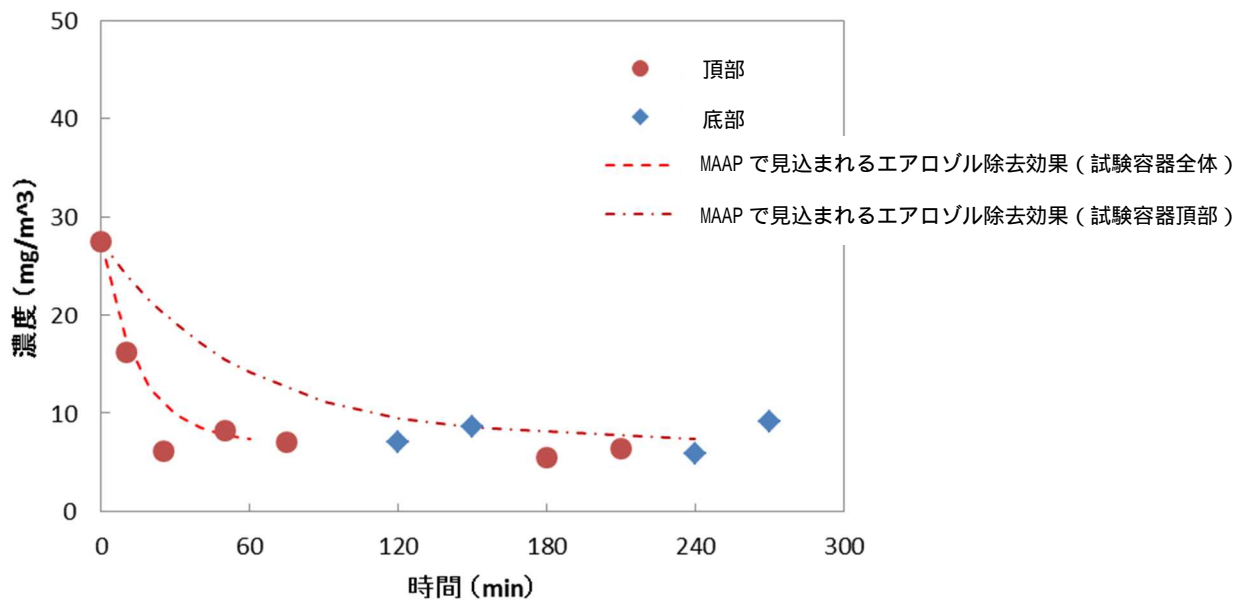


別図 3-3-1 格納容器代替スプレイによるエアロゾル除去効果の例



別図 3-3-2 実験結果と MAAP で見込まれるエアロゾル除去効果の比較

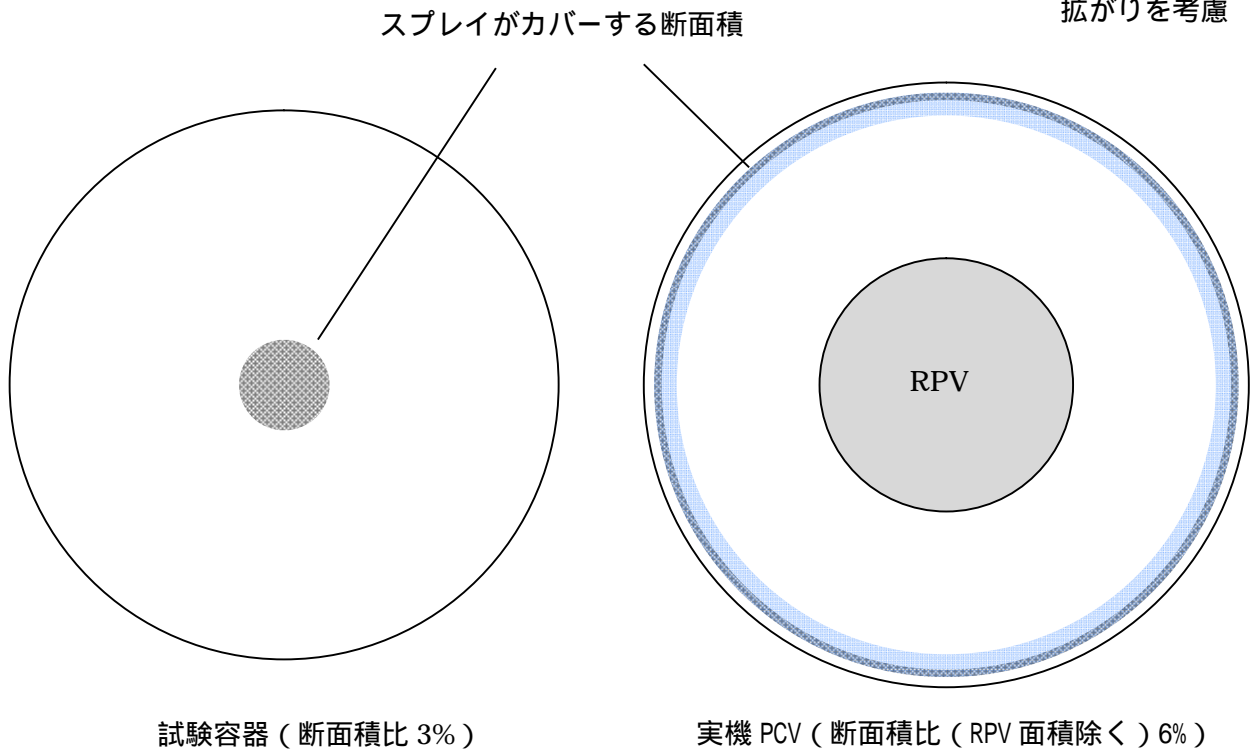
: エアロゾルが連続供給される実験体系であることから、
 スprayにより、エアロゾル濃度は静定時エアロゾル濃度
 (60分から300分の平均値)に漸近すると仮定



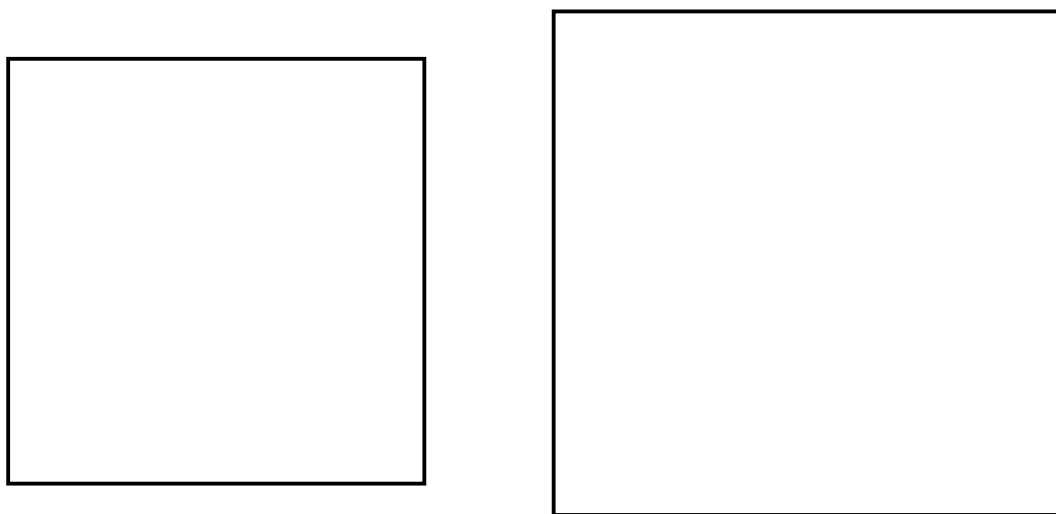
別図 3-3-3 実験結果と MAAP で見込まれるエアロゾル除去効果の比較
 (試験容器頂部に着目した場合)

本資料のうち, 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。

散布距離
■ : 0.3m
■ : 実機における
拡がりを考慮



別図 3-3-4 実験体系と実機のスプレイカバー範囲 (断面積) の比較 (概念図)



別図 3-3-5 実機格納容器スプレイノズルと低流量スプレイ散水状態^[2]

4 . 指摘事項 4 (資料 No. MAAP-4)

リロケーションモデルにおいて炉心溶融の過程（溶融，崩落等）における力学的なバランスをどのように扱っているか温度別に整理して説明すること。

【回答】



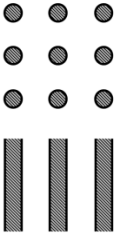
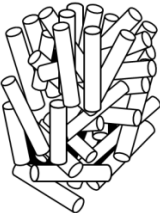

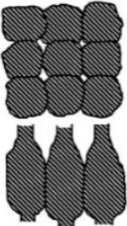


MAAP コードでは，炉心部を多数のノードに分割し，燃料崩壊や溶融といった状態変化，およびそれらに伴うノード間の質量・エネルギー移動がモデル化されている。基本的には隣接するノード間の質量・エネルギーバランスに基づくモデルとなっている。

以下に，MAAP コードが想定するリロケーションモデルを示すとともに，力学的なバランスについても説明する。

a . MAAP コードが想定する炉心ノード状態

MAAP コードでは，空隙率と炉心ノード内の溶融度に応じ，別図 3.4- 1 に示す 6 つの炉心ノード状態（タイプ）が考慮されている。燃料破損，燃料溶融，溶融物の流下（キヤンドリング），固化による燃料径の増加により，空隙率は次第に小さくなる。また，ノード内の燃料のほぼ全量が溶融した場合，溶融プールが形成される。

本資料のうち、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。

空隙率	溶融度	
	溶融無し又は部分溶融状態	全量溶融状態
1	 空洞 (タイプ0)	
1 未満 ~ 	 燃料が自立 (タイプ1)	 燃料が崩壊 (タイプ2)
 ~ 0.1 以上	 流路減少状態 (タイプ3)	
0.1 未満	 流路閉塞状態 (タイプ4)	 溶融プール状態 (タイプ5)

別図 3-4-1 MAAP コードにおける炉心ノード状態

本資料のうち、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。

b. 炉心ノード状態の変化と燃料の移動について

MAAP コードでは、各炉心ノードの損傷の段階(崩壊、溶融等)を以下により判定し、各ノードは各タイプへ変化し、下部または径方向に移動する。

・キャンドリングの発生

炉心温度上昇により、燃料被覆管表面で溶融が発生すると、溶融物は液膜となって燃料に沿って流下し、下部ノードへと移動する。この様子は、蠟燭が融けていくプロセスに類似していることから、キャンドリングと呼ばれている。

溶融物は、重力と粘性力を考慮した速度で流下し、温度の低い燃料被覆管表面で完全に固化するか、閉塞ノード(タイプ4)に達するまで流れる。

・燃料崩壊

ヒートアップ開始から、各炉心ノードでは、温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる(K と 時間から Larson-Miller パラメータを設定)。燃料崩壊が判定されると、その位置より上方のノードに存在する燃料は支えがなくなり、本来の形状を維持できなくなることから瓦礫状となり、燃料崩壊位置から下の各ノードの空隙を埋めるような形で落下する(タイプ2)。その際、燃料崩壊位置から上のノードは全て燃料が落下し空洞状態となる(タイプ0)。

なお、燃料崩壊の判定は、温度と時間を変数とした関数であらわされており、位置による荷重は考慮されていない。

・閉塞ノードの形成

キャンドリングにより流下した溶融燃料および落下してくる固形物により、それを受け取るノードの空隙が減少する(タイプ3)。

さらにノード内が詰まる(空隙率 0.1)と、閉塞した状態が発生する(タイプ4)。この状態になったノードは、蒸気やガス流を通さなくなる(閉塞ノードの形成)。

ただし、タイプ3だけでなく、 溶融は発生し、直下のノードに空隙が存在する限り、その溶融物は下方へ流下する(キャンドリング)。

なお、タイプ3やタイプ4は空隙率で分類されているもので、いずれも固形物と溶融物が混在している状態にある。

更なる温度上昇により、ノード内燃料がすべて溶融すると、溶融プール状態(タイ

プ5)となる。タイプ5は、溶融した燃料が完全にノードを満たしている状態であるため、上方から溶融物、固形物がタイプ5のノードに入り込んでくることはない。

・閉塞ノードの破損

一つもしくは複数の閉塞したノード(タイプ4)が発生すると、

この判定により、固体層が破損すると、その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として、直下のノードが閉塞すれば、同様の判定が行われることになり、次第に溶融物が下方へと移動していく。

なお、炉心最下端ノードである炉心支持板位置については、後述の炉心支持板破損判定が行われる。

c. 半径方向への溶融物移動

MAAP コードでは、直下のノードに空隙がないなど、軸方向へ流ることができない場合で、かつ径方向の隣接ノードに空隙が存在する場合にのみ径方向への溶融物の移動が発生する。溶融物は水頭差と径方向流動に対する摩擦抵抗がバランスする速度で流れる。

d. 炉心境界の破損と溶融物の流出

炉心境界(下方向:炉心支持板,横方向:炉心最外周境界)のMAAPにおける取り扱いを以下に示す。

・炉心支持板の破損

炉心支持板の破損は、温度と破損時間の関係式から判定される。

・炉心領域最外周境界の破損

TMIにおいて、溶融プールが側面クラストの破損により、下部プレナムへ落下したとする分析に基づき、炉心側面の破損がモデル化されている。

・下部プレナムへのリロケーション

炉心支持板の破損もしくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへのリロケーションが発生すると、炉心支持板が制御棒駆動機構(CRD)ハウジング/制御棒(CR)案内管によっ

て支えられるモデルとなっていることから、下部プレナムに落下した溶融炉心によって CRD ハウジング / CR 案内管が溶融すると、炉心支持板の保持機能喪失により、炉心領域の燃料がその損傷形状にかかわらず下部プレナムへ移動する。

e. 事故進展挙動

以下、MAAP コードで、時間経過に伴って、こういった物理現象に伴い、状態変化が生じるかについての BWR-5 ,Mark- 改良型格納容器プラントの TQUV シーケンスにおける解析例を示す。

< 炉心損傷初期 >

炉心損傷初期の状態変化について、炉心中央部の軸方向への移動に着目して説明する。別図 3-4-2 は事故後約 1.3 時間において、上部からのキャンドリングによる溶融物を受け、いくつかのノードで流路が狭まった状態（タイプ 3）を示している。流路が狭くなると、下からの蒸気流・ガス流が制限されることで、その上部のノードの温度が上昇し、燃料崩壊を起こす（タイプ 2）。これにより、それより上方の炉心が瓦礫状となり下方に移動しながら堆積している。その結果、最上段ノードでは空洞（タイプ 0）が発生している。この状態が別図 3-4-3 に示す状態である。

更なる溶融物の降下および崩壊燃料が下方の空隙を埋めていくことで、流路が閉塞したノード（タイプ 4）が複数発生する。この状態が別図 3-4-4 である。

別図 3-4-5 は、炉心全体において、閉塞領域が下方方向に更に進展した状態を表している。

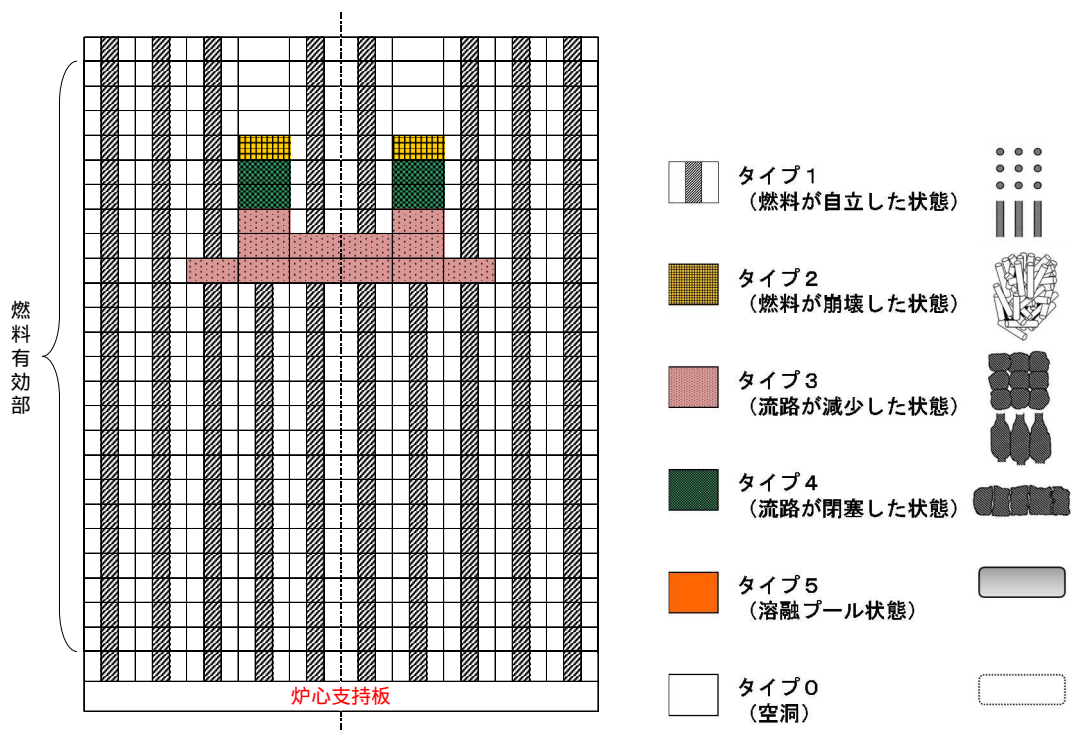
< 炉心損傷後期 >

別図 3-4-6 は炉心損傷が更に進展した状態を表している（事故後約 2.7 時間）。炉心損傷後期になると、固体物の落下およびキャンドリングによる更なる溶融炉心の下方への移動が進展し、空隙を更に埋めることで、燃料が存在するすべてのノードで閉塞した状態（タイプ 4）となっている。その結果、上半分のノードはほぼ空洞状態（タイプ 0）となっている。

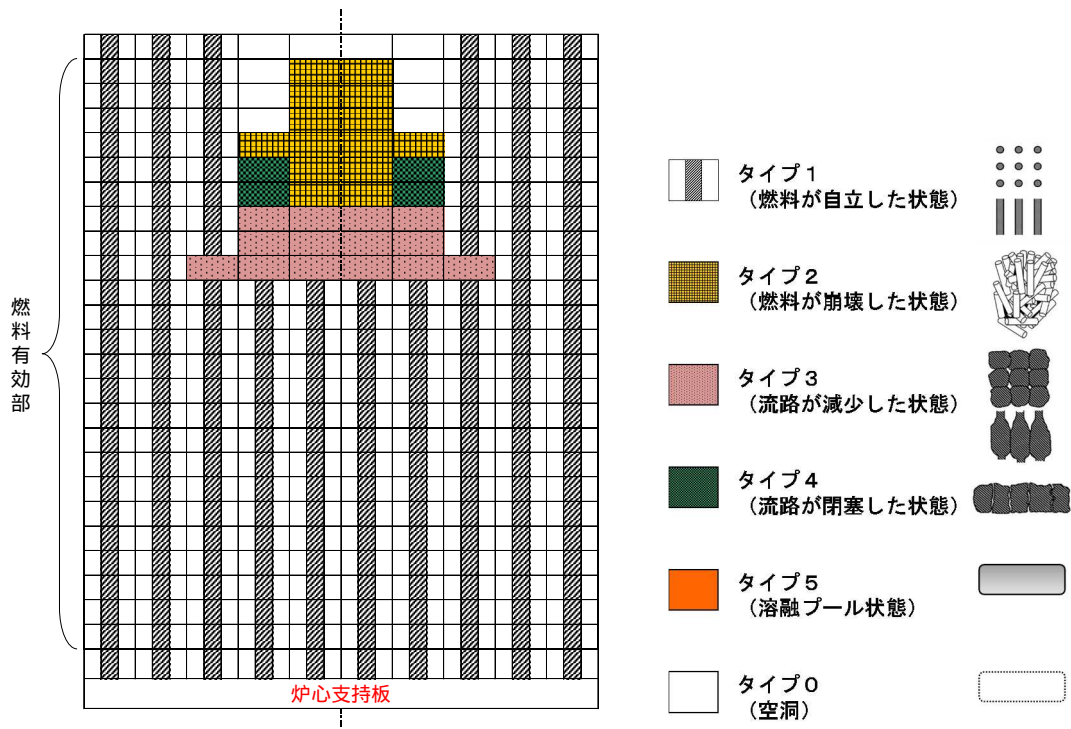
別図 3-4-6 に示す状態では中心部分で温度が上昇することにより、中心部分で完全に溶融した状態（タイプ 5）が発生する。別図 3-4-7 がこの状態を表している。

f. まとめ

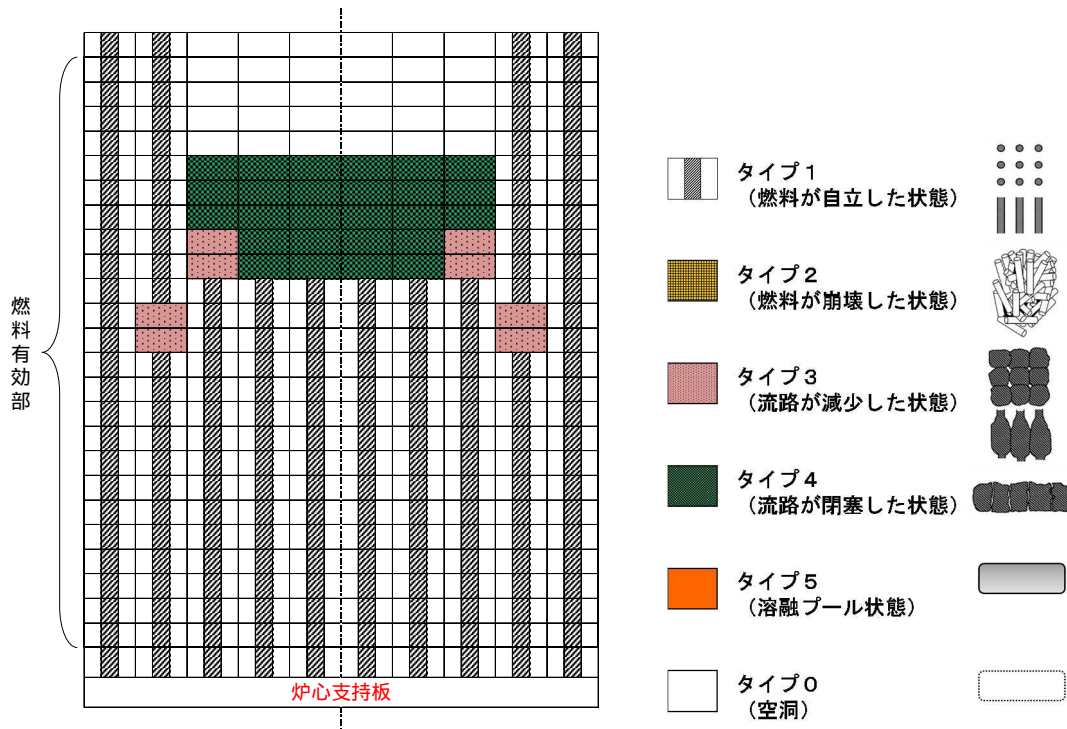
MAAP コードにおけるリロケーションモデルは以上のとおりである。MAAP コードでは、炉心ノード状態をタイプ別に分け、それぞれのタイプの変化を空隙率、溶融度、燃料崩壊判定などにより模擬している。TMI の知見を適宜取り込むことにより、必要に応じて力学的バランスを考慮したモデルとしている。



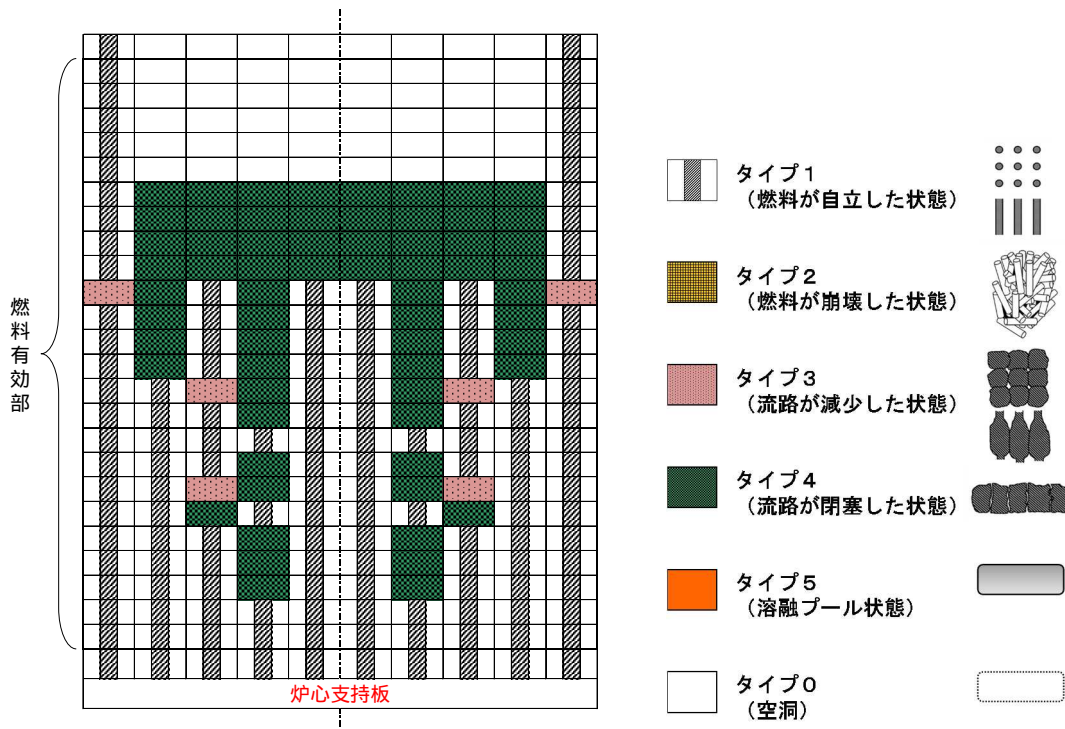
別図 3-4-2 炉心損傷状態 (事故後約 1.3 時間)
(キャンドリングにより流路が減少した状態)



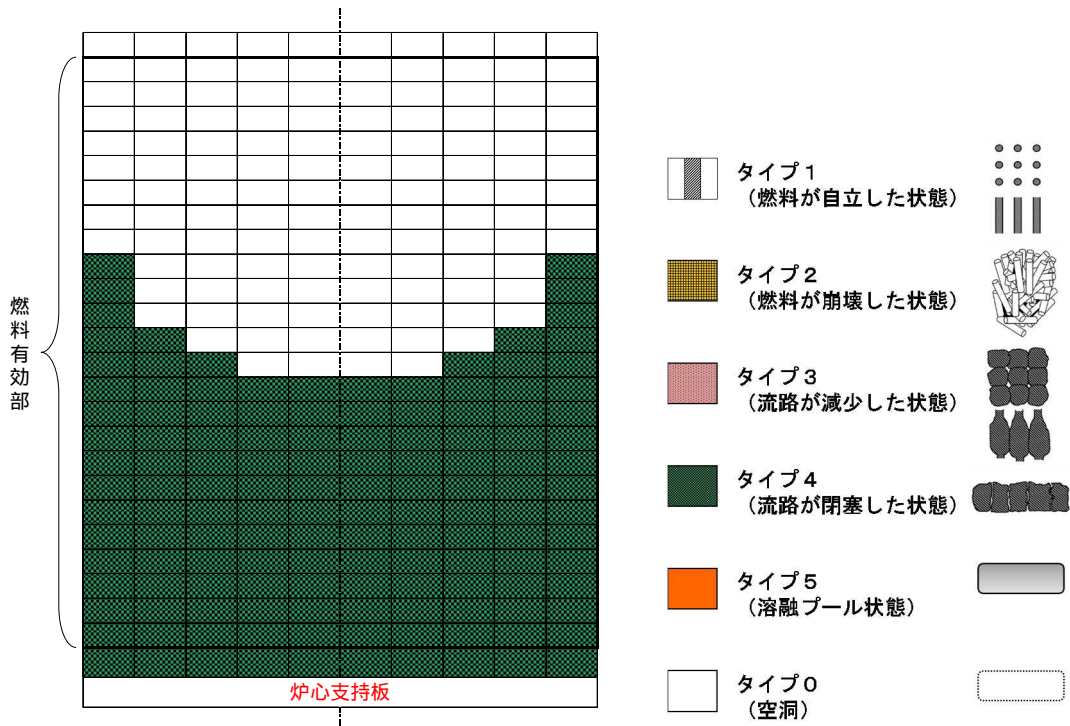
別図 3-4-3 炉心損傷状態 (別図 3-4-2 の状態から 2 秒経過後)
(燃料崩壊が生じた状態)



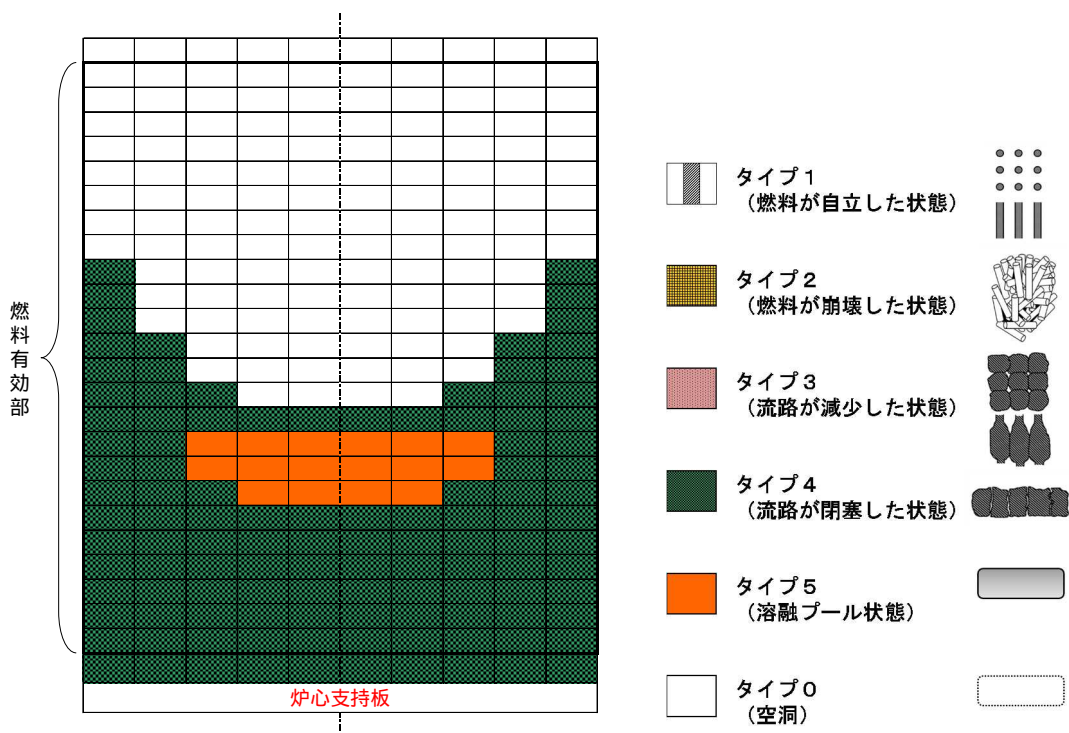
別図 3-4-4 炉心損傷状態 (別図 3-4-3 から約 200 秒経過後)
(崩壊した燃料によりノードが閉塞した状態)



別図 3-4-5 炉心損傷状態 (事故後約 1.6 時間)
(流路閉塞が進展した状態)



別図 3-4-6 炉心損傷状態（事故後約 2.7 時間）
（炉心全体の流路が閉塞した状態）



別図 3-4-7 炉心損傷状態後期（事故後約 2.9 時間）
（溶融プールが形成された状態）

5 . 指摘事項 5 (資料 No.MAAP-5)

ハフニウム CR の影響をどのように扱っているか説明すること。

【回答】

MAAP コードでは、制御棒において用いられるハフニウム (Hf) の制御材はモデル中で取り扱っていない。Hf は周期表において第 4 族元素に属し、核的特性を除いた、化学的性質は同じ族に属し、燃料被覆管やチャンネルボックスに用いられているジルコニウム (Zr) と非常によく似かよったものとなっている。別表 3-5-1 に Hf と Zr の物理特性を示す。

密度、比熱及び融点は Zr に比べて高いことから、炉心の溶融進展挙動への影響が考えられるものの、化学的には高温でのハロゲンとの反応を含め、Zr と非常によく似ていることや、Hf 制御棒を採用しているプラントにおいても、その本数の割合は 1/8 程度であることから、寄与としての影響は小さいと考えられる。

別表 3-5-1 ハフニウム(Hf)とジルコニウム(Zr)の物理特性^[2]

	Hf	Zr
密度	13.28 g/cm ³ (25)	6.51 g/cm ³ (20)
熱伝導率	23 W/(m·K)	22.7 W/(m·K)
比熱	155.4 J/(mol·K) (25 °C)	25.2 J/(mol·K) (25 °C)
融点	2222	1857

【参考文献】

- [1] TLR-046 Rev.2, “ 沸騰水型原子力発電所 ハフニウム型制御棒について (改良炉心用) ”, 平成 18 年 11 月, 株式会社 東芝
- [2] 村上 雅人, “ 元素を知る事典 ” 第 1 版, 株式会社 海鳴社, 2004 年
- [3] 馬淵 久夫, “ 元素の事典 ” 第 1 版, 株式会社 朝倉書店, 1994 年

6 . 指摘事項 6 (資料 No.MAAP-6)

事業者自身が行った実験解析の結果の例をどこかで説明すること。

【回答】

MAAP コードの妥当性確認のための実験解析は、MAAP コードの保守・改良を行う米国 EPRI が実施し、MAAP ユーザーズマニュアルにその結果を記載して、ユーザーに提供している。また、実験解析、ベンチマーク解析等については MAAP ユーザーズグループ会議にて議論を行う機会が設けられている。

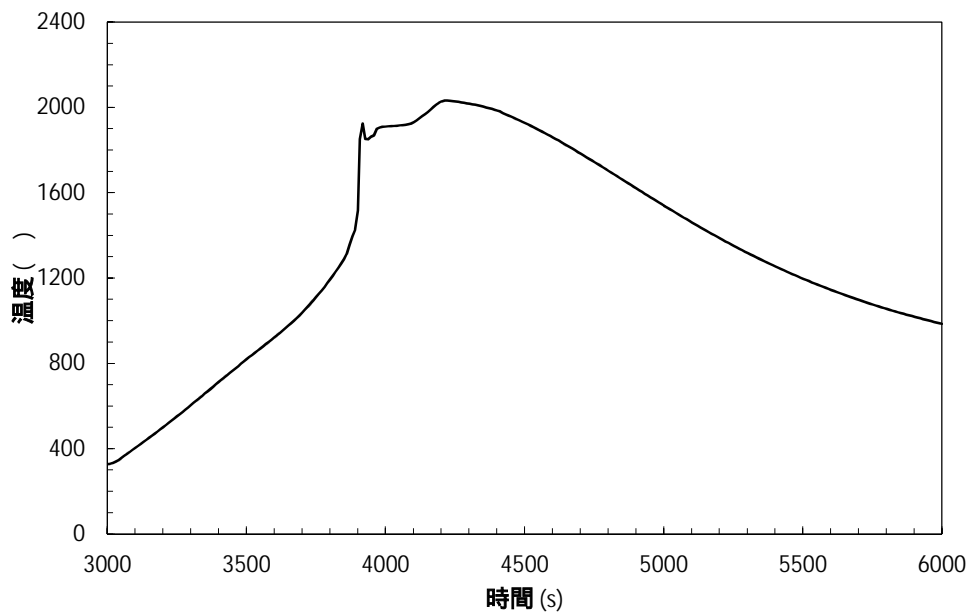
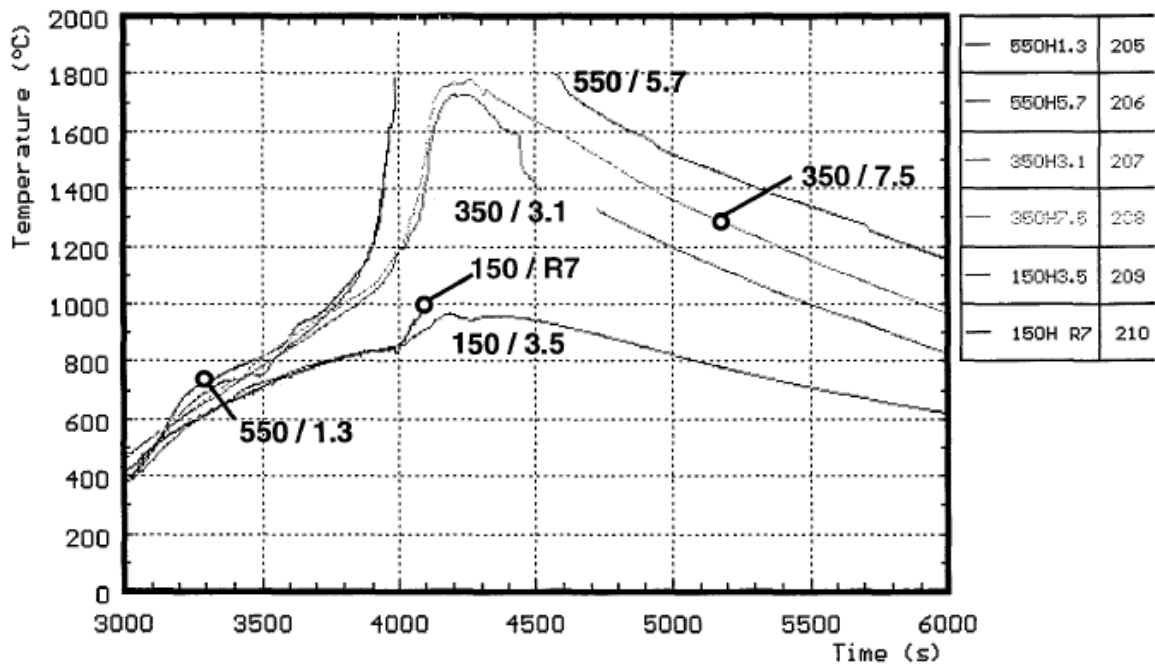
新規バージョンが配布された際に事業者側では、付属のインプットデータを用いて解析を実施し、付属のアウトプットデータとの一致を確認するとともに、一部の代表的なケースについて、確認解析も実施している。これらに加えて、MAAP ユーザーズグループを通じて、コードに係る最新情報を入手している。

事業者側での確認解析においては、入手可能な入力データを用いた代表的なベンチマーク解析を実施し、MAAP ユーザーズマニュアルの実験解析結果や公開されている実験結果との比較を実施しているが、ここでは、4.2 章に示した実験解析のうち、BWR において特徴的な炉心構成を模擬した実験である CORA 実験の中から、試験バンドルのサイズが大きく、より実機の体系に近い CORA-18 実験を対象として解析結果を示す。

別図 3-6-1 から別図 3-6-3 に CORA-18 実験でのエレベーション 550mm における燃料被覆管の温度変化、チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示す。温度挙動は実験結果に比べて高い温度で推移するものの、全体的な温度挙動は、実験期間全体において測定値の温度挙動をよく再現している。

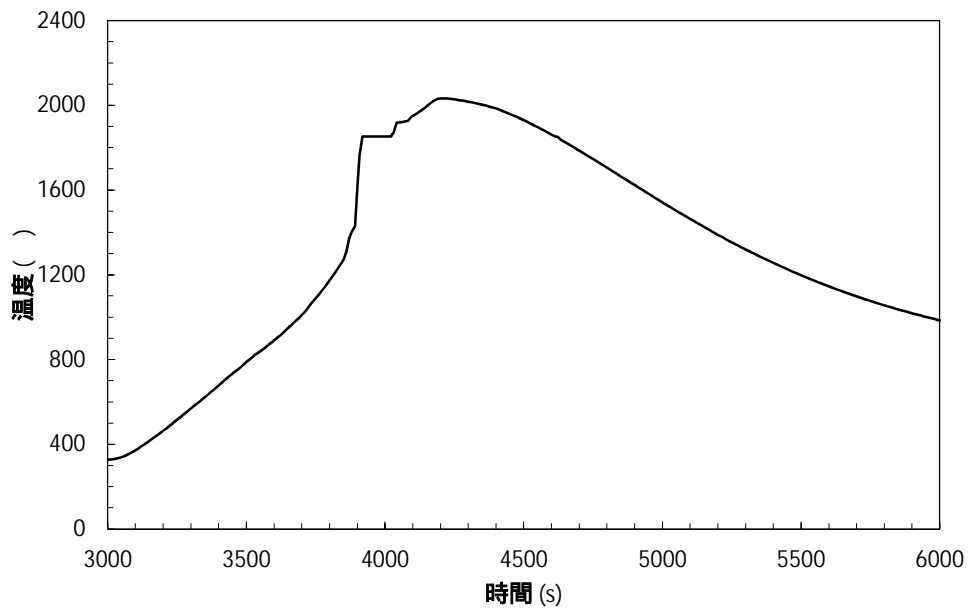
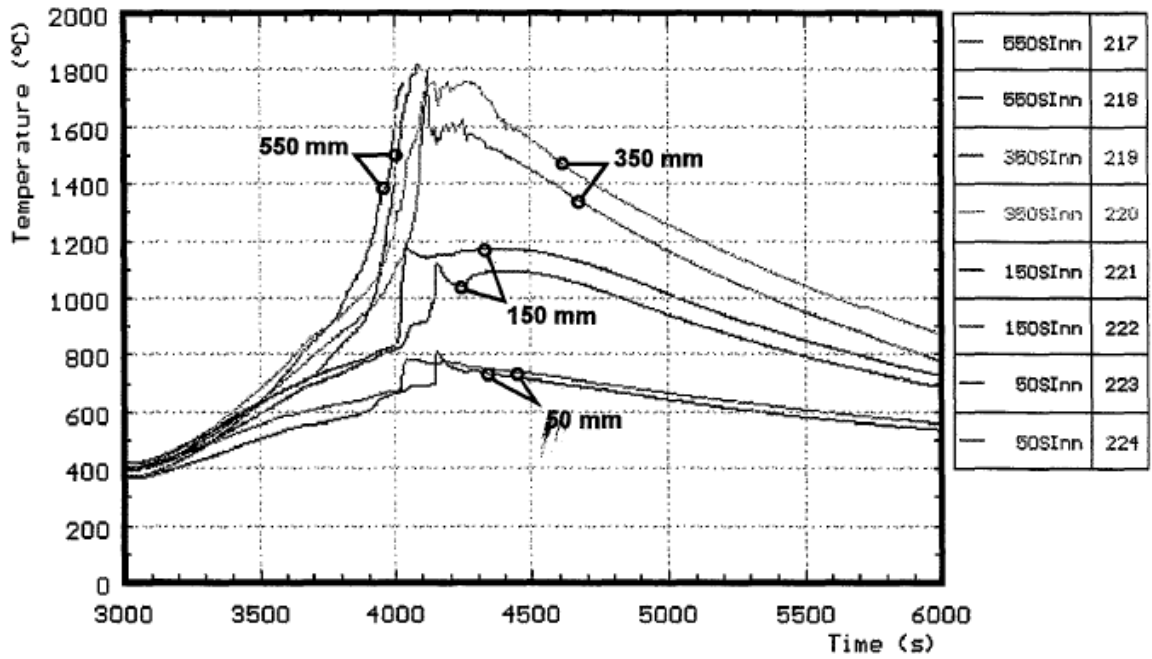
【参考文献】

- [1] FZKA-6030, S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher, “ Large Bundle PWR Test CORA-18: Test Results ”, April 1980
- [2] MAAP4 User ' s Manual



別図 3-6-1 CORA-18 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)

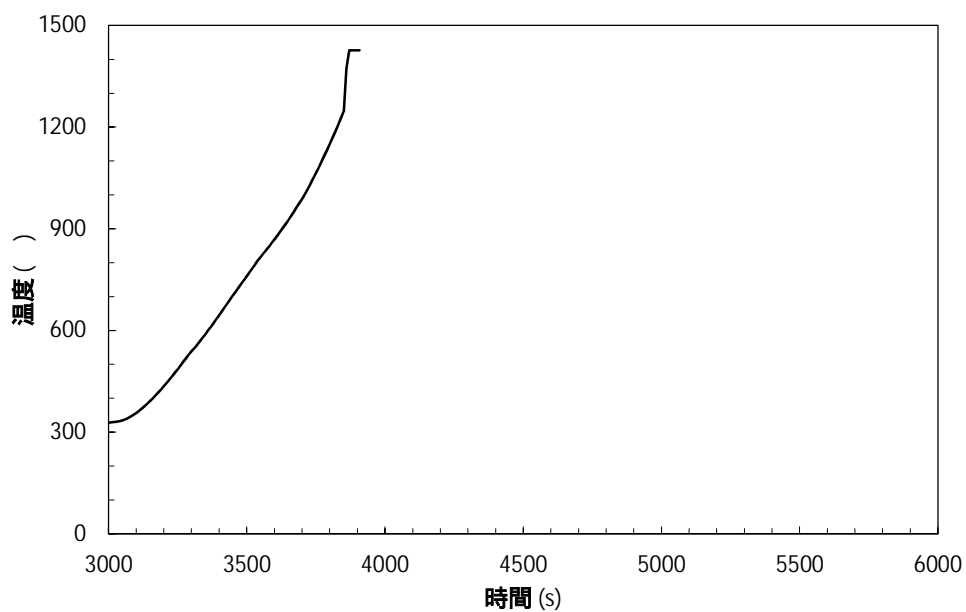
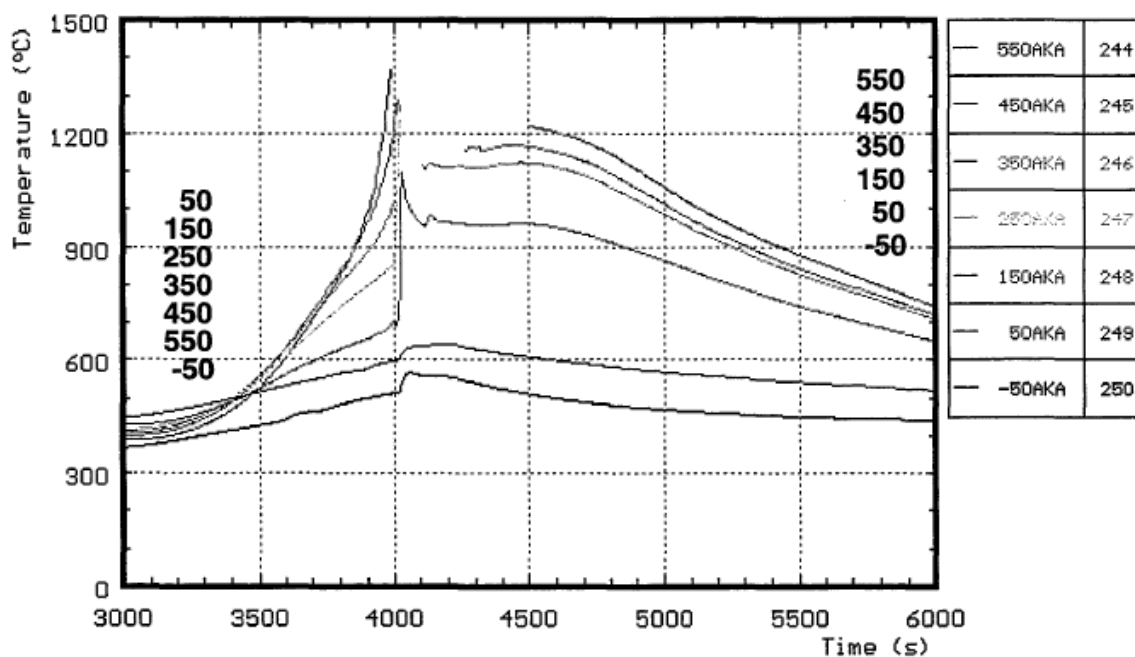
(上：参考文献[1] / 下：事業者による解析結果)



別図 3-6-2 CORA-18 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)

(上：参考文献[1] / 下：事業者による解析結果)

2017. 9. 12修正



別図 3-6-3 CORA-18 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)

(上：参考文献[1] / 下：事業者による解析結果)

2017. 9. 12修正

7 . 指摘事項 7 (資料 No.MAAP-7)

CORA 実験解析の条件と有効性評価の条件の違いを説明すること。

【回答】

CORA-18 実験を対象として，有効性評価の条件との比較を示す。

別表 3-7-1 に有効性評価と CORA-18 実験に用いられた燃料集合体の主要諸元を示す。解析条件はこれらの主要諸元に基づいて与えており，燃料棒の形状や材質に関しては同様の条件となっている。

別表 3-7-1 燃料集合体の主要諸元

	有効性評価 9×9 燃料(A 型)	CORA-18
ペレット直径(cm)	約 0.96	約 0.91
ペレット材	UO ₂	UO ₂
被覆管外径(cm)	約 1.12	約 1.075
被覆管厚さ(mm)	約 0.71	約 0.725
被覆管材料	Zr(ジルカロイ-2)	Zr(ジルカロイ-4)
燃料棒有効長さ(m)	約 3.71	約 1.0

【参考文献】

- [1] FZKA-6030, S. Hagen, P. Hofmann, V. Noack, L. Sepold, G. Schanz, G. Schumacher,
“ Large Bundle PWR Test CORA-18: Test Results ”, April 1980

「4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）」において各重要現象の妥当性確認で示した実験解析における主要実験条件と有効性評価における条件の比較を別表 3-7-2 に示す。

別表 3-7-2 主要実験条件と有効性評価における条件の比較

実験	主要実験条件		有効性評価における条件 (BWR-5/Mark-I改良型)	備考
CORA (4.2.2)	燃料集合体	表 4.2-2	9×9 燃料(A)型	BWRの燃料体系を模擬しており、バンドルサイズがより実機体系に近い CORA-18 実験では、測定データと良く一致。
	温度条件	図 4.2-9 ～ 図 4.2-16	実験条件と同様 (3.3.6 章に示したモデルにより評価)	反応温度、熔融温度は物質によって決まるが、実機相当の物質を使用。
HDR (4.2.3)	格納容器内自由体積(m ³)	約 11,400	D/W 約 8,800 W/W 空間部 約 5,300	実機スケール相当。
CSTF (4.2.4) ABCOVE (4.2.8)	格納容器内自由体積(m ³)	約 850	D/W 約 8,800 W/W 空間部 約 5,300	体積は 1/10 程度と小規模であるが、高さに大きな相違はない。(ABCOVE 実験では、CSTF 実験の格納容器体系試験装置を使用)
	格納容器高さ(m)	約 20	D/W 約 38 S/C 円管部断面直径 約 10	
ACE (4.2.5)	温度条件	図 4.2-36, 37, 38	添付 3 図 5-1-1b 等	コンクリート侵食時の温度条件は同様。
	コンクリート組成	表 4.2-6	添付 3 表 4-2	プラントに用いられているコンクリートの種類によって、組成や物性値を指定。
	熔融物組成	表 4.2-5	UO ₂ , Zr, ZrO ₂ , SUS 等全炉心相当の構造物が熔融	L7 実験では、BWR 相当の熔融炉心を模擬。
SURC-4 (4.2.6)	温度条件	図 4.2-40	添付 3 図 5-1-1b 等	コンクリート侵食時の温度条件は同様。
	コンクリート組成	玄武岩系	添付 3 表 4-2	プラントに用いられているコンクリートの種類によって、組成や物性値を指定。
	熔融物組成	ステンレス、 模擬 FP,Zr	UO ₂ , Zr, ZrO ₂ , SUS 等全炉心相当の構造物が熔融	実機の組成と異なるが、熱的に実機に近い条件となっており、コンクリートへの熱移動、侵食挙動は同様。
PHEBUS-FP (4.2.7)	被覆管温度	図 4.2-47 ～ 図 4.2-50	実験条件と同様 (3.3.6 章に示したモデルにより評価)	反応温度、熔融温度は物質によって決まるが、実機相当の物質を使用。

本資料のうち、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. 指摘事項 8 (資料 No. MAAP-8)

TMI の結果から考えられた溶融炉心ブロックage など、MAAP 固有モデルについて説明すること。

【回答】

TMI 事故後の分析・評価によれば、以下のような推定がなされている^[1]。

- ・ 一次冷却材ポンプ停止後、一次冷却材のボイルオフによって炉心損傷が生じ、炉心の約 50% が溶融した。溶融物は下方向に流れ、炉心底部付近で閉塞領域を形成した。
- ・ 一次冷却材ポンプの再起動による原子炉への注水によって、溶融物は急冷によって微細化し、デブリベッドが形成された。このデブリベッドのうち、20ton が再溶融した後、側面のクラストを崩壊させて、下部プレナムへ落下した。

MAAP コードでは、このような分析に基づいた以下のような物理現象モデルを採用している。

(1) 炉心損傷進展に伴う炉心閉塞

TMI において、炉心底部付近で閉塞領域を形成したとする分析に基づき、炉心溶融物の流下による燃料外径の増加や燃料棒の膨れによる炉心流路の減少をタイプ 3 (冷却材流路が減少した状態) とタイプ 4 (冷却材流路が閉塞した状態) でモデル化し、タイプ 4 となった炉心ノードでは、炉心流路が閉塞され、蒸気及び非凝縮性ガスが通過しない状態を模擬している。

(2) 側面クラストの崩壊

TMI において、溶融プールが側面クラストの破損により、下部プレナムへ落下したとする分析に基づき、炉心側面の破損がモデル化されている。

また、側面の破損が発生した場合、溶融物は下部プレナムへ移行する。

また、上記の物理現象モデルを採用した上で、TMI 事故とのベンチマーク結果に基づいたモデルとしては以下が挙げられる^[2]。

(a) 炉心崩壊挙動

MAAP コードでは、炉心ノードがある温度に達してから崩壊（タイプ 1（燃料自立）からタイプ 2（燃料崩壊）への遷移）するまでの時間を Larson-Miller パラメータ手法による累積損傷割合の計算に基づいて判定している。TMI 事故とのベンチマーク結果に基づき、炉心ノードの崩壊について、炉心ノード温度 K と 時間から Larson-Miller パラメータを設定している。

(b) 炉心損傷進展に伴う炉心閉塞挙動

上述のタイプ 3（冷却材流路が減少した状態）から炉心流路が閉塞するタイプ 4（冷却材流路が閉塞した状態）への遷移には、TMI 事故とのベンチマーク結果に基づき、炉心ノードの空隙率 0.1 で判定している。一方、MELCOR コードでは、炉心ノードの空隙率の最小値を 0.05 とした上で全閉塞しないモデルとしており、炉心閉塞モデルは MAAP コードの特徴である。

【参考文献】

- [1] B. R. Sehgal, “NUCLEAR SAFETY IN LIGHT WATER REACTORS”
- [2] Electric Power Research Institute, “Modular Accident Analysis Program (MAAP) MELCOR Crosswalk Phase 1 Study,” November 2014
- [3] 電力中央研究所, MAAP5.01 及び MELCOR2.1 を用いた軽水炉代表プラントの過酷事故解析 平成 26 年 6 月

9 . 指摘事項 9 (資料 No.MAAP-9)

複雑かつ表面積の大きいセパレータ、ドライヤにおける FP 沈着の考え方(知見・検証・モデル化)およびミラーインシュレイターによる断熱効果の扱いについて説明すること。

【回答】

(1) セパレータ , ドライヤにおける FP 沈着について

MAAP コードでは , 原子炉压力容器 (RPV) 内 FP の RPV 内構造物 (ヒートシンク) への沈着は「(a) FP 蒸気の構造物表面への凝縮」「(b) FP エアロゾルの構造物への重力沈降」としてモデル化されている。これらの沈着率は , 沈着面の等価沈着長さ (= FP の存在する RPV 内ノード体積 / 沈着面積) から求められ , この等価沈着長さが短くなると沈着率が大きくなる。

(a) FP 蒸気の構造物表面への凝縮

構造物の形状を考慮できるように , 構造物の全表面積を沈着面積として等価沈着長さを算出するようモデル化されている。これにより , セパレータ , ドライヤといった複雑形状の構造物では , 単純形状の構造物と比べて等価沈着長さが短くなる (沈着率が大きくなる)。

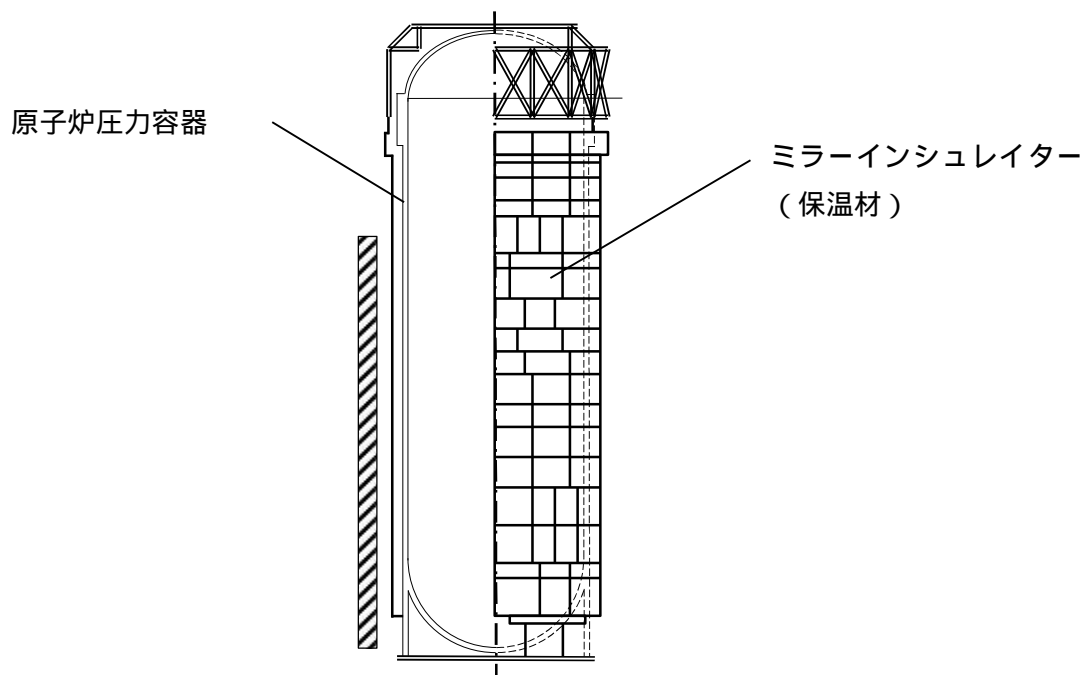
(b) FP エアロゾルの構造物への重力沈降

RPV 内構造物 (ヒートシンク) の水平面の面積から等価沈着長さが算出されるようモデル化されている。

MAAP コードの FP エアロゾルの沈着モデルの妥当性は ABCOVE 実験 (4.2.8 参照) との比較により妥当性確認が行われており , FP 蒸気の沈着モデルは CSE 実験^[1]の知見に基づいている。

(2) ミラーインシュレイターによる断熱効果について

RPV 廻りのミラーインシュレイター (保温材) は , 複数枚の層状の金属プレートによってモデル化されており , それぞれの金属プレートの表面温度から輻射熱伝達を計算し , 最終的に RPV 外面から格納容器雰囲気への輻射熱伝達係数が求められる。また , RPV 本体と保温材のギャップ部等からの対流による格納容器雰囲気への熱伝達も考慮されており , ヒートシンクに沈着した FP の崩壊熱から格納容器雰囲気への伝熱は , RPV 外面温度及び格納容器雰囲気温度をもとに , これらの輻射及び対流の熱伝達を考慮して計算される。



別図 3-9-1 ミラーインシュレーター (保温材) の概要図

[参考文献]

- [1] R. K. Hilliard and L. F. Coleman. "Natural Transport Effects on Fission Product Behavior in the Containment Systems Experiments". BNWL-1457, December, 1970.

2017. 9. 12修正

10. 指摘事項 10 (資料 No. MAAP-10)

実験解析におけるジャンクションの設定値の決め方について説明するとともに、実機における設定値の決め方について考え方を説明すること。

【回答】

MAAP コードでは、原子炉压力容器、原子炉格納容器及び原子炉建屋をノードと呼ばれる領域で分割しており、これら各領域間を結合するために、ジャンクションと呼ばれる流体の流れを評価できるモデルを用いて評価している。このうち、原子炉压力容器内や逃がし安全弁による原子炉压力容器から原子炉格納容器への流路などは、MAAP コードにて個別にモデル化されている。ここでは、原子炉格納容器及び原子炉建屋におけるジャンクションについて説明を行う

(1)ジャンクションの設定値について

ジャンクションは、原子炉格納容器や原子炉建屋のノード間の流体の移動を考慮する場合に設定し、気体及び液体の流れを評価する。これらジャンクションを介した流量は、気体では圧力差及び密度差、液体では圧力差及び密度差に加えて水頭差による駆動力と流動抵抗が釣り合うように求められる。ジャンクション内に水位が形成されると、気相、液相それぞれで流体の流れを評価する。ここでは代表して、気体の流れについて説明する。気体の流れについては、以下の式(1)によって流量を計算する。

$$K|W^{n-1}|W = P_1 - P_2 + \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1) \quad (1)$$

K : ジャンクションの流動抵抗

($n = 2$ のとき $(1/m \cdot kg)$, $n = 1$ のとき $(1/m \cdot s)$)

W : ジャンクションの流量 (kg/s)

n : 流動状態に依存した乗数 (-)

P : ノード圧力 (Pa)

ρ : ノード内の気相密度 (kg/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

Z : ジャンクションの接続高さ (m)

L : ジャンクション長さ (m)

ジャンクションに関連する入力として以下を与えることとなる。

- ・ 流れ方向（「水平」,「垂直」）
- ・ 接続位置（接続高さ Z ）
- ・ 開口部形状（幅 X_W , 高さ X_H ）
- ・ 長さ L
- ・ 流路面積 A

なお，流れ方向を「水平」と選択した場合は，接続位置がノード間で同じとなり，また，ジャンクション長さは評価に使用されないため，右辺第三項は0となる。

実機におけるノード分割では，壁などに囲まれた物理区画を模擬したノード（区画）として設定し，吹き抜けや扉などの開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ，同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定している。別図 3-10-1 に実機におけるジャンクションの設定例を示す。

入力については，実機の設計情報に基づいて与えている。ジャンクションの入力の与え方の一例として，別図 3-10-1 に示した，ペDESTALからドライウェルへの開口部を模擬したジャンクションの入力の設定方法について以下に述べる。

この開口部はペDESTALからドライウェルに繋がる水平の流路となっているため，流れ方向を水平とする。ペDESTALの床から，開口部下端までの高さを接続高さとして入力するが，水平ジャンクションの場合は，先述した通り式(1)で使用している項は0となる。開口部は矩形であり，実際の形状からジャンクションの幅，高さを与える。この開口部が貫通するペDESTAL壁の厚みをジャンクションの長さとして与えるが，水平ジャンクションの場合は，先述した通り評価には使用されない。さらに，開口部の面積をジャンクションの流路面積として与え，これらの入力に基づき，式(1)によってジャンクションの流量が評価される。

なお，ジャンクションの流動抵抗 K については，MAAP の実験解析から導出されたものではなく，一般的な知見^[1]に従っているものである。通常の流れにおいては，流動状態に依存した乗数 n は2 となり，この場合の流動抵抗は以下の式から算出される。

(2)

(3)



ここで、 w は理想気体を仮定したモデルによる流量であり、以下の式(4)によって求められる。

(4)

ここで、 である。

また、対向置換流が発生するような場合には n を 1 として、このときの流動抵抗 K は以下の式(5)で与えられる。

(5)

：密度差のある場合の流れの現象を考慮したもの。差圧の小さな 2 つの区画の間に大きな開口部があるような状況において、重い相が流路の下方から軽い相側に流れ、軽い相を押すと、圧力のバランスをとるために、軽い相の一部が重い相の上部から逆に流れ込むような状態を想定している。

(2) 実験解析によるジャンクションの模擬について

CSTF 実験解析 (4.2.4 章) においても実機と同様の考え方にに基づき、上部区画全体、遮へい壁と燃料取替キャビティより外側となる下部区画、及び燃料交換キャビティにノード分割し、アイスコンデンサ下部扉、漏れいパス及び再循環ファン流路等をジャンクションとして設定している。これらのジャンクションの入力についても実験装置の形状に従って

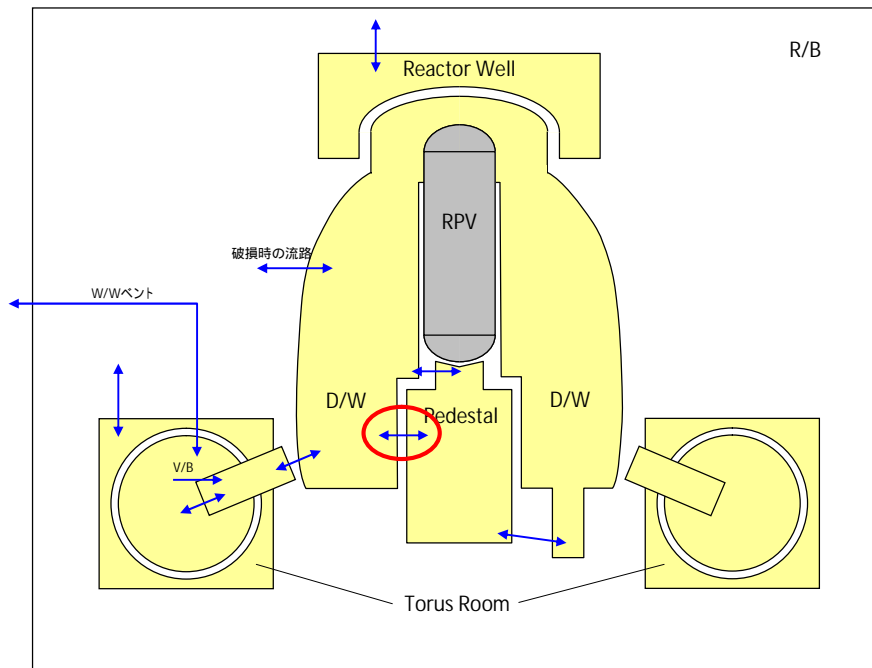
2017. 9. 12修正

入力を与えている。本実験解析に用いたノード分割数やジャンクションの数は有効性評価における実機解析と同等であるが、実験解析結果は実験結果をよく再現している。

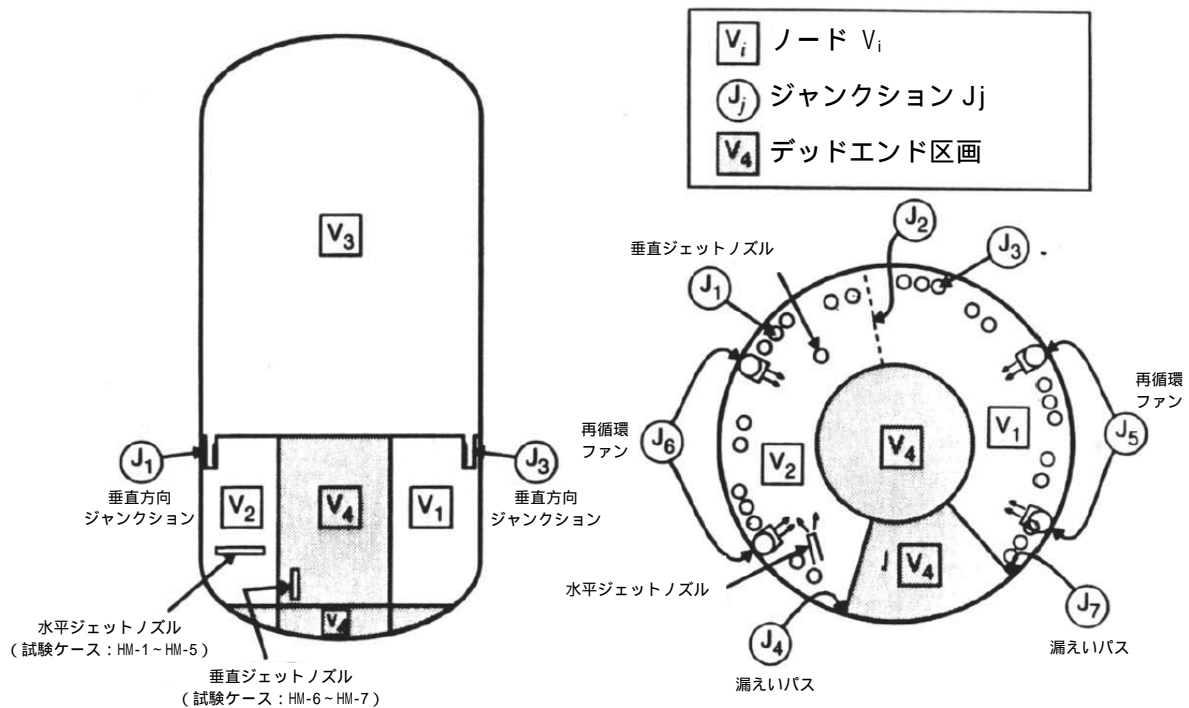
なお、HDR 実験解析（4.2.3 章）では、壁に囲まれた複数の区画を有する格納容器を模擬するためにノード分割数が多くなっているが、ノード分割やジャンクションの設定は基本的に実機と同様の考え方に基づいており、このような複雑な体系においても、実験結果はよく再現されている。

[参考文献]

[1] 機械工学便覧基礎編 流体力学（日本機械学会）

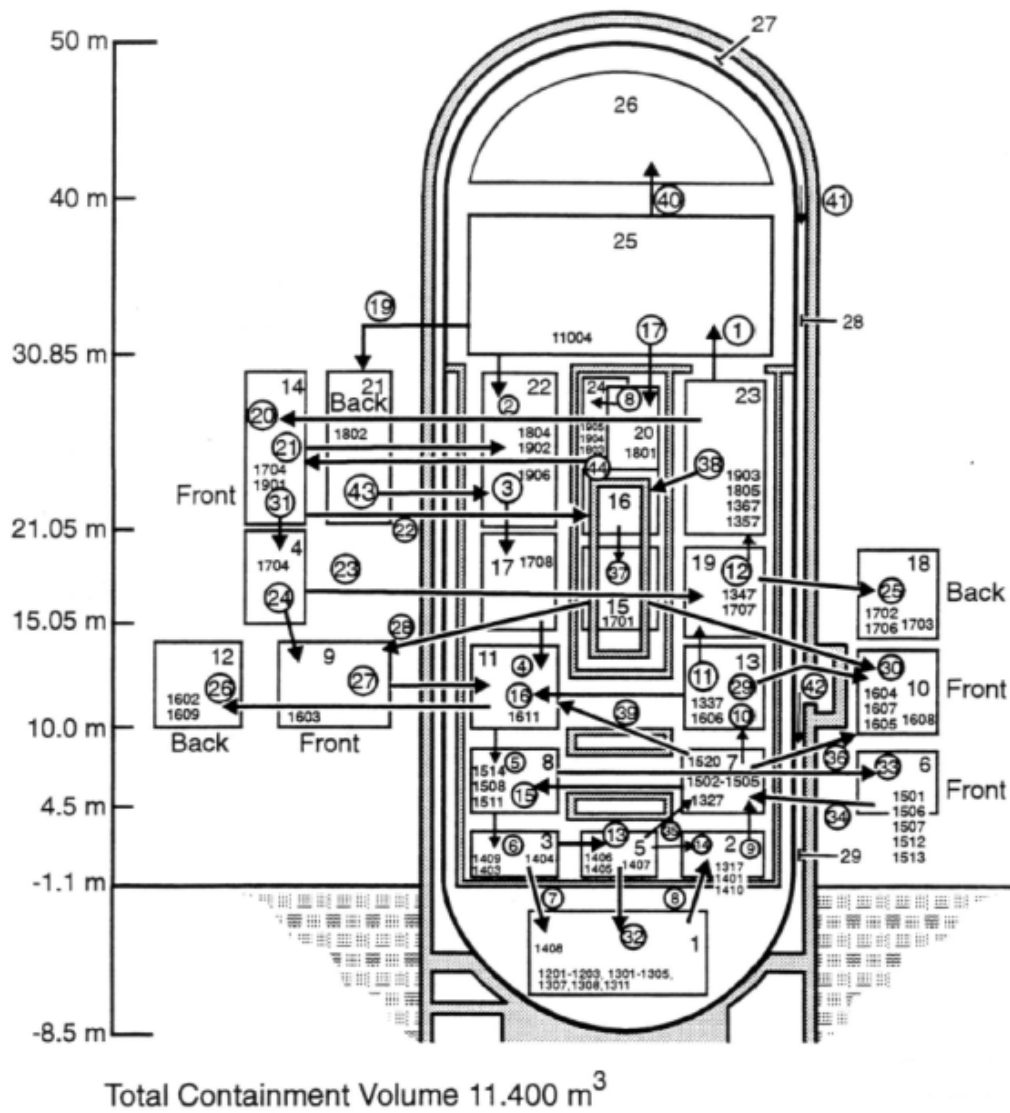


別図 3-10-1 MAAP ノード分割図の例 (図 3.3-6)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

別図 3-10-2 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP ノード分割 (図 4.2-30)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

別図 3-10-3 HDR 実験解析におけるノード分割 (図 4.2-18)