

枠囲みの内容は商業機密に属します
ますので公開できません。

重大事故等対策の有効性評価に係る シビアアクシデント解析コードについて

(第3部 MAAP)

目 次

－ 第3部 MAA P －

1. はじめに.....	3-3
2. 重要現象の特定.....	3-4
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	3-4
2.2 ランクの定義.....	3-11
2.3 物理現象に対するランク付け.....	3-12
3. 解析モデルについて.....	3-38
3.1 コード概要.....	3-38
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	3-38
3.3 解析モデル.....	3-41
3.4 ノード分割.....	3-77
3.5 入出力.....	3-79
4. 妥当性確認.....	3-81
4.1 妥当性確認方法.....	3-81
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）.....	3-89
4.3 妥当性確認（炉心水位）.....	3-140
4.4 妥当性確認（再循環ユニットによる自然対流冷却）.....	3-142
4.5 妥当性確認（原子炉容器破損及び炉心デブリ流出挙動）.....	3-151
4.6 妥当性確認（DCH 現象防止関連モデル）.....	3-155
4.7 妥当性確認（原子炉容器外 FCI 現象関連モデル）.....	3-159
4.8 妥当性確認（MCCI 現象関連モデル）.....	3-162
4.9 妥当性確認（FP 挙動モデル）.....	3-167
4.10 実機解析への適用性.....	3-169
5. 有効性評価への適用性.....	3-178
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）.....	3-178
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）.....	3-185
6. 参考文献.....	3-194
別紙1 入力項目リスト.....	3-196
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.....	3.1-1
添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について.....	3.2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について.....	3.3-1

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対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、MAAPコード¹⁾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

MAAP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) 原子炉格納容器の除熱機能喪失

この重要事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転中に LOCA が発生し、ECCS 再循環により炉心への注入が継続しているが、格納容器スプレイ機能が喪失する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+低圧再循環失敗+格納容器スプレイ注入失敗」あるいは「中破断 LOCA+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、大破断 LOCA あるいは中破断 LOCA が発生すると炉心でのボイド発生あるいは原子炉トリップによる負の反応度添加により炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。崩壊熱は ECCS を用いた炉心注入によって除去され、蒸散によって格納容器内に蓄積される。格納容器内に蓄積した水蒸気の一部は、格納容器内のヒートシンクによって凝縮するが、格納容器スプレイ機能が喪失していることから、格納容器の圧力及び温度が上昇する。格納容器の圧力及び温度が上昇を続け、原子炉格納容器が破損に至った場合には、再循環サンプル水が減圧沸騰を起こすことによって ECCS 再循環不能となり、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策として、格納容器再循環ユニットを用いた自然対流冷却がある。格納容器圧力が最高使用圧力に達した時点で運転操作により起動し、その後の長期的な格納容器の圧力及び温度の上昇を抑制することにより、格納容器先行破損を防止することができる。

本事象の場合、格納容器内部には再循環サンプル水が多量に溜まっており、炉心は長期的に冠水した状態にあるため、格納容器雰囲気は飽和状態で推移する。よって、格納容器の過圧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「格納容器圧力」である。

なお、LOCA 発生時の初期短期間には、一時的に炉心が露出する場合もあるが、その期間における燃料健全性は設計基準事象として確認済みであり、また、その後長期の格納容器内状態に影響を及ぼすことはない。

(2) ECCS 再循環機能喪失

この重要事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に LOCA が発生し、

ECCS の注入には成功するが、ECCS の再循環に失敗する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+低圧再循環失敗」あるいは「大破断 LOCA+高圧再循環失敗+低圧再循環失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスは、大破断 LOCA が発生し、破断口からの冷却材流出により、一時的に炉心が露出し、炉心ヒートアップが起きるが、ECCS が作動することにより原子炉水位は回復し、炉心損傷に至ることなく炉心冷却が行われる。しかし、その後 ECCS 再循環機能が喪失することによって炉心への注水機能が喪失する。注水機能が喪失した場合においても、炉心冠水が維持されている間は、冷却材の蒸散により、炉心からの崩壊熱除去が可能であることから、一定期間は炉心損傷に至ることはない。しかし、蒸散により原子炉容器内水位が徐々に低下することから、注水機能が回復しなければ、いずれ炉心は露出し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策として、原子炉格納容器スプレイ系を利用した代替再循環がある。低圧再循環の失敗を検知して、運転操作により原子炉格納容器スプレイ系を利用した代替再循環を行うことで、蒸散により失われる冷却材を補充することができ、長期にわたり炉心冷却を確保することができる。

本事象の場合、炉心水位を維持し炉心損傷を防止することが評価目的であることから、評価指標は「燃料被覆管温度」である。

LOCA 発生時の初期短期間には、一時的に炉心が露出する場合もあるが、その期間における燃料健全性は設計基準事象として確認済みであり、また、その後長期の炉心冷却性に影響を及ぼすことはない。

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、熔融炉心の崩壊熱等によって発生した水蒸気、及び、金属-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。重要事故シーケンスとして、格納容器過圧破損に対して「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が、格納容器過温破損に対して「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」が、それぞれ選定されている。

格納容器過圧破損シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉心は燃料棒に伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後熔融炉心はプ

ール状に堆積する。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、クラストが破損するなど保持されなくなると、熔融炉心は原子炉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散すると、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、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が熔融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により熔融炉心は原子炉キャビティへ重力落下する。原子炉キャビティには LOCA により放出された原子炉冷却材の一部が溜まっており、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。また、原子炉キャビティ内の原子炉冷却材が全て蒸発した後は、熔融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水およ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、格納容器の過圧に寄与するほか、熔融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。これら水蒸気および非凝縮性ガスの発生により格納容器圧力は上昇を続け、やがて格納容器過圧破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、手動で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉キャビティに水を張るとともに、格納容器内気相部の圧力上昇を抑制する。代替設備による格納容器スプレイで、原子炉キャビティに熔融炉心の冷却に十分な水が注水されたら、格納容器内の計器の水没等を防止する観点から、代替の格納容器スプレイは停止させる。その後、格納容器圧力が最高使用圧力に達した時点で、手動操作により再循環ユニットによる自然対流冷却により格納容器気相部の冷却を開始する。これにより格納容器圧力の上昇を長期的に緩和することができる。

本事象の場合、格納容器の過圧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「格納容器圧力」である。

格納容器過温破損シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水による炉心の冷却に失敗するため、1次系圧力が上昇し、加圧器安全弁から冷却材が放出される。このため炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。

炉心部では、熔融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた熔融炉心はプール状に堆積する。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、クラストが破損するなど保持され

なくなると、熔融炉心は原子炉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散すると、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、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が熔融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉圧力が高圧状態で原子炉容器破損に至るため、原子炉容器破損時には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、やがて格納容器キャビティ部の床に広く堆積する。格納容器キャビティ部の床には加圧器安全弁から逃がしタンクを経由して放出された原子炉冷却材の一部が溜まっており、飛散してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発する。床に溜まっていた冷却材が蒸発すると、熔融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。熔融炉心は床上に広く薄く堆積していることから、床コンクリートを侵食するより格納容器気相部を加熱する効果が大きくなり、格納容器雰囲気は過熱状態で温度上昇を続けていく。格納容器ハッチ部あるいは貫通部の温度が耐熱温度を超えると漏えいが発生するため、格納容器過温破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、手動で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、格納容器一般部の床に水を張る。格納容器内に熔融炉心の冷却に十分な水があれば格納容器過温破損は防止できる。ただし、格納容器内が過熱状態から飽和状態へ移行した後は、前述と同様の過圧破損対策を行う必要がある。

本事象の場合、格納容器の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「格納容器雰囲気温度」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、1次系圧力が高い状況で原子炉容器が損傷し、高圧の水蒸気及び水素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、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。重要事故シーケンスとして「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水等による炉心の冷却に失敗するため、1次系圧力が上昇し、加圧器安全弁から冷却材が放出され、炉心水位が徐々に低下し、いずれは炉心露出、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おちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた熔融炉心はプール状に堆積する。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、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉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散すると、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、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉圧力が高圧状態で原子炉容器破損に至るため、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し、格納容器の圧力・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、炉心損傷を検知して、手動で加圧器逃がし弁を開放することにより、1次系を速やかに減圧させることで、溶融炉心の分散放出を抑制することができる。

本事象の場合、高圧条件での溶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「1次系圧力」である。

(3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

この格納容器破損モードは、炉心デブリと原子炉キャビティ水が接触して圧力スパイクが発生し、格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心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、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。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、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉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散すると、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、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉キャビティへ重力落下する。原子炉キャビティには LOCA により放出された原子炉冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発し、水蒸気スパイクにより

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「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、水-ジルコニウム反応等によって発生した水素の燃焼により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+ ECCS 注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心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棒被覆管にて水-ジルコニウム反応によって、多量の水素が発生するとともに、反応熱により更に燃料棒が過熱される。これにより炉心損傷の初期に大量の水素が格納容器内へ放出される。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。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、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉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散すると、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、原子炉容器下部ヘッ드의構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッ드의炉内計装案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉キャビティへ重力落下する。原子炉キャビティには LOCA により放出された原子炉冷却材の一部が溜まっており、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。また、原子炉キャビティ内の原子炉冷却材が全て蒸発した後は、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水およびコンクリートの溶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、格納容器の過圧に寄与するほか、溶融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。PWR は大型格納容器を採用しているため、火炎伝播速度が亜音速の燃焼であれば、水素燃焼時の格納容器内圧は格納容器限界圧力を超えないと評価されており、格納容器破損に至ることは無いと評価されている。一方、火炎伝播速度が音速を超えて衝撃波が発生する水素爆轟が発生した場合、衝撃波により格納容器内構造物がミサイル化し、格納容器破損を引き起こす可能性を排除できない。水素爆轟が発生する水素

濃度としてはドライ状態で 13%が一つの指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、格納容器内に設置される水素処理設備による水素処理を行う。

本事象の場合、格納容器内水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが目的であることから、評価指標は「水素濃度」である。

(5) 熔融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは、炉心デブリが原子炉キャビティ床上へ落下した熔融炉心によりコンクリート侵食が継続し、ベースマットの熔融貫通により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断 LOCA+ ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断 LOCA 発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS 注入に失敗しているため、炉心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おちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた熔融炉心はプール状に堆積する。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、クラストが破損するなど保持されなくなると、熔融炉心は原子炉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散すると、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、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が熔融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により熔融炉心は原子炉キャビティへ重力落下する。原子炉キャビティには LOCA により放出された原子炉冷却材の一部が溜まっており、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。また、原子炉キャビティ内の原子炉冷却材が全て蒸発した後は、熔融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水およびコンクリートの熔融が起きることになる。熔融炉心によるコンクリートの熔融侵食が継続し、ベースマットを熔融貫通すると放射性物質が地中あるいは地下水に放出されることとなり、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、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、手動で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉キャビティに水を張り、熔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「2.1 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「2.1 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に対して抽出されたものであり、具体的な重要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や感度解析等により求め、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／妥当性評価は記載しない
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／妥当性評価は記載しない

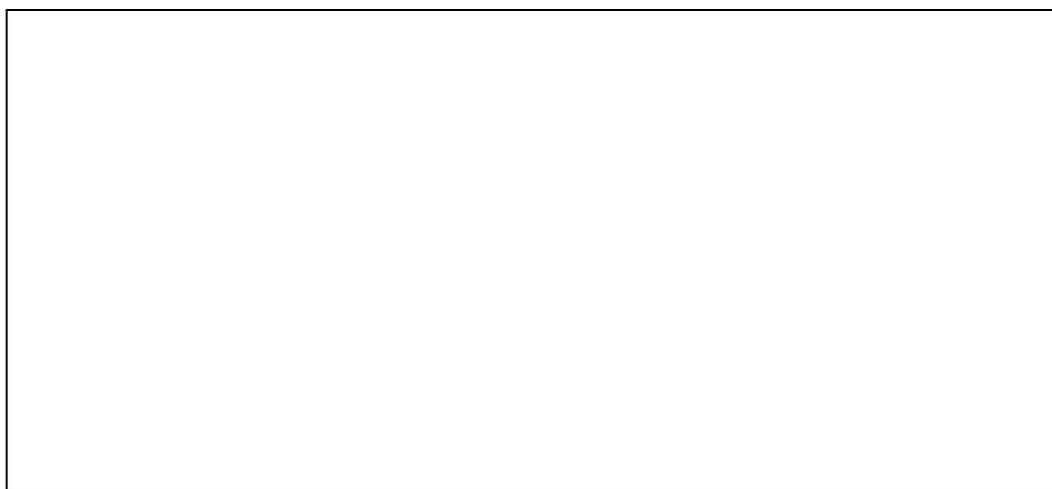
2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.1 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 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。

2.3.1 炉心（核）関連

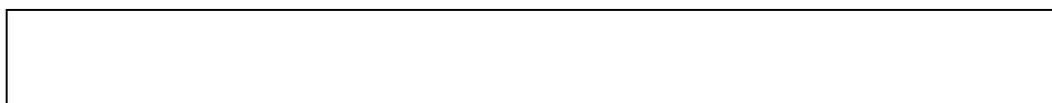
(1) 核分裂出力 [炉心（核）]

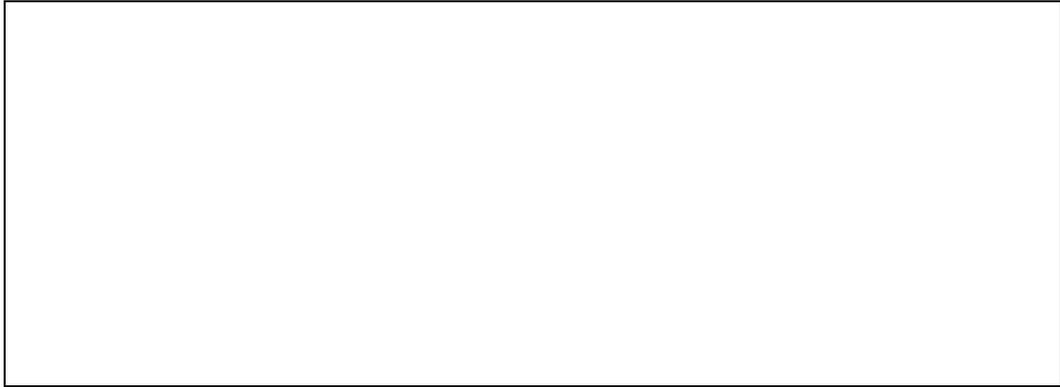


(2) フィードバック効果 [炉心（核）]



(3) 制御棒効果 [炉心（核）]



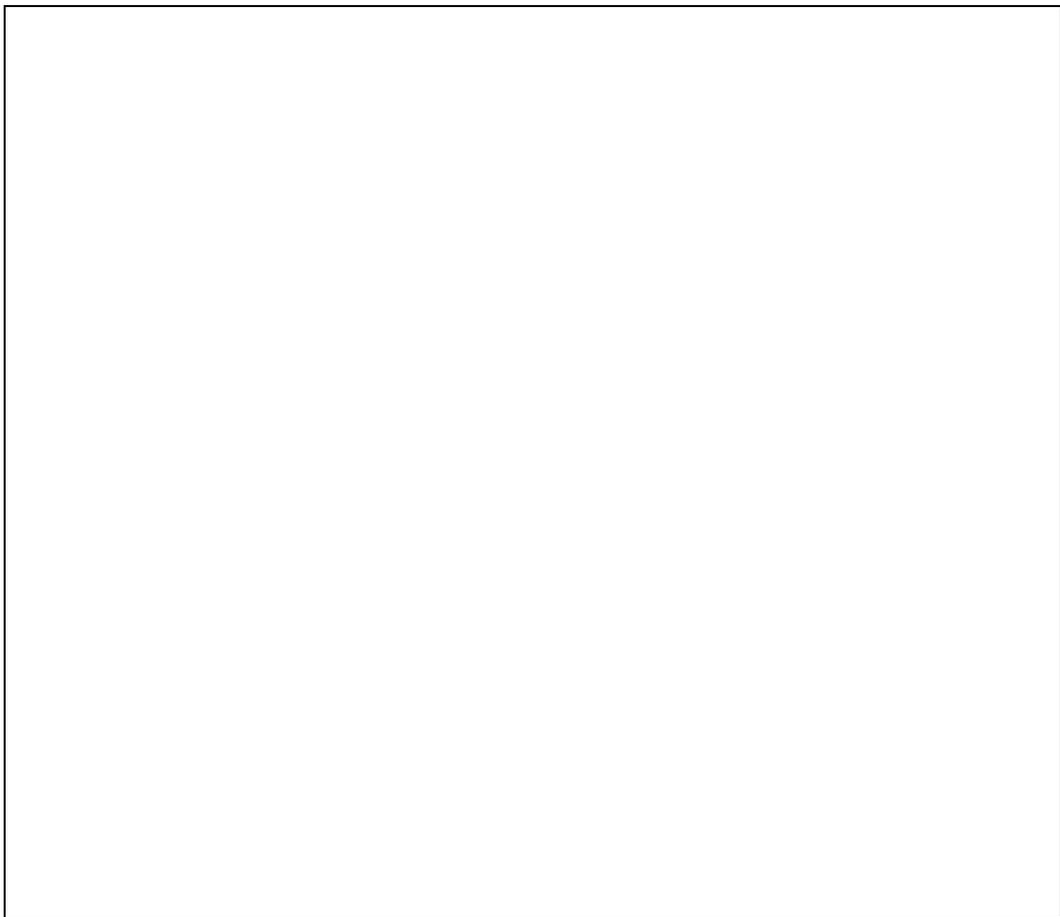


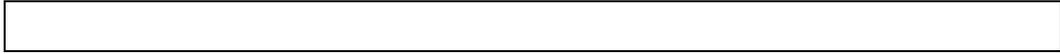
(4) 崩壊熱 [炉心 (核)]



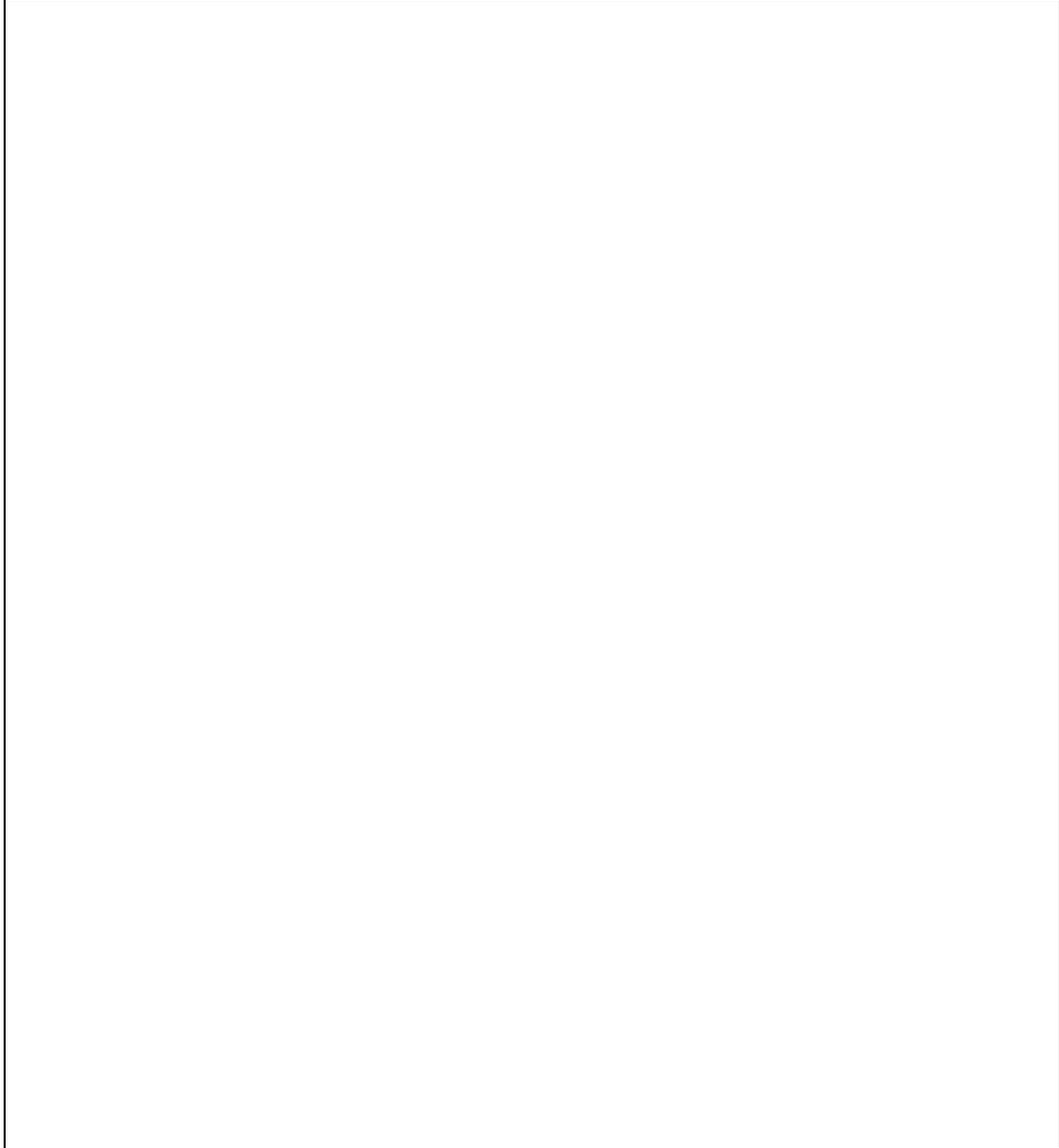
2.3.2 炉心 (燃料) 関連

(1) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]



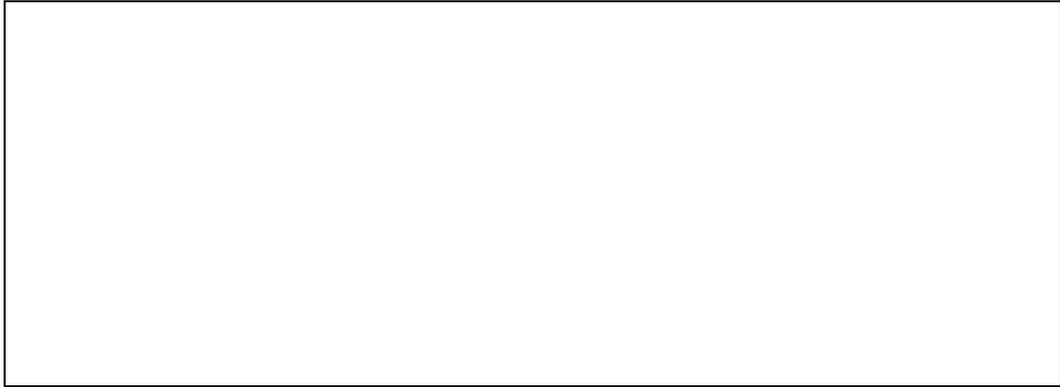


(2) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

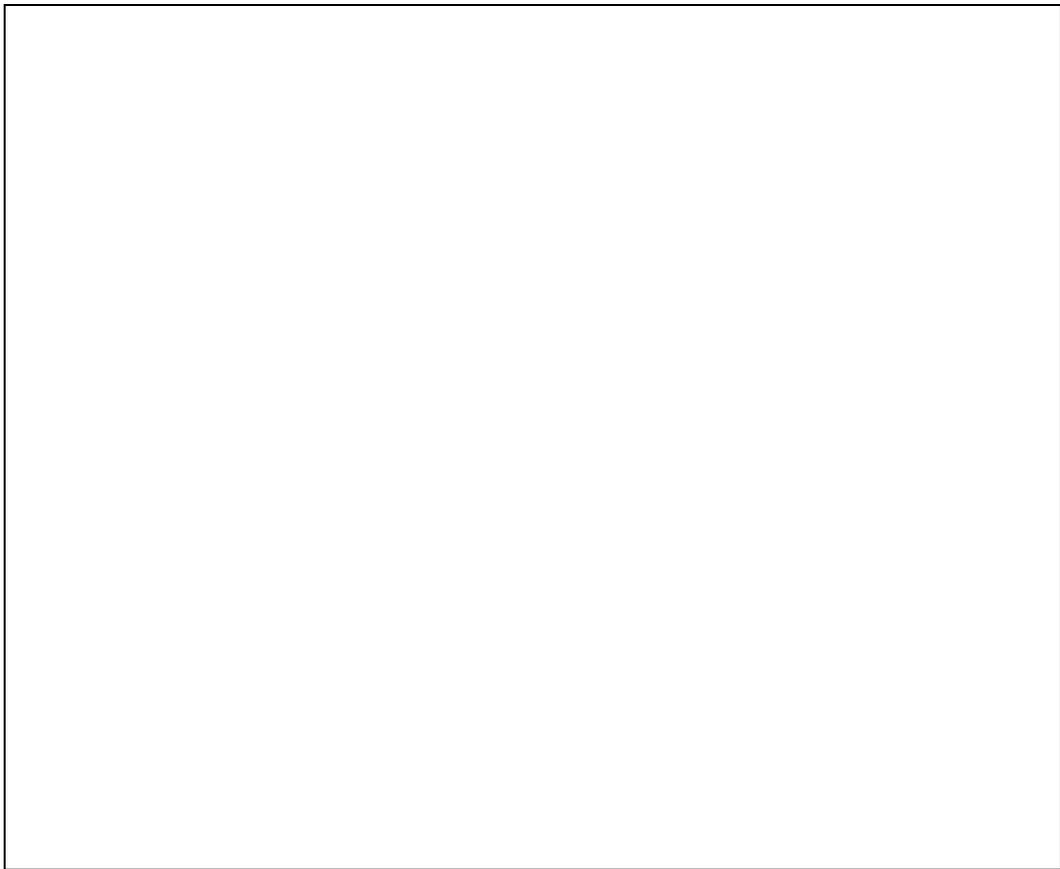


(3) 被覆管酸化 [炉心 (燃料)]



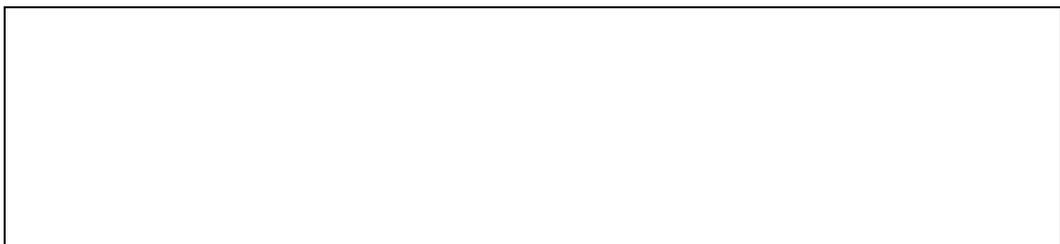


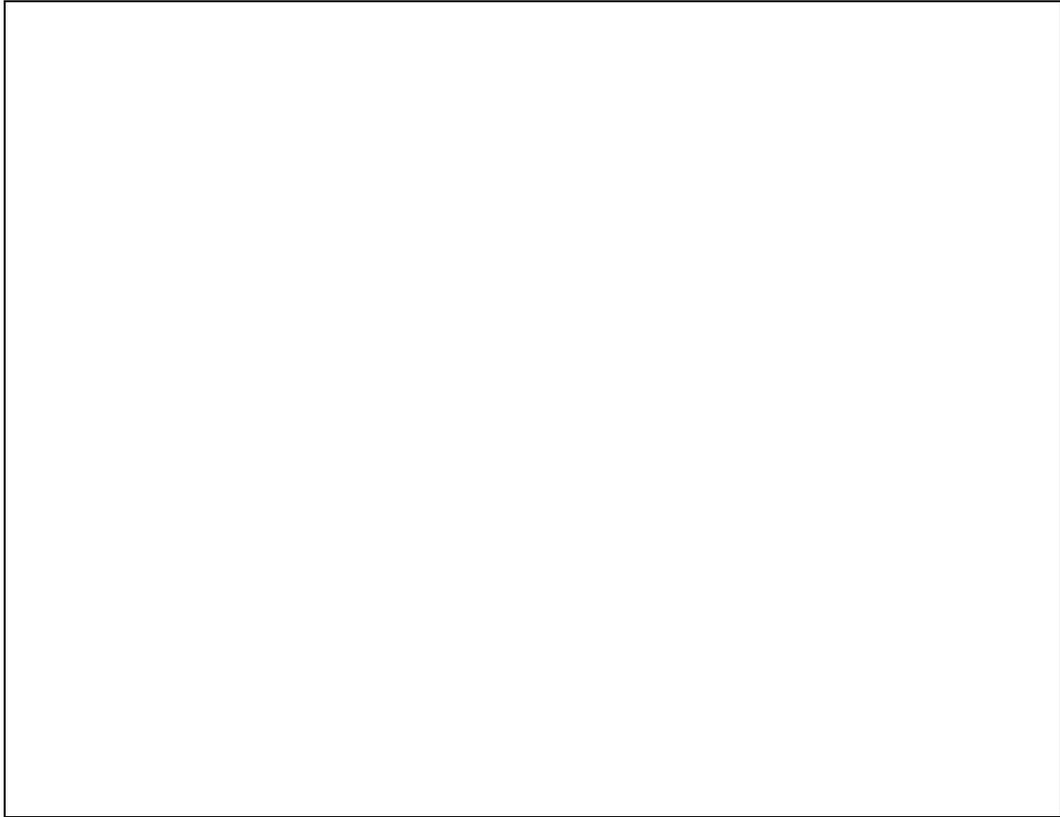
(4) 被覆管変形 [炉心 (燃料)]



2.3.3 炉心 (熱流動) 関連

(1) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

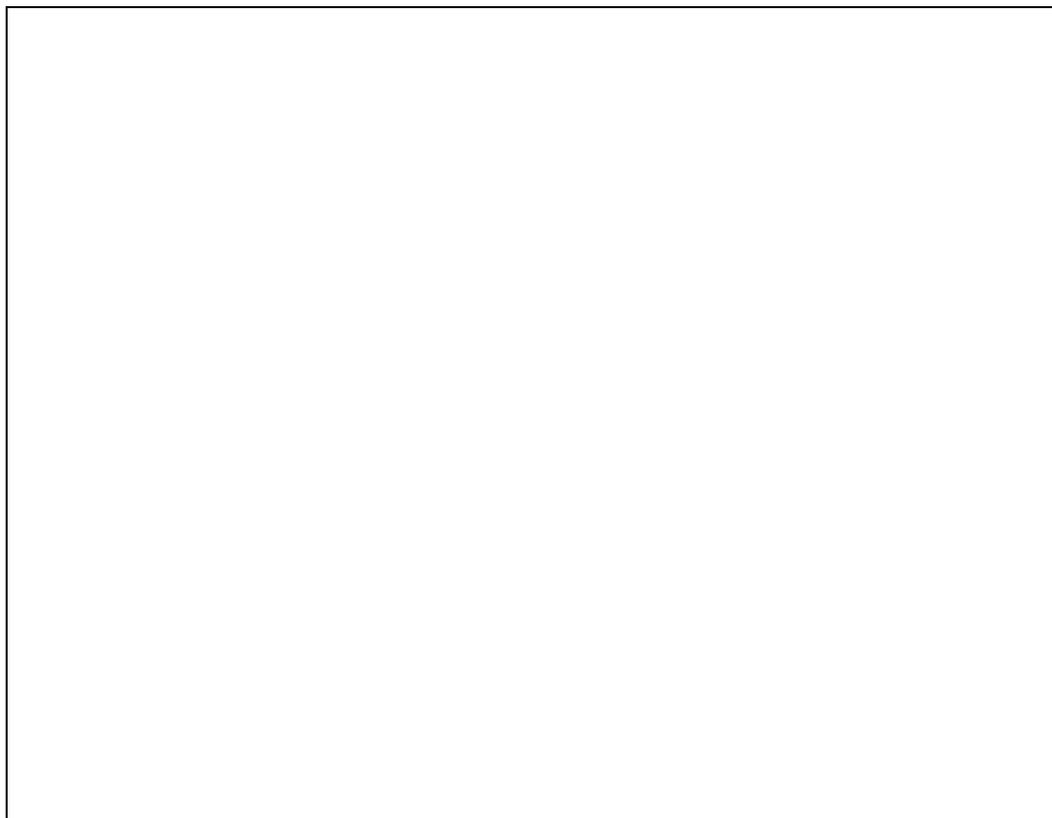




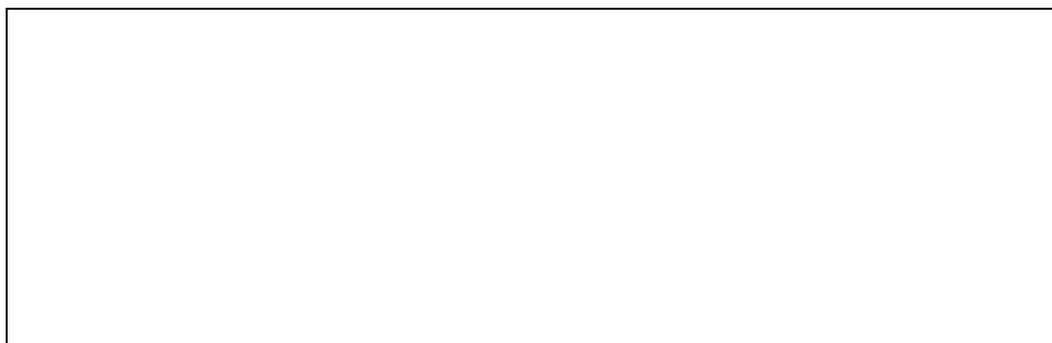
(2) 気液分離（炉心水位）・対向流 [炉心（熱流動）]



(3) 気液熱非平衡 [炉心 (熱流動)]

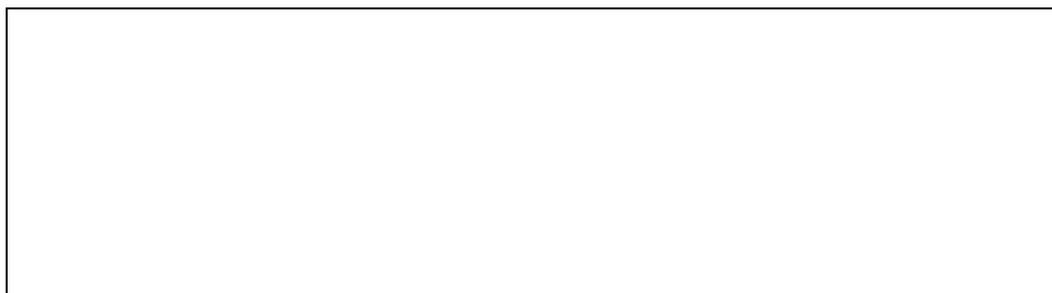


(4) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]



2.3.4 1次系関連

(1) 冷却材流量変化 (強制循環時) [1次系]

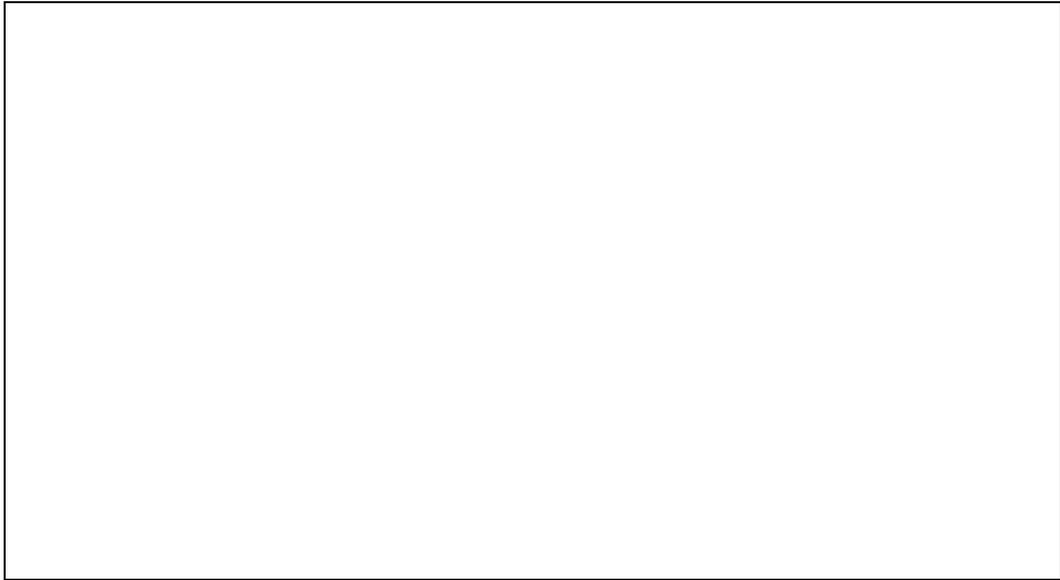




(2) 冷却材流量変化（自然循環時） [1次系]



(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [1次系]

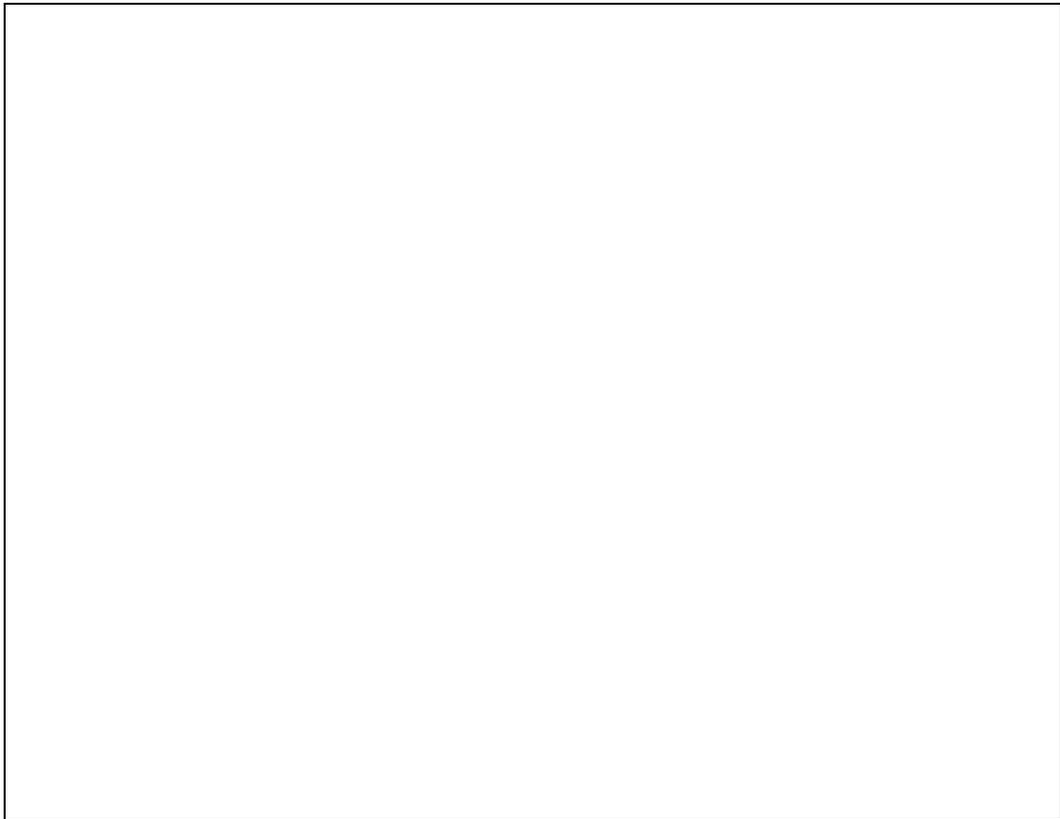


(4) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [1次系]

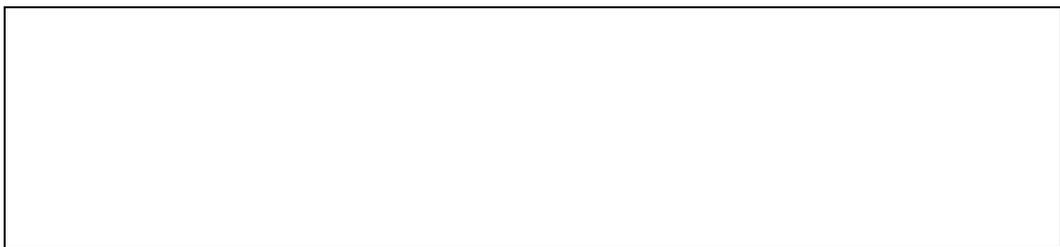


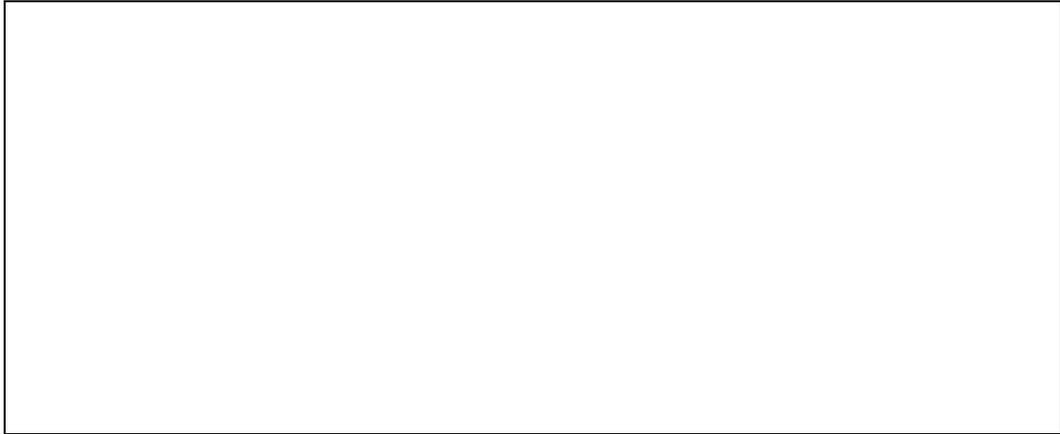


(5) 気液分離・対向流 [1次系]

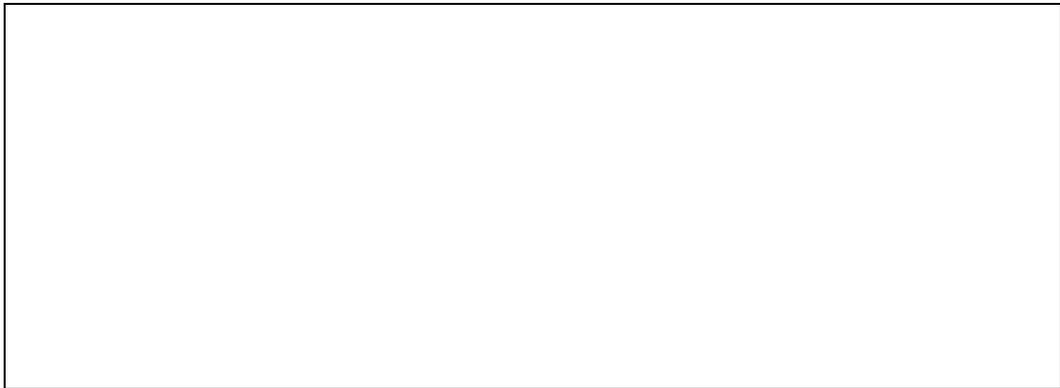


(6) 気液熱非平衡 [1次系]





(7) 圧力損失 [1次系]



(8) 構造材との熱伝達 [1次系]

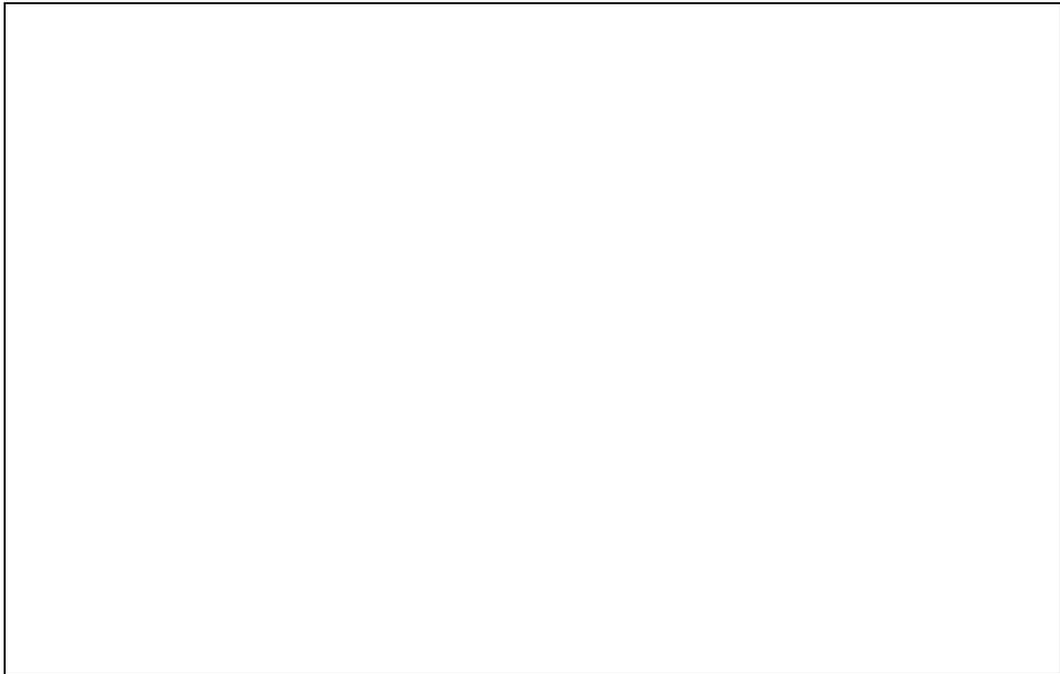


(9) ECCS 強制注入 [1次系]



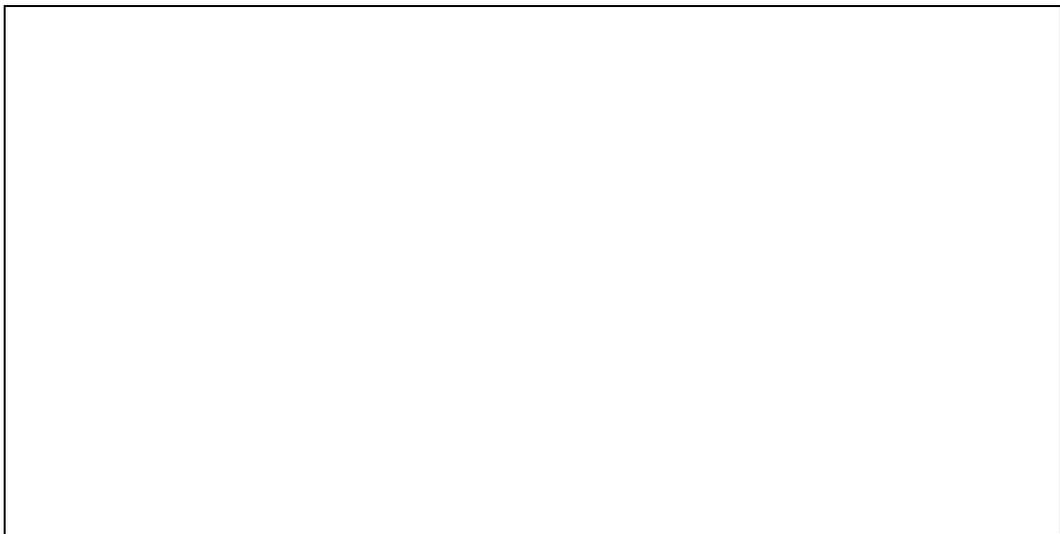


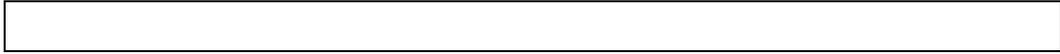
(10) 蓄圧タンク注入 [1次系]



2.3.5 加圧器関連

(1) 気液熱非平衡 [加圧器]





(2) 水位変化 [加圧器]



(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [加圧器]



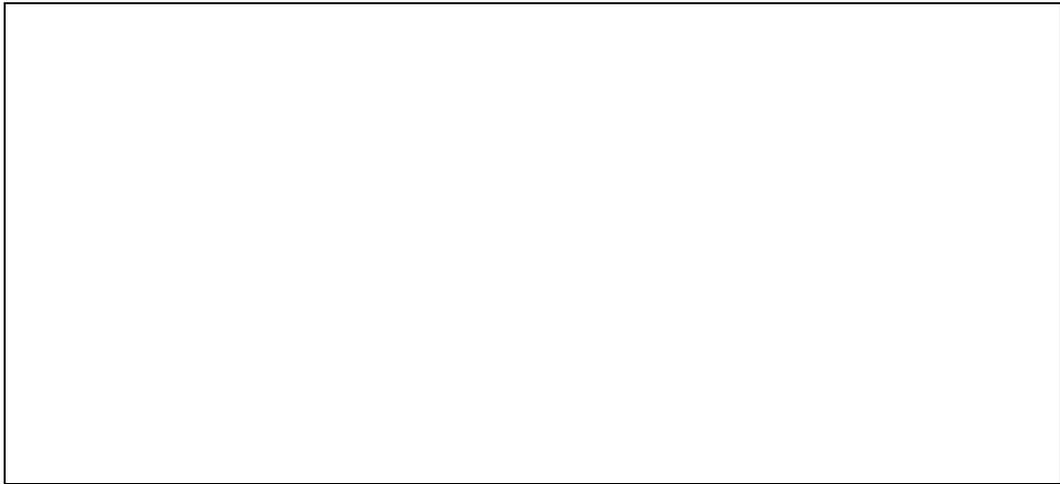
2.3.6 蒸気発生器関連

(1) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]

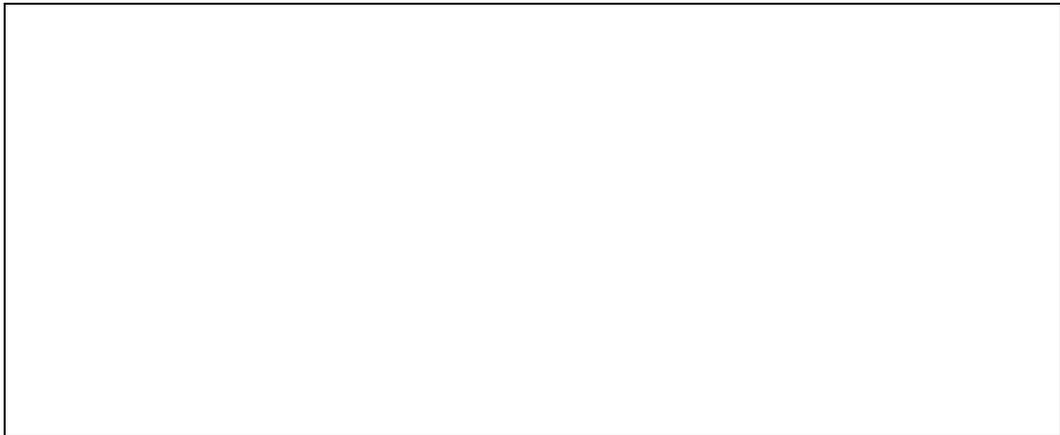




(2) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔蒸気発生器〕

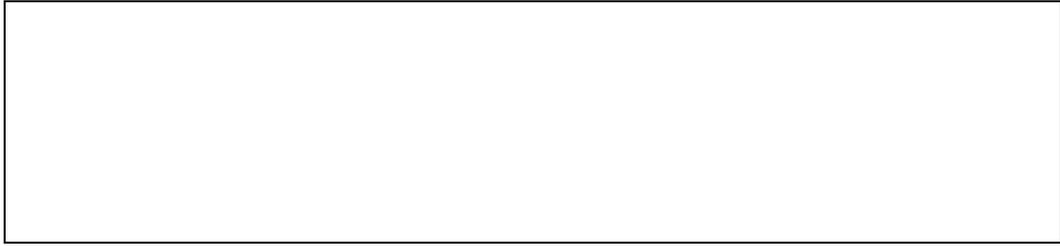


(3) 2次側水位変化・ドライアウト〔蒸気発生器〕



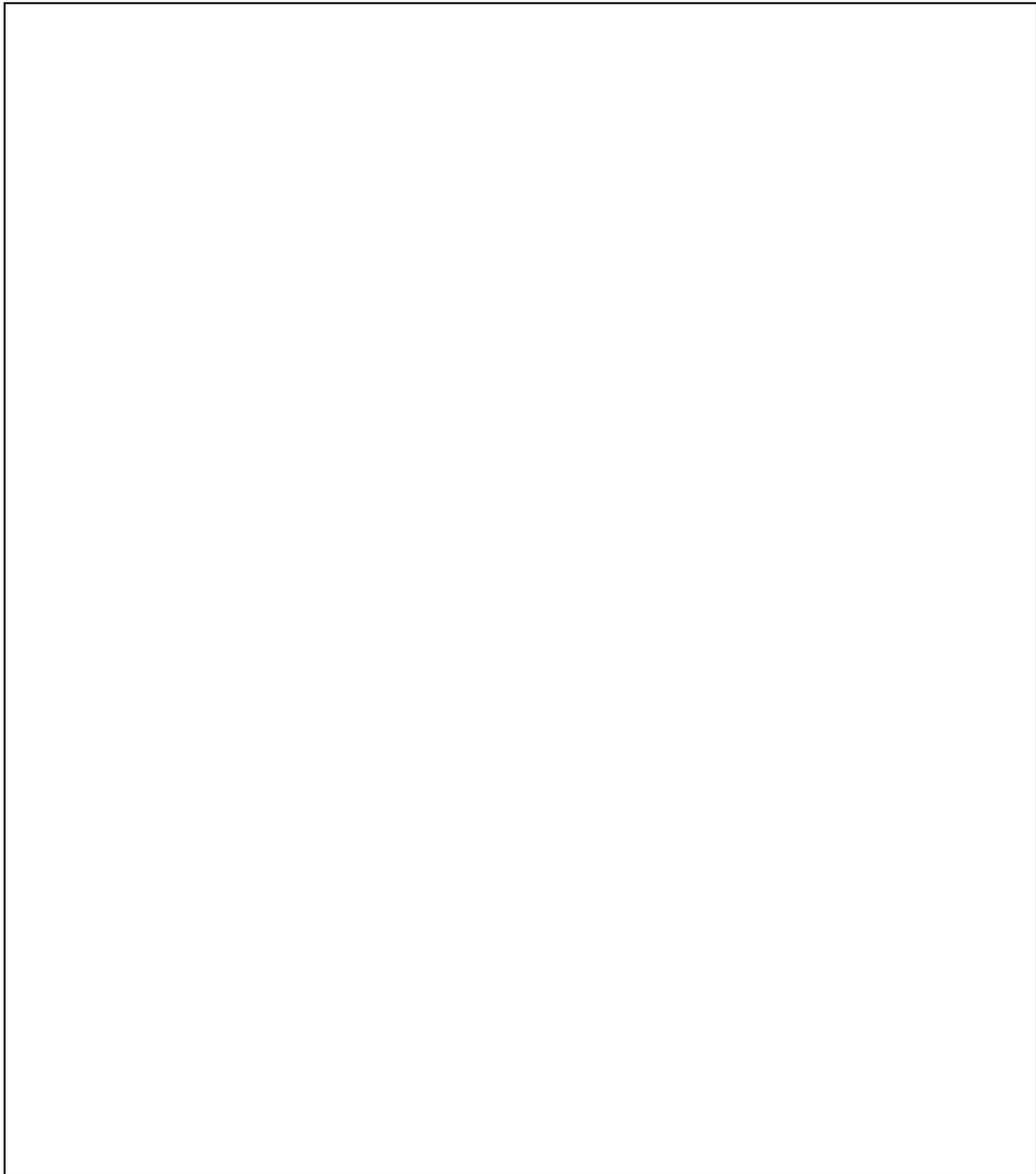
(4) 2次側給水（主給水・補助給水）〔蒸気発生器〕





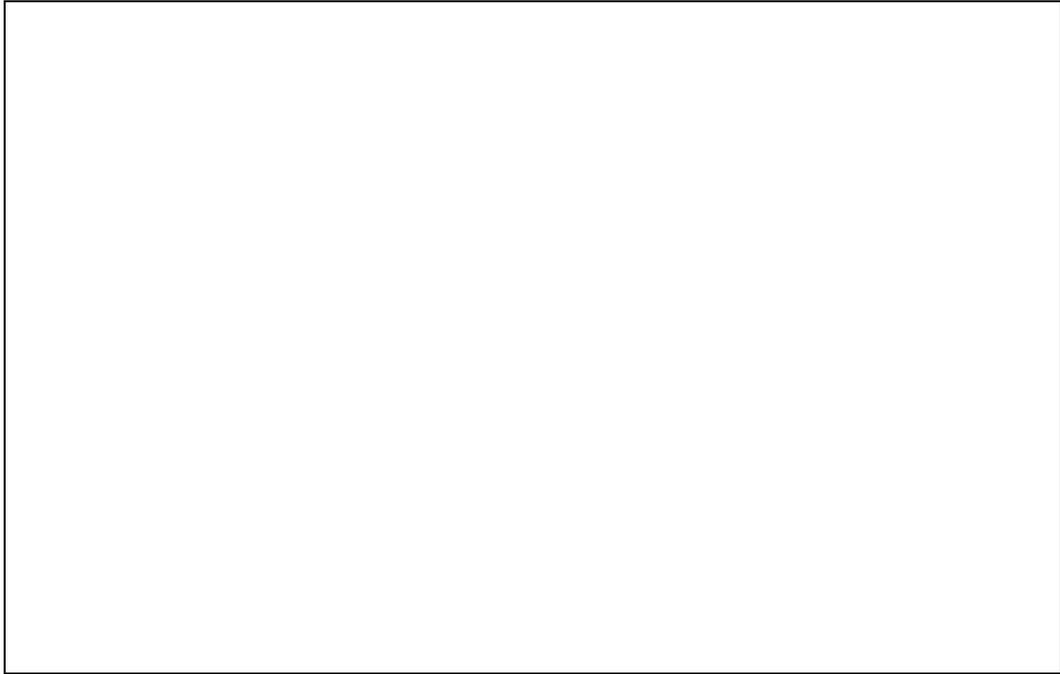
2.3.7 格納容器関連（溶融炉心挙動を除く）

(1) 区画間・区画内の流動（蒸気・非凝縮性ガス） [格納容器]

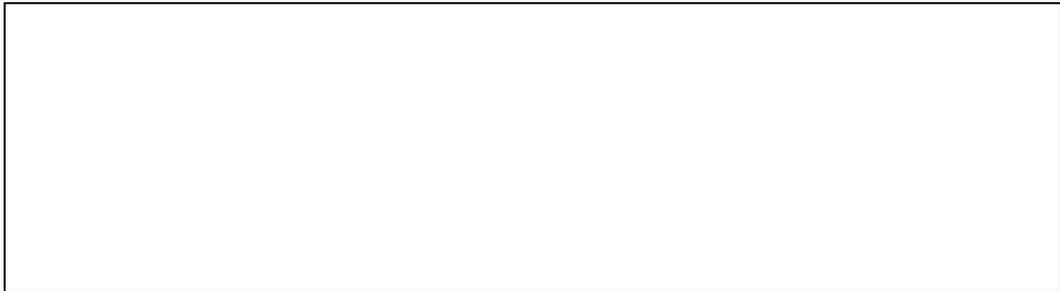


(2) 区画間・区画内の流動（液体） [格納容器]





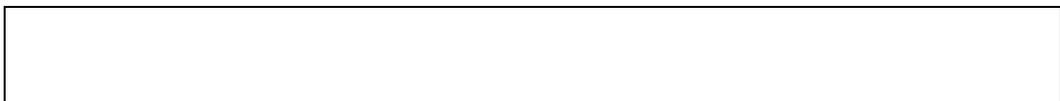
(3) 気液界面の熱伝達 [格納容器]



(4) 構造材との熱伝達及び内部熱伝達 [格納容器]

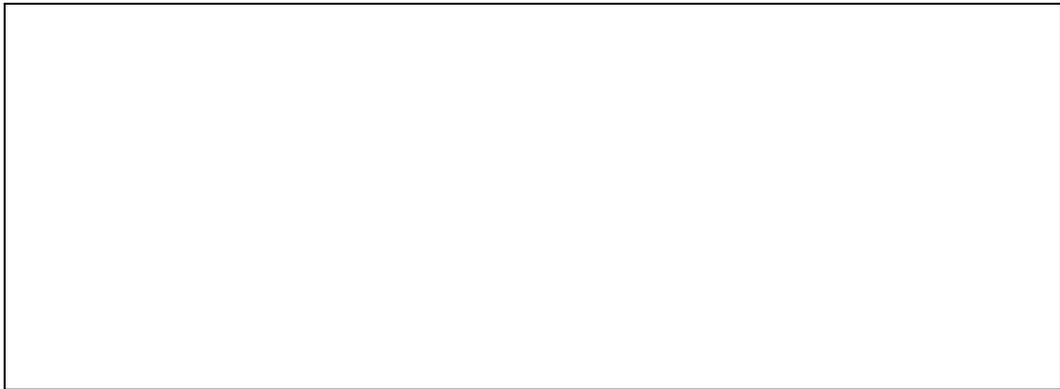


(5) スプレー冷却 [格納容器]

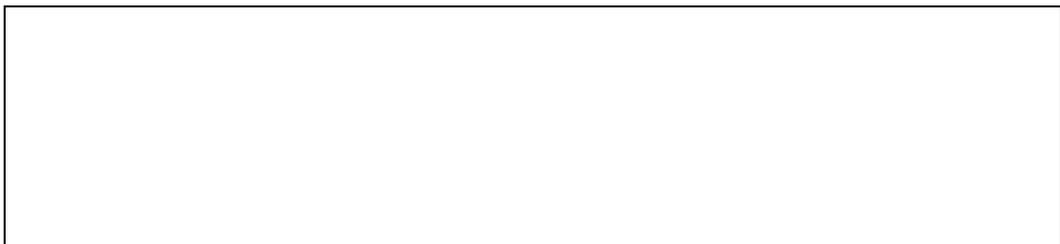




(6) 再循環ユニット自然対流冷却 [格納容器]



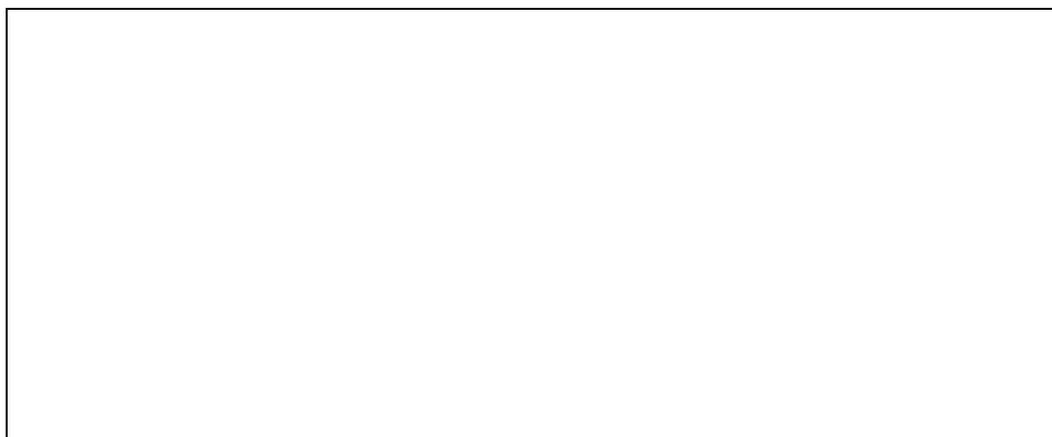
(7) 放射線水分解等による水素発生



(8) 水素濃度 [格納容器]



(9) 水素処理 [格納容器]



[Redacted]

2.3.8 原子炉容器（炉心損傷後）関連

[Redacted]

(1) リロケーション

[Redacted]

(2) 原子炉容器内 F C I（溶融炉心細粒化）

[Redacted]

(3) 原子炉容器内 F C I（粒子デブリ熱伝達）

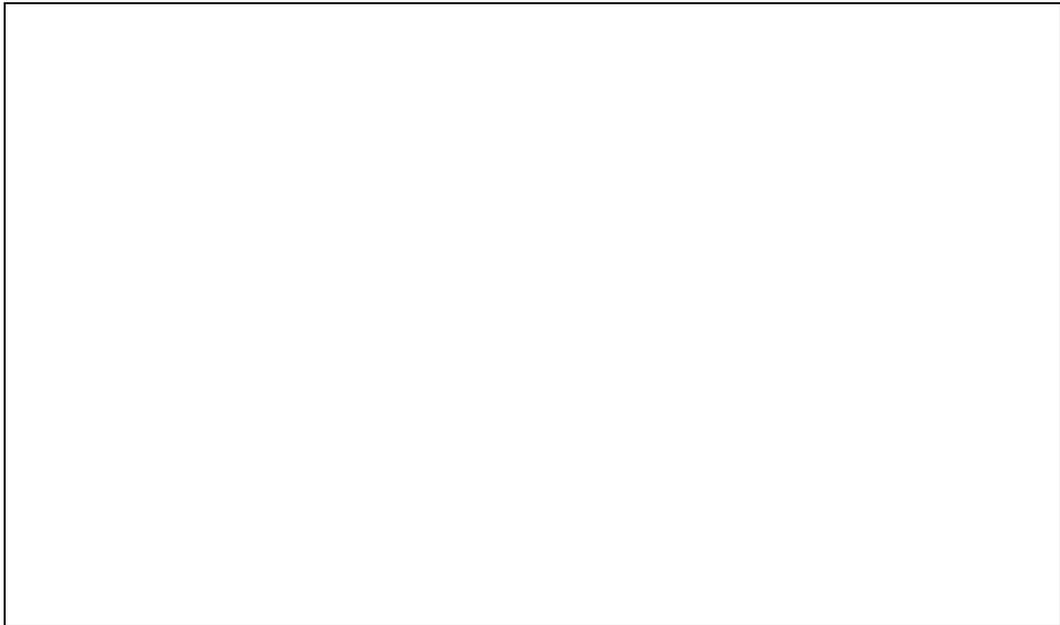
[Redacted]

(4) 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

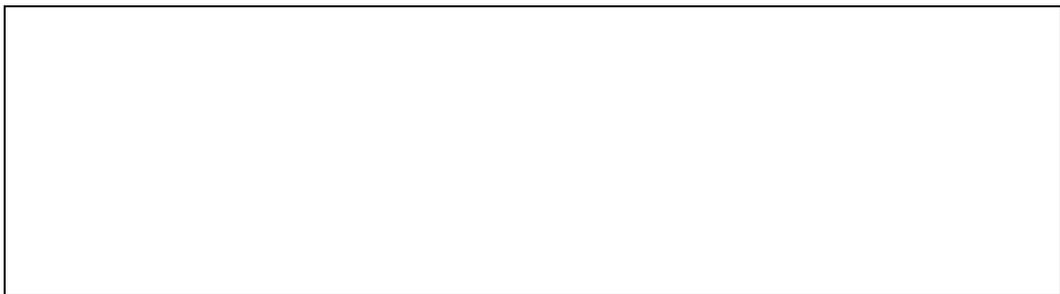
[Redacted]



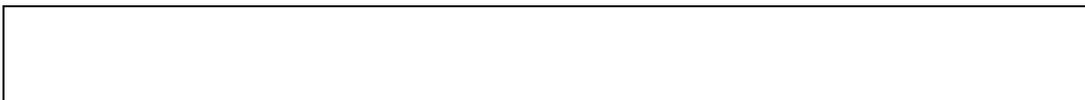
(5) 原子炉容器破損、溶融



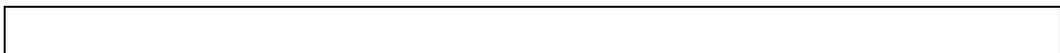
(6) 1次系内F P挙動



2.3.9 格納容器（炉心損傷後）関連



(1) 原子炉容器破損後の高圧炉心デブリ放出

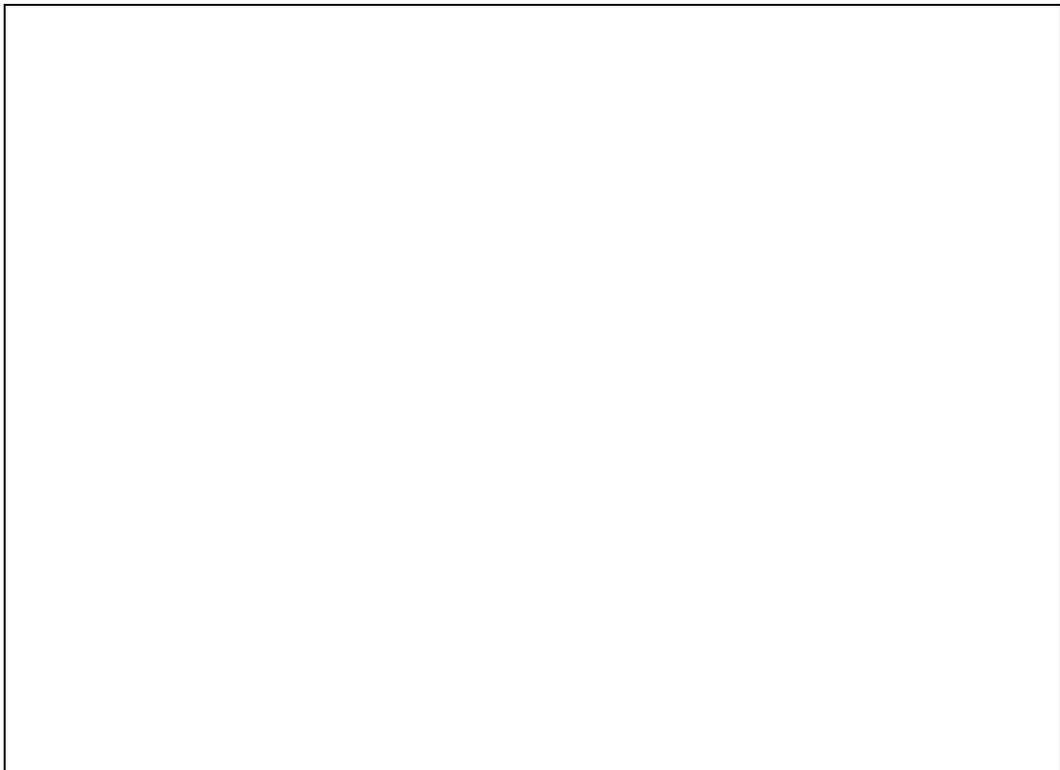




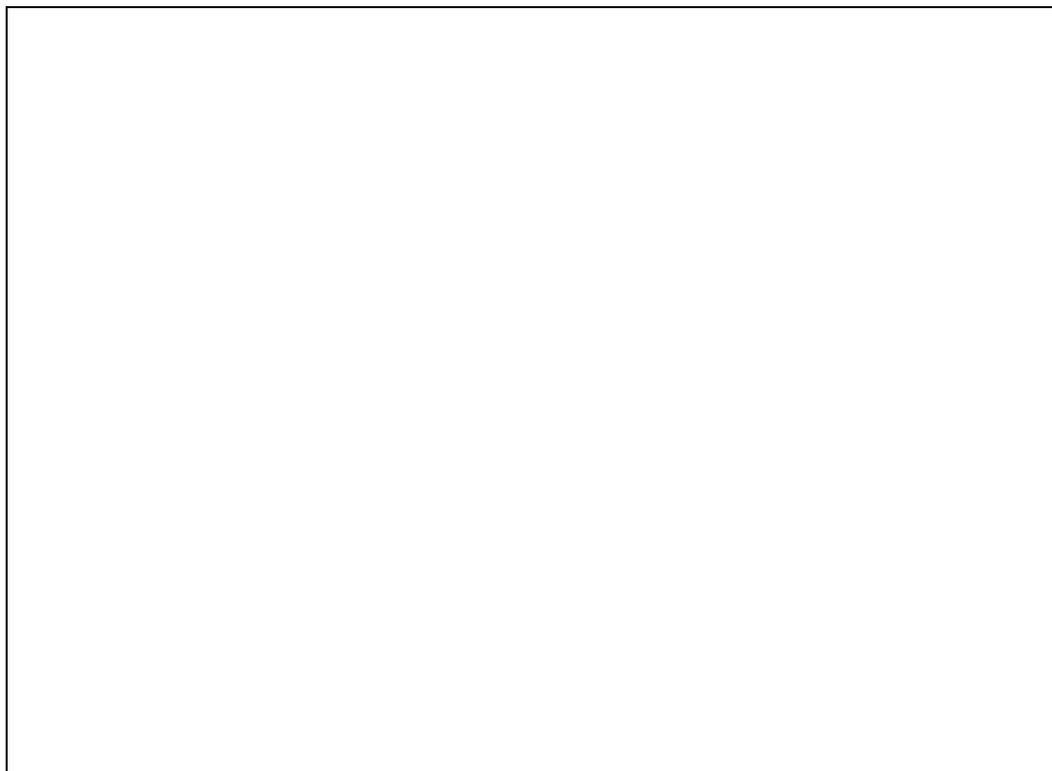
(2) 格納容器雰囲気直接加熱



(3) 原子炉容器外 F C I (溶融炉心細粒化)



(4) 原子炉容器外F C I (粒子デブリ熱伝達)

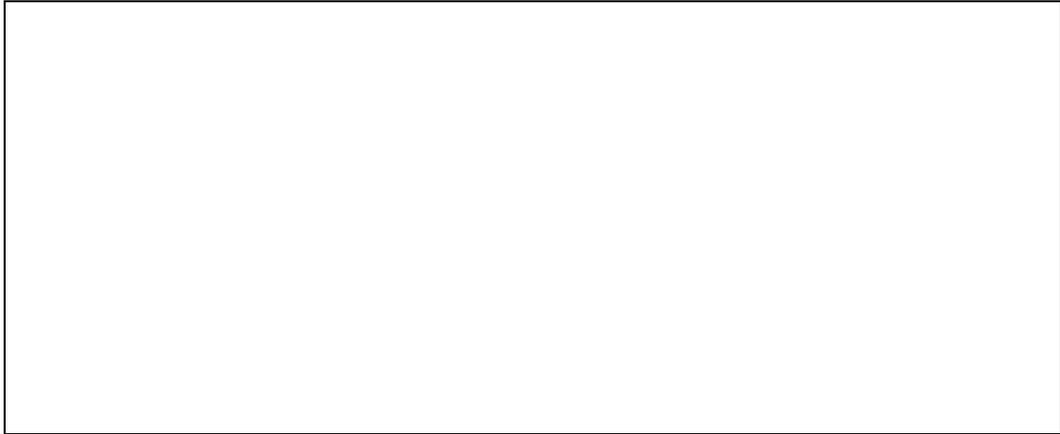


(5) キャビティ床面での炉心デブリの拡がり



(6) 炉心デブリとキャビティ水の伝熱





(7) 炉心デブリとコンクリートの伝熱



(8) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生



(9) 格納容器内F P挙動

--

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (1/4)

評価事象・評価指標		炉心損傷防止		格納容器破損防止					
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	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	
		格納容器圧 力	燃料被覆管 温度	格納容器圧 力・温度	1次系圧力	格納容器圧 力	水素濃度	コンクリー ト侵食量	
炉心	核	核分裂出力	L	I	I	I	I	I	I
		フィードバック効果	L	I	I	I	I	I	I
		制御棒効果	L	I	I	I	I	I	I
		崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	燃料	燃料棒内温度変化	L	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料棒表面熱伝達	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		被覆管酸化	L	M	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		被覆管変形	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	熱流動	沸騰・ボイド率変化	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		気液分離 (炉心水位)・対向流	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L
		圧力損失	L	L	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (2/4)

評価事象・評価指標 分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止				
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	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
		格納容器圧 力	燃料被覆管 温度	格納容器圧 力・温度	1次系圧力	格納容器圧 力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
1 次 系	冷却材流量変化（強制循環時）	I	I	L	L	L	L	L
	冷却材流量変化（自然循環時）	L	I	L	L	L	L	L
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	L	L	L	L	L	L	L
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L	L	L
	気液分離・対向流	L	L	L	L	L	L	L
	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L
	圧力損失	L	L	L	L	L	L	L
	構造材との熱伝達	L	L	$H_{(温)} / L_{(圧)}$	<u>H</u>	L	L	L
	ECCS 強制注入	L	<u>H</u>	I	I	I	I	I
	蓄圧タンク注入	L	L	$M_{(温)} / L_{(圧)}$	M	L	L	L
加 圧 器	気液熱非平衡	I	I	$L_{(温)} / I_{(圧)}$	L	I	I	I
	水位変化	L	I	$L_{(温)} / I_{(圧)}$	L	L	L	L
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	I	I	$H_{(温)} / I_{(圧)}$	<u>H</u>	I	I	I

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (3/4)

評価事象・評価指標 分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止				
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	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
		格納容器圧 力	燃料被覆管 温度	格納容器圧 力・温度	1次系圧力	格納容器圧 力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	L	L	$H_{(温)} / L_{(圧)}$	<u>H</u>	L	L	L
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	I	I	$M_{(温)} / I_{(圧)}$	M	I	I	I
	2次側水位変化・ドライアウト	I	I	$H_{(温)} / I_{(圧)}$	<u>H</u>	I	I	I
	2次側給水（主給水・補助給水）	L	L	$I_{(温)} / L_{(圧)}$	I	L	L	L
格納容器	区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）	L※	I	<u>H</u>	L	<u>H</u>	I	I
	区画間・区画内の流動（液体）	L※	L※	L	L	M	L	M
	気液界面の熱伝達	L	L	L	L	L	L	L
	構造材との熱伝達及び内部熱伝達	<u>H</u>	L	<u>H</u>	L	L	L	L
	スプレイ冷却	I	I	<u>H</u>	L	M	M	M
	再循環ユニット自然対流冷却	<u>H</u>	I	<u>H</u>	L	L	L	L
	放射線水分解等による水素発生	I	I	I	I	I	L	I
	水素濃度	I	I	M	L	L	<u>H</u>	M
水素処理	I	I	I	I	I	I	I	

※ 多区画モデルを採用する場合のランク。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (4/4)

評価事象・評価指標 分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止				
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循 環機能喪失	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
		格納容器圧 力	燃料被覆管 温度	格納容器圧 力・温度	1次系圧力	格納容器圧 力	水素濃度	コンクリー ト侵食量
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	I	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	原子炉容器内 F C I (溶融炉心細粒化)	I	I	L	M	L	L	L
	原子炉容器内 F C I (粒子デブリ熱伝達)	I	I	L	M	L	L	L
	下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達	I	I	M	<u>H</u>	M	M	M
	原子炉容器破損、溶融	I	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	1次系内 F P 挙動	I	I	M	M	M	M	M
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器破損後の高圧炉心デブリ放出	I	I	I	I	I	I	I
	格納容器雰囲気直接加熱	I	I	I	I	I	I	I
	原子炉容器外 F C I (溶融炉心細粒化)	I	I	M	I	<u>H</u>	M	<u>H</u>
	原子炉容器外 F C I (粒子デブリ熱伝達)	I	I	M	I	<u>H</u>	M	<u>H</u>
	キャビティ床面での炉心デブリの拡がり	I	I	L	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>
	炉心デブリとキャビティ水の伝熱	I	I	M	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>
	炉心デブリとコンクリートの伝熱	I	I	M	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	I	I	M	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>
格納容器内 F P 挙動	I	I	M	M	M	M	M	

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

MAAPは、シビアアクシデントを評価するための総合システム解析コンピュータ・コードであり、1980年代に初版が完成し、以降改良を重ねられてきた。当初は米国IDCORプログラム（Industry Degraded Core Rulemaking Program、産業界における損傷炉心規制プログラム）の中で開発され、プログラムが終了した現在では、EPRIに所有権が移管されている。

MAAPは、シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し、原子炉、1次冷却系、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、工学的安全設備や炉心損傷防止策あるいは格納容器破損防止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、核分裂生成物（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1次系や格納容器に放出される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PWRプラント用解析モデルは、ウェスチングハウス型、CE型、三菱型等のPWRプラントに適用可能なよう、開発されたものであり、プラント設計や運転状態に基づき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ため、流体慣性が重要となる現象、例えばLOCA直後の炉心の流動など、短期間に発生する現象を精緻に取り扱うような場合には適していないものの、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格納容器の応答の評価には適用性を有する。

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には、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 (核特性)	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 (FP) 挙動モデル (崩壊熱) (3.3.8(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)) デブリ挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7(1))
	燃料棒表面熱伝達	
	被覆管酸化	
	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 (炉心水位)・対向流	
1次系	構造材との熱伝達	1次系モデル (1次系破損モデル) (3.3.3(4))
	ECCS 強制注入	安全系モデル (ECCS) (3.3.6(1))
	蓄圧タンク注入	安全系モデル (蓄圧タンク) (3.3.6(2))
加圧器	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	1次系モデル (加圧器モデル) (3.3.3(3))
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	
	2次側水位変化・ドライアウト	

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

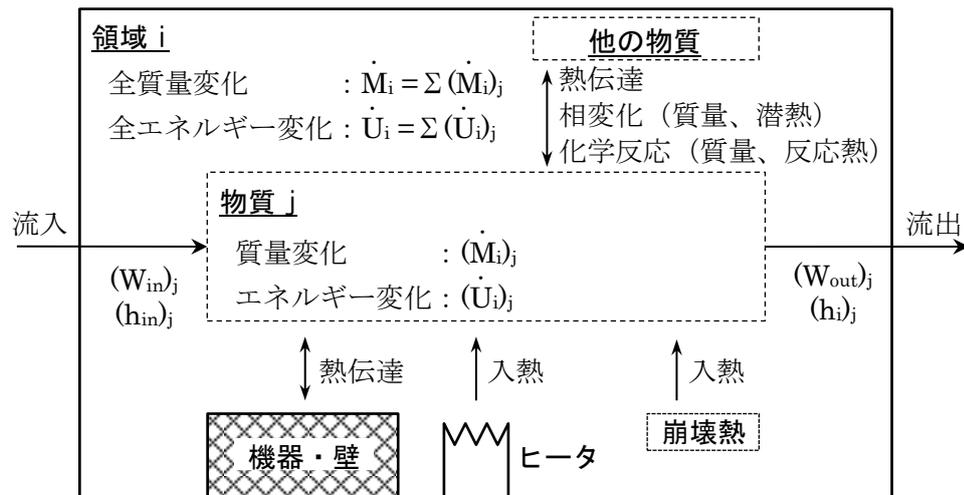
分類	重要現象	解析モデル
格納容器	区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）	格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）（3.3.5(2)）
	区画間・区画内の流動（液体）	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝達	
	スプレイ冷却	安全系モデル（格納容器スプレイモデル）（3.3.6(3)）
	再循環ユニット自然対流冷却	再循環ユニットモデル（3.3.6(5)）
	水素濃度	格納容器モデル（水素発生）（3.3.5(4)）
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	デブリ挙動モデル（リロケーション）（3.3.7(2)）
	原子炉容器内 F C I（溶融炉心細粒化）	デブリ挙動モデル（下部プレナムでのデブリ挙動）（3.3.7(3)）
	原子炉容器内 F C I（粒子デブリ熱伝達）	
	下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達	
	原子炉容器破損、溶融	デブリ挙動モデル（原子炉容器破損モデル）（3.3.7(4)）
	1次系内 F P 挙動	核分裂生成物（FP）挙動モデル（3.3.8）
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 F C I（溶融炉心細粒化）	デブリ挙動モデル（原子炉キャビティでのデブリ挙動）（3.3.7(5)）
	原子炉容器外 F C I（粒子デブリ熱伝達）	
	キャビティ床面での炉心デブリの拡がり	
	炉心デブリとキャビティ水の伝熱	
	炉心デブリ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	
	格納容器内 F P 挙動	核分裂生成物（FP）挙動モデル（3.3.8）

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、1次系、蒸気発生器、格納容器モデルは、ノードとジャンクションにより構成しており、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。運動量の収支は準定常を想定し代数的に取り扱っている。

各ノード（領域）の質量及びエネルギーは、下図の概念で、物質毎に計算される。



領域*i*における物質*j*の質量変化率(\dot{M}_i)_{*j*}は、

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

により求める。ここで、質量変化率、(W_{in})_{*j*}は対象領域*i*の物質*j*の流入量、(W_{out})_{*j*}は領域*i*の物質*j*の流出量である。

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

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

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や上部プレナム内のスチールの酸化反応熱などである。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、炉心デブリでの沈着などの状態も含み、各ノードでの熱源として取り扱う。

各ジャンクションの流量は、

$$\sum_j K_j W_j |W_j| = \sum_i g \Delta z_i \rho_i$$

により求める。ここで、 W_j はジャンクション流量、 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。この式の左辺は1次系全体の流動抵抗の合計で、右辺は密度差による駆動力の合計で、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。ここで、ジャンクションは、図 3.3-3 の隣接するノード同士を接続するものである。

MAAPが適用される重要事故シーケンスにおいて流体慣性が重要となる事項としては、大破断 LOCA における破断流量の計算、破断口の位置（低温側配管破断と高温側配管破断）の感度（言い換えると、炉心の逆流と流動の停滞）および ECCS バイパス等が挙げられる。これらは LOCA 直後のブローダウン期間中の炉心の流動（炉心の露出と炉心ヒートアップ）に影響する。このような短期間に発生する現象の模擬には不確かさが大きい、その後の炉心再冠水以降は、崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となることから、圧力損失及び静水頭のバランスが適切に考慮されることにより、その流動は十分に模擬でき、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、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次元モデルであり、ノードごと燃料、被覆管、制御棒、冷却材を模擬し、それぞれの間の熱伝達、冷却材、冷却材の減少と回復、水素発生、自然対流、炉心あるいは炉心内部の輻射・対流熱伝達、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。

ノード分割は、図 3.3-1 に例示するとおりである。径方向及び高さ方向に、構造材としては、燃料（FP 組成含む）、被覆管、制御棒及び構造材の質量を入力条件として与え、流体の流路としては、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、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、入力値により与えることが可能であり、径方向に□、高さ方向に□としている。これは MAAP の標準的な分割数である。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 Zr 反応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。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、各分割要素が等断面（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。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力条件である。炉心は、**R-Z**の2次元でノード分割され、個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向及び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質量が移動しても、質量の移動に応じて崩壊熱割合も移動するので炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

原子炉出力は、事象初期から原子炉トリップに至るまでの期間は、初期出力を維持するが、原子炉トリップが発生する場合には、出力は崩壊熱レベルまで低下する模擬としている。この模擬については、**MAAP**が適用される重要事故シナリオにおいて、原子炉出力及び出力分布の時間変化が顕著ではない、あるいは、早期に原子炉トリップに至るため、評価結果に与える影響は小さい。

崩壊熱については、時間に対するテーブルデータとして与える。また、炉心溶融後に炉心領域から外に輸送された **FP・デブリ**については、**3.3.8(1)**に示す核種グループ毎に崩壊熱の割合を与える。

(3) 炉心熱水力モデル

炉心の熱水力応答は、**3.3.1**に示した基礎方程式により計算する。

熱水力のうち炉心特有なものに炉心が露出する場合の挙動がある。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っている。露出した炉心がヒートアップすると炉心域で気体密度の差ができ、炉心と上部プレナム間で自然循環流れが発生する。

炉心が露出する場合については、後述の炉心水位計算モデルにより燃料棒の露出と冠水の高さ位置を判定する。冠水した領域では、沸騰挙動に応じて燃料棒から液相への伝熱と蒸気発生を計算する。露出した領域では、上部プレナムと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。なお、これら炉心の各チャンネルのセル毎に計算された流体側への伝熱量と蒸気発生量等は、炉心全体で合計した結果が**3.3.1**に示した基礎方程式における右辺のソース項となる。

炉心がヒートアップするにつれて被覆管が酸化し、酸化ジルコニウムと水素が発生するとともに、酸化反応により発熱し、炉心の露出部分をさらに加熱する。損傷した炉心にダウンカマを通して急速に注水するような場合に、炉心部での逆環状流となり、流路の中心部には水があるが、蒸気膜が高温燃料棒を覆うため、炉心の浸水部分は水プールより高温になり酸化が促進される。この酸化反応計算には **Baker-Just**の相関式（高温）、又は **Cathcart-Pawel**の相関式（低温）を用いている。この反応による物質変化と反応熱は、各質量・エネルギー保存則で

考慮されている。

以上、炉心の熱伝達に関しては、炉心の冠水および露出、炉心形状に応じて熱伝達率の計算を行っており、炉心崩壊時も含めると、以下のとおり整理される。

炉心状態		伝熱面積	熱伝達
健全形状炉心	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
崩壊炉心	冠水時	炉心崩壊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

1次系が気液分離した後の原子炉容器内の水位および二相水位の概要を図3.3-2に示す。

原子炉容器内はダウンカマ部と炉心部では同じ水頭になるように評価し、このときダウンカマおよび炉心の水位はそれぞれ領域の中で同じであると仮定する。炉心の冠水部では崩壊熱による水蒸気が発生し、炉心内では二相状態になり二相水位はダウンカマの水位より高くなる。

ダウンカマの水位については、幾何形状に基づき水位を保有水体積との関係で与えておき、過渡時の保有水体積を計算することにより求める。

原子炉容器内の二相水位は、断面積の異なる下部ヘッド、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率と水の体積から計算される。平均ボイド率は水蒸気から計算される気泡上昇速度およびガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算される。平均ボイド率は水蒸気速度の関数として表され、

$$\alpha = \frac{\varphi}{2 + C_0 \varphi}$$

により計算される。 α は平均ボイド率、 C_0 は集中定数、 φ はプール上端の表面ガス速度を下式により求められるチャーン流のドリフト速度 U_∞ で除したものであり、 U_∞ は

$$U_\infty = 1.53 \left[\sigma g \frac{\rho_i - \rho_g}{\rho_i^2} \right]^{1/4}$$

により評価される。ここで、 σ は液相の表面張力、 g は重力加速度、 ρ_i は液相密度、 ρ_g は気相密度である^[18]。

上記のように原子炉容器内の二相水位は、流体の占める断面積および体積が異なる下部ヘッド、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率およびそれぞれ水温の

関数である水の比体積と水質量とから計算される水の体積を基に計算される。

3.3.3 1次系モデル

1次系モデルは、炉心、原子炉容器、蒸気発生器、1次冷却材ポンプ、加圧器、1次冷却材配管等を配置した1次冷却系ループにより構成される。水、蒸気、非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。以下、1次系モデルについて述べる。

(1) ノード分割

1次系モデルは、図 3.3-3 に示すように、原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の1次系の構成要素ごとにノード分割し、各ノードの形状等の特性は設計値に基づき与える。冷却ループは、破断側ループと健全側ループの2ループでの模擬であり、3ループプラントや4ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを1ループに縮約して取り扱っている。このノード分割は、コード内に設定されたプリセットであり、国内外の典型的なPWRプラントの1次系を模擬したものである。

有効性評価において、炉心損傷防止の観点では、LOCA事象を想定しており、初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。

(2) 1次系の熱水力モデル

1次系の熱水力応答は、3.3.1に示した基礎方程式により計算する。

1次系では、ヒートシンク（原子炉容器、1次系配管及び炉内構造物）と水、気体との熱伝達及び蒸気発生器での熱伝達が計算される。また、1次系内の気相の自然循環や、リフラックス流れと呼ばれる、原子炉容器の上部プレナムから高温側配管を通り蒸気発生器までの間で発生する対向流自然循環、さらには加圧器のサージ管、弁の流れを模擬している。

水と1次系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。気体と1次系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（乱流域、層流域及びそれらの遷移域）に分けて取扱い、熱伝達係数を求める。

1次冷却材ポンプ流量は入力値として与え、その流量が1次冷却材ポンプのトリップまで維持される。1次冷却材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。

(3) 加圧器モデル

加圧器は、加圧器本体、サージ管、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ、加圧器逃

し弁、加圧器安全弁、加圧器逃がしタンクをモデル化しており、それらの質量及びエネルギー収支を計算している。モデル概念を図 3.3-4 に示す。

物質移動としては、加圧器への流入は、1次冷却材の膨張に伴う高温側冷却材のサージ管からの流入、加圧器スプレイからの流入がある。加圧器からの流出としては、高温側配管へのサージ管からの流出、加圧器逃し弁及び安全弁からの流出（液相と気相それぞれについて考慮）がある。また、熱移動としては、加圧器ヒータによる入熱、加圧器内に輸送されたFPの崩壊熱による入熱、加圧器壁面への熱伝達がある。また、加圧器内部でのプロセスとして、流出サージ時に発生する加圧器内水のフラッシング及び気相の凝縮を考慮しており、それに伴う気相及び液相間の質量とエネルギー移動を計算している。

なお、加圧器は、破断側ループに接続されており、非破断側ループに接続される場合に比べて、非破断側ループ高温側配管から上部プレナムに流れ込む流量が小さく、上部プレナム保有水量が少なくなり、炉心冷却が悪化する傾向となるが、大破断LOCAの場合は、加圧器が早期に空となり、短期的な影響に限定される。

加圧器逃がし弁が開放される場合、加圧器逃がし弁から放出された冷却材は、加圧器逃がしタンクに導かれる。ここで、設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を最初に計算し、各弁の流量については加圧器内の二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算している。

加圧器逃がしタンクは、加圧器逃がし弁に接続する体積要素として模擬しており、加圧器逃がし弁が開放した際に、気相及び液相の流量及びそれに伴うエネルギーの授受を計算している。加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャ・ディスクが破損し、以降、冷却材が格納容器の下部区画に放出される。

(4) 1次系破損モデル

1次冷却材圧力バウンダリ（加圧器サージ管、高温側配管、蒸気発生器伝熱管）の破損については、原子炉容器と同様にクリープ破損を模擬している（3.3.7(4)参照）。

(5) 破断流モデル

1次冷却系と格納容器との間の流れについては、差圧流、サブクール臨界流、二相臨界流及び気相臨界流を計算する。

差圧流の場合は、3.3.1に示した流動の式に、1次系と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[6]より、

Henry-Fauske のモデルは Marviken の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 蒸気発生器モデル

蒸気発生器モデルは、図 3.3-5 に示すように、蒸気発生器 2 次側を伝熱部とドーム部の 2 ノードに分割したモデルであり、蒸気発生器 1 次側と 2 次側との熱授受、蒸気発生器 1 次側から 2 次側への 1 次冷却材と FP の放出(伝熱管破断時)を考慮し、各ノードで質量・エネルギーの保存則を計算している(基礎式は 3.3.1 参照)。

蒸気発生器モデルは、1 次系モデルと同様に破断側ループと健全側ループに設けられるが、健全側ループが複数ある場合は、それらを 1 ループに縮約して取り扱っている。

蒸気発生器の伝熱モデルの概念を図 3.3-6 に示す。蒸気発生器 1 次側については、伝熱管 1 次側の流動状態に応じて、単相及び二相均質流の強制対流時は Dittus-Boelter 相関式、単相及び二相均質流の自然循環では一定値として熱伝達係数を仮定する。また、伝熱管 1 次側が気液分離状態の場合は、伝熱管 1 次側水蒸気の 2 次側への伝熱に伴う凝縮、すなわちリフラックス冷却を模擬しており、ここで非凝縮性ガスは水蒸気の上方に分離される扱いとしている。蒸気発生器 2 次側は、液相が存在する領域では Jens-Lottes 相関式で熱伝達係数を求めている。伝熱部が露出した場合の気相部との熱伝達は、気体と 1 次系ヒートシンクと同様の計算方法を用いる。

蒸気発生器 2 次側の水位計算は、炉心水位と同様であり、幾何学形状と保有水量の関係から水位を計算する。

主蒸気逃がし弁及び主蒸気安全弁からの冷却材放出については、設計値(設計圧力に対する流量)から臨界流モデル(蒸気単相)に基づき各弁の実効的な流路面積を最初に計算し、各弁の流量については蒸気発生器 2 次側の二相水位に応じて臨界流モデルを選択(蒸気単相から二相まで)しながら気相と液相の流量を計算している。

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。また、蒸気発生器 2 次側が加圧される場合は、主蒸気逃がし弁や主蒸気安全弁により格納容器内に蒸気が放出される。主給水流量は、入力値を与えており、原子炉トリップ等の信号による給水隔離を模擬している。補助給水は、SG 水位がプログラム水位に一致するよう自動制御を行っており、最大流量は、設計値に基づき入力値として与える。

3.3.5 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

壁などの物理区画を模擬したノードと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て原子炉格納容器のモデル化を行う。格納容器のノード分割は、1次系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、各ノードについては設計値に基づき、有効体積、形状、高さ等を、各ジャンクションについては、等価直径、長さ、ノードに対する接続位置等を与える。また、各ノードでは、スプレイ、ファン・クーラ等の機器も配置できる。ヒートシンクとして、格納容器壁及び床、金属機器を模擬するが、区画の境界に存在する格納容器壁及び床については、両区画に配分するよう設定する。

格納容器のノード分割例を図 3.3-7 に示す。壁や床によって囲われた空間毎に分割し、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、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ことから、緩やか、あるいは、長期的な応答を模擬できる。有効性評価では、上部区画、下部区画、アニュラ区画、キャビティ区画及び圧力ヘッダ室区画（2及び3ループプラント）の4もしくは5ノードとしている。

3.3.3 に示した1次系のノード分割（図 3.3-3、図 3.3-4）との関係では、原子炉容器（頂部ヘッドを除く）はキャビティ区画に存在し、その他の1次冷却材管等は下部区画に存在する。なお、頂部ヘッドは上部区画、加圧器逃がしタンクはアニュラ区画に存在する。低温側配管破断では、破断流は下部区画に放出される。一方、炉心溶融後に原子炉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キャビティ区画に放出される。

(2) 格納容器の熱水力モデル

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が、気相部の流動の式に関しては、

$$K_j |W|^{n-1} W = P_1 - P_2 - \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1)$$

を用いている。ここで、 K_j はジャンクションの抵抗係数、 W はジャンクションの流量、 P はノード圧力、 ρ はノード密度、 Z はジャンクションの接続位置、 L はジャンクション長さである。

各ノードでは、区画間の気体、水、非凝縮ガスの移動に伴う質量及びエネルギーの変化、気体及び水の間熱伝達、ヒートシンク（格納容器壁及び床、金属機器）に基づき、質量及びエネルギー・バランスを計算する。その際、気液界面での水の蒸発及び水蒸気の凝縮、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並びに格納容器内のヒー

トシンク表面の凝縮も模擬している。水プールと格納容器床及び壁、気体と格納容器内ヒートシンクの熱伝達係数は、1次系と同様の計算方法を用いている。

大破断 LOCA の場合、破断口から下部区画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）とあいまって上部区画へ流出し、残りの水は下部区画から圧力ヘッド室区画を経て最終的にはキャビティ区画に流出する（2及び3ループプラントの場合）。一方、炉心溶融後に原子炉容器が破損する場合、キャビティ区画に放出（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、下部区画およびアニューラ区画を経て上部区画へと流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールの場合は、サンプル等の区画が満水にな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格納容器上部区画に注入された水は、他の区画を経由して、最終的にはキャビティ区画に流入する。

格納容器内は1次元ヒートシンクモデルおよびランプドヒートシンクが用いられ、これらの表面では気相との対流熱伝達、凝縮熱伝達および輻射熱伝達が、冠水部分では水との対流熱伝達が考慮される。1次元ヒートシンクは主にコンクリート壁へ適用し、片面あるいは両面が区画に接して熱交換を行う。1次元分割は温度勾配の大きい表面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。ランプドヒートシンクは主に熱伝導率の大きな金属ヒートシンクに適用する。ランプドヒートシンクは、熱伝導率が大きく内部温度が一様であると仮定できるとし温度を1点で代表する。

格納容器の熱水力応答に関しては、1次系の破断等による、1次系と格納容器との間の流れも模擬しているが、特に大破断 LOCA のように破断流が高流量かつ高エネルギーの場合には、運動量方程式を準静的に扱っているという、近似的な取り扱いのために、破断流の蒸気が一時的に過熱度を保った状態で格納容器に放出され、格納容器雰囲気温度が非現実的に上昇する傾向がある。事象進展中においても、同様の傾向が現れる可能性があるものの、それ以降のエネルギー放出は緩やかであり、顕著な影響とはならない。

(3) 再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル

再循環ユニットを用いた格納容器内自然対流冷却は、再循環ユニット冷却コイルに冷却水を通水することで生じる再循環ユニットの出入口の密度差を駆動力として自然循環を発生させるものである。MAAPでは、格納容器上部区画とアニューラ区画の間の流路として再循環ユニットを模擬しており、除熱特性としては、格納容器雰囲気温度と流速及び格納容器雰囲気温度と除熱量の関数を入力値により与え、雰囲気温度に対応した再循環ユニットの流量及び除熱量を計算する。ここで得られた流速及び除熱量から、格納容器内の質量及びエネルギー・バランス

を計算する。概念を図 3.3-8 に示す。ここで、MAAPに与える除熱特性は、国内で実施された凝縮熱伝達実験で確認された評価式を用いて再循環ユニットの形状に基づき設定されるものである。

再循環ユニットでの自然対流冷却によって発生する凝縮水は、アニューラ区画の液相部に混合され、原子炉キャビティに流入する。

(4) 水素発生

原子炉容器内及び格納容器内の水素発生源として、

- ・炉心ヒートアップ及び炉心デブリのジルコニウム・水反応による水素発生 (3.3.7(1)参照)
- ・炉心デブリによるコンクリート分解に伴う水素発生 (3.3.7(5)参照)

を模擬する。なお、以下については、上記の水素発生量に比べて、ごく小規模であることから、解析モデル上、考慮はしていない。

- ・放射線水分解による水素発生
- ・格納容器内での金属腐食による水素発生
- ・格納容器内でのヒドラジン分解による水素発生

発生した水素のノード間の移動は、1次系及び格納容器の各熱水力モデルにより計算される。

(5) 格納容器破損モデル

格納容器内圧と限界圧力あるいは格納容器雰囲気温度と限界温度との比較により格納容器の破損を判定する。また、炉心デブリによるコンクリートの侵食がある場合には、侵食深さを考慮して格納容器の破損を判定する。

3.3.6 安全系モデル

安全保護系、制御系、炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策で想定する機器を模擬している。なお、有効性評価では、水素処理（触媒式水素再結合装置 (PAR) 及びイグナイタ）に関するモデルは考慮しない。

(1) ECCS

高圧注入、低圧注入それぞれについて注入特性、作動設定圧、遅れ時間を入力値として与え、1次系圧力に応じて注入流量が計算され、1次系の低温側配管に流入する。

(2) 蓄圧タンク

入力値として、タンク数、体積、注入ライン高さ、注入ライン長さ、注入ライ

ン面積、注入ライン圧力損失を与える。また、初期状態としてタンク圧力、温度、水位を与える。蓄圧注入系が作動した場合、気相変化プロセスとして等温変化を仮定し、状態方程式により蓄圧タンク圧力を評価し、1次系圧力との差圧及び配管圧損から注入流量を評価する。

(3) 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、作動設定圧力、作動遅れ時間、定格流量を与え、格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(4) 燃料取替用水タンク

燃料取替用水タンクの入力としては、水の温度、質量、底部面積があり、これらを使用して初期状態を設定する。ECCS及び格納容器スプレイが作動した場合、燃料取替用水タンクの保有水が減少し、水位と水量の関係から水位計算を行う。

(5) 再循環ユニット

再循環ユニットによる自然対流冷却に関する現象モデルについては、3.3.5(3)で述べたとおりである。

入力としては、再循環ユニットの吸込及び吐出口の位置するノード、除熱特性、運転員操作の起点及び遅れ時間を与える。

(6) 加圧器逃がし弁、安全弁

加圧器逃がし弁、安全弁については、入力としてそれぞれの弁个数、設計圧力及び流量、作動設定圧力を与える。弁の流路面積は、3.3.3(3)で述べたとおり、上記の設計圧力及び流量に整合するよう設定される。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。

(7) 主蒸気逃がし弁、安全弁

加圧器逃がし弁、安全弁と同様の入力項目である。

(8) 補助給水

3.3.4 参照。

3.3.7 デブリ挙動モデル

炉心デブリの状態としてデブリベッド(粒子状堆積物)、コリウム(炉心デブリ)、クラスト(固化状物質)を模擬し、デブリ挙動モデルとして、炉心溶融及びリロケーション、下部プレナムでの挙動、原子炉キャビティ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、その防止が評価モデルであり、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 次元ノードで構成しており、炉心のヒートアップに伴って燃料棒、被覆管、制御棒、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。炉心ヒートアップ・溶融進展モデルを図 3.3-2 に示す。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。

過熱した燃料棒は燃料棒内と 1 次系内の圧力差で膨れによる破損が開始される。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を行い酸化ジルコニウムの層が形成されるとともに水素が発生する。この酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱される。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。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-Pawel の相関式（低温時）により評価される。また、ジルコニウムのペレットへの溶け込み深さの変化率も取り扱っており、各層厚さの変化速度は質量の変化速度へ換算される。

ペレットおよ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溶融しリロケーションを開始する。

(2) リロケーション

炉心溶融物のリロケーションは軸方向および径方向に質量およびエネルギーの移動を考慮している。移動させる質量は UO_2 、Zr、 ZrO_2 およびステンレスであり、それらの移動に対応させエネルギーや FP の崩壊熱割合（初期炉心出力分布から評価）も移動させる。これら質量、エネルギーおよび崩壊熱割合の移動によりリロケーション後も各ノード内の炉心溶融物のエネルギー保存式が計算できる。

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させる。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させる。

流れ出した被覆管及び燃料は、冠水か露出及び崩壊形状に応じて、周囲と対流熱伝達、輻射熱伝達及び限界熱流束（冠水部）によって伝熱しつつ冷却されて、燃料棒の周囲で再固化するため、燃料棒の径が大きくなる。燃料棒の径が大きくなっていくと、燃料棒間の隙間が減少する。また、燃料棒の被覆管が薄くなると、燃料ペレットが崩壊して堆積する。溶融した燃料が、崩壊した燃料ペレット間の

隙間に流れ込むと、その隙間が減少する。このように、燃料棒間や燃料ペレット間の隙間が閉塞しクラストが形成されると、蒸気による冷却ができなくなる。このため、クラストの一部が熔融し、クラストと熔融部分が層状に堆積するようになる。なお、燃料棒間や燃料ペレット間の隙間で蒸気による冷却が可能な状況では、ジルコニウム-水反応によって水素が発生するが、その隙間が閉塞すると水素生成も停止する。

さらにリロケーションが進行すると炉心熔融物の体積割合が上昇し、蒸気による冷却ができなくなると共に熔融プールを形成し、その周りは固化したクラストを形成する。クラストは過熱および熔融プールによる水頭でクリープ破損すると、熔融物は下方の炉心部あるいは下部プレナムへ移動する。

(3) 下部プレナムでのデブリ挙動

熔融デブリが下部炉心支持板に達し、下部炉心支持板上部のクラストが融解する場合、炉心支持板の隙間から下部プレナムへ落下する。落下する炉心デブリの速度は、炉心デブリの密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算する。

炉心デブリ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。粒子化しないものは、下部プレナムにクラスト及び熔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、原子炉キャビティと共通のモデルを使用しており、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、その際に水素が発生する。

下部プレナムに炉心デブリが堆積し、炉心デブリを冷却できない状態が継続すると、原子炉容器が破損し、原子炉キャビティへの落下を開始する。

(4) 原子炉容器破損モデル

下部プレナムに炉心デブリが堆積し、炉心デブリが冷却されない状態が継続すると、原子炉容器の破損に至る。原子炉容器の破損判定は、圧力、原子炉容器壁・炉心デブリ温度、材料物性及び形状から計算されるが、MAAPでは、原子炉容器の破損について、計装用案内管溶接部の破損、原子炉容器のクリープ破損など、複数の破損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。

以下、有効性評価において想定される破損モードの解析モデルについて述べる。

なお、MAAPでは、原子炉容器の最初の破損後、原子炉容器内に残存した炉心デブリによる2回目の破損も計算する。

また、破損口を炉心デブリが通過する際に、炉心デブリにより破損口の側面が溶かされ、破損口が拡大する現象も模擬している。

a) 計装用案内管溶接部の破損

原子炉容器の貫通部（計装案内管）の溶接部が炉心デブリにより加熱されることで機械的強度が低下し、貫通部が飛び出し破損する破損モードである。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。貫通部は、1次系と格納容器の間の差圧と、原子炉容器の壁の温度勾配にさらされている場合、1次系と格納容器間の差圧は、溶接部のせん断応力と釣り合った状態となっているが、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。炉心デブリ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、歪みによる判定である。炉心デブリが下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉容器の壁に歪みを生じ、溶接部にも同様に歪みが発生し、溶接部の歪み量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。

b) 原子炉容器のクリープ破損

原子炉容器が、加熱により不可逆の歪みが生じ、その歪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（応力と破損時間の関係を整理したLarson-Millerパラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する手法）により評価している。なお、ここで考慮している応力は、圧力、温度、炉心デブリの荷重による応力である。

(5) 原子炉キャビティでのデブリ挙動

下部プレナムに炉心デブリが堆積し、炉心デブリを冷却できない状態が継続し、原子炉容器が破損すると、デブリは、1次系と格納容器の圧力差及び水頭に応じた速度で原子炉キャビティへの落下を開始する（「デブリジェット」を形成する）。

このデブリの原子炉キャビティへの落下過程および落下後に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、デブリジェットと原子炉キャビティの冷却水と接触してエントレインされて形成される粒子デブリが、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、本現象に対する伝熱モデルは格納容器圧力挙動に影響する。

溶融炉心とコンクリートの相互作用は、原子炉キャビティの底に堆積した炉心デブリ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

炉心デブリが原子炉容器下部プレナムあるいは、原子炉キャビティ内に溶融物のジェットとして落下した時、炉心デブリ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モデルで以下のモデルから構成される。本モデルの概念を図 3.3-9 に示す。

①デブリジェットの細粒化モデル

Ricou-Spalding モデルをベースにしたモデル。ただし、エントレインメント係数は **FCI** 実験に基づいた値を与える。本モデルにより細粒化速度とジェット落下速度およ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、膜沸騰および輻射熱伝達を考慮した対流熱伝達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およ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、

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}}$$

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（原子炉キャビティ）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 **FCI** 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（原子炉容器内圧と格納容器内圧の差）とデブリ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（慣性力と表面張力の比を表す無次元数）により計算する。デブリ粒子の径に関する相関式における経験係数は、海外での大規模 FCI 実験に基づき設定される。

水中に拡散したデブリ粒子は高温かつ発熱しており、蒸気膜に覆われた状態にあることから、キャビティ水とデブリ粒子の伝熱には、粒子周囲の二相状態を考慮し膜沸騰熱伝達及び輻射熱伝達モデルを適用している。デブリ粒子からキャビティ水への伝熱量は、デブリ粒子の数と径（表面積）に影響される。落下した炉心デブリの温度は 3000K 程度と非常に降温であるのに対しプール水はサブクール水であったも飽和水であってもその差は数 10°C 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度に影響される。

デブリ粒子は混合領域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。すなわち、発生した水蒸気の気泡が周囲の水を巻き込み、それによる水蒸気の凝縮を模擬している。

b) 熔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 3.3-10～図 3.3-12 及びに示す。本モデルは大きく次の 3 のモデルから構成される

① 熔融プールモデル

- ・原子炉キャビティ床上に落下したデブリ（連続体および粒子状）の質量とエネルギーは熔融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定
- ・熔融プールは図 3.3-10 に示すように平板を仮定
- ・上部・下部・側部クラストを考慮し、下方および側方への侵食を考慮
- ・内部の熔融プールの温度は 1 点で模擬
- ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して 2 次式で近似（図 3.3-11）
- ・侵食したコンクリートと炉心熔融物との混合割合から液化・固化温度を評価（図 3.3-12）
- ・炉心材およ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
- ・デブリ内部の発生ガスは熔融プールの伝熱挙動には影響しない

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 の熱伝達相関式を考慮
- ・ 水がない場合は上部クラストから対流およ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

a) 溶融プールモデル

キャビティ水に落下した炉心デブリ（デブリジェット）は、粒子化せず原子炉キャビティの床に達し、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。前者は、原子炉キャビティの床面に拡がるが、その時の拡がり面積は入力変数により与える。後者は、水により冷却されつつ、キャビティ床面に重力落下し、原子炉キャビティの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（国内外の実験での知見からは、溶融プールのクラストの上面に堆積して粒子ベッドを形成し、粒子ベッドが温度上昇する場合には凝集する）。

原子炉キャビティの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。炉心デブリの相変化の概念を図 3.3-12 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。炉心デブリ温度が液化温度 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。なお、MAAPでは、コンクリート侵食により発生するガス（水蒸気及び二酸化炭素）やスラグも考慮しており、これらは、直ちに溶融プールに侵入すると仮定している。

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。

b) 溶融プールの伝熱モデル

溶融デブリは、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。

炉心デブリと周囲の物質との伝熱の概念を図 3.3-10 に示す。炉心デブリ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、コンクリートと炉心デブリの伝熱について述べる。図 3.3-11 に伝熱の概念を示す。溶融プールとクラストの界面は、対流熱伝達を仮定し、クラスト内部は熱伝導を仮定し、2次関数の温度勾配を持つと仮定し、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。また、炉心デブリの冷却が進み、コンクリート温度の方が高くなる場合には、コンクリートから炉心デブリへの伝熱も仮定している。

次に炉心デブリ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、輻射熱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）におけるバーンアウト熱流束（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、

$$\frac{q}{L\rho_V} = C_K \left[\frac{\sigma g(\rho_L - \rho_V)}{\rho_V^2} \right]^{1/4}$$

で表される。 q は熱流束、 L は蒸発の潜熱、 σ は表面張力、 g は重力加速度、 ρ_L 及び ρ_V は液体及び蒸気の密度である。ここで、 C_K 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 C_K 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炉心デブリ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 $C_K=0.1$ としている。

クラストと水の界面は、諸外国での実験で示されているように、クラストに亀裂を生じており、そこに水が浸水することが考えられており、浸水により炉心デブリの冷却は促進する方向となるが、前述のとおり、粒子ベッドが

形成され、それが熱抵抗として作用し、炉心デブリの冷却は阻害される方向にある。MAAPのモデルでは、堆積した溶融デブリを、粒子ベッドも含めて単一の平板として仮定していることから、無限平板に対する Kutateladze 係数 $C_K=0.16$ よりも、4割程度熱流束が低下した状態である $C_K=0.1$ とすることは妥当であると判断している。

c) コンクリート侵食

炉心デブリ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融解温度を超えると侵食が開始する。その際、コンクリートの融解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侵入し、溶融プール中の金属との化学反応として炉内構造物や燃料を構成する金属（Zr、Cr、Fe など）の酸化反応が発生する。その結果発生する可燃性ガス（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。また、コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン・ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより、炉心デブリの融点が低下する傾向となる。

3.3.8 核分裂生成物（FP）挙動モデル

過熱された炉心から FP はガス状として 1 次系内に放出される。そこで希ガス以外の FP はエアロゾル化し、1 次系内で一部が沈着する。希ガスおよびエアロゾル状態の FP はガス流動により運ばれて 1 次系から格納容器へ放出される。格納容器内 FP はガス流動で各区画間移動すると共に構造物表面へ沈着あるいはプールの表面に落下し、水プール中に移動する。なお、加圧器逃しタンクや 2 次系内での FP 挙動も 1 次系と同様に扱われる。また、水中のスクラビングによる FP エアロゾルの除去も考慮される。

本 FP 挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

- ・炉心からの FP 放出モデル
- ・FP の遷移・輸送モデル
- ・崩壊熱モデル
- ・ソースターム

また、本 FP モデルにおける概要を以下に示す。

- ・FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて 12 グループに分類され、

各 FP グループの質量保存が考慮される。

- 1次系および格納容器内の FP 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、水中および炉心デブリ内の FP を考慮する。
- 炉心デブリ内に残存する FP は炉心デブリと共に移動する。
- 水中の FP は区画間の水の流れと共に移動する。
- 崩壊熱は各位置の FP 量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮される。
- FP の崩壊による発生エネルギーは入力 of 崩壊熱データで考慮する。
- FP の崩壊による各 FP グループの質量の変化は考慮しない。

(1) FP 放出モデル

各 FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて下表のように 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 FP 放出速度モデルを使用する。本モデルにより燃料各ノードの温度に対応した各 FP の放出速度が計算される。放出された FP グループの内、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へ遷移する。ガス状およびエアロゾルは 1 次系内および格納容器内のガス流動と共に移動する。これら FP の遷移・移動挙動については後述する。

[FP の核種グループ]

グループ	核種	グループ	核種
1	希ガス	7	BaO
2	CsI	8	La ₂ O ₃
3	TeO ₂	9	CeO ₂
4	SeO	10	Sb
5	MoO ₂	11	Te ₂
6	CsOH	12	UO ₂

(2) 遷移・輸送モデル

FP の輸送は、熱水力計算から求まる体積流量から FP 輸送量を計算する。FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って、1 次系内と格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着した FP の場合は、区画間の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは炉心デブリ中の FP の場合は、炉心デブリの移動量に基づき輸送される。ペレット内からの FP 放出モデル (アレニウス型)

の放出率が適用され、温度に応じた放出率となる。ペレットと被覆管の間隙部に蓄積した FP は、被覆管が破損すると 1 次系内に放出される。

一方、格納容器および 1 次系内での気体、エアロゾル及び沈着の状態間の遷移を模擬しており、全 FP エアロゾルに対して、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を計算する。格納容器内の FP 輸送モデル概要を図 3.3-13 に示す。エアロゾルの沈着モデルは、Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を作成して使用している。この相関式を使用した MAPP のモデルはさまざまな実験データと比較して検証が行われている。また、炉心デブリ内に存在する FP は、炉心-コンクリート反応に伴って格納容器内に放出される。

上述のモデルにおいて放出された格納容器上部に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から 1 次系内に放出された FP は、原子炉容器破損前には 1 次系破断口あるいは加圧器逃がしタンクから格納容器へ放出される。また、原子炉容器破損後には原子炉容器破損口もしくはキャビティに落下した炉心デブリから FP が格納容器へ放出される。格納容器へ放出された FP は、気体の流れに伴って格納容器内を移行し、格納容器上部に到達する。

(3) 崩壊熱

FP 崩壊に伴うエネルギーを考慮しており、ANSI または指定した崩壊熱曲線に比例して崩壊するよう模擬しており、崩壊熱はそれぞれの FP が存在するノードでのエネルギー計算に使用される。

揮発性 FP 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 FP が放出されると、それらの崩壊熱は移動先の 1 次系または格納容器でのエネルギー計算に用いられる。

炉心デブリに含まれる FP もまた崩壊熱を持ち、炉心デブリのエネルギー計算において考慮される。格納容器内気相部の FP も崩壊熱を生成し、格納容器内の気相エネルギーに加えられ、格納容器の温度上昇に寄与する。

沈着した気体とエアロゾル FP は、水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの付着を想定し、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。FP は各区画で複数のヒートシンクの上に沈着することもある。水プールが存在する場合、その温度は再蒸発の判断に使用される。ヒートシンク上に沈着した FP 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は再蒸発の判断に使用される。

1 次系内では多量の FP が存在しヒートシンクの温度をより上昇させるため、格納容器より詳細な取扱いを行う。各ヒートシンク表面に沈着した FP 質量は別々に取り扱われる。ヒートシンク表面に沈着した FP の崩壊熱は、熱伝導を行いヒート

シンクに温度勾配を持たせる。温度勾配が不十分な場合は、エネルギーはヒートシンクの表面温度を上昇させる。1次冷却系気相部のFPの崩壊エネルギーは、気相を貫通し近傍のヒートシンク表面を加熱する。一般に気相部での減衰は小さく、空気中のFP濃度が高くなるのは、FPの空気中の滞在時間が長い高圧の事故シナリオに限定され、その場合は気相からヒートシンクへの伝熱が良いことから、この取扱いは妥当と判断している。

(4) ソースターム

上記のようにMAAPではFPを12のグループに分類し、炉心からの放出速度と1次系内及び格納容器内での移行挙動を計算している。

一方、格納容器内のソースタームについては、NUREG-1465^[4]では、8つのFPグループに対して、4つの放出フェーズ毎の格納容器内のソースタームを評価している。MAAPのソースタームとNUREG-1465のソースタームの相違について、参考文献[3]において検討がなされており、以下にまとめる。

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

ギャップ放出（被覆管破損から0.5時間）

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

早期原子炉容器内放出（炉心損傷から1.3時間）

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

原子炉容器外放出（原子炉容器破損から2.0時間）

原子炉容器底部の破損後、キャビティに落下した炉心デブリがコンクリートと反応し、FPが放出される。この放出は炉心デブリが十分冷却されたときに終了する。

後期原子炉容器内放出（原子炉容器破損から10時間）

早期原子炉容器内放出期間に1次系内に沈着していた揮発性核種が再蒸発し、格納容器へ放出される。

FP組成については、物理・化学的挙動の類似性や放射線学的影響の重要度等に基づき、以下の8つのグループに分類している。

[FP の核種グループ (NUREG-1465)]

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

FP の放出割合については、低圧シーケンス（原子炉容器が低圧で破損するシーケンス）に対して、FP 放出割合に関する不確かさ評価結果に基づき、不確かさ分布の統計値が採用されている。ここで、低圧シーケンスを選定した理由は、高圧シーケンスに比べて、1次系内での滞留時間が短いため、FP 保持効果が小さくなり、早期原子炉容器内放出フェーズにおいて格納容器への放出がより多くなること、高圧シーケンスに比べて低圧シーケンスの発生頻度が大きいことによる⁵⁾。このように評価した代替ソースタームを以下に記す。

[代替ソースターム (PWR プラント)]

(初期炉内インベントリに対する割合)

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

NUREG-1465 で参照されている PWR の格納容器内のソースタームについて、MAAP で解析され、結果が比較されている。概要を以下に記す。

- 事故収束後の希ガスは、MAAPでも全量近く格納容器内に放出されており、NUREG-1465と同等である。
- 事故収束後のハロゲン (I) や他の高揮発性 FP は、MAAPではいずれのシナリオでも1次系内への沈着量が大きいため、NUREG-1465より全般的に小さい。
- MAAPでは、よう素の化学形として CsI が想定されているため、気相中ではエアロゾルとなり、種々の沈着メカニズムにより除去されるため、気相部の存在割合は仮想事故と比べて、極わずかである。
- NUREG-1465 で無機よう素に対して CV スプレーによる除去効果 (1/100) を仮定すると、格納容器内ヨウ素の気相中 FP 存在割合は 0.2%となり、MAAPに近い値である。

表 3.3-1 M A A P コードのモデル一覧 (1/4)

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 ・原子炉トリップまで初期値を維持
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・炉心全体の崩壊熱曲線を入力 ・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 ・FP は 1 2 の核種グループを設定
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・健全形状炉心 (露出時) : 対流熱伝達および輻射熱伝達 ・健全形状炉心 (冠水時、ペレット-被覆管) : ペレット内熱伝導+ギャップ熱伝達 (輻射熱伝達含む) ・健全形状炉心 (冠水時、被覆管-冷却水) : 対流熱伝達+輻射熱伝達 ・崩壊炉心 (露出時) : 熱伝導、(対流+輻射熱伝達) の平均 ・崩壊炉心 (冠水時) : 限界熱流束 ・崩壊炉心 (伝熱表面積) : 炉心形状のタイプおよびノード内炉心質量から計算 ・被覆管酸化 : Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart-Pawel 相関式 (低温時) ・燃料棒内と 1 次系内の圧力差で膨れによる破損を考慮 ・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"> ・ダウンコマ部と炉心部で同じ水頭を仮定 ・炉心内の平均ボイド率は気泡上昇速度およびガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算
1 次系モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ノード及び物質毎に以下を適用 <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 ・気相の自然循環、リフラックス冷却を考慮
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・1 次系ヒートシンクとして、原子炉容器、1 次系配管及び炉内構造物を考慮 ・冷却水と 1 次系ヒートシンク : 強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・水蒸気と 1 次系ヒートシンク : 強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
	加圧器モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・気相部 (水素及び気体 FP 含む)、液相部 (溶解 FP 含む) に分割された熱非平衡モデル ・気相部、液相部の界面でのフラッシング及び気相の凝縮を考慮 ・加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出流は加圧器逃がしタンクに導かれ、加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャ・ディスクの破損を仮定
	1 次系破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を評価
	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 M A A P コードのモデル一覧 (2/4)

項目	計算モデル
蒸気発生器モデル	<p>熱水力モデル (流動)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質毎に以下を適用 <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
	<p>熱水力モデル (伝熱)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 1次側 (単相及び二相均質流) 強制対流時：Dittus－Boelter 相関式 自然対流時：一定の熱伝達係数を仮定 ・ 1次側 (気液分離) リフラックス冷却を模擬 ・ 2次側 (伝熱管冠水部 (液相部)) Jens－Lottes 相関式 ・ 2次側 (伝熱管露出部 (液相部)) 強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
格納容器モデル	<p>熱水力モデル (流動)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質毎に以下を適用 <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 ・ 1次系からの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
	<p>熱水力モデル (伝熱)</p> <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1次系ヒートシンク：強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 格納容器上部区画とアニューラ区画の間の流路として再循環ユニットを模擬 ・ 除熱特性：格納容器雰囲気温度と流速及び格納容器雰囲気温度と除熱量の関数を入力
水素発生	<ul style="list-style-type: none"> ・ 水素発生源： <ul style="list-style-type: none"> ・ 炉心ヒートアップ及び炉心デブリのジルコニウム・水反応 (Baker－Just 相関式 (高温時) 及び Cathcart－Pawel の相関式 (低温)) ・ 炉心デブリによるコンクリート分解
格納容器破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 格納容器内圧と限界圧力あるいは格納容器雰囲気温度と限界温度との比較により格納容器の破損を判定

表 3.3-1 M A A P コードのモデル一覧 (3/4)

項目		計算モデル
安全系モデル	ECCS	・ 注入特性を入力し 1 次系圧力に応じて注入流量を計算
	蓄圧タンク	・ 状態方程式により蓄圧タンク圧力を計算し 1 次系圧力との差圧及び配管圧損から注入流量を計算
	格納容器スプレイ	・ 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
	加圧器逃がし弁、安全弁	・ 設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・ 加圧器内の二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算
	主蒸気逃がし弁、安全弁	・ 設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・ 蒸気発生器 2 次側二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算
	補助給水	・ 境界条件（S G 水位がプログラム水位に一致するよう自動制御）
デブリ挙動モデル	炉心ヒートアップ	(炉心モデル（熱水力モデル（伝熱））に記載)
	リロケーション	・ 軸方向および径方向に質量およびエネルギーの移動を考慮 ・ 炉心デブリの状態としてデブリベッド（粒子状堆積物）、コリウム（炉心デブリ）、クラスト（固化状物質）を模擬 ・ 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 ・ クラストは過熱および溶融プールによる水頭でのクリープ破損を考慮
	下部プレナムでのデブリ挙動	・ 下部プレナムからの炉心デブリの落下速度は、炉心デブリの密度、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
	原子炉容器破損	・ 計装用案内管溶接部の破損として、関数化されたせん断応力あるいは歪みがしきい値を超える場合に破損を判定 ・ 原子炉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プ破損を考慮 ・ 破損後、炉心デブリの加熱による破損口拡大を模擬

表 3.3-1 MAAPコードのモデル一覧 (4/4)

項目	計算モデル	
デブリ挙動モデル (つづき)	原子炉キャビティでのデブリ挙動 (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 ・原子炉キャビティ床上に落下したデブリ (連続体および粒子状) 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 ・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、下方およ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 ・炉心材およ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
	原子炉キャビティでのデブリ挙動 (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 ・水がない場合は上部クラストから対流およ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
	原子炉キャビティでのデブリ挙動 (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融解温度を超えると侵食開始。その際、コンクリート融解熱及び化学反応熱発生を考慮。 ・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・ジルコニウム等との混合すると仮定

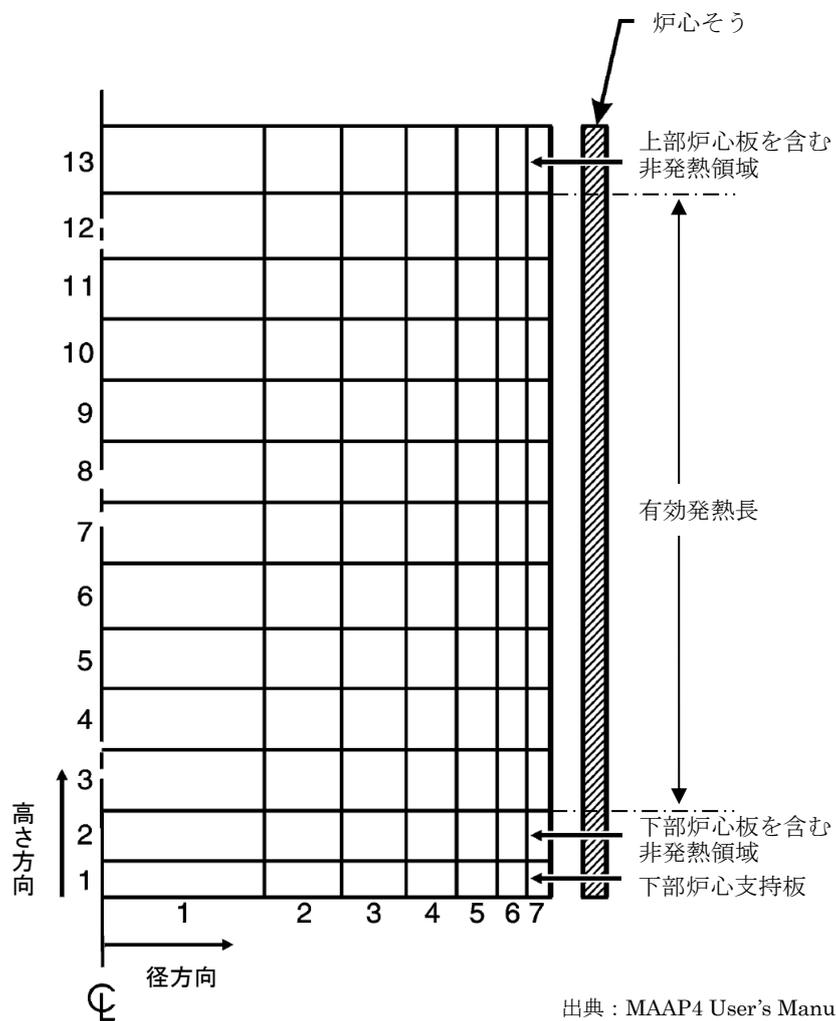
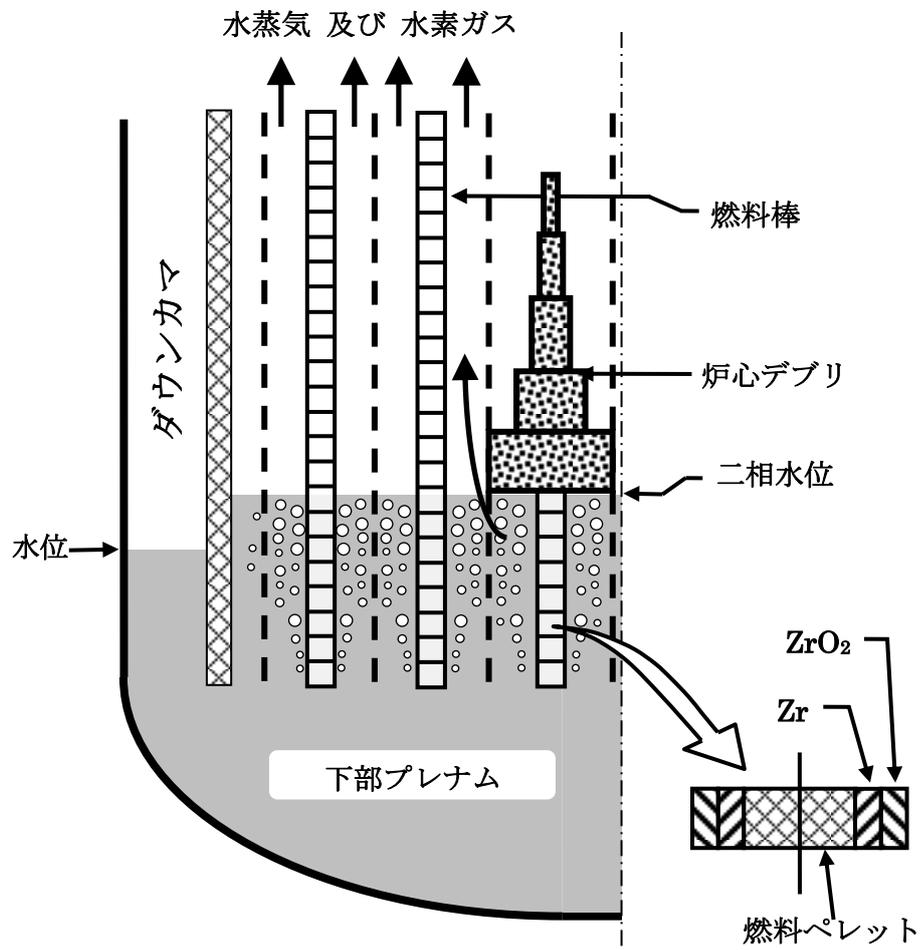
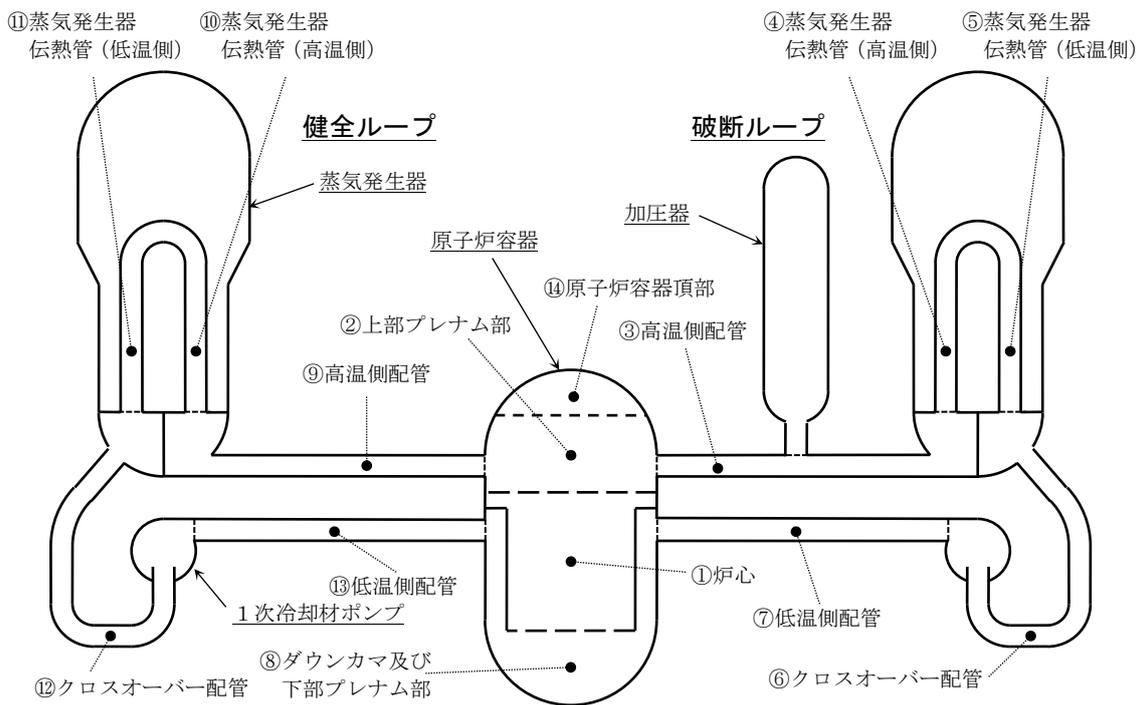


図 3.3-1 MAAP ノード分割例 (炉心モデル)



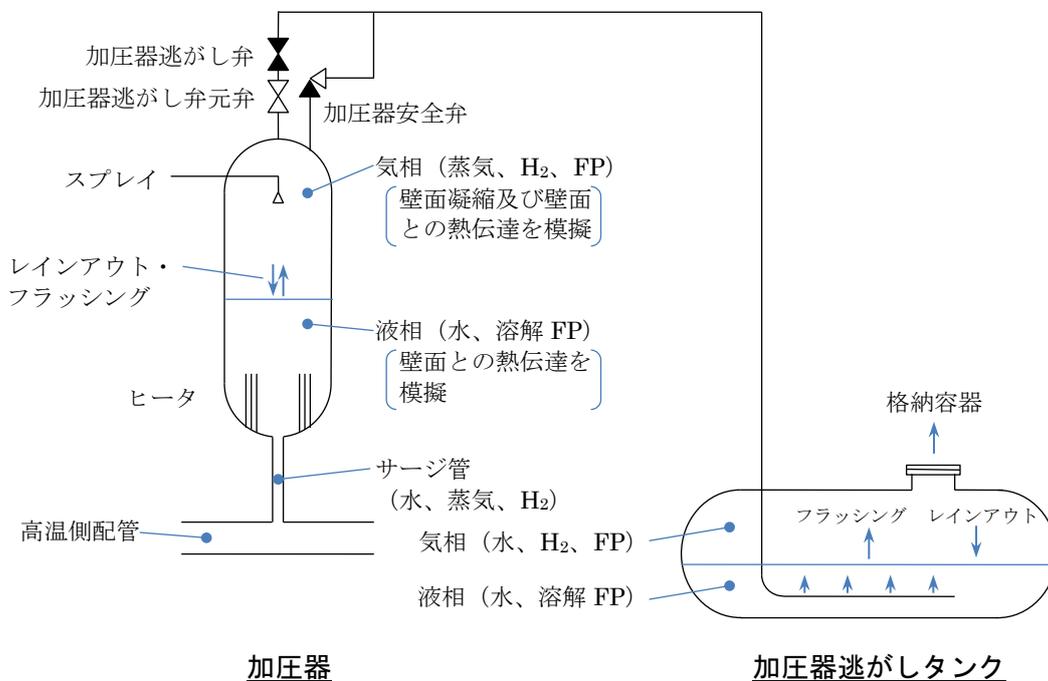
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-2 炉心水位モデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

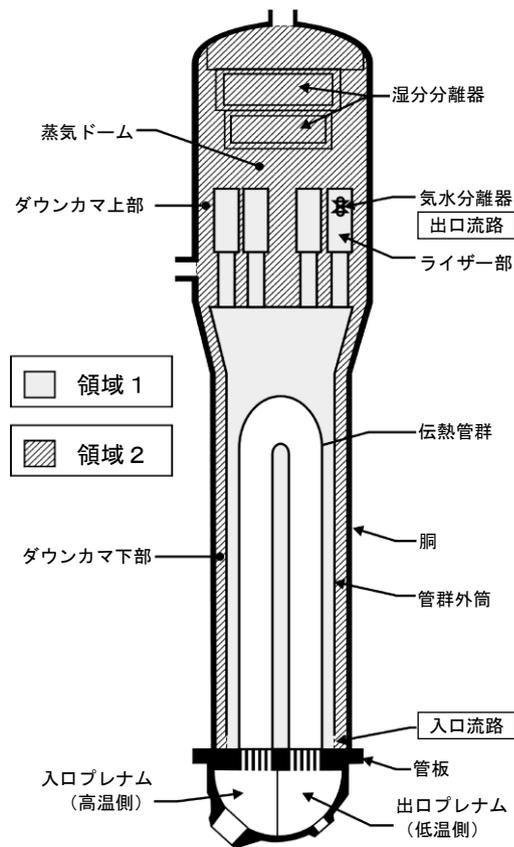
図 3.3-3 MAAP ノード分割図（1次系モデル）



加圧器

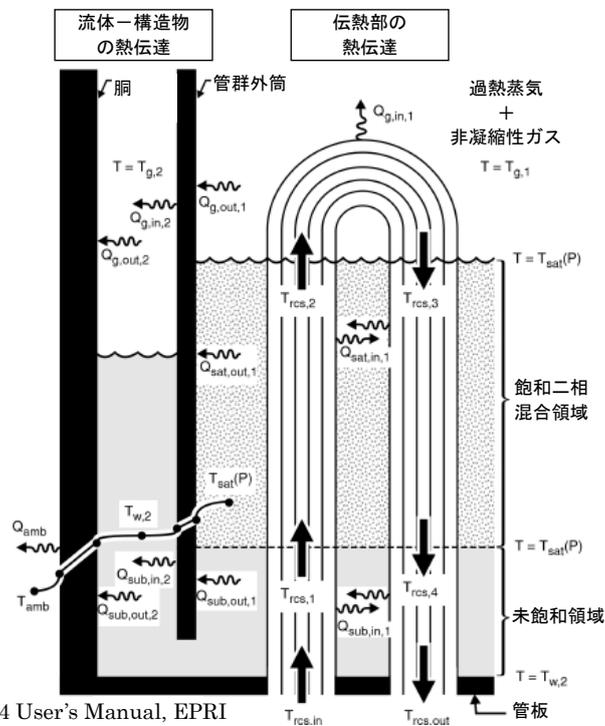
加圧器逃がしタンク

図 3.3-4 加圧器及び加圧器逃がしタンクモデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAP ノード分割図（2次冷却系モデル）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-6 蒸気発生器の伝熱モデル

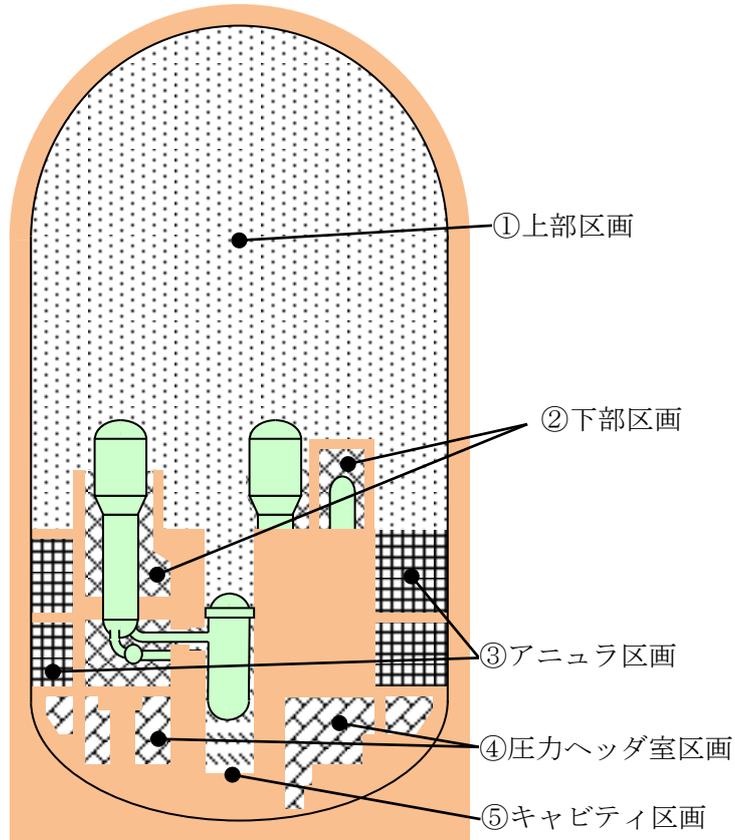


図 3.3-7 MAA P ノード分割図 (格納容器モデル：3ループプラントの例)

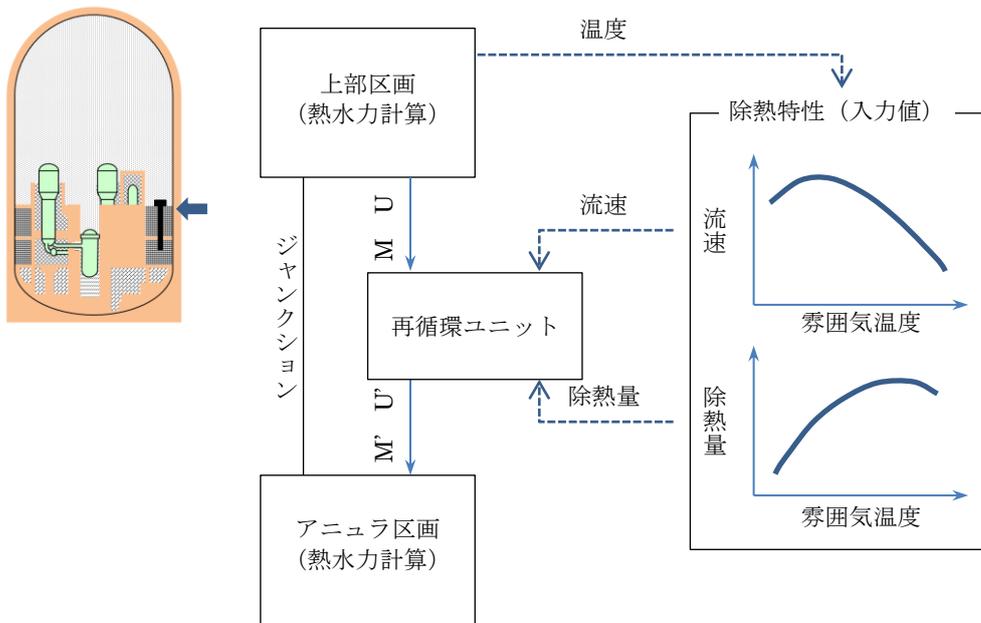


図 3.3-8 再循環ユニットモデル

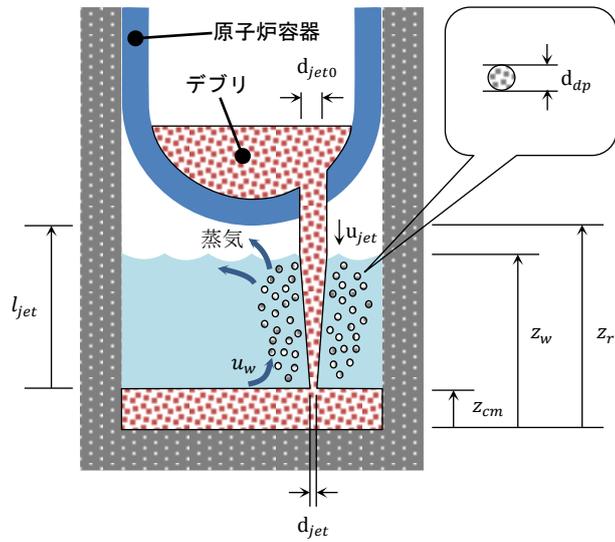


図 3.3-9 原子炉キャビティにおけるデブリ挙動の概念

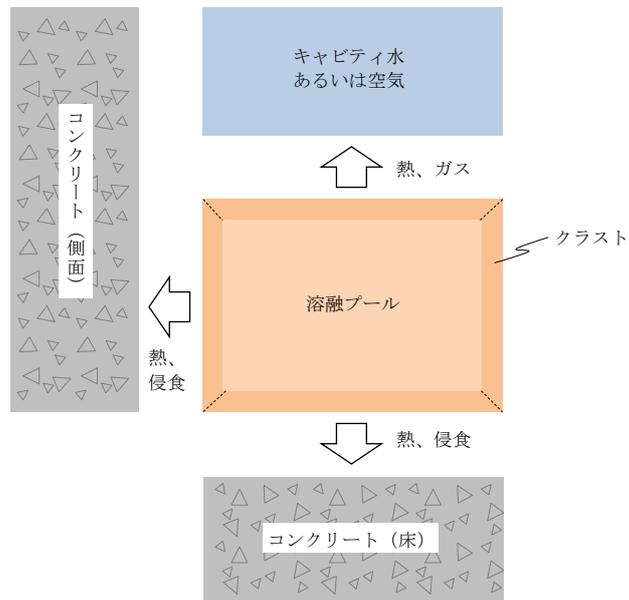


図 3.3-10 炉心デブリの伝熱の概念

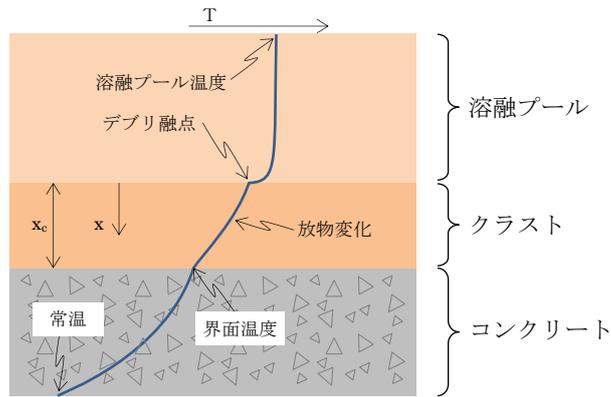


図 3.3-11 炉心デブリの温度分布の概念

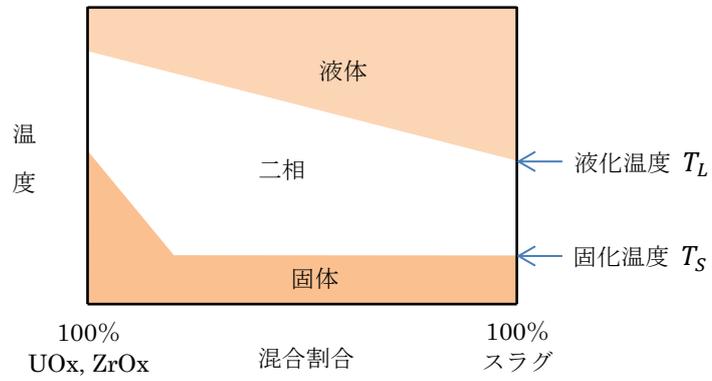
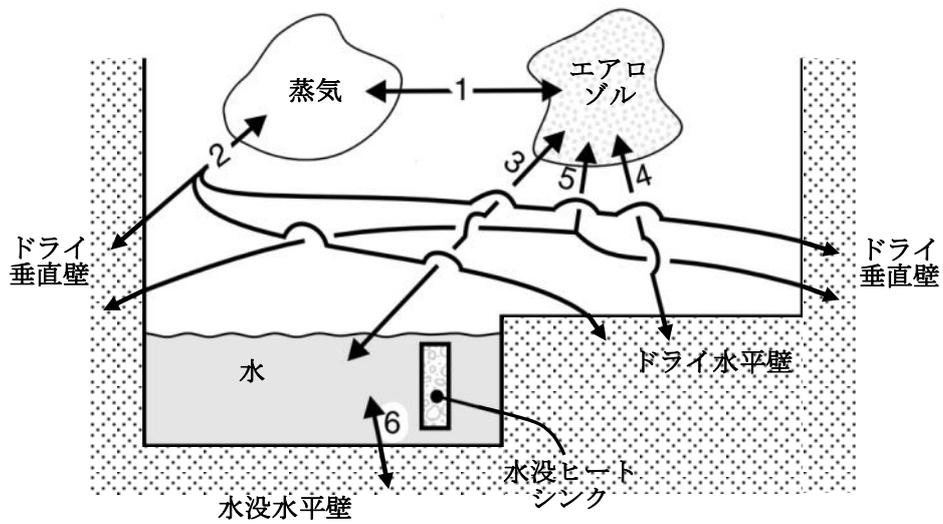


図 3.3-12 溶融プールの相変化の概念



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 3.3-13 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、各分割要素が等断面（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 **Zr** 反応速度や炉心熔融挙動に影響するため 10 以上としている。

1 次系のノードは、原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の 1 次系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。LOCA 事象の初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。なお、破断側ループと健全側ループの 2 ループでの模擬であり、3 ループプラントや 4 ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを 1 ループに縮約して取り扱っている。

及び蒸気発生器 2 次側のノードは、伝熱部とドーム部の 2 ノードに分割したコードプリセットの分割を用いている。ダウンコマ水位と伝熱部 2 次側の二相水位の水頭バランスを考慮し、これにより 1 次系と 2 次系の伝熱量をほぼ適正に計算可能である。

格納容器は、壁などの物理区画を模擬したノードと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、2 / 3 / 4 ループ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次元モデルであり、分割数は、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Zr反応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、各分割要素が等断面（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>
1次系	<p>原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の1次系の構成要素ごとにノード分割（コードのプリセット）。LOCA事象の初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。なお、破断側ループと健全側ループの2ループでの模擬であり、3ループプラントや4ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを1ループに縮約して取り扱う。</p>
蒸気発生器	<p>蒸気発生器2次側を伝熱部とドーム部の2ノードに分割したモデル（コードのプリセット）。ダウンコマ水位と伝熱部2次側の二相水位の水頭バランスを考慮し、これにより1次系と2次系の伝熱量を計算し、MB-2実験に対するベンチマーク解析により妥当な結果を確認されており、適用性を有する。</p>
格納容器	<p>壁などの物理区画を模擬したノードと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、上部区画、下部区画、アニュラ区画、キャビティ区画及び圧力ヘッド室区画（2及び3ループプラント）の4もしくは5ノードとしている。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にして設定し、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ことから、緩やか、あるいは、長期的な応答を模擬できる。</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 1次系圧力・温度、格納容器圧力・温度等の初期条件
- ④ 1次系、原子炉容器内、加圧器、蒸気発生器の形状等
- ⑤ 工学的安全設備、格納容器スプレイの特性等
- ⑥ 格納容器内の区画形状、格納容器内の区画間の形状等
- ⑦ 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 1次系圧力
- ② 原子炉容器水位
- ③ 格納容器内圧力
- ④ 格納容器雰囲気温度
- 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

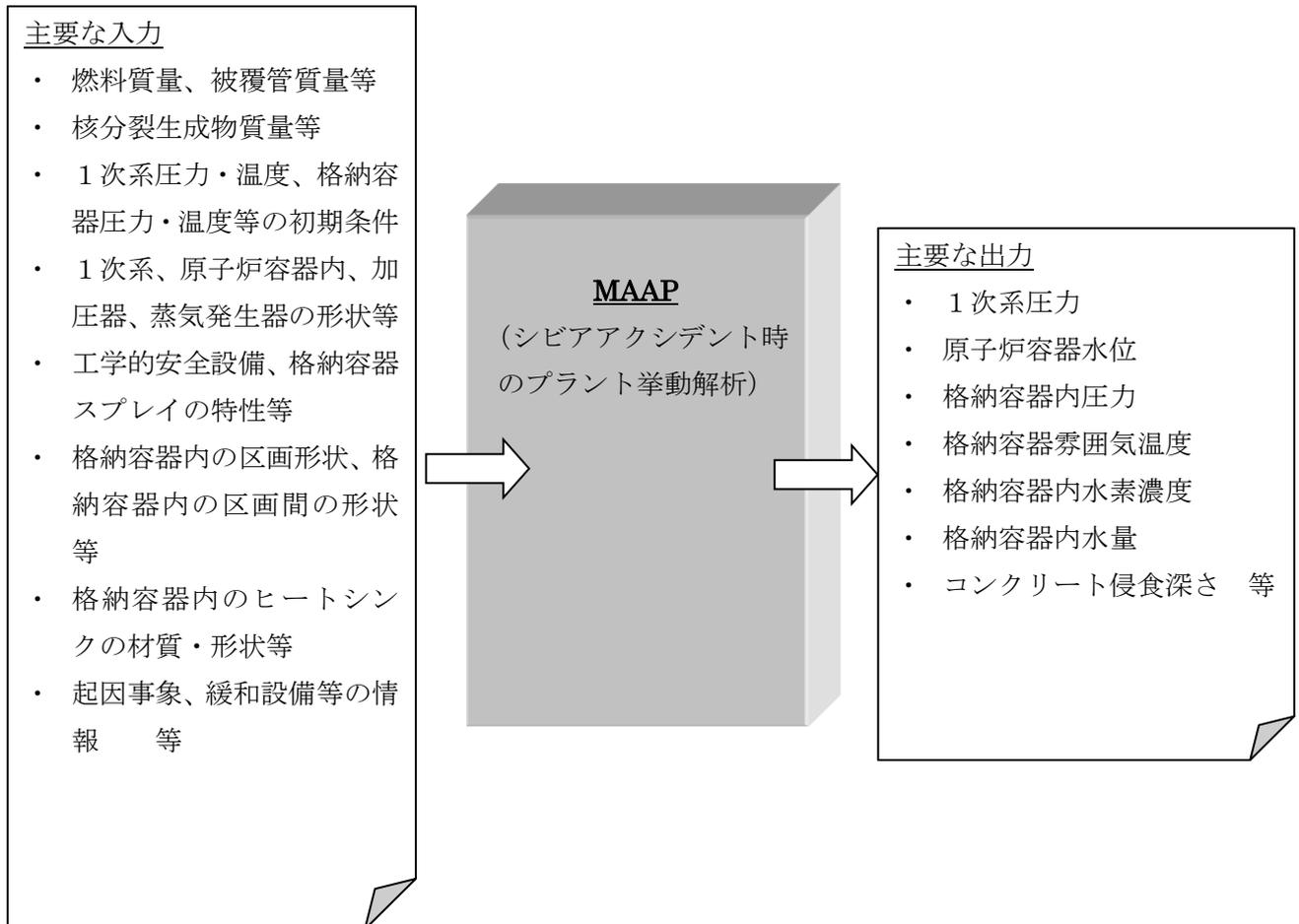


図 3.5-1 MAAPの入出力

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。なお、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、物理現象の特性が設備性能に基づき妥当性確認が不要なものや、MAAP以外のコードに依存して妥当性確認が不要なものがある。

4.1.1 崩壊熱

崩壊熱は、下記の崩壊熱曲線を入力値で与えていることから、MAAPコードの解析モデルとしての不確かさはなく、妥当性評価は不要と考えられる。

有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する評価指標を厳しく評価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、参考文献[2]に示すように、アクチニド崩壊熱はORIGEN-2コード、FP崩壊熱はAESJ推奨値により評価された崩壊熱曲線を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は20%、FP崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度（MOX燃料はPu含有率等）や燃焼度が考慮されている。これにより、有効性評価においては崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動が考慮された崩壊熱曲線が適用されることから、5章においては、入力条件の不確かさとして、評価指標や運転操作への影響を整理する。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化、気液分離（炉心水位）・対向流（炉心（熱流動））

「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（炉心水位）・対向流」は、炉心水位に関連する物理現象である。MAAPの炉心水位計算にはドリフトフラックスモデルを採用しており、その集中定数 C_0 は、炉心燃料体系を模擬した炉心露出熱伝達実験に基づき設定しているが、集中定数 C_0 が不確かさを有するため影響評価を行う。（4.3参照）。

4.1.3 構造材との熱伝達（1次系）

1次系の「構造材との熱伝達」は、炉心露出後に炉心で発生した過熱蒸気から1次配管等への熱伝達が発生し、1次系配管のクリーブ破損の観点で、重要な現象として抽出されたものである。

過熱蒸気と構造材の熱伝達は、炉心部と同じくDittus-Boelterの相関式を用い、1次系配管のクリーブ破損については、Lason-Millerパラメータ手法を適用している。いずれも、工学分野でクリーブ破損評価に広く使用されるモデルであり、妥当性評価は不要と考えられる。

4.1.4 ECCS 強制注入 (1 次系)

強制注入系特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量・最小流量を使い分ける。解析では評価目的に応じた作動圧力およびポンプの圧力-流量特性を入力値として与えるため、妥当性評価は不要である。

一方、ECCS 注入水の 1 次系内の混合については、LOCA 等により 1 次系の保有水量が減少すると、気相と液相を別に取り扱うモデルとなっており、気液の混合挙動は気液界面の対流熱伝達及び凝縮熱伝達によりモデル化されている。

MAAP コードの実機適用にあたり、ECCS の作動を仮定するのは、炉心損傷防止に係る事故シーケンスのうち「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、格納容器圧力上昇の観点で厳しい結果となるよう、ECCS による蒸気凝縮効果がほとんど無いような事故シーケンスが選択されており、上記のモデルに係る不確かさは小さい。また、「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心再冠水以降では、対流熱伝達及び凝縮熱伝達はほとんど発生せず、上記のモデルに係る不確かさは小さい。

4.1.5 蓄圧タンク注入 (1 次系)

蓄圧タンク注入特性は、初期温度・圧力・水量の不確かさを考慮した入力値を与える。注入開始後の蓄圧タンク圧力は状態方程式により計算される。注水流量は、蓄圧タンク内圧と 1 次系圧力の差圧及び配管圧損に基づき計算される。このように、一般的な状態方程式及び差圧流モデルが使用されていることから、解析モデルとしても不確かさは小さく妥当性確認は不要である。

ただし、「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」(及び「格納容器過温破損」)においては、蓄圧タンクからの注入水が炉心部で沸騰することで、1 次系圧力と注入流量が振動する傾向にあるため、感度解析によりその影響を確認する(4.6 参照)。

4.1.6 冷却材放出 (加圧器)

加圧器逃がし弁の放出流量については、加圧器逃がし弁設定圧における流量特性を入力値として与えているため、妥当性評価は不要である。

加圧器逃がし弁に関する 1 次系挙動については、TMI 事故に対するベンチマーク解析のうち、事故発生から加圧器逃がし弁元弁閉止までの挙動に着目して妥当性の確認を行う。具体的には、1 次系圧力及び加圧器水位の挙動に着目して考察を行う。

(4.2.1 参照)

4.1.7 1 次側・2 次側の熱伝達、冷却材放出 (臨界流・差圧流)、2 次側水位変化・ドライアウト (蒸気発生器)

蒸気発生器の「1 次側・2 次側の熱伝達」、「冷却材放出 (臨界流・差圧流)」及び

「2次側水位変化・ドライアウト」は、PWRプラントの蒸気発生器を模擬したMB-2実験（米国）に対するベンチマーク解析により妥当性確認を行う。（4.2.6 参照）

なお、TMI事故解析においても、蒸気発生器2次側の挙動も示しているが、事故データに不確かさがあることが国際的にも指摘されていることから参考情報として検討する。（4.2.1 参照）

4.1.8 区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）、構造材との熱伝達及び内部熱伝達（格納容器）

MAAPコードの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ランプドモデルである。「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」、「構造材との熱伝達」は、廃炉となった独国のHDR炉を用いたHDR実験（国際標準問題ISP-29）及び米国のハンフォード工学研究所で実施されたCSTF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。

なお、「構造材との熱伝達」に関しては、直接的データが得られていないことから、格納容器圧力や温度の挙動から考察を行うものとする（4.2.2 及び 4.2.3 参照）。

4.1.9 区画間・区画間の流動（液体）（格納容器）

「区画間・区画間の流動（液体）」は、格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基く静水頭による流動として計算される。このモデルの不確かさは小さいため、妥当性確認は不要である。

4.1.10 スpray冷却（格納容器）

Spray注入特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量・最小流量を使い分けており、解析では評価目的に応じた作動圧力およびポンプの圧力-流量特性を入力値として与えるため、妥当性確認は不要であると考えられる。

Spray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、評価結果ではSprayされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。ここで、Spray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無いと考えられる。

4.1.11 水素濃度（格納容器）

原子炉容器内での水素の発生量、規制要求に応じて全炉心内ジルコニウムの75%反応に相当する水素量を使用する。水素の発生速度はMAAPコード解析結果に応じた補正を行うため、水素発生速度の妥当性を確認する必要がある。水素発生速度

は炉心損傷進展挙動に大きく依存するため、MAAPコードの炉心溶融モデルについて、TMI-2の炉心溶融過程の時間経過ならびに発生した水素量に対する評価の模擬能力から、水素発生期間及び水素発生速度の時間変化について一定の妥当性が確認できる。(4.2.1 参照)

また、コンクリート侵食が生じた場合の水素生成量については、別途確認する(4.8 参照)。

4.1.12 再循環ユニット自然対流冷却 (格納容器)

雰囲気ガス温度に対する再循環ユニットの除熱特性をMAAPの入力データとして模擬している。自然対流冷却の再循環ユニット除熱データは、国内の凝縮熱伝達実験において確認された評価式を用いて、再循環ユニットの形状等に基づき算出した除熱特性を使用しているため、妥当性評価は不要である。

一方、再循環ユニットの冷却特性は、格納容器内のガス流動モデルにも影響される。そこで、格納容器内のガス流動挙動に妥当性の検討結果も踏まえ感度解析により確認する(4.3 参照)。

4.1.13 炉心ヒートアップ (燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形) 及びリロケーション、下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

MAAPコードの炉心溶融モデルおよび下部プレナムでの炉心デブリ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、被覆管酸化、被覆管変形)及びリロケーションを直接表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次系および2次系挙動や、事故後の調査研究で各時刻の溶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)。

なお、TMI事故では原子炉容器破損前に事象終息しており、以降の現象に関しては、感度解析による影響の把握を行う(4.5、4.6、4.7及び4.8 参照)。

4.1.14 原子炉容器破損、溶融

原子炉容器破損挙動を溶融炉心挙動と合わせて実験した例は無いため、実験解析により直接的に妥当性評価を行うことは出来ない。以下のように、MAAPコードの原子炉容器破損モデルはTMI事故の知見に基づき開発されており、妥当性評価は不要と考えられる。

TMI事故では、炉心デブリが下部プレナムへ落下したものの、原子炉容器と炉心デブリのギャップに水が浸入することで原子炉容器壁を冷却できたと推定されている。MAAPではTMI事故の調査研究やデブリから原子炉容器壁への伝熱挙動を模

擬した実験に基づいて、原子炉容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また、原子炉容器破損形態として、原子炉容器のクリープ破損および計装案内管溶接部の破損が考慮されている。原子炉容器破損モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用される Lason-Miller パラメータ手法に基づくものであり、計装案内管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（4.5 参照）。

4.1.15 1次系内F P挙動、格納容器内F P挙動

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。有効性評価で採用しているF P放出モデルの妥当性を検討するために、炉心からの放出速度を変更した場合に対する感度解析によって、炉心溶融検知判断の観点から特に格納容器空間に放出される希ガスの挙動を比較する（4.9 参照）。

4.1.16 原子炉容器内F C I（溶融炉心細粒化、粒子デブリ熱伝達）

溶融炉心細粒化及び粒子デブリ熱伝達は、溶融デブリの粘性、デブリから冷却水への伝熱などの個々の要素挙動は実験的に研究され、それらを基にMAAPのモデルは構成されているので、妥当性評価は不要と考えられる。

また、原子炉容器内F C Iにより生じる圧力スパイクについては、1次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、高压溶融物噴出を防止する観点で、後述の原子炉容器破損とあいまって、影響するものと考えられることから、不確かさの整理を行う。（4.6 参照）

4.1.17 原子炉容器外F C I（溶融炉心細粒化、粒子デブリ熱伝達）

原子炉容器内F C Iと同様に、溶融炉心細粒化及び粒子デブリ熱伝達は、溶融デブリの粘性、デブリからキャビティ水への伝熱などの個々の要素挙動は実験的に研究され、それらを基にMAAPのモデルは構成されているので、妥当性評価は不要と考えられる。

しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、解析モデルの不確かさの整理を行い、有効性評価への影響を確認する（4.7 参照）

4.1.18 キャビティ床面での炉心デブリの拡がり、炉心デブリとキャビティ水の伝熱、炉心デブリ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

デブリ伝熱モデルは、炉心デブリとその周囲の固化したクラストの間の対流熱伝達、上部クラストと上部のキャビティ水あるいは気相への熱伝達、下部クラストおよび側部クラストとコンクリートとの伝熱モデルから構成される。また、コンクリ

ート分解及び非凝縮性ガスの発生は、分解コンクリートと炉心材の混合物の化学平衡計算によりモデル化されている。

「炉心デブリ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 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（4.2.4 及び 4.2.5 参照）。また、その他の物理現象については、解析モデルの不確かさの整理を行い、有効性評価への影響を確認する（4.8 参照）

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

物理領域	重要現象	妥当性確認方法							
		TMI 事故	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC 実験	MB-2 実験	感度解析	その他*
炉心	崩壊熱	—	—	—	—	—	—	—	4.1.1
	燃料棒内温度変化	☒ 4.2-5 ☒ 4.2-6 ☒ 4.2-10	—	—	—	—	—	—	—
	燃料棒表面熱伝達		—	—	—	—	—	—	
	被覆管酸化		—	—	—	—	—	—	
	被覆管変形	—	—	—	—	—	—	—	—
	沸騰・ポイド率変化	—	—	—	—	—	—	4.3	—
	気液分離 (炉心水位)・対向流	—	—	—	—	—	—		—
1次系	構造材との熱伝達	—	—	—	—	—	—	—	4.1.3
	ECCS 強制注入	—	—	—	—	—	—	—	4.1.4
	蓄圧タンク注入	—	—	—	—	—	—	流動抵抗 4.6	注入特性 4.1.5
加圧器	冷却材放出	☒ 4.2-1	—	—	—	—	—	—	—
		☒ 4.2-2							
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	—	—	—	—	—	☒ 4.2-28 ☒ 4.2-29	—	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	—	—	—	—	—		—	
	2次側水位変化・ドライアウト	—	—	—	—	—		—	
格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	—	☒ 4.2-13 ☒ 4.2-14	☒ 4.2-18	—	—	—	—	—
	構造材との熱伝達	—		☒ 4.2-19 ☒ 4.2-20	—	—	—	—	—
	区画間の流動 (液体)	—		—	—	—	—	—	4.1.9
	スプレイ冷却	—	—	—	—	—	—	4.1.10	
	水素濃度	☒ 4.2-5	—	—	—	—	—	—	
	再循環ユニット自然対流冷却	—	—	—	—	—	—	4.3	—

* 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)

物理領域	重要現象	妥当性確認方法							
		TMI 事故	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC 実験	MB-2 実験	感度解析	その他*
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	☒ 4.2-6 ☒ 4.2-10	—	—	—	—	—	—	—
	原子炉容器内 F C I (溶融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	4.6	—
	原子炉容器内 F C I (粒子デブリ熱伝達)	—	—	—	—	—	—	4.6	—
	下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達	—	—	—	—	—	—	4.5 4.6	—
	原子炉容器破損、溶融	—	—	—	—	—	—	4.5 4.6	—
	1次系内 F P 挙動	—	—	—	—	—	—	4.9	—
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 F C I (溶融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	4.7	—
	原子炉容器外 F C I (粒子デブリ熱伝達)	—	—	—	—	—	—	4.7	—
	キャビティ床面での炉心デブリの拡がり	—	—	—	—	—	—	4.8	—
	炉心デブリとキャビティ水の伝熱	—	—	—	—	—	—	4.8	—
	炉心デブリとコンクリートの伝熱	—	—	—	☒ 4.2-23	☒ 4.2-23	—	4.8	—
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	—	—	—	☒ 4.2-24 ☒ 4.2-26	☒ 4.2-24 ☒ 4.2-26	—	—	—
	格納容器内 F P 挙動	—	—	—	—	—	—	4.9	—

* 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 事故については、事故発生から 300 分後までの事故シナリオを、以下の 4 つのフェーズに分けて考えることができる。なお、この事故シナリオの分類は、参考文献[7]に基づくものである。

フェーズ 1…事故発生（0 分）から 1 次冷却材ポンプ（RCP）全台停止（約 100 分）まで。蒸気発生器の除熱機能が短期間喪失し、加圧器逃がし弁から 1 次冷却材が流出する小破断 LOCA の状態である。

フェーズ 2… 1 次冷却材ポンプ全台停止（約 100 分）から 1 次冷却材ポンプ 2B 起動（約 174 分）まで。1 次冷却材ポンプが停止することから 1 次冷却材流量が喪失し気水分離が生じる。その結果、炉心は露出し燃料棒がヒートアップすることにより炉心損傷が生じる。

フェーズ 3… 1 次冷却材ポンプ 2B 起動（約 174 分）から高圧注入系作動（約 200 分）まで。2B ポンプの短時間の起動により炉心に 1 次冷却材が流入し、急冷により炉心形状が大きく変化すると同時に大量の水素ガスが発生したと考えられている。

フェーズ 4…高圧注入系作動（約 200 分）以降。高圧注入系により炉心の冷却が促進されるものの、約 224 分～226 分に炉心デブリが下部プレナムに落下したと考えられている。

(2) 解析条件

本解析では、TMI の体系を模擬し、事故前のプラント状態を初期値として設定している。炉心のノード分割は、炉心は径方向 4、軸方向 16 の R-Z 2 次元ノードである。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。格納容器は、上部区画、下部区画、アニュラ区画及び原子炉キャビティ区画の 4 ノードとしている。

境界条件としては、蒸気発生器水位と高圧注入系からの注入流量を時間関数として与え、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それぞれ入力値として与えている。

(3) 解析結果

代表的なパラメータに関してベンチマーク解析結果について述べる。

1 次系圧力について事故データと解析結果の比較を図 4.2-1 に示す。炉心露出（～112 分後）から 1 次冷却材ポンプ 2B を起動する 174 分後までは、1 次冷却材

ポンプの全台停止（100分後）による圧力の緩やかな低下、加圧器逃がし弁元弁の閉止（139分後）による圧力の上昇、1次冷却材ポンプ2Bの一時的な運転（174分～193分）による圧力の急上昇等の主要挙動が事故データとよく一致している。1次冷却材ポンプ2Bの手動起動から高圧注入系の再起動（200分～217分）までは解析結果の方が高い値で推移するが、これは炉心損傷を保守的に評価するために水素発生量が多いことから、非凝縮性ガスによる凝縮抑制を過大に評価しているためである。その後の加圧器逃がし弁元弁の開閉操作による圧力挙動及び炉心デブリの下部プレナムへの移行（226分後）による圧力の一時的な上昇等は、全体的に事故データの応答の特徴をよく模擬している。

加圧器水位の挙動に関しては、図 4.2-2 に示すように、事故データ及び解析結果における1次冷却材ポンプ2Bが起動する174分以降の水位上昇は、ポンプの一時的な運転（174分～193分）による1次系圧力の急上昇が原因である。高圧注入系が作動する200分後の水位低下が解析結果の方が事故データよりも穏やかであるのは、解析結果の1次系圧力が高い値で推移したためである。

蒸気発生器圧力（Aループ及びBループ）の挙動については、図 4.2-3 及び図 4.2-4 に示すように、事故データとよく一致している。ここで、解析ではAループの蒸気発生器圧力が約174分後以降に上昇しているのは、境界条件で指定した蒸気発生器の水位及び主蒸気逃がし弁の開放割合に不確実性があるためと考えられる。同様に、解析ではBループの蒸気発生器圧力が100分後までの減圧が小さく、174分後に1次冷却材ポンプ2Bを起動した際の瞬間的な圧力上昇が模擬できていないが、全体的な挙動は模擬できている。

水素発生量に関しては、図 4.2-5 に示すように、解析では1次冷却材ポンプ2B起動の直前に700 Lb.（約318 kg）、最終的には1125 Lb.（約510 kg）生成される結果となった。TMI事故では水素が1100～1200 Lb.（約499～544 kg）生成されたと考えられているが、事故データは水素が生成されている間の150分時点一点のみであり、その時は多量の水素が蒸気発生器Aに蓄積されていたと考えられている。事故後10時間経って格納容器雰囲気の水素燃焼が生じたことから、解析結果は妥当である。

原子炉容器内の炉心状態の解析結果（約220分後）を図 4.2-6 に示す。約220分後には、炉心の外周部は8番目の高さ位置に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、炉心デブリが下部プレナムへ流出する。

解析では下部プレナムへ流出した炉心デブリは56,000 Lb.（約25,401 kg）である。これは、TMI事故で観察された量42,000 Lb.（約19,051 kg）と比較すると、やや多めの評価となっているが同等であり、MAAPでの下部プレナムへの炉心デブリの落下挙動は妥当である。

炉心デブリが下部プレナムに流入すると、最初は堆積した炉心デブリにより原子炉容器壁が加熱される。一時的に 1200℃ (2200°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炉心デブリ－原子炉容器壁間にギャップが生じ成長する。その結果、炉心デブリ－原子炉容器壁間に水が浸入し壁面が冷却される。原子炉容器(下部ヘッド)の壁温の解析結果を図 4.2-7 に示す。1200℃ まで上昇した後、急冷するこの温度挙動は、TMI-2 Vessel Investigation Project^[8] の観察結果と一致している。

格納容器については、原子炉キャビティ、下部区画、外周部及び上部区画の 4 区画に分割した解析モデルとしており、図 4.2-8 に示すように、原子炉格納容器(下部区画)の雰囲気温度の解析結果は、加圧器逃がし弁元弁の開閉に伴う温度変化を良く模擬できている。

原子炉格納容器圧力に関しては、図 4.2-9 に示すように、解析では原子炉格納容器内のヒートシンクを簡略化していることから圧力変化はデータの方が緩慢であるが、全体的な挙動は良く一致しており、ファン・クーラ等の原子炉格納容器の除熱機能が適切に模擬できている。

(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物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析の結果から MAA P の不確かさについて考察した。

a) 加圧器からの冷却材放出

1 次系圧力及び加圧器水位より、加圧器からの冷却材放出について考察する。

1 次系圧力について事故発生から、加圧器逃がし弁元弁の閉止 (139 分後) までの挙動に着目する。初期は炉出力の低下に伴う 1 次冷却材の収縮及び加圧器逃がし弁開固着により圧力が低下し、その後、強制循環による炉心の冷却に伴う入熱と加圧器逃がし弁から冷却材放出がバランスして圧力はほぼ一定に維持され、A-1 次冷却材ポンプの停止 (100 分) 以降は、1 次系内の気液分離により炉心水位が下がるにつれて、冷却材の蒸散が少なくなり、1 次系圧力は徐々に低下傾向となり、加圧器逃がし弁元弁の閉止により 1 次系圧力が上昇に転じるまでの一連の挙動を模擬できている。

加圧器水位については、1 次系の加熱による水位の上昇、加圧器逃がし弁開による一時的な水位低下、1 次系の減圧沸騰に伴う水位上昇、1 次冷却材ポンプ停止による気液分離に伴う水位低下の一連の挙動について模擬できている。

以上のとおり、1 次系圧力及び加圧器水位の挙動は、事故データを模擬しており、加圧器からの「冷却材放出」を伴った場合の 1 次系インベントリが適切に評価されていることを示している。

b) 水素濃度、被覆管酸化

TMI 事故の分析では、約 139 分に水素の発生が開始され、ジルコニウム-水反応による水素発生率が約 175 分の時点で最大となり、約 203 分で炉心が冠水した以降は、再露出することは無いが、熔融固化領域の温度上昇しており、約 224 分で炉心デブリ物質が下部プレナムに移行するまで、水素が発生したと分析されている。また、全水素発生量は、約 499～544kg の範囲であったと分析されている。

一方、MAAP の解析では、水素発生期間が、約 145～230 分で、全水素発生量が 510kg であった。また、水素の発生率が高いのは図 4.2-5 より 155～185 分の期間であり、また、水素の発生が停止したのは約 230 分の時点であり、水素発生期間および水素発生量共に概ね一致しており、炉心ヒートアップ速度、ヒートアップした炉心に関連するモデルは妥当性があると考えられる。

水素挙動の比較項目	TMI 事故の分析	MAAP 解析
水素発生開始時刻	139 分	145 分
水素発生期間	139～224*分	145～230 分
全水素発生量	1100～1200Lb. 約 499～544kg	1125Lb. 510 kg

※ 推定時間。224 分まで熔融固化領域は温度上昇をしているため。

c) 燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管変形、リロケーション、下部プレナムの炉心デブリの熱伝達

炉心熔融進展挙動に関しては、TMI 事故では、炉心熔融に至ったものの、比較的冷却された状態であったため、炉心デブリが部分的に炉心領域に留まり、下部プレナムに落下した炉心デブリも、原子炉容器を加熱したものの、原子炉容器の破損には至っていないことから、炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での熔融進展、下部プレナムへの落下、及び、原子炉容器の加熱状況を確認した。

MAAP による解析結果として、図 4.2-7 に 220 分時点の炉心状態を示すが、この結果と、TMI 事故の分析により推定された約 220 分時点の炉心状態図（図 4.2-10）と比較すると、中央の熔融プール位置は、やや解析の方が高い位置となっているものの、上部の空隙領域、その下の上部デブリベッド、中央の熔融プール（二相及び単相の熔融プール）、下部の非熔融領域の各状態は、TMI 事故の推定結果をよく模擬している。また、前述の水素発生期間・水素発生量が概ね

一致する結果が得られていることから、炉心ヒートアップ、リロケーションに関するMAAPの解析モデルは、一定の妥当性を有すると考えられる。

炉心デブリの熱伝達に関しては、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の解析結果（図 4.2-7）から考察する。TMI 事故の分析によると、炉心出口温度の急上昇による警報発信、中性子領域中性子検出器の指示値の急上昇から約 224 分時点で炉心デブリが下部プレナムに落下を開始したとされ、その後、ECCS による注入水等により約 20 分以内に冷却されたと分析されている。MAAP の解析結果で、約 224 分時点で原子炉容器（下部ヘッド）の壁温が急上昇し、約 240 分時点で温度は低下傾向となっており、TMI 事故の分析結果と一致する結果を得ている。また、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の最高温度は、ステンレス鋼の融点（約 1350℃）よりわずかに低い、約 1200℃（2200°F）であり、圧力容器に損傷がなかったという結果と一致する。

このように、「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）」、「リロケーション」及び「下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達」に関しては、TMI 事故の分析結果と比較して妥当であり、MAAP の解析モデルは一定の現象を適切に評価できる。

表 4.2-1 TMI 2号機と国内 PWR の比較

項目	単位	TMI-2	国内 PWR
一般			
熱出力	MWt	2,772	2,652
ループ数	—	2	3
ループ全流量	kg/h	62.5×10^6	45.7×10^6
炉心			
燃料集合体数	—	177	157
集合体当たりの燃料棒数	—	208	264
燃料棒配列	—	15×15	17×17
燃料有効発熱長	m	3.66	3.66
蒸気発生器			
タイプ	—	貫流型	U字型
基数	—	2	3
1次冷却材ポンプ			
台数	—	4	3

※ 代表3ループプラントの場合

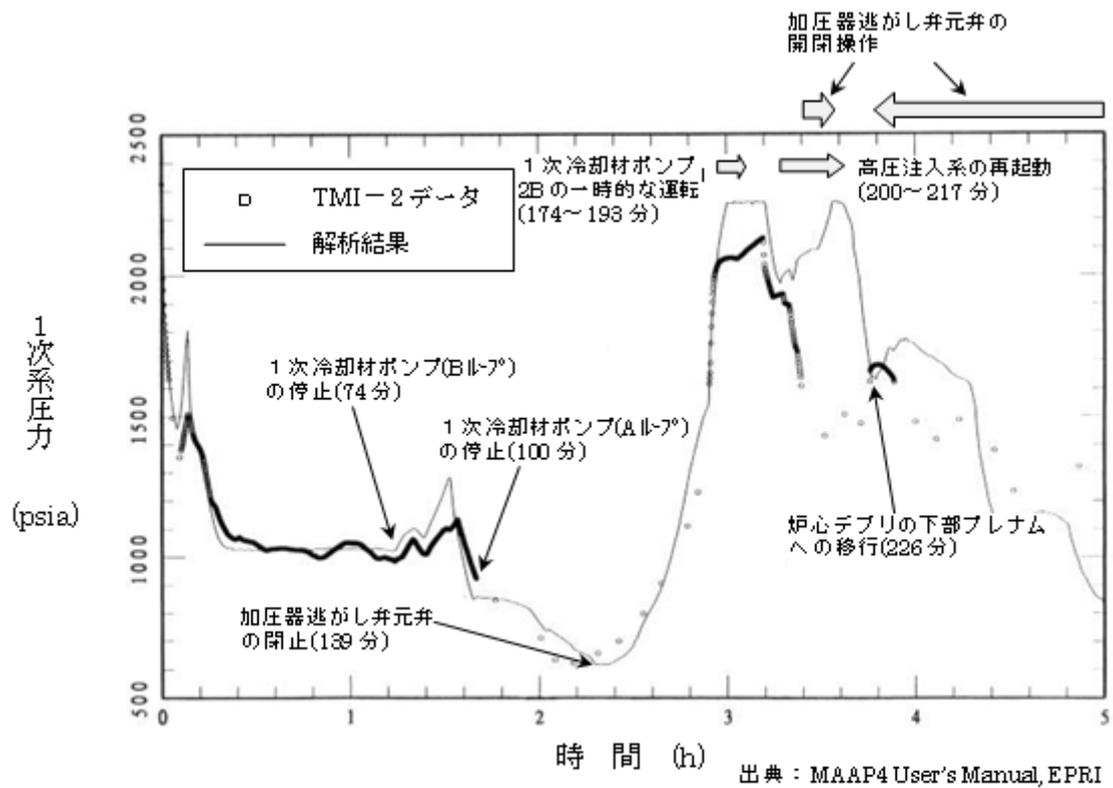


図 4.2-1 TMI 事故のベンチマーク解析結果：1 次系圧力

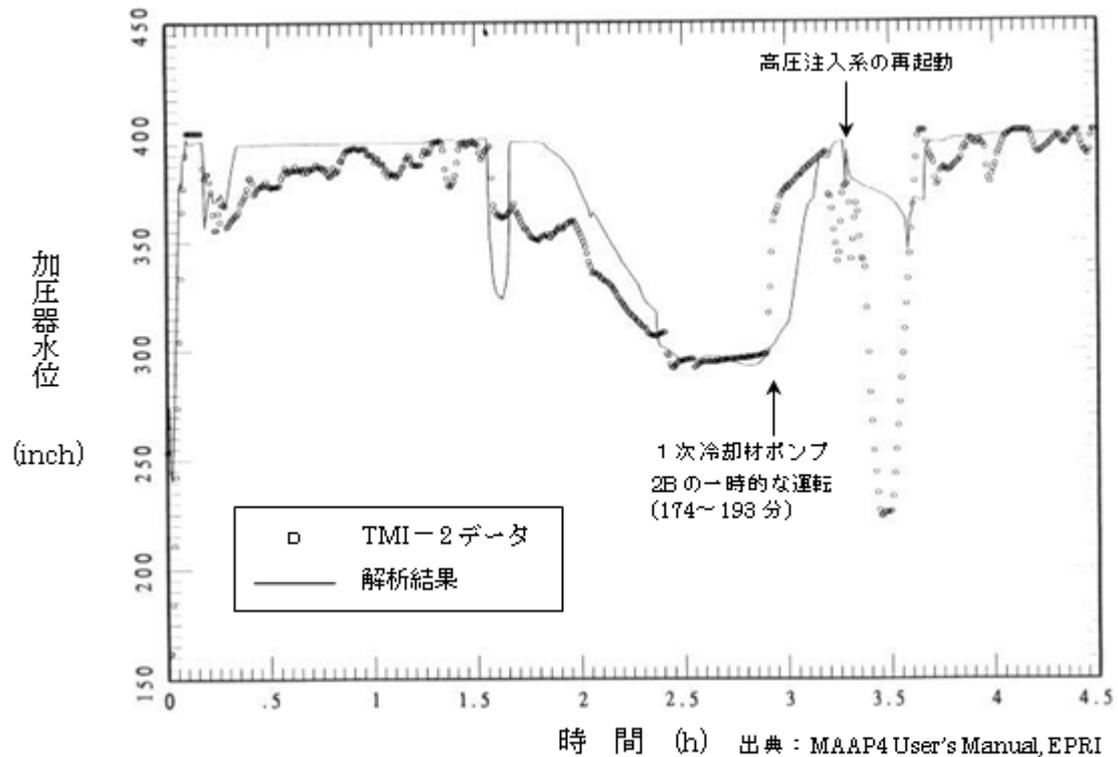
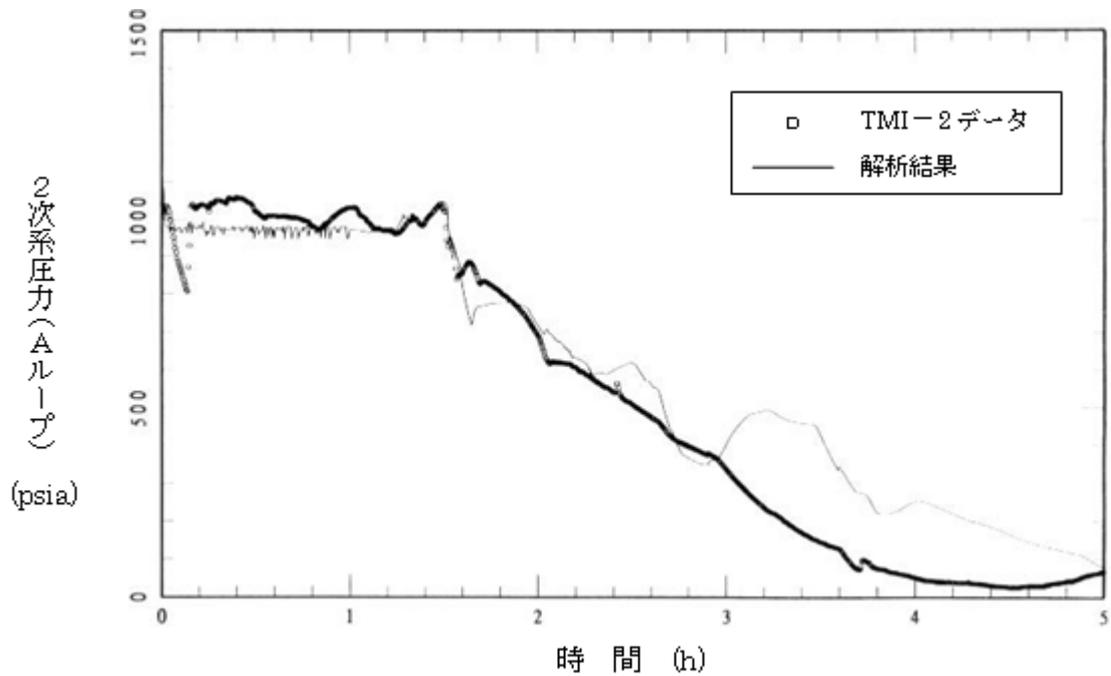
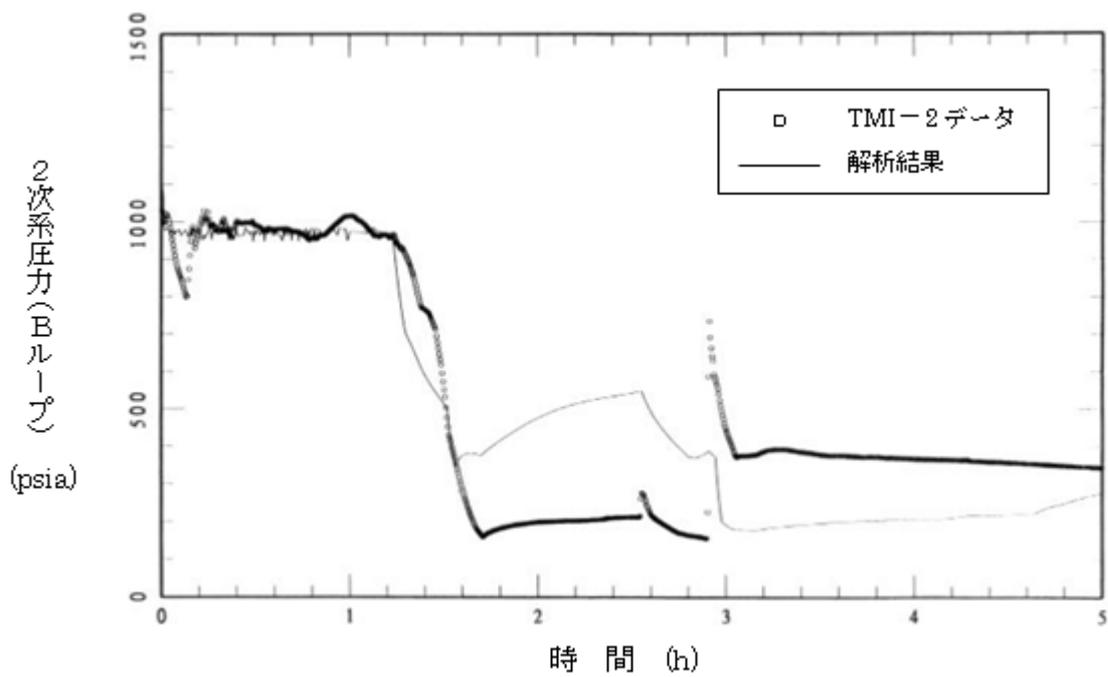


図 4.2-2 TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



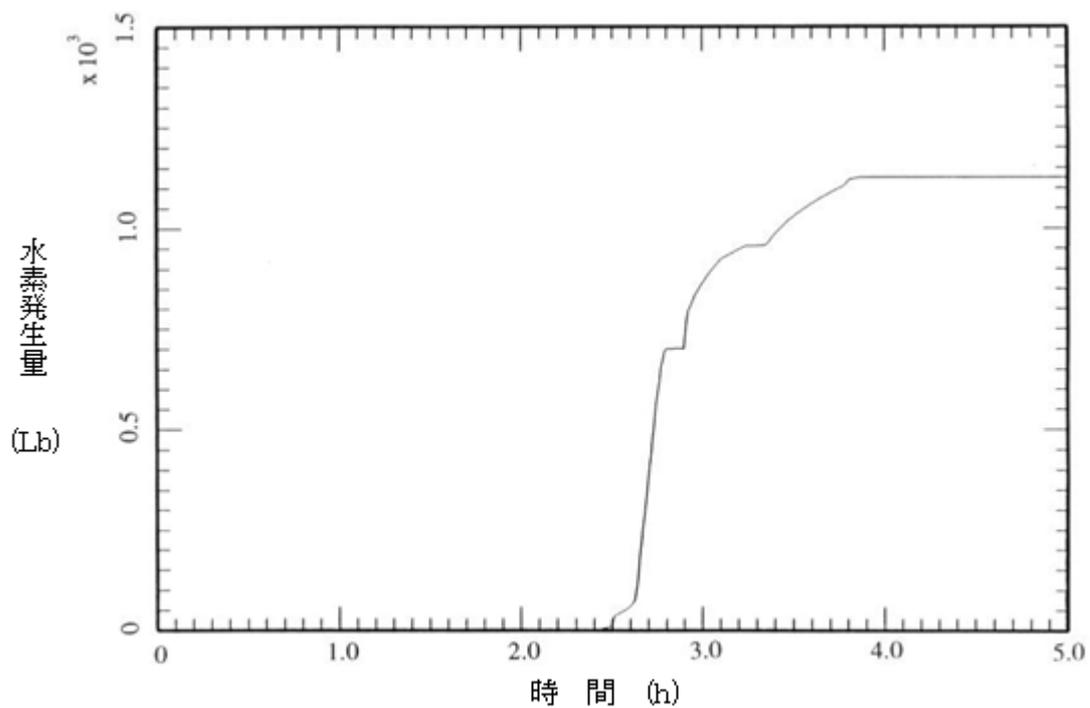
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-3 TMI 事故のベンチマーク解析結果：蒸気発生器圧力（Aループ）



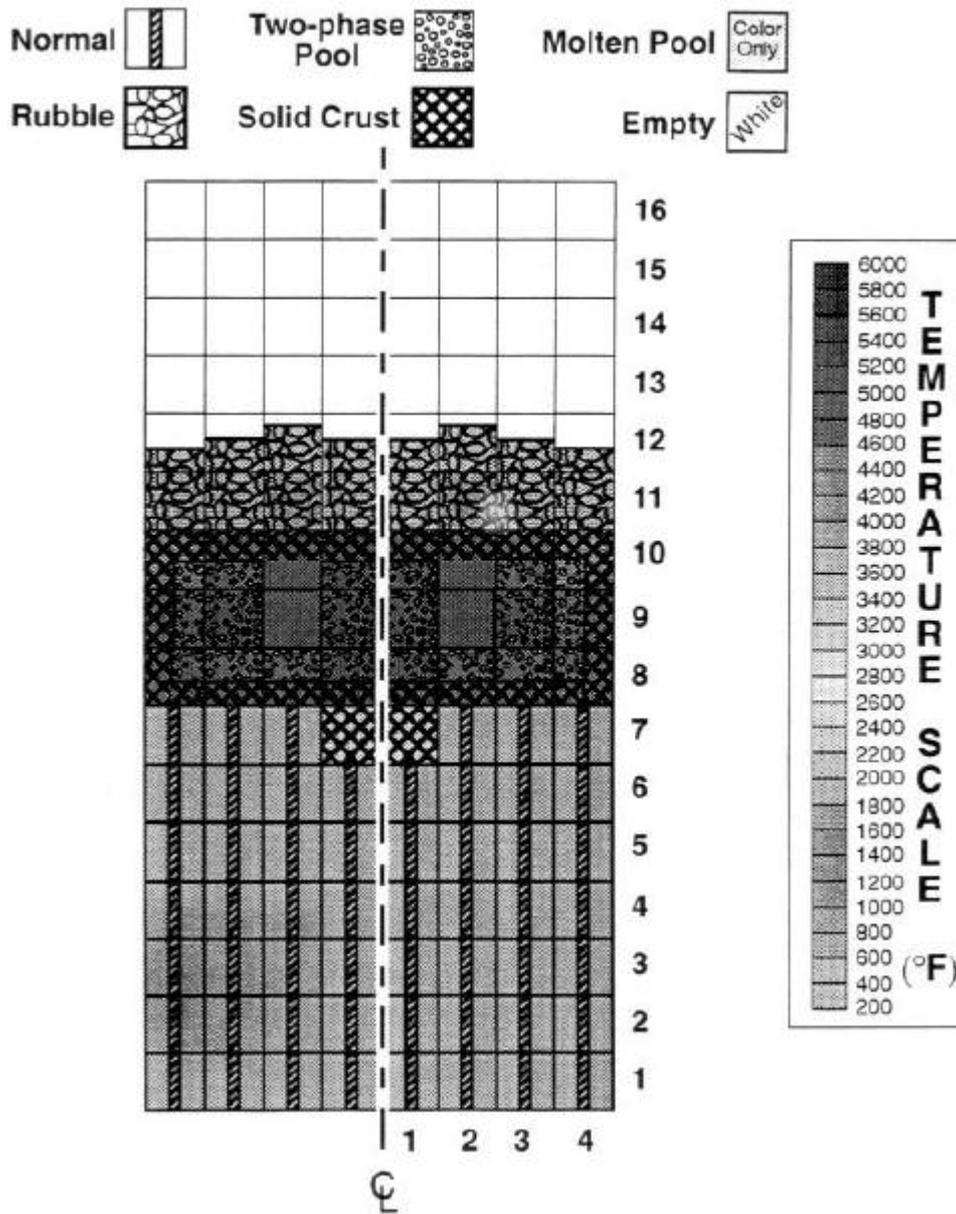
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-4 TMI 事故のベンチマーク解析結果：蒸気発生器圧力（Bループ）



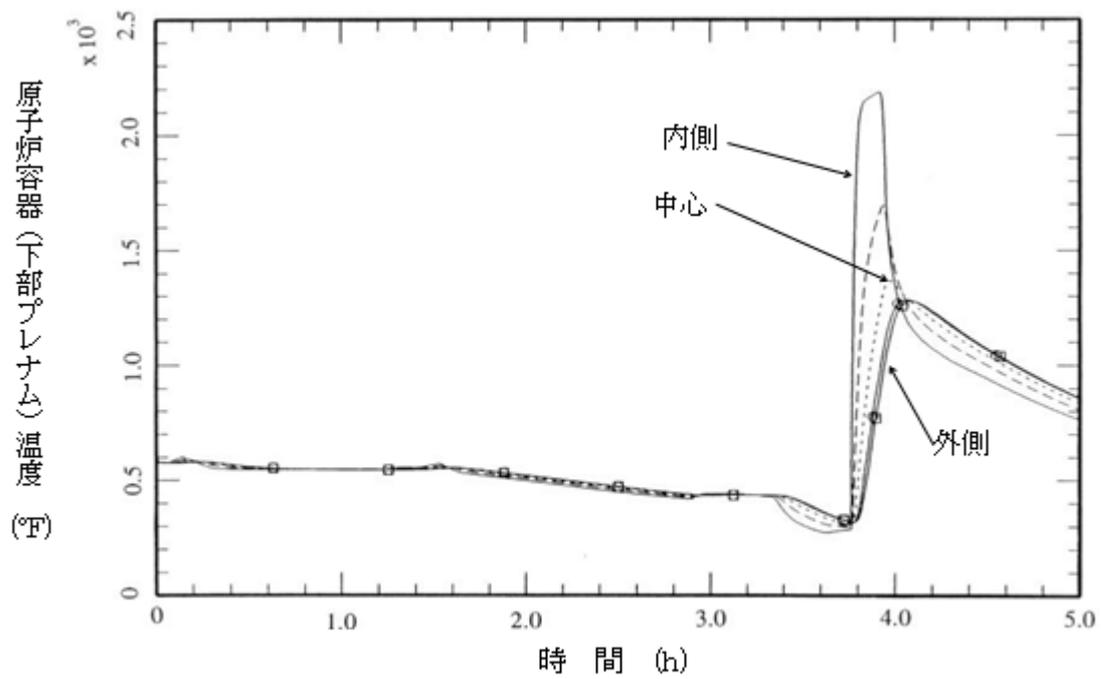
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 TMI 事故のベンチマーク解析結果：水素発生量



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-6 TMI 事故のベンチマーク解析結果：炉心状態（約 220 分後）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-7 TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉容器下部ヘッド壁温

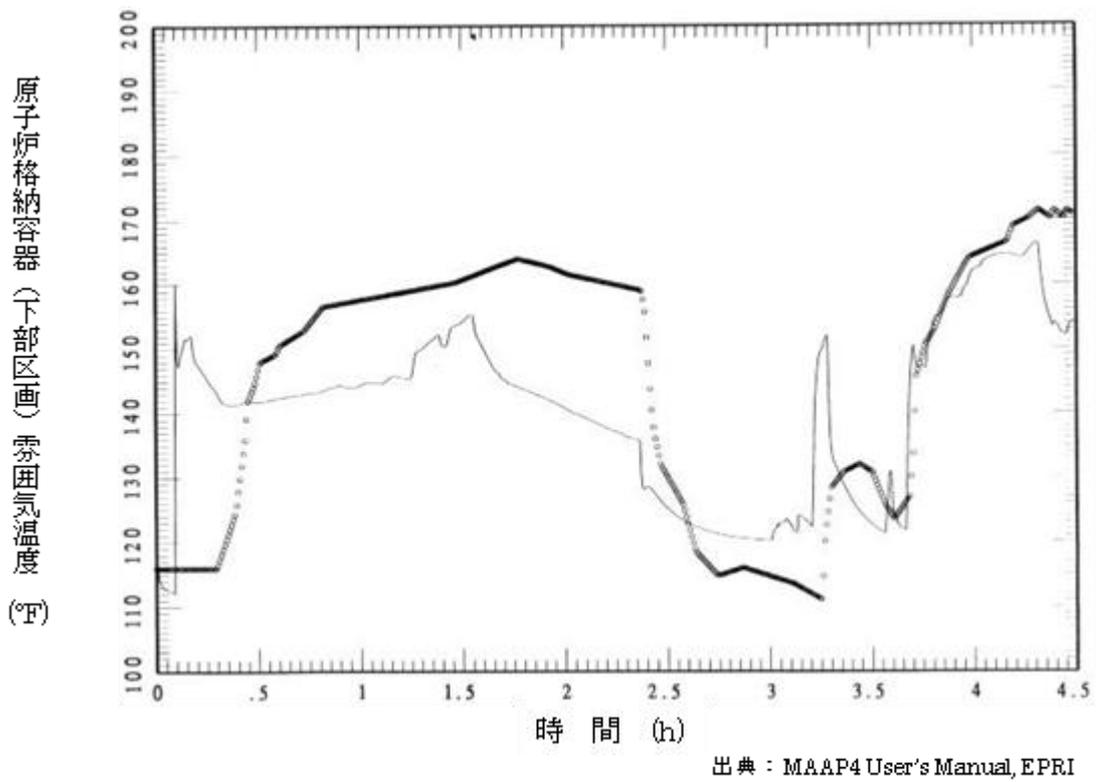


図 4.2-8 TMI 事故のベンチマーク解析結果：格納容器下部区画雰囲気

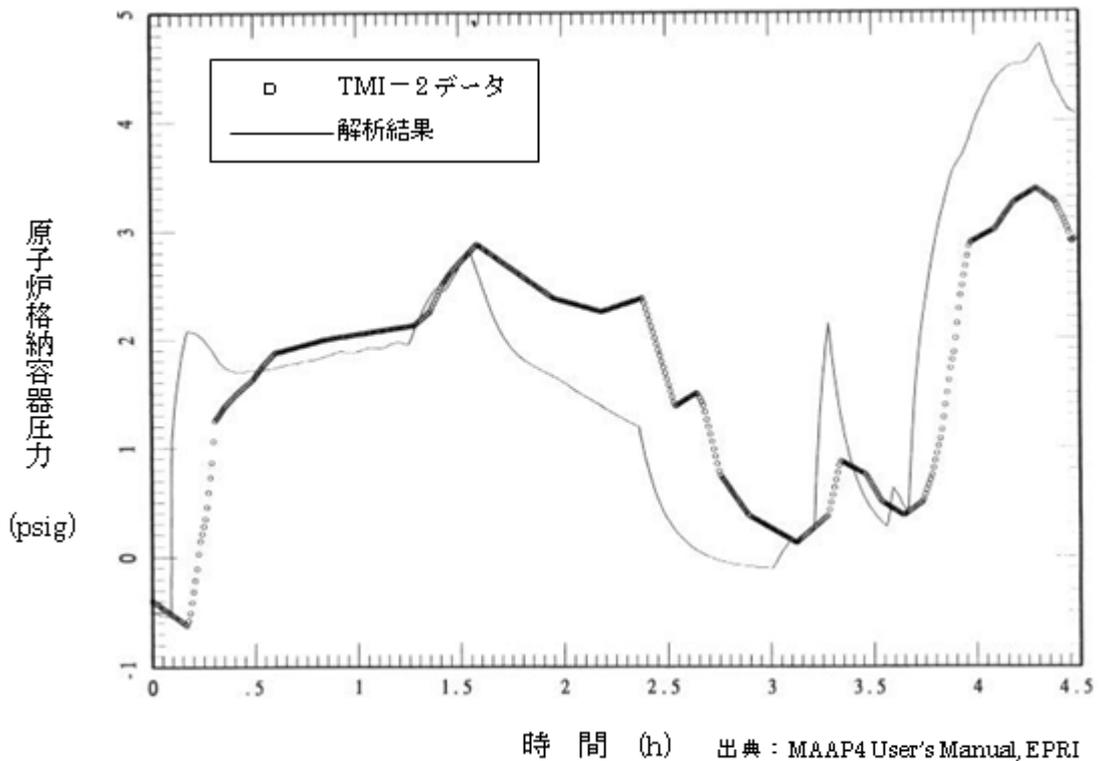


図 4.2-9 TMI 事故のベンチマーク解析結果：格納容器圧力

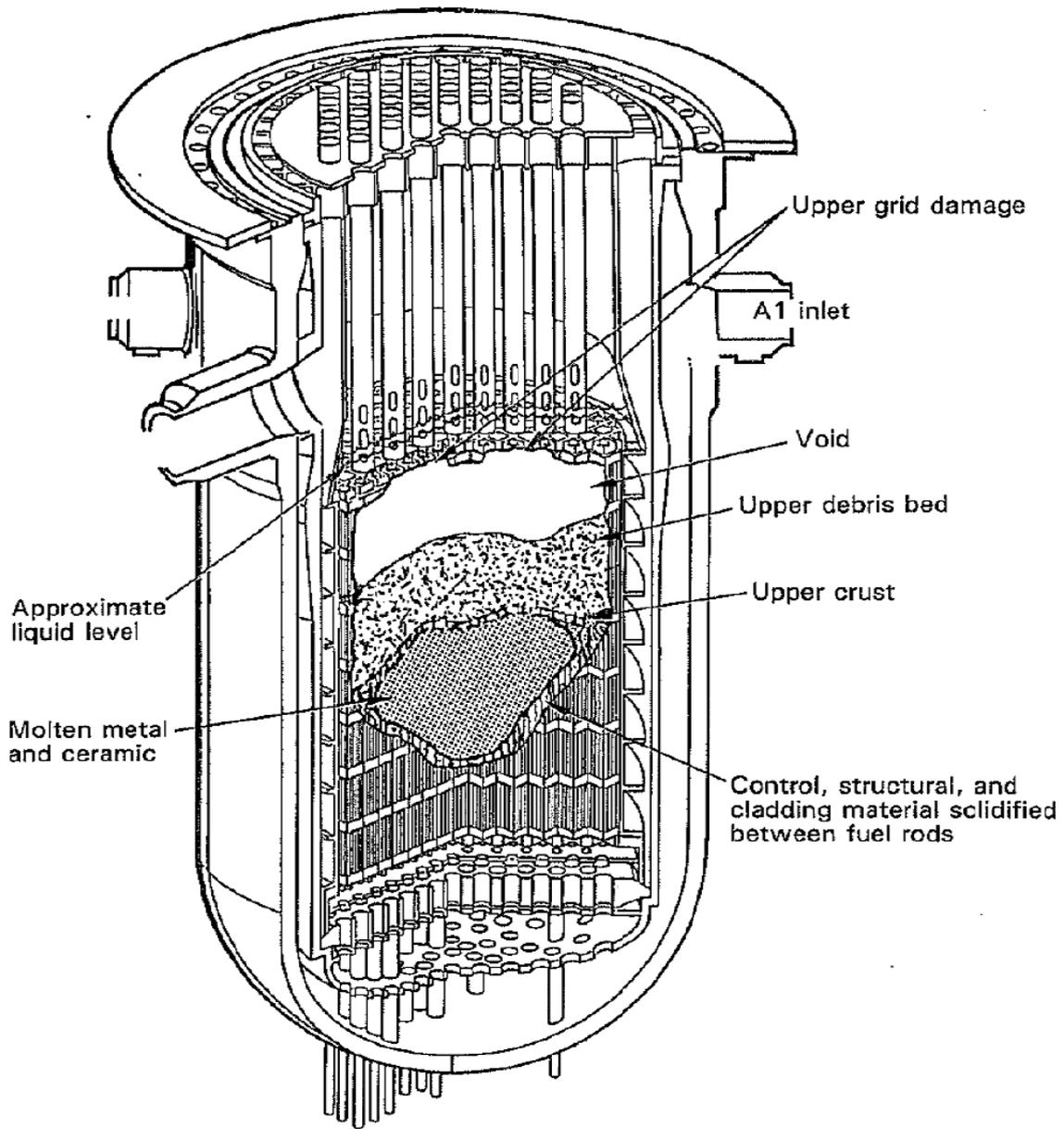


図 4.2-10 炉心溶融状況の比較（炉心溶融 220 分後、TMI 事故）^[9]

4.2.2 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験^{[10][12]}は、廃炉となったドイツの HDR (Heiss Dampf Reaktor) で行われた実験であり、様々なタイプの LOCA に関する実機規模の実験が行われている。HDR の格納容器の概要を図 4.2-11 に示す。格納容器は、高さ 60m、直径 20m であり、半球状のドームを持ち、全自由体積 11,400 m³のうち 5,000 m³を占める。格納容器内は、約 70 区画が流路で連結されている。支配的な流路は、対称位置にある下部からドーム部へ立ち上がっている対の階段室と設備シャフト室である。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のギャップは 0.6m である。

HDR 実験のうち E11.2 実験は、水蒸気の注入により小破断 LOCA を模擬し、水素とヘリウムを注入することで被覆管酸化により炉心が十分に過熱された状況（すなわち、水素の大量発生）を想定したものである。E11.2 実験は、シビアアクシデントのシナリオを特徴付けるシーケンスに則っており、OECD/NEA の国際標準問題 (ISP-29) に選定されている。

(2) 解析条件

本実験を模擬した MAA P の解析モデルでは、図 4.2-12 に示すように、HDR の格納容器の区画、流路、ヒートシンク等をモデル化している。また、E11.2 実験の後半で外部冷却されるスチールドームや格納容器下部のスチール・シェル内側のコンクリート・ライナーも模擬している。

E11.2 実験の操作イベントは、表 4.2-2 に示すとおりであり、これらを境界条件として与えている。

(3) 解析結果

格納容器圧力の解析とデータとの比較を図 4.2-13 に示す。最初の予熱期間 (0 秒から 41,400 秒) の圧力上昇は解析結果の方が高く、ピーク圧力も解析結果の方が高くなっている。その後のガス注入期間 (44,000 秒から 46,300 秒) では、圧力低下幅は解析結果の方が大きくなっている。2 回目の蒸気注入期間 (46,400 秒から 57,600 秒) では、MAA P は圧力挙動をよく模擬している。外部スプレイ冷却期間 (58,500 秒から 71,400 秒) では、圧力低下幅は解析結果の方がやや大きくなっている。これはドーム格納容器内側壁表面上で急速な水蒸気凝縮が発生し、壁面方向への水蒸気供給が行われるが、実際の現象では、壁の近傍で凝縮が起り、そこに周囲からの流動により蒸気が供給されるというプロセスを経るが、解析では凝縮による体積・エネルギー変化をドーム部ノード全体で計算するため、壁面

近傍には即時に蒸気が供給され、水蒸気の凝縮が速い結果になることにも起因すると考えられる。

また、上部ドーム部と下部区画の水素・ヘリウム混合ガス濃度の変化を図 4.2-14 に示す。0 秒から約 45,000 秒の間、下部区画に水蒸気が注入されており、格納容器内は水蒸気雰囲気である。約 44,000 秒から約 46,300 秒の間、下部区画に水素・ヘリウム混合ガスが注入され、下部区画の混合ガス濃度は上昇するが、軽いガスは上部ドーム部に移動するため、混合ガスの注入が終了すると、下部区画の混合ガス濃度は低下に転じる。一方、上部ドーム部の混合ガス濃度は、混合ガスの注入終了後も上昇を続け、57,600 秒に外部スプレーが作動すると、上部ドーム部の水蒸気が急速に凝縮することから、その結果、混合ガス濃度は上昇する。また、外部スプレーは非凝縮ガス（混合ガス）を冷却する効果もあり、混合ガス濃度はさらに上昇するが、温度が低下するにつれて重くなり、上部ドームより下の領域の低濃度の混合ガスと入れ替わるため、約 65,000 秒以降は、上部ドームの混合ガス濃度は低下に転じる。また、これにより、下部区画の混合ガス濃度は上昇する。

MAAP による解析結果（破線）は、初期のガス成層とガスの入れ替わりの一連の挙動をよく模擬できており、実験結果と同等の応答が得られている。

以上のとおり、MAAP の原子炉格納容器内の伝熱、流動（水素ガス挙動を含む）に関する現象モデルは、HDR 実験（E11.2 実験）の挙動を適切に模擬できており、MAAP は、格納容器内の気相混合の予測において信頼できる能力を持つことを確認した。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられる MAAP の不確かさについて考察した。

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、外部スプレーを実施している。このため格納容器内の圧力挙動、ガスの移流挙動、外部スプレーによるヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動、及び非凝縮性ガスの移流および水蒸気凝縮に伴う濃度変化など多様な挙動の総合的な効果が現れる実験である。

「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」としては、図 4.2-14 に示した上部ドーム部と下部区画の水素・ヘリウム混合ガス濃度の変化において、実験データとよく一致している結果が得られている。これらのことから格納容器内の非凝縮性ガスの移流挙動や水蒸気凝縮に伴う濃度上昇挙動が比較的良く模擬されていると言える。

また、「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」及び後述の「構造材の熱伝達」の結果として、格納容器内の状態量（圧力・温度）が計算される。

格納容器圧力（図 4.2-13）については、最初の予熱期間（0 秒から 41,400 秒）の主蒸気注入による圧力上昇は解析結果の方が高く、格納容器圧力の最大値は、実験では $2.03 \times 10^5 \text{ Pa}$ であるのに対して、MAAP では $2.28 \times 10^5 \text{ Pa}$ である。コンクリートの熱伝導率を増加させた感度解析^[18]では、最初の圧力上昇挙動について実験結果をよく再現する結果が得られており、MAAP の構造材表面の凝縮熱伝達モデルが影響して差が生じたものと推測される。

その後の、外部スプレーによる冷却（57,600 秒以降）では、解析の方が圧力の低下幅が大きくなっている。コンクリートの熱伝導率を増加させた感度解析^[18]において格納容器圧力の最大値を一致させた場合の外部スプレー冷却に伴う圧力低下幅は、実験と同等となることが確認されている。

水蒸気注入期間ではMAAP の格納容器圧力がやや高く、外部スプレー期間ではMAAP の格納容器の減圧が速い。蒸気注入期間では水蒸気の大気とヒートシンクによる対流熱伝達および凝縮熱伝達のバランスの結果圧力が上昇する。このため「構造材の熱伝達」については、MAAP は過小評価する傾向があると言える。

外部スプレー時にはドーム壁表面近傍で水蒸気凝縮が発生しその周囲から壁面方向への水蒸気供給が行われるが、MAAP 解析では壁面で凝縮する水蒸気をドーム部ノード全体の質量・エネルギー収支として取り扱うため、壁面への水蒸気の凝縮が速い結果になっており、MAAP のノード・ジャンクション法に起因して圧力温度の応答が速い可能性も推測される。

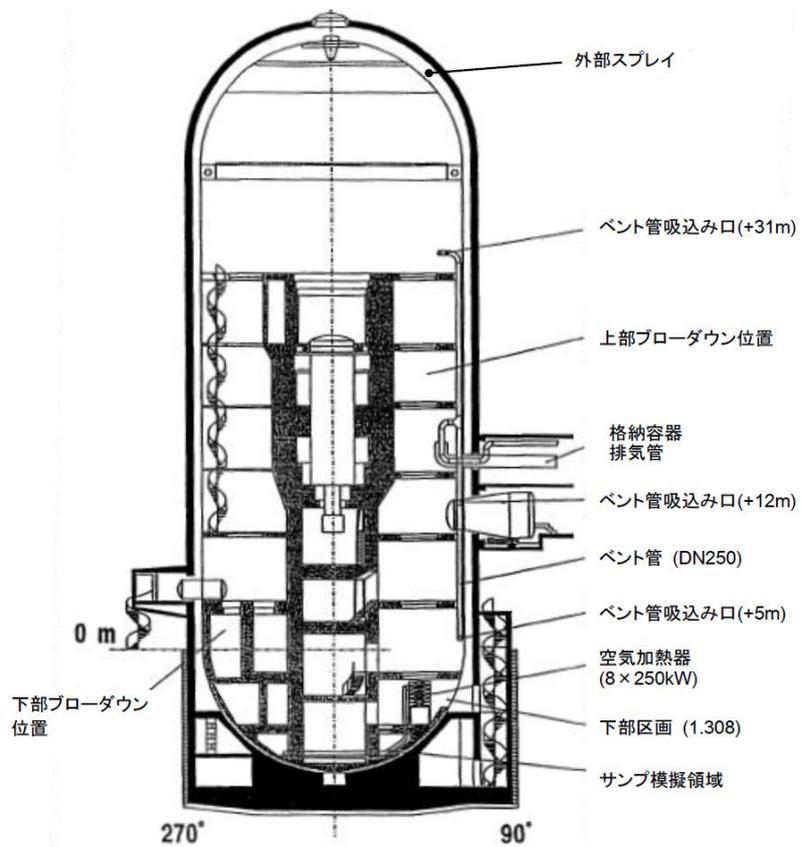
以上の結果より、MAAP コードでは、「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」については適正に評価する。「構造材の熱伝達」については、やや過小評価し、格納容器圧力を 1 割程度高めに評価する傾向を確認できる。なお、HDR 試験容器は PWR より格納容器体積に対し隔壁が多く構造材の熱伝達の効果が現れ易い試験体系であることも注意する必要があると考えられる。

表 4.2-2 HDR 実験（ケース E11.2）の操作イベント

0.0 分	小破断 LOCA の発生とほぼ同時（1～2 分の遅れ）に水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s]の一定流量，仕様では 3.3 [kg/s]）
693.82分	LOCA の終了と水蒸気の注入流量を 1.20 [kg/s]まで削減
739.4 分	混合ガスの注入開始
749.98分	水蒸気の注入終了
772.3 分	混合ガスの注入終了
772.93分	第 1405 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s]）
958.77分	水蒸気の注入終了
975.0 分	外部スプレイ期間の開始（流量 21[t/h]=5.83[kg/s]）
1095.0 分	スプレイ流量を 26.5[t/h]=7.36[kg/s]まで増加
1155.0 分	スプレイ流量を 33[t/h]=9.17[kg/s]まで増加
1185.0 分	スプレイ流量を 38.5[t/h]=10.69[kg/s]まで増加
1203.0 分	スプレイ期間の終了と自然冷却期間の開始
1300.0 分	試験の終了
1445.0 分	自然冷却期間の終了

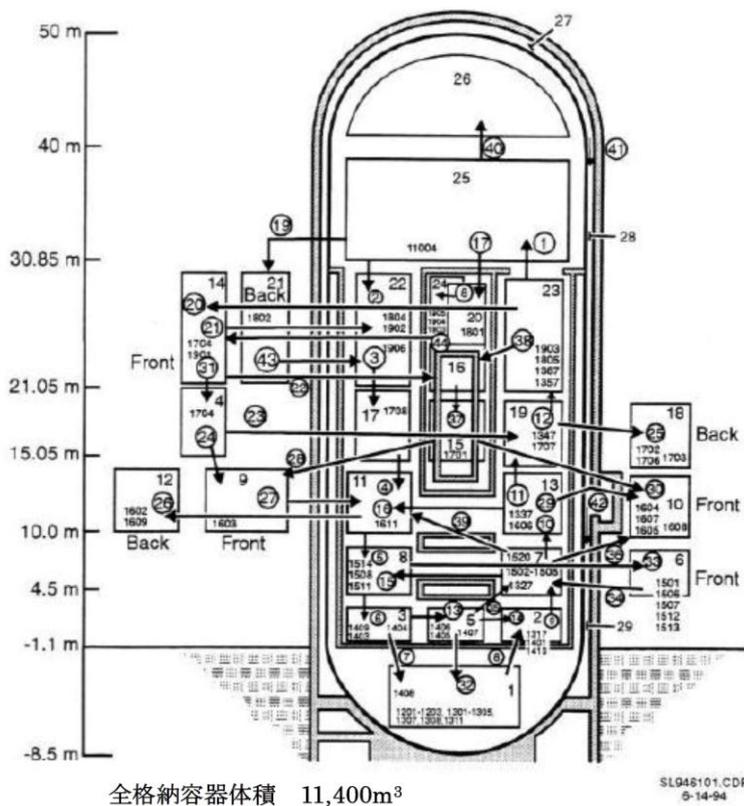
表 4.2-3 実験施設と国内 PWR の比較

項目	国内 PWR プラント			実験施設	
	2 ループ	3 ループ	4 ループ	HDR	CSTF
プラント熱出力 (MWt)	1,650	2,652	3,411	—	—
格納容器内自由体積 (m ³)	42,400	67,900	73,700	11,400	850



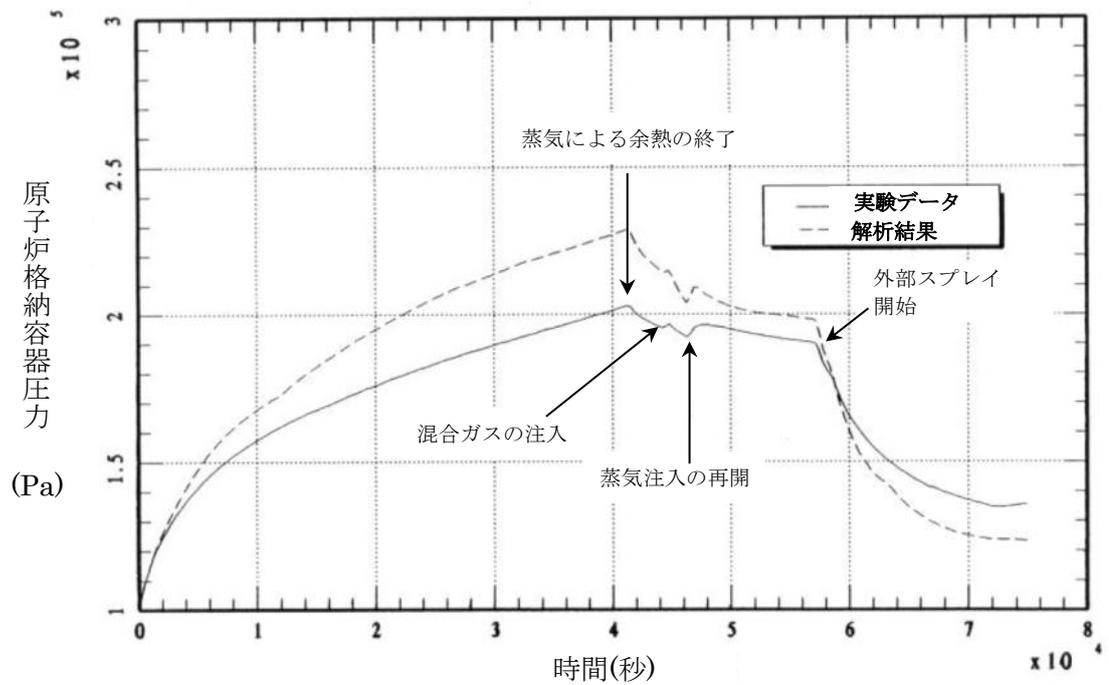
出典：HDR 実験 NEA/CSNI レポート

図 4.2-11 HDR 実験設備



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

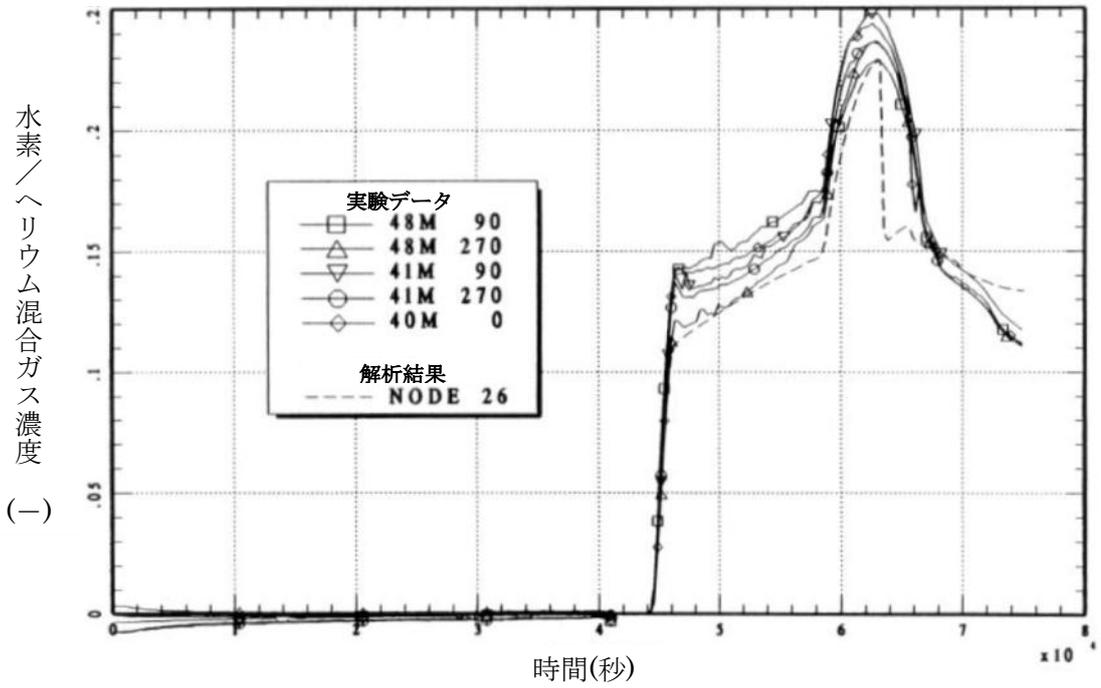
図 4.2-12 ノード分割図



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-13 HDR 実験のベンチマーク解析結果：格納容器圧力

(a) 上部ドーム部



(b) デッドエンド区画

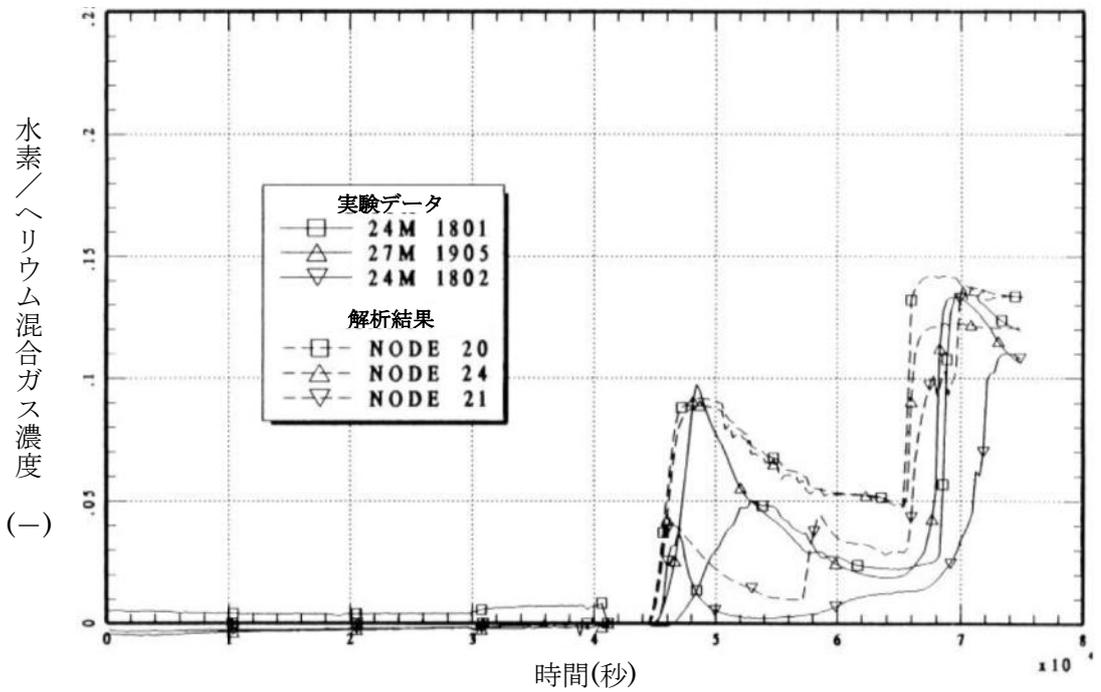


図 4.2-14 HDR 実験のベンチマーク解析結果：水素・ヘリウム混合ガス濃度

4.2.3 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験^[13]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型格納容器構造を模擬した Containment Systems Test Facility (CSTF) を用いて、シビアアクシデント時の格納容器内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、強制対流の有無を含め複数の事故シナリオを想定して、水素ポケットまたは水素リッチ混合ガス成層の可能性を調査している。CSTF 容器は下部と上部に分かれ、部分開口したアイスコンデンサ扉と再循環ファンを模擬している(アイスコンデンサ区画とアイス自体は模擬していない)。CSTF 実験では、小破断 LOCA 時の破断口からの放出と加圧器逃がしタンクの破損ラプチャ・ディスク経由の放出について、各々水平方向及び垂直方向ジェットノズルから、ヘリウム(または水素)－水蒸気の混合ガスを使って模擬している。

CSTF 設備の概要を図 4.2-15 及び図 4.2-16 に示す。高さ 20.4m、外径 7.6m、容積は 850m³、設計圧力 0.52MPa の圧力容器であり、参照プラントに対する線形スケールファクタは 0.3、外壁はプラントのクレーン壁を模擬し、高さと径の割合は同等である。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いた MAA P のノード分割を図 4.2-17 に示す。ノード分割は、V1:下部区画、V2:下部区画(ジェットノズル含)、V3:上部プレナム区画(仮想アイスコンデンサ区画含)、V4:燃料取替キャビティ模擬区画(デッドエンド区画)の4ノードに分割している。

重要なジャンクションとして、部分開口したアイスコンデンサ扉を模擬した24の垂直方向のスロットを簡便化したジャンクション(J1:V2とV3、J3:V1とV3)と、強制対流のための再循環ファンのジャンクション(J5、J6)がある。その他に、物理的な壁はないが2分した下部区画を繋ぐジャンクション(J2:V1とV2)と、上部区画とデッドエンド区画を繋ぐリークパス(J4:V2とV4、J7:V1とV4)がある。ヒートシンクは、構造材の厚さ・表面積・物性を考慮している。

実験ケースの一覧を表 4.2-4 に示す。HM-P1~P4 は自然対流及び強制対流の影響を確認するための予備実験である。HM-1~5 は小破断 LOCA を想定し、HM-6~7 は、加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク破損を想定したものである。HM-1~2 は再循環ファン無しのケース、HM-3~7 は再循環ファン有りのケースである。ベンチマーク解析としては、典型的なケースとして HM-1、HM-4、HM-6 の解析を実施している。

(3) 解析結果

CSTF 実験のケース HM-1、HM-4 及び HM-6 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り小破断 LOCA を想定しているが、再循環ファンは模擬しておらず、気相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。

図 4.2-18 に示すように、下部区画のガス温度については、初期は計算結果もデータとともにヒートシンクの影響でなだらかに低下する。14 分後に急に温度低下するのは、アイスコンデンサ下部扉が開き、下部区画の高温ガスと上部区画の低温ガス間で自然対流が開始されたからである。その後混合ガスの注入が開始（約 18 分）されてから終了（約 30 分）までの温度変化は、解析結果の方が若干高く評価するものの概ね良く一致していると考えられる。混合ガス注入終了から約 10 分間の温度低下は、解析の方が実験より若干急峻であるが、これは実験において下部区画と上部区画に熱成層が生じているためであると考えられる。

アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの実験における温度低下挙動が解析できており、温度差のあるガスの混合挙動も模擬できていると推測される。

実験開始後および注入終了後の温度低下はヒートシンクへの伝熱挙動に起因する。注入終了後は実験の方が熱成層化の影響で若干の差が生じているものの、全体的な温度低下挙動は比較的实验結果と解析結果で良く一致しヒートシンク挙動モデルも妥当性があるものと推測される。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しても図 4.2-18 に示すように、実験結果と解析結果は良く一致を示し、ヘリウムガスの混合挙動は良く模擬できており、非凝縮性ガスの混合挙動モデルには妥当性があると考えられる。

HM-4 実験

この実験は、HM-1 と同様に水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA を想定し、再循環ファンも模擬しており、HM-1 に加え、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ヘリウムガス濃度についての解析結果と実験データの比較を図 4.2-19 に示す。

下部区画のガス温度については解析結果の方が若干高く評価するものの、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下、注入終了時のピーク温度およびその後の温度低下など、全体的に解析結果は実験データと良く一致している。

アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下挙動、実験開始および注入終了後の温度低下挙動が比較的良く一致している事から、温度差のあるガスの混合挙動およびヒートシンクへ伝熱挙動を良く模擬できていることが確認できる。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しても HM-1 同様に解析結果は実験データと良い一致性を示しており、非凝縮性ガスの混合挙動モデルの妥当性が示される。

HM-6 実験

この実験は、垂直方向ジェットノズルにより加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク破損を想定し、再循環ファンも模擬している。垂直方向ジェットノズルが上部区画と下部区画の気相混合に寄与する。下部区画のガス温度と下部区画のヘリウムガス濃度について解析結果と実験データを比較したものを図 4.2-20 に示す。ガス温度については、解析結果の方が若干高く評価するものの、実験データと良く一致している。

下部区画のガス温度については HM-1 及び 4 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が開いたあとの温度低下、注入終了時のピーク温度およびその後の温度低下など全体的に解析結果は実験データと良く一致している。なお、実験では高さ方向に若干の温度差が形成されている。これらの結果からヒートシンク挙動モデルも妥当性があるものと推測される。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しても HM-1 及び 4 同様に解析結果は実験データと良い一致性を示している。

(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物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられる MAA P の不確かさについて考察した。

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非凝縮性ガスを注入し、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 は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-4 及び HM-6 実験は水平方向あるいは垂直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。

それぞれの実験においてアイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下挙動、実験開始および注入終了後の温度低下挙動は比較的良く一致している。

アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの実験における温度低下挙動は比較的良く解析できており、温度差のあるガスの混合挙動も妥当に模擬できている。

実験開始後および注入終了後の温度低下はヒートシンクへの伝熱挙動に起因する。解析結果の温度変化は実験よりもやや高めに評価され、そのため「構造材（ヒートシンク）との熱伝達」はやや過小に評価される傾向があると判断できるが、全体的な温度低下挙動は実験結果と解析結果で比較的良く一致している。これよりヒートシンク挙動モデルは妥当性があると推測され不確かさは大きくないものと判断できる。

ヘリウムガス濃度の変化挙動について比較的適正に模擬できている。これにより「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」において、不確かさは比較的小さいものと考えられる。

表 4.2-4 CSTF 水素ガス濃度混合実験 実験ケースの一覧

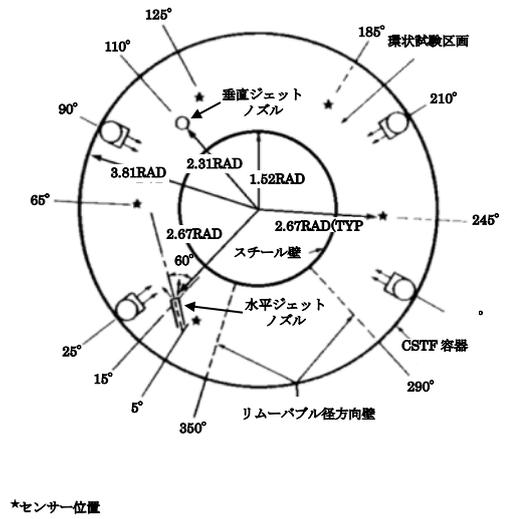
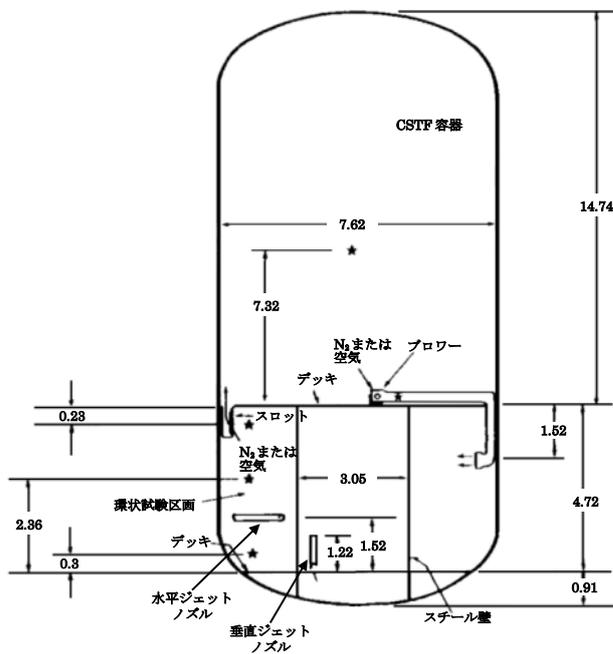
実験ケース	雰囲気ガス	再循環流量		注入ガス組成	ガス流量 (ヘリウム又は水素)		水蒸気流量		下部区画 ガス 初期温度	
		m ³ /min.	ft. ³ /min.		kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェット試験 (水平方向)									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

表 4.2-5 実験施設と実機条件の比較

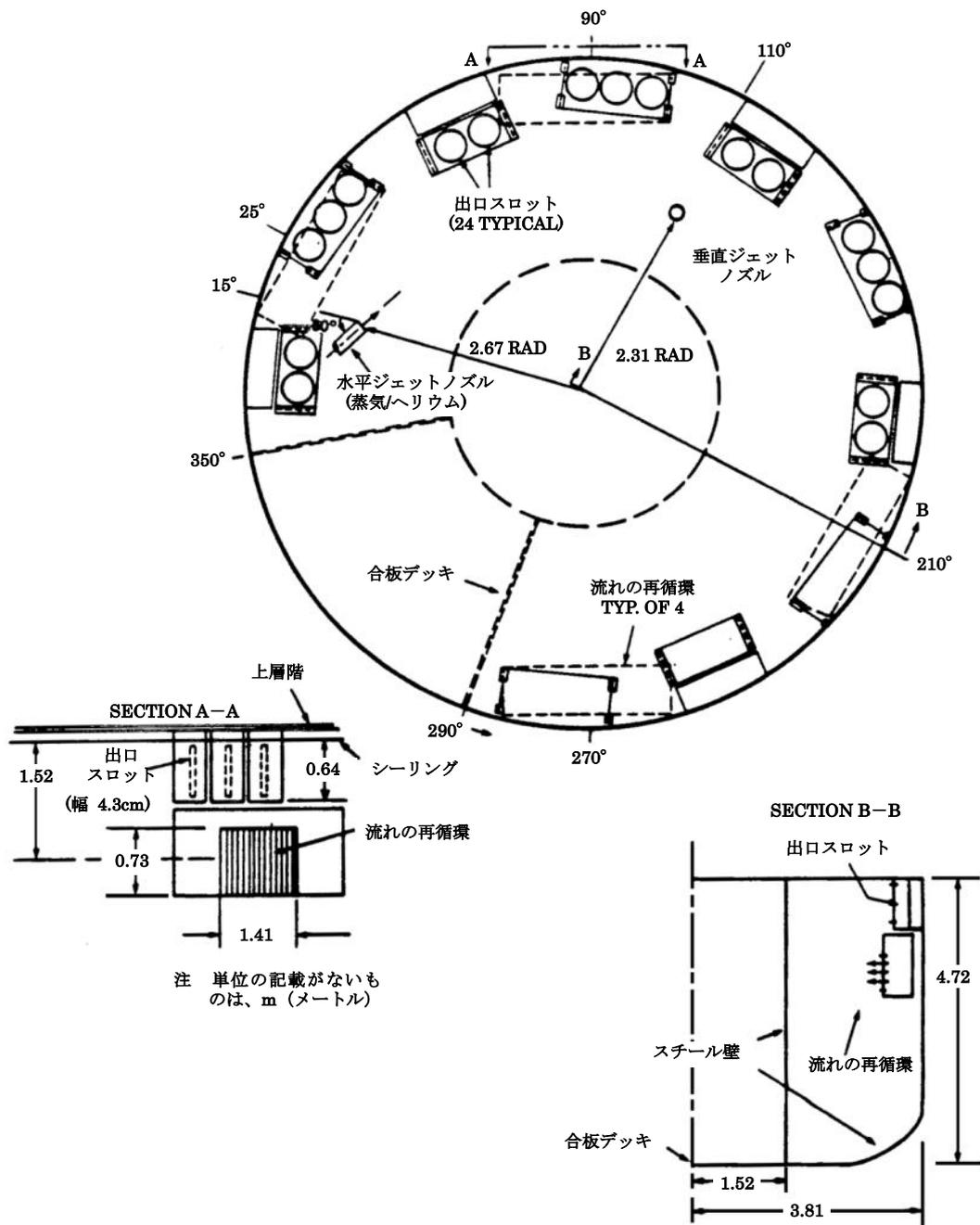
項目	国内 PWR プラント			実験施設	
	2 ループ	3 ループ	4 ループ	HDR	CSTF
プラント熱出力 (MWt)	1,650	2,652	3,411	—	—
格納容器内自由体積 (m ³)	42,400	67,900	73,700	11,400	850



注 単位の記載がないものは、m (メートル)

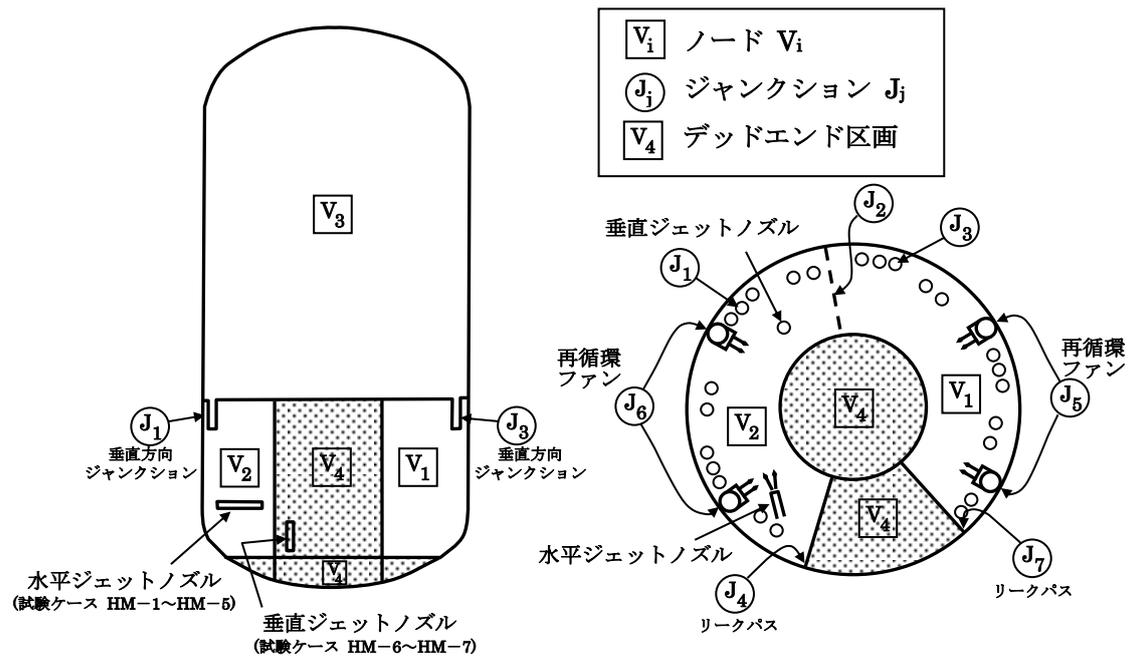
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-15 CSTF 実験装置の区画構成 (全体)



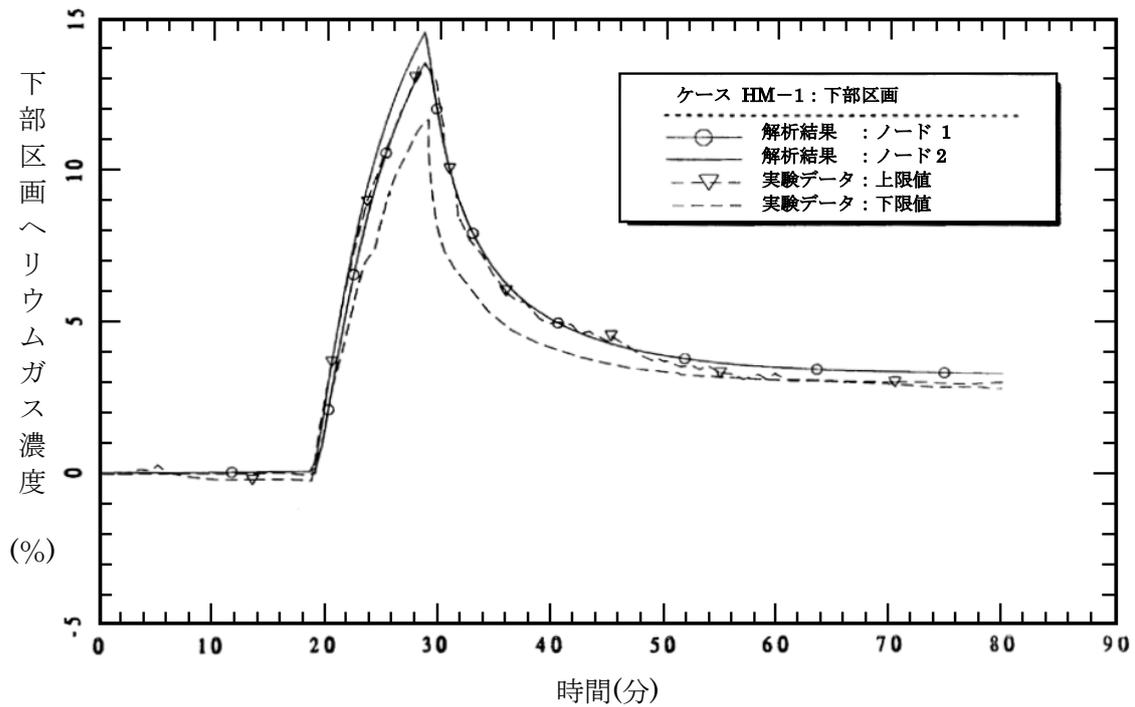
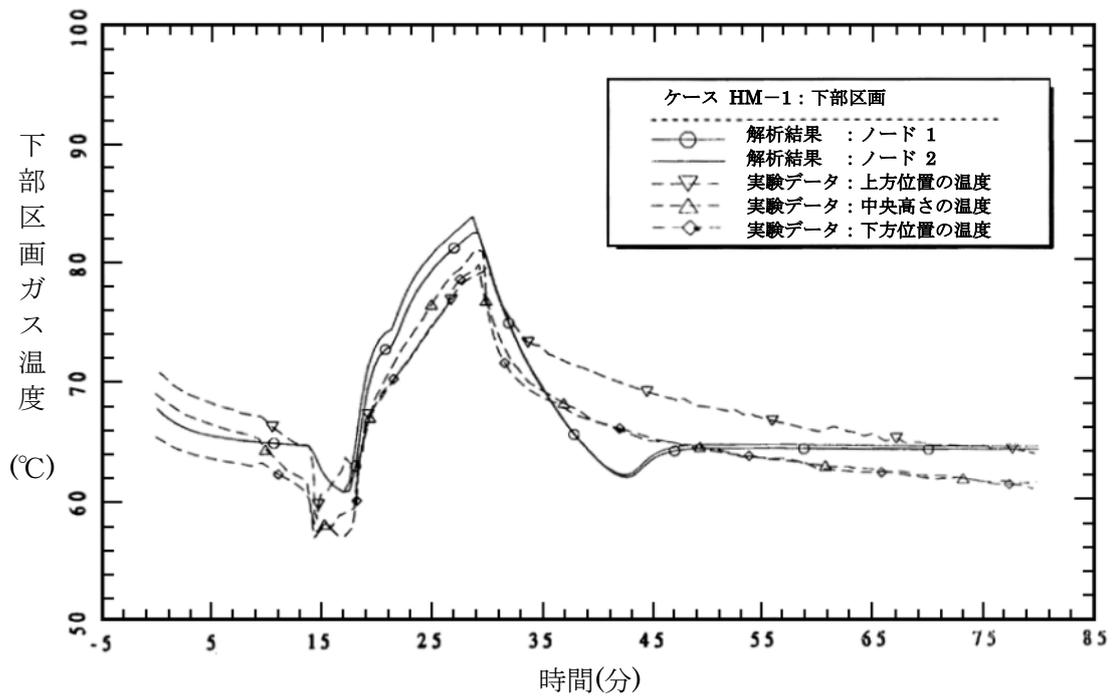
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-16 CSTF 実験装置の区画構成 (詳細)



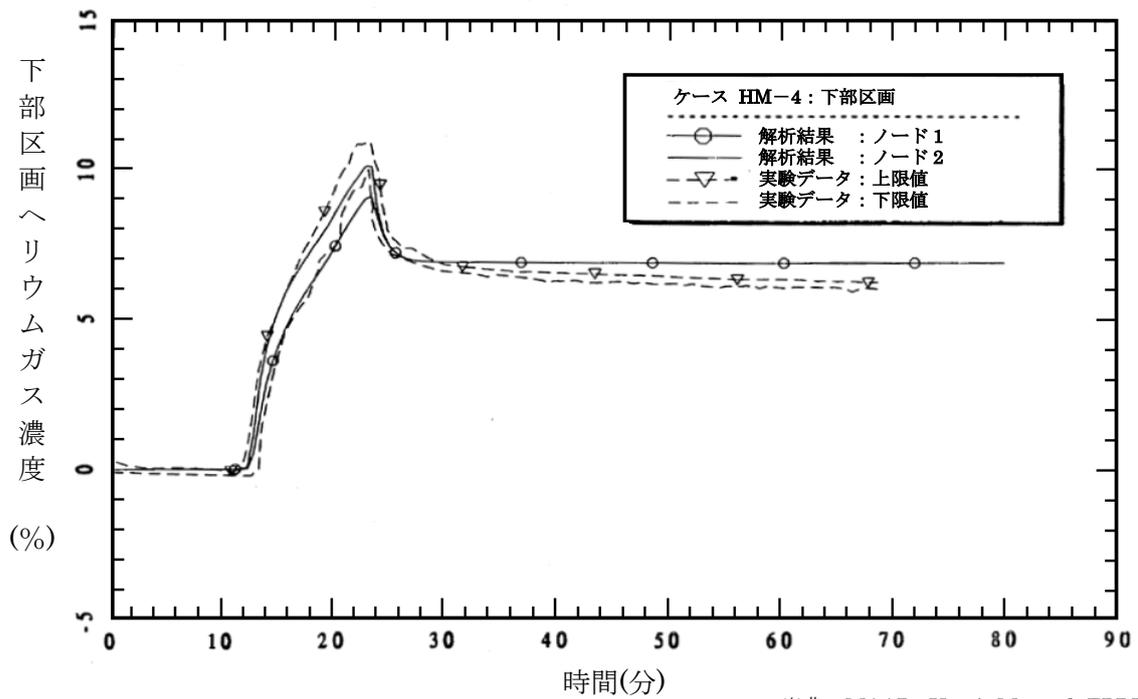
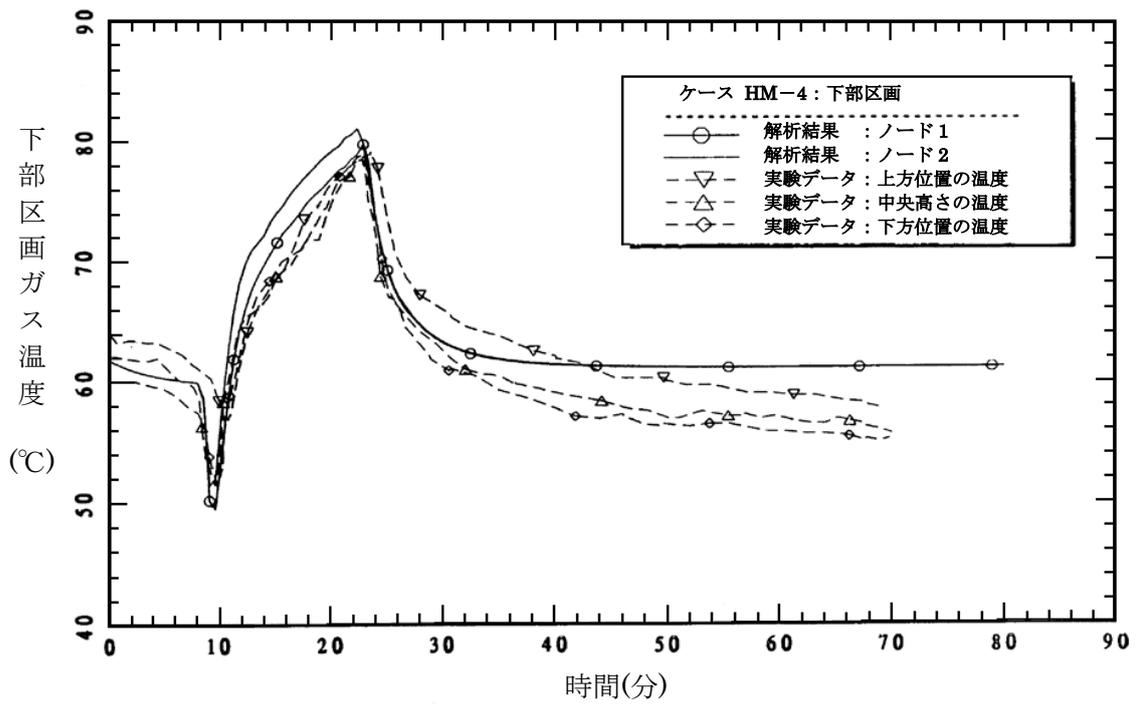
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 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 4.2-18 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 4.2-19 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-4)

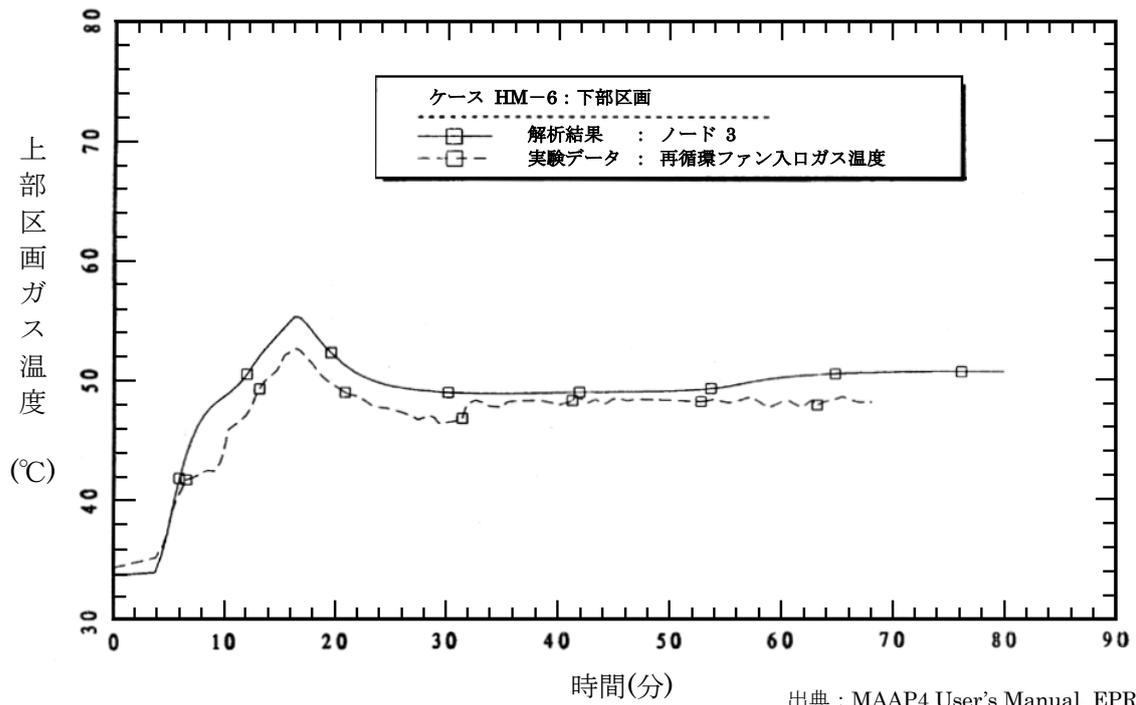
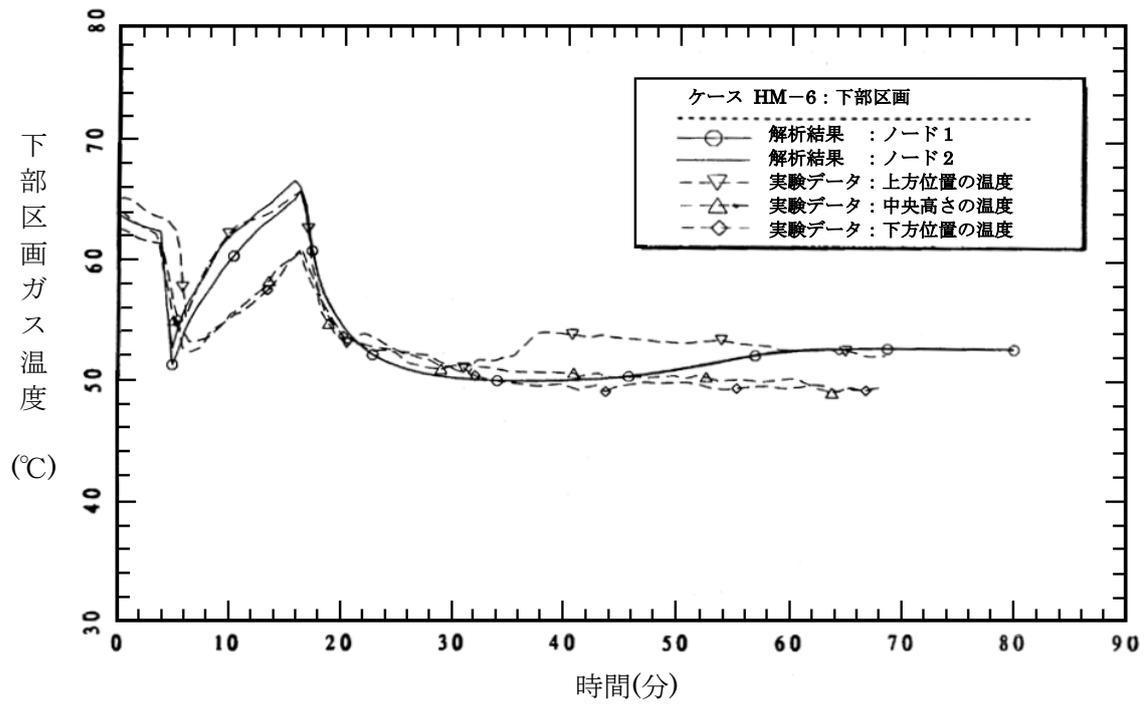


図 4.2-20 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-6) (1/2)

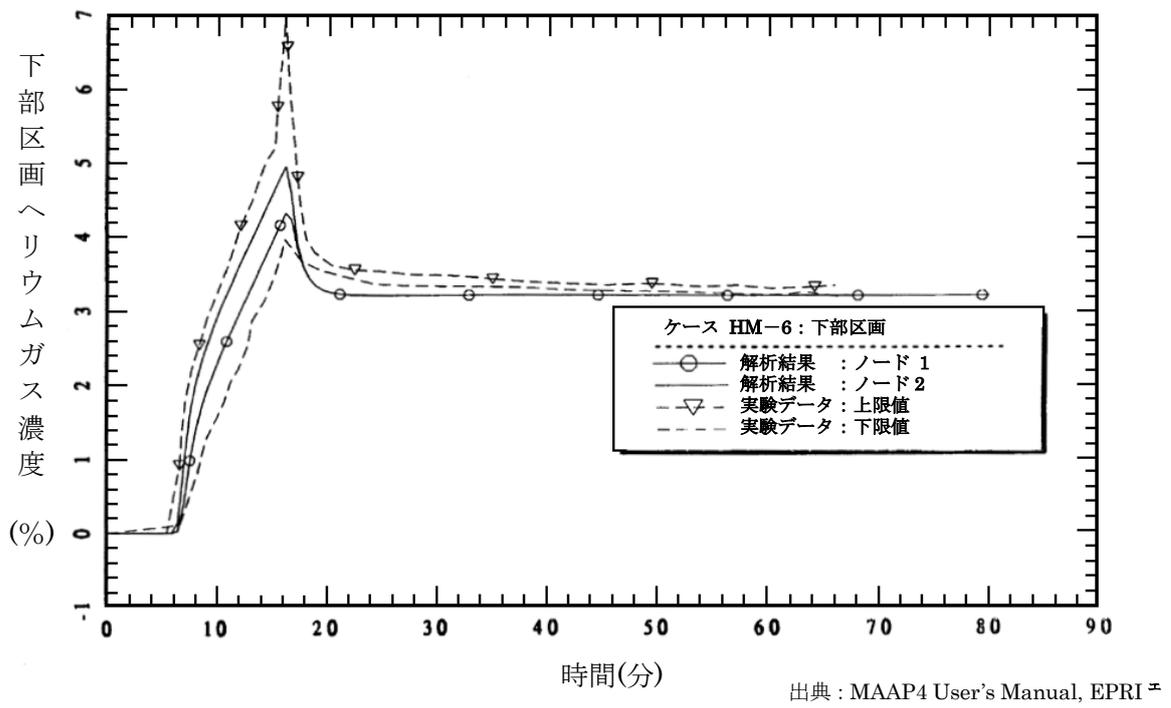


図 4.2-20 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-6) (2/2)

4.2.4 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

ACE 実験^[14]は、MCCI における熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的として、国際的に支援された ACE (Advanced Containment Experiments) プログラムの一部として米国アルゴンヌ国立研究所で実施されたものである。

図 4.2-21 に実験装置を示す。4 方向の壁（水冷式パネル）で囲まれた中には、コンクリート・ベースマット、コンクリート・メタル挿入物、コリウム・インベントリが入っている。内側表面には 25 個のタングステン電極を備えた額縁型アセンブリがあり、それらは 4 つのタングステンコイルでコリウム頂部付近に接続されて、コリウムが熱伝導するまで加熱する。設備の大きさは 53.0cm×50.2cm である。長方形の 2 枚式の蓋（水冷式）があり主ガス管に繋がっている。蓋には、エアロゾル収集ならびにガスサンプリング・排気口用のポートが 1 つと、コリウム監視用ポート（光学温度計とビデオカメラ付き）が 3 つ付いている。

コリウム組成は UO_2 を含み粉末状で均一にブレンドされた状態である。ACE 実験のうち、PWR 向けに実施されたケース L2 及び L6 のコリウム組成及びコンクリート成分を表 4.2-6 に示す。実験中、コリウム・インベントリはタングステンの電極で加熱され溶融プールを形成する。コンクリート侵食はベースマットの中にある熱電対によりモニターされる。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析の解析モデルは、図 4.2-22 に示すように、ノード、ジャンクション及びヒートシンクを配置したものである。実験設備のガスプレナムを 1 つのノードとし、ガスプレナムと外部環境とのジャンクションを 1 つ設けている。ベースマット、るつぼの蓋及びるつぼの壁はヒートシンクである。

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取扱い、実験におけるその時点の状態（初期ガス温度等）を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム温度は、ケース L2 が 2400K、ケース L6 が 2500K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は、コリウムとの界面をコンクリート融点、底面を室温とし、コンクリート内部は放物線状の温度分布としている。

(3) 解析結果

ACE 実験（ケース L2 及び L6）のベンチマーク解析結果について、以下に述べる。

ケース L2

ケース L2 は、一部分酸化した PWR 燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験における伝熱量は平均 220 kW、側壁への熱損失は平均 120 kW で、これらを境界条件として与えている。侵食開始時の溶融プール温度は 2400 K でその後もその温度を維持している。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-23 に示す。コリウム温度は、実験データをよく再現できている。また、侵食深さについても、実験データをよく再現できており、垂直方向へのコンクリート侵食率の平均は 7.8 mm/分である。

ケース L6

ケース L6 は、制御棒の材質を含む一部分酸化したコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。本ケースでは、実験開始時の侵食率は低めであったが、徐々に上昇し、最終的な侵食深さは 40 分の時点で 13 cm に至っている。また、光学温度計により計測されたコリウム溶融物の温度も高めであった。実験における伝熱量は約 200 kW、側壁への熱損失は約 125 kW で、ベンチマーク解析では、これらを境界条件として与えている。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-24 に示す。コリウム溶融物の温度は、実験データとよく一致している。一方、侵食深さは、初期段階において深めの傾向となっているが、これは、初期段階のコンクリート・ベースマットへの熱損失が僅かに大きいためである。

(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物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられる MAA P の不確かさについて考察した。

コリウム溶融物温度については、MAA P 解析結果と実験データはよく一致している。また、コンクリート侵食深さについても、MAA P 解析結果と実験データはよく一致した結果が得られている。したがって、「炉心デブリとコンクリートの伝熱」については適切に評価できる。また、「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」についても同様に適切に評価できる。

表 4.2-6 ACE 実験：コリウム組成・コンクリート組成

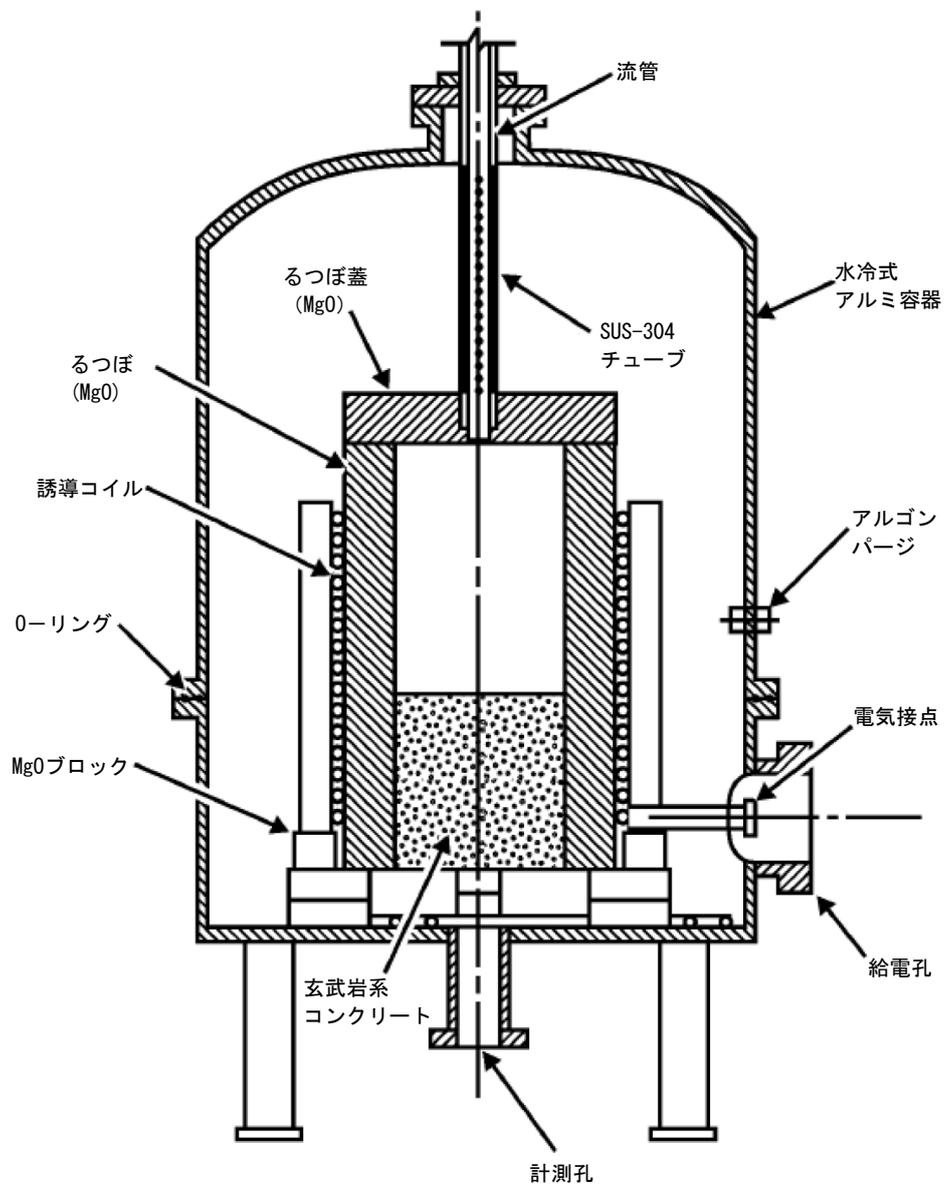
Constituent (kg)	L2	L6
UO ₂	216	219
ZrO ₂	42.5	18.5
Zr	13.4	21.1
Zirc-4	-	1.8
Fe ₂ O ₃	-	-
NiO	-	-
Cr ₂ O ₃	-	-
SS-304	-	9.1
CaO	3.0	7.3
MgO	-	-
SiO ₂	20.9	16.9
BaO	0.8	0.79
La ₂ O ₃	0.6	0.6
SrO	0.5	0.5
CeO ₂	1.3	1.3
MoO ₂	0.9	0.94
SnTe	0.2	-
ZrTe ₂	-	0.2
Ru	-	0.38
B ₄ C	-	-
Ag	-	1.19
In	-	0.22

Constituent (kg)	L2	L6
SiO ₂	69	69
CaO	13.5	13.5
Al ₂ O ₃	4	4
K ₂ O	1.4	1.4
Fe ₂ O ₃	1.0	1.0
TiO ₂	0.8	0.8
MgO	0.7	0.7
Na ₂ O	0.7	0.7
MnO	0.03	0.03
BaO	0.02	0.02
SrO	0.02	0.02
Cr ₂ O ₃	0.01	0.01
H ₂ O + CO ₂	7.9	7.9
Concrete Type	S ¹	S ¹
TOTALS	99.1	99.08

※ コンクリートタイプ

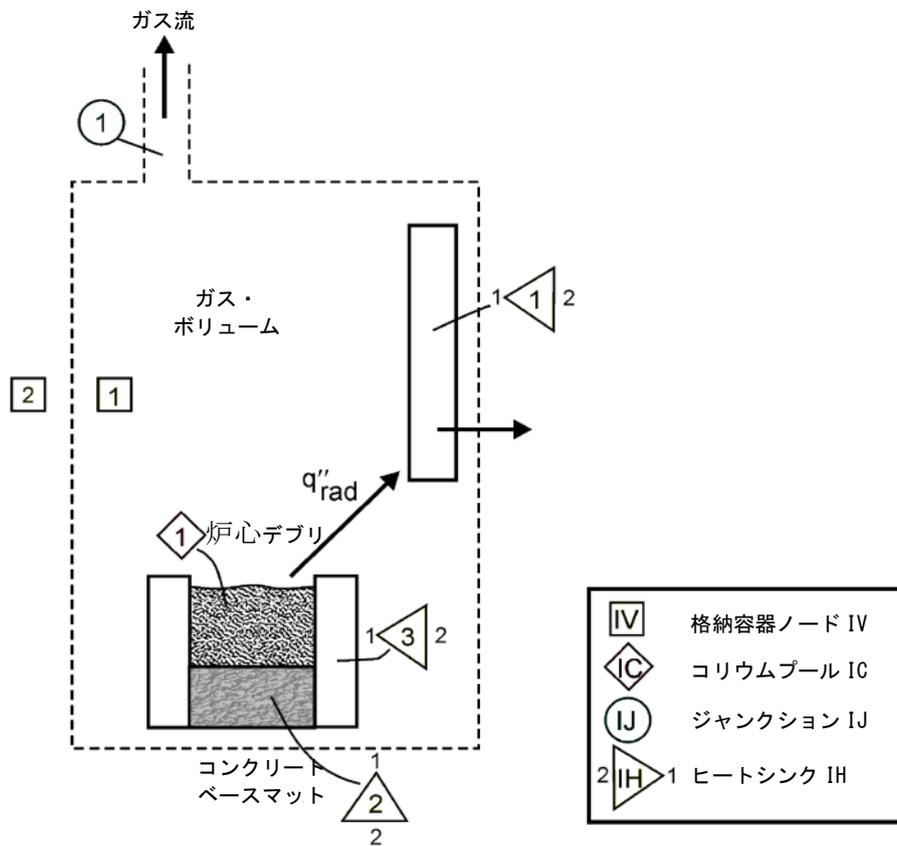
S¹ : ケイ土系

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



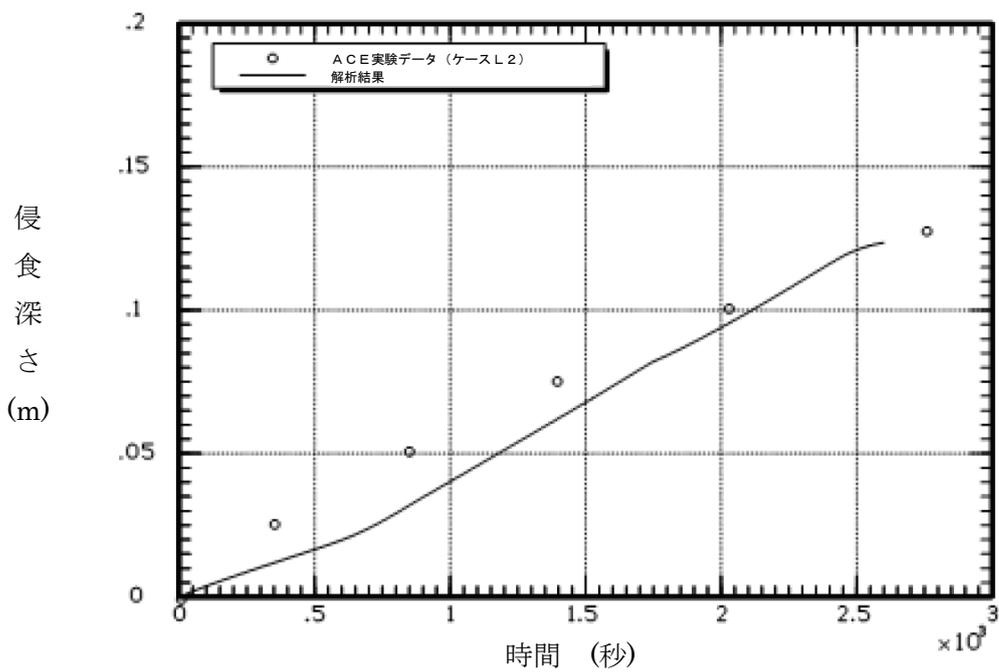
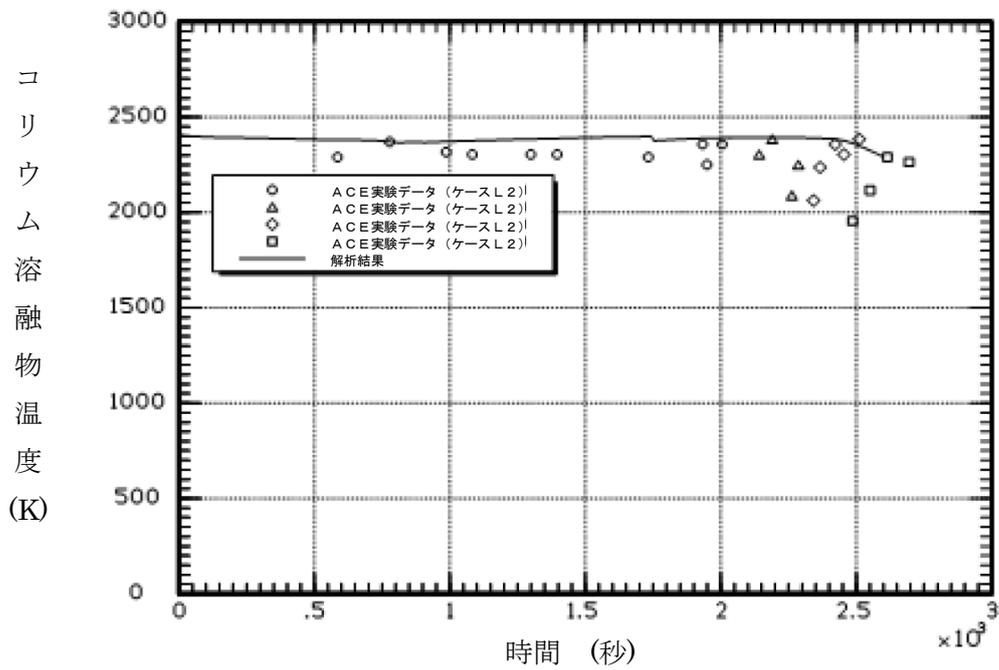
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI ㉞

図 4.2-21 ACE 実験装置の概要



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-22 ベンチマーク解析モデル (MAAP)

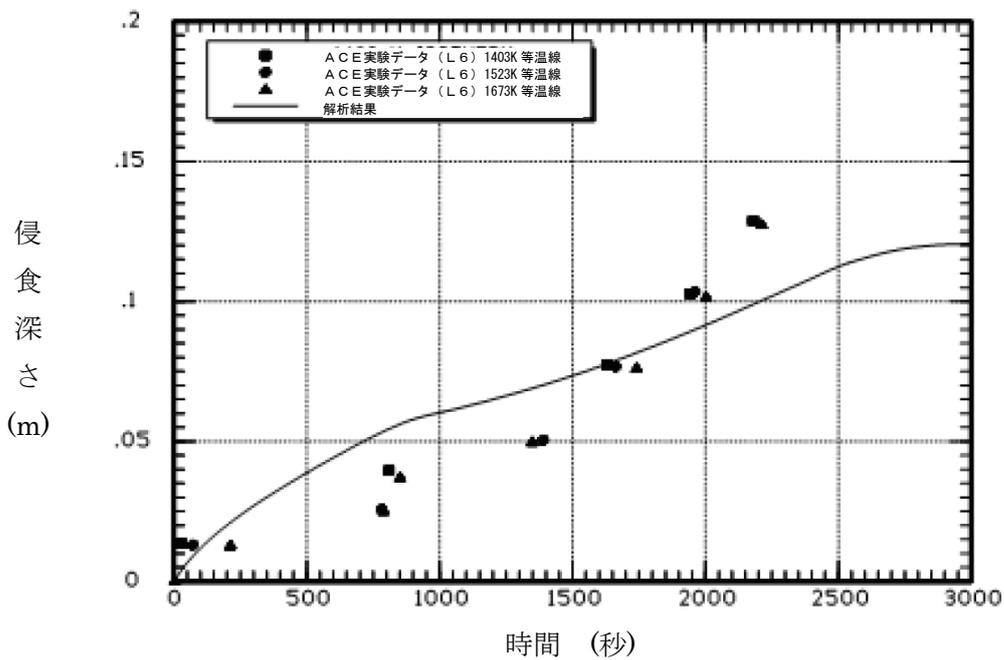
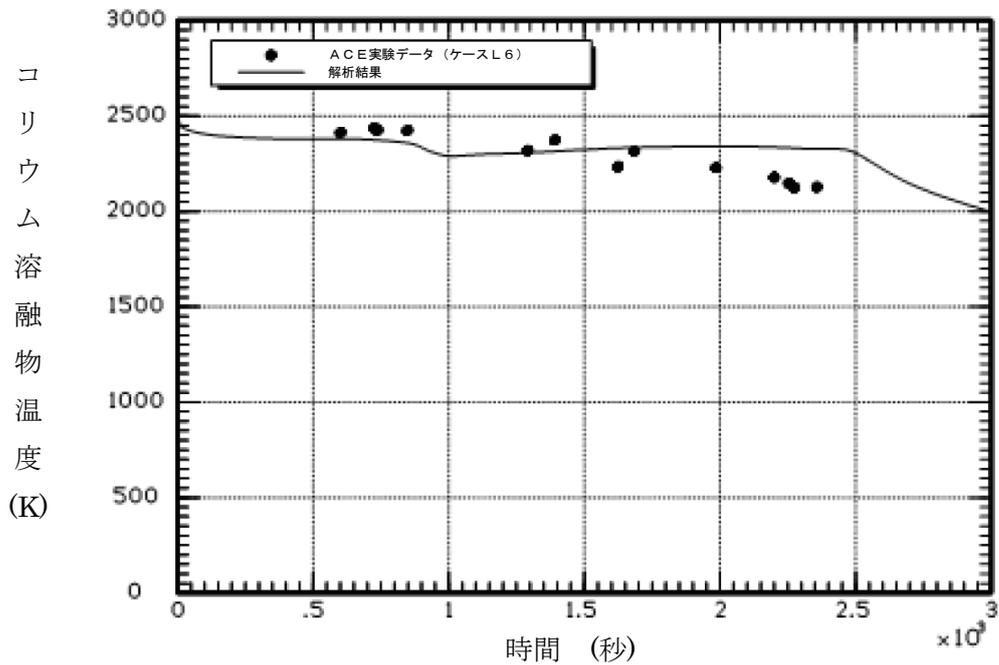


出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-23 ACE 実験ベンチマーク解析結果 (ケース L2)

コリウム : PWR コリウム溶融物 (部分酸化)

コンクリート : ケイ土系コンクリート



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 ACE 実験ベンチマーク解析結果 (ケース L6)

コリウム : PWR コリウム溶融物 (部分酸化、制御棒材質を含む)
コンクリート : ケイ土系コンクリート

4.2.5 SURC 実験解析

(1) 実験の概要

SURC (Sustained Urania-Concrete Interaction) 実験^[15]はサンディア国立研究所で行われた MCCI 実験の一つである。本実験は、コード比較のための国際標準問題 (ISP-24) に選定されている。実験装置の概要を図 4.2-25 に示す。円筒状の反応るつぼがアルミ容器内に設置されている。アニュラス部とるつぼの蓋は MgO でできている。反応るつぼの床は厚さ 40cm の玄武岩系コンクリートであり、温度記録用の熱電対が設置されている。

200kg のステンレス鋼と模擬 FP がコンクリート侵食の開始まで加熱される。本実験では、観測されたコンクリート侵食深さは 24.5~27.5cm である。

(2) 解析条件

解析モデルは、ACE 実験と同様の体系で模擬できることから、図 4.2-22 に示したものを採用している。

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取扱い、実験におけるその時点の状態 (初期ガス温度等) を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム温度は、1750K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は、コリウムとの界面はコンクリート融点とし、底面は室温とし、コンクリート内部は放物線状の温度分布としている。

(3) 解析結果

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取扱い、実験におけるその時点の状態 (初期ガス温度等) を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム温度は 1750K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は実験から得られた準静的な温度プロファイルをもとに、熱境界層において放物線を描くと想定し、その頂部 (コリウムとの接触面) はコンクリート融点、底部は環境温度と想定している。

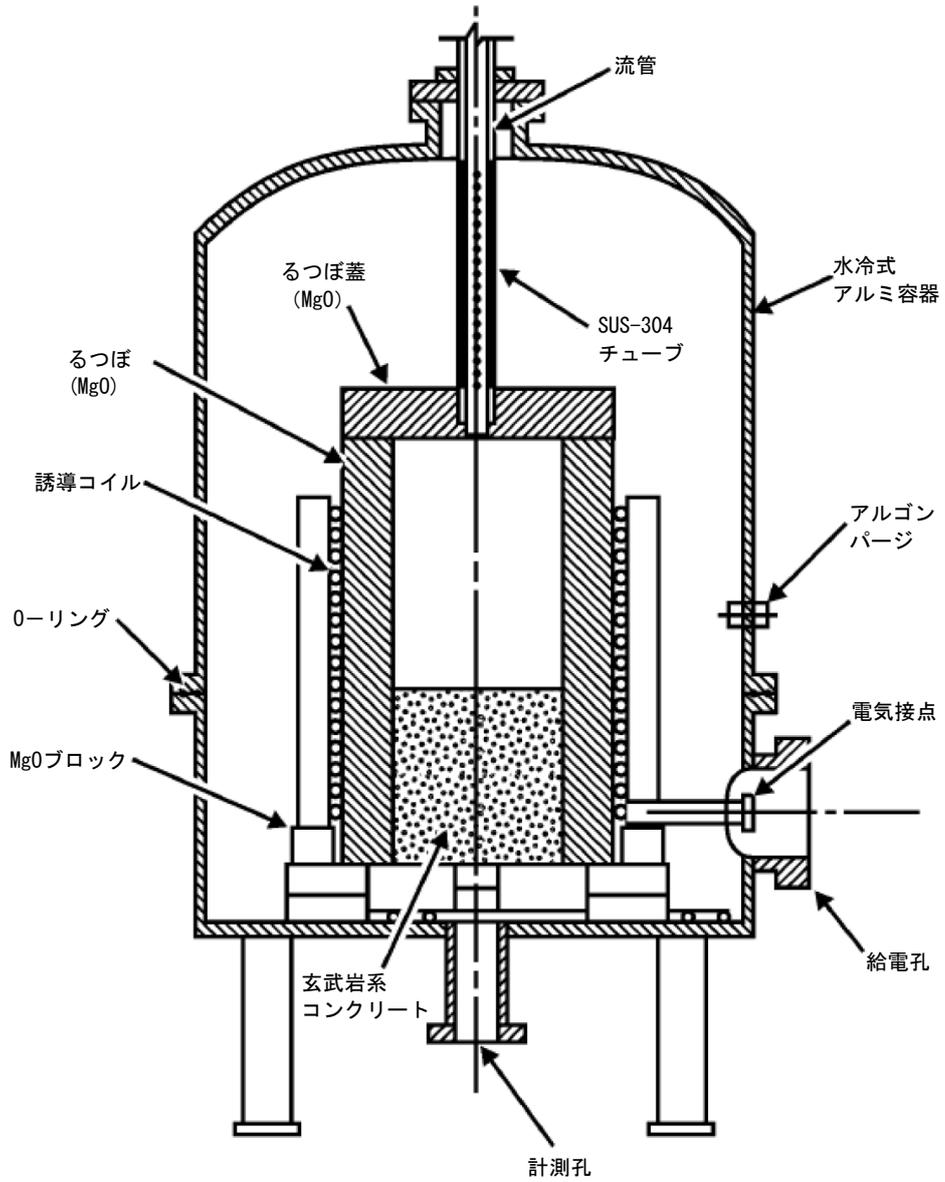
実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-26 に示す。解析によるコンクリート侵食深さは実験データをよく再現できている。

SURC-4 実験に対するベンチマーク解析の結果から、コンクリート侵食挙動に関する MAA P の MCCI モデルの妥当性を確認した。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

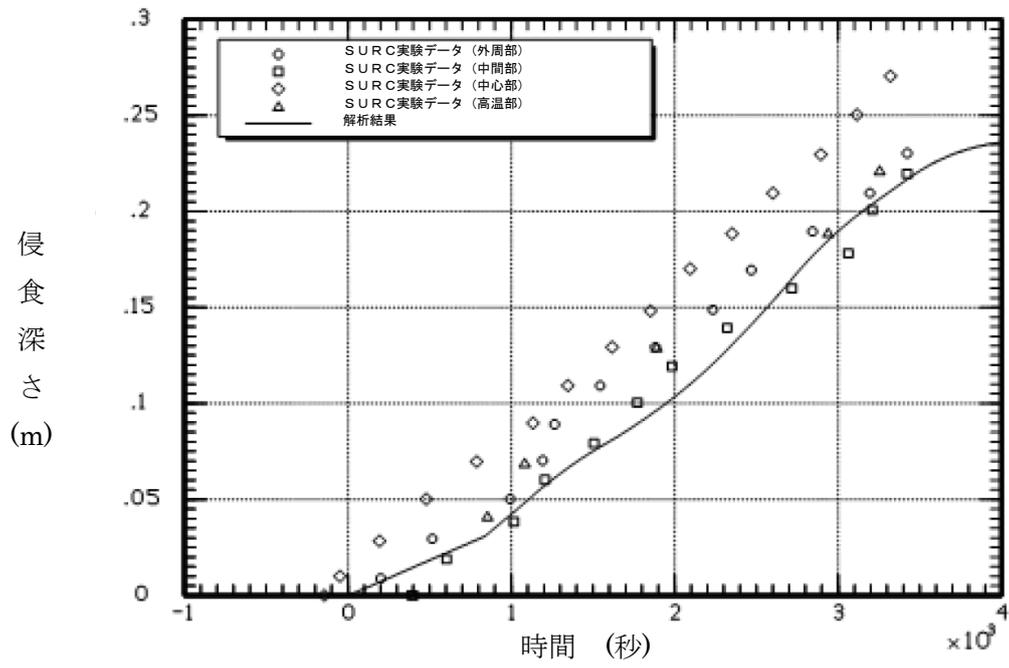
有効性評価における物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられる MAA P の不確かさについて考察した。

コンクリート侵食深さについて、MAAP解析結果と実験データはよく一致している。また、発生する非凝縮性ガスの量も侵食量に応じて適切に評価される。したがって、「炉心デブリ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」ともに、MAAPは適切に評価できる。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-25 SURC-4 実験装置図



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-26 SURC-4 実験の模擬解析結果

4.2.6 MB-2 実験

(1) 実験の概要

MB-2 実験^{[16][17]}は、PWR プラントの過渡時及び事故時の蒸気発生器 2 次側の応答を模擬した実験である。設備の概略を図 4.2-27 に示す。本実験設備は、ウェスチングハウスのモデル F 型蒸気発生器の 1/7 スケールモデルで、幾何的かつ熱水力的には同等に設計されている。高さ 14.625 m で、内部構造物も模擬されている。52 本のチューブが長方形にアレンジされ、F 型モデルと同様、インコネル 600 製、外径 17.5 mm、厚さ 1 mm である。ダウンカマ下部は、F 型蒸気発生器のダウンカマ下部アニュラスの断面積を模擬した独立した配管 2 本でモデル化されている。1 次冷却系の熱供給システムは、ポンプ、制御弁、10 MW ガスヒータを備えた加圧水ループにより行っている。

(2) 解析条件

MAAP では、蒸気発生器モデル（2 領域分割モデル）により実験体系を模擬している（図 3.3-5）。1 次系の流量や温度は境界条件として与えている。

解析ケース及び解析条件は、次のとおりである。

100%主蒸気管破断

本ケースは、高温停止状態からの 100%主蒸気管破断である。初期の蒸気発生器圧力は 7.64 MPa、1 次系圧力は 14.48 MPa である。1 次冷却材高温側温度は 293.2°C、初期ダウンカマ水位はチューブシートから 11.24 m である。初期の補助給水流量は 0.118 kg/s で、10 秒後に停止させている。

給水流量喪失解析

このケースは、定格運転状態から給水流量が喪失し、原子炉トリップの 10 分後に補助給水を開始するケースである。

初期状態は、蒸気発生器圧力が 6.87 MPa、1 次冷却系圧力が 13.79 MPa、1 次冷却材高温側温度が 325°C、ダウンカマ水位は 11.18 m である。また、1 次冷却材高温側温度は 325°C で維持される。

(3) 解析結果

MB-2 実験のベンチマーク解析結果について以下に述べる。

a) 100%主蒸気管破断解析

蒸気発生器圧力、破断流量、伝熱部コラプスト水位、1 次系から 2 次系への伝熱量について、実験データと解析結果の比較を図 4.2-28 に示す。

蒸気発生器圧力は、全体的に実験データと一致しているが、実験では約 50 秒に伝熱管が露出して減圧するのに対して、MAAP ではやや遅れる結果となっている。また、同様に、破断流量も 50 秒まではよく一致し、その後は MAAP が高めに推移している。

初期の応答（～約 50 秒）に着目すると、実験データでは、蒸気ドームの二相水位が 2.5 秒後に蒸気発生器頂部に達することで液相放出が開始し、約 30 秒まで継続した後に蒸気放出へと移行するが、MAAP においても実験データと同等の応答が得られており、これは、MAAP の解析モデルが、伝熱部入口での逆流（伝熱部からダウンカマへの流れ）と、上部ドームでの二相水位膨張を考慮できているためである。33 秒時点での放出量合計は実験データが 363 kg（初期質量の約 66%）であるのに対し、MAAP では 330 kg（初期質量の約 60%）となっており、よく一致した結果が得られている。

その後の応答（約 50 秒～）については、蒸気発生器圧力及び破断流量は、MAAP の方が高めの推移となるが、この原因は、湿分分離器がモデル化されていないために蒸気発生器出口のクオリティが、蒸気ドーム部の二相水位と蒸気発生器頂部のボイド率に依存するためである。すなわち、前述の放出量の差のために伝熱管の露出が遅れ、その結果として減圧も遅れることで、圧力が高くなり、約 50 秒以降の破断流量が多めに推移している。

伝熱部のコラプスト水位及び 1 次系から 2 次系への伝熱量は、全体的に MAAP の方が高めに推移しているが、実験結果の特徴をよく捉えている。

b) 給水流量喪失解析

蒸気発生器圧力、1 次冷却材低温側配管温度、ダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位についての実験データと解析結果の比較を、図 4.2-29 に示す。

蒸気発生器圧力は、実験データの特徴を捉えた応答であるが、やや低めに推移する傾向がある。1 次冷却材低温側温度は、実験結果とよく一致している。ダウンカマ水位は、実験データとよく一致している。また、伝熱部コラプスト水位は、実験データの特徴を捉えているものの、高めに推移している。これは、伝熱部でのボイド率を線形分布と仮定しているためである。ダウンカマ水位と伝熱部コラプスト水位の応答は、両者の質量や流動圧損が釣り合った結果であり、実験結果の応答の特徴をよく捉えた推移となっていることから、事故条件下の蒸気発生器の応答を適切に模擬できている。

(4) 不確かさの整理

以上の結果より、MB-2 実験結果に対する MAAP による解析結果は、実験結果の応答の特徴を捉え、よく模擬できていると判断できる。これは、シンプルな

蒸気発生器の領域分割と内部再循環やボイド率計算モデルが、これらの事故条件下の蒸気発生器の応答を適切に模擬できることを示している。

有効性評価において、MAAPコードをLOCA及び全交流動力電源喪失に適用するが、LOCA時には1次系インベントリが早期に減少し、1次系と2次系の伝熱量の事象進展に与える影響は小さいことから、全交流動力電源喪失に関して考察する。

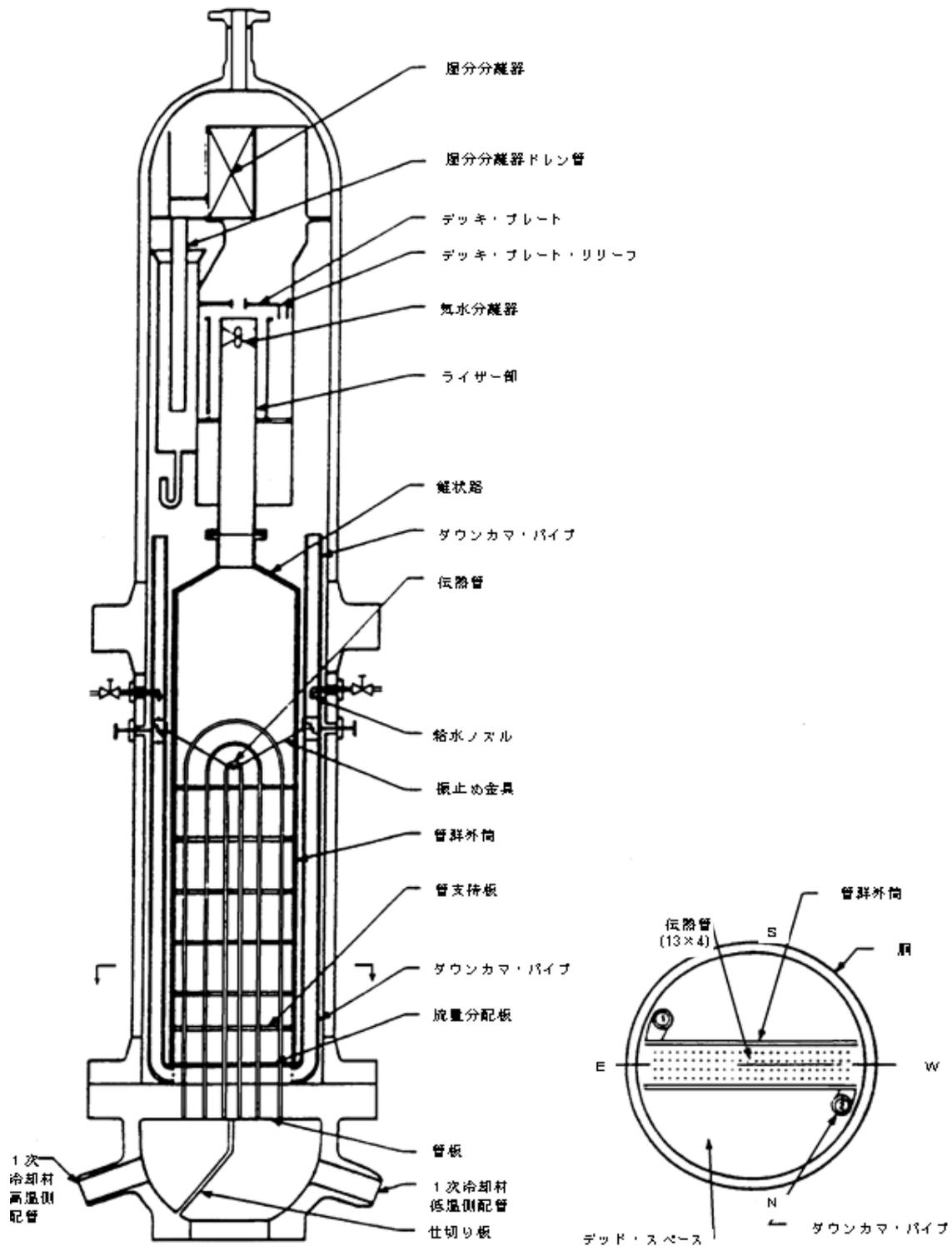
全交流動力電源喪失が発生し、補助給水に失敗する場合は、1次側からの伝熱により2次側が昇温・昇圧される状態であり、MB-2実験の給水流量喪失のケースから考察する。図4.2-29(1/2)に蒸気発生器圧力と1次冷却材低温側温度の比較を示している。1次冷却材低温側温度は、1次系と2次系の伝熱による1次側への影響が現れたものであり、実験データとほぼ一致した挙動である。また、蒸気発生器圧力は、1次系と2次系の伝熱による2次側への影響が現れたものであり、実験データと0.2MPaの範囲で一致する挙動となっている。また、1次系と2次系の伝熱において、蒸気発生器2次側水位も影響する要因であり、図4.2-29(2/2)のダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位ともに、実験データより僅かに高めに推移するものの、概ね一致した挙動である。

以上より、「1次系・2次系の熱伝達」については、MAAPの蒸気発生器2次側モデルによる計算結果の有する不確かさは小さいと言える。

一方、全交流動力電源喪失において2次側が昇温・昇圧した場合、2次系からの冷却材放出が発生するが、これについては、MB-2実験の100%主蒸気管破断のケースから考察する。図4.2-28(1/2)に示すように、主蒸気管破断とともに蒸気発生器圧力は低下しており、蒸気ドームの二相水位が早期に蒸気発生器頂部に達するために、液相も放出されている。破断流量は、概ね実験データと一致する結果が得られているが、液相放出量としては、実験データよりやや高めに推移する傾向があり、この結果、図4.2-28(2/2)に示すように、初期のコラプスト水位がやや低めに、伝熱量が高めに推移する結果となっている。これは、前述のとおり、湿分分離器がモデル化されていないために蒸気発生器出口のクオリティが、蒸気ドーム部の二相水位と蒸気発生器頂部のボイド率に依存するためである。

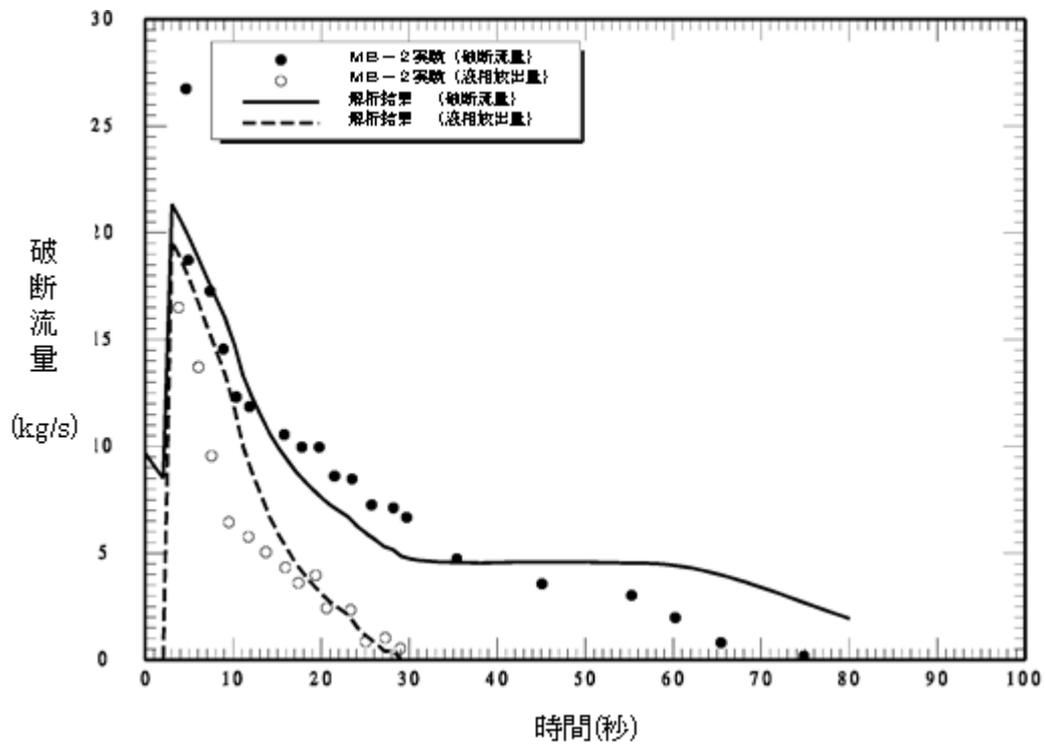
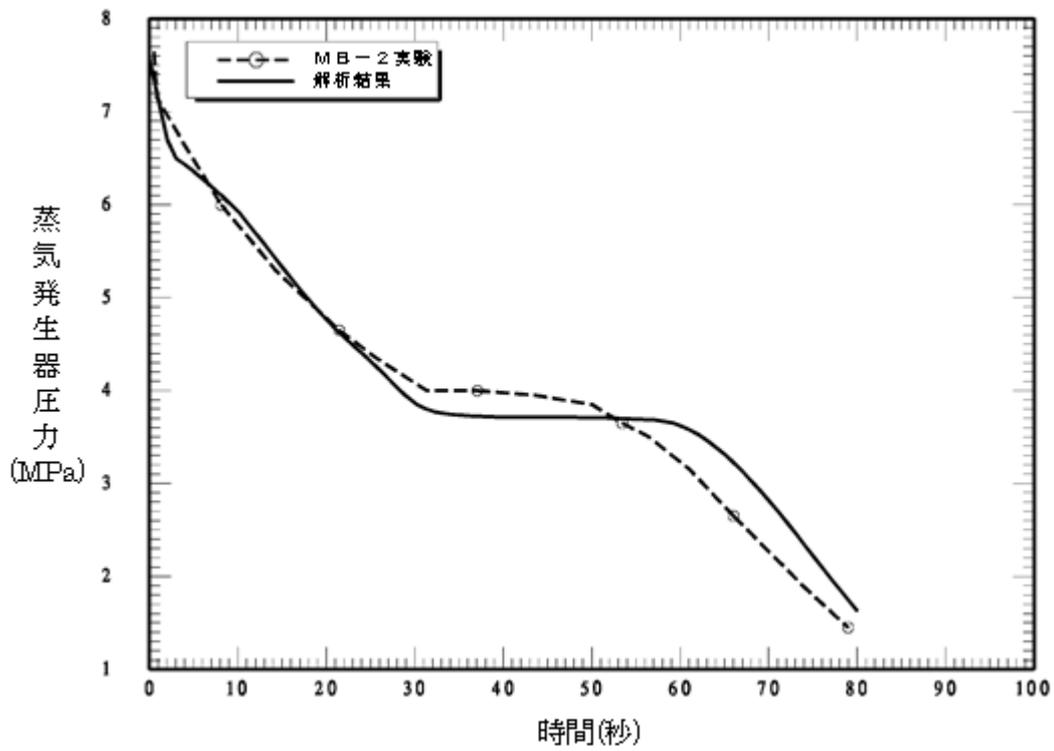
以上より、「冷却材放出」については、放出量自体はほぼ適正に評価できるが、液相放出については過大に評価するため、その結果、「1次系・2次系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

また、上記より、「2次側水位変化・ドライアウト」については、ダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位、ともにほぼ適正に評価できるが、液相放出時には低めに評価する可能性がある。



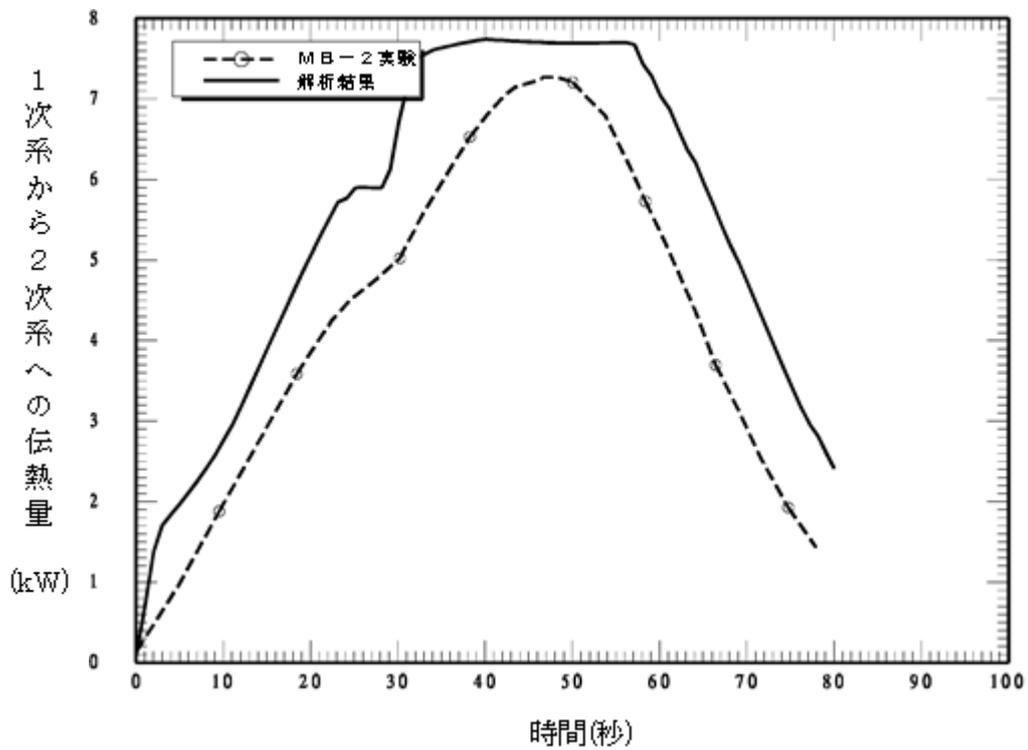
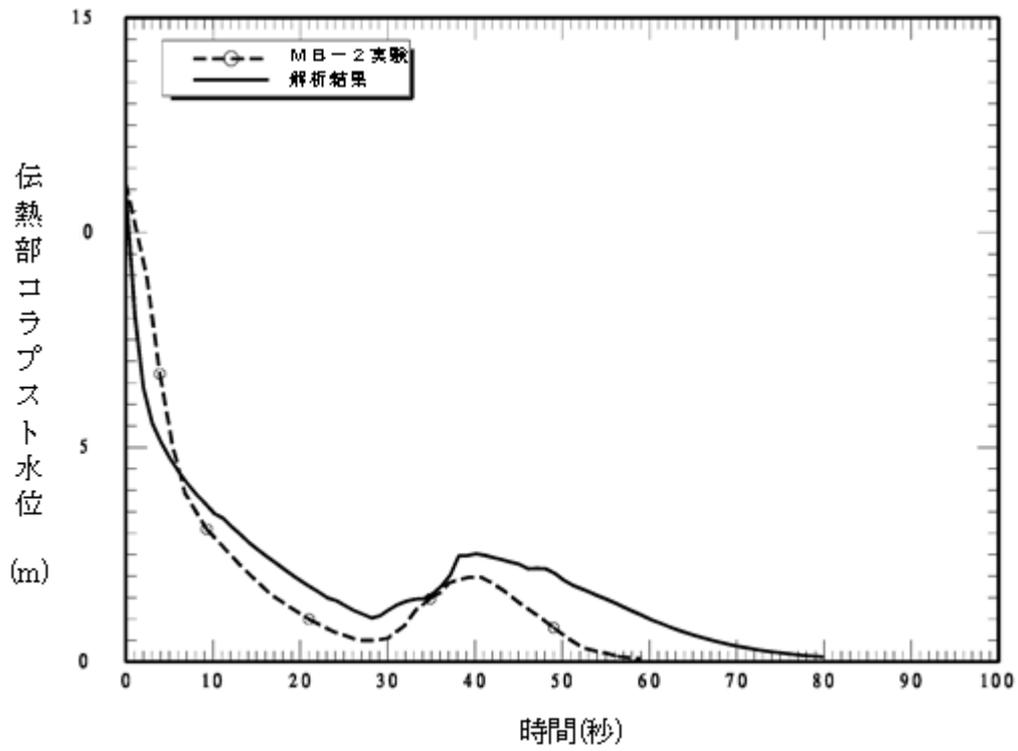
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27 MB-2 実験装置の概略



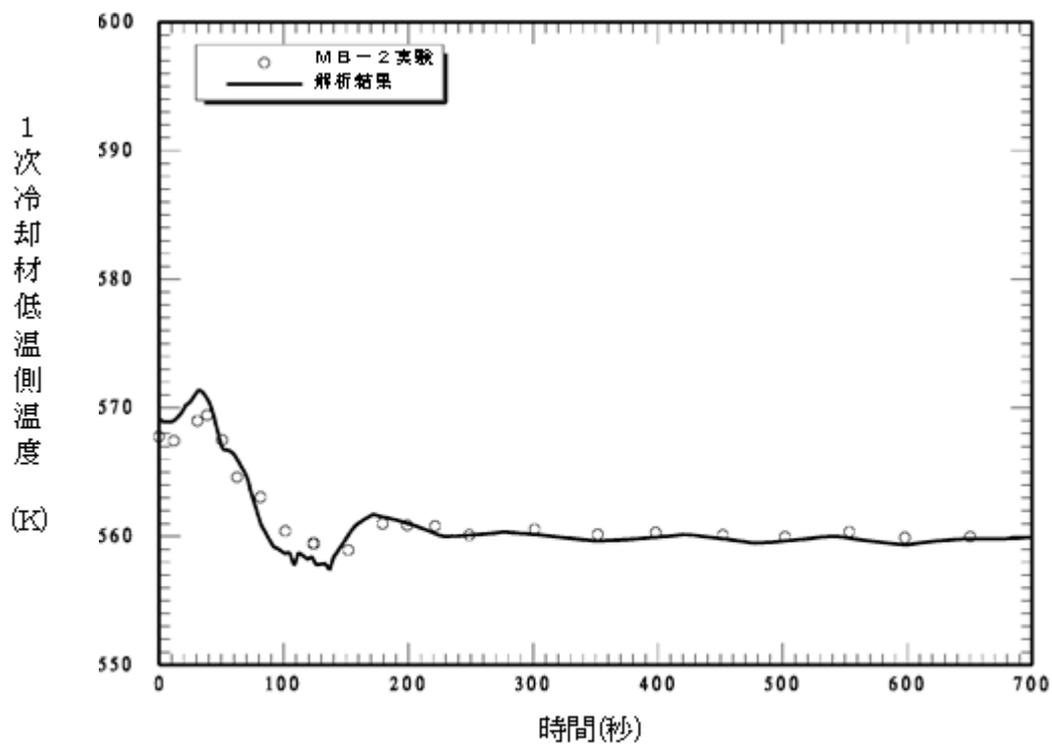
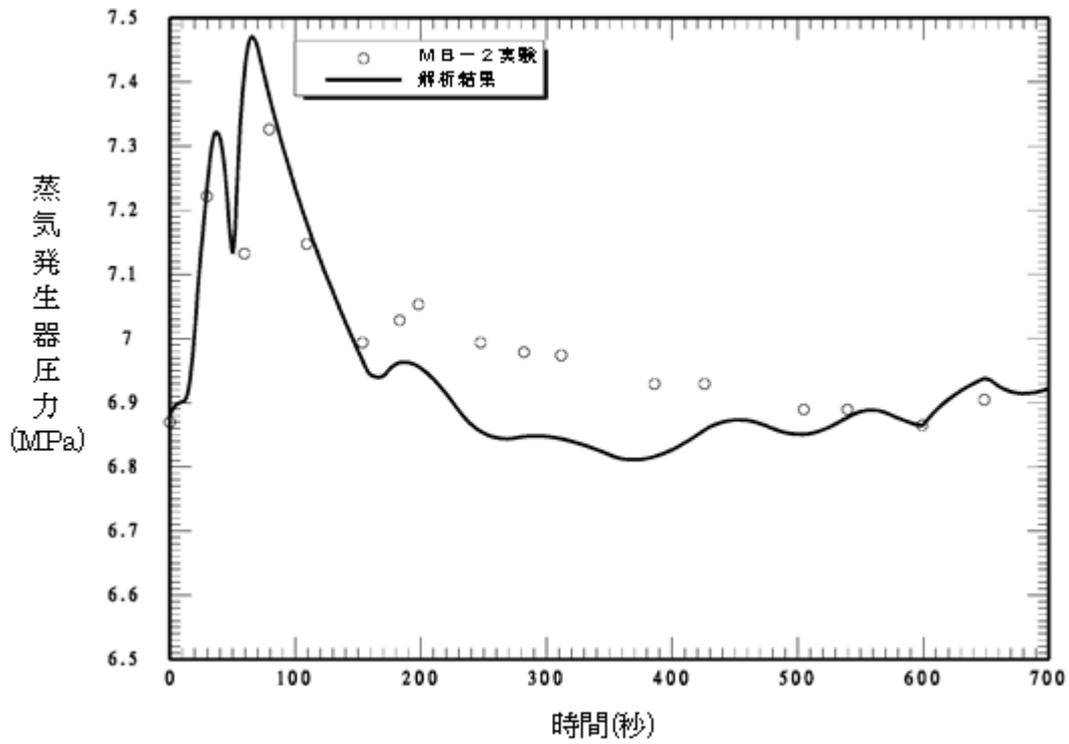
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 MB-2 実験ベンチマーク解析結果 (100%主蒸気管破断) (1/2)



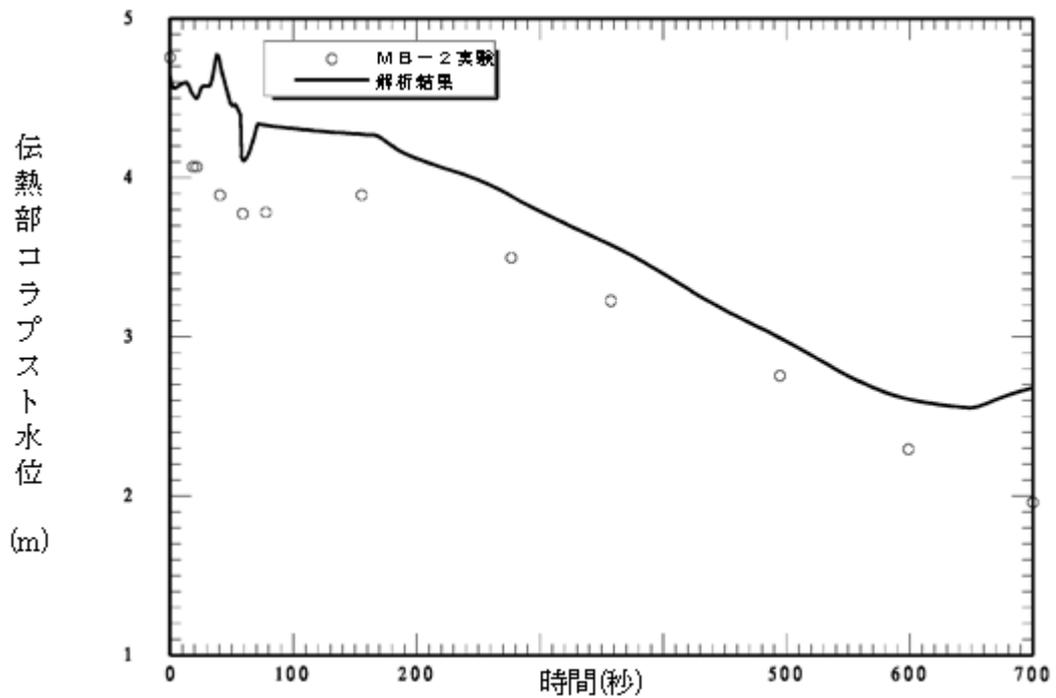
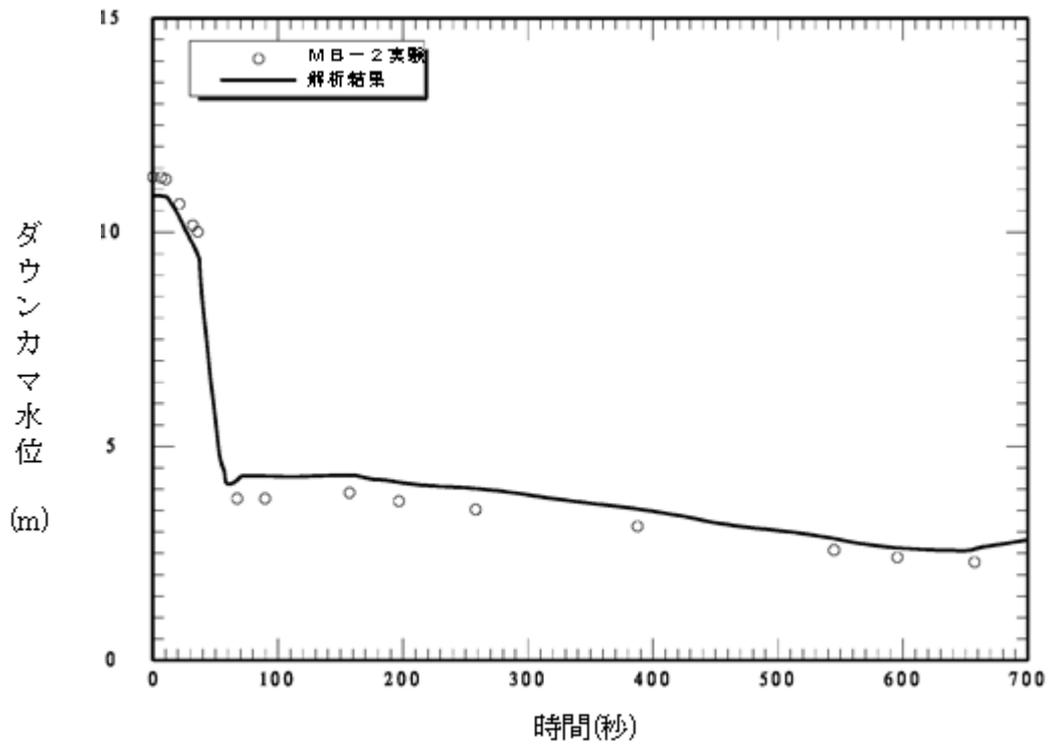
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 MB-2 実験ベンチマーク解析結果 (100%主蒸気管破断) (2/2)



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 MB-2 実験ベンチマーク解析結果 (給水流量喪失) (1/2)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 MB-2 実験ベンチマーク解析結果 (給水流量喪失) (2/2)

4.3 妥当性確認（炉心水位）

4.3.1 不確かさの検討

MAAPを用いた実機プラント解析では、事故発生後の炉心崩壊熱による1次保有水の蒸散による炉心露出、炉心の溶融進展が重要となる。従って、MAAPにおける炉心水位は、ダウンカマ水位とバランスする炉心水頭に対して、崩壊熱によるボイド発生の影響を考慮した気泡水位（二相水位）を計算するモデルにより評価される。

MAAPでは、炉心ボイド率は炉心内の最大蒸気速度の関数として表され、

$$\alpha = \frac{\varphi}{2 + C_0 \varphi}$$

により計算される。 C_0 は集中定数、 φ はプール上端の表面ガス速度をチャーン流のドリフト速度 U_∞ で除したものであり、 U_∞ は、

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

により評価される。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。

上記においては、炉心部の水量は、崩壊熱による蒸散を考慮した上で、ダウンカマ水位と水頭でバランスする量として計算されることから不確かさは小さい。従って、気泡水位に係る不確かさは、ボイド率の計算に用いるモデルの不確かさに起因する。

MAAPでは、炉心燃料体系を模擬した炉心露出熱伝達実験（ ）より、ボイドモデルにおける集中定数の最適値を $C_0 = \text{$ としている。また、上記の炉心露出熱伝達実験よりボイドモデルの不確かさを同定し、集中定数 C_0 は～の範囲で不確かさを有していると評価している。

4.3.2 不確かさの影響確認

上述のボイドモデルにおける集中定数 C_0 について、感度解析により影響を確認する。解析ケースは、下記のとおりであり、ベースケースは、3ループプラントの「ECCS再循環機能喪失」である。MAXケースはボイド率が最大となるケース、MINケースは、ボイド率が最小となるケースである。

解析ケース	集中定数 C_0
ベースケース	<u>2.0</u>
MAXケース	<u>1.0</u>
MINケース	<u>2.5</u>

解析結果を図 4.3-1 に示す。本図では、大破断 LOCA に起因する初期の炉心露出後の再冠水以降に注目する。

炉心部でのボイド量が最大となるMAXケースでは、ECCS 再循環失敗後にもホットレグ接続部よりも炉心水位低下はしない結果となっている。一方、炉心部でのボイド量が最小となるMINケースでは、ベースケースよりも炉心水位は低下する結果となったが、炉心露出には至っていない。

以上より、ボイドモデルの集中定数 C_0 については、炉心露出には至らないものの、炉心水位に影響があることを確認した。

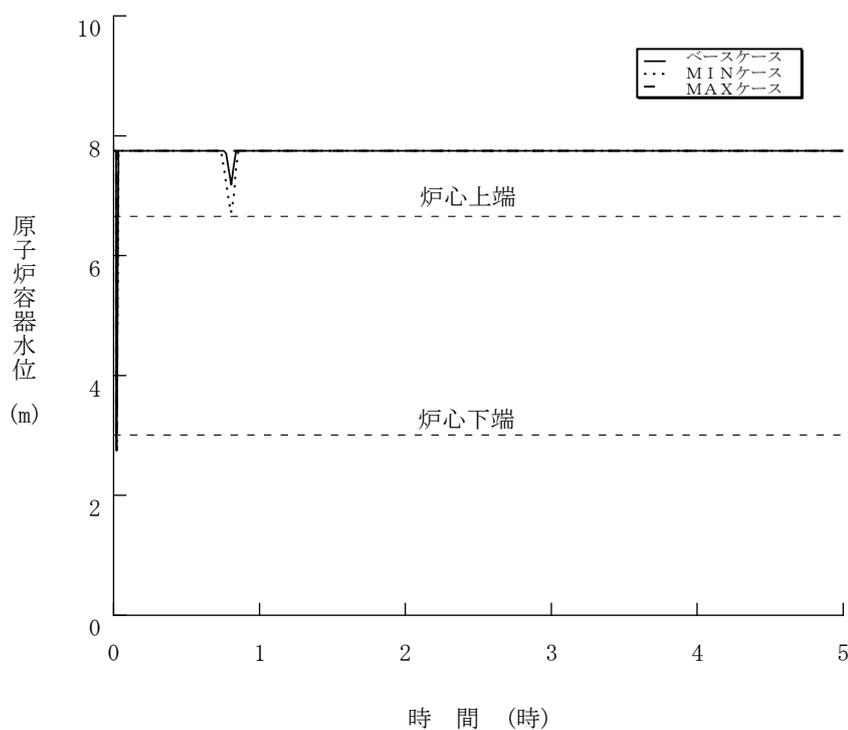


図 4.3-1 炉心水位計算モデルの感度解析による影響確認

4.4 妥当性確認（再循環ユニットによる自然対流冷却）

再循環ユニットによる自然対流冷却モデルでは、国内の凝縮熱伝達実験において確認された評価式を用いてユニットの形状に基づき設定された除熱特性を入力値としており、最適値であると言えるが、モデル化の観点から不確かさの整理を行う。また、入力値に用いている除熱特性は、格納容器に水素が存在しない場合に対する最適値であり、有効性評価においては、水素が発生する事象もあることから、水素が存在する場合の影響評価を行う。さらに、2つの観点で整理した不確かさを踏まえ、感度解析により影響の程度を把握する。

4.4.1 不確かさの整理（モデル化の観点）

実機の再循環ユニットを用いた格納容器内自然対流冷却は、冷却コイルに冷却水を通水することで気相部の水蒸気を凝縮させ、出入口の密度差を自然対流力（ドラフト力）として、自然対流を確立させるものである。

一方、MAAPにおける再循環ユニット自然対流冷却のモデルは、3.3.5(3)で述べたとおり、除熱特性（雰囲気温度に対する流速及び除熱量の関係）を与え、そこから計算される再循環ユニットの流速及び除熱量を用いて、質量・エネルギーのバランスにより、格納容器内の状態量を計算する方式である。

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

4.4.2 不確かさの整理（水素影響の観点）

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

有効性評価においては、格納容器での水素燃焼による爆轟の判定基準であるドライ換算で13%の水素濃度を超えないことを確認していることから、ドライ換算13%の水素が存在する場合、すなわち、水素濃度が最大限増加した場合を想定して検討する。

(1) 解析モデルへの影響

MAAPの再循環ユニットモデルでは、再循環ユニット入口のガス温度（すなわち、格納容器内雰囲気ガス温度）を入力値として除熱量とユニット吸い込みガ

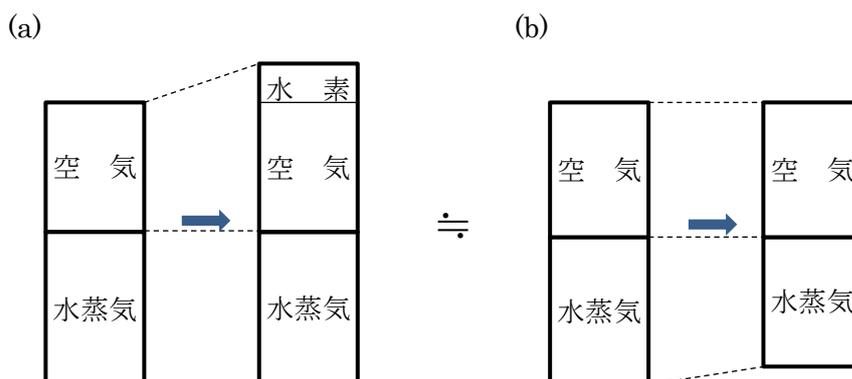
ス速度を計算するモデルであるため、水素ガスが存在する場合でも、影響はなく、除熱量及び速度は、除熱特性に従って計算される。

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

(2) 除熱量への影響

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

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



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

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

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

(3) 流速への影響

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

自然対流の駆動力及び再循環ユニット・ダクトにおける圧損を以下に示す。この2つの式がバランスする点で自然対流が成立する。

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

$$\text{圧損の式} \quad : \quad \Delta P = \frac{\zeta \times V^2 \times \rho_m}{2g}$$

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

格納容器雰囲気密度 ρ_1 及びユニット出口雰囲気密度 ρ_2 は、それぞれの空気密度と水蒸気密度の和であり、

$$\text{格納容器雰囲気密度} \quad : \quad \rho_1 = \rho_{a1} + \rho_{v1}$$

$$\text{ユニット出口雰囲気密度} : \quad \rho_2 = \rho_{a2} + \rho_{v2}$$

で示される。 ρ_m は、格納容器雰囲気密度 ρ_1 とユニット出口雰囲気密度 ρ_2 の平均値であり、

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

である。また、 ρ_{a1} 、 ρ_{v1} 、 ρ_{a2} 、 ρ_{v2} は、

ρ_{a1} 格納容器雰囲気空気密度（格納容器雰囲気空気分圧に対する密度）

ρ_{v1} 格納容器雰囲気水蒸気密度（格納容器雰囲気飽和温度に対する密度）

ρ_{a2} ユニット出口雰囲気空気密度（ユニット出口雰囲気空気分圧に対する密度）

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

により定義され、ユニット出口雰囲気の空気分圧は、全圧とユニット出口雰囲気

水蒸気分圧との差である。また、ユニット出口雰囲気水蒸気分圧はユニット出口雰囲気飽和温度から求める。

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

A) 水素を含まない場合

流速を評価するため、格納容器雰囲気密度 ρ_1 及びユニット出口雰囲気密度 ρ_2 を算定する。

気体の密度 ρ_a は、状態方程式を用い、

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

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

まず、格納容器内雰囲気密度 ρ_1 を求める。格納容器内圧力が 3.97 atm の場合の格納容器内の条件は、

《格納容器内条件》

- ・ 温度： 130 °C (格納容器内圧力の飽和温度)
- ・ 雰囲気水蒸気分圧： 2.67 atm
- ・ 雰囲気空気分圧： 1.31 atm
- ・ 雰囲気水蒸気密度 ρ_{v1} ： 1.50 kg/m³ (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 ρ_{a1} ： 1.14 kg/m³

である。ここで、雰囲気空気密度 ρ_{a1} は、

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

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

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

を得る。

次に、ユニット出口条件雰囲気密度 ρ_2 を求める。格納容器内圧力が 3.97 atm の場合のユニット出口の条件は、

《ユニット出口条件》

- ・ 温度： 74.2 °C (冷却コイルバランス計算値)
- ・ 雰囲気水蒸気分圧： 0.37 atm (雰囲気温度の飽和蒸気圧力)
- ・ 雰囲気空気分圧： 3.61 atm (全圧－飽和蒸気分圧)
- ・ 雰囲気水蒸気密度 ρ_{v2} ： 0.23 kg/m³ (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 ρ_{a2} ： 3.64 kg/m³

である。ここで、雰囲気空気密度 ρ_{a2} は、

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

により求めている。ユニット出口雰囲気気密度 ρ_2 は、 ρ_{a2} と ρ_{v2} の和であり、

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

を得る。

B) 水素を含む場合（水素混合空気の場合）

A) の状態から、ドライ換算濃度 13%の水素が混入した場合の評価を行う。

水素が混入した場合の密度変化は、

$$\text{格納容器雰囲気気密度（水素混入後）：} \quad \rho'_1 = \rho'_{a1} + \rho_{v1}$$

$$\text{ユニット出口雰囲気気密度（水素混入後）：} \quad \rho'_2 = \rho'_{a2} + \rho_{v2}$$

であり、このときの、気体の密度 ρ'_a は、

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

により計算する。

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

《格納容器内条件》

- ・ 温度： 130 °C（格納容器内圧力の飽和温度）
- ・ 雰囲気水蒸気分圧： 2.67 atm
- ・ 雰囲気空気分圧： 1.50 atm（水素濃度を 13%）
- ・ 雰囲気水蒸気密度 ρ'_{v1} ： 1.50 kg/m³（飽和蒸気密度）
- ・ 雰囲気空気密度 ρ'_{a1} ： 1.15 kg/m³

である。ここで、雰囲気空気密度 ρ'_{a1} は、

$$\rho'_{a1} = \frac{P'_{a1} \times 1.01325 \times 10^5}{R'_{a1} \times (T + 273.15)} = \frac{1.50 \times 1.01325 \times 10^5}{328 \times (130 + 273.15)} = 1.15$$

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

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

を得る。

次に、水素混入後のユニット出口条件雰囲気気密度 ρ'_2 を求める。格納容器内圧力が 4.17 atm の場合のユニット出口の条件は、

《ユニット出口条件》

- ・ 温度： 74.2 °C（水素を含まない場合の冷却出口温度を第一近似として設定）
- ・ 雰囲気水蒸気分圧： 0.37 atm（雰囲気温度の飽和蒸気圧力）

- ・ 雰囲気空気分圧： 3.80 atm (全圧－飽和蒸気分圧)
- ・ 雰囲気水蒸気密度 ρ'_{v2} ： 0.23 kg/m³ (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 ρ'_{a2} ： 3.38 kg/m³

である。ここで、水素混入後の雰囲気空気密度 ρ'_{a2} は、

$$\rho'_{a2} = \frac{P_a \times 1.01325 \times 10^5}{R_a \times (T + 273.15)} = \frac{3.80 \times 1.01325 \times 10^5}{328 \times (74.2 + 273.15)} = 3.38$$

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

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

を得る。

C) 流速への影響評価

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

自然対流流量 (流速) は、自然対流力の式及び圧損の式、すなわち、

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

$$\text{圧損の式： } \Delta P = \frac{\zeta \times V^2 \times \rho_m}{2g}$$

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

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

を得る。ここで、 α は定数をひとまとめにしたものである。

上式に、A) 及びB) の結果を代入することで、

$$\text{水素を含まない場合 } V = \alpha \times 0.615$$

$$\text{水素を含む場合 } V' = \alpha \times 0.554$$

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

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

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

(4) 水素影響評価のまとめ

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

除熱量の低下 : 約7%
 流速の低下 : 約10%

が見込まれる。

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

4.4.3 感度解析

再循環ユニット自然対流冷却モデルに関する不確かさとしては、水素が存在する場合に性能低下が見込まれることから、感度解析により格納容器雰囲気温度・圧力への影響を評価する。

(1) 解析条件

感度解析のベースケースは、3ループプラントの「原子炉格納容器の除熱機能喪失」である。ベースケースでは、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づく除熱特性（雰囲気温度に対する流速及び除熱量の関係）を与えている。また、4.3.2の検討より、最大限水素濃度が増加するとした場合の除熱特性の低下は、除熱量で約7%、流速で約10%である。感度解析ケースとしてこれらの性能低下を考慮した解析を実施した。

	除熱特性	設定根拠
ベースケース	設計に基づく除熱特性	設計値
感度解析ケース	設計に基づく除熱特性に対し、以下を見込む 除熱量 : -7% 流速 : -10%	水素による除熱特性への影響の検討結果(4.3.2)を包絡するよう設定

(2) 解析結果

解析結果を図 4.4-1 に示す。事象発生から約 4 時間で原子炉格納容器最高使用圧力に到達し、その 30 分後に再循環ユニットによる自然対流冷却を開始する。感度解析ケースにおいては、除熱量を 7%、流速を 10%低下させているため、格納容器圧力及び温度の最大値は増加する傾向であり、原子炉格納容器圧力の最大値は約 0.364 MPa[gage]であり、ベースケース（約 0.340MPa[gage]）よりも約 0.024 MPa 高めに評価する結果となる。格納容器温度の最大値は約 136℃であり、ベースケース（約 133℃）よりも約 3℃高めに評価する結果となる。なお、本評価は、最大限水素濃度が増加するとした場合（ドライ換算 13%）に対する評価であり、実際の性能低下は、水素濃度に依存する。

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

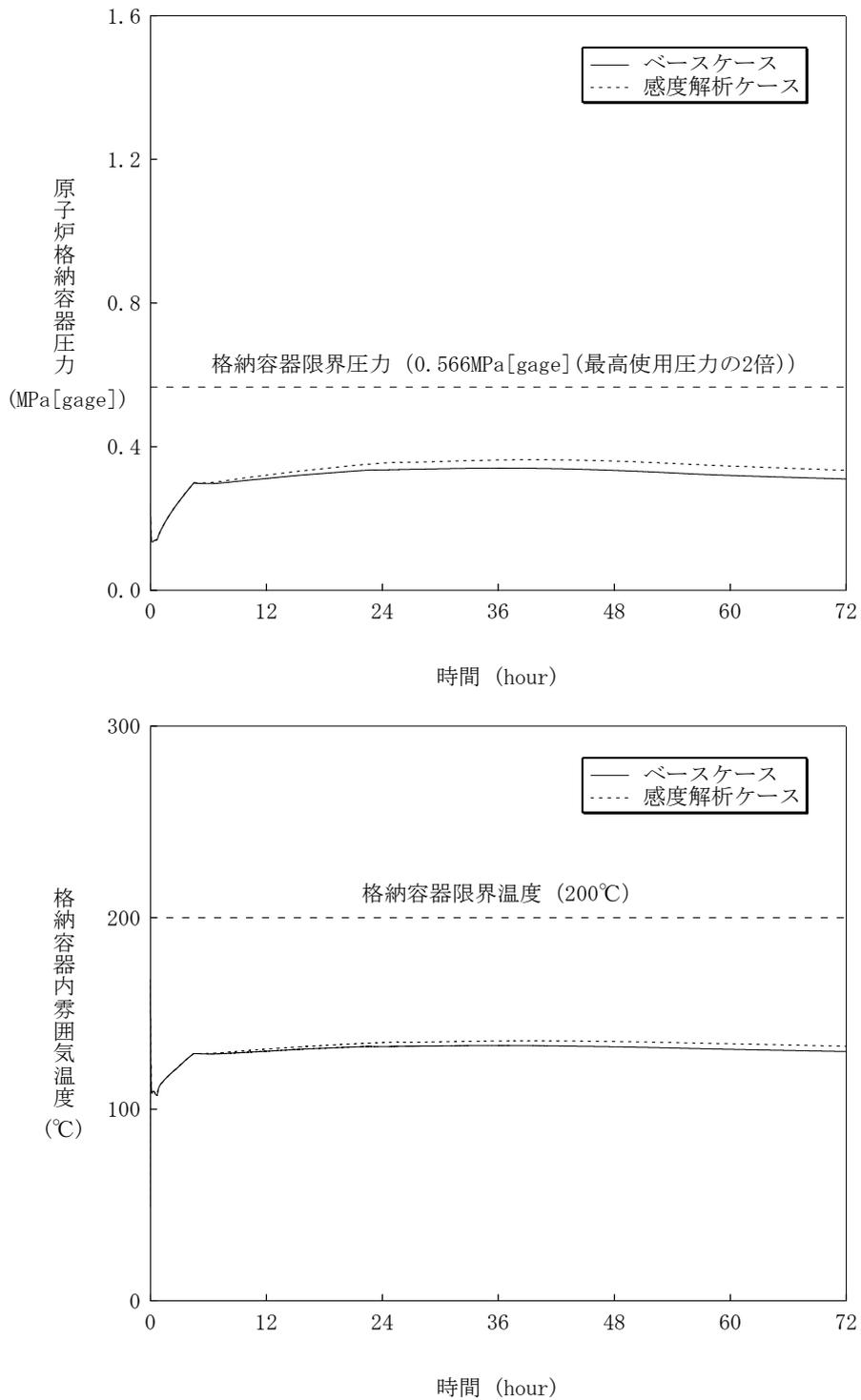


図 4.4-1 再循環ユニット自然対流冷却モデルに関する感度解析結果

4.5 妥当性確認（原子炉容器破損及び炉心デブリ流出挙動）

原子炉容器破損及びそれに伴う炉心デブリの流出挙動に関しては、体系的な実験等による研究がなく、特に実機スケール現象について有効なデータが得られていない状況であり、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難である。また、海外での考察等による知見に基づいてMAAPの解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると判断できるが、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、不確かさの整理を行う。

なお、本検討における感度解析結果については、添付1、2を参照する。

4.5.1 原子炉容器破損

(1) 原子炉容器破損について

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

(2) 解析モデルに関する考察

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

a) 限界せん断応力（計装用案内管溶接部の破損）

貫通部の溶接部が炉心デブリによって加熱されることで強度を失い、貫通部が飛び出すことによって原子炉容器が破損する。具体的には、貫通部の溶接部のせん断応力は、1次系と格納容器の圧力差と釣り合った状態になっているが、せん断応力が限界せん断応力を超えると貫通部が飛び出し、原子炉容器が破損する。この限界せん断応力は温度に依存しており、MAAP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モデルは妥当と判断できる。

b) 歪み（計装用案内管溶接部の破損）

炉心デブリが下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉容器の壁に歪みを生じ、溶接部にも同様に歪みが発生し、溶接部の歪み量がしきい値を超えた場合に、破損が発生したと判定している。このしきい値は実験によって妥当性が確認されたものであるが、実験結果のばらつきも

考慮し、歪みのしきい値に関する感度を確認する。

c) Larson-Miller パラメータ (クリープ破損)

Larson-Miller パラメータ手法は、応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する手法であり、一般的な手法である。MAAPでは、応力として圧力、温度、炉心デブリの荷重を考慮し、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。

(3) 原子炉容器破損に関する感度解析

溶接部破損時の歪みのしきい値に関する感度解析を実施した (添付1参照)。

感度解析では、歪みのしきい値の有意な感度を確認する目的で、早期に破損に至る条件として、溶接部破損時の歪みのしきい値を 1/10 に低下させ、その場合、原子炉容器破損が 5 分程度早くなる結果を得た。したがって、歪みのしきい値が原子炉容器破損の時期に与える感度は小さいと言える。なお、格納容器破損防止の「高圧溶融物噴出/格納容器雰囲気直接加熱」の場合、溶接部破損時点での 1 次系圧力は 2.0 MPa[gage]を下回ることも確認しており、原子炉容器破損の不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(4) 原子炉容器破損に関するまとめ

原子炉容器破損現象について、MAAPのモデルを考察することで、原子炉容器破損現象への影響因子を抽出し、それぞれに対し、MAAPのモデルの妥当性を確認した。

炉心デブリ流出現象への影響因子として、「限界せん断応力」、「歪み」及び「Larson-Miller パラメータ」に関して、MAAP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、有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

4.5.2 炉心デブリ流出

(1) 炉心デブリ流出について

原子炉容器が破損すると、その破損口からクラストを除く炉心デブリ (炉心デブリ、粒子状炉心デブリ、溶融スチール) がキャビティへ流出する。破損箇所は必ずしも原子炉容器底部とは限らないため、破損口よりも上部に堆積している炉心デブリが流出し、破損口より下部に堆積している炉心デブリは原子炉容器内に残存する。原子炉容器内に残存している炉心デブリが十分に冷却されない場合には、2 回目の破損が原子炉容器底部で発生し、残存している炉心デブリが流出する。炉心デブリが流出する際、原子炉容器破損口は侵食によって拡大する。

(2) 解析モデルに関する考察

MAAPでは前述した原子炉容器破損後の炉心デブリ流出挙動をモデル化しており、原子炉容器破損時の炉心デブリの流出挙動への影響因子について、MAAPのモデルの妥当性を考察する。

a) 開口部の閉塞

炉心デブリが流出する際、粒子状炉心デブリも一緒に原子炉容器外に流出するモデルとなっているが、実現象では開口部が粒子状炉心デブリによって閉塞し、炉心デブリがキャビティへ流出しない可能性がある。

しかしながら、MAAPでは粒子状炉心デブリの溶融も同時にモデル化しており、また、実現象においても、冷却ができずに原子炉容器が破損する状況では粒子状炉心デブリ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炉心デブリが流出するMAAP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

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

c) 原子炉容器2次破損

最初の原子炉容器破損が発生した後、炉心デブリは重力と水頭により流れることから、破損口よりも高い部分の炉心デブリのみがキャビティに落下し、残りは炉心デブリが残存する。また、冷却がなければ、残存した炉心デブリが原子炉容器を加熱し、炉心デブリの自重も加わることによって、原子炉容器がクリープ破損することが、実機において考えられ、MAAP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。

(3) 炉心デブリ流出に関する感度解析

初期破損口径を大きくすることで、破損口の侵食速度が大きい場合と同等の状況の評価する。初期破損口径を約3倍に設定しても、初期の炉心デブリジェットの流量が大きくなるものの、その後の事象進展への影響はほとんどなく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える（添付2参照）。

(4) 炉心デブリ流出に関するまとめ

炉心デブリ流出現象について、MAAPのモデルを考察することで、炉心デブリ流出現象への影響因子を抽出し、それぞれに対し、MAAPのモデルの妥当性を確認した。

炉心デブリ流出現象への影響因子として、「開口部の閉塞」、「破損口の侵食による拡大」及び「原子炉容器2次破損」に関して、MAAP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、有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

4.6 妥当性確認 (DCH 現象防止関連モデル)

高压溶融物放出 (HPME : High Pressure Melt Ejection、以下、HPME と称す。) / 格納容器雰囲気直接加熱 (DCH : Direct Containment Heating、以下、DCH と称す。) に関しては、炉心溶融後に加圧器逃がし弁を開放することにより、1次系を強制減圧させ、原子炉容器の破損までに1次系圧力を 2.0 MPa[gage]以下とすることで、HPME 及びそれに引き続く DCH の防止が達成される。炉心溶融から原子炉容器破損に至るまでの種々の物理現象について、解析モデルの不確かさの整理を行い、有効性評価への影響を確認した。

本検討の詳細については添付 1 に示すとおりであり、以下に概要を述べる。

4.6.1 不確かさの整理

有効性評価では、HPME/DCH の評価事象として、「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」を想定している。炉心損傷時点では、1次系は高压状態であり、以降の進展は、

- ・ 炉心溶融
- ・ 加圧器逃がし弁開放による1次系強制減圧
- ・ 1次系の減圧に伴い、蓄圧タンクからの注水開始
- ・ 炉心溶融が進展し、下部プレナムに落下する際、原子炉容器内 FCI 発生
- ・ 下部プレナムで炉心デブリによる加熱により原子炉容器破損
- ・ 原子炉容器の破損口から溶融物落下 (噴出)

である。これらの事象進展において、原子炉容器破損の時点での1次系圧力へ影響する要因として、

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

があり、それぞれについて不確かさ及びその取扱いを述べる。

(1) 1次系圧力変化

a) 加圧器逃がし弁による1次系強制減圧

加圧器逃がし弁による減圧挙動そのものは、加圧器逃がし弁の容量、開放時の流量により決まるが、容量はプラント設計に基づき決定され、流量はサブクールから二相状態まで適用可能である臨界流モデルを使用しており、不確かさは小さいと言える。

b) 蓄圧タンクによる注水

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

(2) 原子炉容器内 FCI

a) 冷却水の状態

原子炉容器内 FCI による水蒸気発生のは易さは水のサブクール度に依存し、加圧器逃がし弁開放後に1次冷却系が減圧する過程では減圧沸騰しており飽和水である。したがって、水蒸気発生のは易さの観点では、不確かさは小さいと言える。また、下部プレナム部の冷却水の量に関しては、1次冷却材の減圧沸騰に伴う減少と蓄圧注入による増加の結果であり、解析モデルは、一般的な質量・エネルギー保存則に基づいており、不確かさは小さいと言える。

b) デブリジェット径

実現象では解析よりもデブリジェットの落下径が小さい場合が考えられるため、この観点で不確かさが存在する。デブリジェットの落下径により、炉心デブリと水の接触面積が左右され、水蒸気発生の中で影響があることから、デブリジェット径の感度を確認する。

c) エントレイン量

Ricou-Spalding の式の比例係数であるエントレインメント係数について、大規模実験に対するベンチマーク解析によって、その範囲を設定しており、有効性評価の解析ではその最確値を設定している。したがって、エントレインメント係数には不確かさが存在すると考えられることから、エントレインメント係数に関して感度を確認する。

d) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

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に基づき設定していることから妥当であると考えられるが、解析において設定したデブリ粒子の径は、実験での平均的な値であり、実験ケースによってばらつきが存在している。したがって、この観点で不確かさが存在することから、デブリ粒子の径の感度を確認する。

(3) 原子炉容器破損時期

a) 炉心ヒートアップ

炉心水位が低下すると、崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際、被覆管温度が上昇するとジルコニウム-水反応の酸化発熱反応によってヒートアップが促進される。炉心のヒートアップ速度には不確かさがあるため、感度を確認するパラメータとして、ヒートアップ時の被覆管表面積を選定し、被覆管表面積に関する感度解析を実施する。

b) 炉心崩壊挙動

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

c) 炉心デブリと上面水プールとの伝熱

炉心デブリ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、炉心デブリは冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。限界熱流束には不確かさがあり、これが小さい場合には、炉心デブリが冷却されにくくなり、原子炉容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって、下部プレナム内の炉心デブリ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。

d) 炉心デブリと原子炉容器間の伝熱

炉心デブリが下部プレナムに堆積し、原子炉容器との間にギャップが生じている状況では、そのギャップに水が侵入するため、炉心デブリが冷却され、そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。限界熱流束には不確かさがあり、これが小さい場合には、炉心デブリが冷却されにくくなり、原子炉容器破損へいたる事象進展も早くなる。したがって、下部プレナム内の炉心デブリとギャップに侵入した水との間の限界熱流束に関する感度解析を実施する。

e) 原子炉容器破損判定

計装用案内管溶接部の破損については、せん断応力による判定と歪みによる判定を併用している。せん断応力による判定では、データに基づく温度依存の限界せん断応力との比較によって破損判定を行っており、不確かさは小さいと

判断している。一方、歪みによる判定では、破損時の最大歪みをインプットとして与え、これとの比較によって破損判定を行っている。後者については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不確かさがあると考えられ、溶接部破損時の最大歪みに関する感度解析を実施する。

4.6.2 まとめ

HPME/DCH 防止に関する不確かさの要因として抽出した、

- ・蓄圧注入の圧力損失
- ・破損口径
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・デブリ粒子の径
- ・炉心ヒートアップ時の被覆管表面積
- ・燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
- ・下部プレナム内の炉心デブリ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
- ・溶接部破損時の最大歪み

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

その結果、デブリジェット径、Ricou-Spalding のエントレインメント係数、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度については圧力スパイクに対する感度は数 MPa 程度あるものの、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力に対する感度は小さい。また、蓄圧注入の圧力損失、デブリ粒子径、下部プレナム内の炉心デブリと上面水プールとの間の限界熱流束、炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達、溶接部破損時の最大歪みについては圧力スパイクに対する感度が小さい。炉心ヒートアップ及びリロケーションの進展が早い場合の挙動を確認するため、被覆管表面積、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度について、有意な感度を確認できるよう、非現実的な条件を設定し、事象進展を 10 数分～20 数分程度早めた場合でも、原子炉容器破損時の 1 次系圧力は 2.0 MPa[gage]を下回っており、HPME/DCH には至らない結果となった。

以上より、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えない。

4.7 妥当性確認（原子炉容器外 FCI 現象関連モデル）

FCI 現象に関しては、国内外で実験等による研究が継続中であること、及び、実機スケール現象については有効なデータが得られていない状況であり、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難である。また、国内外で実験等による知見に基づいてMAAPの解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると判断できるが、最新知見に基づくモデルの改良にはタイムラグが存在する現状もある。よって、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、解析モデルの不確かさの整理を行い、有効性評価への影響を確認した。

本検討の詳細については添付 2 に示すとおりであり、以下に概要を述べる。

4.7.1 不確かさの整理

有効性評価では、原子炉容器外 FCI の評価事象として、「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」を想定している。その後の事象進展は、炉心溶融開始後に代替格納容器スプレイによる格納容器内注水を実施するため、原子炉容器破損時点でキャビティに水が十分に存在する。このような事象進展において、原子炉容器外 FCI による格納容器圧力に影響する要因としては、

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

であり、それぞれについて不確かさ及びその取扱いを述べる。

(1) キャビティ水温

MAAPの解析モデルでは、キャビティ水は、1次冷却系から放出された冷却水とスプレイ水が混合したものであり、これらの質量・エネルギー・バランスより、キャビティ水温が決定される。1次系から放出された冷却水の初期状態は、プラント設計に基づき設定されるものであり、不確かさは小さいと言える。また、スプレイ水は、再循環前はRWSTを水源とし、再循環後はサンプル水から熱交換器を通して得られた水温が使用される。ここで、有効性評価の解析ではRWSTの水温を、現実的な範囲内で高めの値である夏季温度を設定している。したがって、不確かさが存在する場合でも、キャビティ水温は、解析で仮定した条件よりも低くなる方向であり、水蒸気の大量発生観点から、不確かさは問題とならない。

(2) キャビティへの注入量

MAAPの解析モデルでは、格納容器内の流動は、ノード・ジャンクションモデルによって、ブローダウン水、スプレイ水等のキャビティへの流入量を計算し、キャビティの幾何形状に基づき、水位（水深）を計算している。すなわち、格納容器形状とスプレイ開始のタイミング（事故シーケンス）で決まる。格納容器形状に関してはプラント設計データにより設定されることから不確かさは小さい。一方で、炉心デブリの落下時にもキャビティへの注水が継続した状態であることから、キャビティへの注水や炉心デブリの落下のタイミングによっては、キャビティ水深が変化し得ることから事故シーケンスに基づく不確かさは存在すると考えられる。したがって、キャビティ水深の感度を確認する。

(3) デブリジェット径

デブリジェット径は、原子炉容器の破損口径によって決まる。原子炉容器の破損口径に関しては、原子炉容器下部ヘッドに貫通部が存在し、主たる破損モードは、貫通部（計装案内管）の溶接部が破損し、貫通部程度の開口が生じるものと仮定している。したがって、破損の際、貫通部と同等の破損口が形成されるのか貫通部の周辺も熔融破損するのかについては不確かさがあることから、破損口径の感度を確認する。

(4) 1次系圧力

圧力が高ければ原子炉容器下部ヘッド破損口からの炉心デブリの落下（噴出）を加速させる傾向がある。炉心熔融時に1次系圧力が高い状態の重大事故シーケンスにおいては、炉心熔融の検知による運転員操作による加圧器逃がし弁の開放に伴い、炉心デブリの落下前に、1次系は十分に減圧された状態となることから、1次系圧力に関しては、炉心デブリの落下量及び落下速度に対して影響は小さい。

(5) エントレイン量

エントレインメント係数は、大規模実験に対するベンチマーク解析によって、その範囲を設定しており、有効性評価の解析ではその中間的な値を設定している。したがって、エントレインメント係数には不確かさが存在すると考えられることから、エントレインメント係数に関して感度を確認する。

(6) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

炉心デブリのエントレインメント量は、**Ricou-Spalding** の式により計算され、デブリ粒子の数はデブリ粒子の径により計算されるため、デブリ粒子の径がキーパラメータである。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、 $(\text{UO}_2/\text{ZrO}_2)$ を

用いた大規模実験に基づき設定していることから妥当であると考えるが、解析において設定したデブリ粒子の径は、実験での平均的な値であり、実験ケースによってばらつきが存在している。したがって、この観点で不確かさが存在することから、デブリ粒子の径の感度を確認する。

(7) 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、キャビティ区画から他区画への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。MAAPでは、格納容器内の流動はノード-ジャンクションモデルであり、キャビティ区画から他区画への流れは、ノードの圧力、ジャンクションの圧力損失により、差圧流や臨界流として取り扱われる。

ジャンクションの圧力損失に関しては、一般的な流動モデルを扱っていることから、不確かさは小さいと判断する。

4.7.2 まとめ

FCI 現象について、国内外で実施された実験等で得られた知見を整理することで、FCI 現象への影響因子を抽出し、それぞれに対し、MAAPのモデルの妥当性を確認した。

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

- ・キャビティ水深
- ・破損口径
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・デブリ粒子の径

これらの項目について感度解析を行い、圧力スパイクへの感度を確認した結果、いずれについても圧力スパイクに対する感度は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えない。

4.8 妥当性確認（MCCI 現象関連モデル）

MCCI 現象に関しては、国内外で実験等による研究が継続中であること、及び、実機スケール現象については有効なデータが得られていない状況であり、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難である。また、国内外で実験等による知見に基づいて MAA P の解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると判断できるが、最新知見に基づくモデルの改良にはタイムラグが存在する現状もある。よって、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、解析モデルの不確かさの整理を行い、有効性評価への影響を確認した。

本検討の詳細については添付 3 に示すとおりであり、以下に概要を述べる。

4.8.1 不確かさの整理

有効性評価では、原子炉容器外 FCI の評価事象として、「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」を想定している。その後の事象進展は、炉心溶融開始後に代替格納容器スプレイによる格納容器内注水を実施するため、原子炉容器破損時点でキャビティに水が十分に存在する。このような事象進展において、原子炉容器外 MCCI に影響する要因は、以下の 3 つの段階、

- ・ 炉心デブリのキャビティへの堆積過程
- ・ 炉心デブリの冷却過程
- ・ コンクリートの侵食過程

に分けられる。

以下、それぞれについて不確かさ及びその取扱いを述べる。

(1) 炉心デブリのキャビティへの堆積過程

a) キャビティ水量

水深が浅い方が、炉心デブリの細粒化量が小さくなる傾向がある。MAA P の解析モデルでは、格納容器内の流動は、ノード-ジャンクションモデルによって、ブローダウン水、スプレイ水等のキャビティへの流入量を計算し、キャビティの幾何形状に基づき、水位（水深）を計算している。すなわち、キャビティ水量は格納容器形状とスプレイ開始のタイミング（事故シーケンス）で決まる。格納容器形状に関してはプラント設計データにより設定されることから不確かさは小さい。一方で、炉心デブリの落下時にもキャビティへの注水が継続した状態であることから、キャビティへの注水や炉心デブリの落下のタイミングによっては、キャビティ水深が変化し得ることから、事故シーケンスに基づく不確かさは存在すると考えられる。キャビティ水深が浅い場合には、細粒化量が少なくなる傾向になり、キャビティ床に堆積する炉心デブリのうち、十分に冷却されないまま液滴が凝集するかあるいは連続相として堆積する割合が

増大する。水深が深い場合には、細粒化及び固化する量が多くなり、デブリベッドとして堆積する割合が増大する。定性的には、前者の状態では、炉心デブリは冷却されにくくなるといえる。また、炉心デブリが段階的にキャビティに落下する場合、溶融デブリが落下するたびに、一部が細粒化し、残りが連続相としてキャビティ床に堆積し、キャビティ内の水が蒸発してキャビティ水深が浅くなることを繰り返す。炉心デブリが段階的にキャビティに落下することによるキャビティ水深の減少は、炉心デブリ冷却の観点で厳しくなる。このように、キャビティ水深については不確かさが存在するため、代替格納容器スプレイの作動タイミングの感度を確認する。

b) エントレイン量

エントレインメント係数は、入力値で与える。有効性評価の解析では、エントレインメント係数は大規模実験に基づく値を使用しており妥当であると考えられるが、係数の不確かさの影響を把握する目的から、その感度を確認する。

c) デブリジェット径

デブリジェット径以外の条件が同じであれば、ジェット径によらず円錐の傾きは同じであり、単位長さあたりの細粒化量も同じになる。しかし、デブリジェットの径によって、ジェットの頂点までの長さが変わることから、その長さが床までの高さよりも大きい小さいかで、細粒化量が変わってくる。デブリジェット径が大きい場合には、細粒化されずに床に到達する割合が大きくなる。デブリジェット径が小さい場合には、デブリジェットが床に到達するまでに細粒化される割合が大きくなる。そのため、デブリジェット径の不確かさは、細粒化量の不確かさとして整理できる。

d) デブリ落下速度

速度が速い場合に細粒化も促進されると考えられるため、デブリ落下速度と細粒化量の間には相関がある。そのため、デブリ落下速度の不確かさは、細粒化量の不確かさとして整理できる。

e) 堆積したデブリ粒子

物理現象としては溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態となるが、解析モデルでは、キャビティ底の堆積デブリは均一に混合する仮定であり、溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態としては取り扱っておらず、クラストと溶融プールから構成される平板状の発熱体として模擬しており、そのモデルの不確かさについては「炉心デブリの冷却過程」で取り扱う。溶融プールとデブリ

粒子が成層化した状態では、溶融プールからキャビティ水への伝熱の点で影響があり、不確かさが存在する（感度解析に関しては、後述の「水と炉心デブリの伝熱」にて整理する）。

f) 炉心デブリの拡がり・堆積形状

冠水したキャビティ床面への炉心デブリの拡がり面積については、DEFOR 実験において堆積形状が山状になるという結果が得られているものの拡がりの観点で詳細に研究がなされているものではなく、知見の拡充が必要であり、現象として不確かさがある。よって、キャビティ床面への拡がりについての感度を確認する。その際、山状に堆積する可能性についても考慮している。

(2) 炉心デブリの冷却過程

a) 水と炉心デブリの伝熱

溶融プール上にデブリ粒子が堆積し、粒子ベッドを形成するにより、クラストと水の接触が阻害され、炉心デブリの冷却が悪化することも考えられる。解析モデルでは、粒子ベッドによる冷却の悪化を模擬していないことから、不確かさが存在する。これらの不確かさは、熱伝達係数の低下であるから、熱伝達係数の感度を確認する。

b) 上面クラストの亀裂・表面形状・温度低下

クラストと水の界面は、諸外国での実験で示されているように、クラストに亀裂を生じており、そこに水が浸水することが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストと水の接触面が大きくなり、炉心デブリの冷却は促進されることから、クラストの亀裂に関しては、不確かさの観点では問題とならない。また、クラストの表面形状に凹凸が生じる可能性については、伝熱面積が大きくなるから、不確かさの観点では問題とならない。また、上面クラストの温度低下については、炉心デブリが冷却される方向であり、これについても不確かさの観点では問題とならない。

c) 溶融プールと下面・側面クラスト間の伝熱

溶融プールとクラストとの間の熱伝達については、溶融プール内の状態（固化燃料の割合）に関する不確かさや対流の不確かさが存在する。溶融プールとクラストとの間の熱伝達が大きい場合には、クラストが溶融し、コンクリートへの伝熱量が増大するため、コンクリート侵食がしやすくなる傾向となる。ただし、有効性評価の状態、すなわち、原子炉キャビティへ注水した状態におい

ては、炉心デブリからの除熱は、炉心デブリと温度差が大きい、冷却水側（上面）が支配的になることから、不確かさは存在するものの、影響としては小さいものとする。

d) 下面クラストとコンクリートの接触面積

炉心デブリとコンクリートの接触に関しては、理想的な平板で密着した状態で取り扱っていることから、接触面積に不確かさが存在する。接触面積が小さいとコンクリートへの伝熱量が小さくなることが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストとコンクリートの接触面が小さくなり、コンクリート侵食が抑制されることから、接触面積に関しては、不確かさの観点で問題とならない。

(3) コンクリートの侵食過程

a) コンクリート組成

コンクリートには主に玄武岩系のコンクリートと石灰岩系のコンクリートがある。コンクリート組成が異なると、コンクリート侵食挙動にも違いが生じる。玄武岩系のコンクリートの特徴は Si の含有量が多い。一方、石灰岩系のコンクリートの特徴は Ca、CO₂ が比較的多く含まれていることである。しかしながら、コンクリート組成については、物性値が把握できており、不確かさに対する感度解析は不要である。

4.8.2 まとめ

MCCI 現象について、国内外で実施された実験等で得られた知見を整理することで、MCCI 現象への影響因子を抽出し、それぞれに対し、MAAP のモデルの妥当性を確認した。

MCCI の不確かさの要因について、実現象と解析モデルの差に着目し、以下のとおり抽出した。

- ・キャビティ水深
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・炉心デブリの拡がり
- ・水-炉心デブリ間の熱伝達係数

これらの項目について感度解析を行い、MCCI 現象への感度を確認した結果、水・炉心デブリ間の熱伝達係数を除いてはコンクリート侵食量への感度は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えないことを確認した。

水・炉心デブリ間の熱伝達係数については、MAAP では、溶融プール上面への粒子デブリの形成や溶融プール上面のクラスト亀裂への浸水などの詳細な模擬は行

っていないため、水・炉心デブリ間の限界熱流束を有効性評価の 1/4 程度まで下げることで、MCCI 実験で観測された熱流束を模擬した場合の感度解析を行い、侵食量が約 20cm となる結果であった。ただし、この解析では限界熱流束を一様に下げるように作用し、初期に高温の炉心デブリが水と接触する場合においても限界熱流束を小さく評価するものである。今回調査した実験においても、初期には高い熱流束(500～1,000kW/m²) が観測されていることから、非常に厳しい条件である。したがって、有効性評価に使用した Kutateladze 係数(800kW/m² 相当)には、妥当性があると判断でき、現実的な範囲で低下させても、上記のような侵食には至ることはないものと考えられる。

なお、コンクリート侵食による水素濃度の増加については、20cm の侵食量に対して、水素濃度(ドライ換算)の増加は 3%程度であった。無視し得る程度ではないことから、有意なコンクリート侵食を伴う場合には、原子炉容器内で水素発生との重ね合わせた評価が必要である。その際、MAAP の解析モデルでは、コンクリート分解に伴い発生する水は炉心デブリ内に混入して金属の酸化反応に消費される仮定としているため、水素発生量としては多めに評価される傾向があること、また、炉心デブリ内に残存する非酸化金属量にも依存することを考慮すべきである。

また、格納容器圧力への影響としては、MCCI による水素発生の場合、炉心デブリの熱エネルギーがコンクリートへの伝熱やコンクリート分解に消費されるため、キャビティ水の蒸発量は低下する。そのため、格納容器圧力の上昇は、コンクリート侵食が無い場合に比べて緩やかとなる。

4.9 妥当性確認 (FP 挙動モデル)

炉心からの FP 放出モデルについては、これまでに実験やモデル化検討がなされてきており、MAAP ではその知見に基づく FP 放出モデルが採用されている。有効性解析で採用している FP 放出モデルの妥当性を検討するために、炉心からの放出速度を変更した場合に対する感度解析によって、炉心溶融検知判断の観点から特に格納容器空間に放出される希ガスの量を比較する。

炉心溶融検知判断が遅れる可能性があるという観点から、炉心からの FP 放出速度に係る係数を 1 割低減し、どの程度影響があるかを感度解析によって評価した。評価対象シーケンスは、FP の格納容器への放出が LOCA 事象よりも遅くなる「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」を想定した。

格納容器上部区画の希ガス量を図 4.9-1 に示す。ベースケースと FP 放出率に係る係数を 1 割低減させたケースとを比較すると、いずれの場合も、格納容器上部区画の希ガス量は、被覆管破損時点から増加し始め、炉心が本格的に溶融するにしたがって急激に増加し、最終的にはほぼ同じ量になった。したがって、FP 放出速度が 1 割低減しても、炉心溶融検知判断への影響はほとんどないといえる。

また、炉心溶融時点における格納容器内線量率は、感度解析ケースにおいてベースケースよりも約 2%大きくなる結果となった。感度解析ケースでは、FP 放出速度を低下させているが、その分崩壊熱が燃料内に蓄積され、炉心の温度が高くなることから、FP 放出量が増加し、炉心溶融時点における格納容器上部区画の FP 質量は感度解析ケースの方が大きくなっており、その結果線量率も僅かに増加した。しかしながら、炉心溶融開始後、格納容器内の線量率は急激に増加することから、いずれにしても炉心溶融検知判断への影響はほとんどない。

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

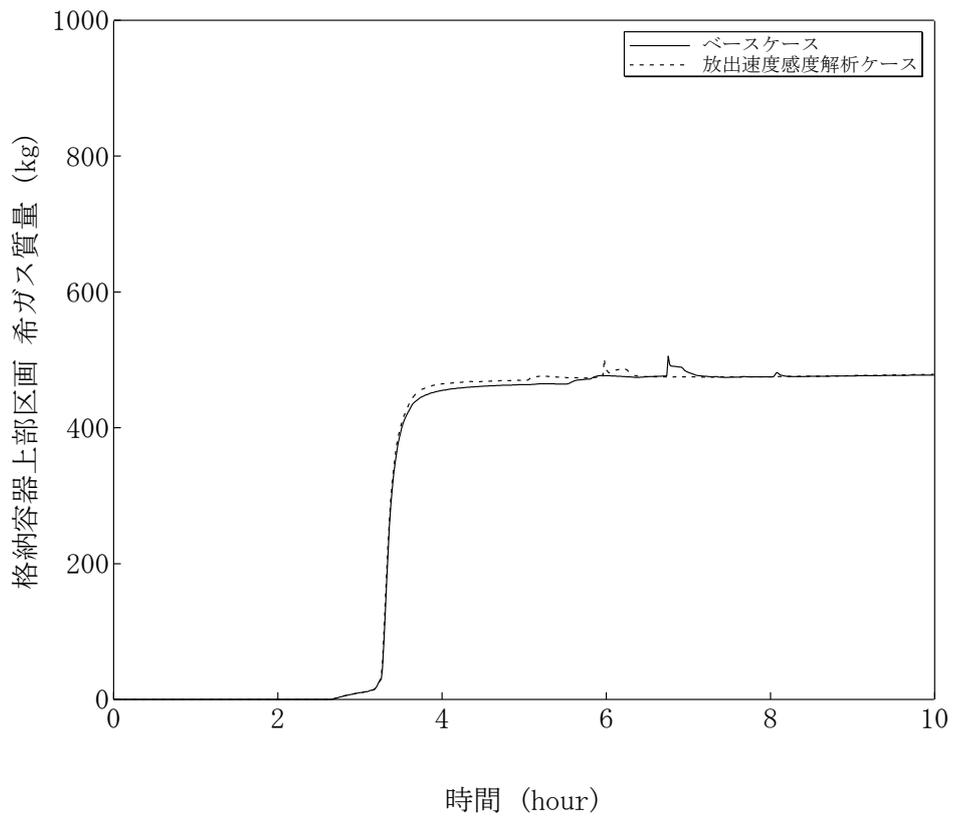


図 4.9-1 FP 放出速度感度解析

4.10 実機解析への適用性

4.10.1 事故解析及び実験解析の実機への適用性

各種の事故解析及び実験解析により妥当性確認を行った重要現象についての実機解析への適用性について、以下に記述する。

(1) 冷却材放出（加圧器）

加圧器逃がし弁からの放出量は、加圧器逃がし弁の設定圧における流量特性を入力値として与えることから、作動時の流量には妥当性がある。TMI 事故解析（実機スケール）において、事故発生から加圧器逃がし弁元弁閉止（約 139 分）までの 1 次系圧力及び加圧器水位に着目した考察を行った結果、1 次系圧力及び加圧器水位は、TMI 事故データの特徴を模擬できていることから、加圧器逃がし弁からの冷却材放出モデルが妥当であることを確認した。

TMI 2 号機は、国内の 3 ループプラントと同程度の出力であるが、大型の貫流型蒸気発生器を採用した 2 ループプラントであることが特徴である。MAAP による解析は、このような特徴を入力条件として与えており、そこで得られた応答が事故データを模擬しているものであれば、解析モデルも妥当性を有すると考えられる。また、MAAP の 1 次系モデルは、健全側ループを 1 ループに縮約した 2 ループモデルであるが、この取扱いは、多くのコードで採用された実績があり、3 ループプラントや 4 ループプラントへの適用性を有すると考えられる。

以上より、MAAP は加圧器からの冷却材放出に関して実機解析に適用できる。

(2) 1 次系から 2 次系への熱伝達、冷却材放出（臨界流・差圧流）、2 次側水位変化・ドライアウト（蒸気発生器）

MB-2 実験の解析結果より、「1 次系から 2 次系への熱伝達」、「冷却材放出」及び「2 次側水位変化・ドライアウト」については、適正に評価されることを確認した。不確かさは小さいが、2 次系からの液相放出を伴う場合には、ともに過大評価する傾向がある。

MB-2 実験装置は、実機よりも規模が小さい 1/7 スケールであるものの、幾何的かつ熱水力的には同等に設計され、内部構造物も模擬したものである。したがって、ここで評価された「1 次系から 2 次系への熱伝達」の不確かさについては、実機スケールにおいても適用できると考えられる。「冷却材放出（臨界流・差圧流）」については、有効性評価では、主蒸気逃がし弁や主蒸気安全弁から放出であり、設計に基づいた容量を入力値で与え、その上で、上述の液相放出時の不確かさを扱えば良く、実機スケールにおいても適用できると考えられる。「2 次側水位変化・ドライアウト」については、実験装置の伝熱管高さ比は実機に比べ約 2/5 であり、スケール比を加味しても、不確かさが過度に拡大することはなく、実機スケ

ールにおいても適用できると考えられる。

また、蒸気発生器は、2～4ループプラントで、ほぼ同等なものが設置されており、プラントのループ数に対する依存性はない。

以上より、MAAPの蒸気発生器モデルは、実機解析に適用できる。

(3) 区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）、構造材との熱伝達

HDR 実験（実機スケール、70 ノード）、CSTF 実験（実機スケールの 0.3 倍、4 ノード）の種々の解析結果より、「構造材との熱伝達」を小さめに評価することを確認した。これにより、格納容器圧力変化及び温度変化を 10%程度高めに評価する傾向がある。

一方、HDR 実験、CSTF 実験の解析結果より、格納容器中に放出した非凝縮性ガスの濃度は、実験結果をよく模擬していることを確認した。

また、詳細なノード分割（70 ノード）を行っている HDR 実験と実機解析と同程度のノード分割を行っている TMI 事故及び CSTF 実験（いずれも 4 ノード）において、同様の挙動が確認されていることから、実機解析のノード分割数においても、格納容器内の挙動を適切に模擬できることを確認した。

以上より、MAAPは、格納容器の流動に関して実機解析に適用できる。

(4) 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）、リロケーション、下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達、水素濃度

炉心ヒートアップ時の水素発生について、水素発生量及びその発生期間が TMI 事故の分析結果と概ね一致する結果が得られることを確認した。

炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）に引き続き計算された炉心のリロケーションについては、220 分時点の炉心状態について、TMI 事故の分析結果と一致する状態が得られていることを確認した。下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達として、原子炉容器壁面の温度の挙動に着目し、同様に、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。

TMI 2 号機の炉心は、国内の 3 ループプラントと同程度のサイズであり、また、炉心ヒートアップやリロケーションに関する基本的な現象は、ループ数を問わず同様の経過となるものと考えられる。

以上より、炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）モデル、炉心リロケーションモデル、下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達モデルについて、実機解析に適用できる。

- (5) 炉心デブリ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
ACE 及び SURC 実験に対するベンチマーク解析結果より、炉心デブリからコンクリートへの伝熱及びコンクリート侵食に関しては適正に評価されることを確認した。
- 本モデルは、炉心デブリとコンクリートの熱伝達及びコンクリート分解に関する基本的なモデルであり、実機への適用に際して、スケール性の考慮は不要である。

4.10.2 感度解析による検討の整理

実機あるいは実験を用いた検証ができない重要現象に関しては、各種の感度解析により実現象の模擬の不確かさについて妥当性確認を行ったが、これらの感度解析は国内 PWR のモデルを用いておりその結果は実機に対して適用できる。

以下その適用性に係る考察について記述する。

(1) 沸騰・ボイド率変化、気液分離（炉心水位）・対向流

炉心水位計算に適用しているボイドモデルの集中定数について、不確かさの範囲で感度解析を実施し、ECCS 再循環失敗時の炉心水位低下に対する影響を確認した結果、炉心水位に対して感度があるものの、ボイド率が最小となるケースでも、炉心露出には至らないことを確認した。

ただし、MAAP の炉心や 1 次系の熱水力応答のモデルは、簡略的な模擬であり、上記検討に加えて、他コードとの比較等に基づく検討を行っていくものとする。

(2) 蓄圧タンク注入特性

蓄圧タンク注入特性について、蓄圧注入ラインの流動抵抗（圧力損失）を 50% 増加させた場合でも、事象進展に与える影響は軽微であることを確認した。

また、蓄圧タンク内圧と 1 次系圧力の差圧流に関するモデルの不確かが小さいことを確認した。

(3) 再循環ユニット自然対流冷却

再循環ユニットを用いた自然対流冷却については、格納容器内に水素が存在する場合の影響を確認した。最大水素濃度（ドライ換算で 13%）を想定した場合、水素が存在しない場合に対し、除熱量で約 7%、流速で約 10%、それぞれ低下する結果が得られた。これらを反映した感度解析により、格納容器圧力を 0.024MPa、温度を 3°C の範囲で高めに評価することが確認された。

(4) 原子炉容器内 F C I (溶融炉心細粒化、熱伝達)

圧カスパイクの大きさは溶融炉心の細粒化割合および粒子径の影響が大きいので、細粒化モデルとして適用している Ricou-Spalding モデルにおけるエントレインメント係数、デブリ粒子の径をパラメータとして感度解析を実施した。

その結果、いずれの場合でも圧カスパイクは原子炉容器破損までに終息する結果となっており、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力に対する感度は小さい。

(5) 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

炉心デブリ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、原子炉容器下部プレナムの計装案内管溶接部の破損割合及び原子炉容器下部プレナムのクリープ破損割合の増加は僅かであり、原子炉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、炉心デブリと原子炉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、原子炉容器下部プレナムの計装案内管溶接部の破損割合及び原子炉容器下部プレナムのクリープ破損割合の増加は僅かであり、原子炉容器破損時刻にほとんど感度がないことが確認された。

(6) 原子炉容器破損

計装用案内管溶接部の破損は、溶接部の歪み量と、最大歪み(しきい値)を比較することで判定している。そこで、最大歪み(しきい値)を 1/10 に低下させた場合の感度解析を実施した結果、原子炉容器破損時間が 5 分早まることを確認した。この結果は、有意な感度を確認する目的から最大歪み(しきい値)を 1/10 に低下させているが、実機解析においては、最大歪がここまで低下することは無いので、影響は大きくないものと判断される。

(7) 原子炉容器外 F C I (溶融炉心細粒化、熱伝達)

圧カスパイクの大きさは溶融炉心の細粒化割合および粒子径の影響が大きいので、細粒化モデルとして適用している Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数、デブリ粒子の径、原子炉容器破損口径について、それぞれ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。

- (8) キャビティ床面での炉心デブリの拡がり、炉心デブリとキャビティ水の伝熱
- 炉心デブリの冷却への影響パラメータとして、キャビティ水深、Ricou-Spaldingのエントレインメント係数、デブリ粒子の径、炉心デブリの拡がり面積、及び、水-炉心デブリ間の熱伝達係数を抽出し、それぞれについて感度解析を実施した。
- キャビティ水深、Ricou-Spaldingのエントレインメント係数及び炉心デブリの拡がりに関しては、コンクリート侵食量への感度は小さい。
- 炉心デブリとキャビティ水の伝熱に関しては、COTELS実験においてクラストが形成された後の熱流束値となるよう、Kutateladze係数を有効性評価の1/4程度まで下げる場合に、コンクリート侵食する結果となったが、この解析では、限界熱流束を一様に下げ、初期に高温の炉心デブリが水と接触する場合に対しても限界熱流束を小さく評価するため、非常に厳しい条件である。今回調査した実験においても、炉心デブリが高温となっている初期には高い熱流束(500~1,000kW/m²)が観測されていることから、有効性評価に使用したKutateladze係数(800kW/m²相当)には、妥当性があると判断できる。よって、Kutateladze係数については感度があるものの、現実的な範囲(500kW/m²相当)に低下させても、上述のような侵食には至らないものと考えられる。

(9) 1次系内FP挙動、格納容器内FP挙動

炉心溶融検知判断が遅れる可能性があるという観点から、炉心からのFP放出速度に係る係数を1割低減し、どの程度影響があるかを感度解析によって評価した。その結果、ベースケース、感度解析ケースともに、格納容器上部区画の希ガス量は、被覆管破損時点から増加し始め、炉心が本格的に溶融するにしたがって急激に増加し、最終的にほぼ同じ量になった。したがって、FP放出速度が1割低減しても、炉心溶融検知判断への影響はほとんどないといえる。

表 4.10-1 重要現象の不確かさの整理 (1/4)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心	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
	燃料棒内温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2(3))	・TMI 事故解析 (4.2.1)	・TMI 事故の再現性を確認 (被覆管酸化に伴う水素発生量、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管変形に伴う炉心ヒートアップをほぼ妥当に評価)
	燃料棒表面熱伝達			
	被覆管酸化	デブリ挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7(1))	・感度解析 (4.3)	・炉心水位計算に用いるボイドモデルの集中定数に関する感度解析を「ECCS 再循環機能喪失」をベースとして実施し、水位変化に対して感度を有するものの、炉心露出には至らないことを確認。
	被覆管変形			
	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)	・炉心水位計算に用いるボイドモデルの集中定数に関する感度解析を「ECCS 再循環機能喪失」をベースとして実施し、水位変化に対して感度を有するものの、炉心露出には至らないことを確認。
気液分離 (炉心水位)・対向流	炉心モデル (炉心水位計算モデル) (3.3.2(4))			
1次系	構造材との熱伝達	1次系モデル (1次系破損モデル) (3.3.3(4))	・不要	—
加圧器	冷却材放出	1次系モデル (加圧器モデル) (3.3.3(3))	・TMI 事故解析 (4.2.1)	・加圧器逃がし弁による放出流量を適正に評価。
ECCS	ECCS 強制注入	安全系モデル (ECCS) (3.3.6(1))	・不要	・入力値に含まれる
	蓄圧タンク注入	安全系モデル (蓄圧タンク) (3.3.6(2))	・注入特性：不要 ・流動抵抗 (圧損)：感度解析 (4.6)	・注入特性は、入力値にて不確かさを考慮 ・流動抵抗 (圧損) の感度は小さい

表 4.10-1 重要現象の不確かさの整理 (2/4)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
蒸気発生器	1次系・2次系の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)	MB-2 実験解析 (4.2.6)	・1次系から2次系への熱伝達を適正に評価。ただし、2次系からの液相放出がある場合、伝熱量を過大評価する傾向。
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)			・蒸気放出の場合、放出量を適正に評価。液相放出の場合、過大評価する傾向。
	2次側水位変化・ドライアウト			・ダウンコマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価。液相放出がある場合、伝熱部コラプス水位を低めに評価。
格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	格納容器モデル (格納容器の熱水力モデル) (3.3.5(2))	HDR 実験解析 (4.2.2)	・格納容器温度：+10% ・格納容器圧力：+10% ・非凝縮性ガス濃度：適正に評価
	構造材との熱伝達		CSTF 実験解析 (4.2.3)	
	区画間の流動 (液体)		不要	
	スプレー冷却	安全系モデル (格納容器スプレー) (3.3.6(3))	不要	・注入特性は、入力値にて不確かさを考慮
	水素濃度	格納容器モデル (水素発生) (3.3.5(4))	TMI 事故解析 (4.2.1)	・ジルコニウム・水反応による水素の発生期間を適正に評価
	再循環ユニット自然対流冷却	格納容器モデル (再循環ユニットモデル) (3.3.6(5))	感度解析 (4.4)	・水素が存在しない場合は適正評価。 ・水素が存在する場合は、ドライ換算13%の場合、格納容器圧力を0.024MPa、温度を3℃の範囲で高めに評価。

表 4.10-1 重要現象の不確かさの整理 (3/4)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	デブリ挙動モデル (リロケーション) (3.3.7(2))	・ TMI 事故解析 (4.2.1)	・ TMI 事故の再現性を確認
	下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達	デブリ挙動モデル (下部プレナムでのデブリ挙動) (3.3.7(3))	・ TMI 事故解析 (4.2.1) ・ DCH 防止に関する不確かさの検討 (4.6 及び添付 1)	・ TMI 事故の再現性を確認 ・ 事象進展に影響する項目として以下を抽出。 ・ 炉心デブリと上面水プールとの熱伝達 ・ 炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達
	原子炉容器内 F C I (溶融炉心細粒化、熱伝達)		・ DCH 防止に関する不確かさの検討 (4.6 及び添付 1)	事象進展に影響する項目として以下を抽出。 ・ デブリジェット径 (炉心部の下部クラストの破損口径) ・ Ricou-Spalding のエントレインメント係数 ・ デブリ粒子の径
	原子炉容器破損、溶融			・ 計装用案内管溶接部の破損判定に用いる最大歪み (しきい値)

表 4.10-1 重要現象の不確かさの整理 (4/4)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 F C I (溶解炉心細粒化、熱伝達)	デブリ挙動モデル (原子炉キャビティでのデブリ挙動) (3.3.7(5))	・原子炉容器外 FCI 現象に関する検討 (4.7 及び添付 2)	原子炉容器外 FCI 現象の不確かさ要因として以下を抽出 <ul style="list-style-type: none"> ・キャビティ水深 ・ Ricou-Spalding のエントレインメント係数 ・デブリ粒子の径 ・原子炉容器破損口径
	キャビティ床面での炉心デブリの拡がり		・MCCI 現象に関する検討 (4.8 及び添付 3)	MCCI 現象の不確かさ要因として以下を抽出 <ul style="list-style-type: none"> ・キャビティ水深 ・ Ricou-Spalding のエントレインメント係数 ・デブリ粒子の径 ・炉心デブリの拡がり面積 ・水-炉心デブリ間の熱伝達係数
	炉心デブリとキャビティ水の伝熱		・ACE 実験解析 (4.2.4) ・SURC 実験解析 (4.2.5)	
	炉心デブリとコンクリートの伝熱		・MCCI 現象に関する検討 (4.8 及び添付 3)	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生			
1 次系内・格納容器内 F P 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (3.3.8)	・感度解析 (4.9)	炉心溶解検知に影響する項目として以下を抽出。 <ul style="list-style-type: none"> ・炉心からの FP 放出速度 	

5. 有効性評価への適用性

4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 5.2-1 に示す。

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 崩壊熱

崩壊熱について、有効性評価では、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用する。この影響について以下に述べる。

炉心損傷防止の観点では、「原子炉格納容器の除熱機能喪失」の場合、1次系からの長期的な冷却材放出量が大きくなり、格納容器圧力を高めに評価する傾向となる。

「ECCS 再循環機能喪失」の場合、大きめの崩壊熱曲線を与えることで、代替再循環後の燃料被覆管温度を高めに評価する傾向となる。

格納容器破損防止の観点では、大きめの崩壊熱曲線を与えることで、いずれの格納容器破損モードでも、炉心ヒートアップ、熔融進展を早める傾向となる。「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の場合、長期的な炉心デブリからの放出エネルギー量が大きく評価されるため、格納容器温度・圧力に対して厳しい結果を与える。「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の場合、炉心熔融から原子炉容器破損までの事象進展を早める傾向となり、高圧熔融物放出防止に対して厳しい結果を与える。「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」の場合、炉心デブリ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」の場合は、ジルコニウム・水反応による水素発生を早め、かつ、発生量を大きめに、コンクリート分解による水素発生量も大きめに評価する傾向となり、水素濃度評価に対して厳しい結果を与える。「熔融炉心・コンクリート相互作用」の場合、熔融デブリ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、炉心損傷防止策・格納容器破損防止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（炉心水位）・対向流（炉心（熱流動））

炉心水位計算に適用しているボイドモデルの集中定数について、不確かさの範囲で感度解析を実施し、ECCS 再循環失敗時の炉心水位低下に対する影響を確認した結果、水位変化に対して感度があるものの、ボイド率が最小となるケースでも、炉心露出には至らないことを確認した。

ただし、MAAPの炉心や1次系の熱水力応答のモデルは、簡略的な模擬であり、上記検討に加えて、他コードとの比較等に基づく検討を行っていくものとする。

5.1.3 冷却材放出（臨界流・差圧流）（加圧器）

加圧器逃がし弁の設定圧における流量特性を入力値として与えているため、作動時の流量には妥当性があると考えられる。また、TMI 事故データでは、加圧器逃がし弁からの放出量に関しては、直接的なデータは得られていないが、事故発生から加圧器逃がし弁元弁閉止までの 1 次系圧力及び加圧器水位の挙動から加圧器逃がし弁からの冷却材放出は適正に評価していると判断できる。

したがって、有効性評価において、加圧器からの冷却材放出を伴う「格納容器過温破損」及び「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」への適用性を有する。

5.1.4 構造材との熱伝達（1 次系）

過熱蒸気と構造材の熱伝達は、炉心部と同じく Dittus-Boelter の相関式を用い、1 次系配管のクリープ破損については、Lason-Miller パラメータ手法を適用している。いずれも、工学分野でクリープ破損評価に広く使用されるモデルであり、妥当性を有すると考えられる。

5.1.5 ECCS 注入系特性（1 次系）

強制注入系の動作は炉心損傷防止の場合のみ仮定し、その注入特性は入力値で与え、目的に応じて保守的な流量となるよう設定する。

「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、再循環水が飽和に近い状態で循環するため、注入水による蒸気凝縮効果がほとんどなく、格納容器圧力への影響は小さい。

「ECCS 再循環機能喪失」では、ECCS の注入特性として大きめの流量を設定することで、水源が早期に枯渇することから、解析の方が再循環切替の時期が早まる。再循環切替失敗後の代替再循環については、小さめの流量を設定することで、炉心水位の回復を保守的に評価できる。

なお、格納容器破損防止の場合、いずれの格納容器破損モードでも、強制注入系特性の不作動を仮定しているため、影響はない。

5.1.6 蓄圧タンク注入（1 次系）

有効性評価では、いずれの事象に対しても、蓄圧タンクの条件は入力値で与え、注入量が小さくなるよう設定し、炉心冷却に対して保守的な条件を与えている。

炉心損傷防止の場合、「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、長期的には格納容器圧力に与える影響は小さい。「ECCS 再循環機能喪失」の場合、再循環切替時には蓄圧タンクからの注入が終了し、強制注入系から注入されている状態であり、再循環切替以降は注入がなく、事象進展に与える影響は小さい。

格納容器破損防止の場合で LOCA を想定する「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「溶融炉心・コンクリート

相互作用」の場合は、炉心損傷以降の挙動を着目しており、蓄圧注入流量の影響は小さい。全交流動力電源喪失を想定する「格納容器過温破損」、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の場合も同様であるが、蓄圧タンクからの注入時は1次系が緩やかに圧力低下する状態であり、蓄圧タンクから断続的に注入されるため、注入量自体は事象進展に与える程度ではない。

以上、蓄圧タンク注入特性の入力値を注入量が小さくなるよう設定することで、一部の事象で、事象進展を早める厳しい結果を与える傾向となるが、炉心損傷防止策・格納容器破損防止策の有効性の判断には影響するものではない。

5.1.7 1次系から2次系への熱伝達、冷却材放出（臨界流・差圧流）、2次側水位変化・ドライアウト（蒸気発生器）

冷却材放出については、液相放出がない場合は、適正に評価され、液相放出がある場合は、過大評価する傾向となった。1次系から2次系への熱伝達についても、同様に、液相放出がない場合は、適正に評価され、液相放出がある場合は、冷却材放出を大きめに評価し、それにより伝熱量が大きめとなる傾向がある。

事故シーケンスとして LOCA を想定する「原子炉格納容器の除熱機能喪失」、「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合は、早期に1次系インベントリが減少することから、「1次系から2次系への熱伝達」の影響自体が小さく、また、2次系から冷却材が放出される状態とはならないことから、いずれも、評価指標に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。また、「ECCS 再循環機能喪失」の場合も、同様であるが、再循環によって1次系インベントリが回復し、蒸気発生器での熱伝達が僅かに生じる場合が考えられ、熱伝達は適正に評価されると考えられ、不確かさの影響は小さい。

一方、事故シーケンスとして全交流動力電源喪失を想定する「格納容器過温破損」、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の場合は、蒸気発生器2次側の冷却材放出を伴う。しかし、蒸気発生器2次側の減圧が無いことから、二相水位は上昇せず液相放出とならないことから、「1次系から2次系への熱伝達」、「冷却材放出」及び「2次側水位変化・ドライアウト」は適正に評価されると考えられる。

以上、MAAPの蒸気発生器モデルについては、不確かさの評価指標に対する影響は小さく、有効性評価への適用性を有する。

5.1.8 区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）、構造材との熱伝達

区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）、構造材との熱伝達には不確かさがあり、短期的な応答としては、格納容器温度・圧力を10%程度過大評価する結果となった。非凝縮性ガスの濃度に関しては、適正に評価される結果となった。

5.1.9 区画間の流動（液体）

「区画間の流動（液体）」は、FCI 現象や MCCI 現象に関する事象進展に影響のある重要現象として抽出されるが、格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動が主であり、不確かさは小さいものと判断される。

5.1.10 格納容器スプレイ

流量については保守的に算出し、境界条件として与えているため、圧力上昇は過大に評価される。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より、スプレイ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結果への影響は無いと考えられる。

5.1.11 水素濃度

炉心ヒートアップ時の水素発生について、ジルコニウム・水反応に伴う水素発生量及びその発生期間が、TMI 事故の分析結果と概ね一致する結果が得られることを確認した。

水素の発生期間については、燃料被覆管あるいは炉心デブリと水の反応により発生するものであることから、炉心ヒートアップ開始から炉心デブリが下部プレナム部にリロケーションするまでの期間であり、有効性評価においても同様の傾向となると考えられる。

水素発生量については、有効性評価では、MAAP で得られた水素発生量変化を、全炉心のジルコニウム 75%分の水素発生量で補正して格納容器内水素濃度の評価を行うことから、水素発生量の不確かさの影響は現れない。

なお、溶融炉心・コンクリート相互作用に伴う水素発生に関しては、5.1.16 で述べる。

5.1.12 再循環ユニット自然対流冷却

水素が存在する場合に、再循環ユニットでの除熱量は水素濃度に応じて変化するため不確かさがある。格納容器破損防止の観点では、最大限水素が発生した状態（ドライ換算 13%）の場合、判断基準に対して格納容器圧力を 0.024MPa、温度を 3°C の範囲で高めに評価する。

炉心損傷防止の「原子炉格納容器の除熱機能喪失」の場合は、水素発生を伴わないことから、再循環ユニット自然対流冷却における格納容器気相部の冷却は適正に評価される。

したがって、有効性評価のうち格納容器破損モードの評価において、格納容器圧力・温度の制限に対する余裕が小さい場合には、水素発生に伴う性能低下を考慮した感度解析により確認を行う必要がある。

5.1.13 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）、リロケーション、水素濃度、下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）、リロケーション及び下部プレナムでの炉心デブリ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のモデルは、TMI事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、そのモデルを用いて実施されたTMI事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから、MAAP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、水素濃度に関しては、上記と同じく不確かさは大きいと考えられるが、水素発生量及びその発生期間がTMI事故の分析結果と概ね一致する結果が得られることを確認しており、MAAP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。

5.1.14 HPME/DCH防止に関連するモデル

HPME/DCH防止に関する不確かさの要因分析により抽出された、

- a) 蓄圧タンク注入特性
 - ・蓄圧注入の圧力損失
- b) 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管酸化、被覆管変形）、リロケーション
 - ・ヒートアップ時の被覆管表面積
 - ・燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
- c) 原子炉容器内FCI
 - ・デブリジェット径（炉心部の下部クラストの破損口径）
 - ・Ricou-Spaldingのエントレインメント係数
 - ・デブリ粒子の径
- d) 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達
 - ・下部プレナム内の炉心デブリ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
- e) 原子炉容器破損
 - ・溶接部破損時の最大歪み

のそれぞれに対し、格納容器破損防止の「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の事象をベースに感度解析により影響を確認した。

蓄圧タンク注入特性については、蓄圧注入の圧力損失に対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。1次系圧力挙動や事象進展に大きな相違はないため、不確かさによる結果への影響は小さい。

炉心ヒートアップ及びリロケーションの進展が早い場合の挙動を確認するため、被覆管表面積、燃料ペレットが崩壊する時間及び温度について、有意な感度を確認できるように、非現実的な条件を設定し、事象進展を10数分～20数分程度早めた場合でも、原子炉容器破損時の1次系圧力は2.0 MPa[gage]を下回っており、HPME／DCHには至らない結果となった。

原子炉容器内FCIについては、デブリジェット径、エントレインメント係数、デブリ粒子の径に対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。デブリジェット径、エントレインメント係数に対する感度解析では、圧力スパイクに対する感度は数MPaとなった。また、デブリ粒子の径に対する感度解析では、圧力スパイクや事象進展に対する感度は小さい結果となった。

下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達については、下部プレナム内の炉心デブリと上面水プールとの間の限界熱流束、下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。1次系圧力挙動や事象進展に大きな相違はないため、不確かさによる結果への影響は小さい。

原子炉容器破損については、溶接部破損時の最大歪みに対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。破損判定を行う最大歪みを1/10にして早期に破損させた場合でも原子炉容器破損時間は5分程度早くなる程度であり、大きな感度はなく、実機における破損時期への影響は軽微であると考えられる。

いずれの感度解析においても、原子炉容器破損時の1次系圧力は2.0 MPa[gage]を下回っており、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の有効性評価結果の成立性に影響しない。

5.1.15 原子炉容器外 FCI 現象に関連するモデル

原子炉容器外 FCI 現象に関する不確かさの要因分析により抽出された、

- a) 原子炉容器外 FCI
 - ・キャビティ水深
 - ・破損口径
 - ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
 - ・デブリ粒子の径

のそれぞれに対し、格納容器破損防止の「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の事象をベースに感度解析により影響を確認した。

いずれの不確かさ要因についても、原子炉容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度は小さく、「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」の有効性評価結果の成立性に影響しない。

5.1.16 MCCI 現象に関連するモデル

MCCI 現象に関する不確かさの要因分析により抽出された、

- a) 原子炉容器外 F C I
 - ・キャビティ水深
 - ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
 - ・デブリ粒子の径
- b) キャビティ床面での炉心デブリの拡がり
 - ・炉心デブリの拡がり面積
- c) 炉心デブリとキャビティ水の伝熱
 - ・水－炉心デブリ間の熱伝達係数

のそれぞれに対し、格納容器破損防止の「熔融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析により影響を確認した。

原子炉容器外 F C I については、キャビティ水深、エントレインメント係数、デブリ粒子の径に対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。コンクリート侵食深さや事象進展に大きな相違はないため、不確かさによる結果への影響は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えない。

キャビティ床面での炉心デブリの拡がりについては、炉心デブリの拡がり面積に対する感度解析を実施し、結果への影響を確認した。炉心デブリ－水間の熱流束に違いが見られるものの、コンクリート侵食深さや事象進展に大きな相違はないため、不確かさによる結果への影響は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えない。

炉心デブリとキャビティ水の伝熱については、比較的大きな感度が確認された。Kutateladze 係数を大きく低下させる場合には、コンクリート侵食に至ることもあるが、今回調査した実験において、炉心デブリが高温となっている初期には高い熱流束（500～1,000kW/m²）が観測され、有効性評価に使用した Kutateladze 係数（800kW/m²相当）には、妥当性があると判断できる。よって、Kutateladze 係数については感度があるものの、現実的な範囲（500～1,000kW/m²）に低下させても、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えないと考えられる。

ACE 及び SURC 実験に対するベンチマーク解析結果より、炉心デブリからコンクリートへの伝熱及びコンクリート侵食に関しては適正に評価されることを確認した。

なお、上記からコンクリート侵食には至らないと判断されるが、有意なコンクリート侵食が発生する場合の格納容器内の水素濃度への影響は、無視し得る程度では

ないことから、有意なコンクリート侵食を伴う場合には、原子炉容器内で水素発生との重ね合わせた評価が必要であることが確認された。

また、コンクリート侵食が発生する場合の水素発生による格納容器圧力への影響に関しては、炉心デブリの熱エネルギーがコンクリートへの伝熱やコンクリート分解に消費されるため、キャビティ水の蒸発量は低下する。そのため、格納容器圧力の上昇は、コンクリート侵食が無い場合に比べて緩やかとなることが確認された。

5.1.17 FP 挙動（1次系内、格納容器内）

炉心溶融検知に関する不確かさの要因分析により抽出された炉心からの FP 放出速度に対し、「全交流動力電源喪失＋補助給水失敗」を対象に感度解析により影響を確認した。FP 放出率に係る係数を 1 割低減させた感度解析ケースでは、ベースケースと同様、格納容器上部区画の希ガス量は、被覆管破損時点から増加し始め、炉心が本格的に溶融するにしたがって急激に増加し、最終的にはほぼ同じ量になった。したがって、FP 放出速度が 1 割低減しても、炉心溶融検知判断への影響はほとんどないといえる。

5.2 不確かさの取扱いについて（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再循環ユニットによる自然対流冷却
- ②格納容器スプレイ系を利用した代替再循環
- ③加圧器逃がし弁開放による 1 次系強制減圧
- ④代替設備による格納容器スプレイを用いた格納容器内注水

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

5.2.1 再循環ユニットによる自然対流冷却

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

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

長期的に格納容器圧力に影響する重要現象としては、崩壊熱、格納容器熱水力応答及びキャビティ内炉心デブリの冷却性が挙げられる。

崩壊熱については、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用しており、圧力上昇を早める方向に作用する。また、格納容器熱水力応答としては、格納容器圧力を 10 %程度高く評価する不確かさがあり、圧力

上昇が早くなる傾向となる。キャビティ内炉心デブリの冷却性については、クラストが破損し、上面水プールから炉心デブリの冷却が促進され、水蒸気が多く発生する想定としているが、実機スケールではクラストが破損することが報告されており、この想定は妥当といえる。

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

次に、最高使用圧力に到達した時点から、再循環ユニットによる自然対流冷却を開始するまでに、操作時間として30分間を想定しているが、この間の事象の推移に関する影響は、以下のとおりである。

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

以上、MAAPによる解析結果は、実機の挙動よりも、格納容器の圧力上昇を高めに評価することから、有効性評価では、実現象に比べて再循環ユニットによる自然対流冷却の開始時期が早くなり、運転操作期間の事象進展としても、同様な傾向で、格納容器圧力の上昇は、実際よりも早めと考えられる。

5.2.2 格納容器スプレイ系を利用した代替再循環

「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心損傷防止策として、代替再循環の運転操作を実施するが、本操作は、ECCS 再循環の失敗を検知し、操作時間としては30分を想定する。

運転操作の時期については、ECCS 再循環の失敗を検知することから、事象進展による影響はない。

ECCS 再循環失敗の検知から、代替再循環開始までの操作時間として30分間を想定しているが、この間の事象の推移に関する影響としては、以下のとおりである。

崩壊熱については、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用しており、炉心部での冷却材の蒸散が多めに評価される傾向であり、解析の方が炉心水位は低下しやすい傾向となる。

以上、MAAPによる解析結果は、運転操作期間の事象進展として、実際よりも炉心水位が低下し、燃料被覆管温度を厳しめに評価すると考えられる。

5.2.3 加圧器逃がし弁開放による1次系強制減圧

加圧器逃がし弁開放による1次系強制減圧は、炉心溶融検知後、1次系圧力が2.0 MPa 以上の場合に実施し、操作時間としては10分を想定する。

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

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

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

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

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

1次系の破断を伴う場合(LOCAの場合)、燃料から放出された希ガスFPは、沈着することなく水蒸気とともに輸送され、1次系の破断口から直接格納容器内に放出され、格納容器上部区画(高レンジエリアモニタ位置)には早期に到達する。なお、MAAPの解析において希ガスは炉内インベントリのほぼ全量が格納容器内に放出されるが、3.3.8(4)で述べたように、NUREG-1465におけるソースターム評価結果と同等なことが確認されている。したがって、事象進展に応じて放出される希ガス放出量には妥当性があると考えられる。

一方、1次系開口部の小さい事故シーケンス(全交流動力電源喪失+補助給水失敗)でも希ガスは沈着することなく水蒸気とともに輸送されるが、加圧器逃がしタンクを経由して格納容器内に放出される。炉心溶融開始時点で加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスクは破損しているため、輸送時間としては1次系の破断を伴う場合に比べても遅れは小さいが、1次系内での滞留があるために格納容器内に放出される量が少なくなり、上部区画での線量率の上昇が遅めになる傾向にある。しかしながら、燃料棒から放出される希ガス量は増加傾向にあり、炉心溶融が開始すると、ペレット内部の希ガスも放出されるようになるため、上部区画に到達する希ガス量は急速に増大することから大きな遅れを生じるものではない。

MAAPの解析では、炉心溶融開始時期は炉心最高温度が2500Kに到達した時点として評価している。炉心最高温度が2500Kを超えている状況では、実現象におい

でも炉心出口温度は 350°C を超えていると想定される。一方、炉心最高温度が 2500K を超えた後は、ペレット内部の希ガスは高温の領域から段階的に放出されることになるため、実現象においてエリアモニタ指示が 100Sv/h に達する時期には不確かさはあるものの、エリアモニタ指示の急速な上昇とあいまって、炉心溶融の兆候は遅滞なく検知可能と考えられる。

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

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

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

5.2.4 代替設備による格納容器スプレイを用いた格納容器内注水

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

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

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

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

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

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

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2(2))	不要	入力値に含まれる	<ul style="list-style-type: none"> 有効性評価では、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用することから、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	燃料棒内温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2(3)) デブリ挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7(1))	<ul style="list-style-type: none"> TMI 事故解析 (4.2.1) 	<ul style="list-style-type: none"> TMI 事故の再現性を確認 (被覆管酸化に伴う水素発生量、燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、被覆管変形に伴う炉心ヒートアップをほぼ妥当に評価) 	<ul style="list-style-type: none"> 炉心ヒートアップに係る現象及びモデルについては、不確かさが大きいと考えられるが、MAAP のモデルは、TMI 事故やその後の知見に基づいて開発され、左記のとおり、TMI 事故についての再現性も確認されていることから、MAAP による解析結果は、一定の妥当性を有するものとする。
	燃料棒表面熱伝達				
	被覆管酸化				
	被覆管変形				
	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)	<ul style="list-style-type: none"> 炉心水位計算に用いるボイドモデルの集中度数について水位変化に感度を有する。 	<ul style="list-style-type: none"> 左記について、「ECCS 再循環機能喪失」をベースとした感度解析においては、水位変化に対して感度を有するものの、炉心露出には至らないことを確認。 ただし、MAAP の炉心や1次系の熱水力応答のモデルは、簡略的な模擬であり、他コードとの比較等に基づく検討を行っていくものとする。
気液分離 (炉心水位)・対向流					

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (2/5)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ	有効性評価解析への影響
1次系	構造材との熱伝達	1次系モデル (1次系破損モデル) (3.3.3(4))	不要	—	・熱伝達及びクリープ破損については、いずれも工学分野で広く使用されるモデルであり、妥当性を有すると考えられる。
	ECCS 強制注入	安全系モデル (ECCS) (3.3.6(1))	不要	・入力値に含まれる	・強制注入系特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。
	蓄圧タンク注入	安全系モデル (蓄圧タンク) (3.3.6(2))	・注入特性は不要 ・流動抵抗 (圧損) について感度解析 (4.6)	・注入特性の不確かさは入力値に含まれる。 ・流動抵抗 (圧損) の感度は小さい。	・注入系特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。 ・流動抵抗 (圧損) の感度は小さく、有効性評価解析への影響はほとんどない。
加圧器	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	1次系モデル (加圧器モデル) (3.3.3(3))	TMI 事故解析 (4.2.1)	・加圧器逃がし弁による放出流量を適正に評価。	・加圧器逃がし弁による放出流量は適正に評価を行っており、不確かさは小さく、有効性評価解析への影響はほとんどない。
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)	MB-2 実験解析 (4.2.6)	・1次系から2次系への熱伝達を適正に評価。ただし、2次系からの液相放出がある場合、伝熱量を過大評価する傾向。	・有効性評価においては、2次系からの液相放出が生じないため、1次系から2次系への熱伝達を適正に評価。
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)			・蒸気放出の場合、放出量を適正に評価。液相放出の場合、過大評価する傾向。	・有効性評価においては、2次系からの液相放出が生じないため、2次系からの蒸気放出を適正に評価。
	2次側水位変化・ドライアウト			・ダウンコマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価。液相放出がある場合、伝熱部コラプス水位を低めに評価。	・有効性評価においては、2次系からの液相放出が生じないため、ダウンコマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価。

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (3/5)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ	有効性評価解析への影響
格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	格納容器モデル (格納容器の熱水力モデル) (3.3.5(2))	<ul style="list-style-type: none"> • HDR 実験解析 (4.2.2) • CSTF 実験解析 (4.2.3) 	<ul style="list-style-type: none"> • 格納容器温度： +10% • 格納容器圧力： +10% • 非凝縮性ガス濃度： 適正に評価 	<ul style="list-style-type: none"> • 格納容器温度・圧力について、保守的な評価結果をもたらすが、その影響は格納容器内に限定され、有効性評価解析の成立性は確認できる。
	構造材との熱伝達		<ul style="list-style-type: none"> • 不要 	—	<ul style="list-style-type: none"> • 格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動が主であり、不確かさは小さく、有効性評価への影響も小さいと判断される。
	区画間の流動 (液体)		<ul style="list-style-type: none"> • 不要 	—	<ul style="list-style-type: none"> • 格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動が主であり、不確かさは小さく、有効性評価への影響も小さいと判断される。
	スプレイ注入	安全系モデル（格納容器スプレイモデル）(3.3.6(3))	<ul style="list-style-type: none"> • 不要 	<ul style="list-style-type: none"> • 入力値に含まれる 	<ul style="list-style-type: none"> • 注入特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。
	水素濃度	格納容器モデル（水素発生）(3.3.5(4))	<ul style="list-style-type: none"> • TMI 事故解析 (4.2.1) 	<ul style="list-style-type: none"> • TMI 事故の水素発生量及び発生期間の再現性を確認 	<ul style="list-style-type: none"> • 水素発生は、炉心ヒートアップやリロケーションの過程で発生し、現象については、不確かさが大きいと考えられるが、MAAPのモデルは、TMI 事故やその後の知見に基づいて開発され、左記のとおり、TMI 事故についての再現性も確認されていることから、MAAP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。
	再循環ユニット自然対流冷却	再循環ユニットモデル (3.3.6(5))	<ul style="list-style-type: none"> • 感度解析 (4.4) 	<ul style="list-style-type: none"> • 水素が存在しない場合は適正評価。 • 水素が存在する場合は、ドライ換算 13% の場合、格納容器圧力を 0.024MPa、温度を 3℃ の範囲で高めに評価。 	<ul style="list-style-type: none"> • 「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、水素発生がないことから影響しない。 • 「格納容器過温破損」及び「格納容器過圧破損」に対しては、判断基準に対して、格納容器圧力を 0.024MPa、温度を 3℃ の範囲で高めに評価する。格納容器圧力・温度に対する余裕が小さい場合には、水素発生に伴う性能低下を考慮した感度解析により確認が必要。

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (4/5)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	デブリ挙動モデル (リロケーション) (3.3.7(2))	・TMI 事故解析 (4.2.1)	・TMI 事故の再現性を確認	・リロケーションに係る現象については、不確かさが大きいと考えられるが、MAAP のモデルは、TMI 事故やその後の知見に基づいて開発され、左記のとおり、TMI 事故についての再現性も確認されていることから、MAAP 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。
	下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達	デブリ挙動モデル (下部プレナムでのデブリ挙動) (3.3.7(3))	・DCH 防止に関する不確かさの検討 (4.6 及び添付 1)	事象進展に影響する項目として以下を抽出。 ・炉心デブリと上面水プールとの熱伝達 ・炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達	格納容器破損防止の「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の事象をベースに感度解析により影響を確認した。 ・左記については、原子炉容器破損時刻に対する感度が小さいことを確認し、その後の事象進展への影響も小さいと考えられる。
	原子炉容器破損、溶融	・計装用案内管溶接部の破損判定に用いる最大歪み (しきい値)		・左記について有意な感度を確認する目的から最大歪み (しきい値) を 1/10 に低下させた場合に原子炉容器破損時間が 5 分早まることを確認。最大歪みが極端に小さいケースであり、有効性評価への影響は小さいと判断される。	
	原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化、粒子デブリ熱伝達)	・デブリジェット径 (炉心部の下部クラストの破損口径) ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数 ・デブリ粒子の径		・左記について原子炉容器破損時点での 1 次系圧力に対する感度は小さい。	

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

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ	有効性評価解析への影響
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化、粒子デブリ熱伝達)	デブリ挙動モデル (原子炉キャビティでのデブリ挙動) (3.3.7(5))	・原子炉容器外 FCI 現象に関する検討 (4.7 及び添付 2)	原子炉容器外 FCI 現象の不確かさ要因として以下を抽出 <ul style="list-style-type: none"> ・キャビティ水深 ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数 ・デブリ粒子の径 ・原子炉容器破損口径 	格納容器破損防止の「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の事象をベースに感度解析を実施し、左記の不確かさ要因は、原子炉容器外 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。有効性評価結果の成立性に影響しない。
	キャビティ床面での炉心デブリの拡がり	炉心デブリとキャビティ水の伝熱 炉心デブリ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	・MCCI 現象に関する検討 (4.8 及び添付 3)	MCCI 現象の不確かさ要因として以下を抽出 <ul style="list-style-type: none"> ・キャビティ水深 ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数 ・デブリ粒子の径 ・炉心デブリの拡がり面積 ・水-炉心デブリ間の熱伝達係数 	格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を実施し、キャビティ水深、Ricou-Spalding のエントレインメント係数及び炉心デブリの拡がりに関しては、コンクリート侵食量への感度は小さいことを確認した。水-炉心デブリ間の熱伝達係数に関しては、炉心デブリとキャビティ水の伝熱については、比較的大きな感度が確認された。Kutateladze 係数を大きく低下させる場合には、コンクリート侵食に至ることもあるが、今回調査した実験において、炉心デブリが高温となっている初期には高い熱流束 (500~1,000kW/m ²) が観測され、有効性評価に使用した Kutateladze 係数 (800kW/m ² 相当) には、妥当性があると判断できる。よって、感度があるものの、現実的な範囲 (500kW/m ² 相当) に低下させても、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えないと考えられる。
	炉心デブリとキャビティ水の伝熱		・ACE 実験解析 (4.2.4)	ACE 及び SURC 実験に対するベンチマーク解析より、炉心デブリからコンクリートへの伝熱及びコンクリート侵食を適正に評価。	
	炉心デブリとコンクリートの伝熱		・SURC 実験解析 (4.2.5)		
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生		・MCCI 現象に関する検討 (4.8 及び添付 3)		
1次系内・格納容器内 F P 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (3.3.8)	・感度解析 (4.9)	炉心溶融検知に影響する項目として以下を抽出。 <ul style="list-style-type: none"> ・炉心からの FP 放出速度 	FP 放出率に係る係数を 1 割低減させた感度解析ケースでは、格納容器上部区画の希ガス量はベースケースとほぼ同様の挙動を示した。したがって、FP 放出速度が 1 割低減しても、炉心溶融検知判断への影響はほとんどないといえる。	

6. 参考文献

- [1] 三菱PWR 炉心損傷及び格納容器破損に係る重要事故シーケンスへのMAAPコードの適用性について、MHI-NES-1056、三菱重工業、平成 25 年
- [2] PWR の安全解析用崩壊熱について、MHI-NES-1010 改 4、三菱重工業、平成 25 年
- [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)
- [4] “Acciden Source Term for Light-Water Nuclear Power Plants,” NUREG-1465, 1995
- [5] “Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Plants,” NUREG-1150, 1991.
- [6] "Critical ,Flow Data Review and Analysis" EPRI NP-2192, 1982.
- [7] "TMI-2 Analysis Exercise Final Report," NEA/CSNI/R(91)8, 1992.
- [8] “TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report,” NUREG/CR-6197, 1994.
- [9] “A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident,” Nuclear Technology Vol.87, 1989.
- [10] "International standard problem 29: distribution of hydrogen within the HDR containment under severe accident conditions: final comparison report," NEA/CSNI/R(93)4, 1993.
- [11] S. J. Lee, C. Y. Paik, R. E. Henry, M. E, Epstein, and M. G. Plys, “Benchmark of the Heiss Dampf Reaktor E11.2 Containment hydrogen-Mixing Experiment using the MAAP4 Code”, Nucl. Technol., 125, 182 (1999).
- [12] S. J. Lee, C. Y. Paik, R. E. Henry, M. E, Epstein, and M. G. Plys, “Benchmark of the Heiss Dampf Reaktor E11.2 Containment hydrogen-Mixing Experiment using the MAAP4 Code,” Nucl. Technol., 125, 182 (1999).
- [13] G. R. Bloom, et al., “Hydrogen mixing and distribution in containment atmospheres,” EPRI Report NP-2669, 1983.
- [14] OECD/NEA “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions,” NEA/CSNI/R(92)10.
- [15] “International standard problem No 24: ISP-24: SURC-4 experiment on core-concrete interactions,” NEA/CSNI-155, 1988.
- [16] Mendler, O. J. et al. “Loss of Feed Flow, Steam Generator Tube Rupture, and Steam Line Break Thermohydraulic Experiments,” NUREG/CR-4751. EPRI NP-4786. WCAP-11206 (1986)
- [17] C. Y. Paik et al. “Benchmarking of MAAP4 Steam Generator Model against Westinghouse MB-2 Experiments,” The 11th International Topical Meeting on

Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11) (2005).

- [18] “Proceedings: MAAP Thermal-Hydraulic Qualifications and Guidelines for Plant Application Workshop”, EPRI NP-7515, 1991.

別紙1 入力項目リスト

--

