

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に  
属しますので公開できません。

# 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 M A A P)

## 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.....	3-97
3.5 入出力.....	3-99
4. 妥当性確認.....	3-101
4.1 妥当性確認方法.....	3-101
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）.....	3-109
4.3 妥当性確認（感度解析）.....	3-185
4.4 実機解析への適用性.....	3-250
5. 有効性評価への適用性.....	3-268
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）.....	3-268
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）.....	3-277
6. 参考文献.....	3-288
別紙1 入力項目リスト.....	3-290
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<sup>1)</sup>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炉心水位は回復し、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。原子炉圧力が高压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) 高压熔融物放出／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、高压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 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 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）]

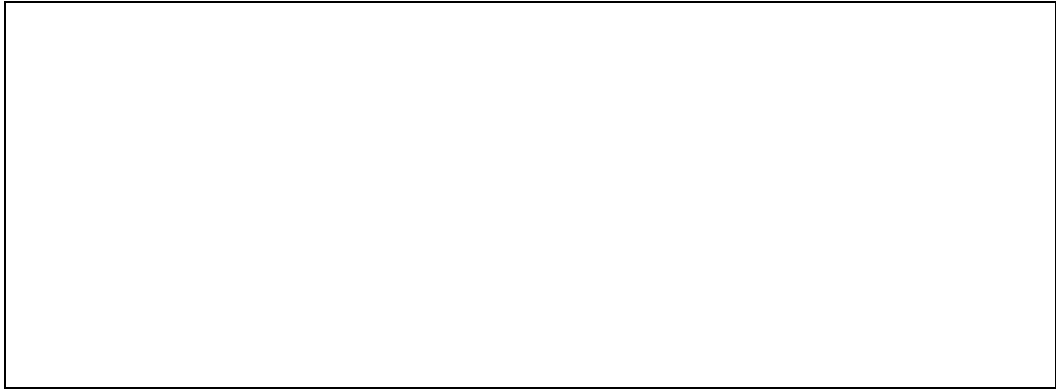


#### (2) フィードバック効果 [炉心（核）]

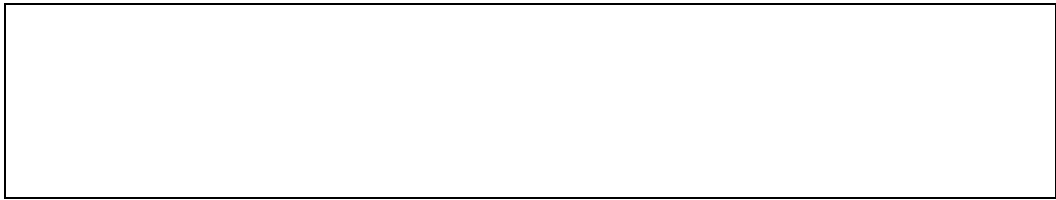


#### (3) 制御棒効果 [炉心（核）]



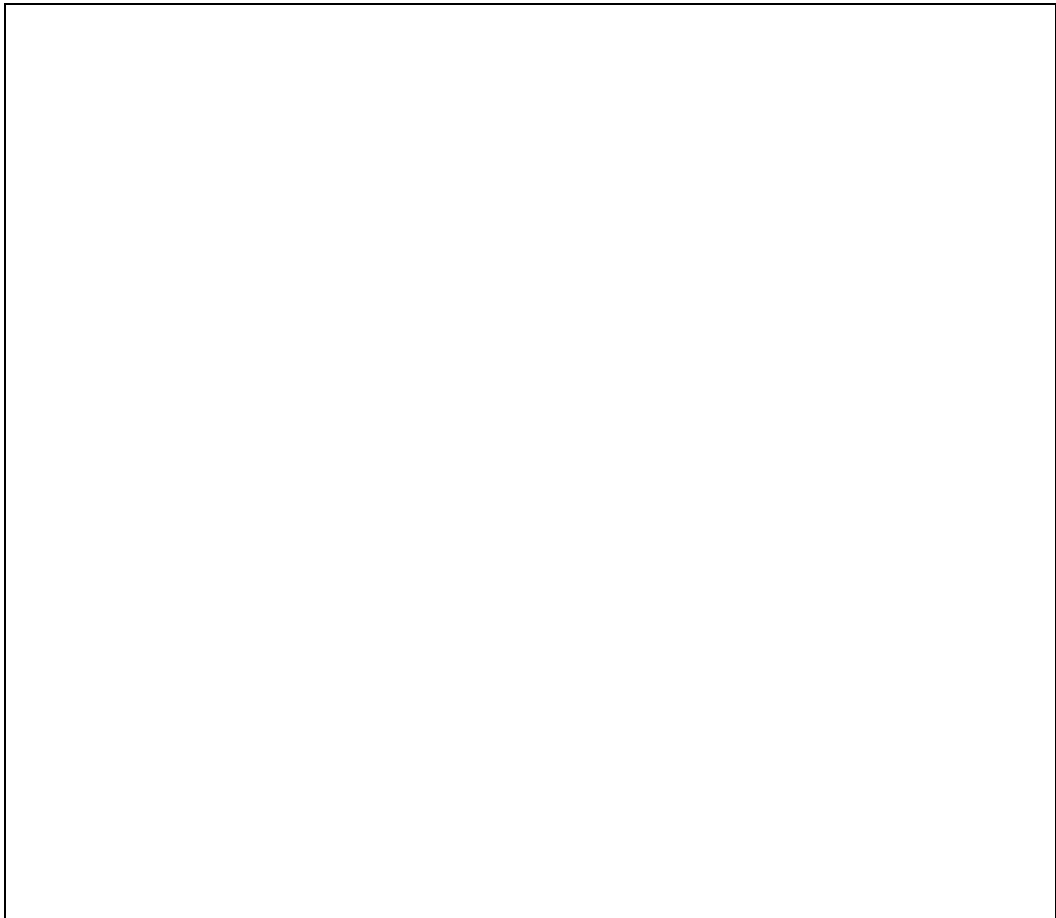


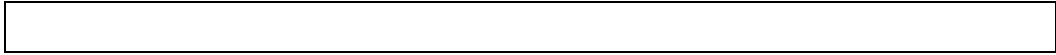
(4) 崩壊熱 [炉心 (核)]



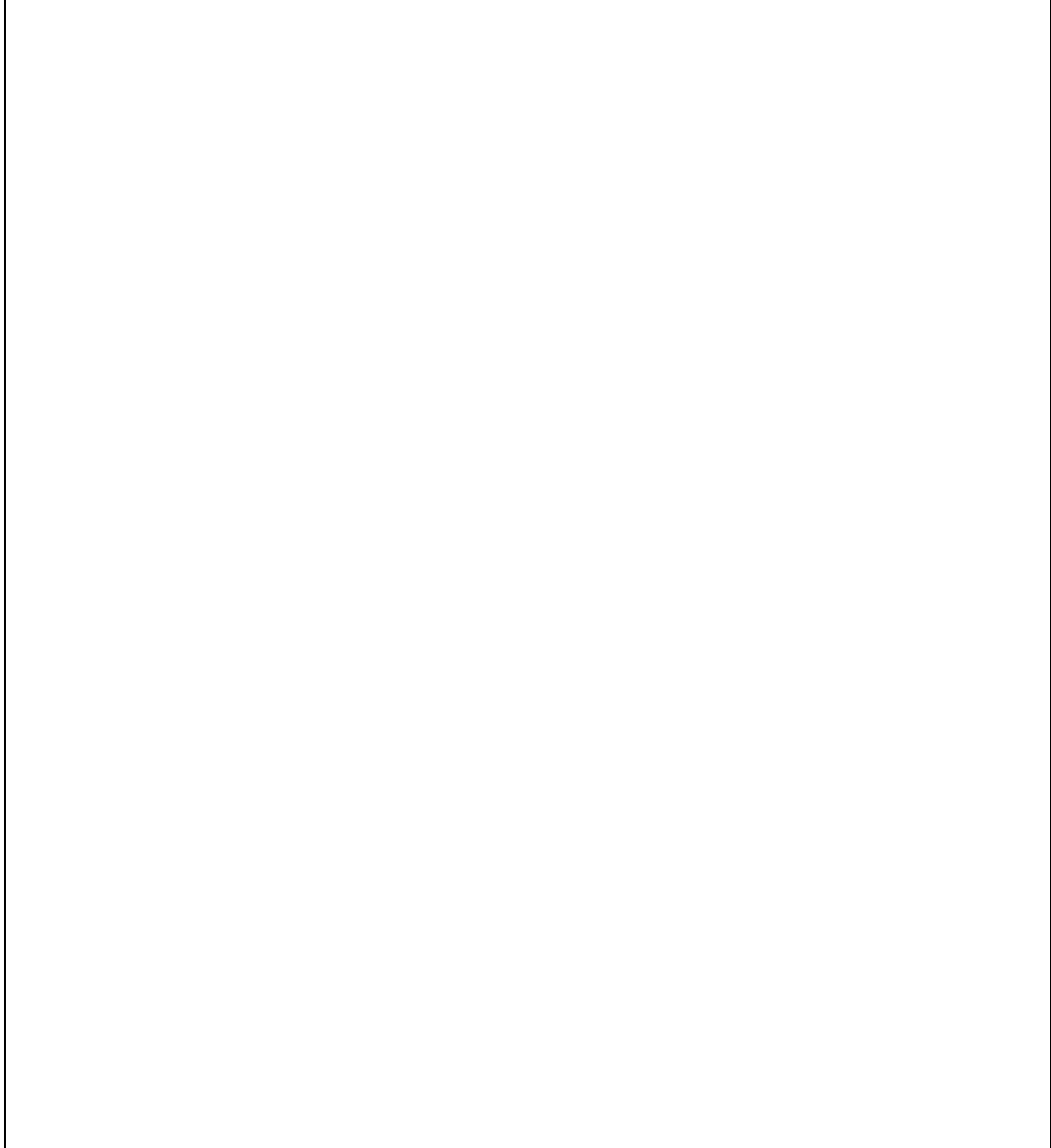
2.3.2 炉心 (燃料) 関連

(1) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]



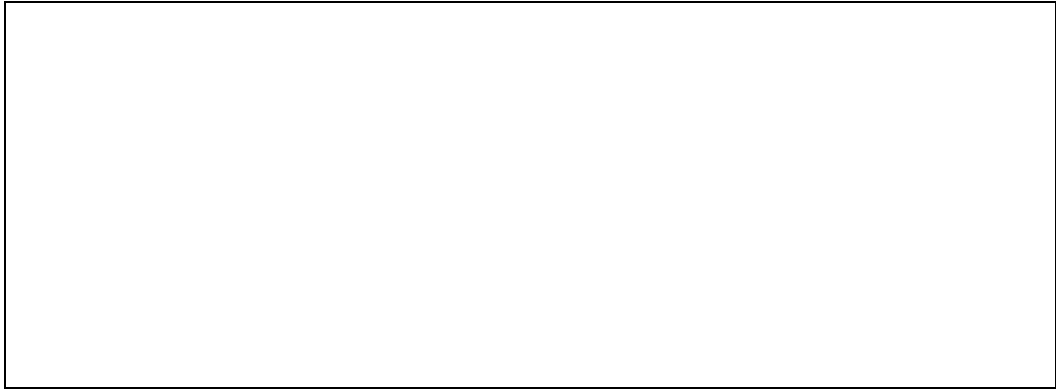


(2) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

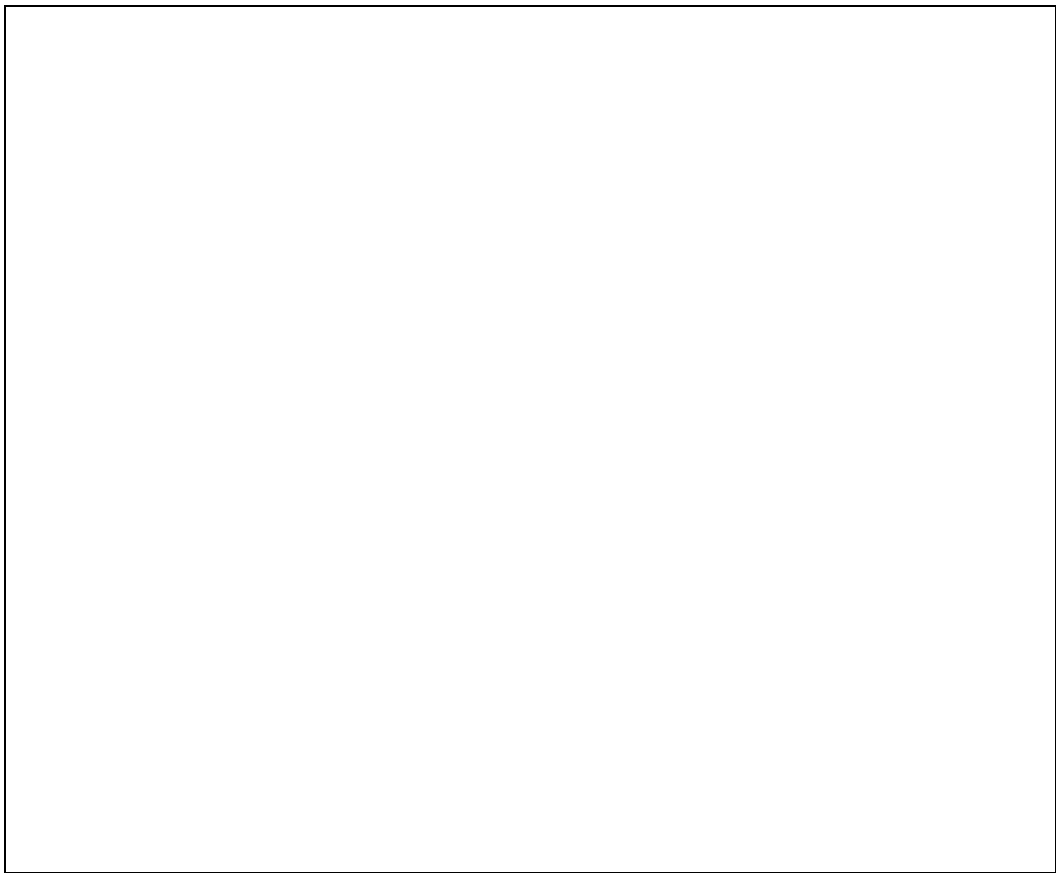


(3) 被覆管酸化 [炉心 (燃料)]



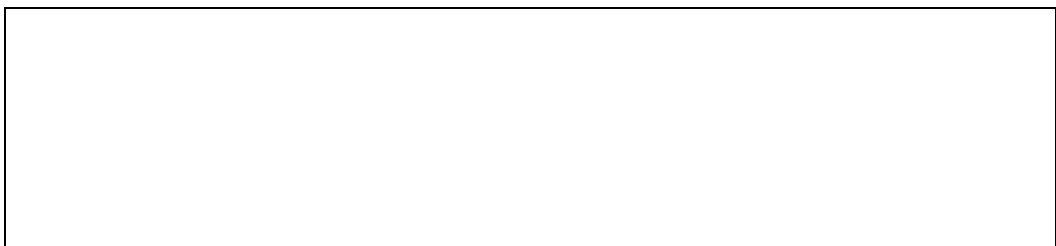


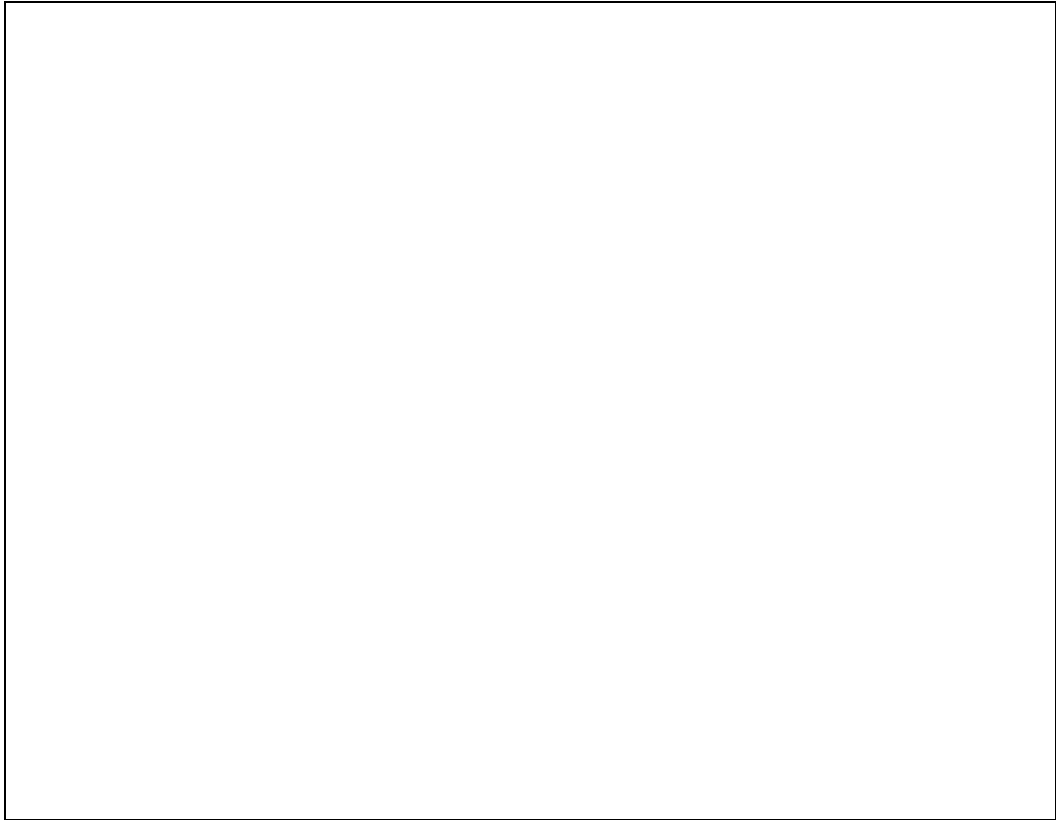
(4) 被覆管変形 [炉心 (燃料)]



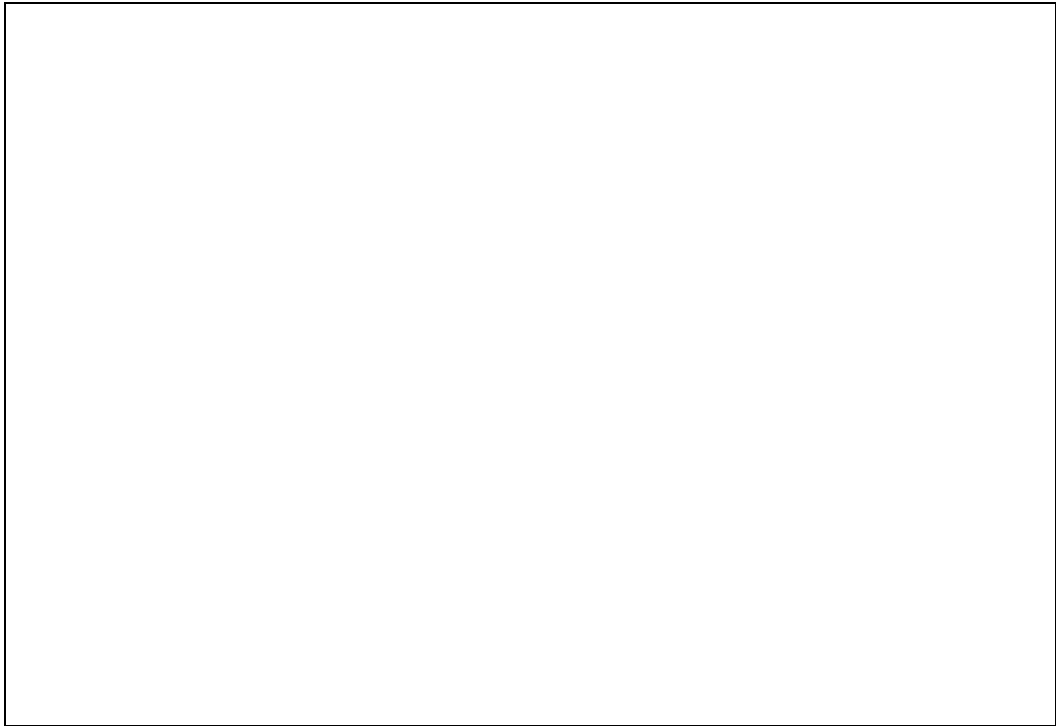
2.3.3 炉心 (熱流動) 関連

(1) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]



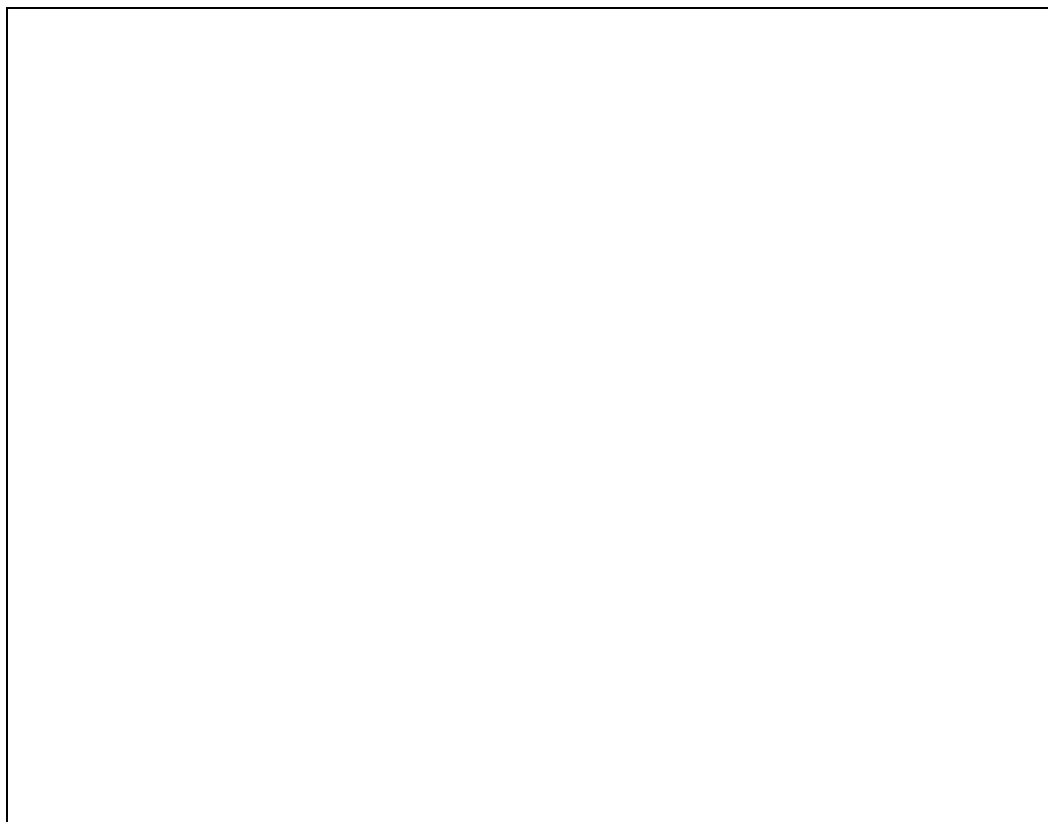


(2) 気液分離（炉心水位）・対向流 [炉心（熱流動）]

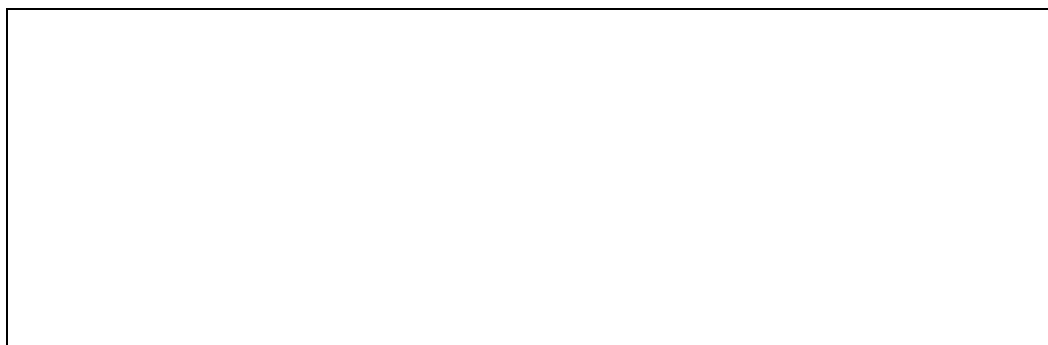




(3) 気液熱非平衡 [炉心 (熱流動)]

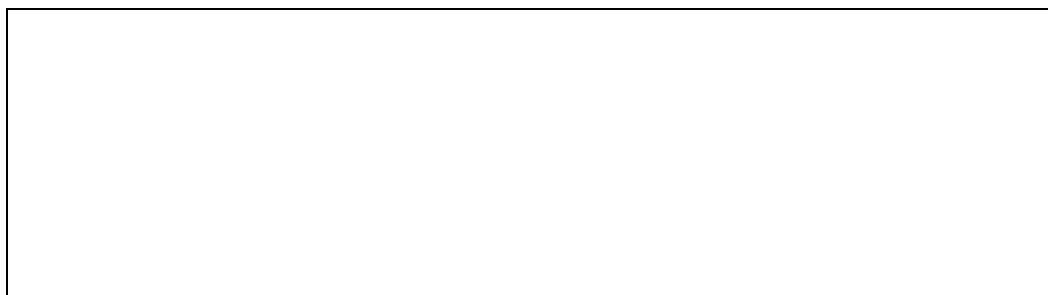


(4) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]



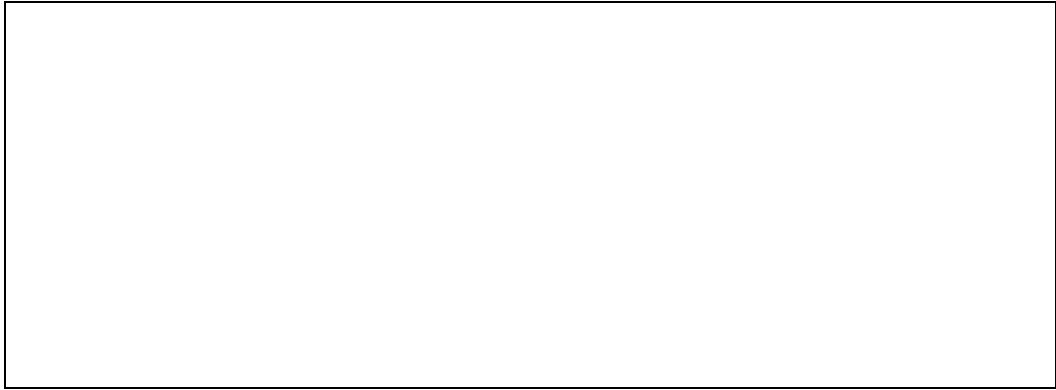
2.3.4 1次系関連

(1) 冷却材流量変化 (強制循環時) [1次系]

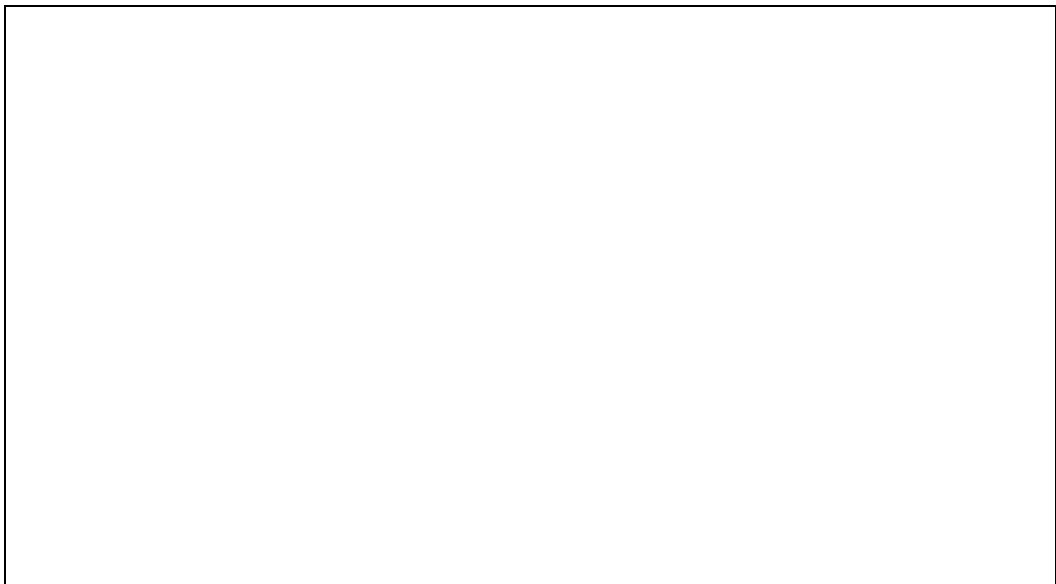




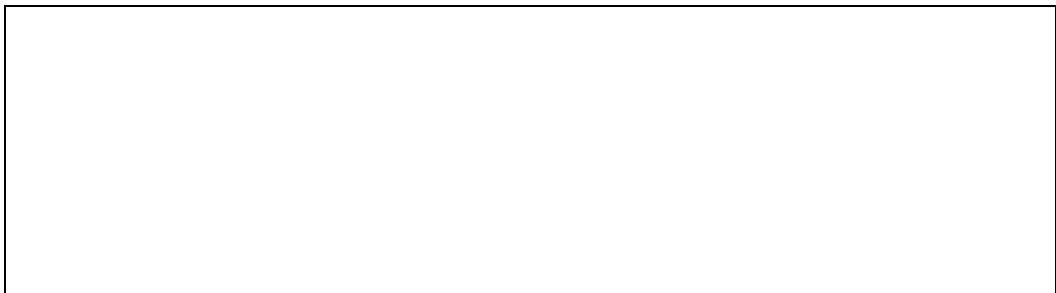
(2) 冷却材流量変化（自然循環時） [1次系]



(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [1次系]

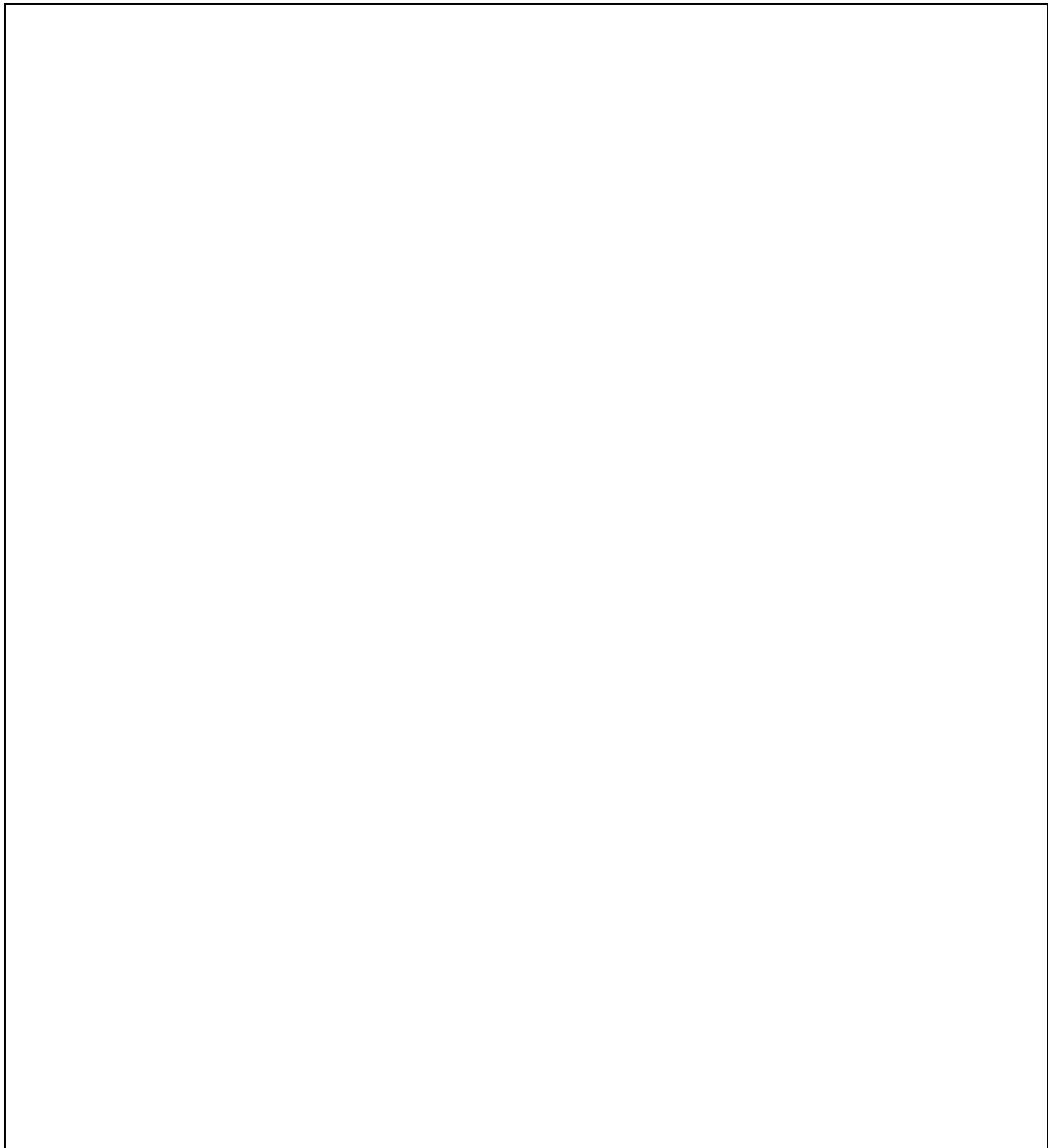


(4) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [1次系]





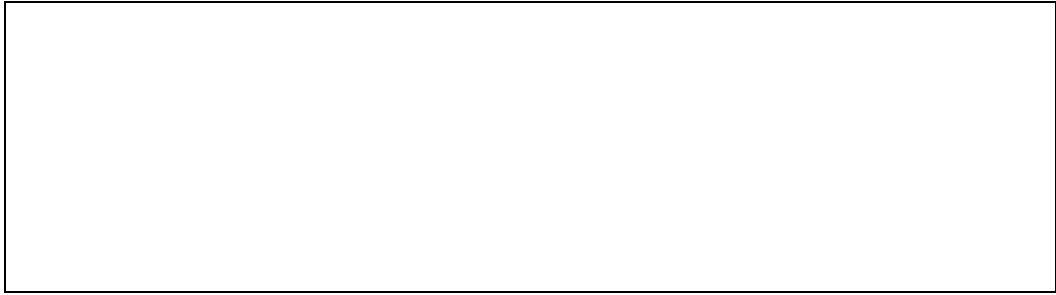
(5) 気液分離・対向流 [1次系]



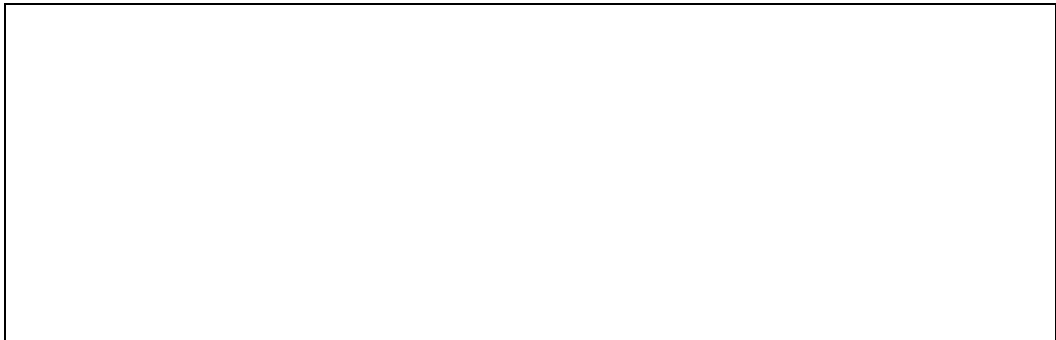
(6) 気液熱非平衡 [1次系]

(7) 圧力損失 [1次系]

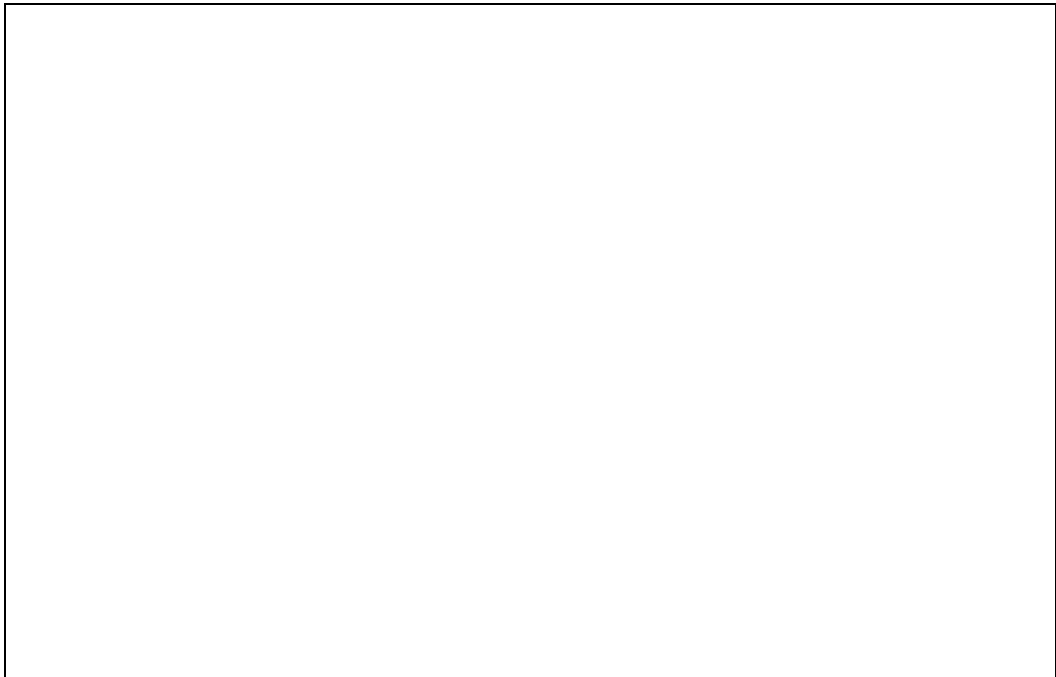
(8) 構造材との熱伝達 [1次系]



(9) ECCS 強制注入 [1次系]



(10) 蓄圧タンク注入 [1次系]



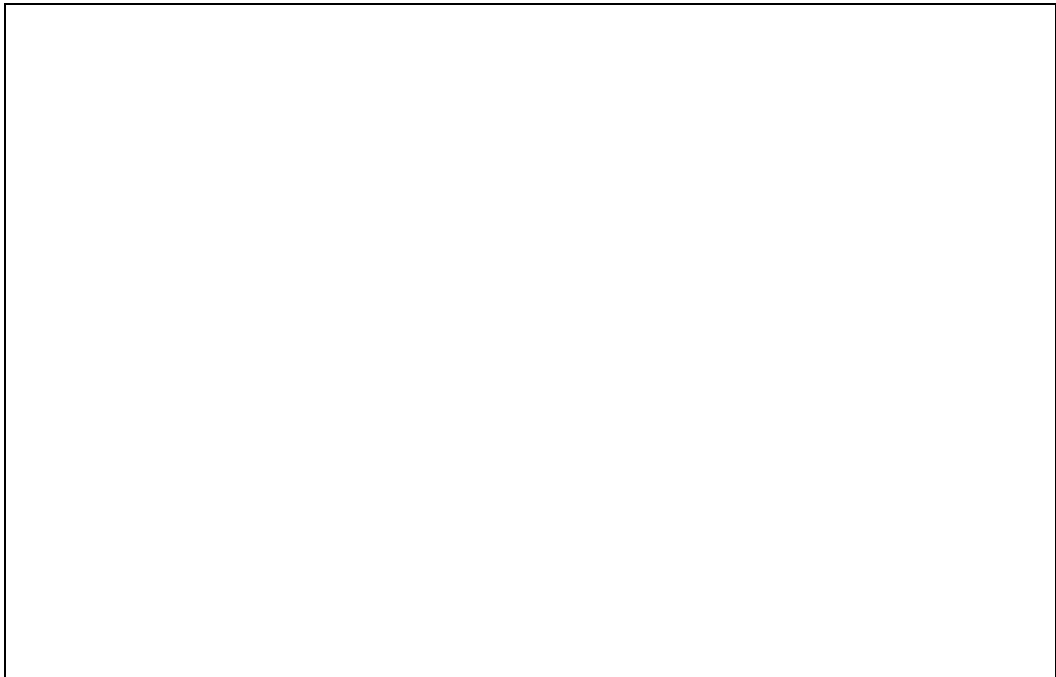
2.3.5 加圧器関連

(1) 気液熱非平衡 [加圧器]

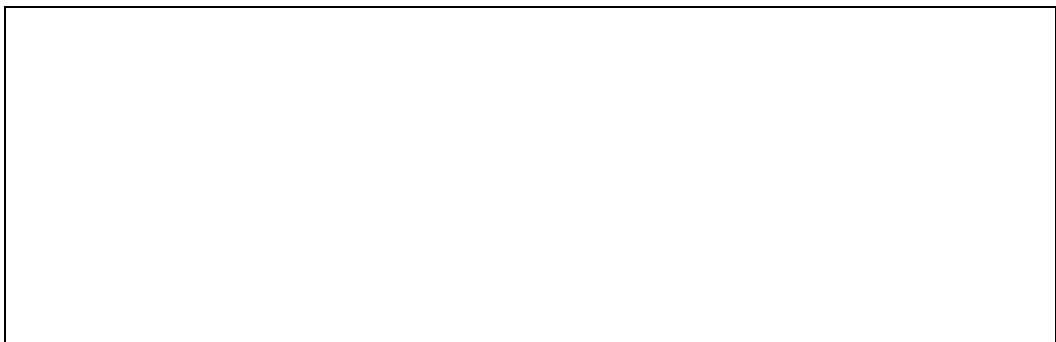




(2) 水位変化 [加圧器]



(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

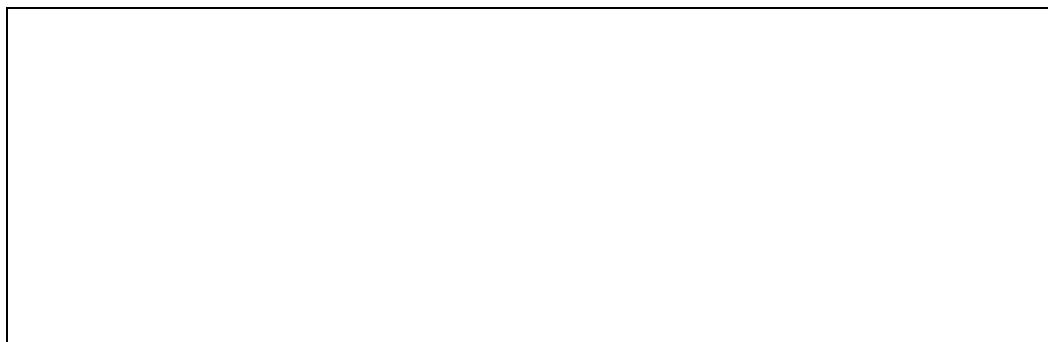
(1) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]



(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]



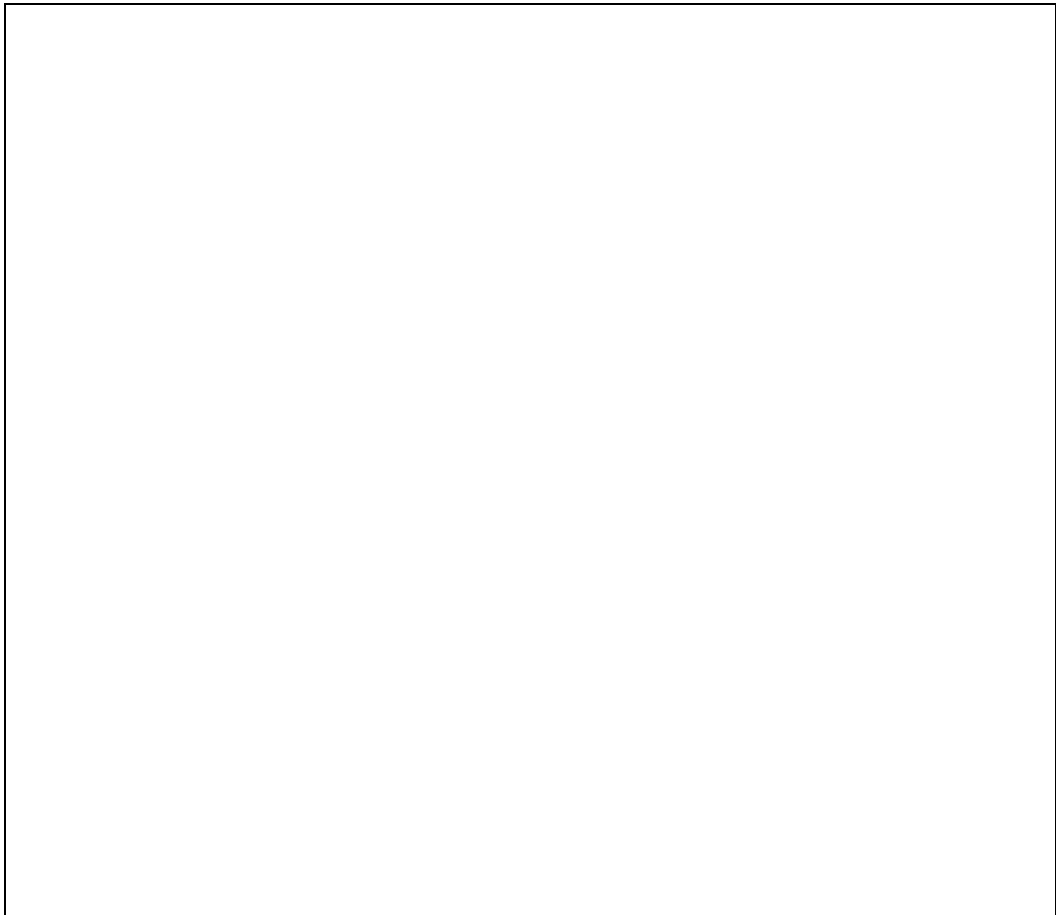


(4) 2次側給水（主給水・補助給水）[蒸気発生器]

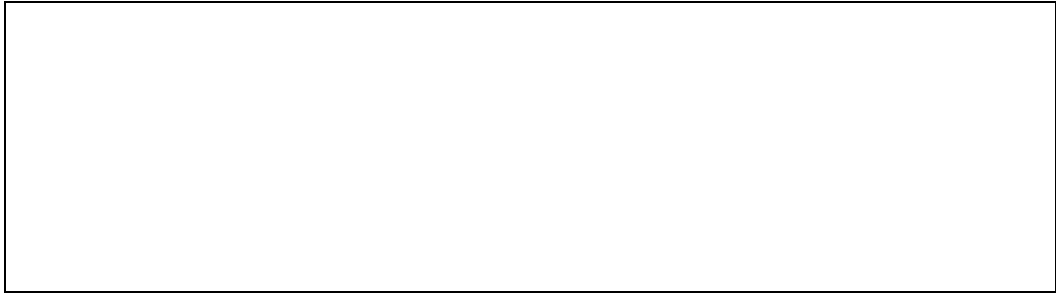


2.3.7 格納容器関連（溶融炉心挙動を除く）

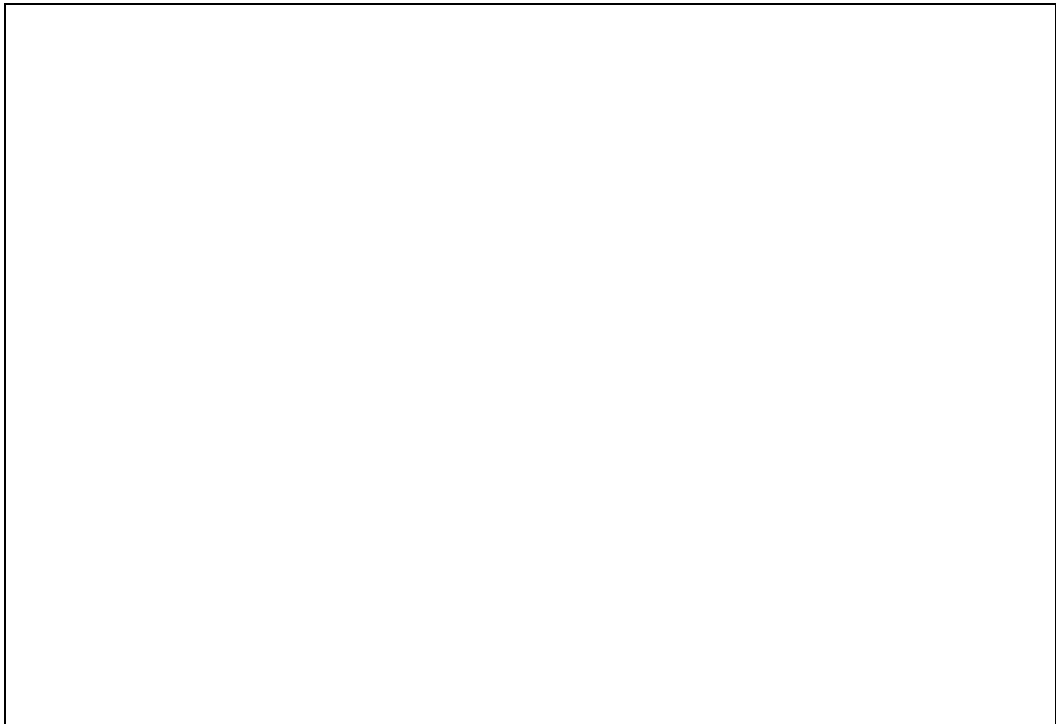
(1) 区画間・区画内の流動（蒸気・非凝縮性ガス）[格納容器]







(2) 区画間・区画内の流動（液体）〔格納容器〕

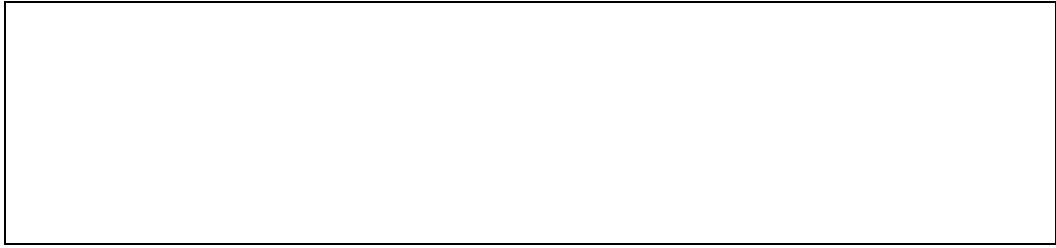


(3) 気液界面の熱伝達〔格納容器〕



(4) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導〔格納容器〕





(5) スpray冷却 [格納容器]



(6) 再循環ユニット自然対流冷却 [格納容器]



[Redacted]

(7) 放射線水分解等による水素発生

[Redacted]

(8) 水素濃度 [格納容器]

[Redacted]

(9) 水素処理 [格納容器]



2.3.8 原子炉容器（炉心損傷後）関連



(1) リロケーション



(2) 原子炉容器内 FCI（熔融炉心細粒化）

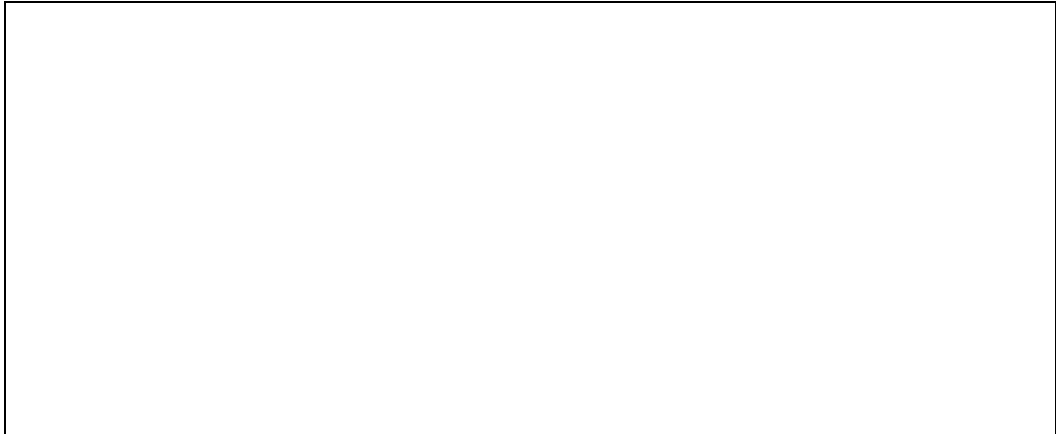


(3) 原子炉容器内 FCI（粒子デブリ熱伝達）

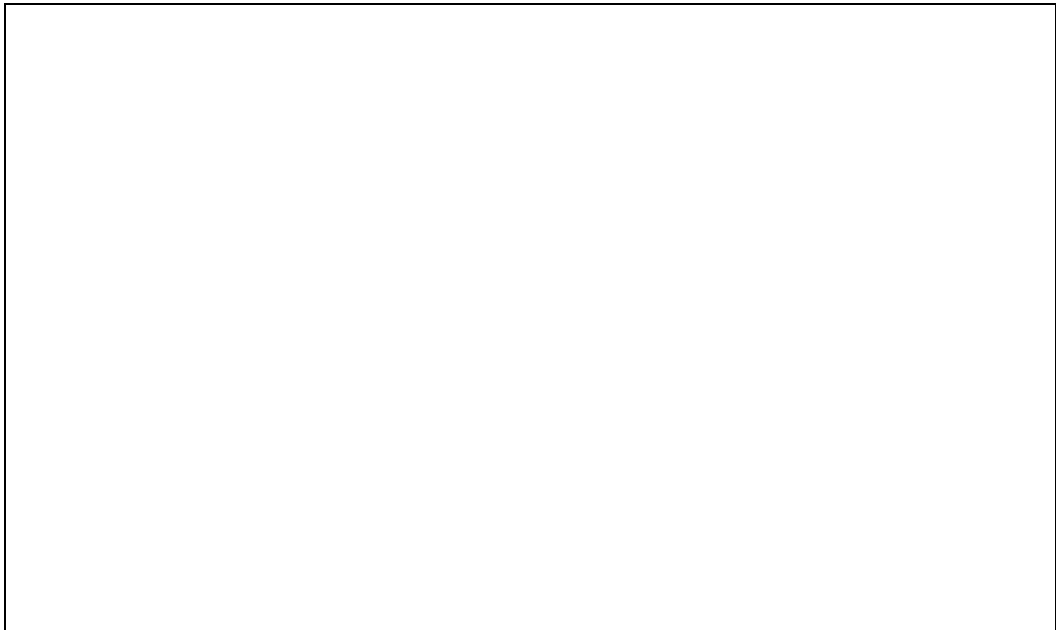




(4) 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達



(5) 原子炉容器破損、溶融



(6) 1次系内 FP 挙動



[Redacted]

2.3.9 格納容器（炉心損傷後）関連

[Redacted]

(1) 原子炉容器破損後の高圧炉心デブリ放出

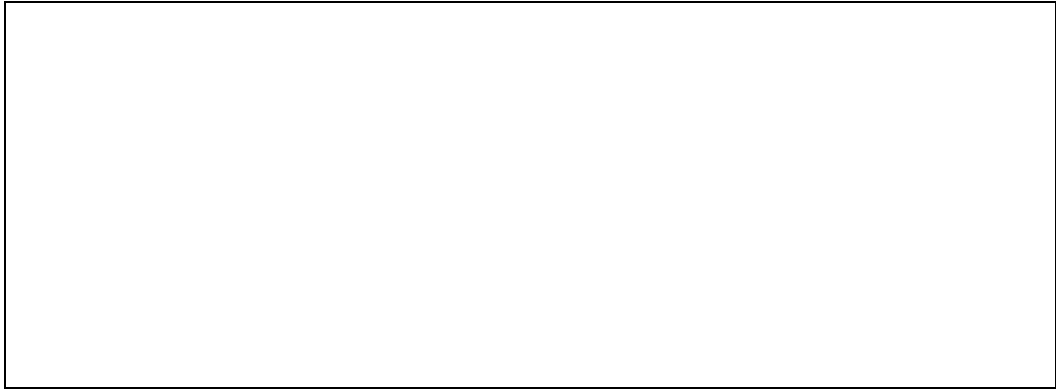
[Redacted]

(2) 格納容器雰囲気直接加熱

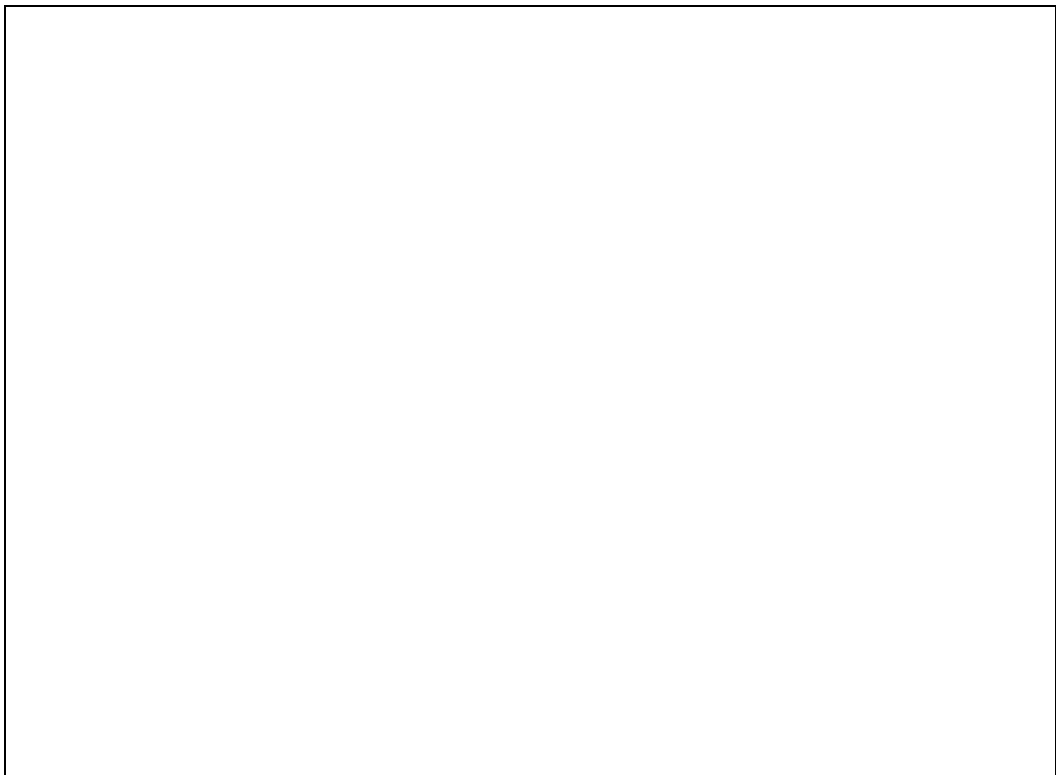
[Redacted]

(3) 原子炉容器外 FCI（熔融炉心細粒化）

[Redacted]



(4) 原子炉容器外 FCI (粒子デブリ熱伝達)

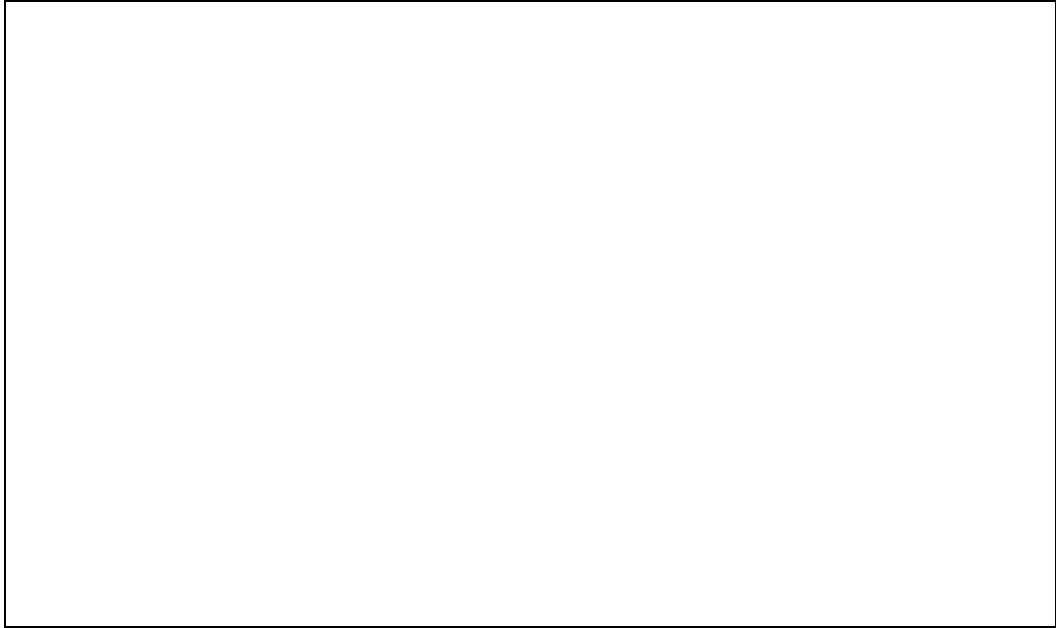


(5) キャビティ床面での溶融炉心の拡がり





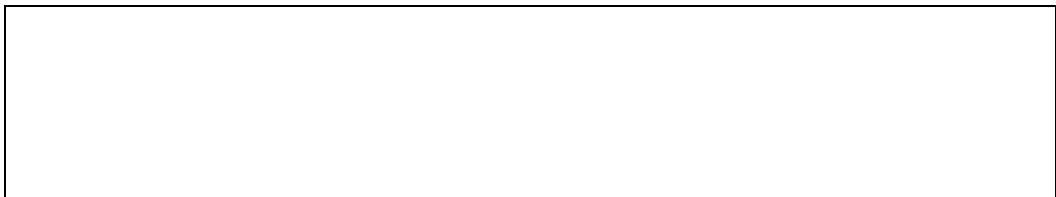
(6) 炉心デブリとキャビティ水の伝熱



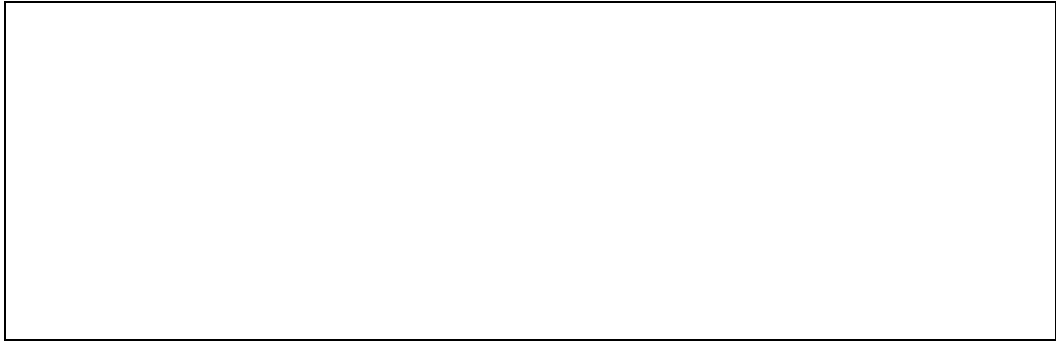
(7) 炉心デブリとコンクリートの伝熱



(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 FP 挙動



表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (1/4)

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	
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)

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	<u>H</u>	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	<u>H</u> <sub>(温)</sub> ／L <sub>(圧)</sub>	<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 <sub>(温)</sub> ／L <sub>(圧)</sub>	M	L	L	L
加 圧 器	気液熱非平衡	I	I	L <sub>(温)</sub> ／I <sub>(圧)</sub>	L	I	I	I
	水位変化	L	I	L <sub>(温)</sub> ／I <sub>(圧)</sub>	L	L	L	L
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	I	I	<u>H</u> <sub>(温)</sub> ／I <sub>(圧)</sub>	<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	<u>H</u> <sub>(温)</sub> ／L <sub>(圧)</sub>	<u>H</u>	L	L	L
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	I	I	M <sub>(温)</sub> ／I <sub>(圧)</sub>	M	I	I	I
	2次側水位変化・ドライアウト	I	I	<u>H</u> <sub>(温)</sub> ／I <sub>(圧)</sub>	<u>H</u>	I	I	I
	2次側給水（主給水・補助給水）	L	L	I <sub>(温)</sub> ／L <sub>(圧)</sub>	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導	<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 FCI (溶融炉心細粒化)	I	I	L	M	L	L	L
	原子炉容器内 FCI (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 FP 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 FCI (溶融炉心細粒化)	I	I	M	I	<u>H</u>	M	<u>H</u>
	原子炉容器外 FCI (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溶融炉心の拡がり	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 FP 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 (FP 移動に伴う崩壊熱) (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	気液分離・対向流	1 次系モデル (1 次系の熱水力モデル) (3.3.3(2))
	構造材との熱伝達	1 次系モデル (1 次系破損モデル) (3.3.3(4))
	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導	
	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 FCI（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 FCI（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 FP 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 FCI（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 FCI（粒子デブリ熱伝達）	
	キャビティ床面での溶融炉心の拡がり	
	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 FP 挙動	核分裂生成物（FP）挙動モデル（3.3.8）

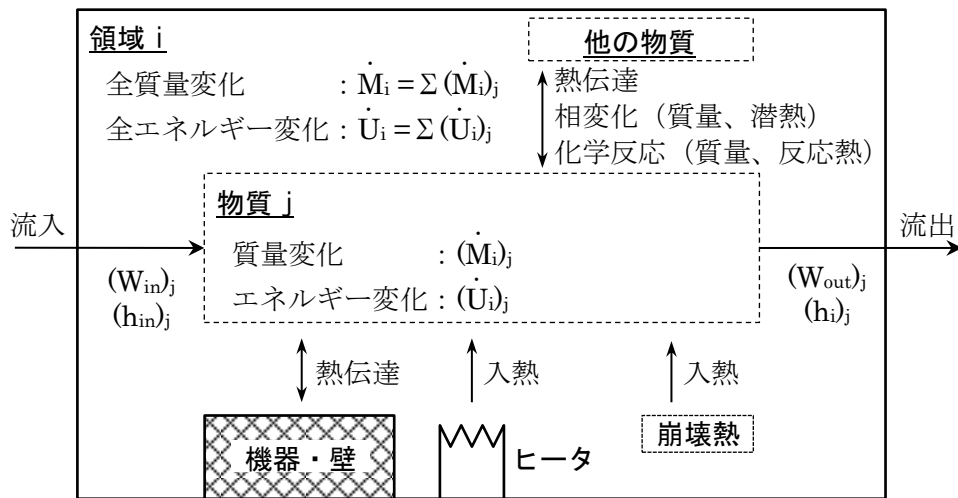


### 3.3 解析モデル

#### 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、

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

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、 $\Delta z_i$ はノード高さ、 $\rho_i$ 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ジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上が推奨される。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、表 3.3-2 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。 $\alpha$ は平均ボイド率、 $C_0$ は集中定数、 $\varphi$ 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 $U_\infty$ で除したものであり、 $U_\infty$ 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、 $\sigma$ は液相の表面張力、 $g$ は重力加速度、 $\rho_i$ は液相密度、 $\rho_g$ は気相密度である<sup>[2]</sup>。

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、蒸気発生器での伝熱がある場合には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。

冷却材の流動様式は、冷却材中のボイド分布に応じて計算される。1次冷却材ポンプ運転中は強制対流であり、冷却材中に一様にボイドが生じる仮定としている。1次冷却材ポンプが停止するとボイド率が小さい場合には自然循環が発生する。1次系全体平均のボイド率（グローバルボイド分率）が大きくなり、自然循環により液相を蒸気発生器伝熱管の頂部まで運ぶことができなくなると気液分離が発生する。なお、この時のボイド分率は

を根拠として、有効性評価では

を与えている。なお、参考文献[3]では、Westinghouse タイプの原子炉は実験に基づく0.4~0.7であることが示されている。このボイド分率は、1次系の流動様式が切り替わるしきい値であり、1次系の平均ボイド率が徐々に変化する場合に

流動様式が切り替わる時期への影響が現れる。大破断 LOCA の再冠水以降は気液分離状態であり、このボイド分率の設定は影響しない。全交流動力電源喪失の場合には、蒸気発生器 2 次側がドライアウトして 1 次系からの除熱が失われる時点から 1 次系のボイド率が早期に上昇するため、ボイド分率の設定による気液分離のタイミングに大きな差は生じないことから、事象進展への影響は小さい。

気液分離後の液相の流動は水頭差により駆動される流れになる。すなわち、ダウンカマ側の液相水位と炉心側のドリフトフラックスモデルで計算された二相水位の水頭差により駆動された流れが流動抵抗を考慮して計算される。クロスオーバーレグ内の液相は流動せず熱収支に応じて蒸発を行う。気相は蒸気発生器におけるリフラックス冷却と発生水蒸気による流動が考慮される。

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。ここで、臨界流には **Henry-Fauske** モデル<sup>[4]</sup>を使用している。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[5]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

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。

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、 $\rho$ 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、気体及び水の間での熱伝達、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ダ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同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。ここで、配管圧損は、逆止弁、止め弁やエルボも含めた配管全体の圧損係数を与える。（図 3.3-9）

#### (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（HPME）及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱（DCH）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  $\text{UO}_2$  の他に炉内の構成物（Zr、 $\text{ZrO}_2$ 、ステンレスなど）が含まれ、混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応したエネルギーや 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。

リロケーション時に想定する炉心状態の概念を図 3.3-10 に示す。

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、いわゆる、キャンドル状態となる（図 3.3-10 の③）。このとき燃料棒間の隙間が減少し、炉内の蒸気の流れは、流路面積に応じて再配分されるため、キャンドル状態では蒸気による冷却の効果も低下する。炉心損傷初期段階では、蒸気流れの再分配により、閉塞部（あるいはキャンドル状態）の熱が蒸気を介して非閉塞部に運ばれることで、炉内の温度が平坦化する現象が生じ、炉心損傷の進展を遅らせる効果があるが、MAAP の炉心は 2 次元化しており、多次元的な実現象に比べ、その効果は小さく、保守的な取扱いとなる。

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（図 3.3-10 の②）。キャンドル状態の進行あるいは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、固体と液体で閉塞した二相が共存する状態となる（図 3.3-10 の④あるいは⑤）。この固体と液体の体積割合はノードの炉心温度と固化および液化温度から求められる。この状態では蒸気による冷却ができなくなり、さらに高温になり液体割合が増加する。閉塞した状態で冷却される固体割合が増加しクラス

トを形成する (図 3.3-10 の④)。ここで、クラストは溶融プールの周囲に形成されると仮定している。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。

閉塞した状態 (図 3.3-10 の④あるいは⑤) から温度が上昇すると二相状態から完全溶融 (図 3.3-10 の⑥) になり溶融プールを形成する。溶融プールはノード間で自然対流熱伝達を計算する。クラストは過熱および溶融プールによる水頭でクリープ破損すると、溶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

溶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量は、デブリジェット径 (開口部の面積)、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。このとき、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生じさせ、過渡的な圧力変化 (圧力スパイク) が生じる (原子炉容器内 FCI)。粒子化しないものは、下部プレナムにクラスト及び溶融プールを形成する。なお、エントレイン及びデブリ粒子と水の伝熱に関するモデルについては、原子炉キャビティと共通のモデルを使用しており、後述する ((5) a) 参照)。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。

下部プレナムでの炉心デブリの堆積については、成層化したデブリベッドを模擬している。すなわち、堆積過程の初期、エントレインされたデブリ粒子が下部プレナムに堆積し、その後、崩壊熱により再溶融する過程で密度差により金属層が形成され、溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。また、TMI-2 の調査やその後の実験から、堆積した炉心デブリと下部ヘッドの間には 100 $\mu\text{m}$  程度のギャップが存在することが確認されている。このギャップが溶融物からのクラストを介した加熱による原子炉容器のクリープと共に大きくなり、このギャップに冷却材が浸入するとギャップの大きさに応じた熱除去が生じクラストから原子炉容器への熱伝達が抑制される。これらの挙動は原子炉容器内保持として TMI-2 以降研究が行われている。MAAP では、原子炉容器のクリープ量に基づきギャップ幅を計算し、冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プレナムでの炉心デブリの概念を図 3.3-11 に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化したデブリベッドのそれぞれに対して次の模擬を行っている。上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束またはは

Henry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。デブリベッドに侵入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式を用いる。また、下部ヘッドとデブリのギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式、クラスト側面及び原子炉容器壁からの熱除去を考慮している<sup>6)</sup>。

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。その落下量（落下速度）は、破損口の口径、原子炉容器内外の圧力差、デブリの水頭及び重力加速度により計算する。

炉心部から下部プレナムへのリロケーションは断続的に発生し、原子炉容器破損は後述のとおり 2 回考慮しており、原子炉キャビティへのデブリの落下は、これらの組み合わせで発生する。例を図 3.3-12 に示す。

#### (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。下部ヘッドは径方向及び厚さ方向に分割しており、これにより破損位置を模擬している。なお、MAAP では、原子炉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。

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。

##### 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。

下部ヘッドの破損後は、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（アブレーション）も模擬している。アブレーション量に基づきキャビティへのデブリジェット径が決定され、これにより、キャビティへのデブリ落下量が変化し、原子炉容器外 FCI による細粒化量に影響する。なお、キャビティ内には計装案内管等の構造物が存在するが、デブリジェットとの干渉は模擬していない。一方、アブレーションの程度により、DCH に関係する、原子炉容器からのガス放出流量及び継続時間が影響を受けるが、有効性評価においては、高圧シーケンスにおいても、HPME 及び DCH を防止する目的で、加圧器逃がし弁の開放による 1 次系減圧操作を行い、原子炉容器破損時点の 1 次系圧力を低下させている。

なお、日本原子力学会や EURSAFE<sup>[7]</sup>等のシビアアクシデント研究において、実際に起こり得る原子炉容器破損について、想定される破損モードは概ね把握されているが、その発生条件や破損面積の予測には困難さがあり、現象の不確かさが大きく、破損後の事象進展への影響もあることから、知見の拡充とともに、破損条件の明確化や評価手法の検討が解決すべき課題として位置付けられている。

#### (5) 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



たらず現象である。このため、本現象は格納容器圧力挙動に影響し、細粒化量が多い場合に圧力スパイクの規模が大きくなる傾向となる。一方、キャビティ床面に堆積するデブリの冷却の観点からは、細粒化することで水により冷却されやすくなることから、細粒化量が少ない場合にコンクリート侵食に対して厳しい傾向となる。なお、FCI に伴う水蒸気爆発については、国内外の知見から、発生可能性は小さいと判断されることから、MAAPでは取り扱わない。

熔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) 熔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熔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 3.3-13 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、 $\rho_w$  は静止側（原子炉キャビティ）の流体密度、 $\rho_{jet}$  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 程度と非常に高温であるのに対しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数 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 3.3-14～図 3.3-16 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 3.3-14 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 3.3-15）
- ・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 3.3-16)

- ・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による溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

#### ②溶融プール伝熱モデル

- ・上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮
- ・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

#### ア) 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。MAAPのモデルでは、前者は、キャビティ床面に達した時点で、入力変数により与える面積に拡がる仮定としている。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。

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 3.3-16 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。

上述のとおり、MAAPの溶融プールモデルでは、入力変数により与える面積に広がる均質平板となっているのに対し、実現象は複雑な挙動となると考えられる。細粒化されない塊状の溶融物のキャビティ床への着床後の拡がりについては、自重で拡がりつつ水や床面による除熱を伴いながら固化する。また、溶融物の水中への落下に伴う急冷や再溶融等に伴い、多孔質層が形成されることも実験的に確認されている。細粒化デブリの堆積についても、必ずしも平板状とはならない。これらの挙動は溶融物の過熱状態、水深及び溶融物量に影響すると考えられる。また、コンクリート侵食に伴うガスやスラグの浸入による伝熱挙動や化学反応による影響も考えられる。このように、キャビティでのデブリ挙動、特に水プール中のデブリ挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題である。したがって、更なる知見の拡充を行いつつ、現象の不確かさも踏まえ、感度解析等による影響評価を行う。

#### イ) 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 3.3-14 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 3.3-15 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、 $\sigma$ は表面張力、 $g$ は重力加速度、 $\rho_L$ 及び $\rho_V$ 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/m<sup>2</sup> であることに基づき  $C_K = 0.1$  としている。

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

#### ウ) コンクリート侵食

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。これらのガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また、ガスによる影響として、コンクリートとデブリ間にクラックや空隙が形成され、デブリ冷却を促進する効果があることが実験的に確認されているが、解析モデルでは考慮しない。

コンクリート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。なお、希ガス以外のほとんどの FP は単体を作らないため化合物の化学種として放出される。炉心から放出された FP のうち希ガス以外の FP は揮発性の高い CsI においても沸点は 1277°C であり、1 次系あるいは格納容器内ではガス状態を維持できなく気相中で凝縮しエアロゾル (微粒子) 化する。エアロゾルであるため気相中での落下速度は低くガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下した FP エアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状 FP は後述するよう素を除き気相へ出てくることはない。FP エアロゾルは重力沈降以外に微粒子特有の移動 (熱泳動・拡散泳動) で構造物表面に付着し、また、加圧器逃しタンク内や SGTR 時の水中のスクラビングやスプレイによっても気相から除去される。以上は MAA P の FP 挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には、CsI 等のよう素化学種のエアロゾルでは、格納容器内に形成されるプール水中に溶解し、放射線により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I<sub>2</sub> (沸点 184.3°C) や水中に溶けた有機物 (塗装材等) と反応し有機よう素が生成され、一部が気相に時間をかけて移動する。なお、水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいことはよう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このため MAA P はよう素反応モデルを試験的にオプションとして組み込まれているものの、よう素反応の結果は参照用として FP 計算にフィードバックされない。

本 FP 挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

#### 炉心燃料からの FP 放出モデル

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

#### FP の状態変化・輸送モデル

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

#### FP 移動に伴う崩壊熱分配モデル

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

また、本 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き 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) 炉心燃料からの FP 放出モデル

炉心燃料からの FP 放出モデルでは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて表 3.3-2 のように 12 グループに分類される。MAAP はモデルの選択が可能であり、希ガス、CsI、CsOH に対しては 、他の核種グループについては  の 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。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、また、原子炉容器破損後の溶融炉心-コンクリート反応のデブリからも FP は格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出された 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 の状態変化・移動挙動については後述する。

#### (2) FP の状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外の FP 蒸気は雰囲気温度に依存して凝固しエアロゾル（微粒子）へ変化する。気相および液相中の 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。

FP の輸送モデルは上述の仮定であり、炉心燃料から放出されてから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。

一方、格納容器および 1 次系内での気体、エアロゾル及び構造表面状（沈着）の状態間の遷移を模擬している。格納容器内の FP 輸送モデル概要を図 3.3-17 に示す。

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

重力沈降は、Stokes の重力沈降式と Smoluchowski 方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski 方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用した MAA P 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。

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

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

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

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

FP ガス再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状 FP 分圧が FP 飽和蒸気圧を下回ると、蒸発が起こると仮定している。

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

### (3) FP 移動に伴う崩壊熱分配モデル

FP の崩壊に伴いエネルギー発生する。ANSI または指定した崩壊熱曲線により計算された崩壊熱はそれぞれの FP に分配され、気相、液相および構造物に FP 量に応じたエネルギーを与える。

揮発性 FP（希ガス、CsI、RbI、CsO<sub>2</sub>、TeO<sub>2</sub>、Te<sub>2</sub> など）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熱源として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考慮し、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。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。

#### (4) FP 化学形態の取扱いとその影響

過熱炉心から放出された希ガス以外の FP の沸点は揮発性 FP であっても 1000℃以上であり、1 次系および格納容器内の気相では固化してエアロゾル（微粒子化）化する。エアロゾルは凝集して大きくなるにつれ、ゆっくり沈降して構造物表面あるいはプール水中に移動する。これらの現象に対して、MAAP の FP 挙動モデルでは、前述のとおり、各種のエアロゾル挙動を模擬している。

水中に移動した微粒子状 FP は気相へ出てくることはないが、実際には、特に CsI エアロゾルにおいては水中で溶解し、放射線による水の分解により生成した反応性の高い化学種（OH 等のラジカル）により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I<sub>2</sub>（沸点 184.3℃より全量は気体にならない）や水中に溶けた有機物（塗装材等）と反応し有機よう素が生成される。それらは、一部が時間をかけて気相に移動するが、水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいことは、よう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このような背景により、MAAP では、有機よう素や無機よう素の化学形態を模擬せず、粒子状よう素のみを考慮している。なお、MAAP において、簡易的なよう素反応モデルを試験的なオプションとして備えているものの、各 FP グループの保存則の計算にフィードバックされない、いわゆる、参照用の結果を出力する。

また、PWR では制御棒の材料に銀（Ag）が含まれており、溶融炉心中の Ag とよう素が結びついてヨウ化銀（AgI）の形で存在する場合も考えられる。AgI は水には溶けず配管等に沈着することから、AgI を考慮することで格納容器気相部のよう素量は低下する方向であるが、MAAP ではモデル化されていない。

このように MAAP では、よう素の化学形態として、粒子状よう素のみを考慮しており、その影響について述べる。

格納容器内圧力・温度を評価する観点では、FP の崩壊熱が重要であり、上述の解析モデルにより、FP の輸送量およびそこでの発熱（崩壊熱）を計算する。ここ

で、崩壊熱は大部分が炉心デブリ及び格納容器液相部で発生する。格納容器気相部に放出された有機よう素、無機よう素及び粒子状よう素のうち、無機よう素及び粒子状よう素はスプレイ及び沈着によって格納容器気相部から速やかに除去される一方、有機よう素はスプレイ及び沈着により速やかに除去されない。従って格納容器気相部の崩壊熱に対するよう素化学形の影響としては有機よう素の寄与を評価する。本影響評価については、表 3.3-3 に示すとおり有効性評価に用いる希ガスとよう素の崩壊熱割合を前提としてよう素に対しては有機よう素の存在割合を保守的に高めに設定して行う。よう素の存在割合は、炉内の pH 環境で存在割合が大きく異なることが知られており、有機よう素の存在割合は、pH>7 の場合、NUREG-1465<sup>8)</sup>に示されているとおり 0.15%であるが、pH に依存せず保守的に評価するため、RG1.195<sup>9)</sup>に示される 4%を有機よう素の存在割合として用いる。評価の結果、格納容器気相部の崩壊熱割合については、有効性評価解析に用いた気相部に浮遊している主要な元素である希ガスの割合が 4%であるのに対し、有機よう素の寄与を見込んだ場合は 0.8%であることから、よう素の化学形態の差異は格納容器内圧力・温度評価にはほとんど影響しない。

なお、被ばく評価の観点では、MAAP の評価結果の格納容器内圧から得られる「格納容器漏えい率」を用いる。ソースタームについては、MAAP から得られる放出放射エネルギーを用いず、NUREG-1465 及び RG1.195 に基づきよう素の化学形も含めて設定している。

#### (5) NUREG-1465 との比較

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 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[10]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（ハロゲン、アルカリ金属、テルルグループ）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、各核種の放射エネルギーを求める用途に用いることから、以下の 8 つの元素ごとのグループに分類している。NUREG-1465 における FP グループの分類は、WASH-1400 における FP グループ分けを祖とし、その後の検討を反映したものであり、MAAP の分類と直接的な関連はない。しかしながら、MAAP で分類されている放射性物質のうち、放出に寄与するものは NUREG-1465 のソースタームにおいても網羅されており、両者は同等と言える。

[FP の核種グループ]

(NUREG-1465)		(MAAP)	
グループ	核種	グループ	代表核種
1	希ガス/Xe, Kr	1	希ガス
2	ハロゲン/I, Br	2	CsI
3	アルカリ金属/Cs, Rb	3	TeO <sub>2</sub>
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se	4	SrO
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr	5	MoO <sub>2</sub>
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co	6	CsOH
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am	7	BaO
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np	8	La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
		9	CeO <sub>2</sub>
		10	Sb
		11	Te <sub>2</sub>
		12	UO <sub>2</sub>

FP の放出割合については、上述の FP 核種グループ毎に平均的な放出割合を「代替ソースターム」としてまとめている。ここでは、低圧シーケンス（原子炉容器

が低圧で破損するシーケンス) に対して、FP 放出割合に関する不確かさ評価結果に基づき、不確かさ分布の統計値が採用されている。ここで、低圧シーケンスを選定した理由は、高圧シーケンスに比べて、1 次系内での滞留時間が短いため、FP 保持効果が小さくなり、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<sup>[11]</sup>。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を用いたシビアアクシデント時の格納容器外への放出割合について、MAAP による解析結果との比較を実施する。被ばく評価の観点で厳しいものとして、炉心損傷が早く、格納容器スプレイが失敗し、格納容器の圧力が高く推移する「大破断 LOCA + ECCS 注入失敗 + 格納容器スプレイ失敗」を対象とする。

#### A) 原子炉格納容器内での挙動について

炉心に蓄積した核分裂生成物は、炉心溶融に伴って原子炉格納容器内へ放出され、原子炉格納容器内での重力沈降やスプレイによる除去により放射エネルギーは低減されながら、格納容器内に浮遊する。さらに、有効性評価の格納容器内圧の変化をもとに設定された格納容器からの漏えい率にしたがって放出される。

#### B) 原子炉格納容器内への放出のタイミングについて

以下の代表 3 ループプラントの評価例に示すとおり、炉心溶融開始及び原子炉容器破損のタイミングについては、ほぼ同じであると考えられ、核分裂生成物が大量に放出される初期の事象進展に大きな差はないと判断している。

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

C) 原子炉格納容器からの放出割合の比較について

被ばく評価で用いたモデルでの原子炉格納容器からの放出割合とMAAP解析での原子炉格納容器からの放出割合を比較する。

よう素については、粒子状よう素に対するMAAP解析の結果に、有機よう素及び無機よう素に対しては、放出タイミングをMAAP解析の希ガスと同等、放出割合をNUREG-1465の75%とし、RG1.195ベースの各化学形の存在比、沈着等を別途考慮して表3.3-4のとおり補正した値である。その他の元素については、MAAP解析結果を表3.3-5のとおり用いたものである。MAAPベースのよう素補正計算概要を図3.3-18に示す。NUREG-1465ベースの計算は、中央制御室等の居住性評価や有効性評価のうちCs-137放出量の評価に用いる評価と同じものである。NUREG-1465ベースの計算概要を図3.3-19に示す。格納容器浮遊量の時間変化は、各放出フェーズの格納容器への放出割合と沈着等の減少効果のバランスを解いている。原子炉格納容器からの放出量は格納容器浮遊量に格納容器漏えい率を乗じている。格納容器漏えい率は、MAAPベースの計算では、現実的な原子炉格納容器からの放出量を求める観点から、MAAP解析に基づく圧力解析値を用いて差圧流の式で漏えい率を算定し、NUREG-1465ベースの計算では保守的な原子炉格納容器からの放出量を求める観点から、MAAPベースの値に余裕を考慮したものをを用いている。

よう素の格納容器内浮遊量の経時変化について図3.3-20及び図3.3-21に、その他の核種として被ばくの観点で代表的なCsの格納容器浮遊量の経時変化について図3.3-22及び図3.3-23に示す。

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

(a) 短期的な挙動（ピーク値）の比較

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

よう素については、MAAPベースのピーク値（約0.4）がNUREG-1465ベ

ース（約 0.1）よりも高めの値を与える結果となった。図 3.3-20 に示すとおり無機（元素状）よう素の浮遊量が支配的であり、これは無機よう素の割合が放出初期から RG1.195 に示される化学組成の割合として 91%を用いていることに起因している。

(4)項に示すとおり、無機よう素は CsI エアロゾルが水中で溶解し、放射線による水の分解により生成した反応性の高い化学種 (OH 等のラジカル) により化学反応が促進され生成され、その割合は pH に依存することが知られており、pH が低いほどヨウ化イオンが結合してよう素が生成される。水中のよう素の反応は専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいが、事故初期の pH については、ほう酸水の pH(約 4.5)程度であると推定される。NUREG/CR-5732<sup>[12]</sup> にヨウ化イオン(I<sup>-</sup>)とよう素(I<sub>2</sub>)の存在割合と pH の関係が整理されており、図 3.3-24 に示す。これによれば、pH4.5 の場合の I<sub>2</sub> の存在割合は約 15%程度であり、無機よう素の割合としては RG1.195 に示される値 (91%) の約 1/6 程度となる。従って、現実的なよう素の浮遊割合は有機 4%、無機 15%、粒子 5%の合計 24%となり浮遊量としては 1/4 程度と考えられる。この効果を考慮すると、図 3.3-20 に示す MAA P ベースの浮遊量のピーク値は 0.4 から 0.1 程度となり、図 3.3-21 に示す NUREG-1465 ベースと同等となると考えられる。

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

Cs については、図 3.3-22 及び図 3.3-23 のピーク値は同程度であること、屋外滞在時の線量については直接スカイシャイン線量の寄与が多く、表 3.3-7 に示す評価例のとおり原子炉建屋内の線源のうち Cs からの寄与は支配的ではないことから、Cs のピーク値の違いは結果として影響しない。

#### (b) 長期的な挙動（積分値）の比較

長期的な挙動（積分値）において、よう素については沈着及びスプレイによって除去されない有機よう素が支配的となり両者の挙動は同等となる。Cs 等の粒子状物質については、一般的に MAA P ベースの格納容器内の沈着は最確モデルである一方、NUREG-1465 ベースの格納容器内の沈着については重力沈降、拡散泳動等の種々の物理挙動のうち重力沈降による除去のみを取り扱っているため、格納容器内の浮遊 FP 量を高めに評価する傾向となる。代表 3 ループプラントの原子炉格納容器からの放出割合評価例を表 3.3-6 に示す。この結果から、

シビアアクシデント時の原子炉格納容器からの放出割合については、NUREG-1465を用いたモデルでの評価のほうが、MAAP解析での評価よりも大きな数値となっている。

(c) 被ばく評価結果への考察

MAAPではよう素の化学形を考慮できないという課題はあるが、前述の方法のように、よう素の化学形を仮定することでNUREG-1465ベースによる評価との比較を行った。その結果、(a)項及び(b)項のとおり、NUREG-1465ベースの評価はMAAPベースと同等あるいは保守的な結果であるため、NUREG-1465ベースによる評価を用いる中央制御室等の居住性評価や有効性評価のうちCs-137放出量の評価等は、保守的な条件等を適切に考慮することにより十分妥当性のある結果となる。

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

表 3.3-1 M A A P コードのモデル一覧 (1/5)

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	<ul style="list-style-type: none"> <li>・径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力</li> <li>・原子炉トリップまで初期値を維持</li> </ul>
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> <li>・炉心全体の崩壊熱曲線を入力</li> <li>・径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力</li> <li>・リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動</li> <li>・FP は 1 2 の核種グループを設定</li> </ul>
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・健全形状炉心 (露出時) : 対流熱伝達および輻射熱伝達</li> <li>・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)</li> <li>・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</li> <li>・崩壊炉心 (露出時) : 熱伝導、(対流+輻射熱伝達) の平均</li> <li>・崩壊炉心 (冠水時) : 限界熱流束</li> <li>・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</li> <li>・被覆管酸化 : Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart-Pawel 相関式 (低温時)</li> <li>・燃料棒内と 1 次系内の圧力差で膨れによる破損を考慮</li> <li>・ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮</li> </ul>
	水位計算モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ダウンコマ部と炉心部で同じ水頭を仮定</li> <li>・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</li> </ul>
1 次系モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ノード及び物質毎に以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> <li>・質量及びエネルギー保存則</li> <li>・流量は圧損、静水頭バランスにより計算</li> </ul> </li> <li>・気相の自然循環、リフラックス冷却を考慮</li> <li>・強制対流時はボイド率一定を仮定。自然循環時はボイド率に基づく気液分離を考慮</li> </ul>
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・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</li> <li>・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</li> </ul>
	加圧器モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・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</li> <li>・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</li> </ul>
	1 次系破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を評価</li> </ul>
	破断流モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・差圧流</li> <li>・臨界流 (Henry-Fauske モデル)</li> </ul>



表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (2/5)

項目		計算モデル
蒸気発生器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ノード及び物質毎に以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> <li>－ 質量保存則</li> <li>－ エネルギー保存則</li> <li>－ 流量は圧損、静水頭バランスにより計算</li> </ul> </li> </ul>
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・1次側 (気液分離) リフラックス冷却を模擬</li> <li>・2次側 (伝熱管冠水部 (液相部)) Jens－Lottes 相関式</li> <li>・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</li> </ul>
格納容器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ノード及び物質毎に以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> <li>－ 質量保存則</li> <li>－ エネルギー保存則</li> <li>－ 流量は圧損、静水頭バランス及び圧力差により計算</li> </ul> </li> <li>・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</li> <li>・気液界面の水のフラッシング、蒸気の凝縮を考慮</li> </ul>
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・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</li> <li>・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</li> </ul>
	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"> <li>・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</li> <li>・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</li> </ul>
	水素発生	<ul style="list-style-type: none"> <li>・水素発生源： <ul style="list-style-type: none"> <li>・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))</li> <li>・炉心デブリによるコンクリート分解 (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、考慮していない)</li> </ul> </li> </ul>
	格納容器破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> </ul>
安全系モデル	ECCS	<ul style="list-style-type: none"> <li>・注入特性を入力し1次系圧力に応じて注入流量を計算</li> </ul>
	蓄圧タンク	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> </ul>

表 3.3-1 M A A P コードのモデル一覧 (3/5)

項目		計算モデル
安全系モデル(つづき)	格納容器スプレイ	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・スプレイ水による凝縮熱伝達により気相部冷却を計算</li> </ul>
	加圧器逃がし弁、安全弁	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・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</li> </ul>
	主蒸気逃がし弁、安全弁	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・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</li> </ul>
	補助給水	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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)</li> </ul>
デブリ挙動モデル	ヒートアップ	(炉心モデル(熱水力モデル(伝熱))に記載)
	リロケーション	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・炉心ノード内の状態として、「健全状態」、「崩壊状態」、「キャンドリング」、「クラスト」及び「溶融」を考慮</li> <li>・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</li> <li>・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</li> <li>・キャンドリングの進展、クラスト及び溶融の各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬</li> <li>・ノード内のクラスト及び溶融の比率はノード平均温度により計算</li> <li>・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</li> </ul>
	下部プレナムでのデブリ挙動	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・デブリジェットと水のエントレインを計算 <ul style="list-style-type: none"> <li>・エントレイン量：Ricou-Spalding モデル</li> <li>・水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達</li> </ul> </li> <li>・成層化したデブリベッドを模擬</li> <li>・上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束または Henry- Epstein-Fauske 相関式</li> <li>・デブリベッドに侵入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式</li> <li>・下部ヘッドとデブリのギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式</li> </ul>

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (4/5)

項目	計算モデル	
デブリ挙動モデル (つづき)	原子炉容器破損	<ul style="list-style-type: none"> <li>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</li> <li>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</li> <li>破損後、炉心デブリの加熱による破損口拡大を模擬</li> </ul>
	原子炉容器破損後の高圧炉心デブリ放出	<ul style="list-style-type: none"> <li>高圧溶融物放出を防止が評価目的であり、高圧炉心デブリ放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない。</li> </ul>
	格納容器雰囲気直接加熱	
	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"> <li>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</li> <li>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</li> <li>原子炉キャビティ床での拡がり面積は入力値で設定</li> <li>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</li> <li>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</li> <li>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</li> <li>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</li> <li>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</li> </ul>
	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"> <li>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</li> <li>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</li> <li>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</li> </ul>
	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"> <li>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</li> <li>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。</li> <li>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</li> <li>コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン・ジルコニウム等と混合すると仮定</li> </ul>

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (5/5)

項目		計算モデル
FP 挙動モデル	FP 放出	<ul style="list-style-type: none"> <li>・FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類。各 FP グループの質量保存を考慮</li> <li>・ペレットと被覆管の間隙部に蓄積した FP の放出（ギャップ放出を模擬）</li> <li>・熔融炉心-コンクリート反応に伴う FP 放出を模擬</li> </ul>
	遷移・輸送	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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（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</li> <li>・気相および液相中の 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</li> <li>・FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って移動</li> <li>・炉心デブリ内に残存する FP は炉心デブリと共に移動</li> <li>・水中の FP は区画間の水の流れと共に移動</li> <li>・格納容器および1 次系内での気体、エアロゾル及び構造表面状（沈着）の状態間の遷移を模擬</li> <li>・エアロゾルの沈着は、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を模擬。沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない</li> <li>・よう素の化学形態として、粒子状よう素のみを考慮</li> </ul>
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> <li>・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</li> <li>・FP 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</li> <li>・FP 崩壊による各 FP グループの質量の変化は考慮していない</li> </ul>

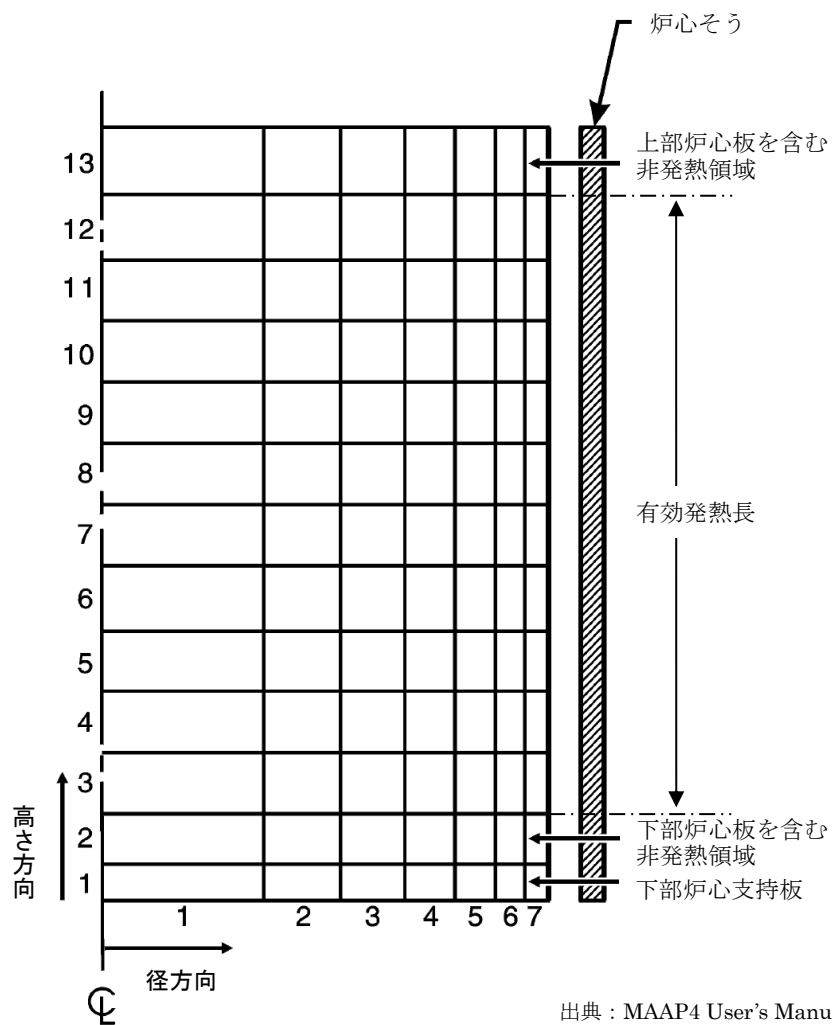
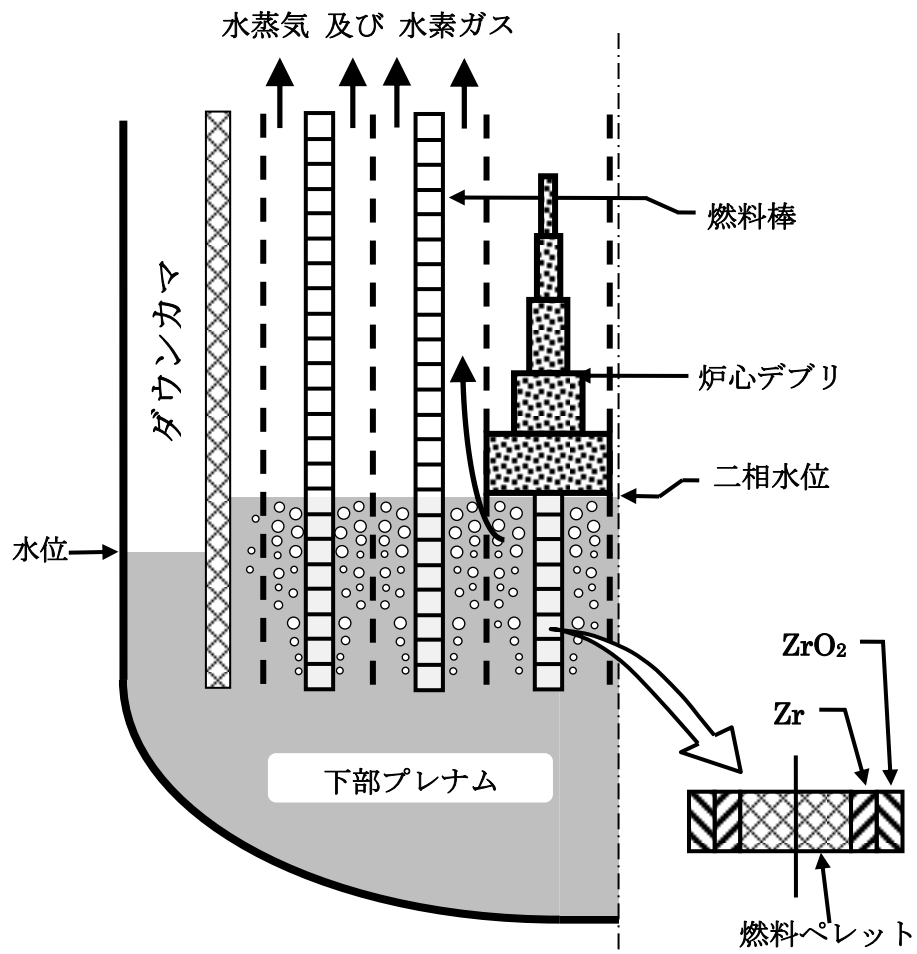
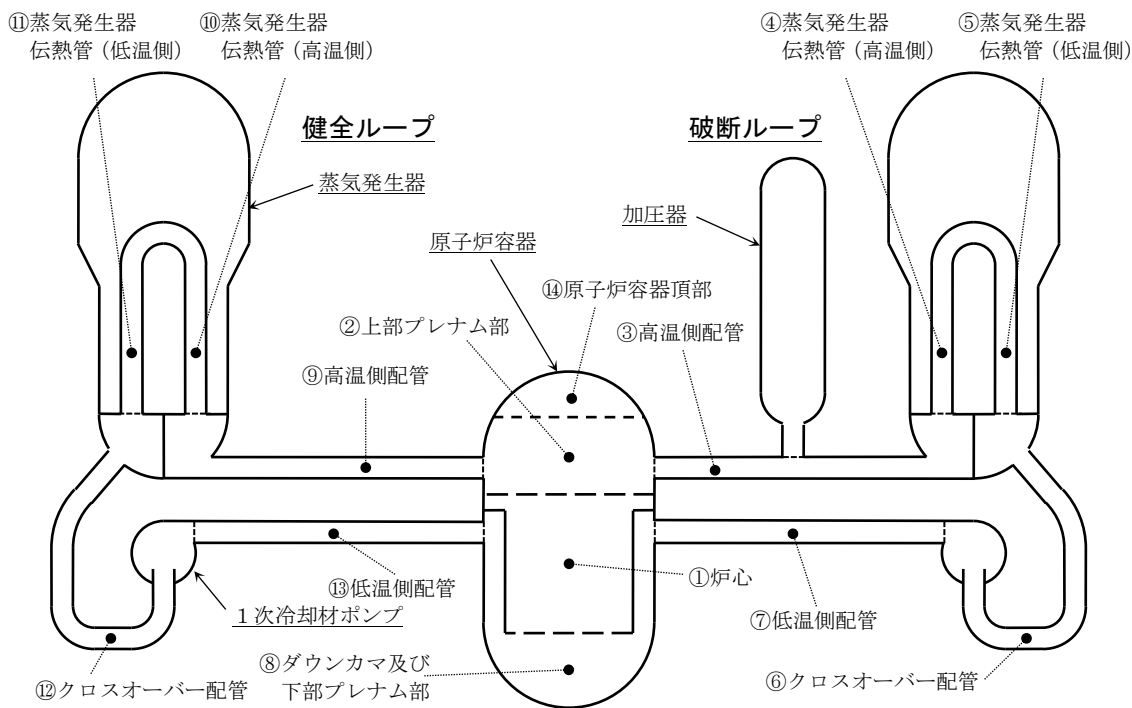


図 3.3-1 MAAP ノード分割例 (炉心モデル)



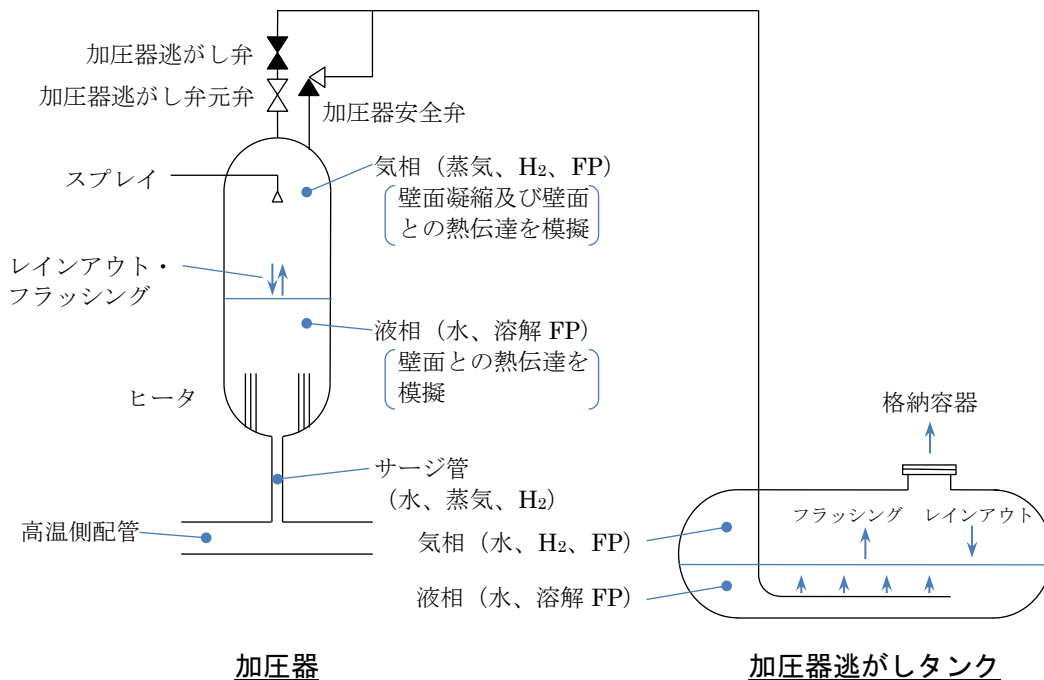
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-2 炉心水位モデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

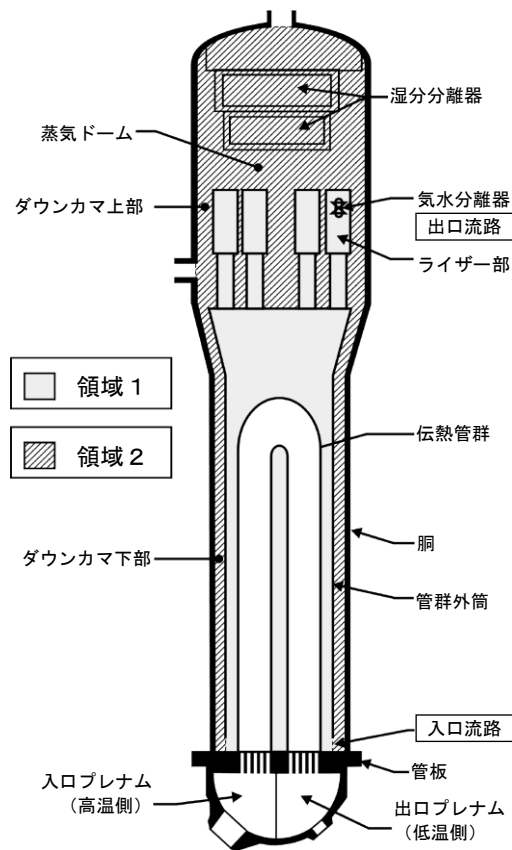
図 3.3-3 MAAP ノード分割図（1次系モデル）



加圧器

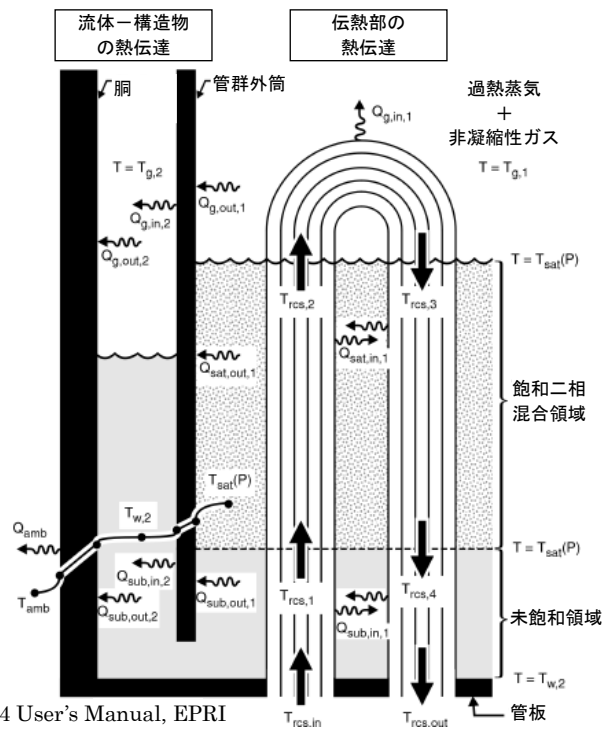
加圧器逃がしタンク

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



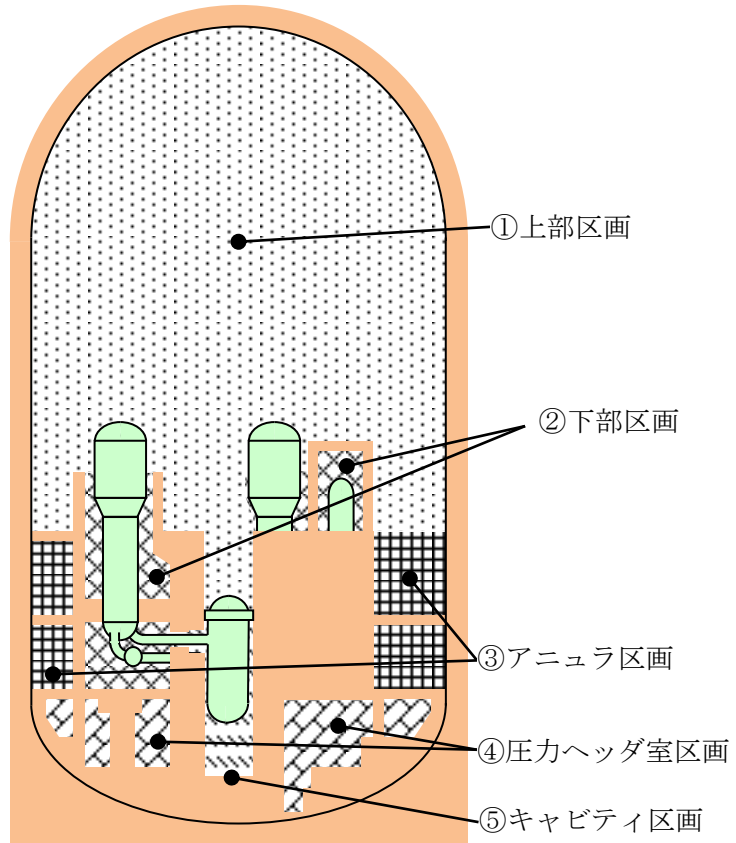


図 3.3-7 MAAP ノード分割図 (格納容器モデル：3ループプラントの例)

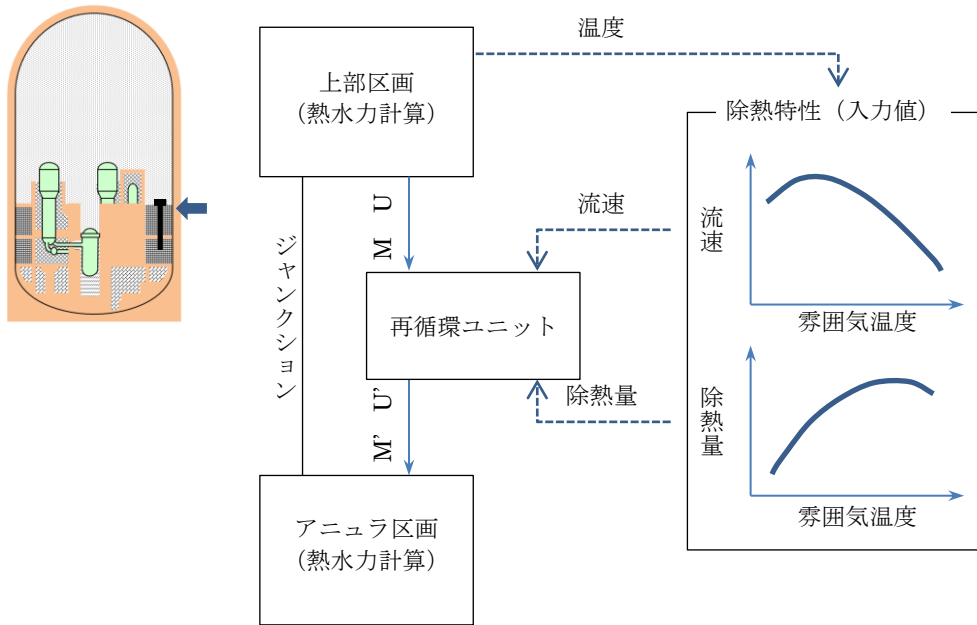


図 3.3-8 再循環ユニットモデル

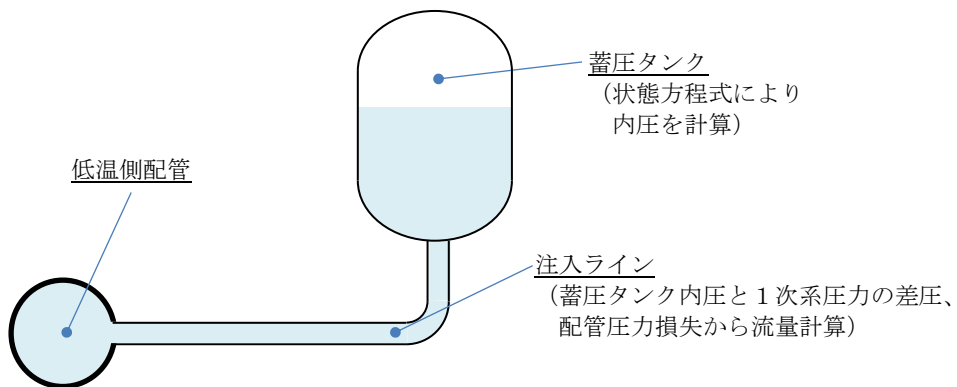


図 3.3-9 蓄圧注入系モデル

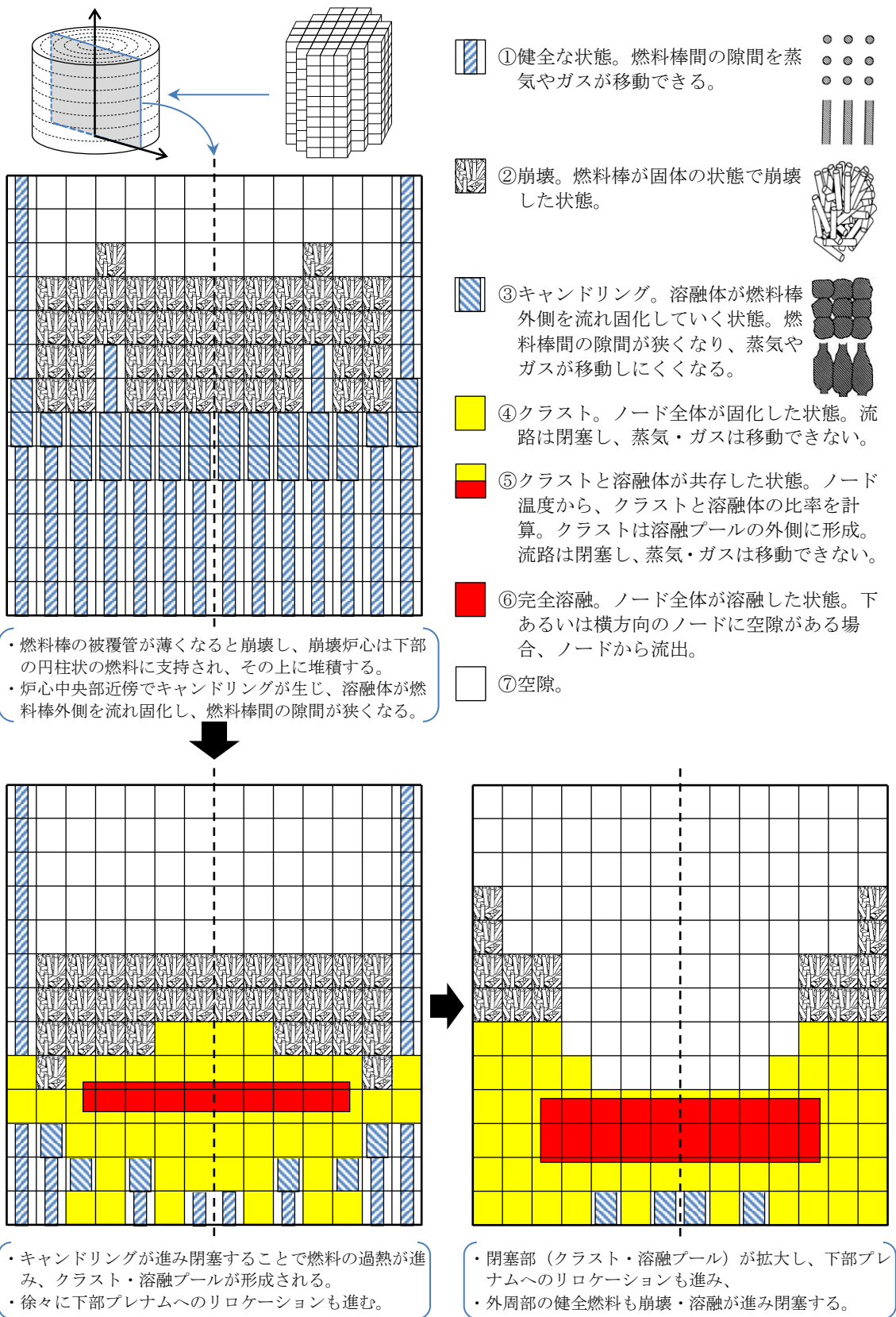


図 3.3-10 リロケーション時の炉心の状態 (例)

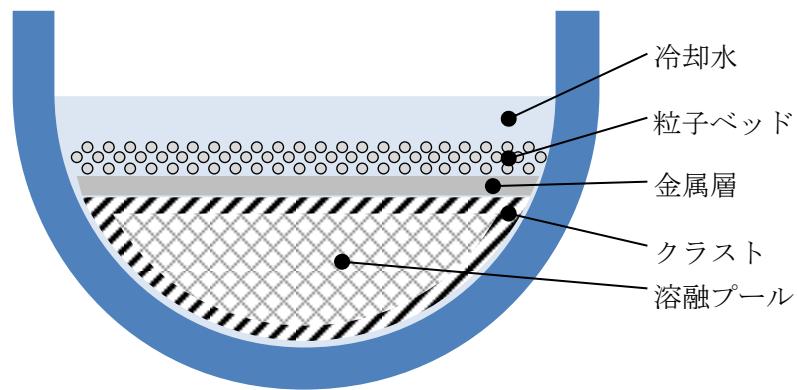
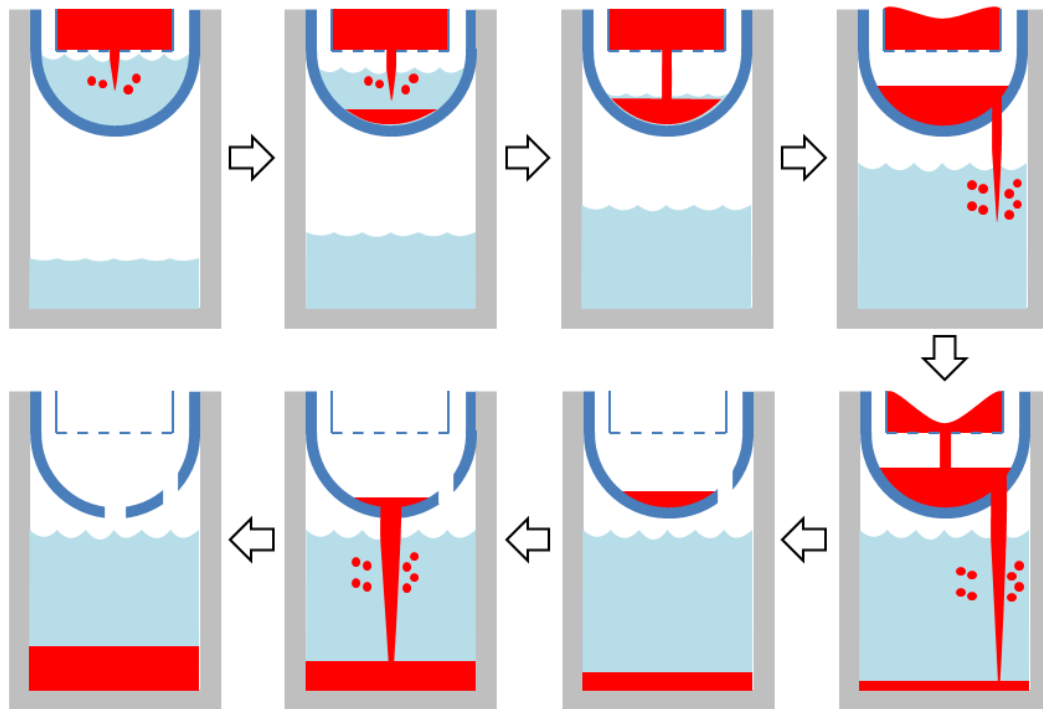


図 3.3-11 下部プレナムでの炉心デブリの概念

- ① 炉心部から下部プレナムへのリロケーション。冷却水との接触によりエントレイン。圧力容器内 FCI 発生。
- ② 炉心部から下部プレナムへのリロケーションが継続し、下部プレナムに堆積。
- ③ 下部プレナムの冷却材が減少していき、圧力容器内 FCI が終息。
- ④ 計装案内管が破損し、原子炉キャビティへの落下を開始し、キャビティ水との接触によりエントレイン。



- ⑤ 炉心部から下部プレナムへのリロケーションが断続的に発生し、計装案内管が破損口により拡大。
- ⑥ 炉心部から下部プレナムへのリロケーションが終結し、計装案内管が破損口より低い部分のデブリが下部プレナムに残る。
- ⑦ 下部ヘッドがクリープ破損し、下部プレナムのデブリがキャビティに落下。
- ⑧ デブリはキャビティに落下。

図 3.3-12 原子炉キャビティへの炉心デブリの落下の例

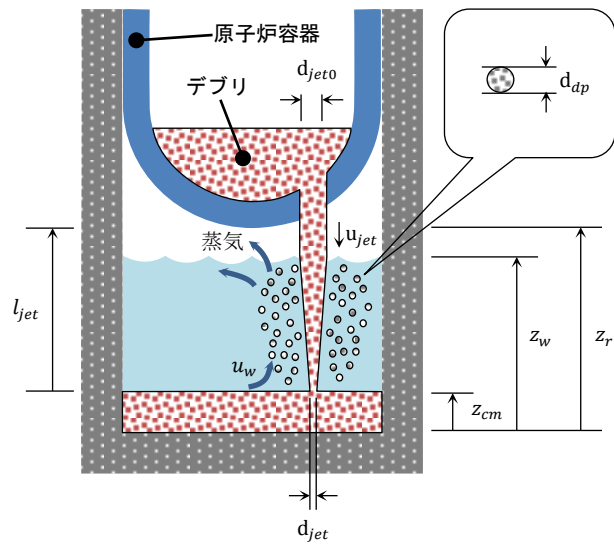


図 3.3-13 原子炉キャビティにおけるデブリ挙動の概念

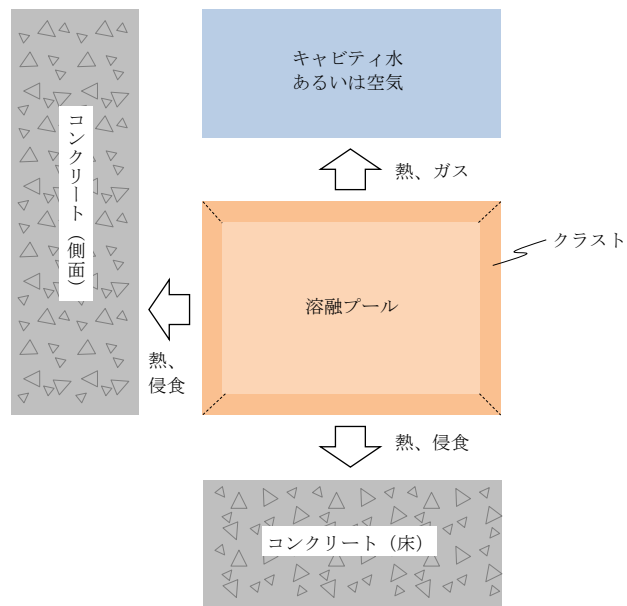


図 3.3-14 炉心デブリの伝熱の概念

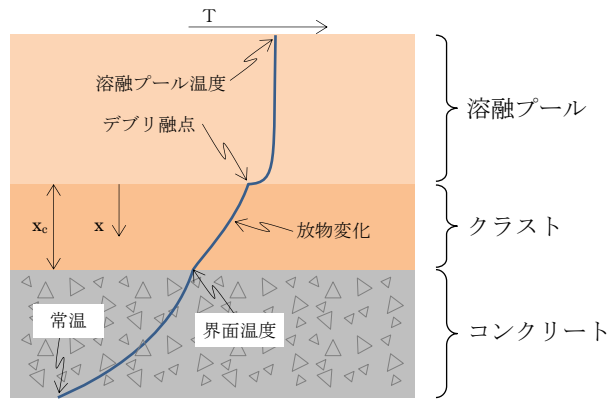


図 3.3-15 炉心デブリの温度分布の概念

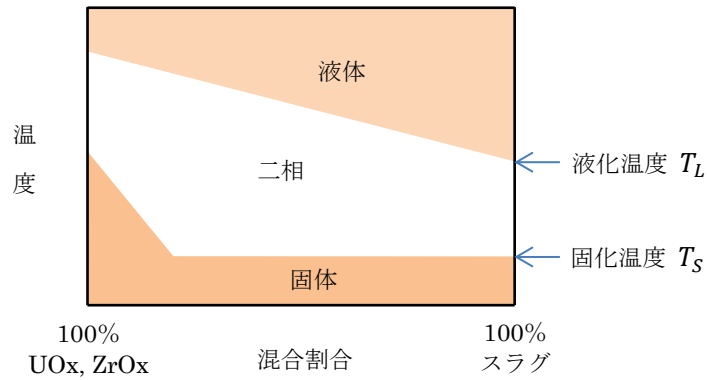
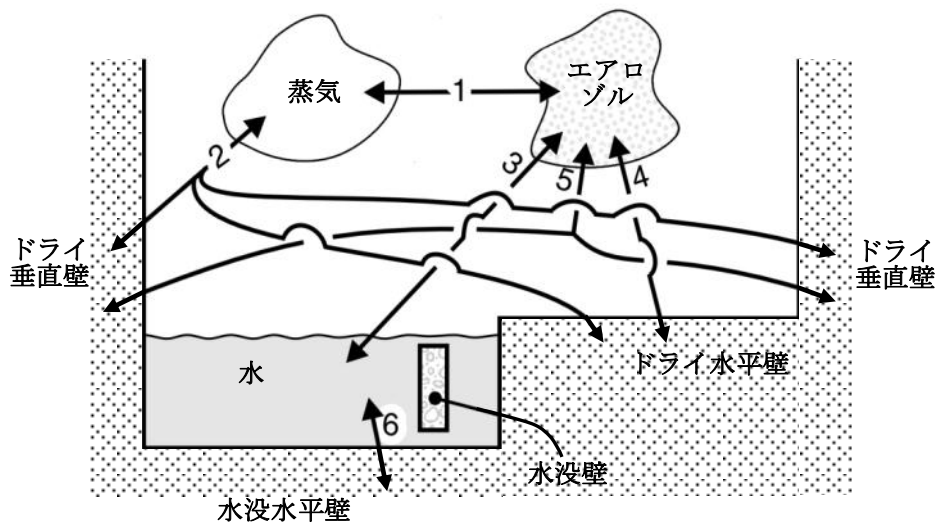


図 3.3-16 溶融プールの相変化の概念



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 3.3-17 格納容器内 FP 遷移モデル

表 3.3-2 MAAPコードのFPの核種グループ

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

表 3.3-3 格納容器気相部の崩壊熱の影響評価

	希ガス	よう素
全 FP に対する希ガス及びよう素の崩壊熱割合 (注1) (a)	約 4%	約 20% (全よう素)
存在割合 (注2) (b)	100%	4% (有機よう素)
化学形を考慮した崩壊熱割合 (a)×(b)	4%	0.8% (有機よう素)

(注1) 有効性解析に用いる崩壊熱割合

(注2) 粒子状よう素及び無機よう素は沈着等により格納容器気相部から除去されることから、格納容器気相部に留まる有機よう素の影響を評価する。有機よう素の存在割合は最大となる RG1.195 の値に基づく。



表 3.3-4 格納容器気相部浮遊 FP 量の影響評価方法  
(よう素の化学形態の補正)

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

[参考] 代表3ループプラントの格納容器漏えい率

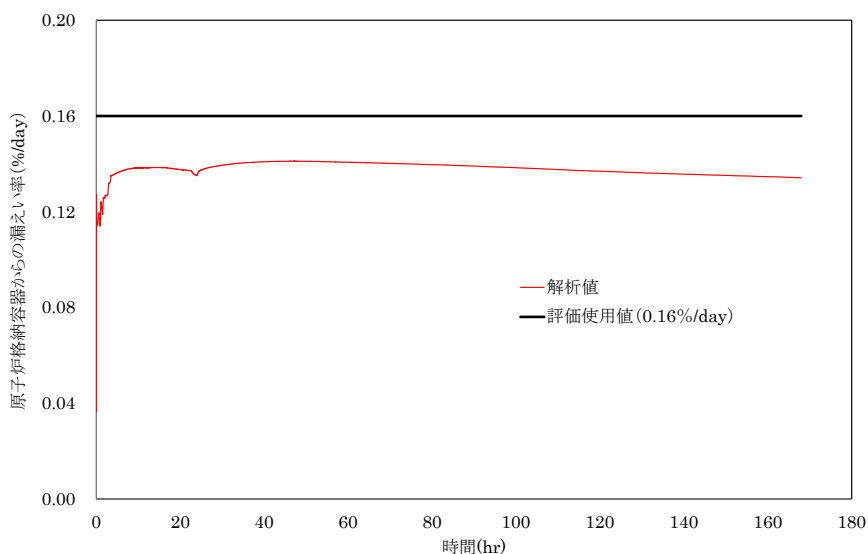


表 3.3-5 格納容器気相部浮遊 FP 量の影響評価方法  
(格納容器内放出割合)

グループ	核種	格納容器内放出割合の設定方法
1	希ガス/Xe, Kr	MAAPの希ガスの値を用いる。
2	ハロゲン/I, Br	表 3.3-4 のとおり
3	アルカリ金属/Cs, Rb	MAAPの CsI の放出割合×0.1+ MAAPの CsOH の放出割合 ( I の炉心内蓄積量は Cs の約 1/10 である ことから、I と結合している Cs を、全炉 心 Cs の 1/10 と仮定し、更に全量の Cs が CsOH の形態で放出されると仮定。 )
4	テルルグループ/ Te, Sb, Se	MAAPの TeO <sub>2</sub> 、Sb、Te <sub>2</sub> の合計
5	バリウム・ストロンチウム/ Ba, Sr	MAAPの SrO と BaO の合計
6	貴金属/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co	MAAPの MoO <sub>2</sub> の値を用いる。
7	ランタノイド/ La, Zr, Nd, Eu, Nb, Pm, Pr, Sm, Y, Cm, Am	MAAPの La <sub>2</sub> O <sub>5</sub> の値を用いる。
8	セリウムグループ/ Ce, Pu, Np	MAAPの CeO <sub>2</sub> の値を用いる。

表 3.3-6 代表 3 ループプラントの原子炉格納容器からの放出割合評価例  
(7日間積算)

核種グループ	被ばく評価で用いたモデル	MAAP解析ベース*1
希ガス類	約 $1.1 \times 10^{-2}$	約 $9.6 \times 10^{-3}$
よう素類	約 $3.6 \times 10^{-4}$	約 $3.0 \times 10^{-4}$
Cs 類	約 $2.1 \times 10^{-4}$	約 $1.9 \times 10^{-5}$
Te 類	約 $8.3 \times 10^{-5}$	約 $1.5 \times 10^{-5}$
Ba 類	約 $3.2 \times 10^{-5}$	約 $8.1 \times 10^{-7}$
Ru 類	約 $1.4 \times 10^{-6}$	約 $1.8 \times 10^{-6}$
Ce 類	約 $1.5 \times 10^{-6}$	約 $6.1 \times 10^{-8}$
La 類	約 $1.4 \times 10^{-6}$	約 $9.6 \times 10^{-9}$

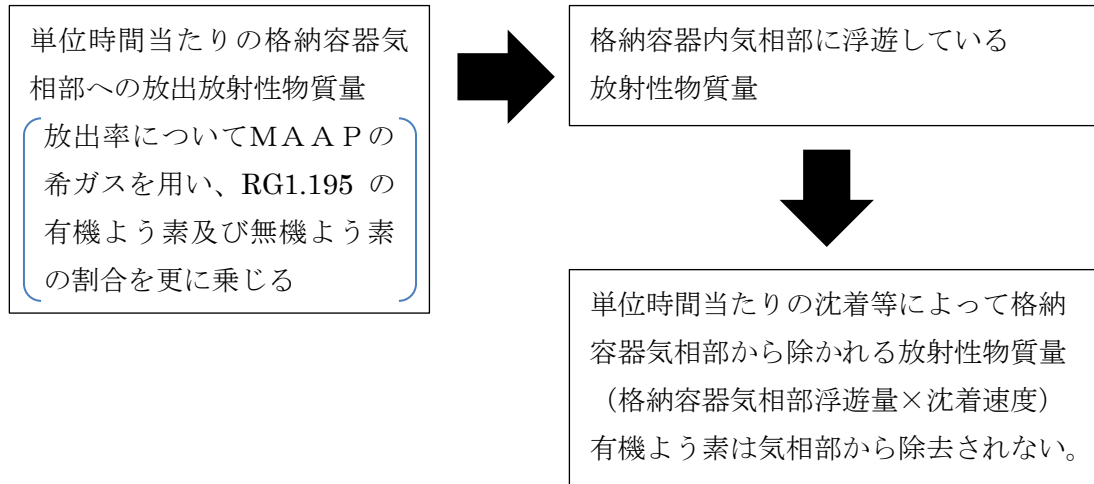
\* 1 Cs 類のように複数の化学形態(CsI、CsOH グループ)を有する核種については、Cs の炉心内蓄積量に対するそれぞれの化学形態グループの放出割合を合計している。

表 3.3-7 原子炉建屋内の放射性物質からのガンマ線による  
中央制御室入退域時の被ばく評価における各核種グループの内訳  
(代表 3 ループプラントの例)

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

(注1) 中央制御室入口地点における 7 日間積算線量

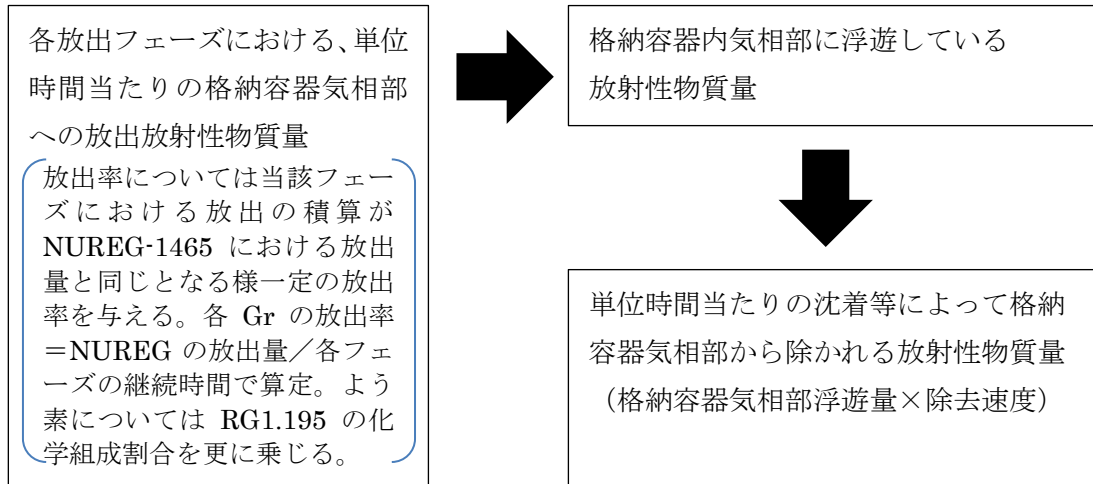
(注2) 有効数値 3 桁目を四捨五入し 2 桁に丸めた値



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

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

図 3.3-18 MAA Pベースの格納容器内気相部浮遊放射性物質質量 (有機、無機よう素) 及び原子炉格納容器からの放出量の計算概要



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

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

図 3.3-19 NUREG-1465 ベースの格納容器内気相部浮遊放射性物質質量及び原子炉格納容器からの放出量の計算概要

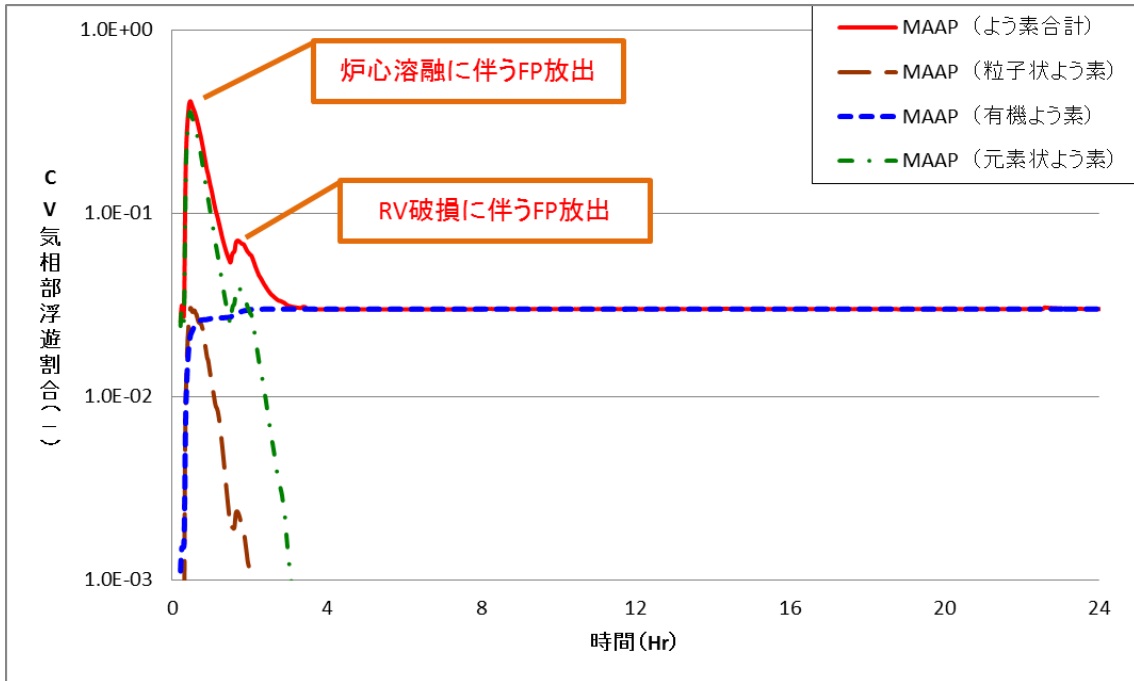


図 3.3-20 格納容器内気相部浮遊よう素量  
(炉心内蓄積量に対する割合：MAAP ベース (補正))

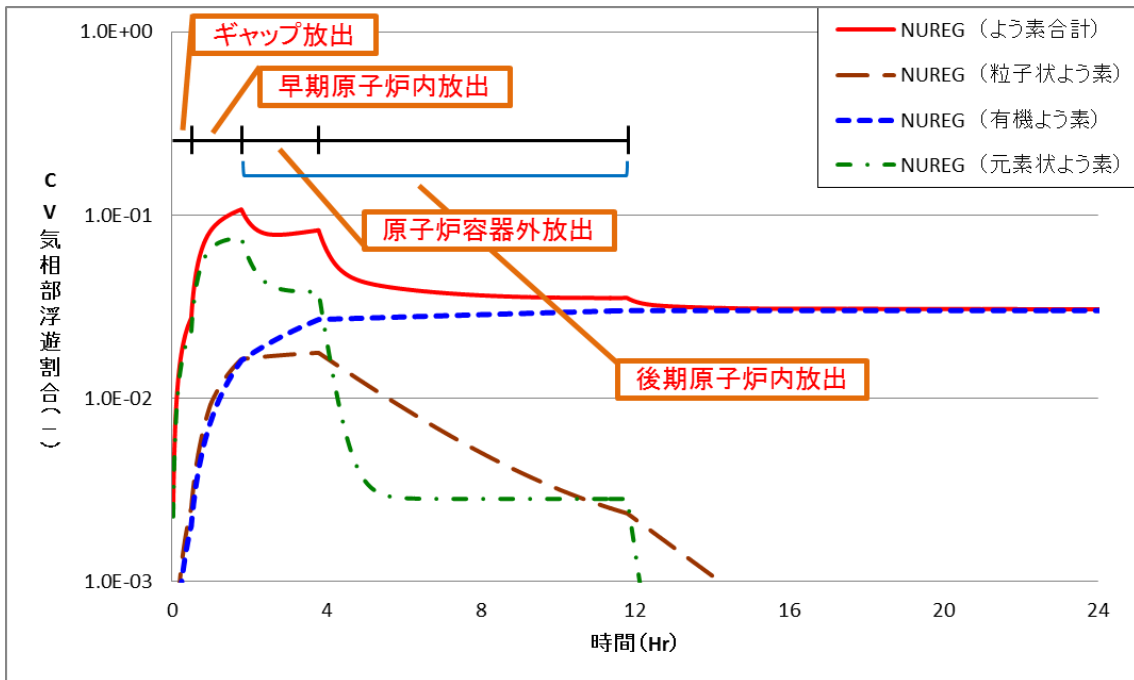


図 3.3-21 格納容器内気相部浮遊よう素量  
(炉心内蓄積量に対する割合：NUREG-1465 ベース)

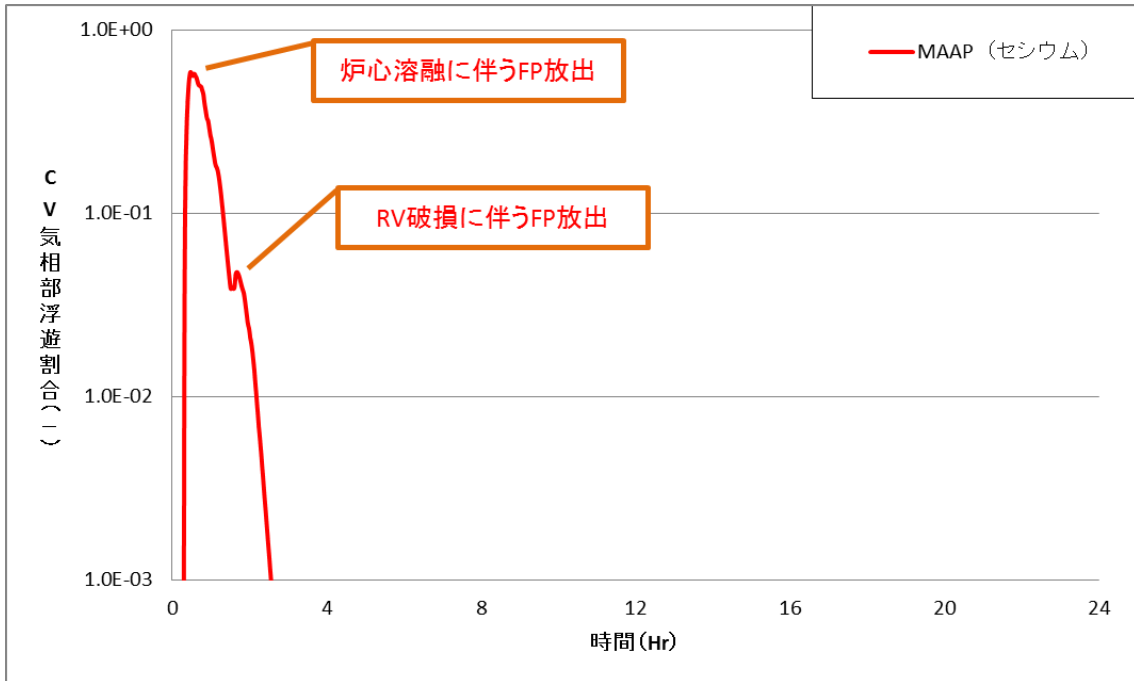


図 3.3-22 格納容器内気相部浮遊 Cs 量  
(炉心内蓄積量に対する割合：MAAP ベース (補正))

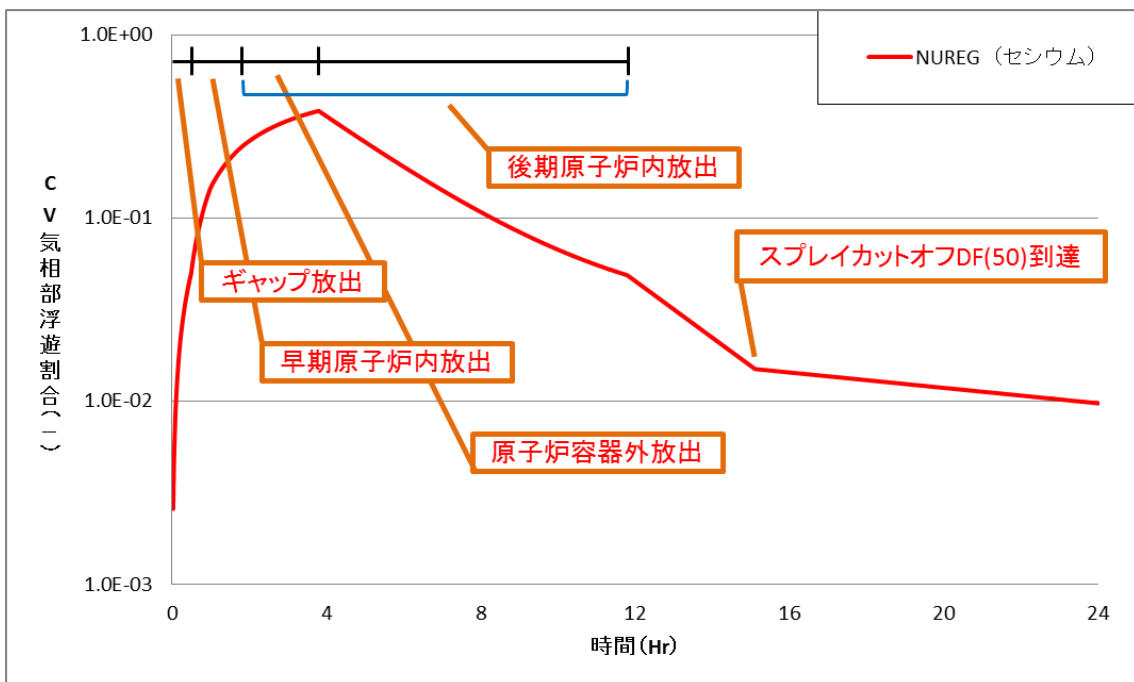


図 3.3-23 格納容器内気相部浮遊 Cs 量  
(炉心内蓄積量に対する割合：NUREG-1465 ベース)

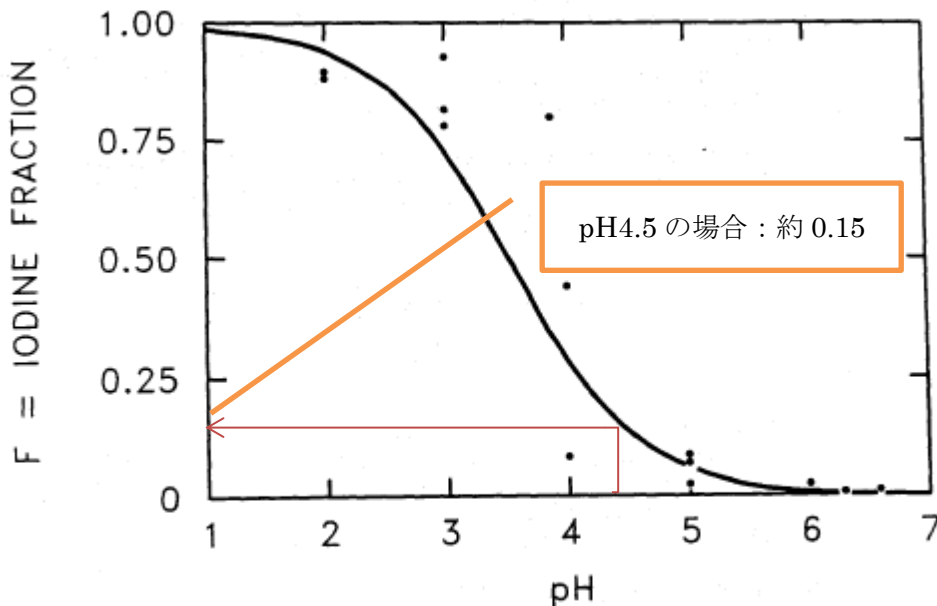


図 3.3-24 ヨウ化イオン(I-)とよう素(I<sub>2</sub>)の割合<sup>[12]</sup>



### 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ジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上としている。

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	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ジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上が推奨される。径方向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るように設定することが推奨されている。
1次系	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。
蒸気発生器	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。
格納容器	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。

### 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

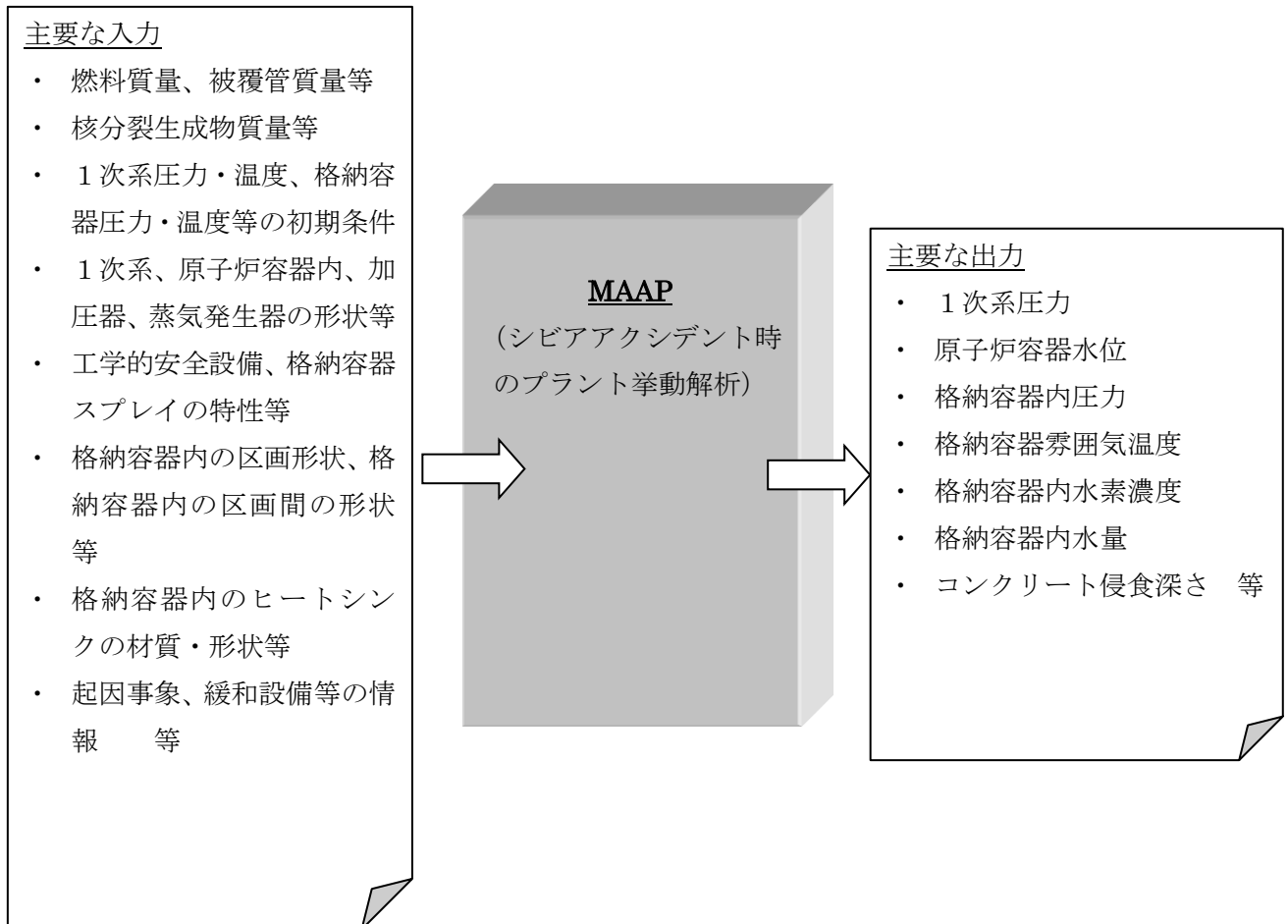


図 3.5-1 MAAPの入出力

## 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。

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

また、「原子炉容器外の熔融炉心と冷却材の相互作用 (FCI)」及び「熔融炉心-コンクリート相互作用 (MCCI)」については、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、また、実機規模での現象についてほとんど経験がなく、有効なデータが得られていないのが現状であり、不確かさが大きい現象であると言えることから、添付2及び添付3において、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を纏める。

#### 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[13]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))、気液分離・対向流 (1次系)

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離 (炉心水位)・対向流」は、炉心水位に関連する物理現象である。また、1次系の「気液分離・対向流」について、蒸気発生器でのスチームバインディングは、高温側配管のボイド率が大きく、蒸気

発生器伝熱管への冷却材流入量が増加すると冷却材が伝熱管内で蒸発して圧損を増大させるため、炉心水位を下げる方向に働く。これらの現象は、いずれも炉心水位に関連する現象であり、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスにおける ECCS 再循環失敗以降の炉心水位挙動に対して影響が大きいと考えられることから、コード間比較により評価を行う。(4.3.1 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による1次系配管のクリープ破損の観点で、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次系配管のクリープ破損については、Larson-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。

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、ECCS の作動を仮定するが、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）

蓄圧タンク注入流量は、1次系との圧力差および注入配管の圧損に基づき計算され、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ため、一般的な状態方程式及び差圧流モデルという意味で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、1次系強制減圧時の1次系圧力の挙動に影響を与える可能性があるため、感度解析によりその影響を確認する(4.3.2 及び添付1 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放出係数に基づき圧力に応じて流量計算されるため、TMI 事故に対するベンチマーク解析において、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）

なお、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）では、加圧器逃がし弁開放による1次系強制減圧が、「原子炉容器破損後の高圧炉心デブリ放出」の防止の観点で重要であることから、低圧時の加圧器逃がし弁からの放出流量に関して考察している（添付1）。

#### 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事故解析における蒸気発生器2次側の挙動については、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導（格納容器）

「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）に基づく静水頭による流動計算には不確かさは小さいため、妥当性確認は不要である。

#### 4.1.10 スプレー冷却（格納容器）

スプレー注入特性は、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。

スプレーによる格納容器気相部の冷却に関しては、液滴径を入力し、液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより、評価結果ではスプレーされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレーの水滴温度が比較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところであり、伝熱モデルの不確かさによる結果への影響は無いと考えられる。

#### 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)

#### 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(4.3.3 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)。



TMI 事故は原子炉容器破損前に事象終息していること、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であり、不確かさが大きいと考えられることから、感度解析による影響の把握を行う（4.3.4、4.3.5、4.3.7 及び 4.3.8 参照）。

一方、炉心損傷防止に係る事故シーケンスに関しては、「ECCS 再循環機能喪失」の事故シーケンスに対して、炉心が露出する場合の重要現象として「燃料棒表面熱伝達」が挙げられているが、有効性評価では炉心露出を判断基準とし、炉心が冠水した状態を取り扱い、その場合には、「燃料棒表面熱伝達」が炉心水位やの燃料被覆管温度に与える影響は小さい。なお、再循環機能喪失後の崩壊熱による冷却材の蒸散に伴う炉心水位低下の挙動の妥当性については、4.3.1 において確認する。

#### 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 Larson-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。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、不確かさの整理を行うとともに、感度解析による影響の確認を行う。（4.3.8 参照）。

#### 4.1.15 1次系内 FP 挙動、格納容器内 FP 挙動

炉心からの FP 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 FP 放出モデルが採用されている。燃料から 1 次系へ放出される FP 挙動について PHEBUS-FP 試験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.7 参照）。また、格納容器内に放出されたエアロゾル挙動について ABCOVE 実験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.8 参照）。

また、有効性評価で採用している FP 放出モデルの不確かさを考慮し、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、炉心損傷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し、感度解析による影響の確認

を行う（4.3.11 参照）。

#### 4.1.16 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化、粒子デブリ熱伝達）

溶融炉心の細粒化及び粒子状デブリから水への熱伝達については、溶融物の粘性、や冷却材条件には違いはあるものの、幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見を基に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 FCI により生じる圧力スパイクについては、専門家間では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ている。

ただし、高圧溶融物噴出を防止する観点から、原子炉容器内 FCI による1次系圧力上昇は原子炉容器破損とあいまって、判断基準への適合性に影響するものと考えられることから、添付1において関連する物理現象も含めた総合的な評価を纏めている。このうち、原子炉容器内 FCI に関し、概要を4.3.6に示す。

#### 4.1.17 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化、粒子デブリ熱伝達）

原子炉容器外 FCI に関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行っており添付2に纏めており、4.3.9に概要を示す。

#### 4.1.18 キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、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、これらの物理現象も含めた MCCI に関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行っており添付3に纏めており、4.3.10に概要を示す。

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	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 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	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	燃料棒表面熱伝達	☒ 4.2-5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	被覆管酸化	☒ 4.2-6	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	被覆管変形	☒ 4.2-10	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	沸騰・ボイド率変化	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.1	—
	気液分離（炉心水位）・対向流	—	—	—	—	—	—	—	—	—		—
1次系	気液分離・対向流	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	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 4.3.2	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	—	—	—	—	—	☒ 4.2-30 ☒ 4.2-31	—	—	—	—	
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	—	—	—	—	—		—	—	—	—	
	2次側水位変化・ドライアウト	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	

\* 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	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他*	
格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	—	☒ 4.2-13	☒ 4.2-20	—	—	—	—	—	—	—	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	—	☒ 4.2-15	☒ 4.2-21 ☒ 4.2-22	—	—	—	—	—	—	—	
	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	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.3	—	
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 FCI (熔融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.6	—	
	原子炉容器内 FCI (粒子デブリ熱伝達)	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.6	—	
	下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達	☒ 4.2-7	—	—	—	—	—	—	—	4.3.8	—	
	原子炉容器破損、溶融	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.8	—	
格納容器 (炉心損傷後)	1次系内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	—	☒ 4.2-38 ☒ 4.2-42 ☒ 4.2-43	—	4.3.11	—
	格納容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	—	☒ 4.2-48	—	4.3.11	—
	原子炉容器外 FCI (熔融炉心細粒化)	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.9	—	
	原子炉容器外 FCI (粒子デブリ熱伝達)	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.9	—	
	キャビティ床面での熔融炉心の拡がり	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.10	—	
	炉心デブリとキャビティ水の伝熱	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.10	—	
	炉心デブリとコンクリートの伝熱	—	—	—	—	☒ 4.2-25 ☒ 4.2-26 ☒ 4.2-28	☒ 4.2-25 ☒ 4.2-26 ☒ 4.2-28	—	—	4.3.10	—	
コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		

\* 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[14]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、アンユ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<sup>[15]</sup>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った。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、クラスト内部の熔融炉心領域の温度は上昇しており、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。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。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 TMI 事故結果と概ね一致している。

よって、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	1100~1200 lb. 約 499~544kg	1125 lb. 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

TMI 事故では、炉心熔融後早期に注水が回復したため、原子炉容器の破損には至らなかった。そこで、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 解析結果として、図 4.2-7 に 220 分時点の炉心状態を示す。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解析の方がやや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)、ならびに、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。よって、炉心熔融及び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。

炉心デブリから原子炉容器壁へ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) から妥当性を考察する。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、及び、中性子源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、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 の解析結果では、原子炉容器（下部ヘッド）の壁温は、約 224 分時点で急上昇し、約 240 分時点で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°C）よりわずかに低い約 1200°C（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 の解析モデルは炉心損傷過程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	$62.5 \times 10^6$	$45.7 \times 10^6$
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

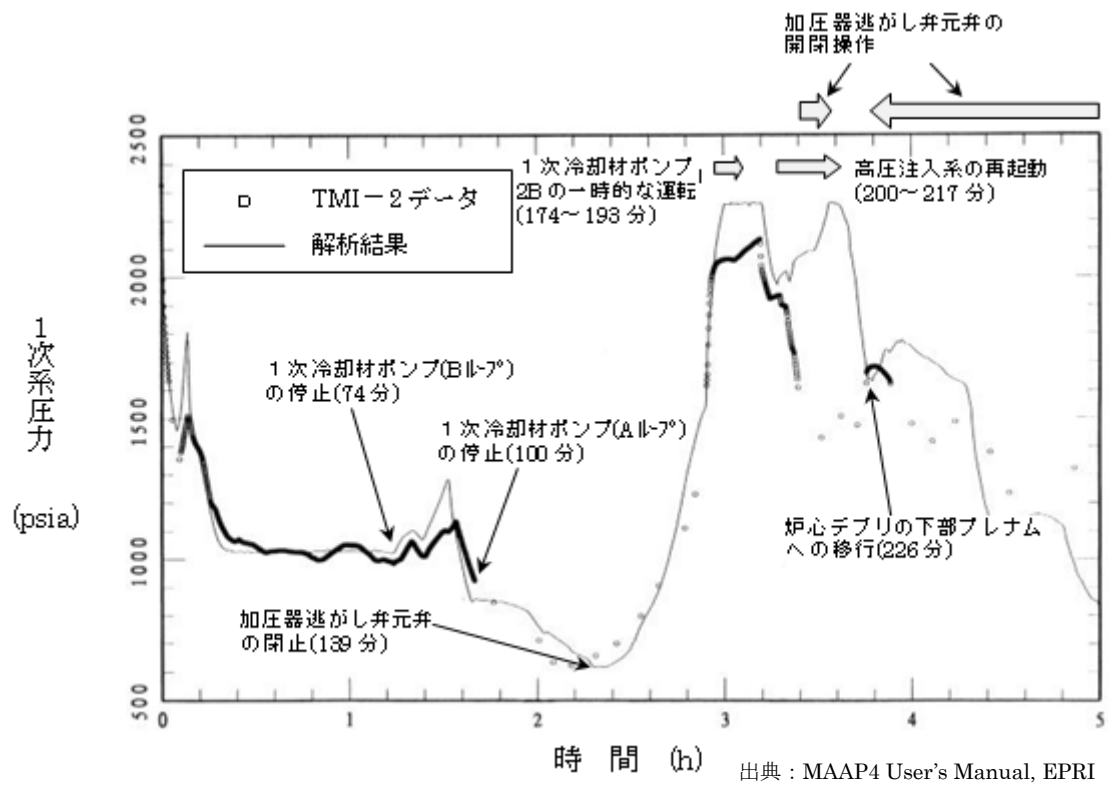


図 4.2-1 TMI 事故のベンチマーク解析結果：1次系圧力

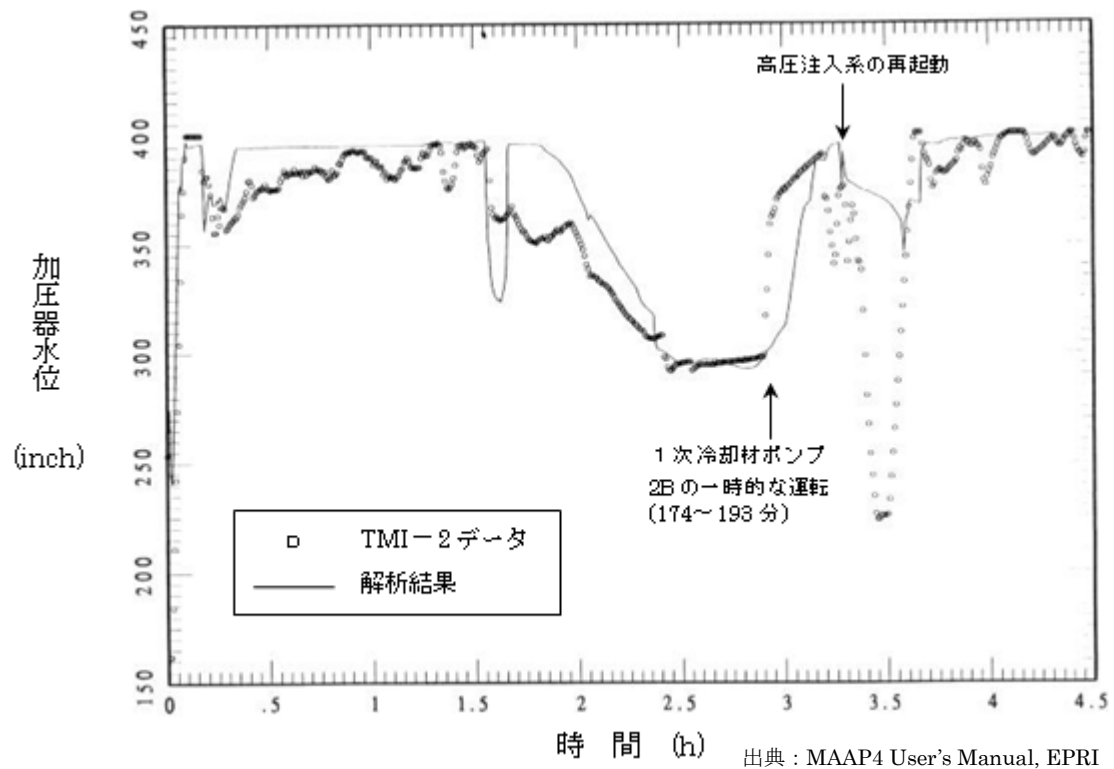
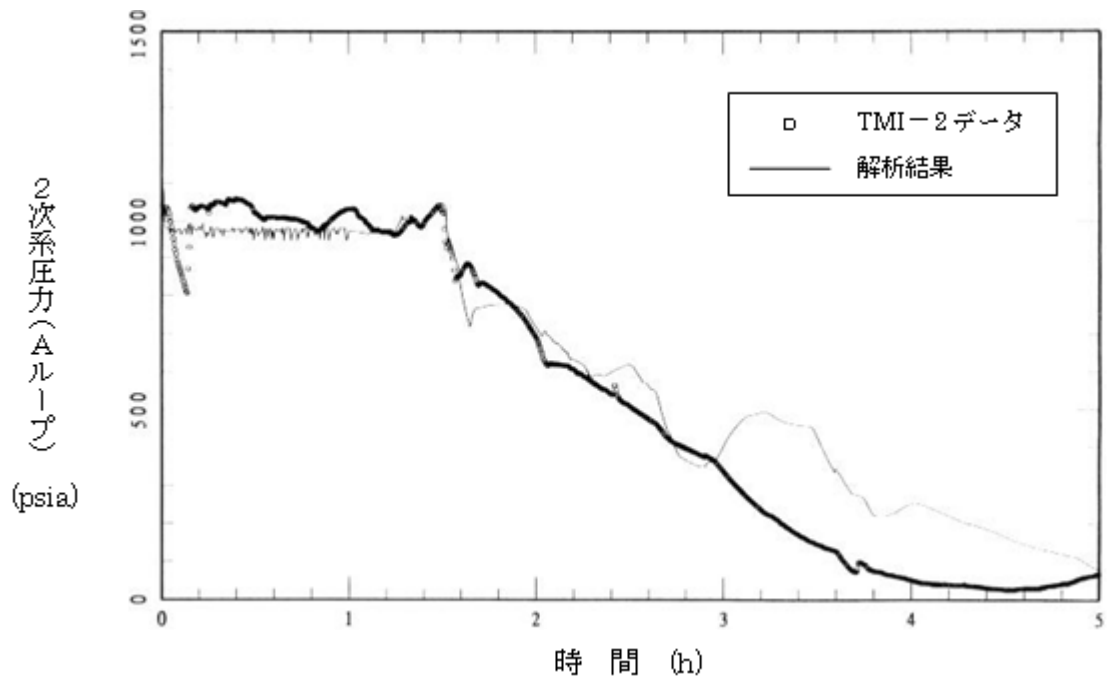
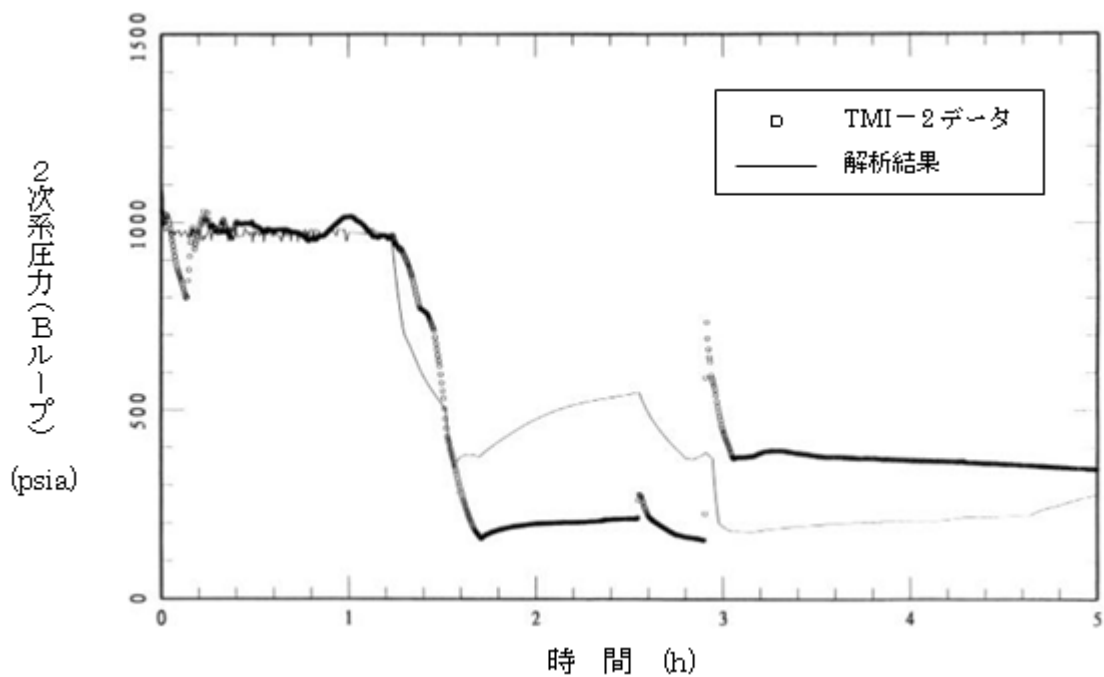


図 4.2-2 TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



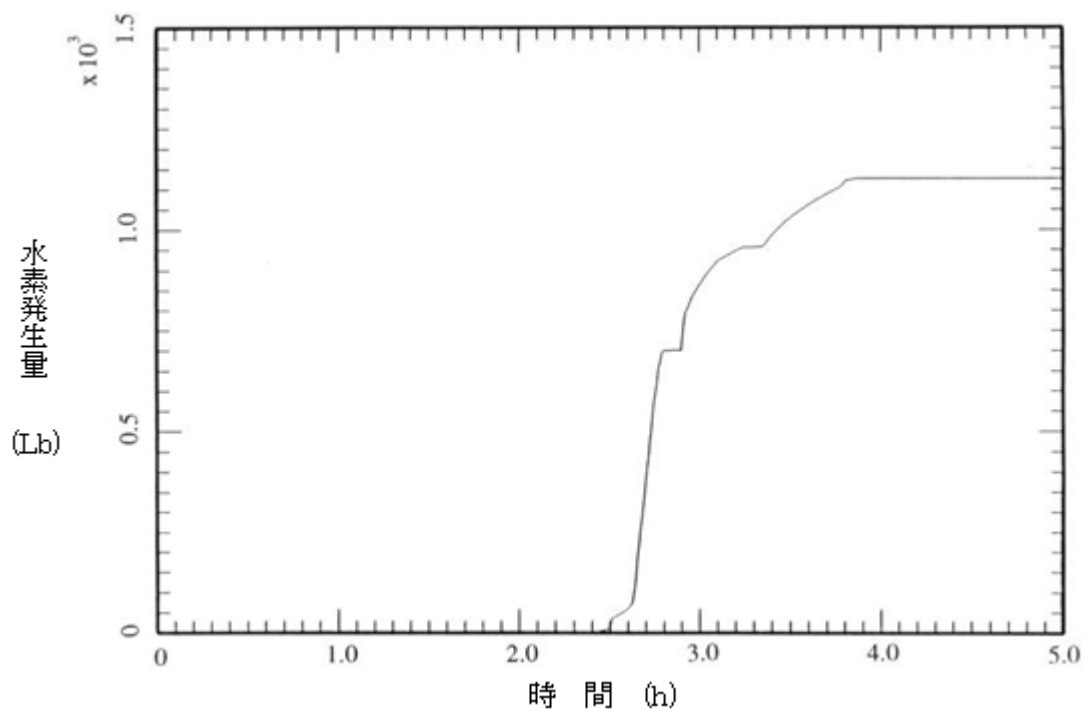
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



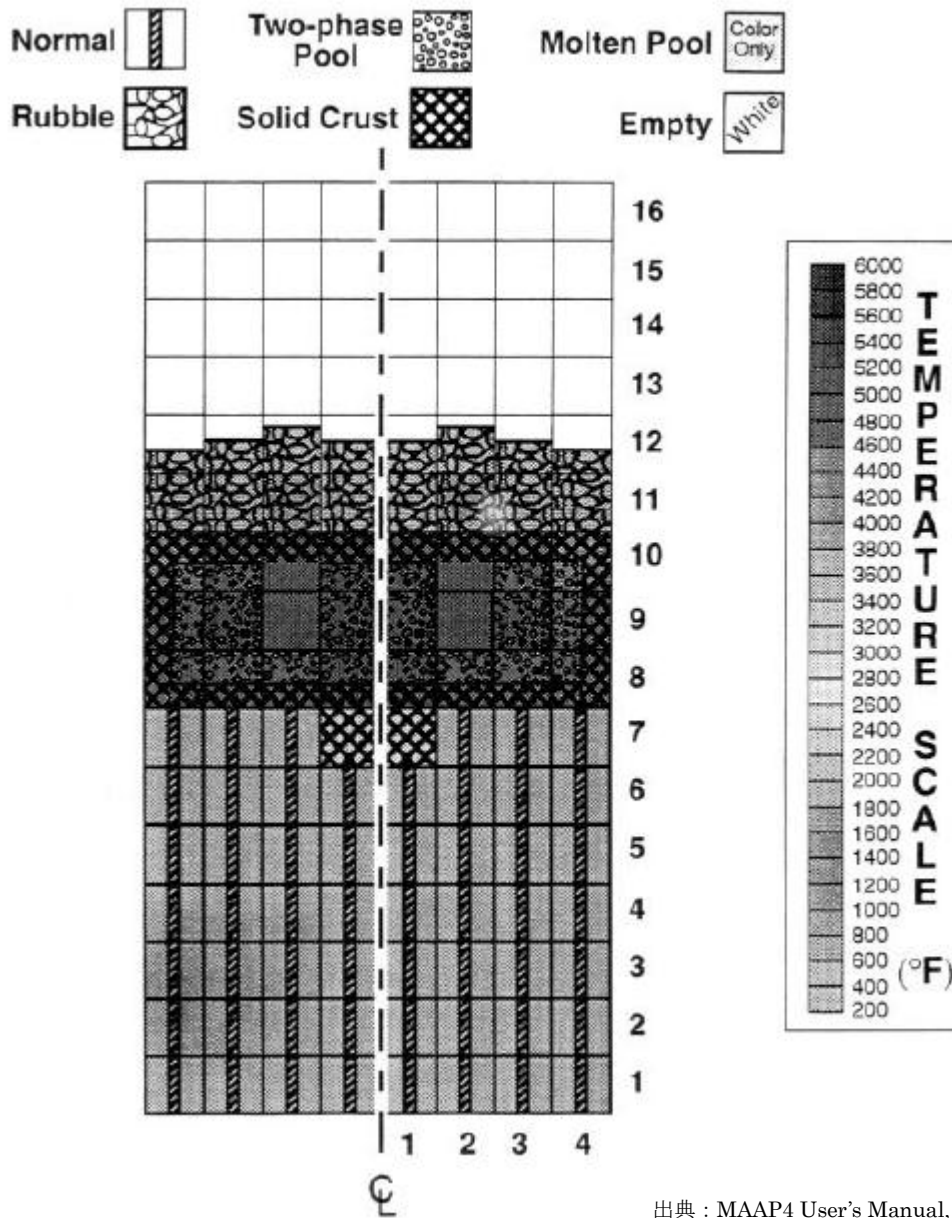
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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)



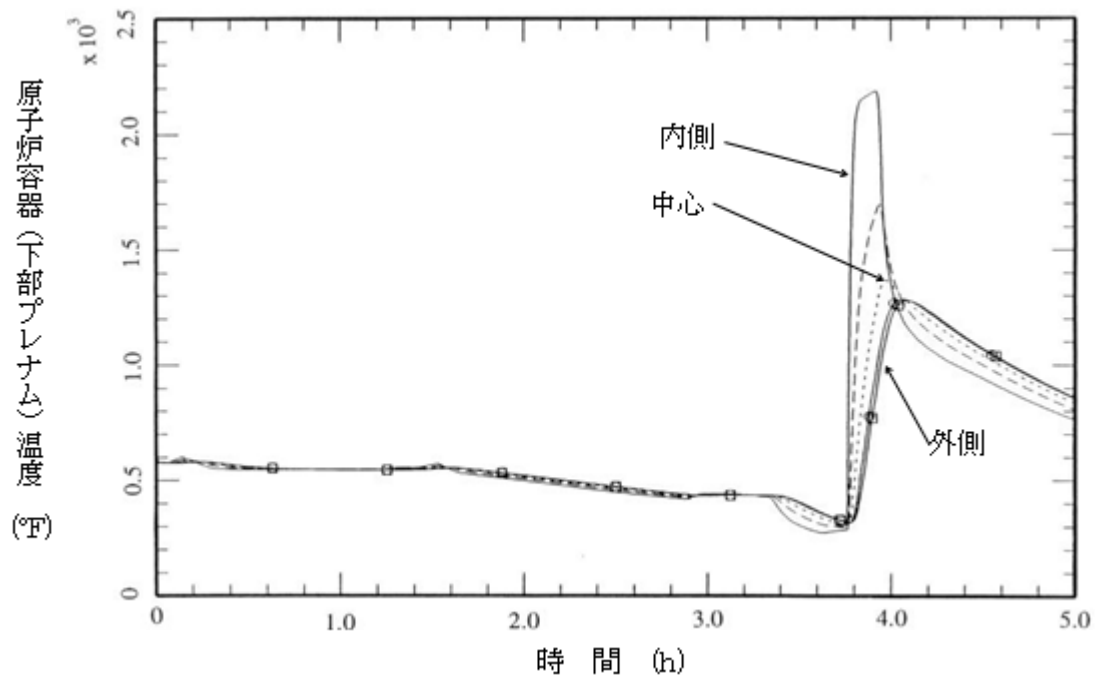
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 TMI 事故のベンチマーク解析結果：水素発生量



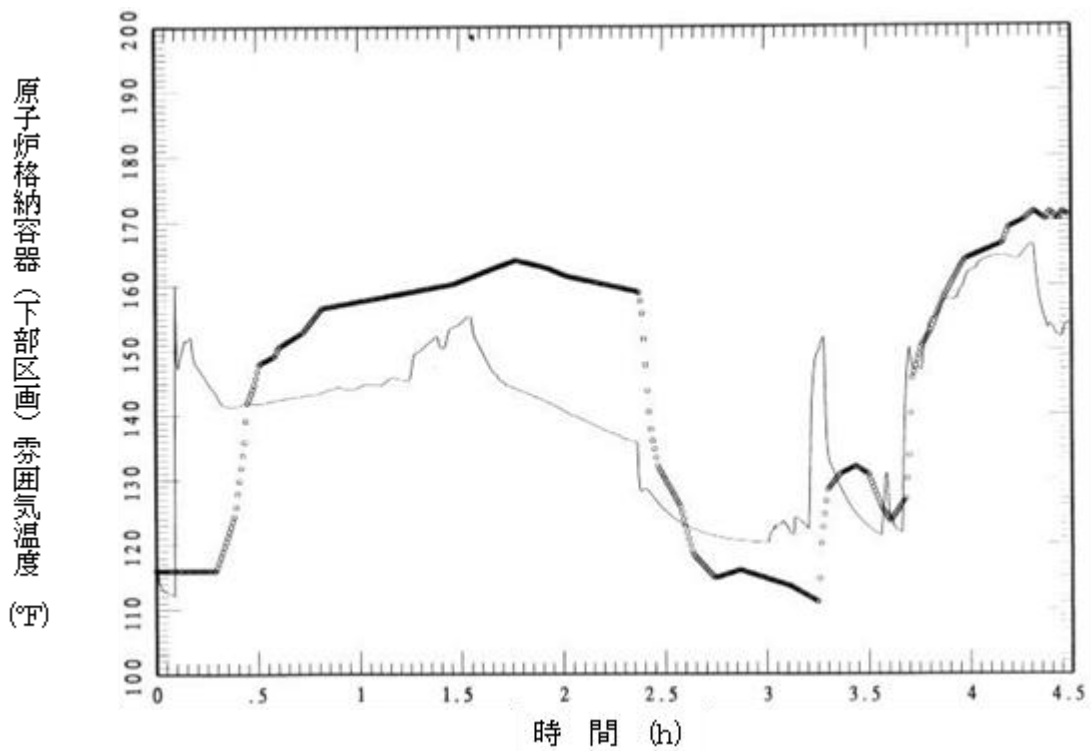
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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）



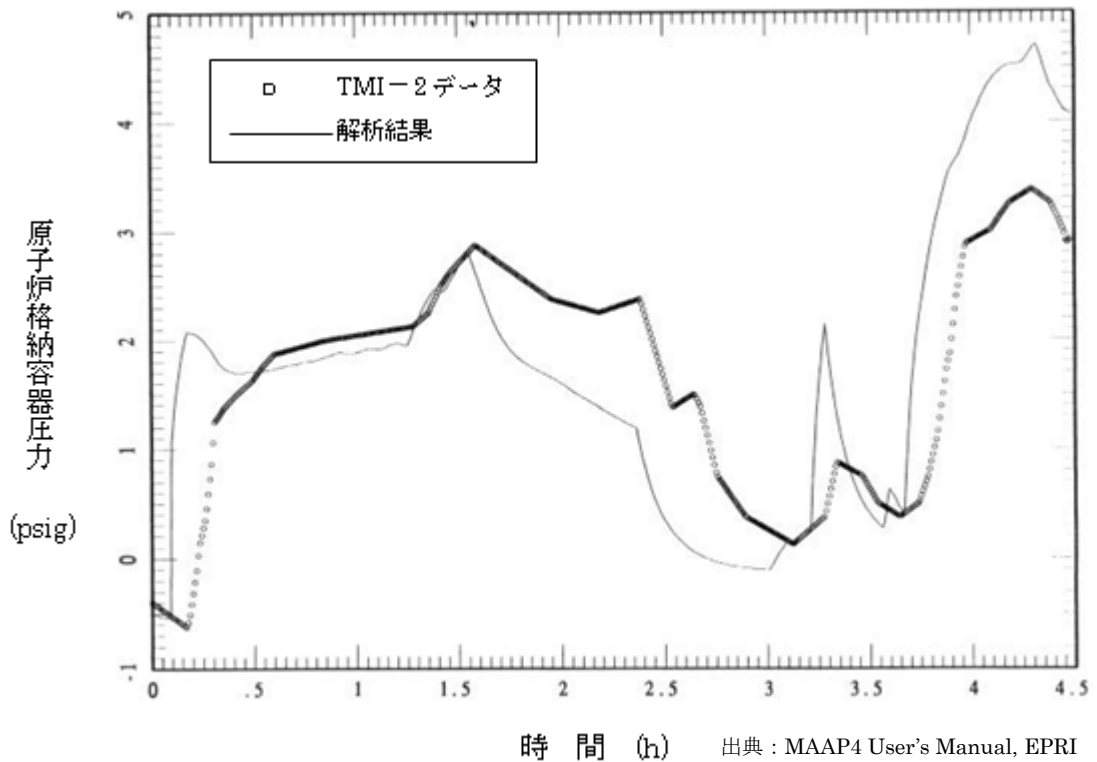
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-9 TMI 事故のベンチマーク解析結果：格納容器圧力



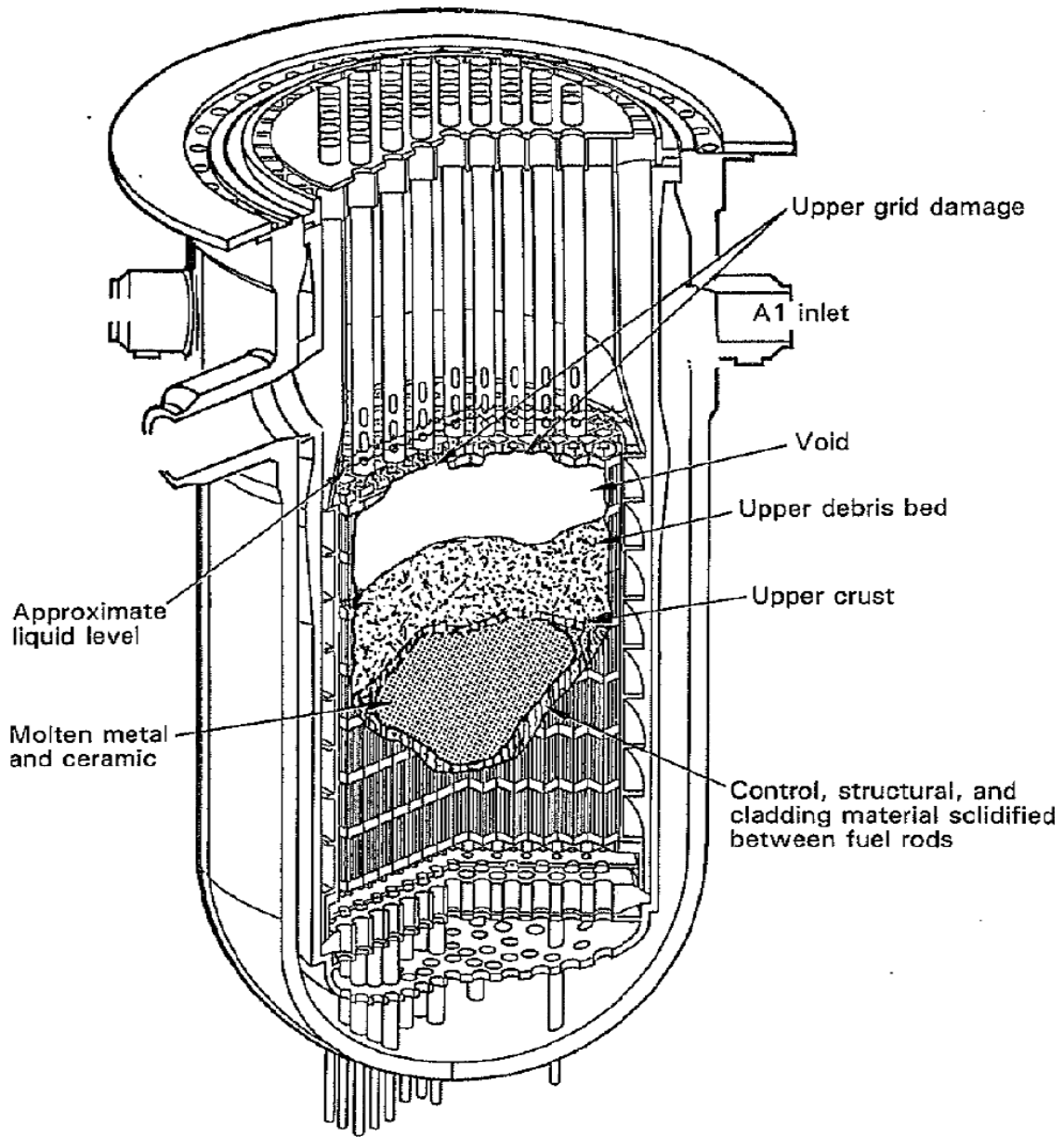


図 4.2-10 炉心溶融状況の比較（炉心溶融 220 分後、TMI 事故） [16]

## 4.2.2 HDR 実験解析

### (1) 実験の概要

HDR 実験<sup>[17][18]</sup>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 m<sup>3</sup> のうち 5,000 m<sup>3</sup> 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 (41,400 秒から 46,200 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 (46,200 秒から 57,600 秒) では、MAA P は圧力低減度合い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。

上部ドーム部と下部区画の雰囲気温度の変化を図 4.2-14 に示す。(a) 上部区画については、最初の予熱期間 (0 秒から 41,400 秒) の温度上昇は解析結果の方が高く、ピーク温度も解析結果の方が高くなっている。その後の低下挙動については、解析結果の低下幅は実験結果と同等である。(b) 下部区画については、同様

に最初の予熱期間の温度上昇幅が実験よりも大きめになっているが、総じて実験結果をよく再現している。

この HDR 格納容器は図 4.2-11 に示されるように縦長の形状である。また水蒸気および水素・ヘリウム混合ガスの注入点は同図上の高いエレベーションにある 1805 室 (ノード 23) である。これらの条件においては、PWR の格納容器に比べ、格納容器内全体のガス混合はあるものの、相対的に水蒸気および混合ガスは密度が低いためにドーム部に成層化されやすい傾向にある。解析結果のドーム部の温度が相対的に下部区画の温度より高めに評価しているのは、温度の高いガスをドーム部近傍で高位置に注入することにより、MAAP コードで温度の成層化を大きめに評価しているためであると考えられる。この温度成層化にともない格納容器内のガス流動 (おもにエネルギーの移動) が抑制され、水蒸気凝縮も抑制される方向に働き、圧力の解析結果も実験値より高くなったものと考えられる。図 4.2-16 に MAAP で計算された注入水蒸気エネルギーの分配割合の時間変化を示す。水蒸気注入中は、分配割合はほぼ一定の関係で推移し、蒸気の注入を停止させた状態や外部冷却を行っている場合は、蒸気の凝縮が進み、気相のエネルギー割合が低下する傾向となっている。最初の予熱終了時点 (41,400 秒) での割合を表 4.2-4 に示す。注入水蒸気の 7% がガスの加圧に寄与し、残りは凝縮熱としてヒートシンクや格納容器壁等に吸収され、その内 50% がコンクリート壁に吸収され割合が高い。また、感度解析でコンクリートの熱伝導率を 2 倍にした結果が実験結果と良く一致している (図 4.2-13)。これらのことは成層化に伴うガス流動の抑制によりコンクリートへの伝熱が低下したこと及び圧力が高めに解析されたことを裏付けている。なお、この HDR の縦長格納容器と高い放出点は PWR と類似性は低く、これらの傾向が PWR でも同じように現れるとは考えにくい。

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 4.2-15 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 秒に外部スプレイが作動すると、上部ドーム部の水蒸気が急速に凝縮するため上部ドーム部へのガス流入が増加し、混合ガス濃度は上昇する。外部スプレイによる冷却の継続によりガス温度が低下すると上部ドーム部のガス密度が相対的に高くなり、格納容器内の自然対流とそれに伴うガス混合が促進される。そうして約 65,000 秒以降は、上部ドームの混合ガス濃度は低下し、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 特有の縦長の形状と放出点が高い条件によると考えられるが、ガス成層化を大きめに評価し圧力を若干高めに評価しているものの、各部の温度および混合ガス濃度の挙動を比較的適切に模擬できており、MAAPは、格納容器内の気相混合挙動を妥当に評価できる能力を持つと判断できる。

#### (4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価に関わる重要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、外部スプレイを実施している。このため格納容器内の圧力挙動、ガスの移流挙動、外部スプレイ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。

この実験ではドーム部直下の区画から水蒸気および水素・ヘリウム混合気を注入し、温度がガス組成の不均一から生じる自然対流や注入による強制流により、格納容器全体にガスのエネルギーおよび質量が分散される挙動となっている。解析結果のエネルギーバランスは水蒸気による流入エネルギーの93%がガス以外の構造物等や構造物を通じて格納容器外へ放出されることを示している。この結果はガスの密度および熱容量の小ささからも理解できる。たとえばHDR 格納容器内の初期ガスの質量を考えると、11400m<sup>3</sup>は気体の密度を1kg/m<sup>3</sup>とすれば、11tであり金属ヒートシンクでは1m<sup>3</sup>強に相当する非常に小さい質量である。このためガス質量の持つ熱容量はヒートシンクの熱容量と比べ遙かに小さい。従って、水蒸気、水素・ヘリウム混合気の熱容量はヒートシンクと比べ非常に小さく、エネルギーを蓄積するより、格納容器全体にエネルギーを運ぶ働きが主であり、圧力はガスが受け取る熱とヒートシンク等へ熱移動のバランスの結果維持されると考えられる。このHDRの実験は注入ガスの質量およびエネルギーの自然対流および強制流による格納容器全体への広がりヒートシンクの吸熱が重要現象として挙げられこれらに着目して検討を行う。

「区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」としては、図4.2-15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、注入過程や外部スプレイによる水蒸気凝縮に起因したドーム部の混合ガス濃度の上昇挙動および、ドーム部の温度低下および凝縮にガス体積の減少に伴った自然対流による混合挙動など、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ならびに自然対流による混合挙動が比較的良く模擬できると推測される。

ドーム部の温度の解析結果は相対的に下部区画の温度より高めに評価し、圧力の解析結果も実験値より若干高く評価されている。これは解析において、高温で低密度の注入水蒸気が上部ドームに成層化したため、格納容器中部及び下方での水蒸気凝縮による除熱の効果が下がり、圧力が高めに評価されたと推測される。解析では、上記の傾向について、除熱低下の原因としてコンクリートの熱伝導率を大きくした感度解析で圧力が下がる事を確認している。温度が成層化する解析結果はHDRの縦長格納容器および高い注入点に起因して、この傾向が強く現れたと考えられ、PWRの格納容器形状および低い1次系位置の場合では、水蒸気が低い位置から放出されることによって、広範囲のヒートシンクによる除熱量が大きくなるので、不確かさはHDR実験解析よりも小さくなると考えられる。

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、それに起因して格納容器雰囲気温度については十数°C程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認された。これらは、HDRの縦長格納容器形状および高い注入点の条件により温度成層化を高めに評価した結果生じた可能性があり、PWRの格納容器および低位置の1次系では、上記の傾向は緩和され、より適切に模擬する方向になると考えられる。

表 4.2-2 HDR 実験 (ケース E11.2) の操作イベント

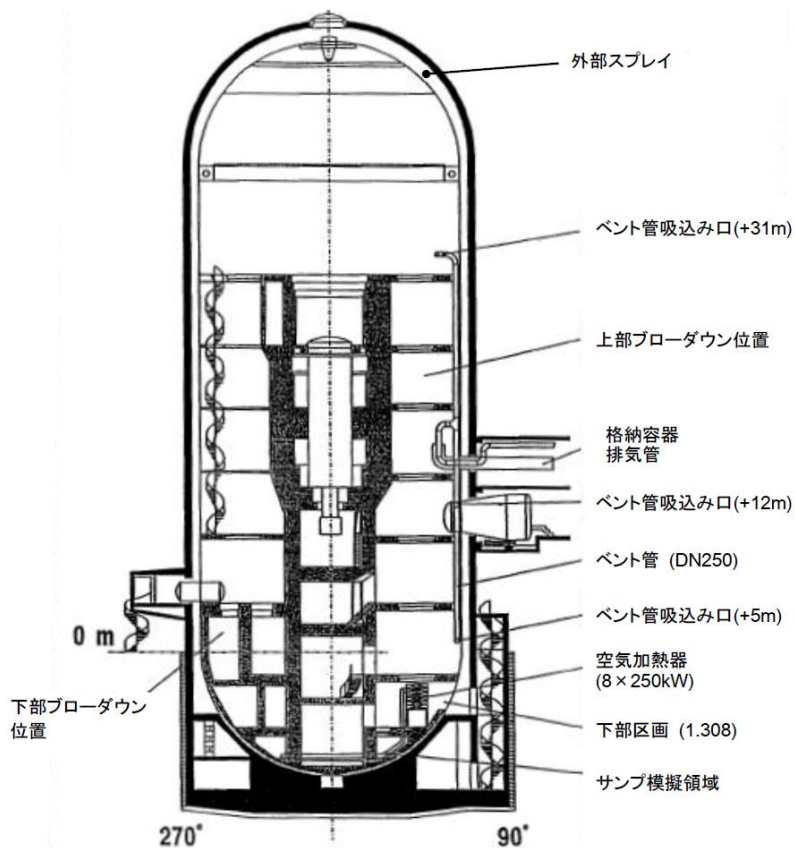
0.0 分	小破断 LOCA の発生とほぼ同時 (1~2 分の遅れ) に、第 1805 室への水蒸気の注入開始 (2.06 [kg/s] の一定流量, 仕様では 3.3 [kg/s])
693.82分	LOCA の終了と水蒸気の注入流量を 1.20 [kg/s] まで削減
739.4 分	混合ガスの注入開始 (第 1805 室)
749.98分	水蒸気の注入終了
772.3 分	混合ガスの注入終了
772.93分	第 1405 室への水蒸気の注入開始 (2.06 [kg/s])
958.77分	水蒸気の注入終了
975.0 分	外部スプレー期間の開始 (流量 21[t/h]=5.83[kg/s])
1095.0 分	スプレー流量を 26.5[t/h]=7.36[kg/s] まで増加
1155.0 分	スプレー流量を 33[t/h]=9.17[kg/s] まで増加
1185.0 分	スプレー流量を 38.5[t/h]=10.69[kg/s] まで増加
1203.0 分	スプレー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 <sup>3</sup> )	42,400	67,900	73,700	11,400	850

表 4.2-4 MAA Pで計算されたエネルギーバランス  
(注入された水蒸気エネルギーの分配)

Concrete walls	50%
Metal equipment	6.0%
Instrumental cooling coil	15.0%
Leak through the shell	12.9%
Condensate	8.3%
Gas	7.3%
Total	100.%



出典：HDR 実験 NEA/CSNI レポート

図 4.2-11 HDR 実験設備

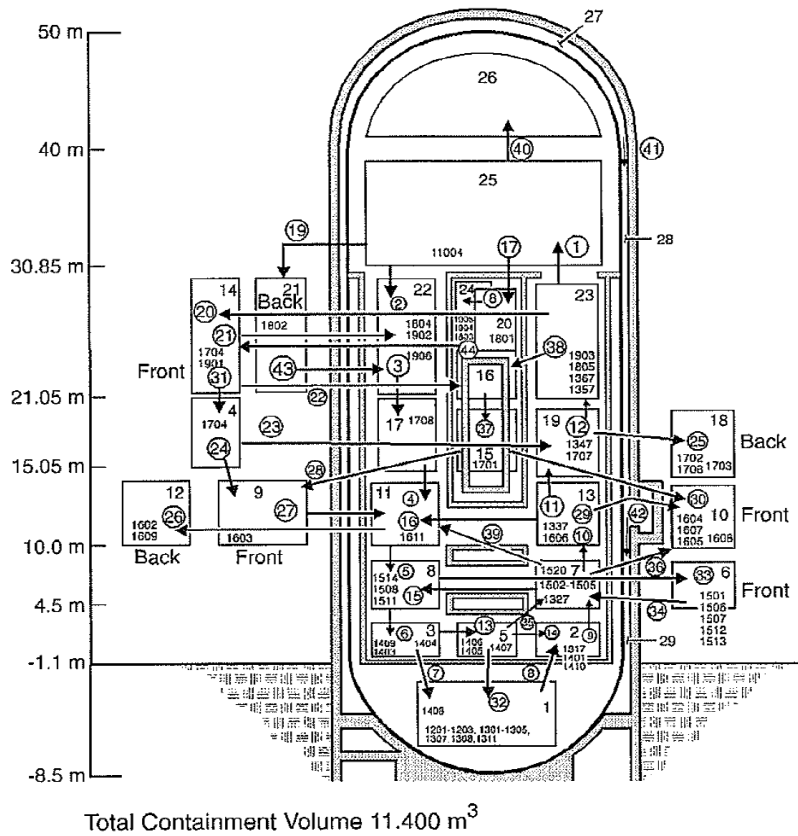


図 4.2-12 ノード分割図[18]

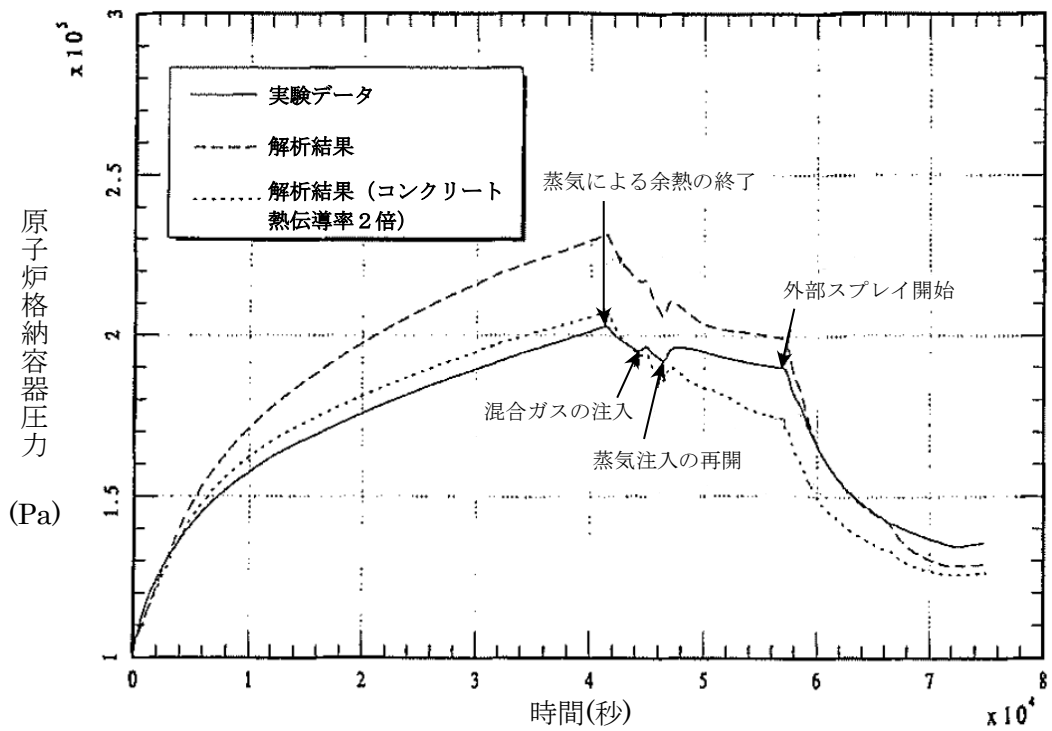
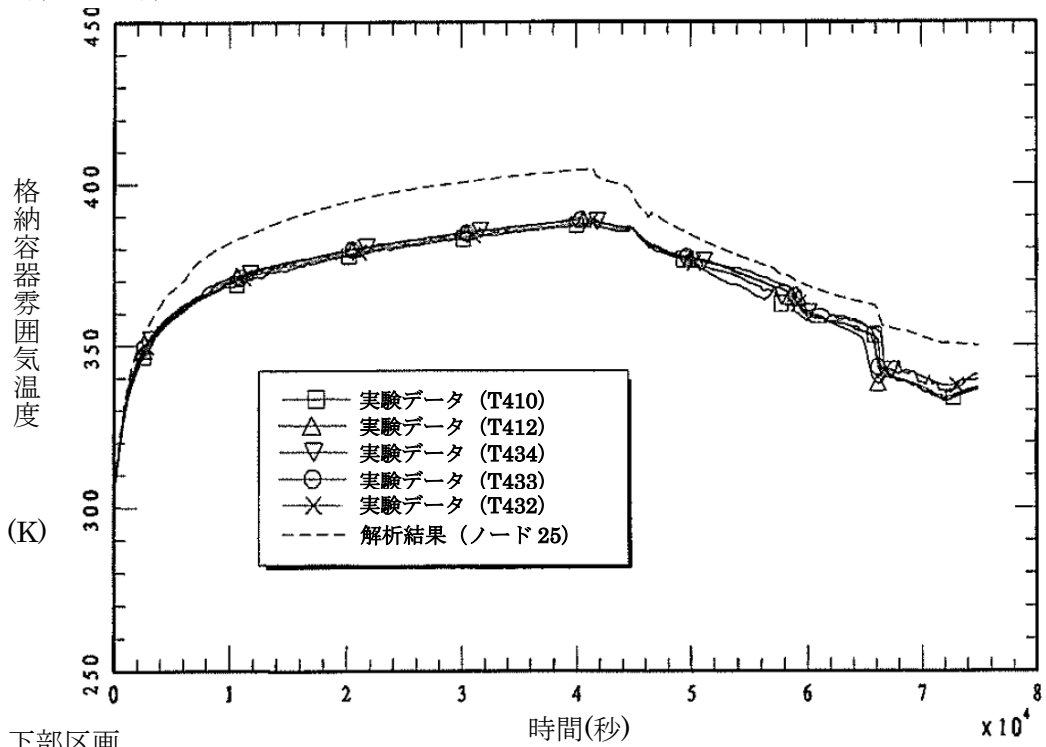


図 4.2-13 HDR 実験のベンチマーク解析結果：格納容器圧力[18]



(a) 上部ドーム部



(b) 下部区画

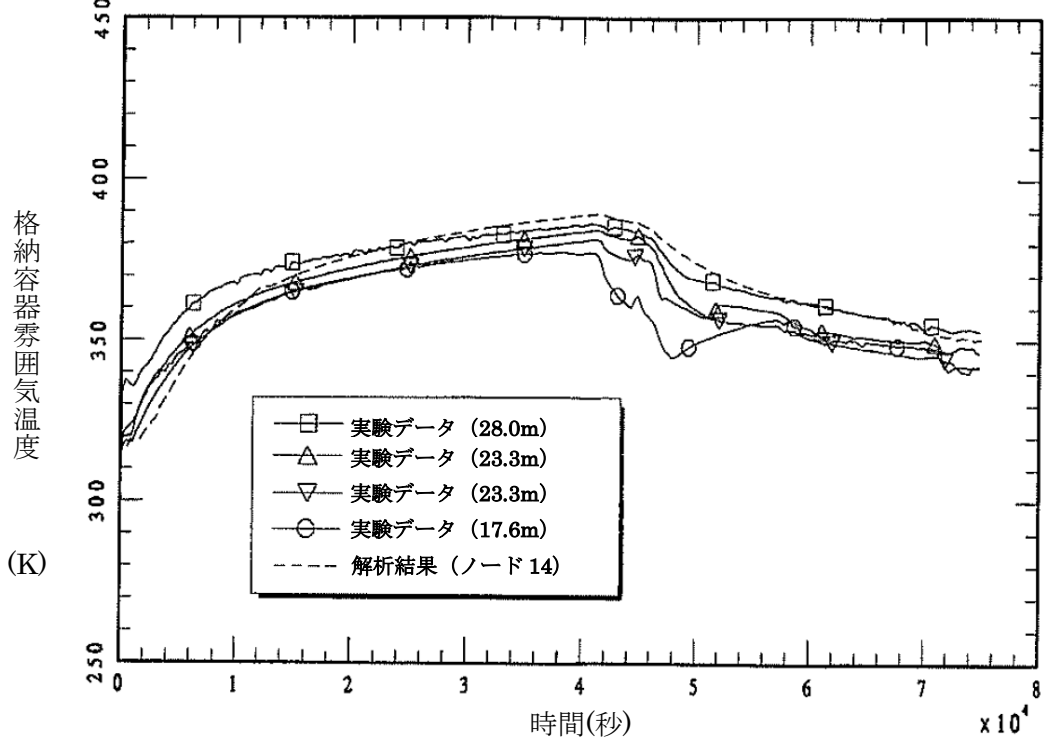
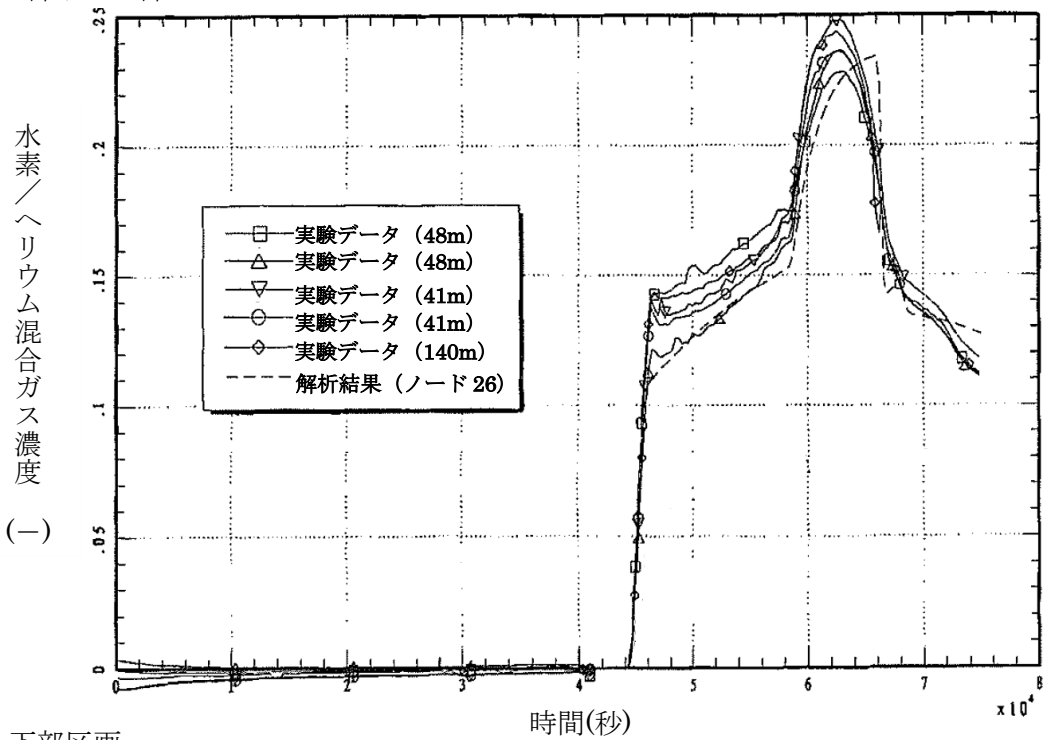


図 4.2-14 HDR 実験のベンチマーク解析結果：雰囲気温度<sup>[18]</sup>

(a) 上部ドーム部



(b) 下部区画

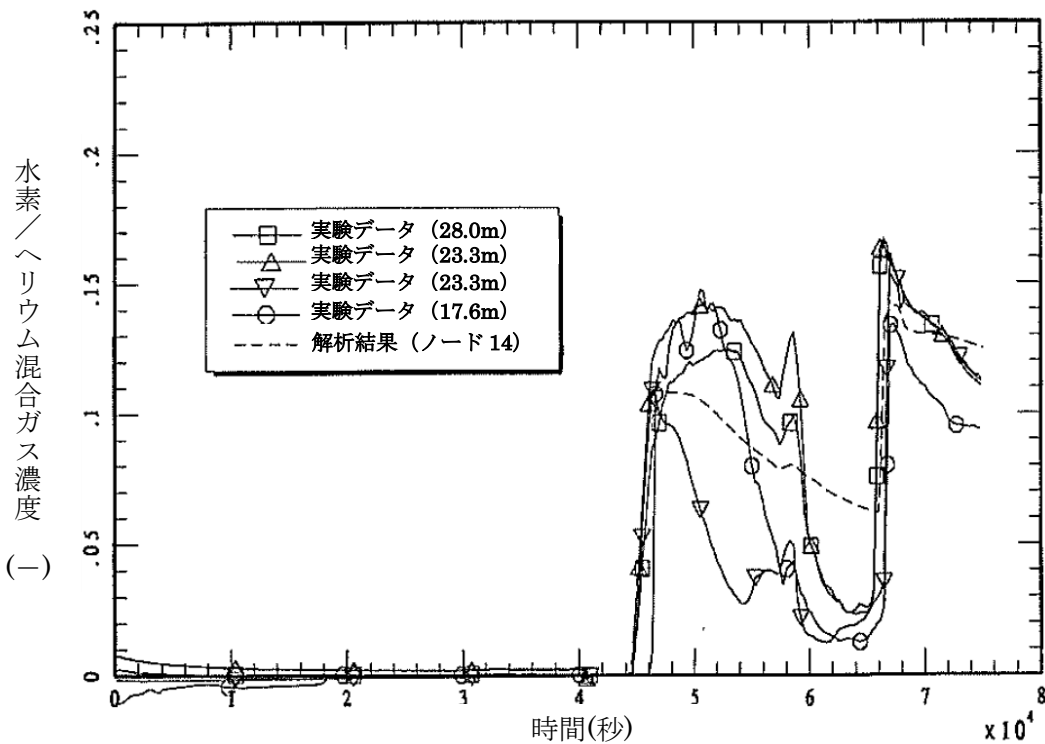


図 4.2-15 HDR 実験のベンチマーク解析結果：水素・ヘリウム混合ガス濃度<sup>[18]</sup>

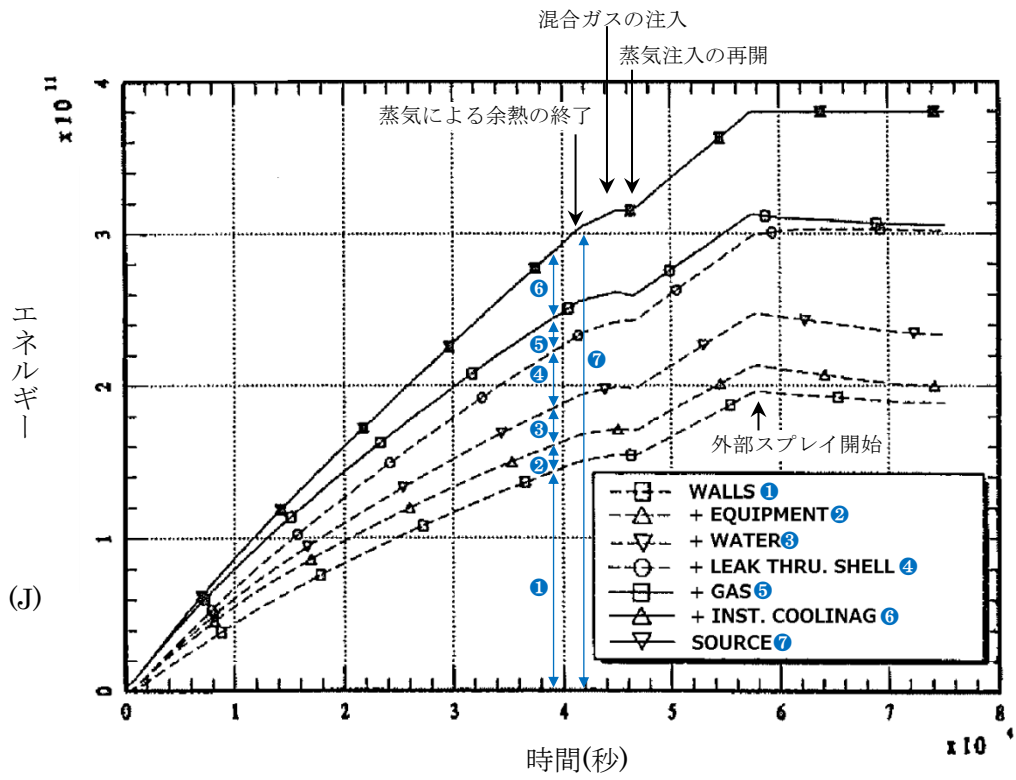


図 4.2-16 HDR 実験のベンチマーク解析結果：エネルギーバランス (MAAP) [18]

### 4.2.3 CSTF 実験解析

#### (1) 実験の概要

CSTF 実験<sup>[19]</sup>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 時の破断口からの冷却材放出及び加圧器逃がしタンクの破損ラプチャ・ディスク経由の冷却材放出を想定して、各々水平方向及び垂直方向のジェットノズルからヘリウム（または水素）及び水蒸気の混合ガスを放出して模擬している。

CSTF 設備の概要を図 4.2-17 及び図 4.2-18 に示す。高さ 20.4m、外径 7.6m、容積は 850m<sup>3</sup>、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 4.2-19 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 4.2-5 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 4.2-20 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、これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量が大き目に評価されたためと考えられる。全般的には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を再現できており、温度差のあるガスの混合挙動を模擬できる。

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、実験では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実験結果と解析結果で比較的良く一致しており、ヒートシンク挙動モデルも妥当性なものである。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しては、図 4.2-20 に示すように、解析結果は実験結果と良く一致する挙動を示すが、若干濃度は高い傾向を示す。これは、MAAP はランプモデルであるため区画内均一混合となるが、実験では密度の小さいヘリウムガスが下部区画でも上方に移行して上部区画へ流入しやすい状況にあったことが推測できる。全体的に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は妥当と考えられる。

#### 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 想定であるが、再循環ファンが模擬されており、HM-1 と比較して再循環ファンによる強制対流も気相混合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画のヘリウムガス濃度について、解析結果と実験データの比較を図 4.2-21 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ことから、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解析結果は実験データと良い一致性を示しており、強制循環による非凝縮性ガスの混合挙動モデルは妥当である。

### 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・ディスク破損を模擬し、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、実験結果において区画内高さの違いが表れているが、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。上部区画ガス温度については、ガス注入期間は解析結果が実験結果より若干高いが、その後は同様になっている。これは、実験では下部区画内で高さ方向に温度分布がついていることが影響したと考えられる。

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

有効性評価に関わる重要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。

それぞれの実験解析結果において、実験では区画内高さ方向に温度差がある場合でも、MAAPはランプモデルとして一様に扱うモデリングに依存した差異は見られるものの、全般的には自然循環および強制対流での混合挙動は良好に模擬できている。

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しており、流れの無い条件下での「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考えられるが、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おり、ヒートシンク挙動モデルの不確かさは大きくないものと判断できる。

表 4.2-5 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 <sup>3</sup> /min.	ft. <sup>3</sup> /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 <sub>2</sub>	104	3700	H <sub>2</sub> -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

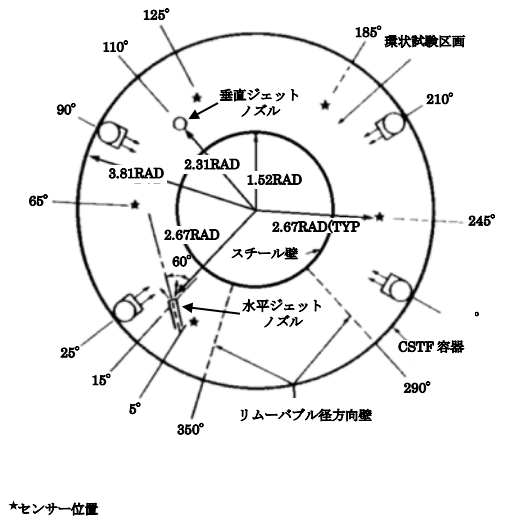
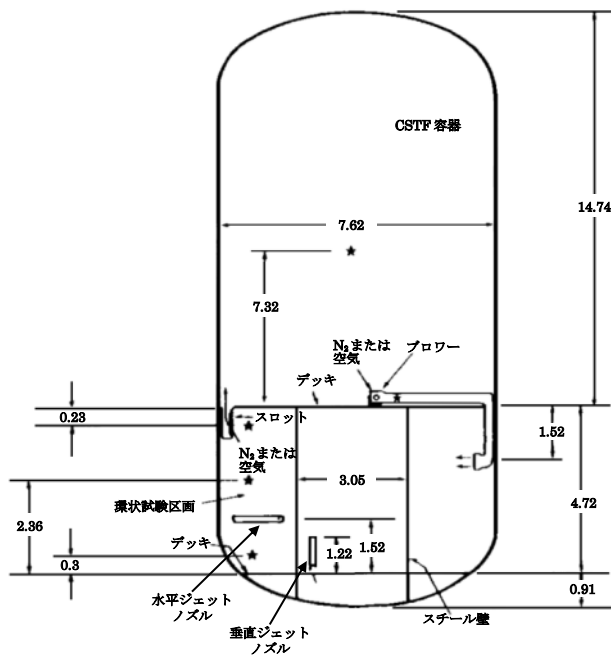
※ 下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

表 4.2-6 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 <sup>3</sup> )	42,400	67,900	73,700	11,400	850

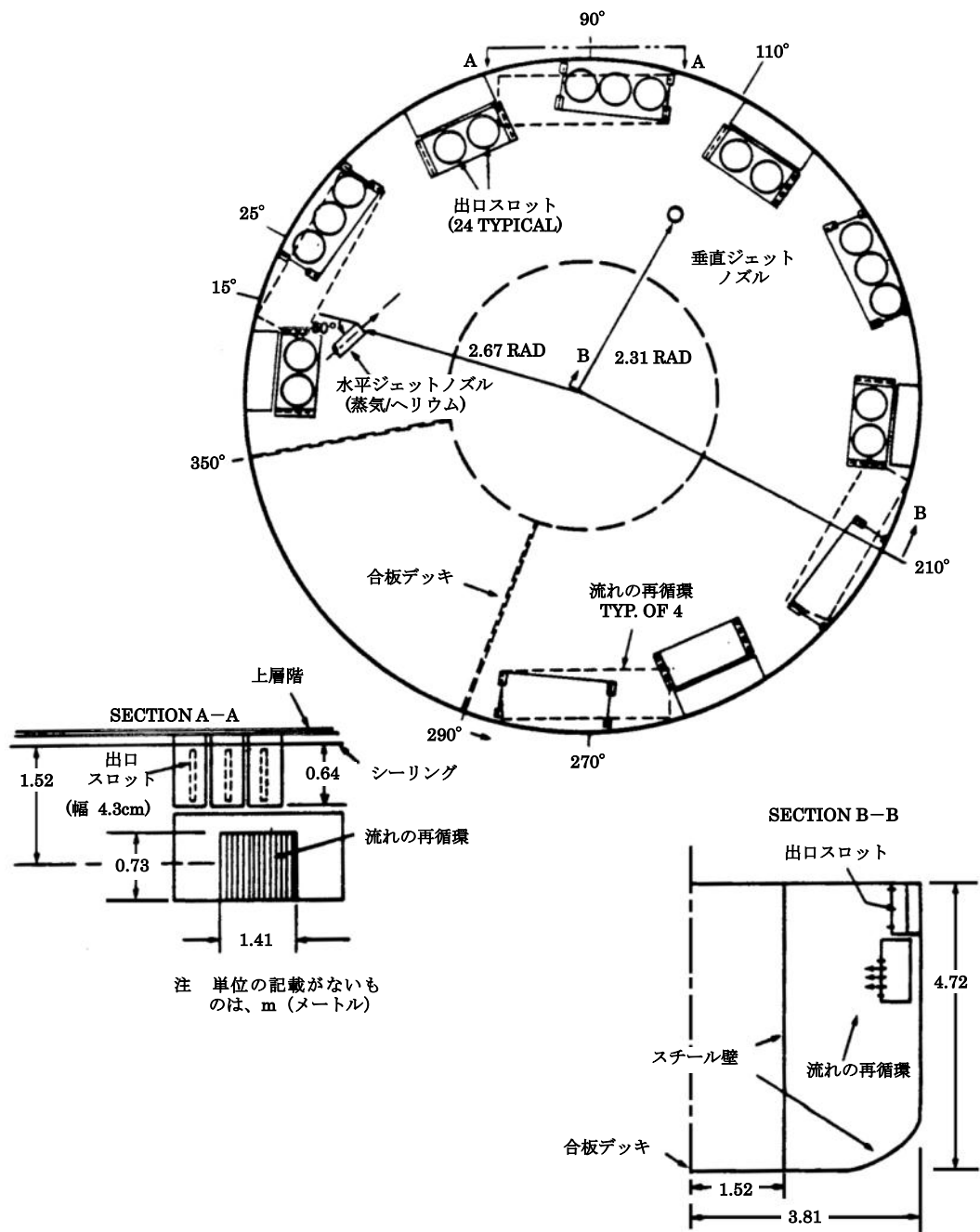




注 単位の記載がないものは、m (メートル)

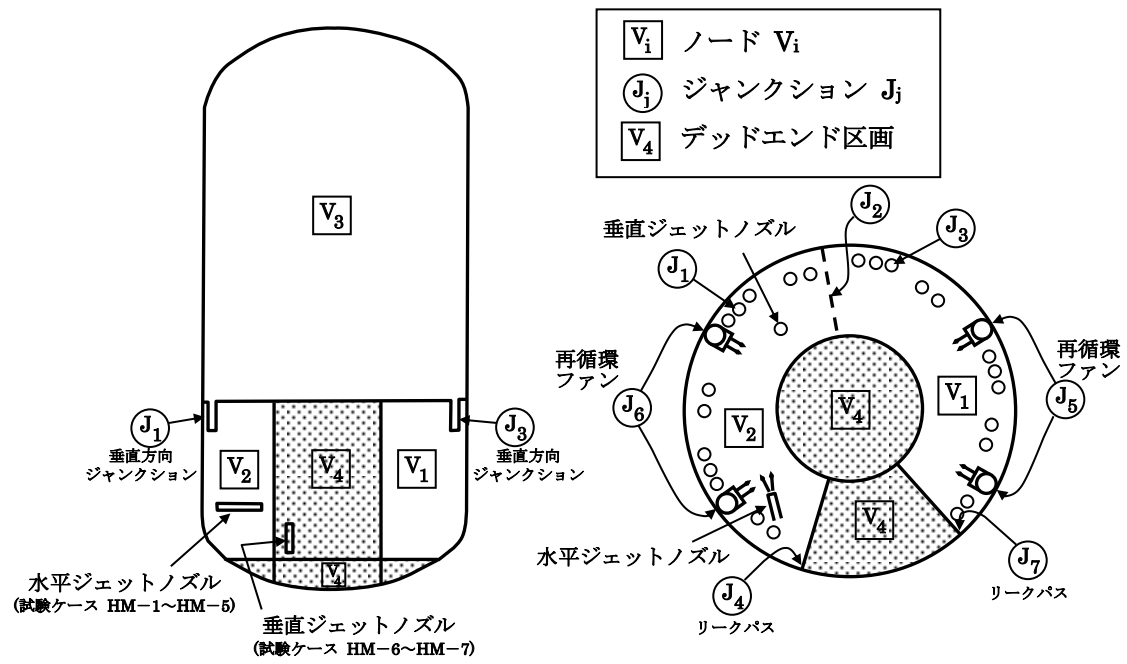
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 CSTF 実験装置の区画構成 (全体)



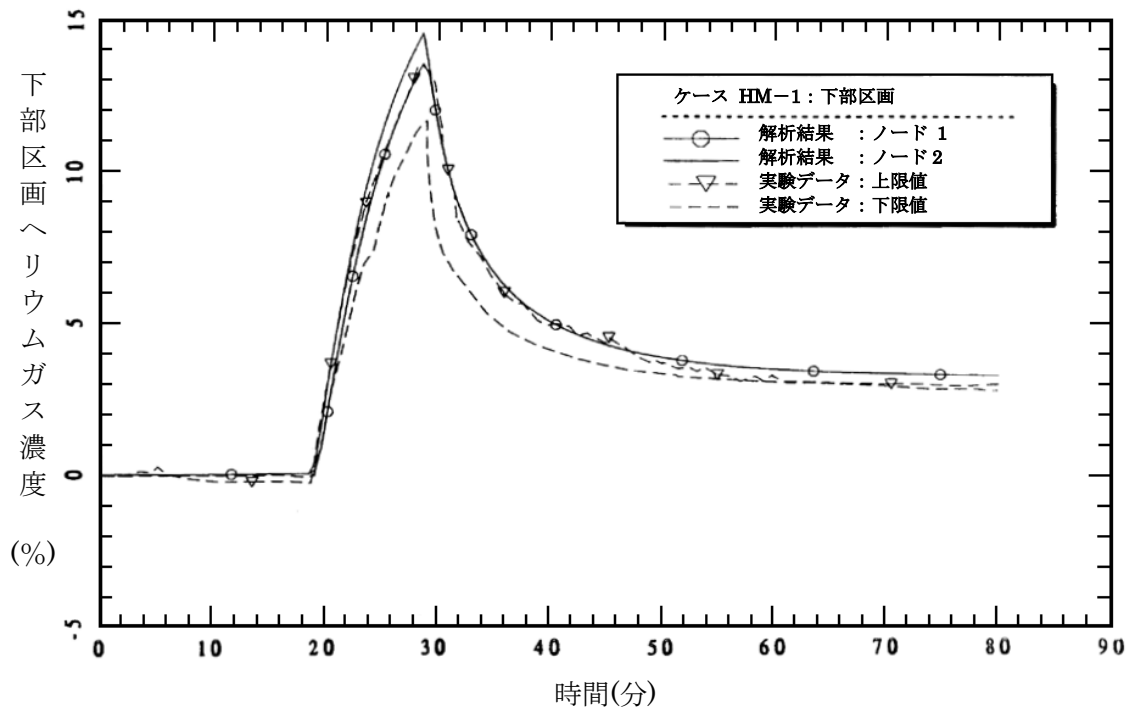
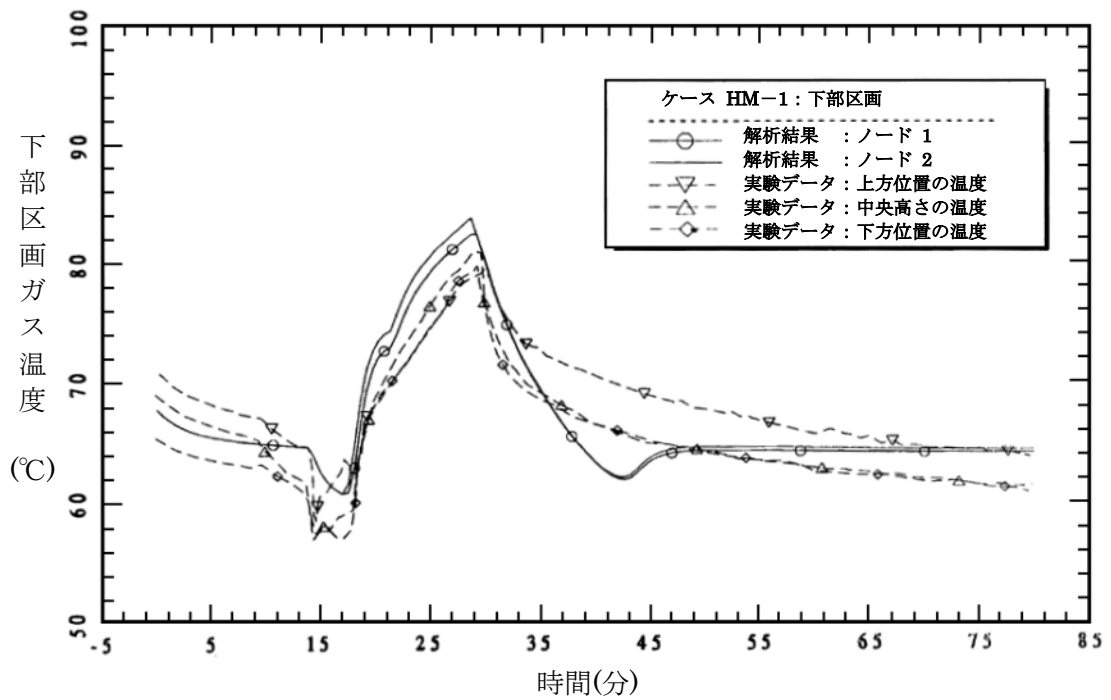
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 CSTF 実験装置の区画構成 (詳細)



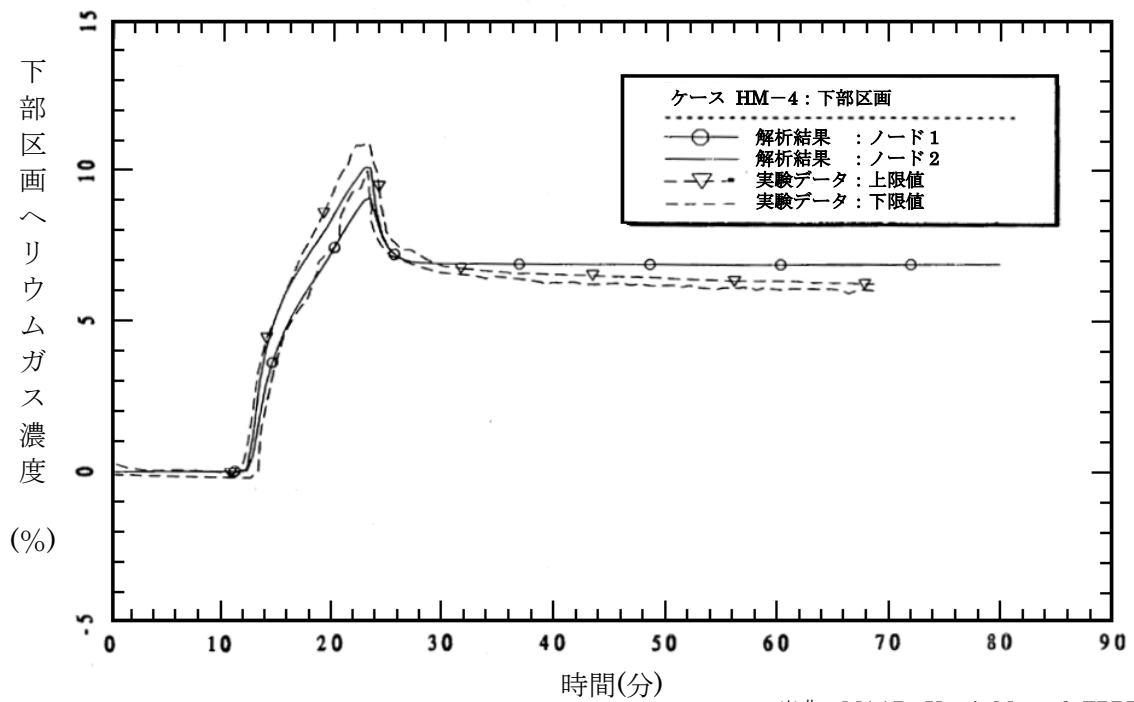
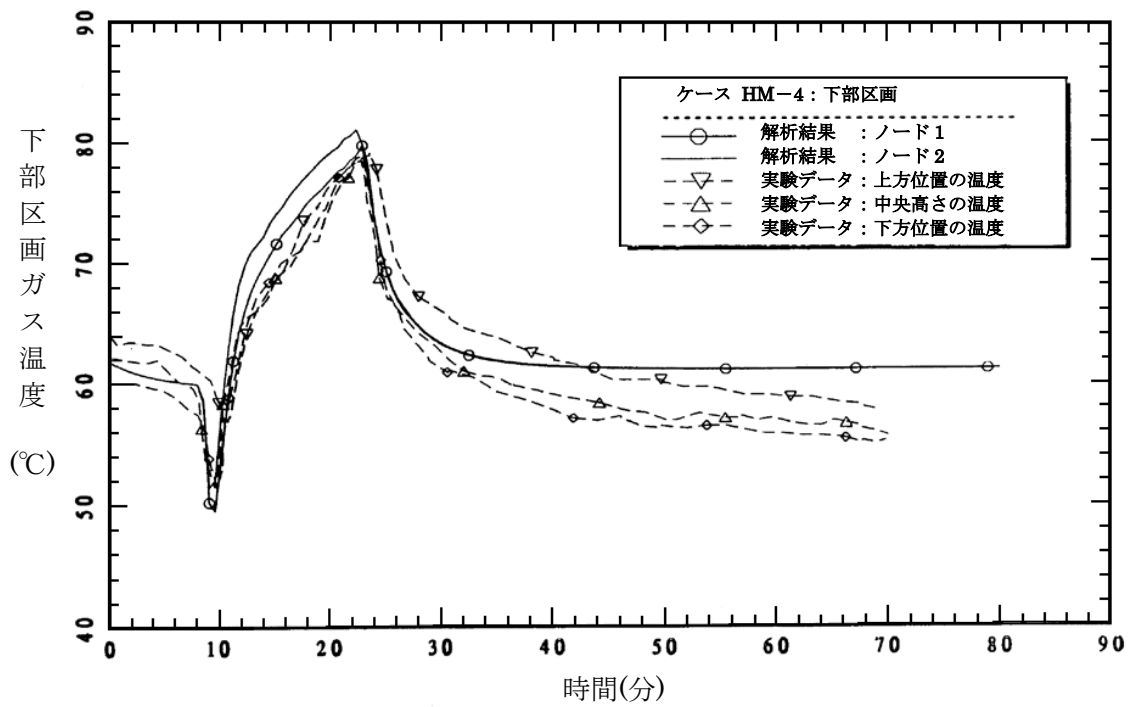
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-19 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 4.2-20 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 4.2-21 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-4)

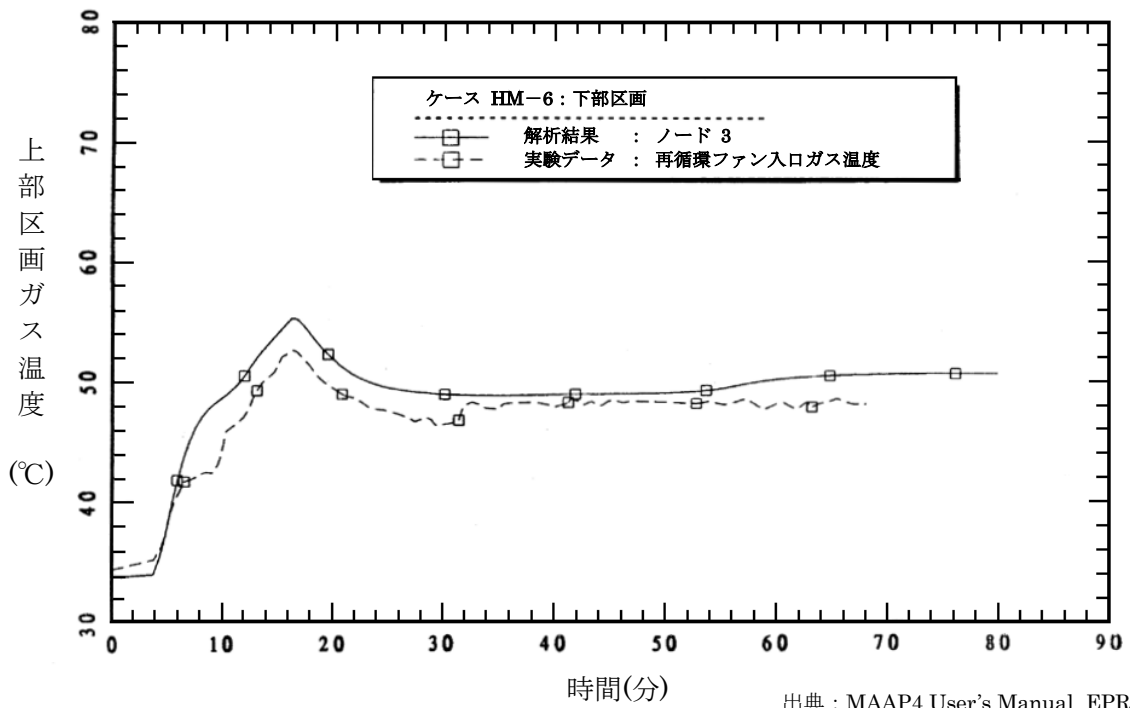
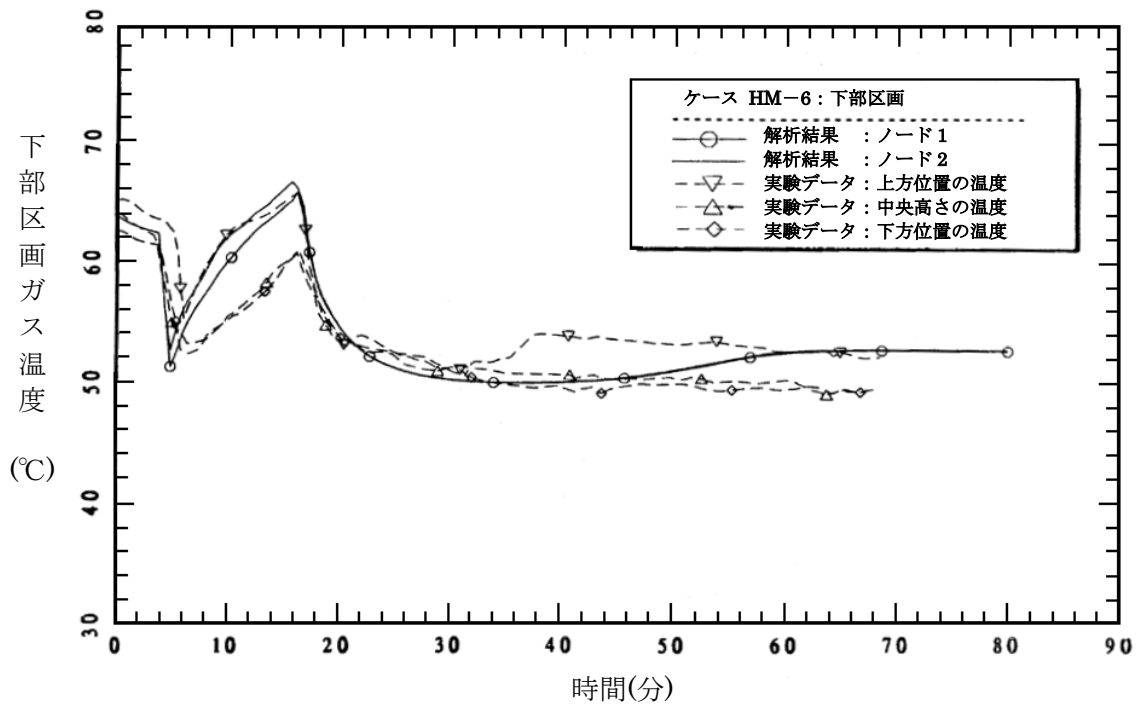


図 4.2-22 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-6) (1/2)

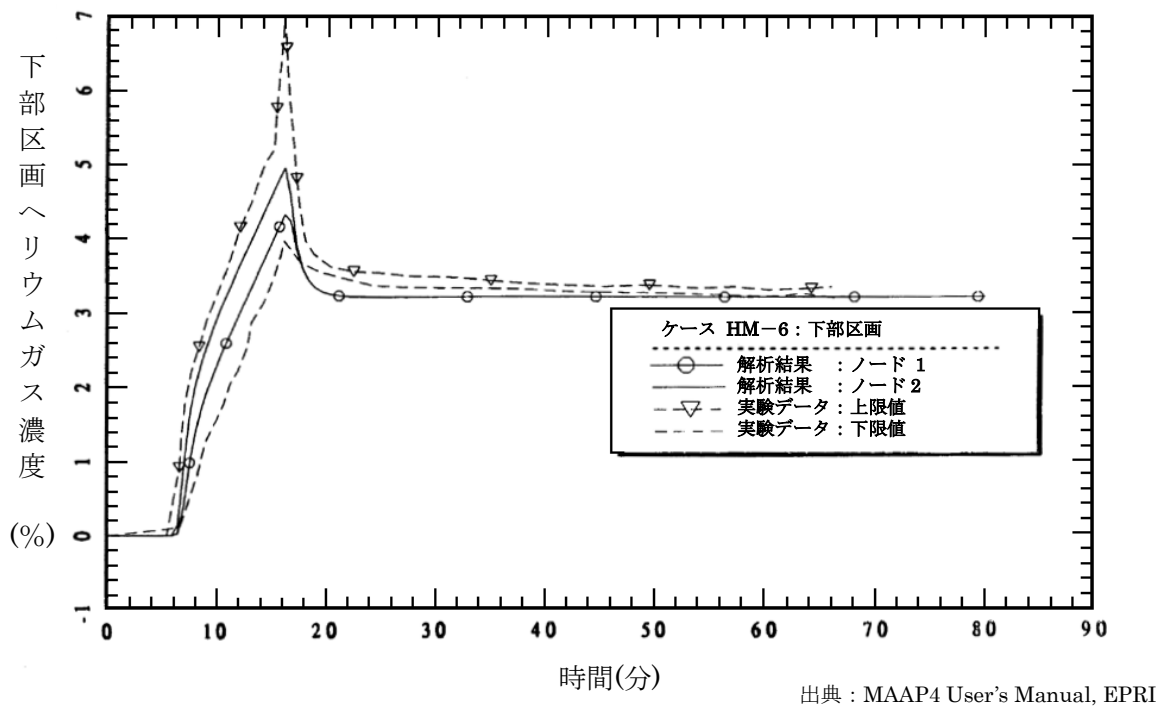


図 4.2-22 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-6) (2/2)

#### 4.2.4 ACE 実験解析

##### (1) 実験の概要

ACE 実験<sup>[20]</sup>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 4.2-23 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、コリウム溶融物が入っている。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、コリウム模擬物が溶融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。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4.2-7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4.2-24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 4.2-25 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いる。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 4.2-26 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

有効性評価に関わる重要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。

ACE 実験では、注水がなく、かつ、炉心デブリ堆積状態が既知であることから、注水による冷却やデブリベッド形状といった他の要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認でき、「炉心デブリとコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの確認として有効である。

ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現し結果となっている。ACE 実験では二酸化ウランと酸化ジルコイなどの混合物が使用されており、熱的物性も実機に近い条件となっている。デブリからコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導やデブリに接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、ACE 実験のようなデブリベッド形状が既知の場合に、MAAPのモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認された。

表 4.2-7 ACE 実験：コリウム組成・コンクリート組成

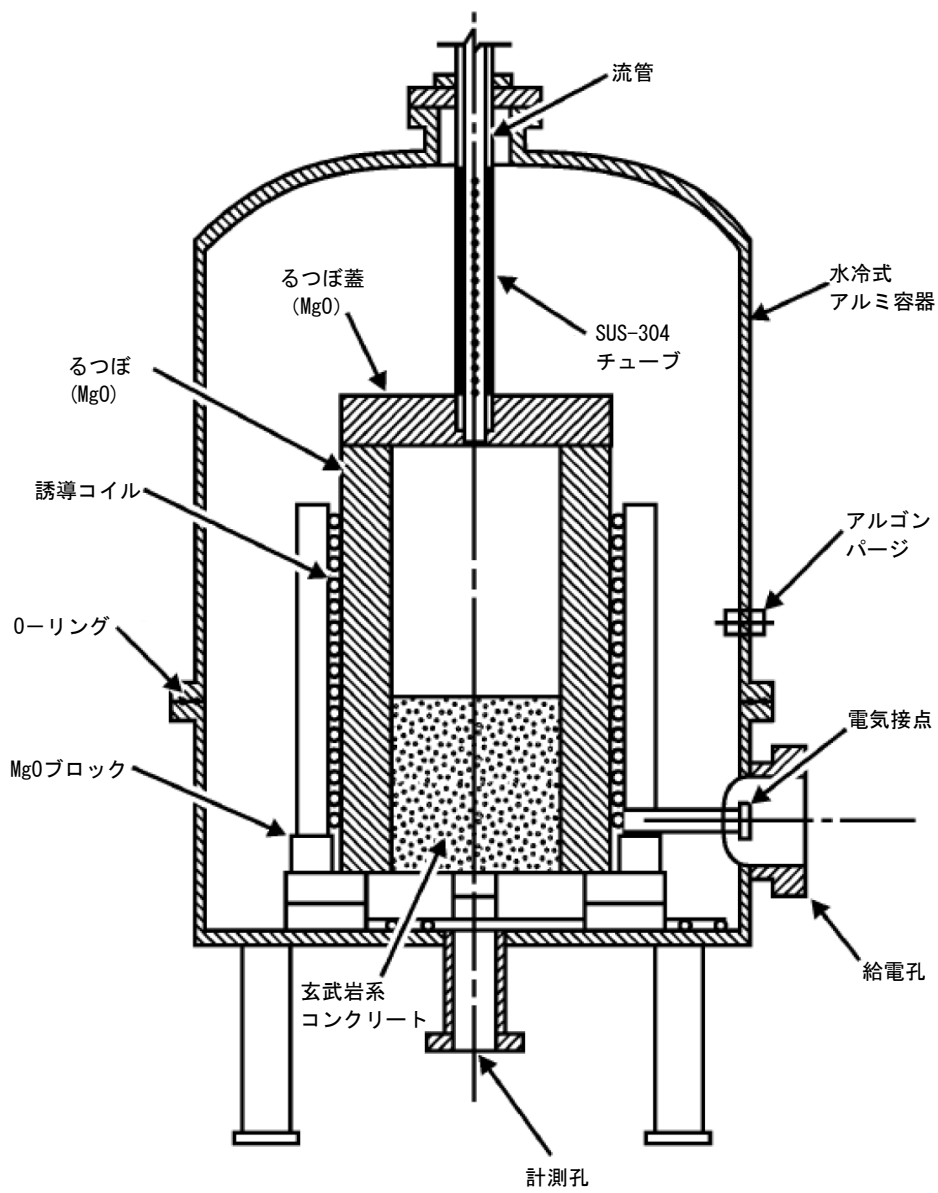
Constituent (kg)	L2	L6
UO <sub>2</sub>	216	219
ZrO <sub>2</sub>	42.5	18.5
Zr	13.4	21.1
Zirc-4	-	1.8
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-	-
NiO	-	-
Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-	-
SS-304	-	9.1
CaO	3.0	7.3
MgO	-	-
SiO <sub>2</sub>	20.9	16.9
BaO	0.8	0.79
La <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.6	0.6
SrO	0.5	0.5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

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

※ コンクリートタイプ

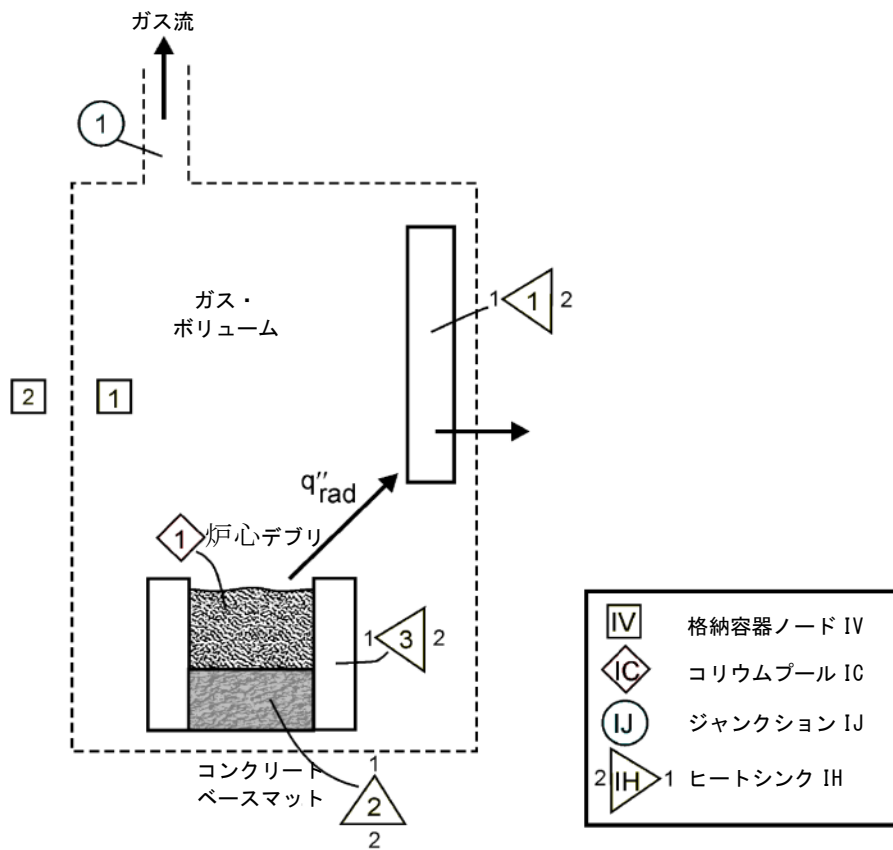
S<sup>1</sup> : ケイ土系

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



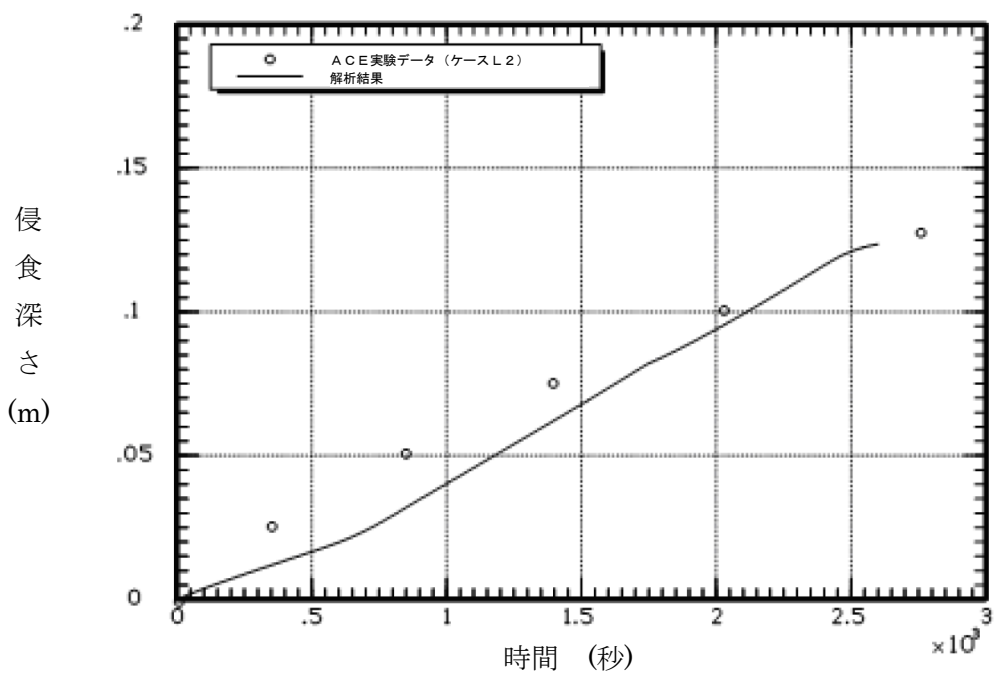
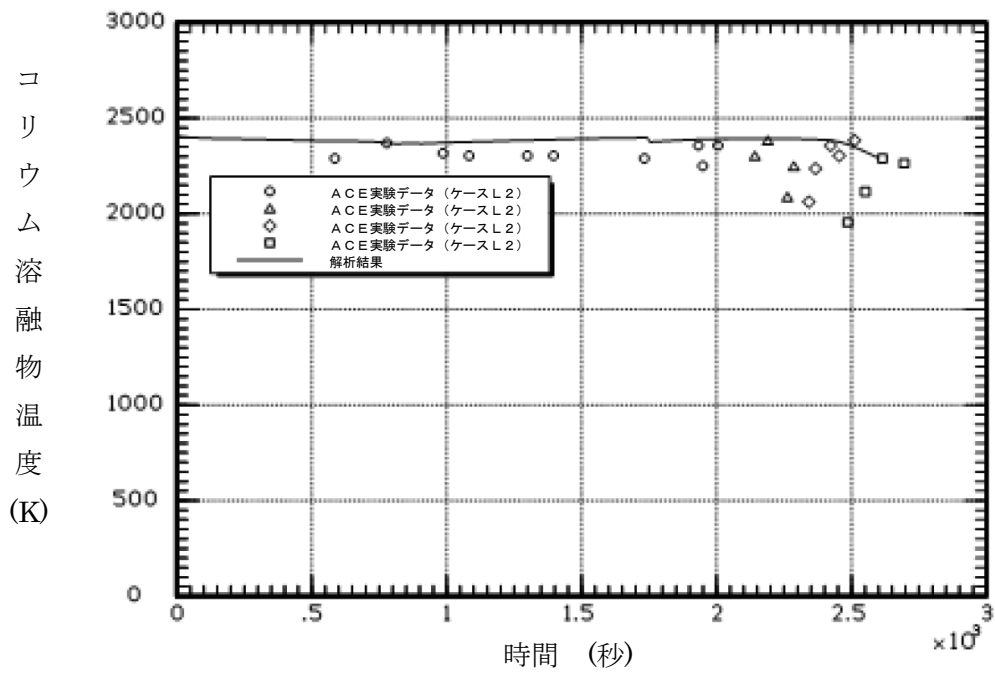
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-23 ACE 実験装置の概要



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 ベンチマーク解析モデル (MAAP)

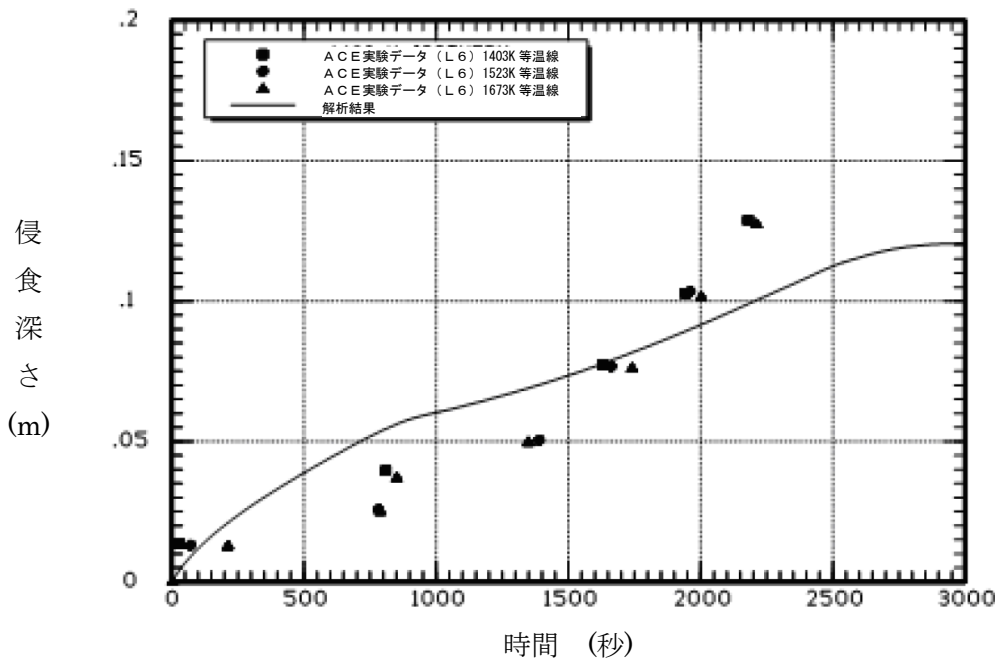
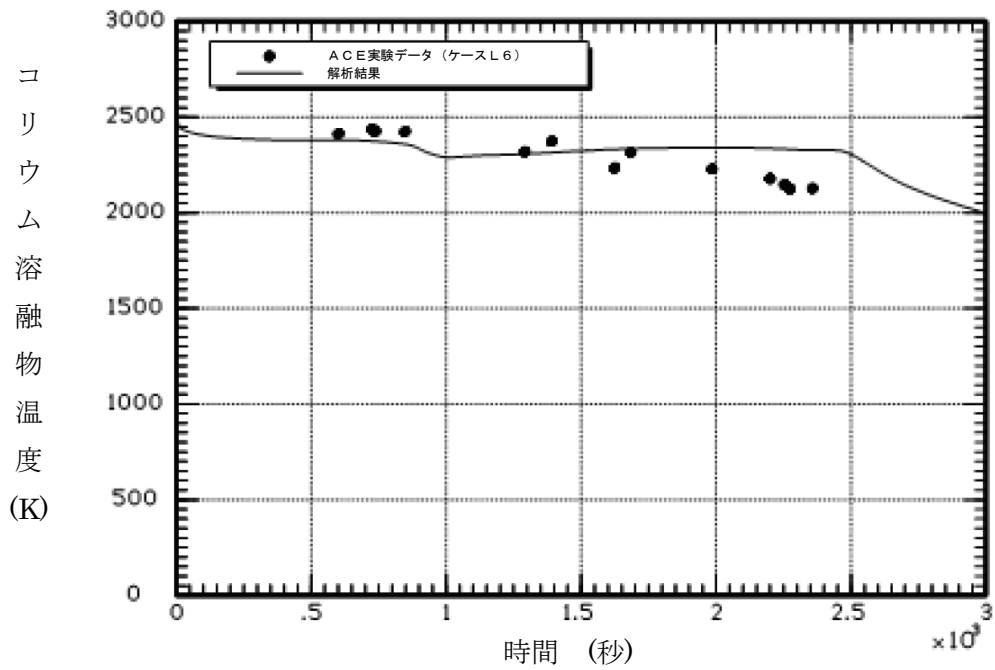


出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-25 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 4.2-26 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<sup>[21]</sup>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 4.2-27 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 4.2-24 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 4.2-28 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

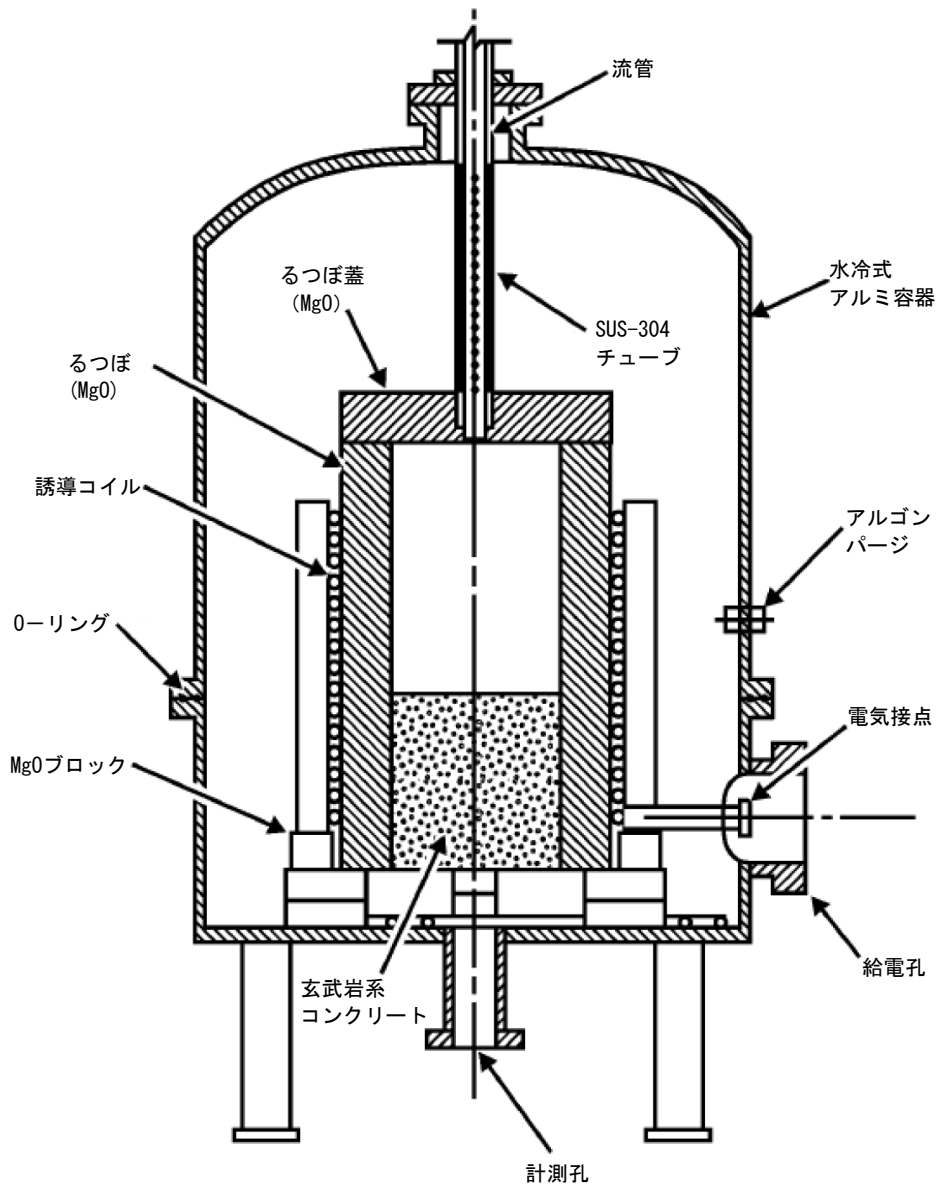
有効性評価に関わる重要現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられる MAA P の不確かさについて考察した。



SURC 実験では、注水がなく、かつ、炉心デブリ堆積状態が既知であることから、注水による冷却やデブリベッド形状といった他の要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認でき、「炉心デブリとコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの確認として有効である。

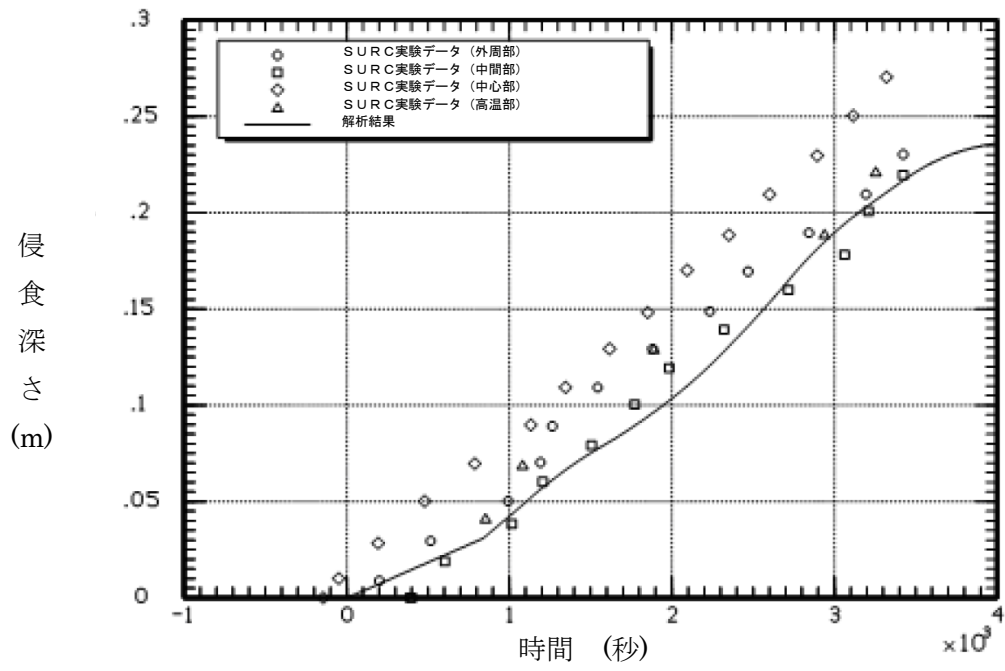
ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現しり結果となっている。SURC 実験ではステンレス鋼の模擬 FP が使用されており、実機の材質と異なるが、熱的にも実機に近い条件となっている。デブリからコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導やデブリに接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、SURC 実験のようなデブリベッド形状が既知の場合に、MAAP のモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認された。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27 SURC-4 実験装置図



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 SURC-4 実験の模擬解析結果

## 4.2.6 MB-2 実験解析

### (1) 実験の概要

MB-2 実験<sup>[22][23]</sup>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 4.2-29 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。高さは 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 4.2-30 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 4.2-31 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。

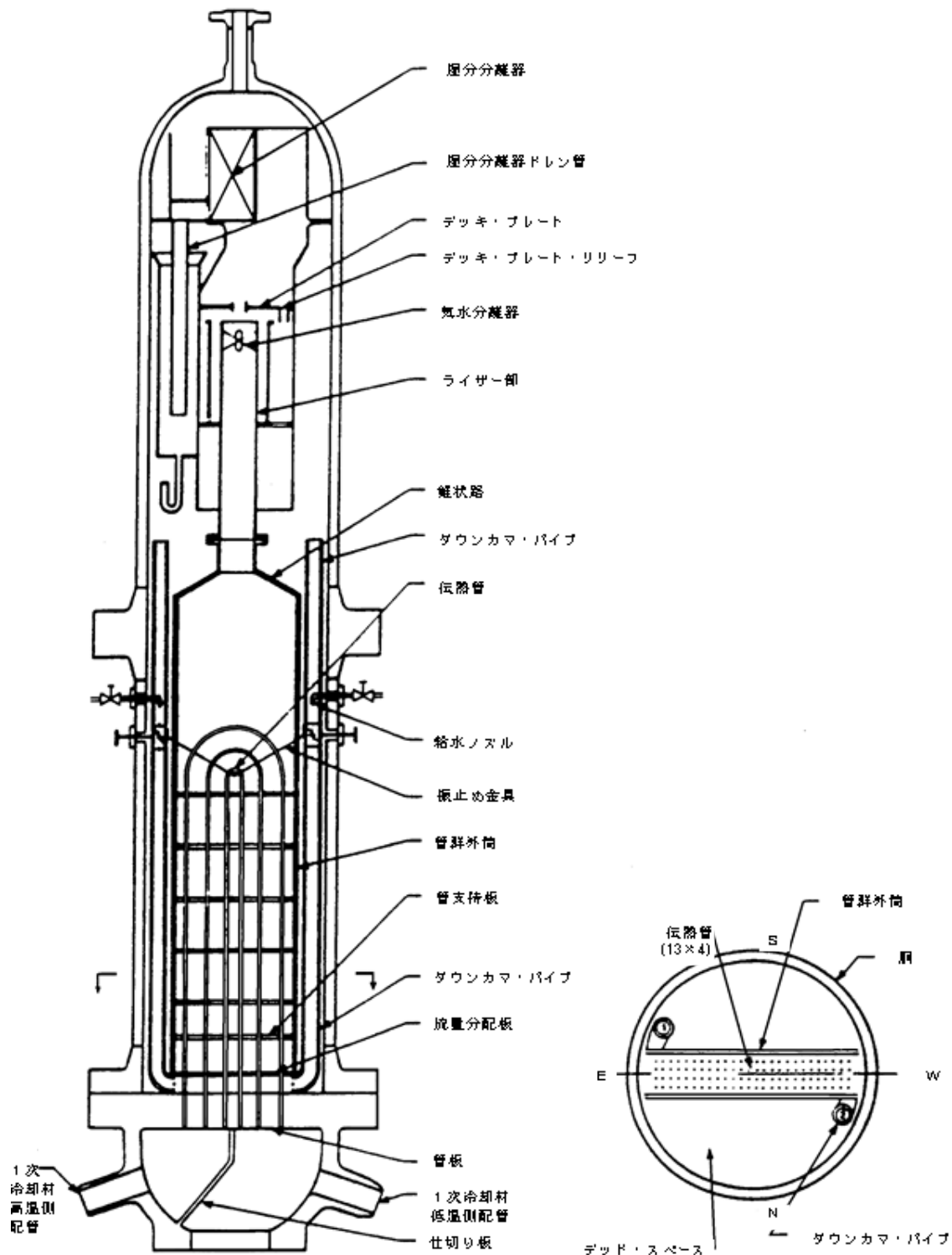
全交流動力電源喪失が発生し、補助給水に失敗する場合は、1次側からの伝熱により2次側が昇温・昇圧される状態であり、MB-2実験の給水流量喪失のケースから考察する。図4.2-31(1/2)に蒸気発生器圧力と1次冷却材低温側温度の比較を示している。1次冷却材低温側温度は、1次系と2次系の伝熱による1次側への影響が現れたものであり、実験データとほぼ一致した挙動である。また、蒸気発生器圧力は、1次系と2次系の伝熱による2次側への影響が現れたものであり、実験データと0.2MPaの範囲で一致する挙動となっている。また、1次系と2次系の伝熱において、蒸気発生器2次側水位も影響する要因であり、図4.2-31(2/2)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4.2-30(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4.2-30(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。

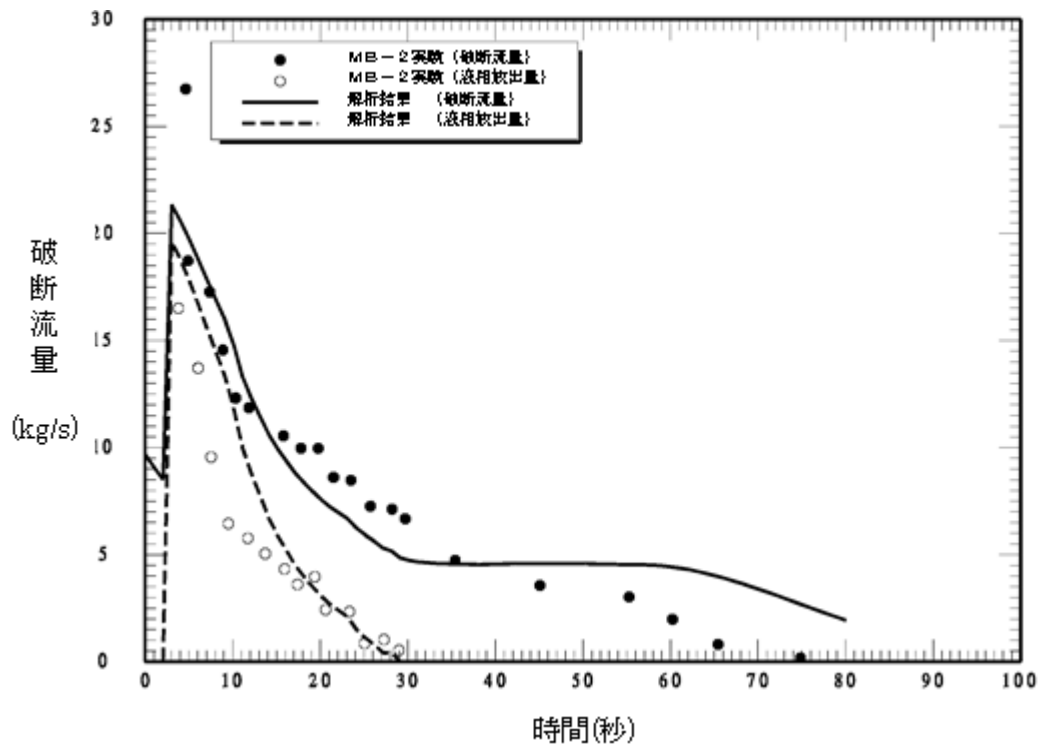
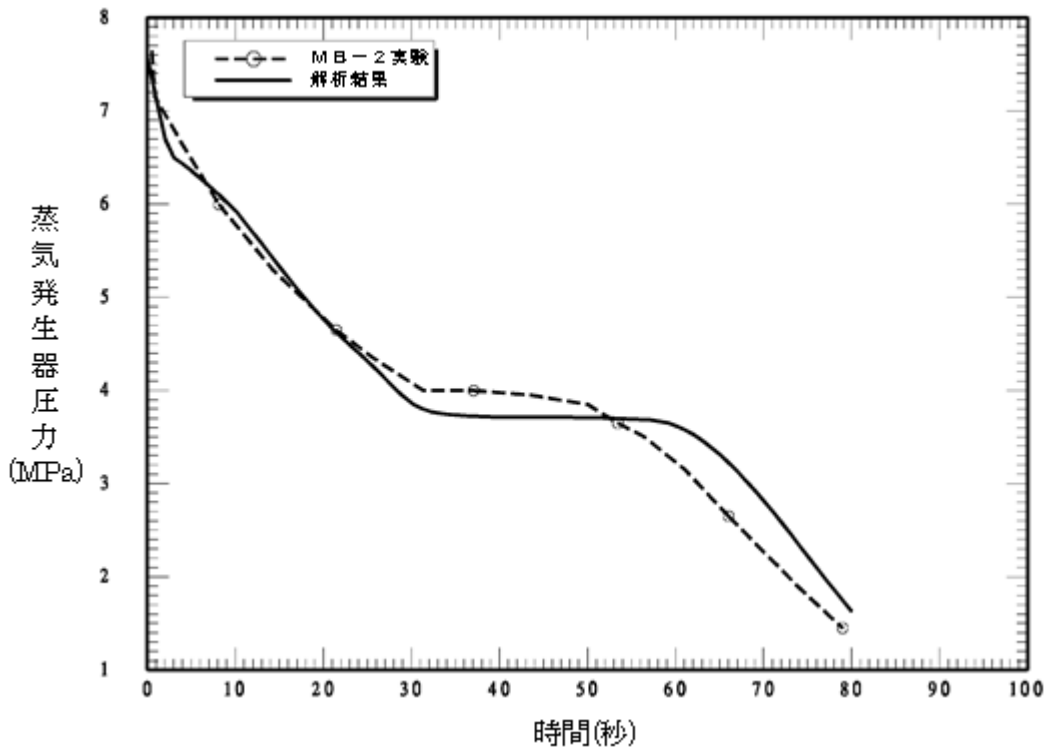
以上より、「冷却材放出」については、放出量自体はほぼ適正に評価できるが、液相放出については過大に評価するため、その結果、「1次系・2次系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

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

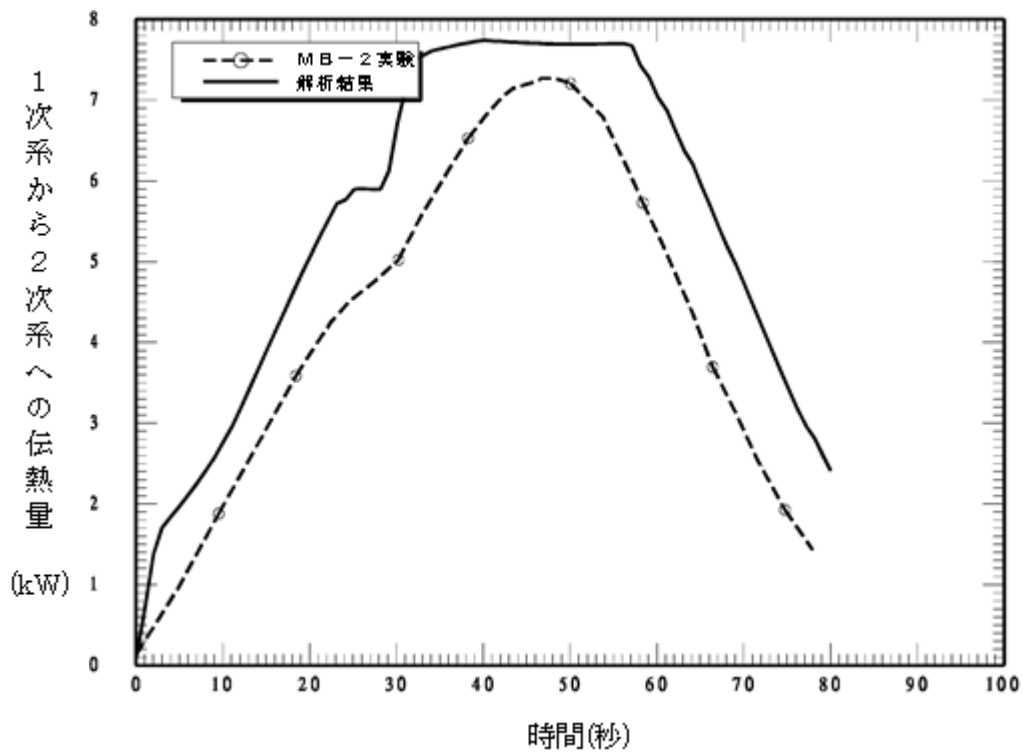
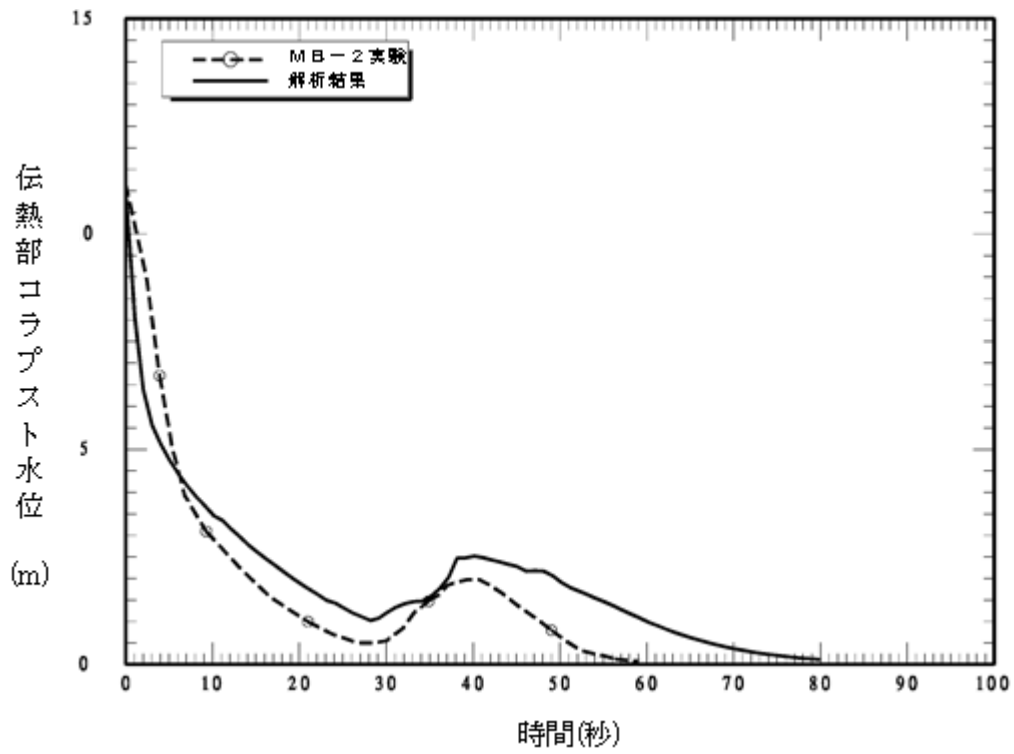
図 4.2-29 MB-2 実験装置の概略



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

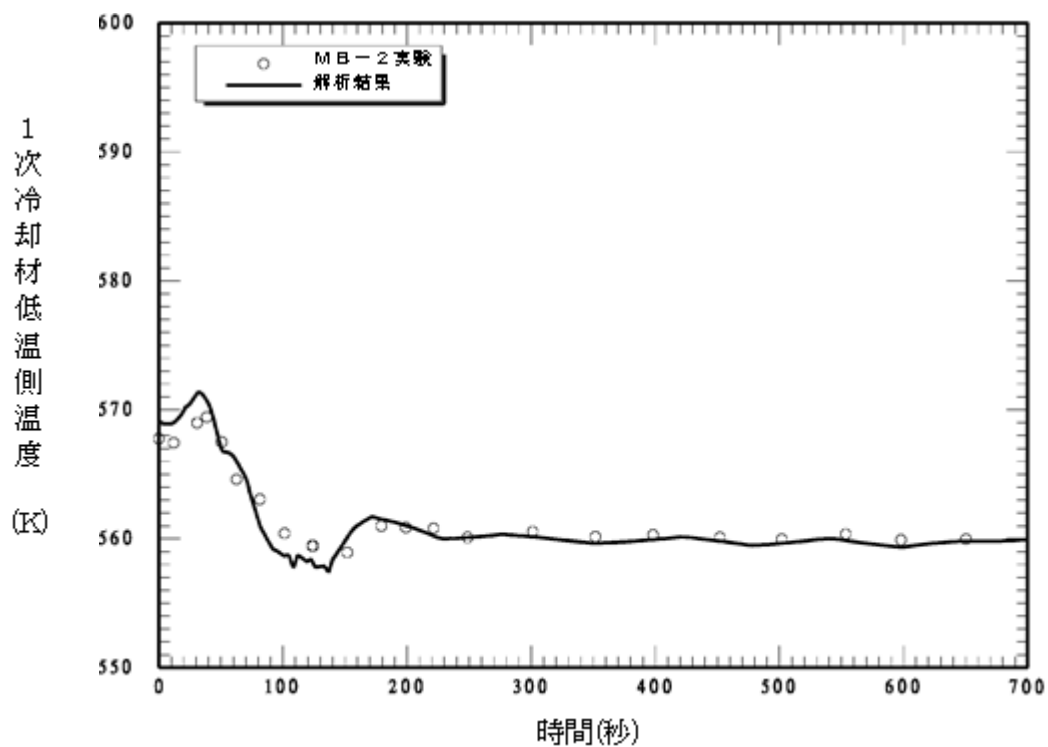
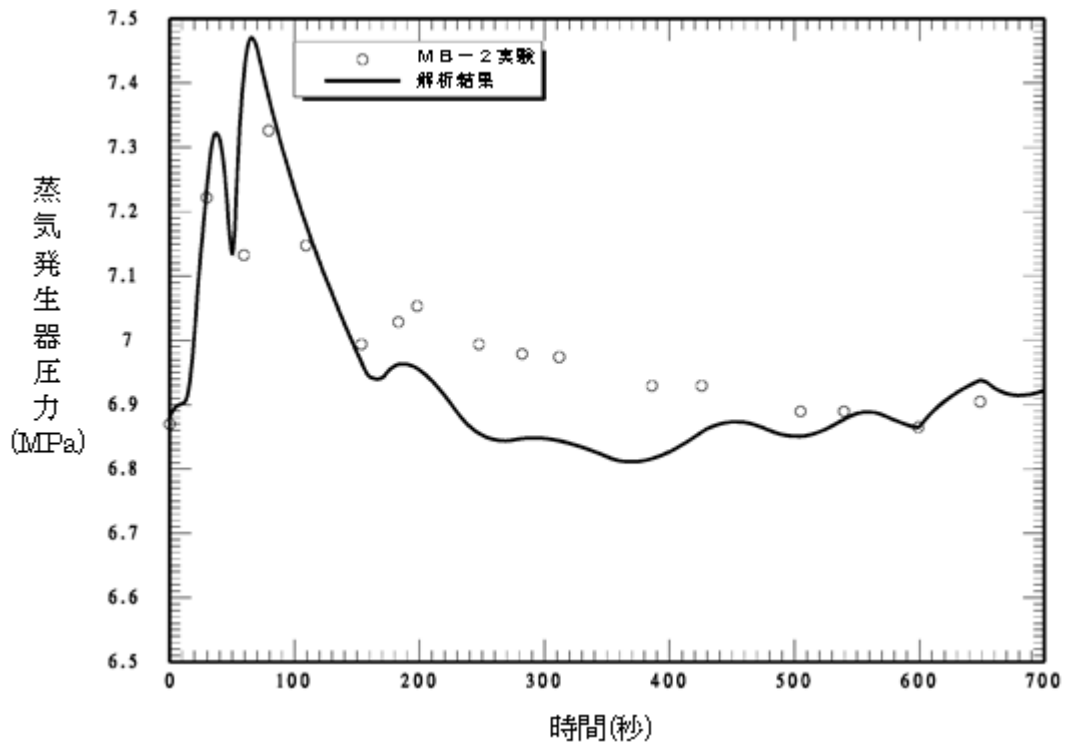
図 4.2-30 MB-2 実験ベンチマーク解析結果 (100%主蒸気管破断) (1/2)





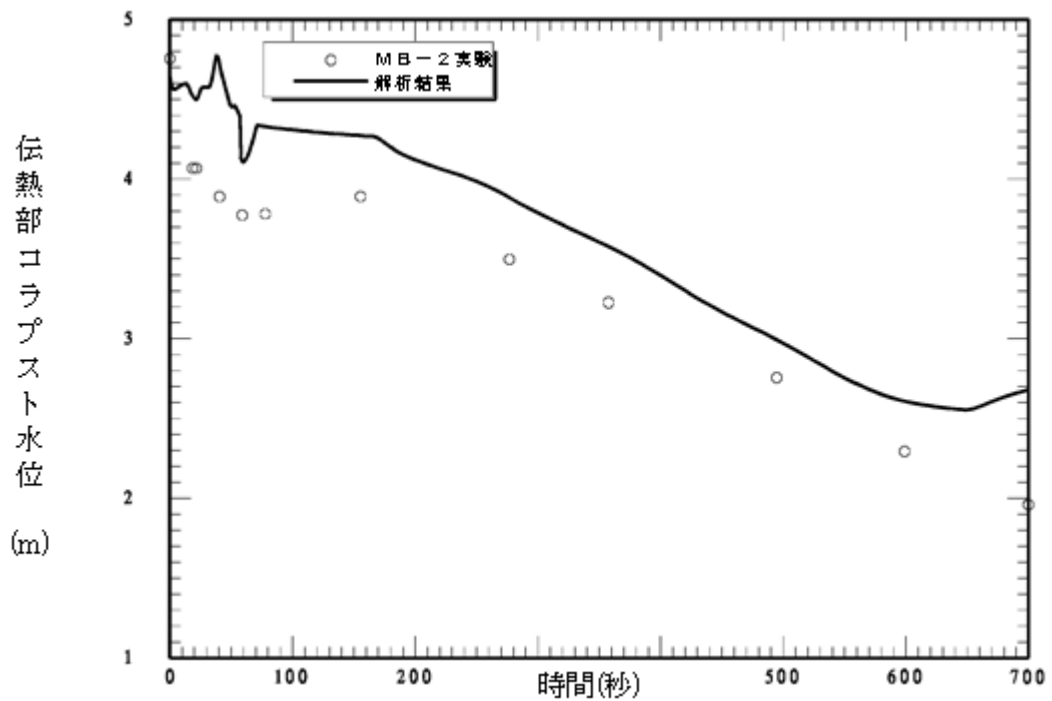
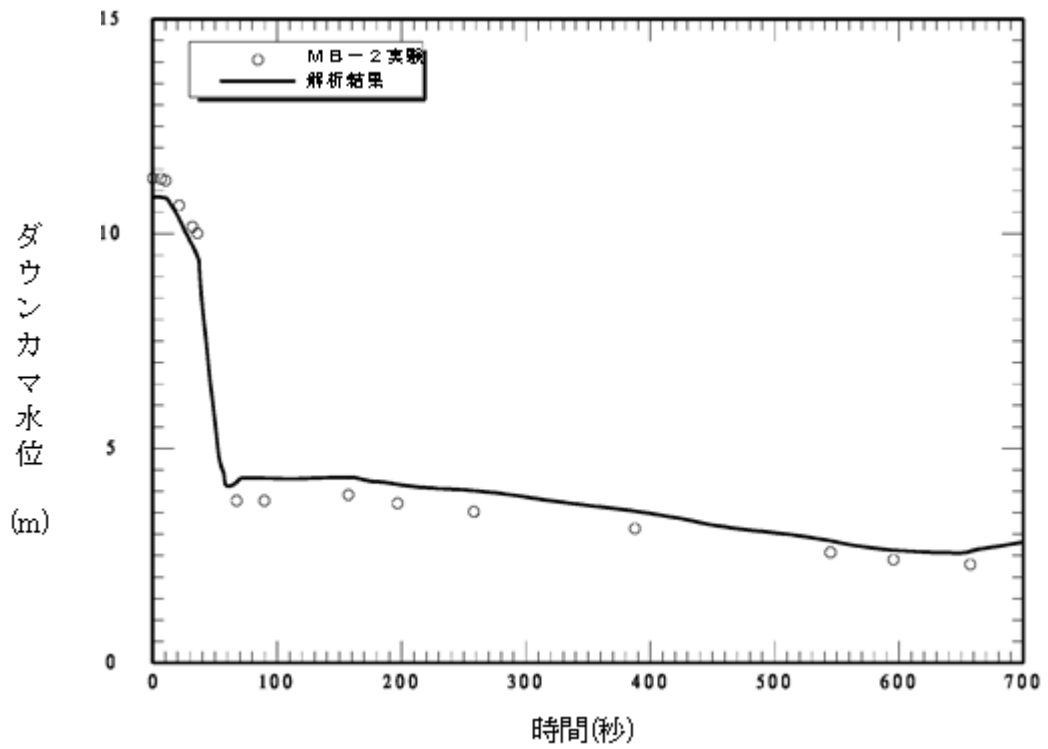
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-30 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 4.2-31 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 4.2-31 MB-2 実験ベンチマーク解析結果 (給水流量喪失) (2/2)

#### 4.2.7 PHEBUS-FP (FPT1) 実験解析

MAAPのFP挙動モデルに関し、燃料から1次系へ放出されるFP挙動について、PHEBUS-FP実験に対するベンチマーク<sup>[10]</sup>によって妥当性を確認する。

PHEBUS-FP計画<sup>[25][26]</sup>は、放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN、フランス)、フランス電力庁及びEUを中核とする国際協力プログラムで、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て格納容器に至るまでのFP挙動を調査した総合試験である。PHEBUS-FP計画では、FPT0、1、2、3及び4の計5実験から構成されており、それぞれの実験ごとに実燃料(酸化ウラン燃料)を用いている。FPT0試験は未照射燃料が対象、FPT4試験は燃料デブリが対象である試験であること、FPT2及び3試験は水蒸気枯渇状態が対象であることから、ここでは、使用済燃料を対象にし、水蒸気雰囲気下で実施されたFPT1実験を対象とする。なお、FPT1実験は、OECE/NEAの国際標準問題 (ISP-46) にも取り上げられている。

##### (1) 実験の概要

PHEBUS-FP (FPT1) の実験体系は、炉心、1次系および格納容器を模擬したものである。実験設備の概要を図4.2-32に示す。実験設備は、炉心部、1次系及び模擬格納容器を模擬した3領域からなる。本試験では原子炉容器の破損は模擬されていないので、LOCA破断口(コールドレグ)が格納容器へのFP放出パスとなる。

試料は約1mの長さの実燃料(20本,10kg)と制御棒材から構成される。炉心の高さ方向に対する温度測定のため図4.2-33に示されるように熱電対が配置されている。炉心下部からは水蒸気が供給されることができる。

1次系はホットレグ、コールドレグおよびSG伝熱管を模擬した配管より構成される。ホットレグおよびコールドレグは内径3cm、長さ約13.3mであり、SG伝熱管は内径2cm、長さ約10mである。模擬格納容器は体積10m<sup>3</sup>を有する。

実験ケースFPT1における水蒸気流量および炉心の加熱出力を図4.2-37に示す。このケースを用いてMAAPコードのFP挙動モデルの妥当性確認を実施している。

##### (2) 解析条件

MAAPでは、炉心部は図4.2-34に示すように、径方向に2ノード、軸方向に11ノードに分割している。FP放出モデルは、を用いている。  
  
。1次系は図4.2-35に示すように、炉心、上部プレナム、ホットレグ、蒸気発生器伝熱管(ホットレグチューブ、コールドレグチューブ)、

クロスオーバーレグでモデル化しているが、PWR用のノード数が固定の1次系モデルを使用しており、体積や流路断面積等はある程度変えられるものの、実験の1次系体系の形状のモデル化の精度は低いと考えられる。また、模擬格納容器は、図 4.2-36 に示すように、上部区画と下部区画の2区画としている。

実験における燃料バンドルの過熱エネルギー及び水蒸気注入の時間変化は図 4.2-37 に示すとおりであり、これを境界条件として与えている。

### (3) 実験及び解析の考察

解析結果の検討被覆管温度、希ガス及びよう素の格納容器への放出割合および発生水素流量に対する実験と解析結果の比較を図 4.2-38～図 4.2-44 に示す。

#### A) 実験結果の考察

実験と解析結果の比較の前に、実験結果について考察する。

図 4.2-38～図 4.2-41 は、燃料被覆管温度であり、1m長の燃料において下から700mm、600mm、400mm及び300mmの高さ、最外周角部の燃料の被覆管温度を示したものである。8000秒までの水蒸気の注入および低いレベルでの加熱により安定した実験装置の初期状態を達成し、その時点(8000秒)から水蒸気注入および炉心加熱を増加させ実験をスタートさせており、炉心の加熱に伴い被覆管温度の測定値が上昇している。その後も温度上昇を続け、約11000秒で約1500°Cを超えると温度が急上昇している(約11000秒で1500°Cに達していない300mmの場合を除く)。約9000秒の被覆管温度が1000°Cを超えた時点において、水素流量の測定値(図 4.2-44)が僅かに上昇を始め、約11000秒で被覆管温度が1500°Cを超えるタイミングで水素流量が急速に上昇している。約11000秒において加熱エネルギーに変曲点は無いことや、温度上昇と水素発生のタイミングが一致している事から急激な温度上昇は被覆管のジルコニウムの酸化熱が原因である事が推定できる。

被覆管温度および水素発生量がピークを過ぎるとすぐに減少して、急上昇する以前と同程度に戻る。これは、熔融燃料のキャンドリングが開始することで被覆管と水蒸気の接触面積が低下し、酸化反応も減少したためと推測される。高さ300mmの場合に、1500°Cに到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも、上部からのキャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかったものと推測される。つまり、ジルカロイ-水反応の進展により被覆管外面には酸化ジルカロイ層が形成されるが、被覆管内面の金属ジルカロイは1800°C程度で溶解するため、それ以上の温度になると酸化ジルカロイ層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約2200°Cを超えると熔融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解現象が進み、被覆管内部は溶解物割合が高まる。そのような

状況では酸化ジルカロイ層では被覆管形状を維持できずに破損し、溶融物が流下することになると考えられている。同時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。主要な酸化反応の時間幅は約 1000 秒程度であり、水素発生量の総量から初期ジルカロイの約 64%が酸化したと推定されている。

一方、FP ガスの発生に関し、図 4.2-42 及び図 4.2-43 に希ガスおよびよう素の挙動を示す。燃料棒被覆管は約 6000 秒、約 850°Cで破損しており、ギャップ中の FP の放出が始まり、その後、約 11000 秒でジルコニウム酸化反応熱により燃料温度も急上昇すると、希ガスおよびよう素の放出量が大きく上昇を始める。これは、約 11000 秒でジルコニウム酸化反応熱により燃料温度も急上昇し、燃料ペレットからの希ガスや高揮発性 FP の放出が急増したことを示す。その後も、希ガス及びよう素共に概ねバンドル過熱履歴との相関をもった形で放出を継続するが、約 17000 秒で加熱が無くなると、被覆管温度は急激に低下し、FP 放出はほとんど停止する。希ガス及びよう素の放出割合は放出開始時に共に 0.08 程度、総放出量は 0.8 前後となっている。希ガスとよう素の最終的な放出割合には若干の差が生じている点については、次に述べる理由による。図 4.2-47 に実験結果の分析から整理されたよう素の回路内マスバランスを示す。1 次系への放出割合は試験前のよう素量から、試験後の燃料中よう素の残存量を差し引くことで求めている。γ ースペクトロメトリーを用い、燃料に残存したよう素からの放射線を測定することでその量を評価する手法が採られており、燃料中よう素の残存量は 13%±4%と評価されている。したがって、燃料から放出されたよう素は 87%±4%と評価されている。γ ースペクトロメトリーの結果からは、残存部分は燃料の損傷がない燃料バンドル下部に多く存在する。一方、希ガスは、格納容器に設置されたサンプリング装置により収集した量から約 77.4%と評価されているが、PHEBUS-FPT1 実験最終報告書<sup>[26]</sup>においては、燃料の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から、やや過小評価であり、実際はよう素と同等の 80~85%程度であったと推定されている。

このように、燃料からの FP 放出過程としては、ギャップ放出(約 6000 秒~)、燃料破損後(約 11000 秒~)の 2 段階に分けることができるが、FP 放出の大部分は後者で起こり、かつ、燃料破損の進展とともに上昇する。

## B) 解析結果の考察

次に実験と解析結果の比較について考察する。

被覆管温度挙動(図 4.2-38~図 4.2-41)については、燃料棒被覆管破損時(約 6000 秒)の温度は実験結果と同等であり、ギャップ放出の時期については、よく模擬できている。11000 秒近傍でジルコニウム水反応により急上昇し 1500°C を超える時刻は解析が実験より 500 秒程度早くなっている。これは水素流量が

急増するタイミングの違いと強い相関があるので、解析ではジルコニウム-水反応の増加挙動を大きめに評価し、その結果生じる反応熱でバンドル外周部の被覆管の温度上昇も速くなったと考えられる。図 4.2-45 に水素積算量を示すように、解析の方が3割程度、水素発生量が大きくなっていることから、ジルコニウム-水反応による酸化反応熱を大きめに評価している結果となっている。

MAAPの解析では被覆管温度が1580°C以上でBaker-Justモデル、それ以下でCathcartモデルを使用しているが、被覆管温度が1500°C程度から急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから、1500°C以下で使用しているCathcartモデルによる酸化速度が大き目の傾向を持つことが考えられる。しかし、被覆管温度は燃料棒間あるいは外周構造材との放射熱伝達や、蒸気流との熱伝達によっても影響を受けていると考えられる。すなわち、実験のバンドル形状は5×5配列で四隅は温度計もしくは流路となっているのに対して、解析では内側12本、外側8本を2チャンネルで模擬したドーナツ状の体系となっているため、解析ではバンドル内の半径方向温度分布をかなり平均化した扱いとなるために、伝熱流動の観点から要因となりうる。実験後のX線トモグラフィによると、バンドル内部では半径方向にも軸方向にも複雑に損傷しており、2チャンネルでモデル化しきれない様相は示していない。

約11000秒付近の被覆管温度のピーク値については、解析結果が実験結果より数十度高めになっている。また、高さ300mmの場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング開始タイミングは、燃料棒内で熔融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解速度と、二酸化ジルカロイによる形状維持の限界タイミングに依存しており、後者の二酸化ジルカロイ層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では2500K(2227°C)にて熔融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに二酸化ジルカロイ層の破損によるキャンドリング開始をモデル化している。この温度が実験での観察結果より若干高い設定になっていることになるが、二酸化ウランの融点(2800°C程度)より低い温度で液化するという観点で模擬性は高いといえる。

FP挙動については、実験結果ではほぼ一定の割合で放出割合が増大しているが、解析結果では放出開始時に希ガスおよびヨウ素とともに急速に約0.5まで放出されており、実験に比べて上昇の幅が大きい。それ以降は逆に実験よりも低い速度で格納容器に放出される。

この理由として、解析では、放出開始時の水素流量が実験に比べて大幅に高くなっていることから、直接的な原因としてはジルコニウム-水反応による燃料温度上昇が急激に起き、それにより燃料からの揮発性FPの放出が促進されたと考えられる。実験では現象に非均質性や不等方性が起きていることが考えら

れ、それらばらつきが全体でみれば連続的な変化として表れているのに対して、解析ではバンドルを径方向 2 ノードで模擬しているため、チャンネル単位で現象が変化する。そのため、実験での非均質性や不等方性を有する変化に比べて、解析では初期の放出量を多めに評価する結果となっていると考えられる。

実験終了時の放出割合については、解析結果は実験と同程度の 0.8 前後となっているが、図 4.2-42 に示した希ガス放出割合の実験結果及び解析結果の比較については、実験に対し若干上回り、図 4.2-43 に示したよう素放出割合の実験結果及び解析結果の比較については実験に対し若干下回っている。MAAP の解析においては、径方向を 2 チャンネル、軸方向を 11 ノードに分割しモデル化している（図 4.2-34 参照）。各セルでは温度や溶融状況は均一であり、温度分布及び質量移行による空洞化部分は左右対称となる。一方で、実験後の燃料の X 線トモグラフィを図 4.2-46 に示す。図中で黒い部分は溶融により質量が移行し空洞化した部分であり、下部に密度が高い部分があり、溶融した燃料が移行していることを示している。このように、実験では温度分布及び空洞化部分は左右非対称であり、解析でこれを厳密に再現することは困難である。すなわち、MAAP の炉心モデルは、1 つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機の体系を対象としており、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する場合には輻射伝熱の計算などに誤差が生じやすく、放出割合に若干の差が生じたと推定している。

PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心に比較すると小規模な体系を扱っているため、解析における炉心のチャンネル分割方法が結果に及ぼす影響も大きく現れると考えられる。

#### (4) 不確かさの整理

PHEBUS-FP 実験に対する MAAP による実験解析をベースに MAAP の FP 挙動関連モデルの妥当性を検討した。

PHEBUS-FP 実験においては、燃料バンドルの過熱に伴う被覆管温度の上昇、被覆管破損に伴うギャップ放出、ジルコニウム-水反応に伴う水素生成及び酸化熱による過熱、並びに、炉心溶融が進展する過程で大規模な FP 放出の各フェーズでの挙動が確認されている。これに対し、PHEBUS-FP 実験に対する MAAP によるベンチマーク解析では、各パラメータの変化に実験との差が生じているものの、各フェーズで観測された現象について、ある程度の模擬ができています。

実験と解析の結果を比較すると、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されるが、その後の被覆管酸化反応熱を大きめに評価し、燃料棒被覆管温度が高めに推移し、燃料破損後の FP 放出開始のタイミングも早く評価する結果となっている。燃料からの FP 放出割合では、最終的な放出割合について実験と同程度



となっているものの、燃料棒被覆管温度を高め評価し、放出の時間変化に相違がある。これらは、小規模な炉心体系の模擬性に起因していると考えられる。

上述の小規模な炉心体系の模擬性については、1つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機体系とは異なり、PHEBUS-FP 実験のような小規模な体系の場合、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する。すなわち、連続的な物理現象を不連続な解析モデルに分割するにおいて、体系の大きさによってはモデル化方法が結果に及ぼす影響が大きくなると推測できる。なお、実機スケールでは、ノード分割数が多く、連続的な挙動に近づくため、この種の不確かさは小さくなると考えられる。

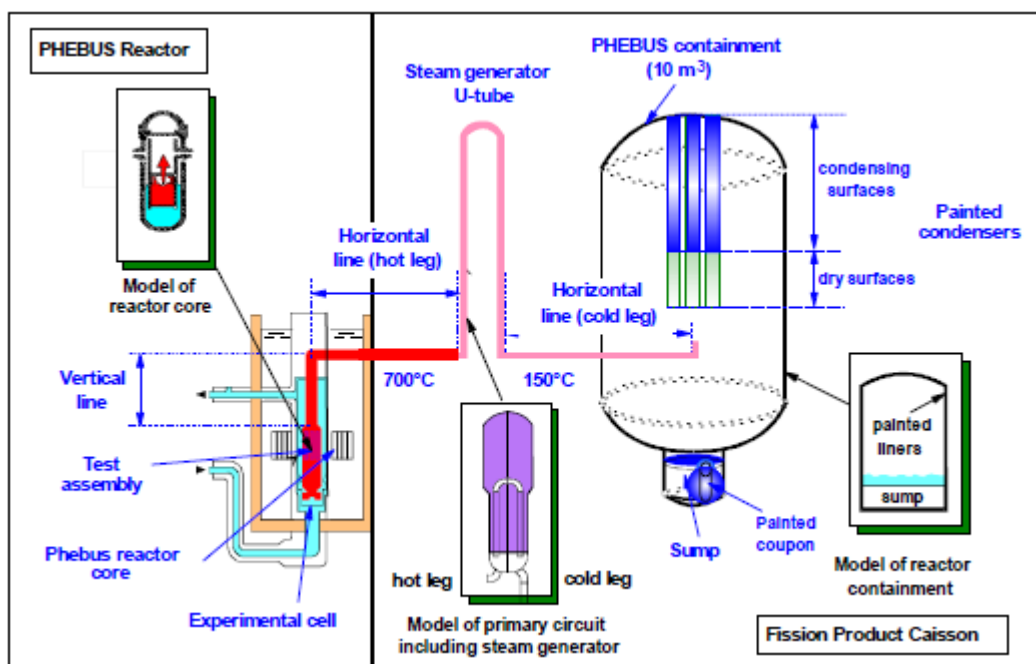


図 4.2-32 PHEBUS-FP 実験設備概要

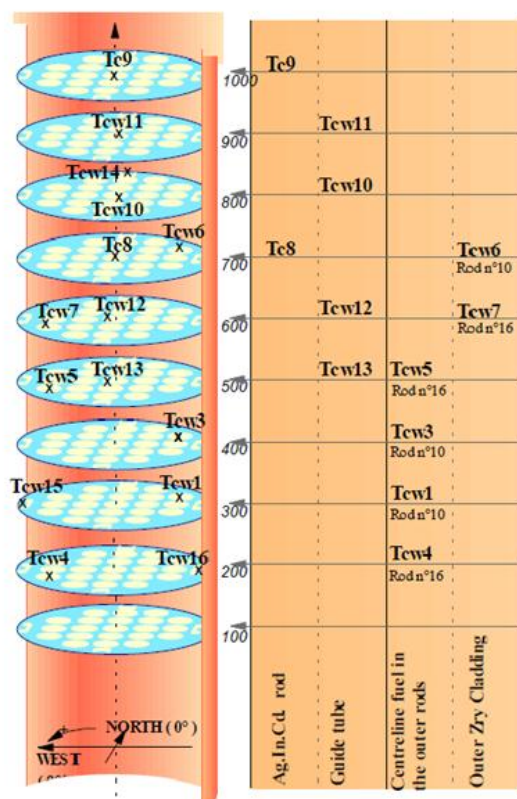


図 4.2-33 FPT1 試験炉心部の熱電対設置位置

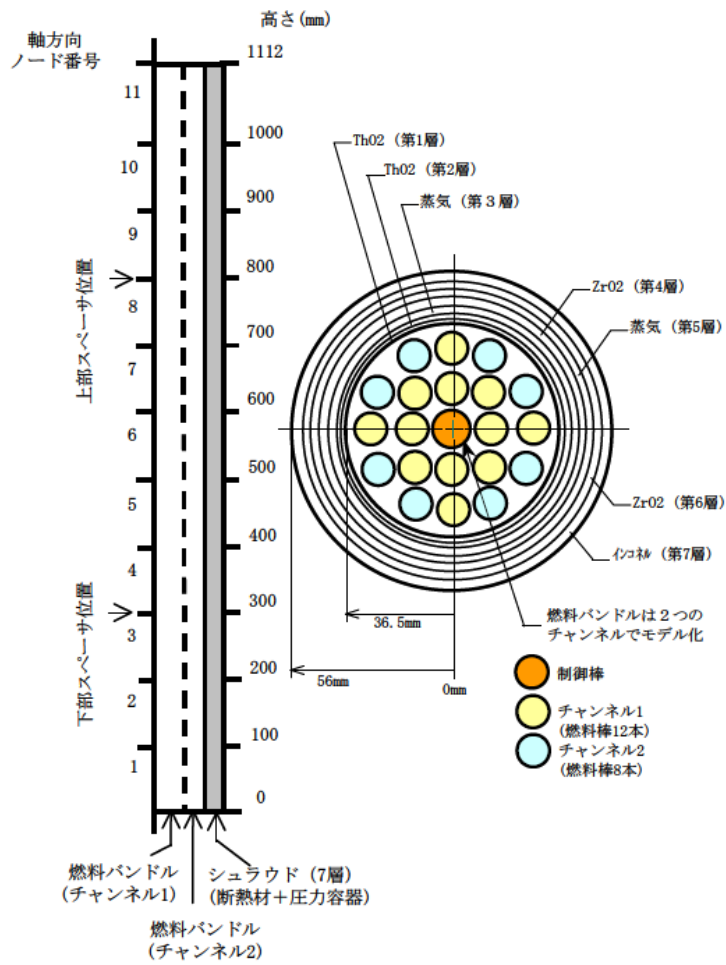


図 4.2-34 炉心 (燃料バンドル) モデル

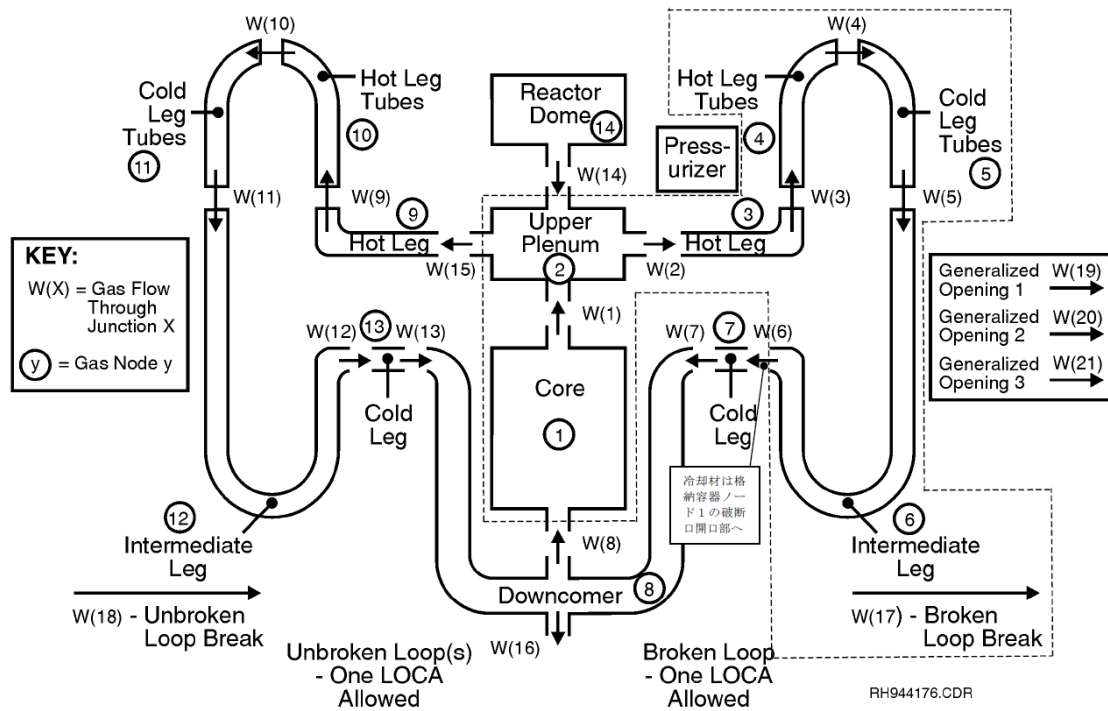


図 4.2-35 1次系モデル

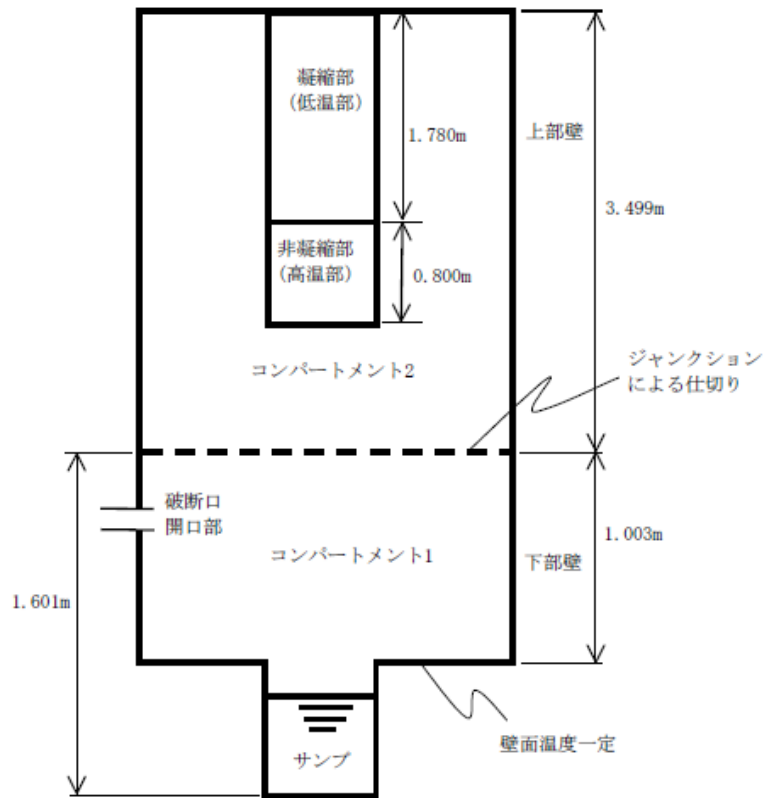


図 4.2-36 格納容器モデル

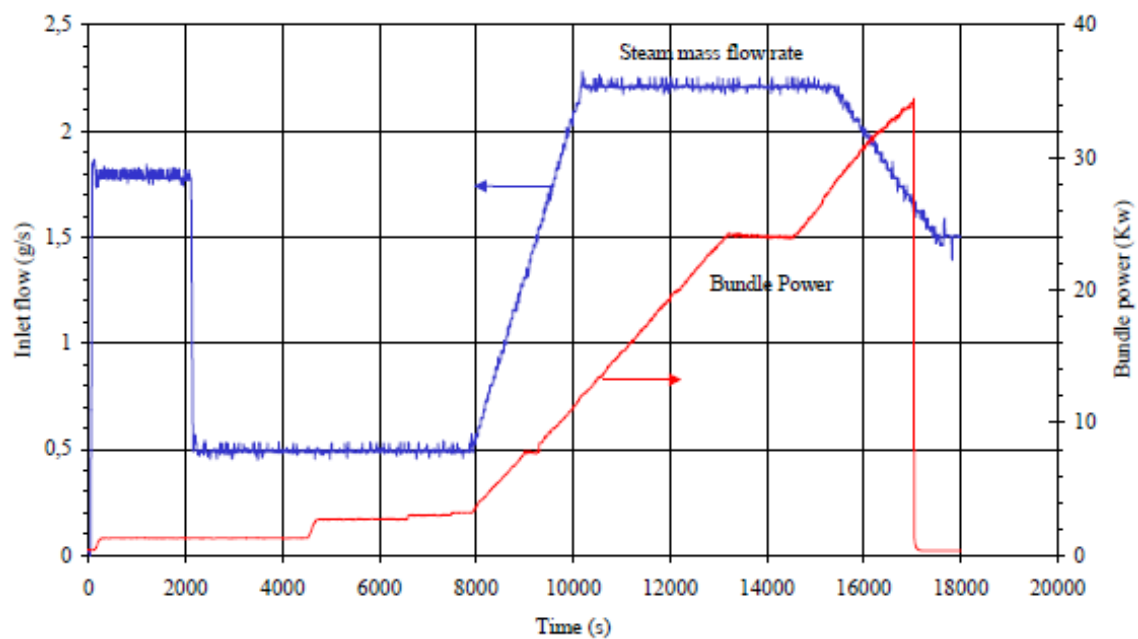


図 4.2-37 境界条件 (バンドル出力と蒸気流量)

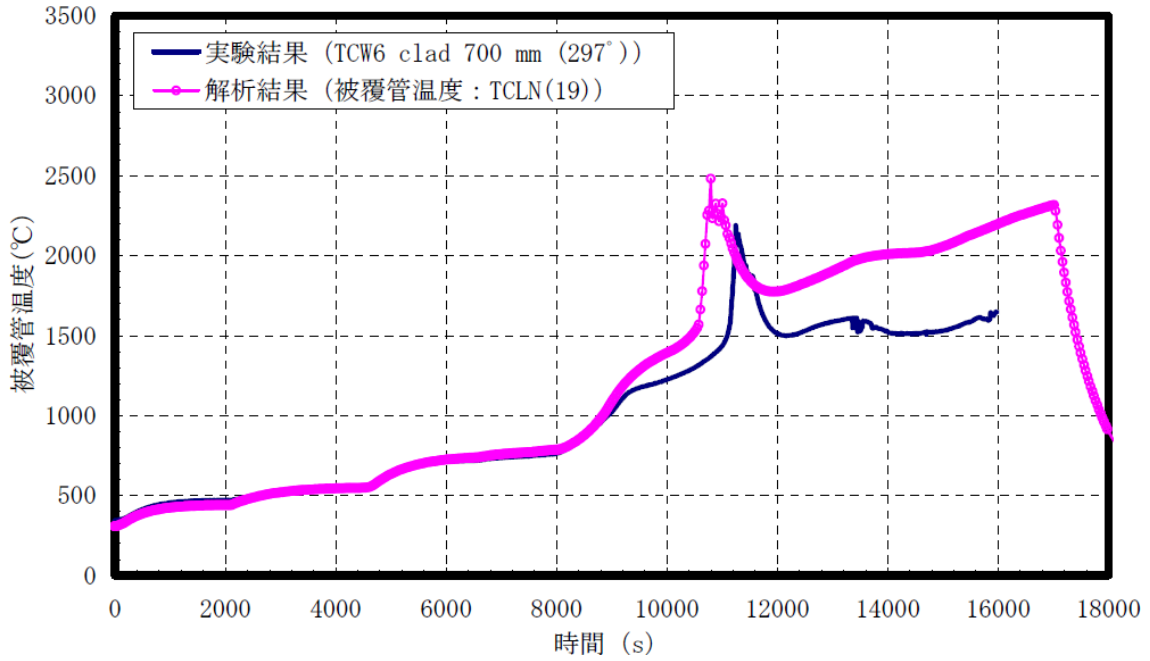


図 4.2-38 被覆管温度 (700mm) の比較

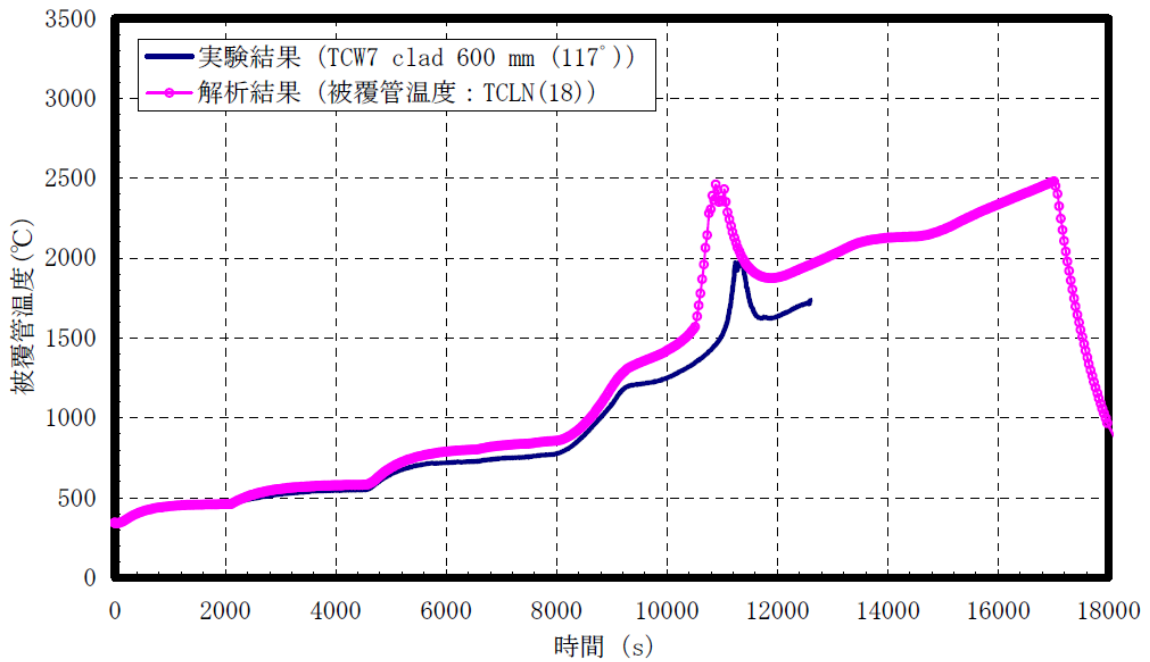


図 4.2-39 被覆管温度 (600mm) の比較

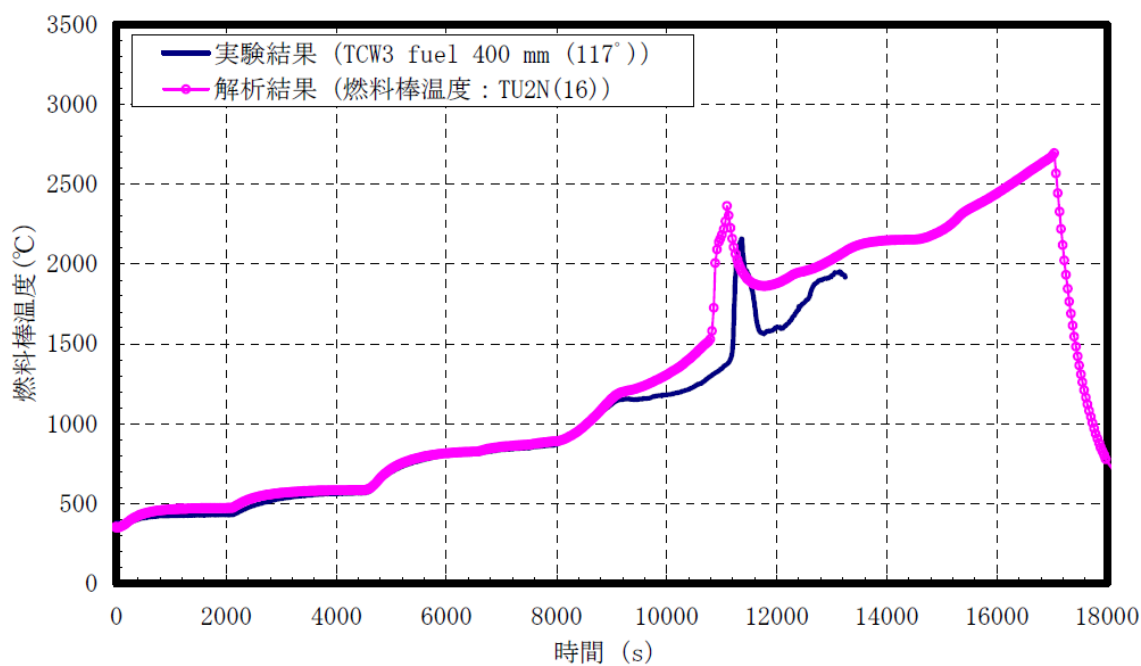


図 4.2-40 被覆管温度 (400mm) の比較

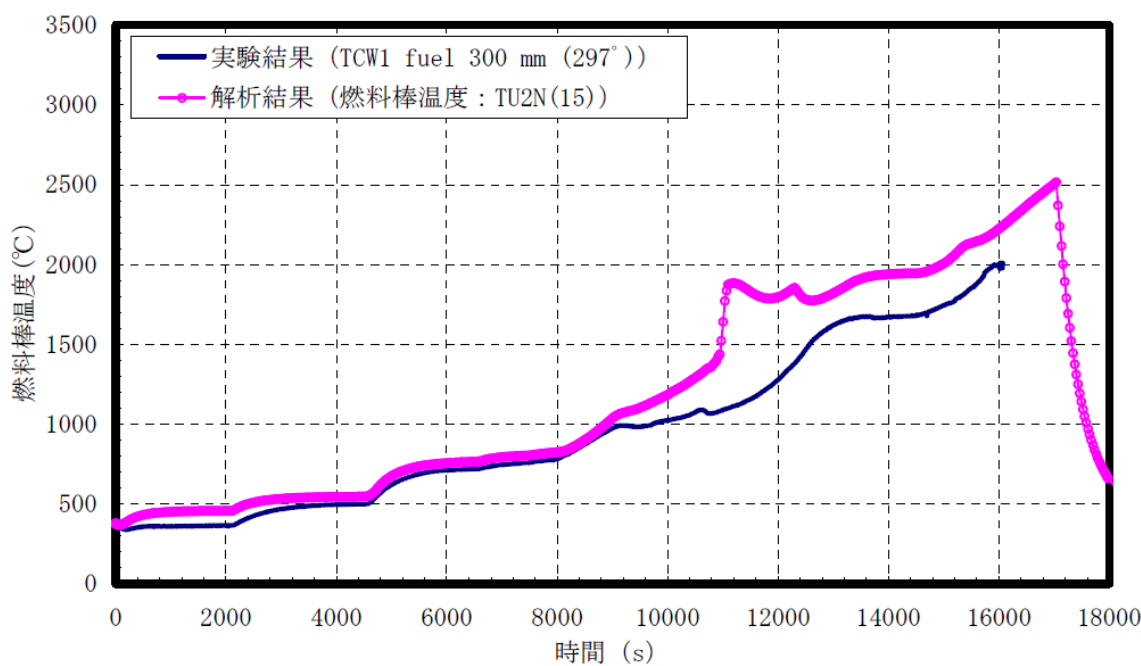


図 4.2-41 被覆管温度 (300mm) の比較

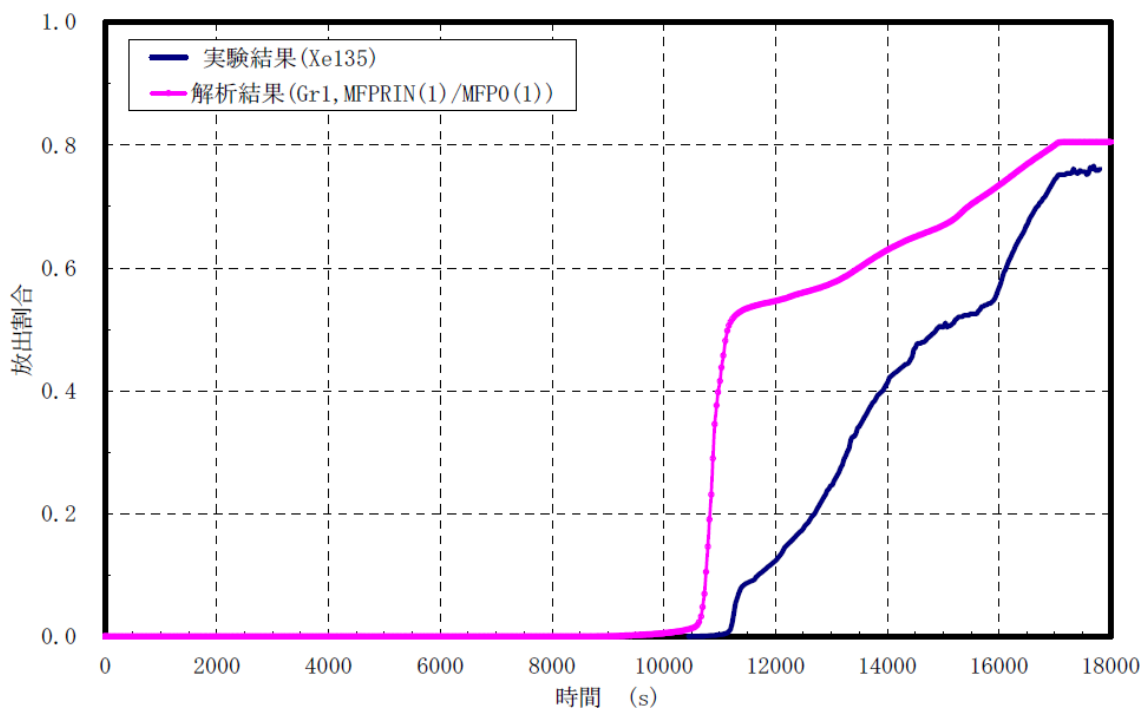


図 4.2-42 希ガス放出割合の比較

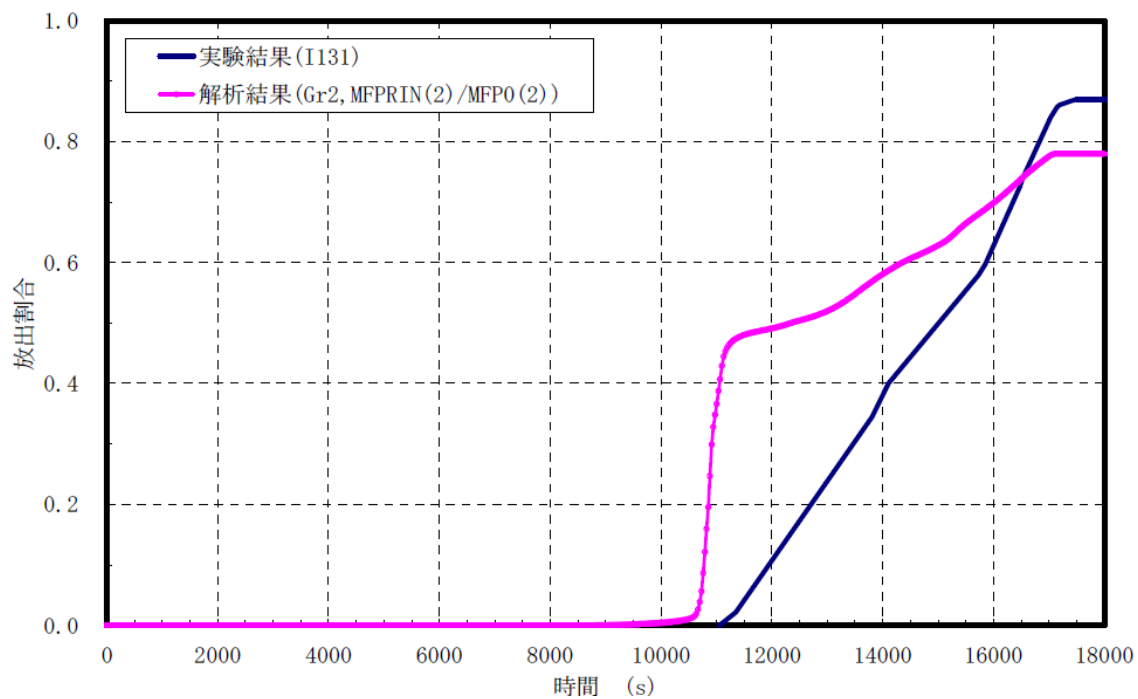


図 4.2-43 よう素放出割合の比較



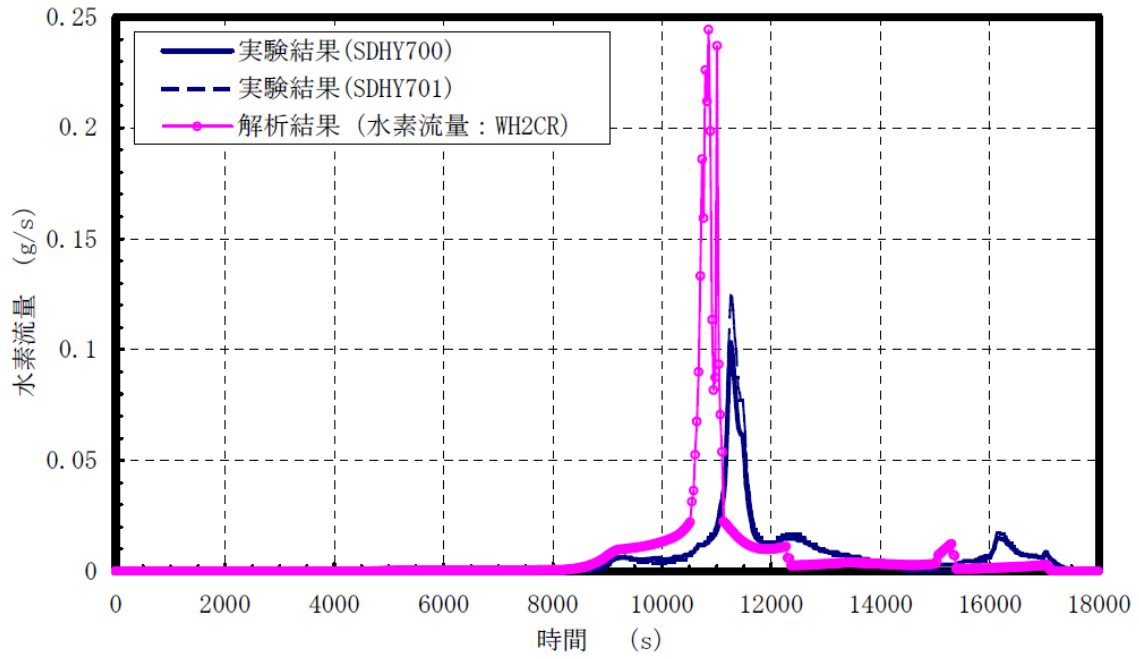


図 4.2-44 1次系での水素流量の比較

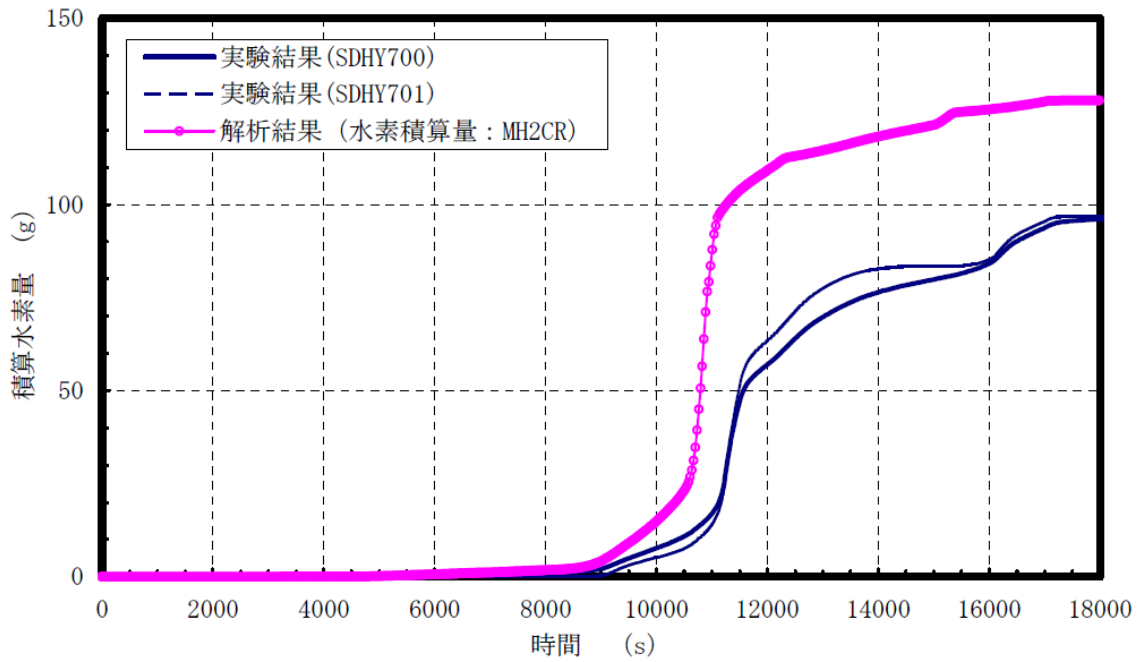


図 4.2-45 水素積算量

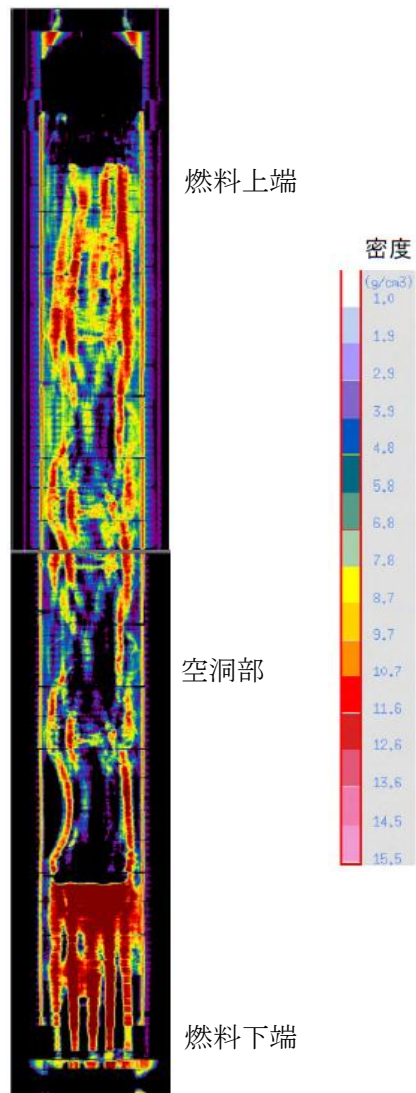
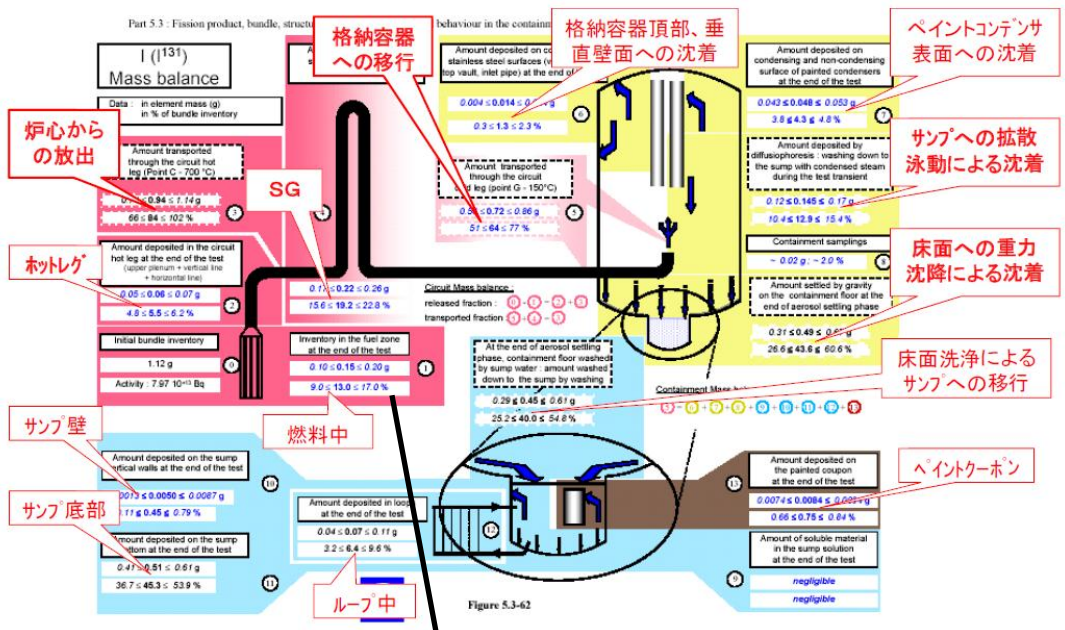


図 4.2-46 燃料バンドルの X 線トモグラフ



燃料に残存したよう素の量は、13%±4%と評価されている。即ち、1次系に放出されたよう素の量は試験前のように素量から残存量を減じれば算定できるため、87%±4%と評価される。

図 4.2-47 回路内マスバランス (よう素)

#### 4.2.8 ABCOVE 実験解析

##### (1) 実験の概要

過熱炉心からガス状態で放出された希ガス以外の FP は気相中で冷却され、固体の微粒子（粒子径が 0.1 ミクロン程度）であるエアロゾルに変化する。これらのエアロゾル粒子が凝集して粒子径が大きくなると重力沈降などにより気相中から 1 次系内あるいは格納容器内の構造材表面へ沈降することにより気相から離脱する。また重力沈着が支配的であるが熱泳動や拡散泳動でも構造材表面へ沈着される。

ABCOVE (aerosol behavior code validation and evaluation) 試験<sup>[27]</sup>は、格納容器体系試験装置 (CSTF: Containment System Test Facility) で実施された大規模エアロゾル挙動試験である。この試験装置は容積 852m<sup>3</sup>、直径 7.62m の大規模試験容器で、これを用いて乾燥状態のエアロゾルの試験 (AB5) が実施された。この試験では試験容器内にエアロゾルを発生させ、その凝集及び沈着挙動による気相中のエアロゾル質量の減少挙動が測定されている。なお、エアロゾルの発生は Na スプレーを燃焼させ酸化 Na エアロゾルを生成させている。

##### (2) 解析条件

ABCOVE-AB5 の試験装置及び試験条件をそれぞれ図 4.2-48 および表 4.2-8 に示す。試験装置は、体積 852m<sup>3</sup> で、高さ 20.6m の円筒型の試験容器である。その試験容器の下部 (EL.4.36m) から上向きに Na スプレーを注入させ Na を酸化させる事により、メジアン粒子半径が 0.25 μm の酸化ナトリウムエアロゾルが 445 g/s の速度で生成させる。ナトリウムの注入によるエアロゾル生成は 13~885 秒まで継続される。

##### (3) 解析結果の検討

実験結果とMAAPおよび厳密解の比較を図 4.2 42 に示す。実験では 885 秒まではエアロゾルの生成があるため、気相中のエアロゾルは最大の 10<sup>-4</sup>g/cc まで増加する。その後はエアロゾルの生成が無くなるため、凝集および重力沈降により 105 秒で 5×10<sup>-9</sup>g/cc まで減少している。厳密解およびMAAPの解析結果はエアロゾル質量がピークになる 900 秒からその後に減衰して 10<sup>5</sup> 秒に至るまでの間、実験結果を良く模擬できている。また、実験結果が無い場合においても、MAAPの解析結果は 10<sup>6</sup> 秒まで厳密解と良く一致している。無次元相関式を使用したMAAPのモデルでも厳密解と同等に、エアロゾルの凝集とそれによる重力沈降による気相からの離脱を良く模擬できている事を示している。

#### (4) 不確かさの検討

MAAPの結果は、 $10^5$ 秒（約 28 時間）まで実験を良く模擬し、エアロゾルの凝集とそれによる重力沈降による気相からの離脱を良く模擬できている事を示している。また、厳密解との比較においても  $10^6$ 秒（約 280 時間）まで良く一致している。この結果から乾燥エアロゾルにおいては、エアロゾルの凝集および沈着挙動を良く模擬できると判断する事ができる。

以上、「格納容器内 FP」のうち格納容器内エアロゾル挙動として、格納容器内への放出及び沈降の過程を良く模擬できている。

表 4.2-8 試験装置及び初期条件

試験容器及び初期条件	データ
体積	852 m <sup>3</sup>
高さ	20.3 m
床面積	45.60 m <sup>2</sup>
初期圧力	122.0 kPa
初期温度	29.1 °C
初期ガスモル分率(O <sub>2</sub> )	0.233
初期ガスモル分率(N <sub>2</sub> )	0.767

表 4.2-9 エアロゾル生成条件

エアロゾル発生時刻	13～885 秒
エアロゾル	酸化ナトリウム
エアロゾル生成速度	445g/s
エアロゾル材の密度	2.5g/cm <sup>3</sup>
生成粒子の平均半径	0.25 μm
生成粒子の標準偏差	1.5

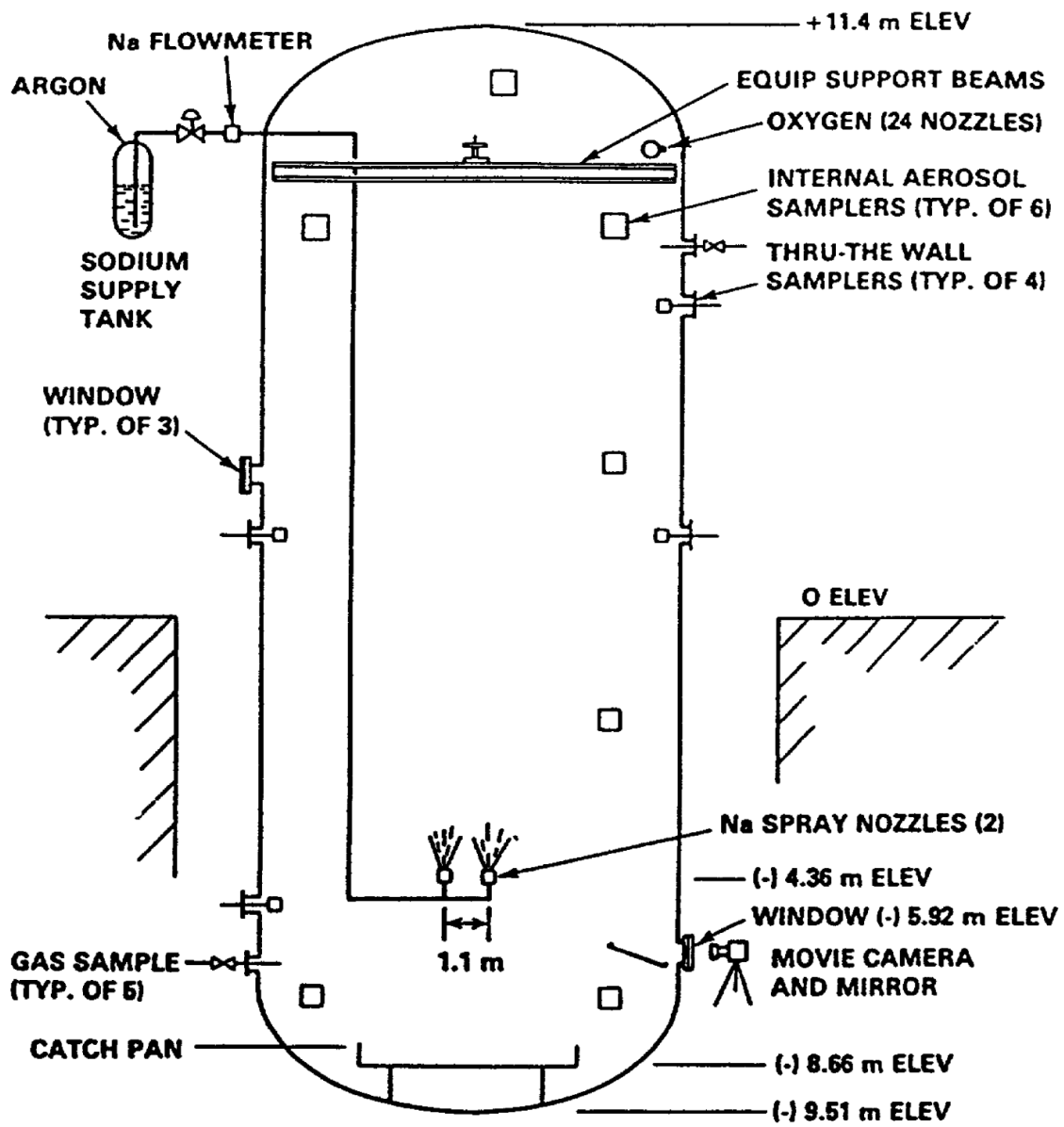
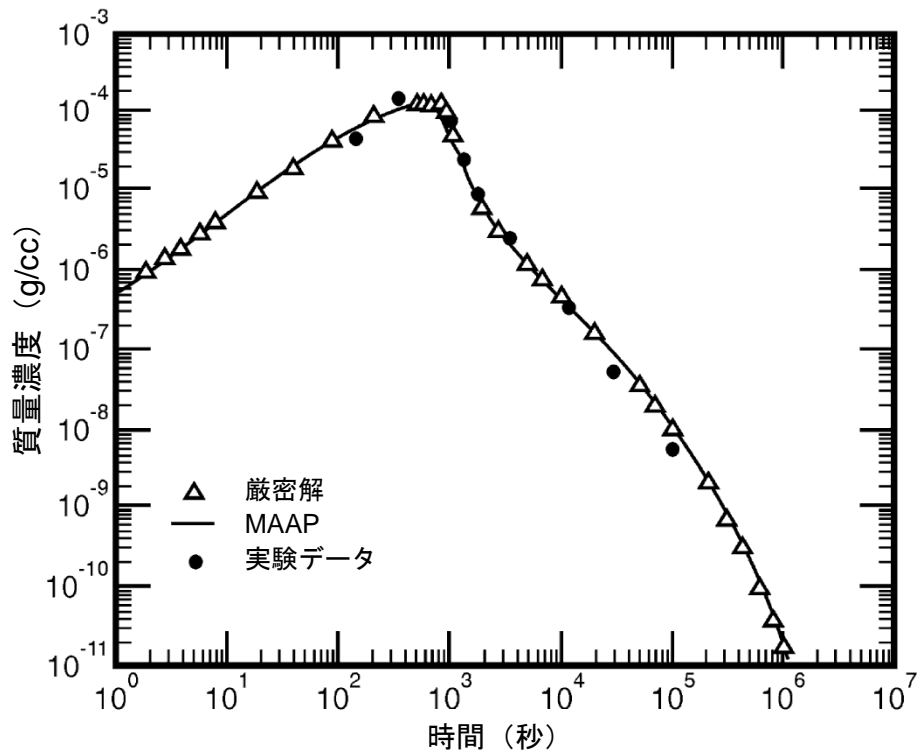


图 4.2-48 ABCOVE-AB5 試驗裝置



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-49 エアロゾル質量濃度の時間変化



### 4.3 妥当性確認（感度解析）

#### 4.3.1 沸騰・ボイド率変化、気液分離（炉心水位）・対向流（炉心（熱流動））、気液分離・対向流（1次系）

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（炉心水位）・対向流」並びに1次系の「気液分離・対向流」については、炉心水位に関係する現象である。

MAAPの炉心水位（気泡水位）は、3.3.2(4)で述べたとおり、炉心とダウンカマの静水頭のバランスにより計算される。上部プレナム領域についても同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から気泡水位が計算され、炉心水位と合わせて原子炉容器内水位として計算される。高温側配管内の保有水は、流路の流動抵抗の合計とノードの静水頭のバランスにより流動計算から求められる。

MAAPコードを適用する事故シーケンスにおいて、炉心水位が評価指標に直接影響するのは、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスである。「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスでは、本資料の本文の「5. 有効性評価に適用するコードの選定」で述べたように、再循環切替時点では、大破断 LOCA 直後のブローダウン事象よりも緩やかな挙動となることから、基本的に適用可能と考えられ、さらに、再循環切替時には水源である再循環サンプの状態が格納容器内の状態に依存すること、大破断 LOCA 時には1次系圧力が格納容器圧力より若干高い圧力で推移し格納容器内圧の影響を受けることから、1次系と格納容器の連成解析が可能な点で、MAAPコードを選定した。

再循環切替時点における1次系保有水量評価の観点では、1次系各部のボイド率を適切に評価できることが重要であることから、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスの再循環失敗以降の炉心水位挙動に着目し、原子炉1次系のシステム応答を模擬した総合効果実験データにより検証されてきたM-RELAP5コードとの比較により評価する。

なお、M-RELAP5コードは、大破断 LOCA に特有の ECC バイパスや再冠水挙動等の複雑かつ急激な現象に対して検証が十分ではないが、再冠水後の緩やかなプラント応答には適用できる。

##### (1) M-RELAP5コードとの比較

1次系の挙動をより精緻に評価可能なM-RELAP5コードとの比較を通じてMAAPコードによる評価の特性について、代表3ループプラントを例として、確認した。なお、M-RELAP5コードの計算においては、MAAPコードにより計算された格納容器内圧等を境界条件として与えている。

MAAP及びM-RELAP5コードによるECCS再循環機能喪失の比較（原子炉容器内水位）を図4.3-1に示す。MAAPコードによる計算結果（実線）では、約49分で水位が最小値となり、炉心上端に達しないが、これを外挿すると、

炉心水位は炉心上端に到達する時間は約 50 分の時点である。一方、M-R E L A P 5 コードによる計算結果(破線)では、約 35 分の時点で炉心露出に至っており、M A A P コードよりも約 15 分早い。

図 4.3-2～図 4.3-7 に各領域のインベントリ比較を示す。コード間差異について以下項目について考察する。

#### A) ECCS 再循環切替失敗直前の状態

ECCS 再循環切替失敗(約 19 分)の直前の時点(約 18 分)の炉心領域のインベントリ(図 4.3-2)とダウンコマ領域のインベントリ(図 4.3-3)は、両コードで同等であるのに対して、図 4.3-4 及び図 4.3-5 に示すように高温側配管では、M A A P コードの方が高くなっている。M A A P コードでは差圧バランスを基本とした簡略なモデルにより 1 次系内インベントリ分布が定まり、この結果、高温側配管のボイド率が低く(インベントリが大きく)評価され、また、これにより水位が小さめに評価され水面が蒸気発生器伝熱管入口には到達しない結果になっている。一方、M-R E L A P 5 コードでは、詳細に分割された各ノードにおいて流動様式を考慮した流動、質量分布を計算しており、高温側配管のボイド率がより大きく評価され、伝熱管内にも冷却材液相が分布し、2 次側から 1 次側の冷却材への伝熱で蒸気が発生する所謂スチームバイディングが発生する結果となっている。蒸気発生量は、炉心における蒸気発生量と同等以上であり、これにより比較的大きなループ圧損が発生しており、その高温側の水頭がより低めに予測される結果となっていると考えられる。

#### B) ECCS 再循環切替失敗直後の状態

ECCS 再循環切替失敗直後(約 19 分～約 21 分)においては、炉心領域のインベントリ(図 4.3 2)とダウンコマ領域のインベントリ(図 4.3 3)の低下が、M A A P コードに比べ、M-R E L A P 5 コードの方が、早めに低下する挙動となっている。M A A P コードでは、破断口からの注入水の流出を質量バランスから与えており、再循環切替失敗と同時に注入流量がゼロとなることで、再循環切替失敗後の流出は、崩壊熱に伴う冷却材の蒸散に見合った流量となり、インベントリの減少はほぼ一定の割合となっている。これに対して、M-R E L A P 5 コードでは流出が運動量バランスから解かれており、再循環切替失敗直後は流出流量が再循環切替失敗前と同程度に維持され、崩壊熱に伴う冷却材の蒸散に見合った流量に低下するまでに遅れがあり、インベントリの減少が早めとなる期間が生じている。

#### C) ECCS 再循環切替失敗後の炉心インベントリ蒸散及び水位挙動

1次系全体のインベントリを図 4.3-7 に示す。ECCS 再循環切替失敗後の約 18 分以降は、崩壊熱に伴う冷却材の蒸散により、インベントリは徐々に減少している。MAAPコードとM-RELAP5コードともにインベントリの減少速度は同等であり、崩壊熱に伴う冷却材の蒸散挙動については、両コードで差は見られない。

一方、水位挙動については、図 4.3-1 に示すように、約 19 分以降、MAAPコードでは約 45 分まで、M-RELAP5コードは約 27 分まで、一定の値を継続し、その後、低下している。一定の値を継続するのは、崩壊熱に伴う冷却材の蒸散に応じて高温側配管領域やダウンカマ領域から冷却材が炉心領域に供給されているためである。高温側配管のインベントリは、図 4.3-4 及び図 4.3-5 に示すように約 19 分以降の減少が炉心領域に冷却材を供給していることを示している。また、ダウンカマ領域のインベントリは、図 4.3-3 に示すように、約 18 分以降減少傾向にあり、崩壊熱に伴う冷却材の蒸散に応じて高温側配管領域から冷却材が炉心領域に供給されることで、炉心及び高温側配管領域の静水頭が下がるため、これにバランスするようにダウンカマ領域のインベントリが徐々に炉心領域に移動している。

#### D) ボイド率予測

原子炉の気泡水位は、炉心及び上部プレナムの水量に加え、これら領域のボイド率より定まる。MAAPコードでは、ドリフト-フラックスモデルに基づいて炉心平均及び上部プレナムのボイド率が計算され、当該事象の炉心再冠水以降の期間では、炉心平均で約 50%、上部プレナムで約 60%となる。

M-RELAP5コードの水位予測及びボイド率計算はORNL/THTF実験データを用いた検証解析によりその妥当性が示されている。M-RELAP5コードでの再冠水以降の期間は炉心平均で約 50%、上部プレナム領域で約 65～70%となる。MAAPコードによるボイド率予測は、妥当性評価済みであるM-RELAP5コードに対し、炉心平均は同等の予測となるが、上部プレナム領域ではやや過小評価となっている。

#### (2) 不確かさの検討

ECCS 再循環機能喪失シーケンスのMAAPコードとM-RELAP5コードの解析結果の比較から、MAAPコードのECCS再循環機能喪失への適用にあたって考慮すべき不確かさは以下の二つとなる。

- ①炉心及び上部プレナム領域に適用されるボイドモデル
- ②高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域の保有水分分布

①については、MAAPコードは、ボイド予測性の検証がなされているM-R

E L A P 5 コードと比較した結果、炉心領域については同等であるものの、上部プレナム領域では、やや過小評価し、気泡水位を低めに予測する。②について、M A A P コードは蒸気発生器伝熱管への液相流入が少なく、2次側から1次側への伝熱による1次側圧損の増加、所謂「スチームバインディング効果」が小さく、高温側配管内の保有水を多く見積もる傾向となる。これにより、M A A P コードは E C C S 再循環切替後の炉心露出までの時間を長く見積もる傾向となる。

比較対象に用いたM-R E L A P 5 コードに関して、「第1部 M-R E L A P 5」ではM-R E L A P 5 コードの E C C S 再循環機能喪失への適用性について、以下を確認している。

- ・旧日本原子力研究所(旧 J A E R I) で実施された C C T F (Cylindrical Core Test Facility、円筒炉心試験装置) 実験の実験データと実機解析結果との比較により、M-R E L A P 5 は蒸気発生器での圧損を大きく計算するため、炉心及び高温側配管での保有水量を実際より小さく計算し、保守的な結果を与える。
- ・旧 J A E R I で実施された T P T F (Two-Phase Flow Test Facility、二相流試験装置) 実験よりM-R E L A P 5 は水平配管でボイド率を高く計算する傾向があることを確認し、その結果をもとに実機の感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えない。
- ・M-R E L A P 5 は低圧時の炉心のボイド率予測に不確かさを有する。その不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさの影響により原子炉容器内の水位に影響するが、E C C S 再循環機能喪失での15分での代替再循環確立により炉心は冠水状態を維持でき、不確かさの感度は小さい。

したがって、M-R E L A P 5 による解析により評価した E C C S 再循環機能喪失での代替再循環確立の時間は、コードのボイド率計算の不確かさを考慮しても保守的な結果を与える。

以上、E C C S 再循環機能喪失に対するM A A P コード、M-R E L A P 5 コード評価結果の差より、M A A P コードは、M-R E L A P 5 コードより炉心露出を遅めに予測する傾向を確認した。また、比較に用いたM-R E L A P 5 コードの炉心露出予測は、保守的な傾向となることが確認されている。よって、M A A P コードの炉心露出を遅めに予測する傾向をM A A P コードの不確かさとして取り扱う。

### (3) 判断基準における裕度

「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」では判断基準として炉心損傷に係る基準が適用されるが、有効性評価では炉心露出の防止を基準とした評価を実施している。

この評価基準の差による裕度を確認する目的から、代表3ループプラントを対

象にM-RELPA5コードにより代替再循環確立までの時間を15分、20分とした解析結果を示す。この解析では、PCT評価のため、出力分布を考慮した高温燃料棒を模擬している。代替再循環確立を15分とした場合(図4.3-8)では炉心は露出せず、再循環機能喪失以降の被覆管温度に変化は見られない。代替再循環確立を20分とした場合(図4.3-9)、炉心が露出して再循環機能喪失後約18分から被覆管温度が上昇する。その後、代替再循環による炉心への注水が開始されることで被覆管温度の上昇は抑えられ、低下に転じる。このときの最高温度は約550℃であり、炉心損傷の判断基準の1200℃に対して余裕がある。したがって、炉心露出の防止を基準としていることで、炉心損傷に至るまでには5分以上の裕度がある。

#### (4) まとめ

以上の検討より、ECCS再循環機能喪失シーケンスの評価において、MAAPコードは、M-RELPA5コードより炉心露出を遅めに予測することを確認し、MAAPコードの不確かさとして取り扱うこととした。また、比較に用いたM-RELPA5コードは、炉心露出予測について非保守的な傾向を与えないことが確認されている。よって、MAAPコードによるECCS再循環機能喪失シーケンスの評価結果に対して、炉心露出までの時間の不確かさを見込むことで、ECCS再循環機能喪失に係る炉心損傷防止対策の有効性を確認することが可能である。M-RELPA5コードとの比較を行った代表3ループプラントの場合、炉心露出を約15分遅めに評価する結果であった。

なお、同シーケンスに対する炉心損傷防止対策の評価では、炉心露出の防止を基準としていることから、炉心露出から炉心損傷に至るまでには、代表3ループプラントの場合、5分以上の裕度があることを確認した。

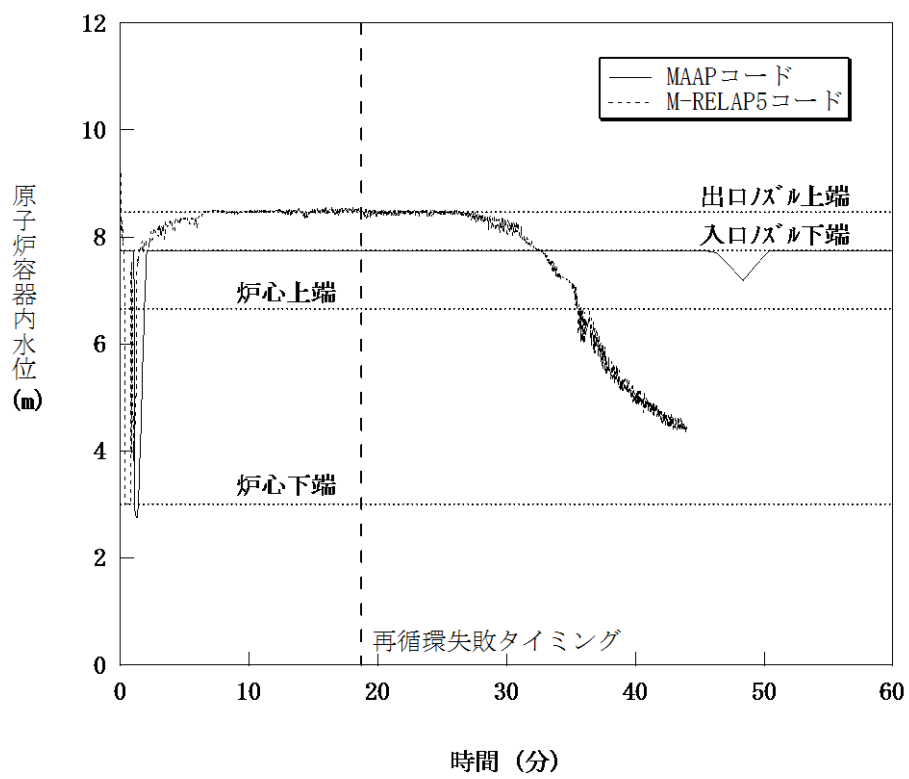


図 4.3-1 ECCS 再循環機能喪失評価のコード間比較 (原子炉容器内水位)

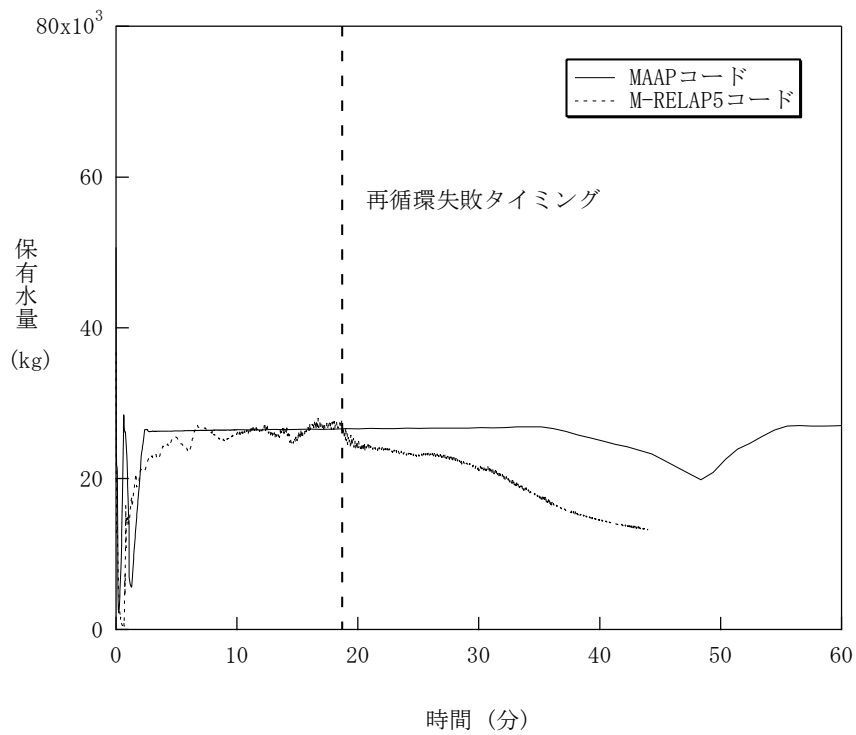


図 4.3-2 MAAP炉心領域（炉心入口～出口ノズル）のインベントリ比較

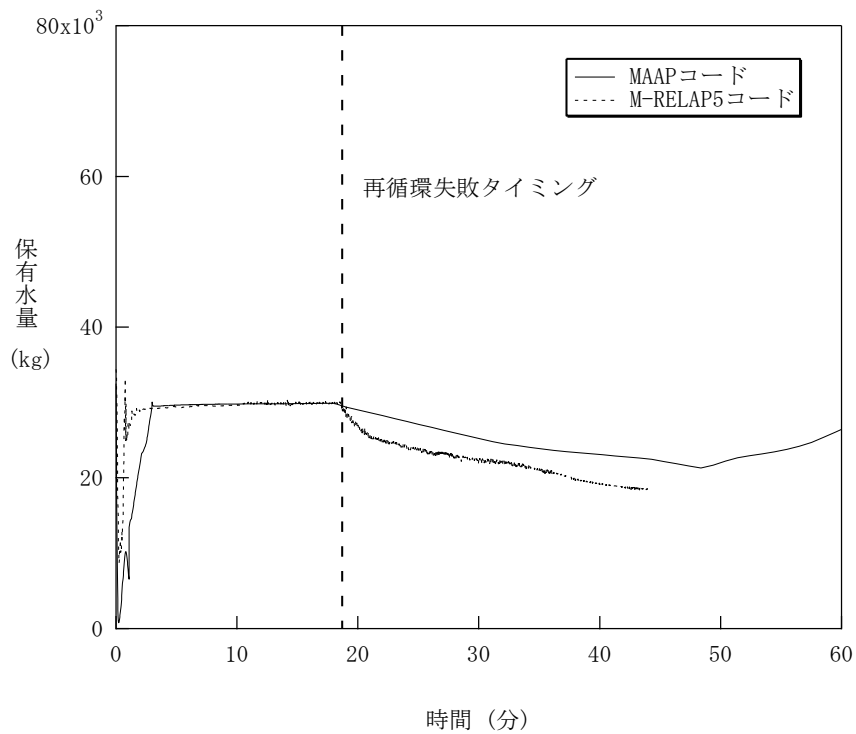


図 4.3-3 MAAPダウンカマ領域（低温側配管～下部プレナム）のインベントリ比較

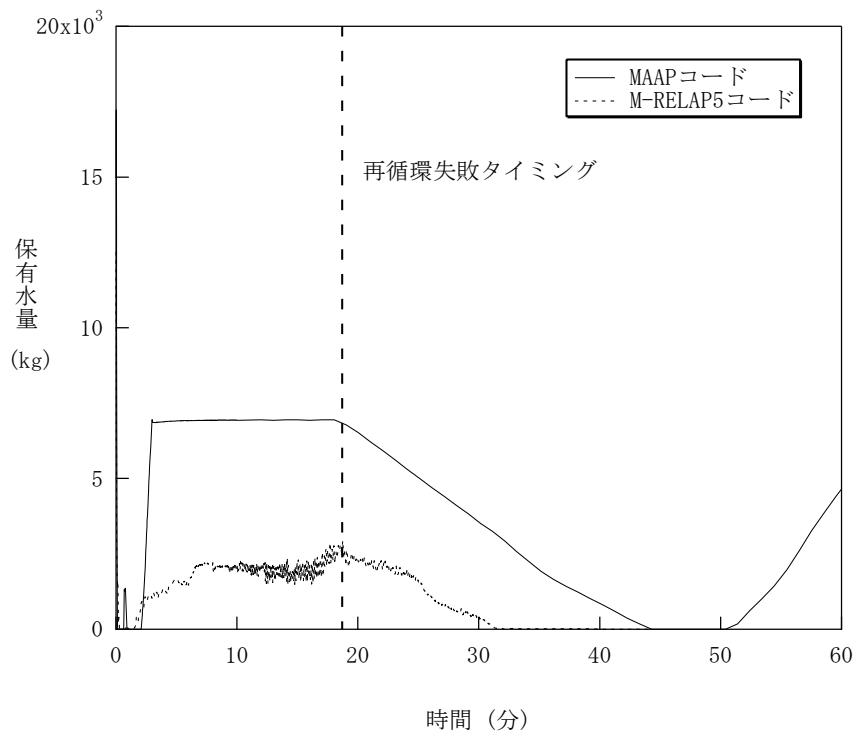


図 4.3-4 MAAP 高温側配管領域（破断側）のインベントリ比較

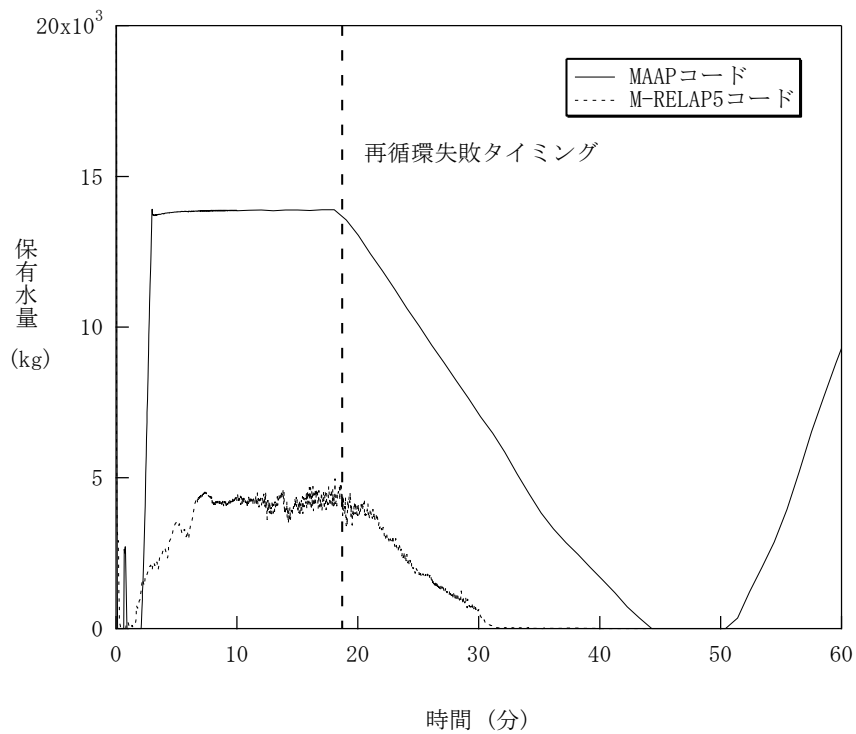


図 4.3-5 MAAP 高温側配管領域（健全側）のインベントリ比較



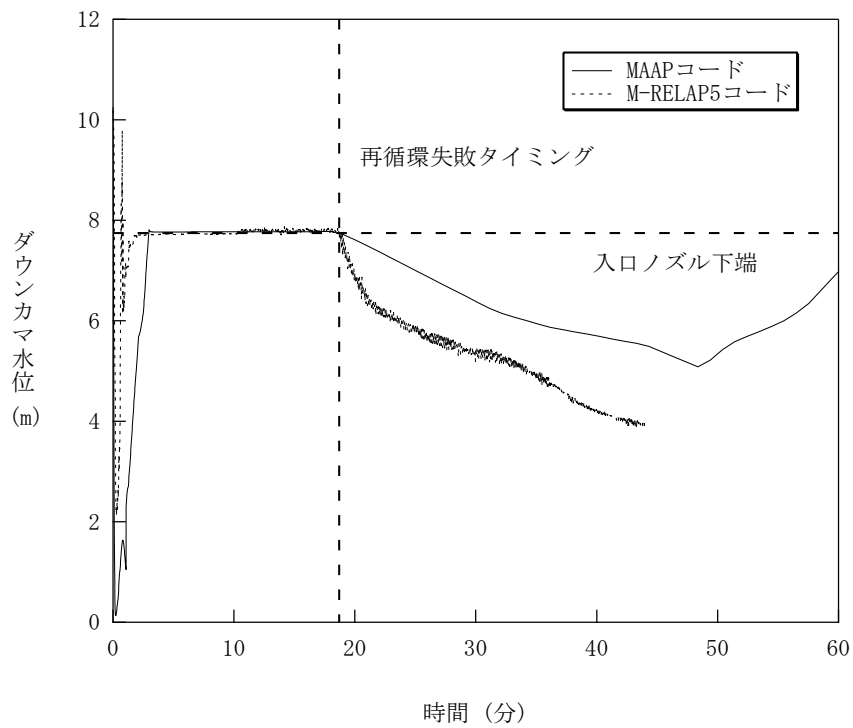


図 4.3-6 ダウンコマ水位の比較

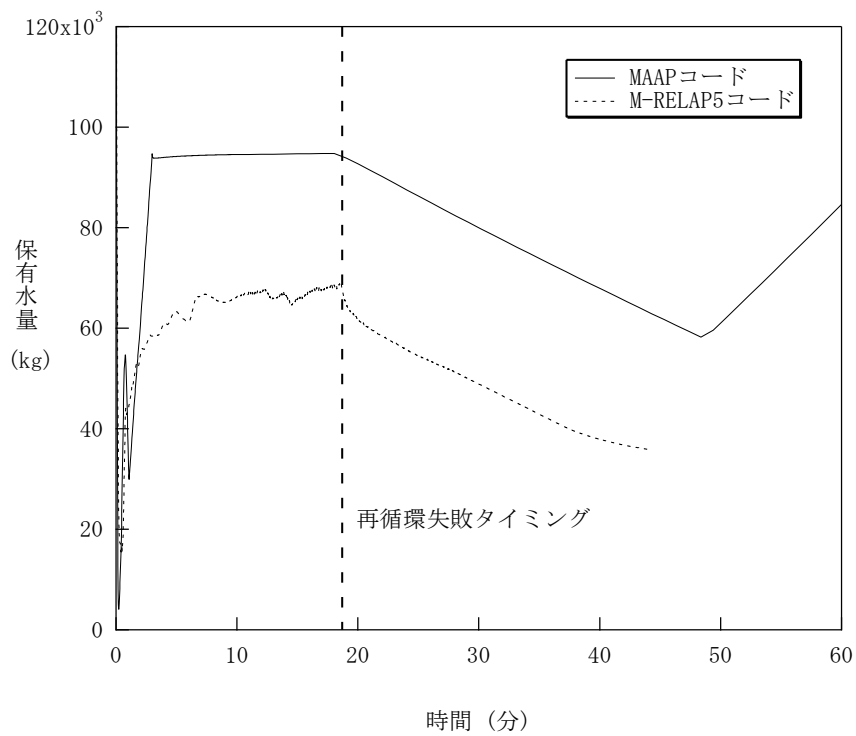


図 4.3-7 1次系のインベントリ比較

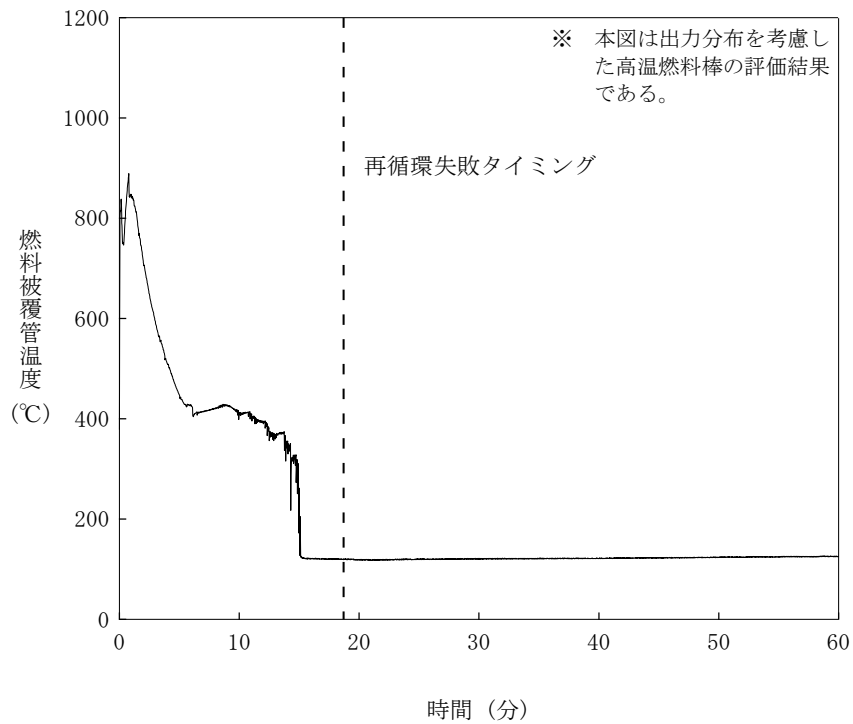


図 4.3-8 3ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 15 分 (燃料被覆管温度)

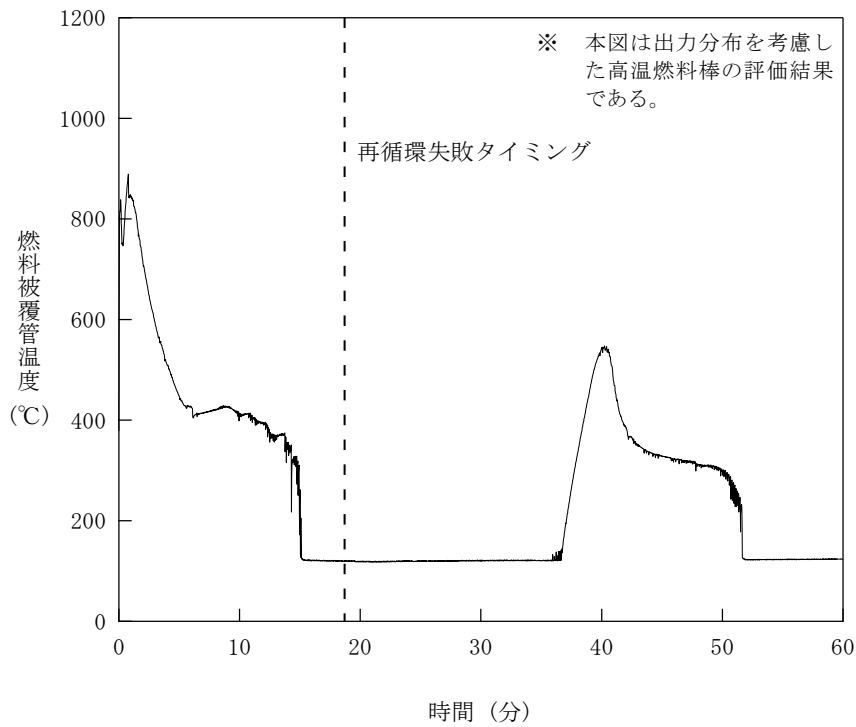


図 4.3-9 3ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 20 分 (燃料被覆管温度)

#### 4.3.2 蓄圧タンク注入

蓄圧タンクからの注入流量は蓄圧タンク内圧と1次系圧力の差圧及び配管圧損に基づき計算される。一般的な状態方程式及び差圧流モデルが使用されていることから、解析モデルとしても不確かさは小さいと考えられるが、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）では、1次系強制減圧時の1次系圧力に影響を与える可能性があるため、添付1において感度解析により影響評価を行っている。以下、概要をまとめる。

##### (1) 解析条件

圧力損失として、感度を確認する目的から、設計値の1.5倍程度を設定する。

項目	流動抵抗係数	設定根拠
ベースケース	設計値	—
感度解析ケース	設計値の1.5倍	感度確認のため

##### (2) 解析結果

図 4.3-10 に、流動抵抗係数の感度解析結果を示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は蓄圧注入開始以降に現れる。約 3.3 時間時点で、加圧器逃し弁開による1次系強制減圧により1次系圧力は急減し、約 3.6 時間の時点で蓄圧注入系が作動する。その時刻までは、ベースケースと感度解析ケースとで挙動は同等である。

3.6 時間以降の挙動については、1次系圧力と蓄圧タンク圧力がバランスした緩やかな応答であるため、流動抵抗係数を大きくすることで蓄圧タンクからの注入量が少なくなることの影響は僅かであり、炉心デブリの下部プレナムへの移行から原子炉容器破損までの一連の挙動にほとんど影響を与えず、原子炉容器破損時の1次系圧力に対しても有意な感度はない。

なお、3.6 時間以降に、圧力がやや振動的な挙動となっているが、これは、注入水が炉心部で蒸発することによる圧力上昇、それに伴って注入量が減少し炉心部で蒸発量も低下し圧力減少といったフィードバックによるものである。

##### (3) まとめ

蓄圧注入の流動抵抗に関する感度解析を行い、1次系強制減圧時の1次系圧力挙動への影響を確認した結果、炉心デブリの下部プレナムへの移行から原子炉容器破損までの一連の挙動にほとんど影響を与えず、原子炉容器破損時の1次系圧力に対しても有意な感度はないことを確認した。

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

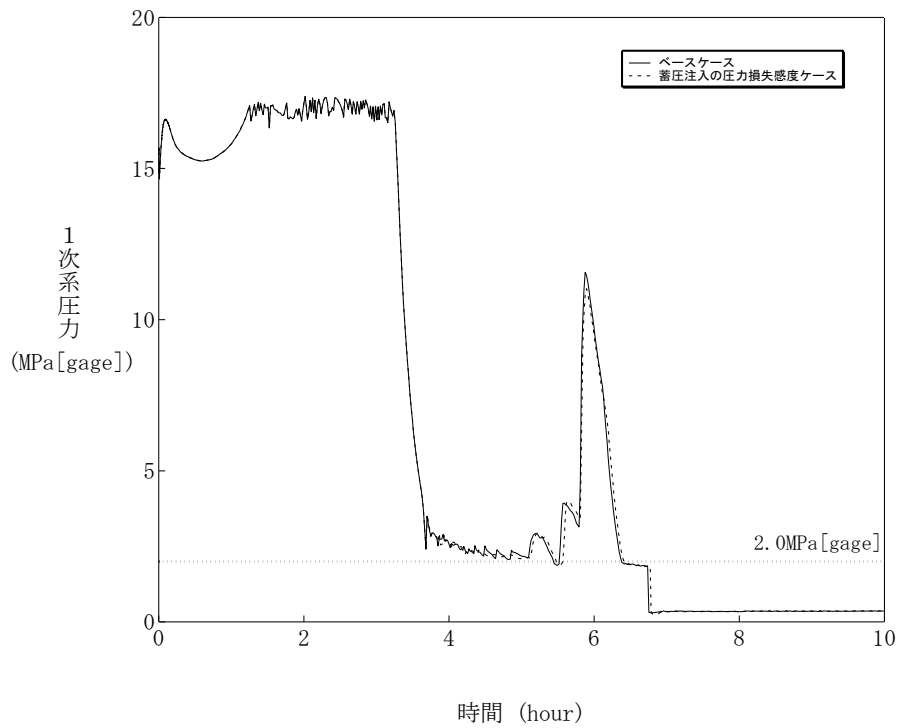


図 4.3-10 蓄圧注入の流動抵抗感度解析

#### 4.3.3 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。

##### (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。

##### (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。なお、水素については、水素処理装置によって処理できることから、水素濃度がドライ換算で13%に至ることはないと考えられ、以下の検討の前提は水素濃度の観点からは厳しい条件となっている。

A) 解析モデルへの影響

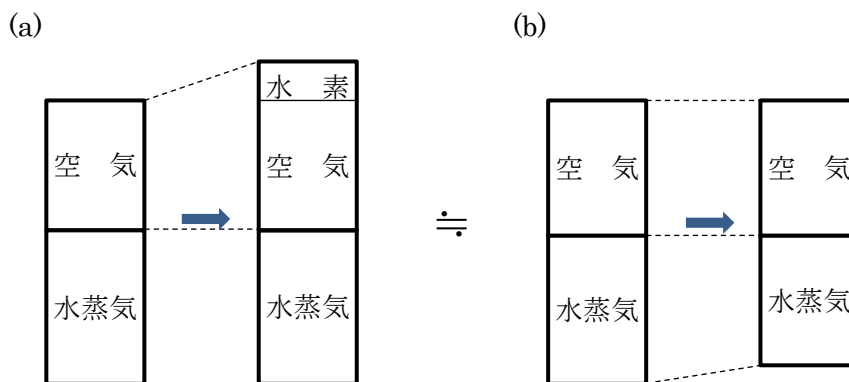
MAAPの再循環ユニットモデルでは、再循環ユニット入口のガス温度（すなわち、格納容器内雰囲気ガス温度）を入力値として除熱量とユニット吸い込みガス速度を計算するモデルであるため、水素ガスが存在する場合でも、影響はなく、除熱量及び速度は、除熱特性に従って計算される。

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。

B) 除熱量への影響

水素が存在しない場合からドライ換算で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、蒸気量が変化した状態、すなわち、蒸気分圧が変化した状態である。そこで、蒸気量の差を見るという観点で、ガス温度の差に対する凝縮伝熱量を概算する。プラントによって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 <sup>6</sup> kcal/h
130℃	2.7 気圧 (−13%)	4.78 × 10 <sup>6</sup> 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）。

### C) 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
	$\rho$	雰囲気密度
	$\Delta P$	圧力損失
	$\zeta$	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 $\rho_1$ 及びユニット出口雰囲気密度 $\rho_2$ 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。 $\rho_m$ は、格納容器雰囲気密度 $\rho_1$ とユニット出口雰囲気密度 $\rho_2$ の平均値であり、

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

である。また、 $\rho_{a1}$ 、 $\rho_{v1}$ 、 $\rho_{a2}$ 、 $\rho_{v2}$ は、

$\rho_{a1}$  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）

$\rho_{v1}$  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）

$\rho_{a2}$  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)

$\rho_{v2}$  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 $\rho_1$ 及びユニット出口雰囲気密度 $\rho_2$ を算定する。

気体の密度 $\rho_a$ 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 $\rho_1$ 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 $\rho_{v1}$ ： 1.50 kg/m<sup>3</sup> (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 $\rho_{a1}$ ： 1.14 kg/m<sup>3</sup>

である。ここで、雰囲気空気密度 $\rho_{a1}$ 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 $\rho_1$ は、 $\rho_{a1}$ と $\rho_{v1}$ 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 $\rho_2$ 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 $\rho_{v2}$ ： 0.23 kg/m<sup>3</sup> (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 $\rho_{a2}$ ： 3.64 kg/m<sup>3</sup>

である。ここで、雰囲気空気密度 $\rho_{a2}$ 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密度 $\rho_2$ は、 $\rho_{a2}$ と $\rho_{v2}$ 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、

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

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

であり、このときの、気体の密度 $\rho'_a$ は、

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

により計算する。

まず、水素混入後の格納容器内雰囲気密度 $\rho'_1$ を求める。格納容器内圧力は、  
3.97 atm 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 $\rho'_{v1}$ ： 1.50 kg/m<sup>3</sup> (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 $\rho'_{a1}$ ： 1.15 kg/m<sup>3</sup>

である。ここで、雰囲気空気密度 $\rho'_{a1}$ は、

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

により求めている。格納容器雰囲気密度 $\rho_1$ は、 $\rho_{a1}$ と $\rho_{v1}$ 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密度 $\rho'_2$ 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 $\rho'_{v2}$ ： 0.23 kg/m<sup>3</sup> (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 $\rho'_{a2}$ ： 3.38 kg/m<sup>3</sup>

である。ここで、水素混入後の雰囲気空気密度 $\rho'_{a2}$ 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 $\rho'_2$ は、 $\rho'_{a2}$ と $\rho'_{v2}$ の和であり、

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

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 $\Delta P$ 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、 $\alpha$ は定数をひとまとめたものである。

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
雰囲気密度	2.64 kg/m <sup>3</sup>	2.65 kg/m <sup>3</sup>
ユニット出口密度	3.87 kg/m <sup>3</sup>	3.61 kg/m <sup>3</sup>
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。

#### D) 水素影響評価のまとめ

以上の検討の結果、最大限水素濃度が増加する場合（ドライ換算で 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。

### (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、代表 3 ループプラントを例として、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。

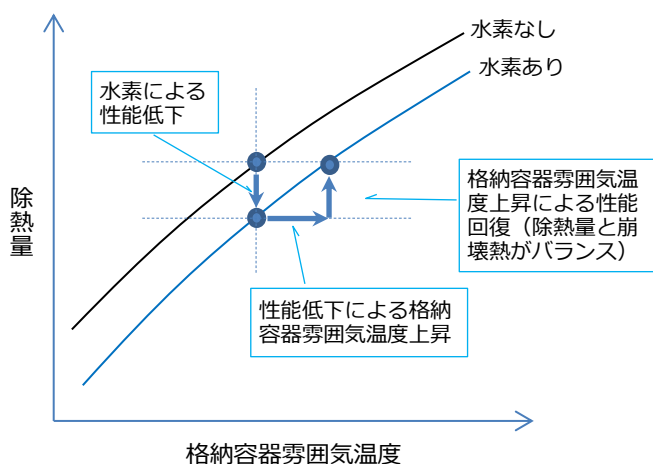
#### A) 解析条件

感度解析のベースケースは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」である。ベースケースでは、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づく除熱特性（雰囲気温度に対する流速及び除熱量の関係）を与えている。また、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

## B) 解析結果

解析結果を図 4.3-11 に示す。事象発生後の 24 時間後に格納容器自然対流冷却を開始することにより、原子炉格納容器圧力を長期的に低下させる。感度解析ケースにおいては、除熱量を 7%、流速を 10%低下させているため、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 0.351 MPa[gage]であり、ベースケース（約 0.335MPa[gage]）よりも約 0.016 MPa 高めに評価する結果となる。格納容器温度の最大値は約 135°Cであり、ベースケース（約 133°C）よりも約 2°C高めに評価する結果となる。このように、性能低下幅（除熱量：7%、流速：10%）に対して、格納容器圧力及び温度の上昇は僅かであった。その理由は、再循環ユニットでの除熱量が低下したことで格納容器温度が高めとなるためにヒートシンクへの伝熱量が増加すること、及び、再循環ユニットの除熱効果が改善されることが考えられる。後者は、下図に示すとおりであり、性能低下により格納容器雰囲気温度が上昇するが、それにより除熱性能が改善されることによる。



再循環ユニット除熱特性 概念図

これらの結果、水素による性能低下に対して、格納容器圧力及び温度の上昇が抑えられていると考えられる。

なお、本評価は、最大限水素濃度が増加するとした場合（ドライ換算 13%）に対する評価であり、実際の性能低下は、実際の水素生成量、水素処理装置による処理から求められる水素濃度に依存する。

また、上記の結果は代表 3 ループプラントの例であり、水素による除熱特性は再循環ユニットのダクト高さや圧力損失などに依存するため、プラントによって影響度合いが異なる場合がある。

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

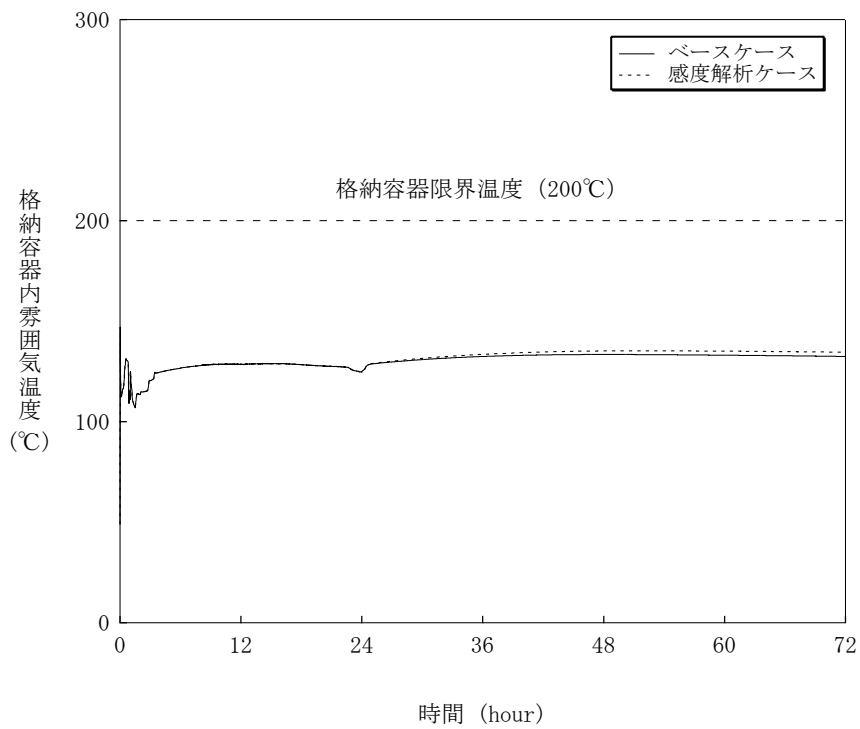
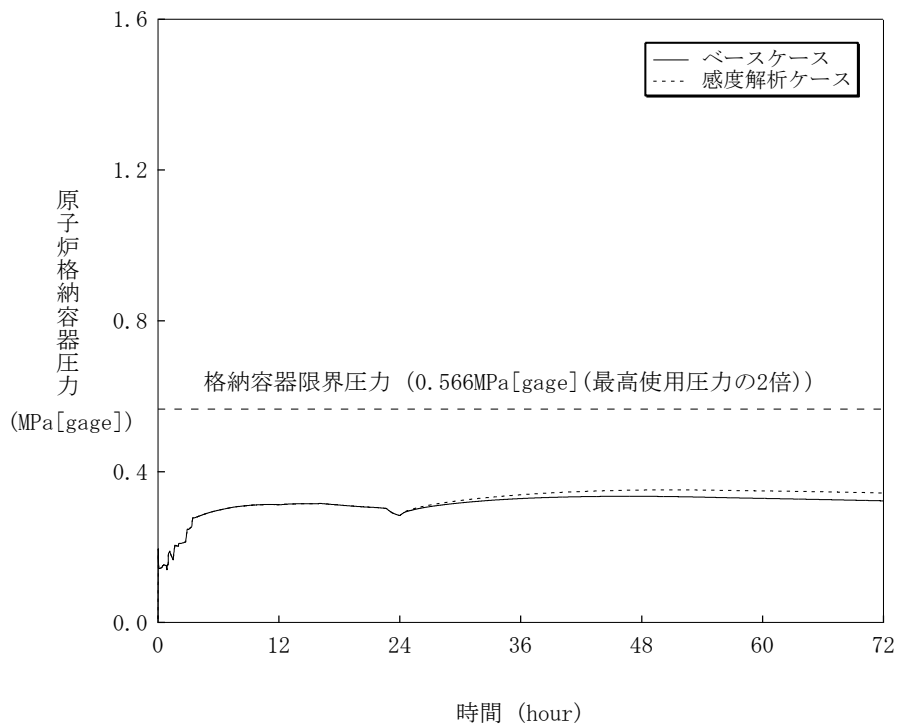


図 4.3-11 再循環ユニット自然対流冷却モデルに関する感度解析結果

#### 4.3.4 炉心ヒートアップ

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

##### (1) 解析条件

炉心水位が低下すると、燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際、被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウム-水反応の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速される。また、炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され被覆管バーストが発生する可能性がある。これらの挙動が炉心ヒートアップ速度に与える影響については十分な知見が得られていないことから、4 ループプラントを例として、炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施して、その影響程度を確認する。

この感度解析では、ジルコニウム-水反応が一旦開始すると、この反応熱は崩壊熱よりも大きく、ヒートアップに最も寄与する事から、ジルコニウム-水反応の速度をパラメータとする。MAAP では炉心ヒートアップ速度に関するパラメータはないため、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する。すなわち、被覆管表面の増加分だけ反応面積が増加し、これによりジルコニウム質量の反応速度および反応熱が増加する場合の影響を確認するため、被覆管表面積に関する感度解析を実施する。被覆管表面積の振り幅としては、炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として、仮想的な厳しい想定ではあるが、設計値の 2 倍とする。

項目	ヒートアップ時の被覆管表面積	設定根拠
ベースケース	設計値	プラント設計に基づく値
感度解析ケース	設計値の 2 倍	酸化発熱反応を促進するようにプラント設計に基づく値の 2 倍

## (2) 解析結果

炉心ヒートアップの進展は、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、SBO シーケンスと LOCA シーケンスについて、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

### A) SBO シーケンス (添付 1 に詳細を記載)

解析結果を図 4.3-12 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。ヒートアップ時の被覆管表面積を 2 倍にしたことで、金属-水反応による酸化反応熱が増加することから、炉心溶融は感度解析ケースにおいて約 4 分早くなっている。さらに、酸化反応熱が増加することでその後の炉心溶融の進展も早くなることから、下部ヘッドへのリロケーション開始は約 14 分早くなっている。この影響として、原子炉容器破損時の 1 次系圧力は僅かに高くなるが 2.0 MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力・格納容器雰囲気温度に対しては、酸化反応熱が増加したため、格納容器に放出された熱量の増加によりベースケースより高めになるが、その差は僅かである。

### B) LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-13 に示す。ヒートアップ時の被覆管表面積を 2 倍にしたことで、金属-水反応による酸化反応熱が増加する。炉心溶融は、ベースケースと感度解析ケースでほぼ同時刻に発生する。リロケーション開始は感度解析ケースの方が約 30 秒早くなるにとどまり、SBO シーケンスと比較して感度が小さい結果となっている。LOCA シーケンスでは、1 次系インベントリが減少し除熱が悪化する事から、SBO シーケンスと比較してより早い時間よりヒートアップが進展する。SBO シーケンスでは、1 次系インベントリの減少がより緩やかである事から、ヒートアップ挙動はより緩慢となる。このため、ヒートアップ時の被覆管表面積の感度は SBO シーケンスの方が大きくなったものである。

## (3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウム-水反応が促進される場合の影響を確認するため、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、被覆管表面積を 2 倍とした感度解析を行った。運転員操作の起点となる炉心溶融については、SBO、LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、SBO シーケンスで約 14 分の感度があるが、SBO シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは 3~4 時間程度の時間がかかる事から、原子炉容器破損時点で原子炉キャビティに十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、SBO シーケンスでは、原子炉容器破損時の 1 次系圧力

も 2.0 MPa[gage]以下であり、格納容器圧力の上昇も僅かとなることから、実機解析への影響はない。水素発生観点では、感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしているものであり、実機の被覆管表面積は形状により決まること、また、水素生成量は全炉心内の Zr の 75%が酸化反応するという条件に包絡されることから影響しない。

また、LOCA シーケンスにおいて原子炉容器破損時刻への感度は大きくなく、キャビティへの注水量に大きな差は生じないことから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。



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

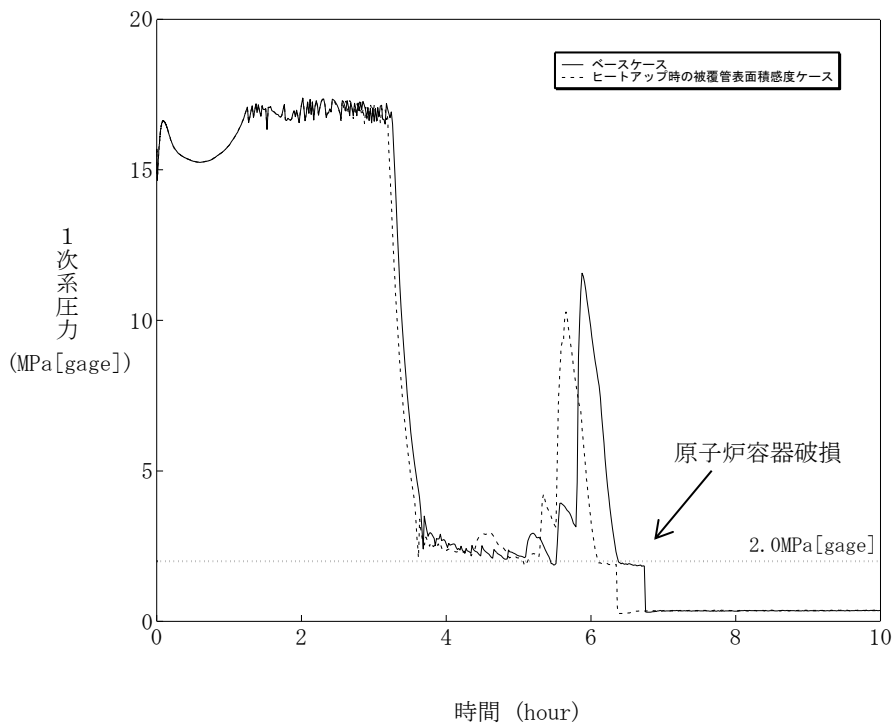
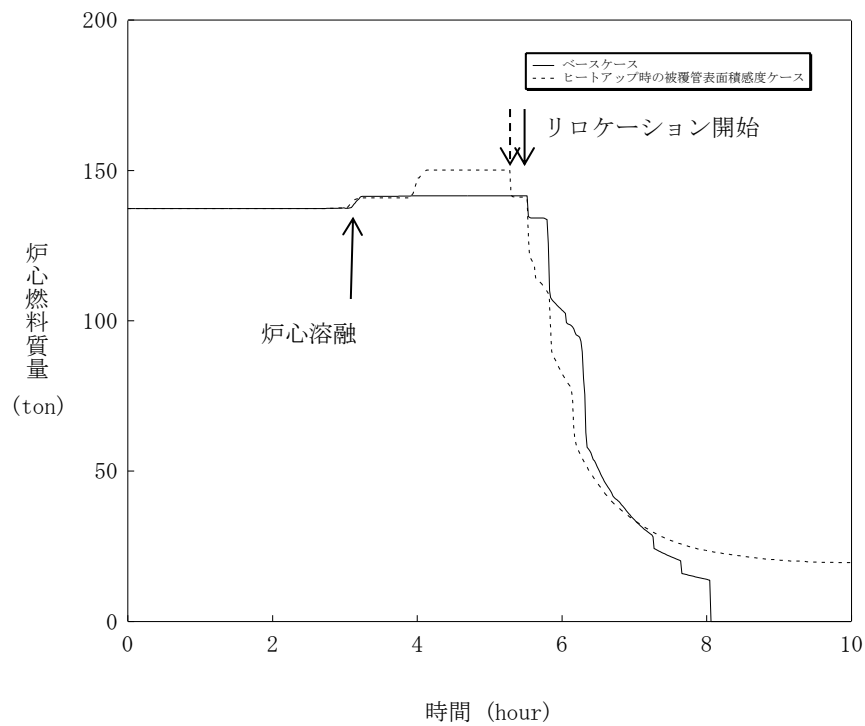


図 4.3-12 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (SBO シーケンス) (1 / 2)

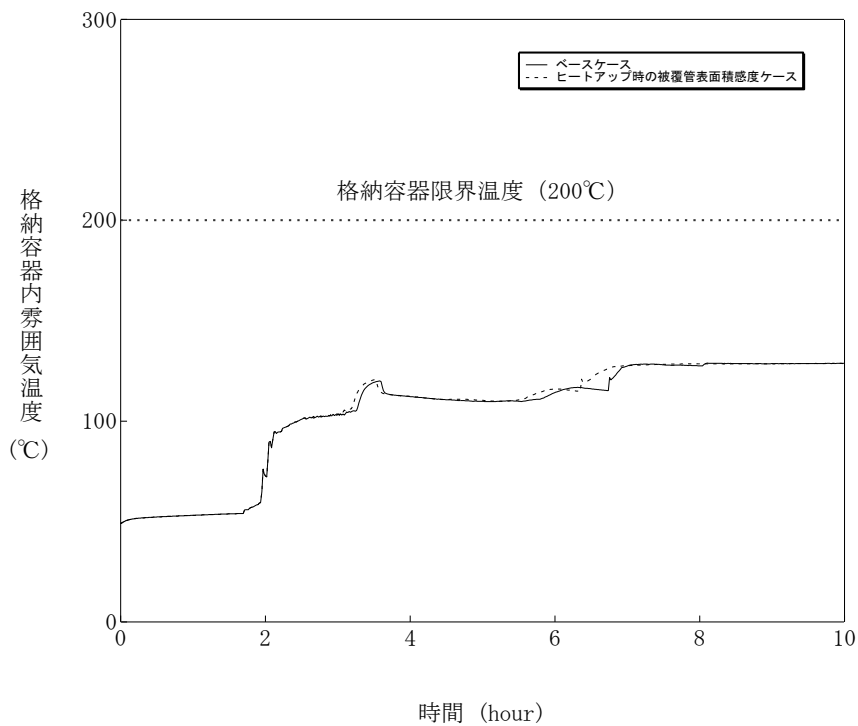
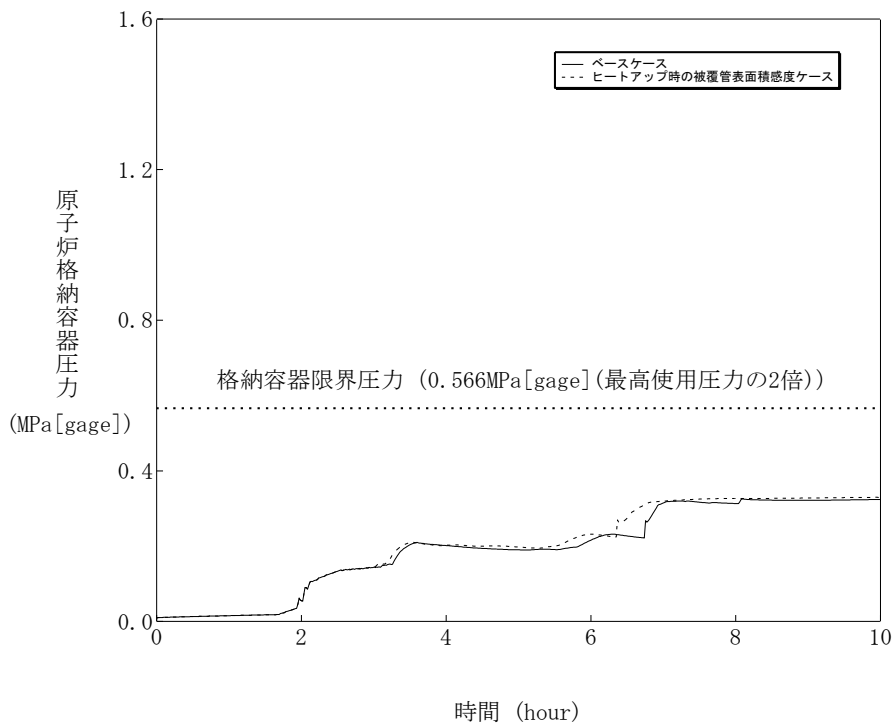


図 4.3-12 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (SBO シーケンス) (2 / 2)

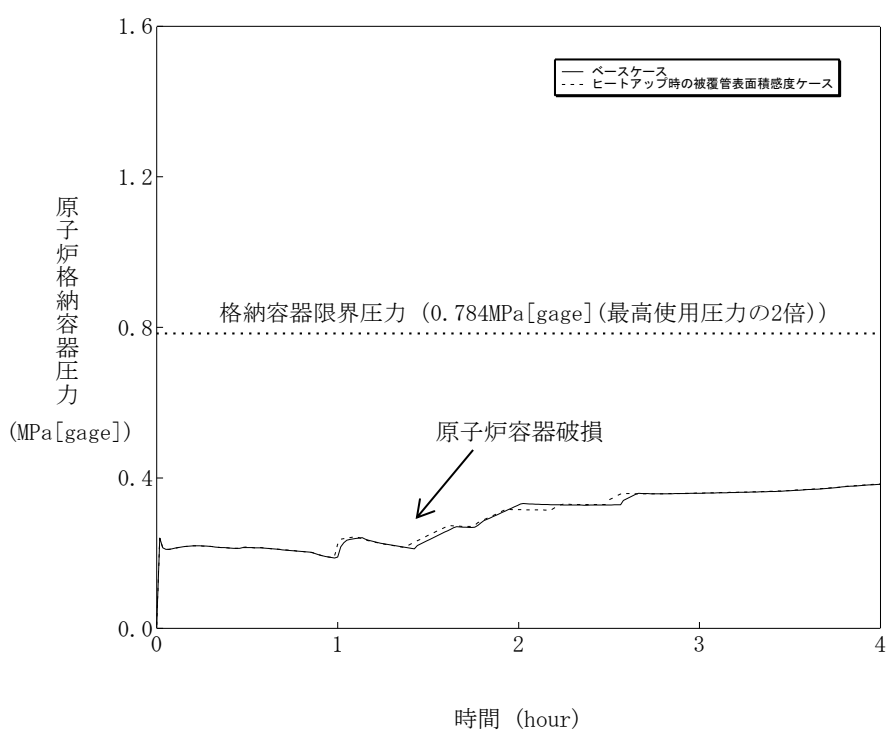
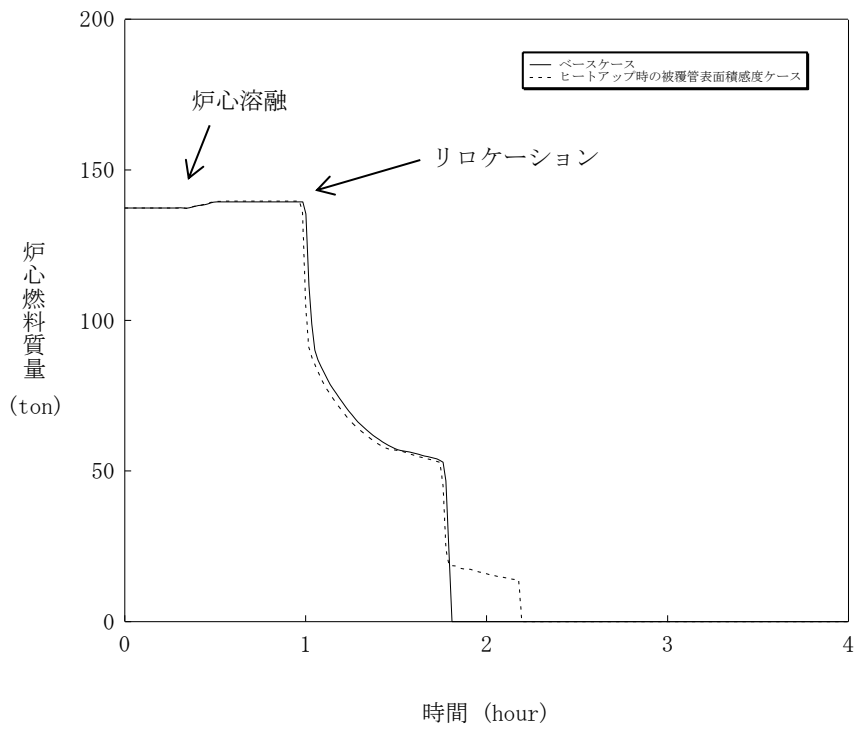


図 4.3-13 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (LOCA シーケンス)

#### 4.3.5 リロケーション

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

##### (1) 解析条件

炉心がヒートアップすると、燃料棒の体系から、燃料ペレットが崩壊した状態となる。燃料ペレットが崩壊すると、燃料棒体系の場合に比べて水蒸気による冷却が困難となり、溶融状態へ至る事象進展が早くなる。MAAPでは、炉心がある温度に達してから、燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは、一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）を条件として、炉心崩壊の判定を行っており、この条件がリロケーションに与える影響については十分な知見が得られていないことから、リロケーションに関する感度解析を実施して、その影響程度を確認する。

ベースケースでは、炉心ノードが□□K一定と仮定した場合に□□時間で炉心が崩壊することを想定しているが、感度解析では、炉心崩壊が早く進むことを想定し、炉心ノードが□□K一定と仮定した場合に□□時間（あるいは□□K一定で□□秒）経過すると炉心が崩壊する場合の影響を確認する。これは、炉心崩壊の判定条件を□□K早くするものであり、炉心ヒートアップ時の燃料及び被覆管の融点は精度よく予測できるため、□□K低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが、リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお、実際には温度履歴に応じて、燃料ペレットが崩壊するまでの時間を計算している。

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

## (2) 解析結果

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

### A) SBO シーケンス (添付 1 に詳細を記載)

解析結果を図 4.3-6 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展するが、炉心溶融時刻はほぼ同時刻である。リロケーション時刻は、約 17 分感度解析ケースの方が早いものの、図から分かる通り感度解析ケースでリロケーション直後の溶融炉心の移動量は僅かであり、事象全体の進展に大きな影響は無い。原子炉容器破損時刻は、感度解析ケースの方が約 26 分早くなっている。このときの 1 次系圧力は、ベースケースよりも高くなるものの、2MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力に対しては、炉心デブリのキャビティへの落下時刻が早まるために、格納容器圧力や格納容器雰囲気温度の上昇時期も早くなるものの、到達する圧力値の差は僅かである。

### B) LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-7 に示す。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展する。ベースケースと感度解析ケースにおいて、炉心溶融時刻は同時刻である。リロケーションは約 24 秒、原子炉容器破損は約 3 分程度と、僅かながら感度解析ケースの方が早いものの、ほぼ同時刻である。LOCA シーケンスでは、1 次系インベントリが減少し除熱が悪化する事から炉心のヒートアップが促進され、SBO シーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。また、炉心デブリのキャビティへの落下のタイミングが変化することで、格納容器圧力の挙動にも影響するが僅かである。

## (3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として、非常に厳しい条件ながら、炉心崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。運転員操作の起点となる炉心溶融については、SBO、LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、原子炉容器破損の時点では SBO シーケンスで約 26 分の感度があるが、SBO シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは 3~4 時間程度の時間がかかる事から、原子炉容器破損時点で原子炉キャビティに十分な注水がなされ

ており、実機解析への影響はない。さらに、SBO シーケンスでは、原子炉容器破損時の 1 次系圧力も 2MPa[gage]以下であり、格納容器圧力の上昇幅も僅かであり、実機解析への影響はない。

水素生成量に関しては、燃料崩壊前の発生量には影響はなく、その後はリロケーションに応じて変化し得るが、全炉心内の Zr の 75%が酸化反応するという条件に包絡される。

コンクリート侵食量については、LOCA シーケンスにおいて原子炉容器破損時刻への感度は大きくなく、キャビティへの注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

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

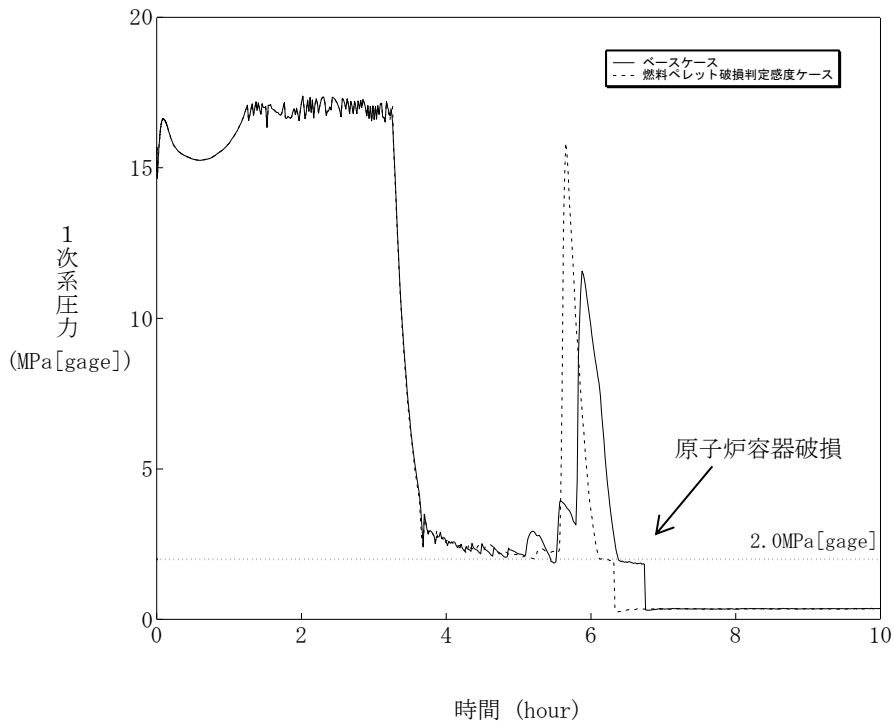
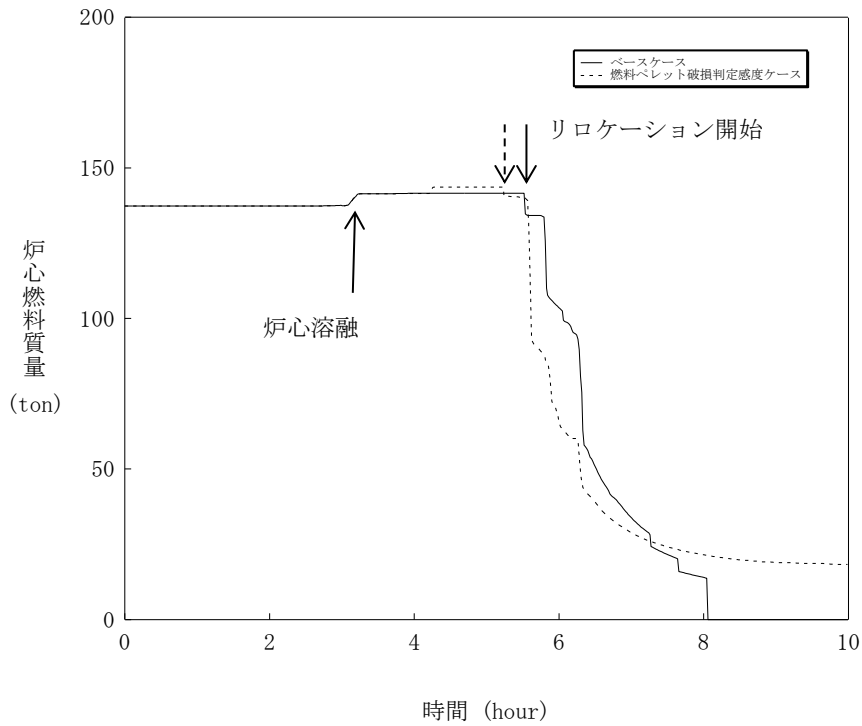


図 4.3-14 リロケーションに関する感度解析結果（SBO シーケンス）（1 / 2）

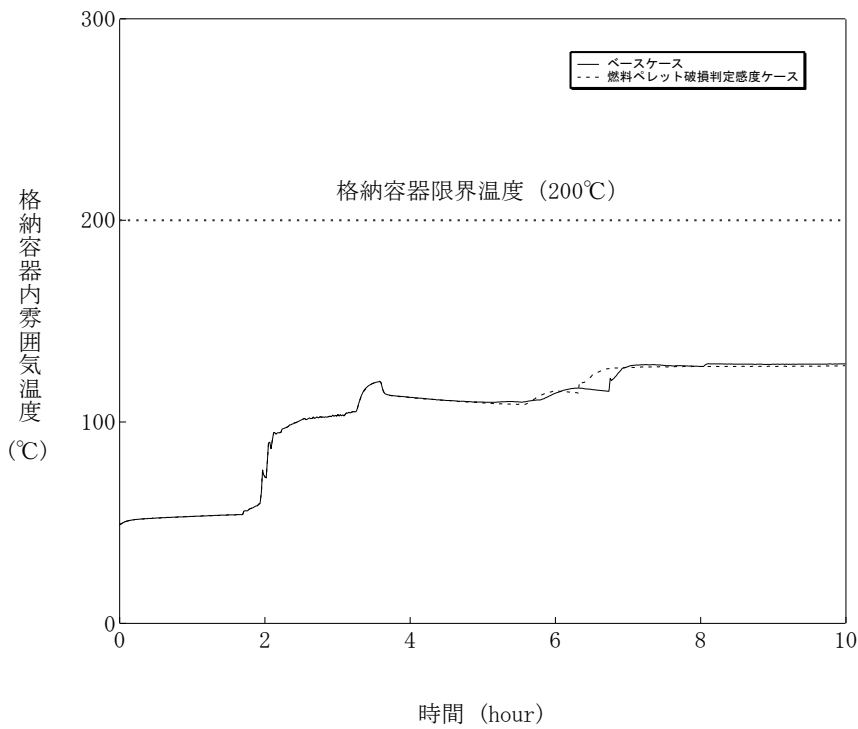
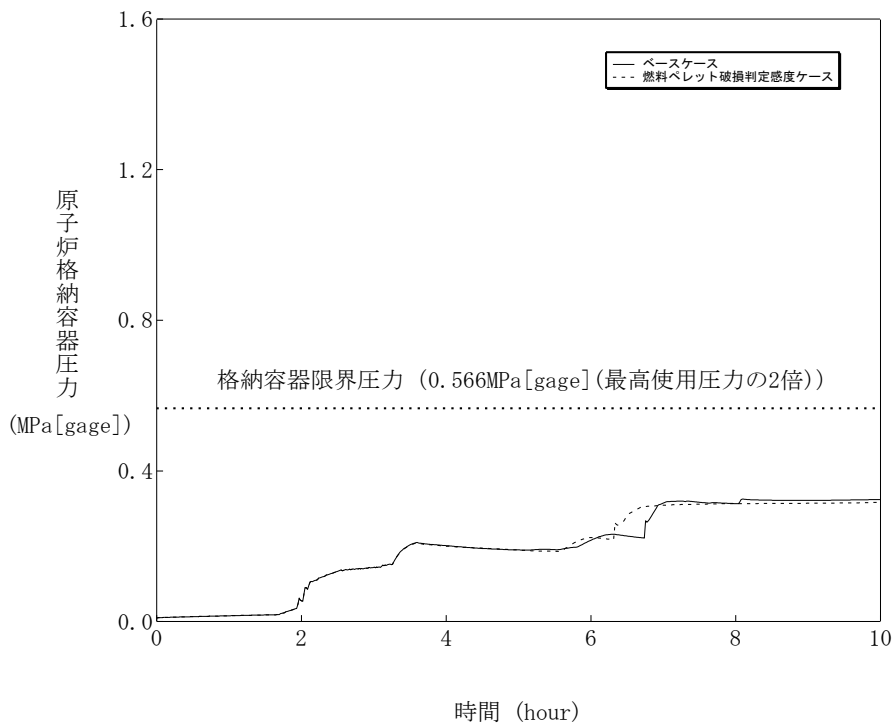


図 4.3-14 リロケーションに関する感度解析結果 (SBO シーケンス) (2 / 2)



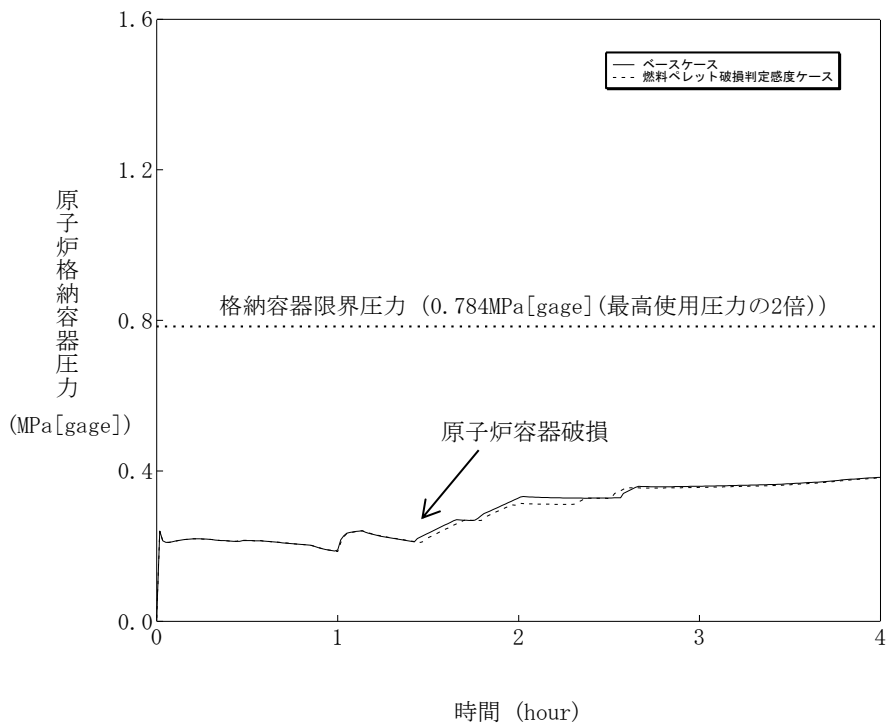
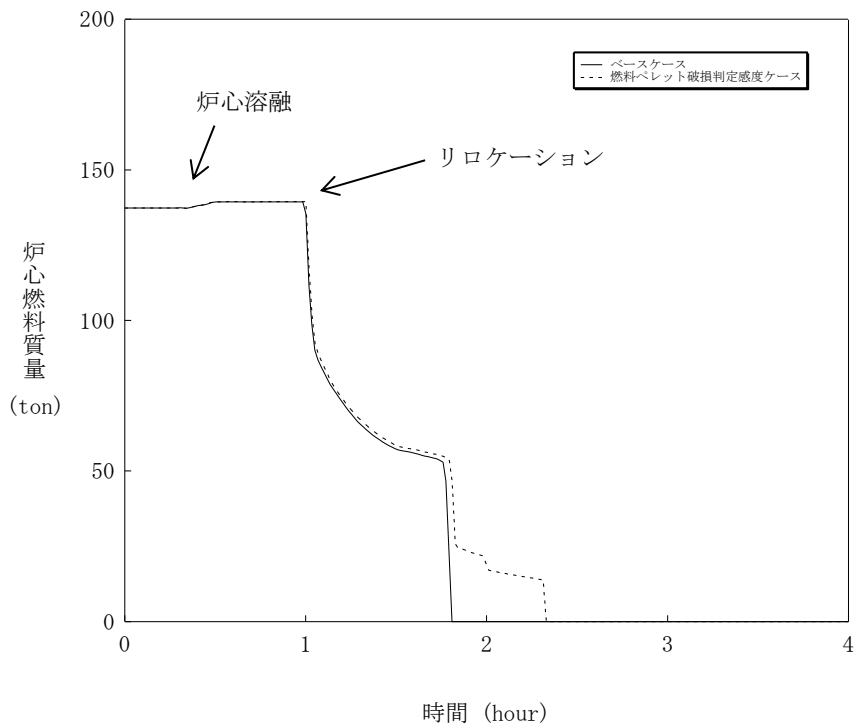


図 4.3-15 リロケーションに関する感度解析結果 (LOCA シーケンス)

#### 4.3.6 原子炉容器内 FCI（熔融炉心細粒化、熱伝達）

原子炉容器内 FCI により生じる圧力スパイクは、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、高圧熔融物噴出を防止する観点で、原子炉容器破損の時期とあいまって、影響するものと考えられることから、添付 1 において不確かさの整理と感度解析による影響評価を行っている。

以下、概要をまとめる。

##### (1) 不確かさの整理

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

##### (2) 感度解析及び結果

###### A) デブリジェット径

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

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

解析結果を図 4.3-16 に示す。感度解析ケースでは、熔融ジェット径を小さくしたことにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧力スパイクによる圧力上昇幅が約 3.7MPa 程度大きくなっているが、過渡的な変化であり、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力は 1.8MPa[gage]程度であり大きな感度は無いことが確認された。

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

## B) エントレイン量

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

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

解析結果を図 4.3-17 に示す。感度解析ケースでは、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧力スパイクによる圧力上昇幅が約 1.8MPa 程度大きくなっているが、過渡的な変化であり、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力は 1.8MPa[gage]程度であり大きな感度は無いことが確認された。

## C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は、膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが、その伝熱量は、デブリ粒子の表面積、すなわち、粒子径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、(UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub>) を用いた大規模実験に基づき、その平均的な値を使用しているが、実験ケースによってばらつきが存在していることから、この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって、感度ケースでは、大規模実験に基づき検討された設定範囲の最小値とする。

解析結果を図 4.3-18 に示す。感度解析ケースでは、粒子径を小さくしたことにより、冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより、圧力スパイクによる圧力上昇幅は僅かに大きくなるが、ベースケースとの差は僅かであり大きな感度はないことが確認された。したがって、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力にもほとんど影響がない。

## (3) まとめ

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

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

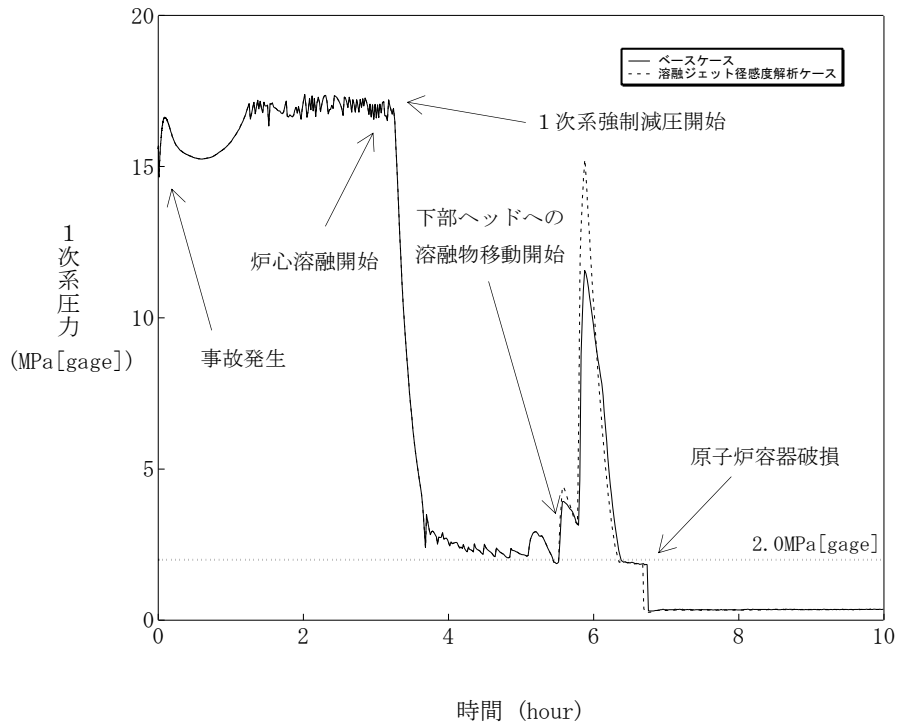


図 4.3-16 原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（デブリジェット径）

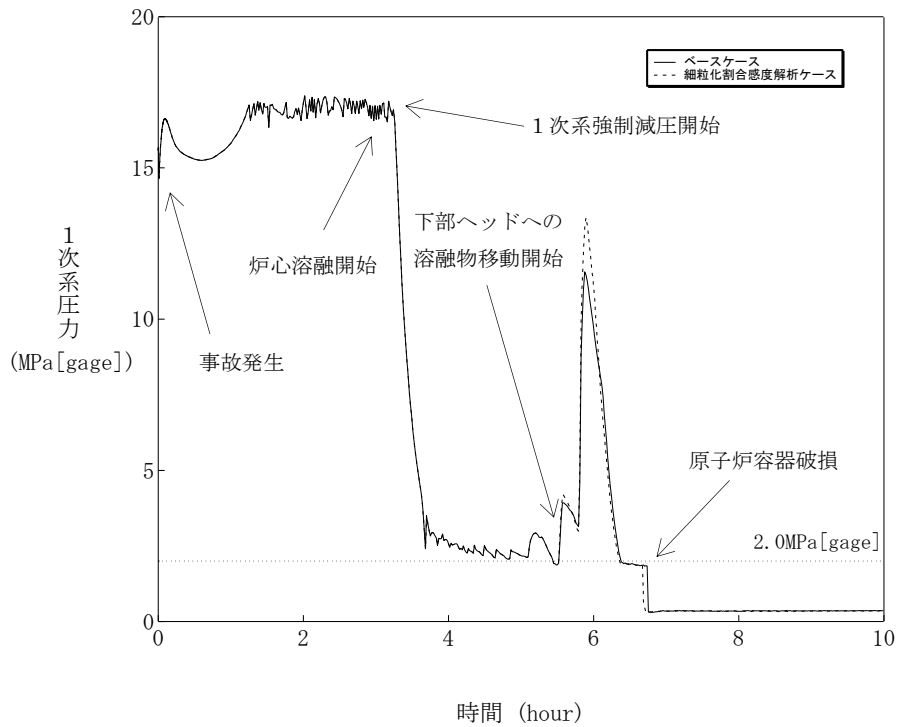


図 4.3-17 原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（エントレイン量）

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

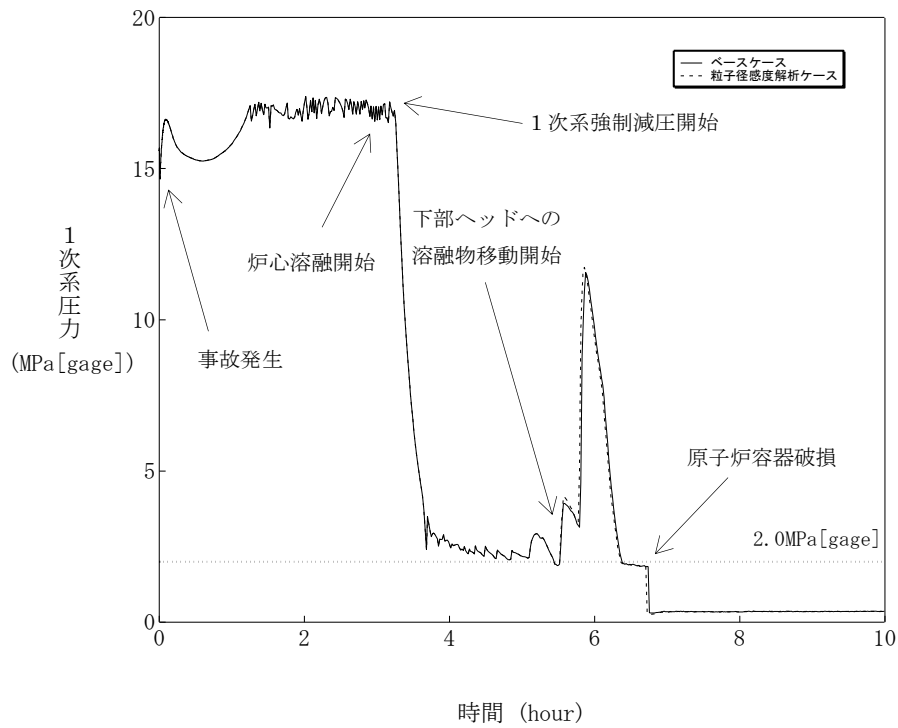


図 4.3-18 原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

#### 4.3.7 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見を基に開発されていることも踏まえると、MAAPの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、添付1において、下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達に関する解析モデルに関連したパラメータの不確かさを検討し、感度解析によりその影響程度を把握している。以下に概要を纏める。

##### (1) 解析条件及び解析結果

###### A) 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。上部クラスト形態には不確かさがあり、クラストのひび割れが無い場合には、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。

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

図 4.3-19 に、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の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心デブリの下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融デブリが下部ヘッドにリロケーションした後は、感度解析ケースにおいて炉心デブリと上面水プールの伝熱量が減少する事になる。その結果、感度解析ケースにおいて溶接部破損割合及びクリープ破損割合の上昇が僅かながら急峻になっている。また、原子炉容器破損時間は僅かに早くなっている。ただし、原子炉容器破損割合及び破損時刻のいずれについても、感度の大きさとしては僅かであることが分かる。

###### B) 炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達

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

水が流れ込まないことも報告されている<sup>[28]</sup>。また、計装用案内管等の貫通部及びその溶接部を持つ体系での実験はこれまでなされていない。このように、ギャップによる冷却には不確かさがあり、これが小さい場合には、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行い、その影響を把握する。

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

図 4.3-20 に、下部プレナムギャップの除熱量にかかる係数の感度解析結果を示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心デブリの下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部ヘッドに移行した後は、感度解析ケースにおいてプレナムギャップによる除熱が無い場合、下部ヘッドの温度がより早く上昇する事から、クリーブ破損割合や貫通部破損割合は感度解析ケースの方が急峻に上昇する傾向となる。ただし、このパラメータは下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさないことから、1次系圧力及び原子炉容器破損時刻に対する感度としては非常に小さい

## (2) まとめ

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

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

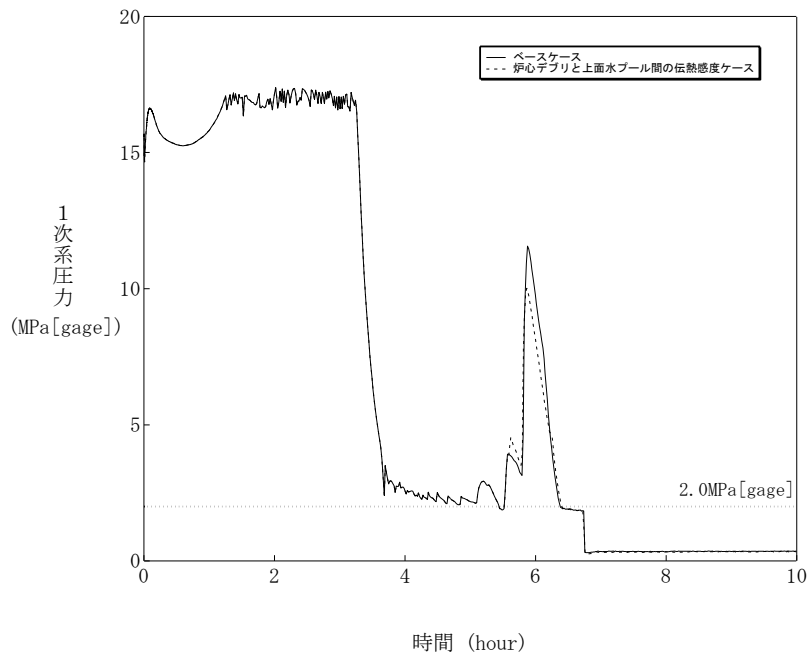


図 4.3-19 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達に関する感度解析結果  
(炉心デブリと上面水プールとの伝熱)

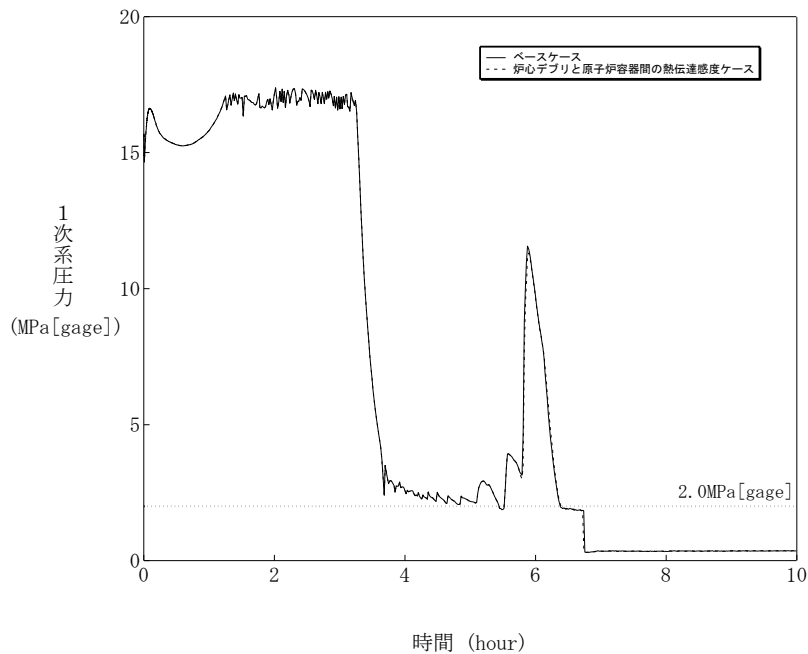


図 4.3-20 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達に関する感度解析結果  
(炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達)



#### 4.3.8 原子炉容器破損

原子炉容器破損及びそれに伴う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、添付1において不確かさの整理及び感度解析による影響確認を行っており、以下に概要を示す。

##### (1) 原子炉容器破損

###### A) 原子炉容器破損について

下部プレナムに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。

###### B) 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。

C) 原子炉容器破損に関する感度解析

溶接部破損時の歪みのしきい値に関する感度解析を実施した。

図 4.3-21 に溶接部破損時の最大歪みの感度解析結果を示す。

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

D) 原子炉容器破損に関するまとめ

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

(2) 炉心デブリ流出

A) 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、熔融スチール）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。

## B) 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熔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熔融するため、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、破損口が熔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。

C) 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を評価する。

図 4.3-22 に原子炉容器の破損口径の感度解析結果を示す。

初期破損口径を約3倍に設定しても、初期の炉心デブリジェットの流れ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。

D) 炉心デブリ流出に関するまとめ

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

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

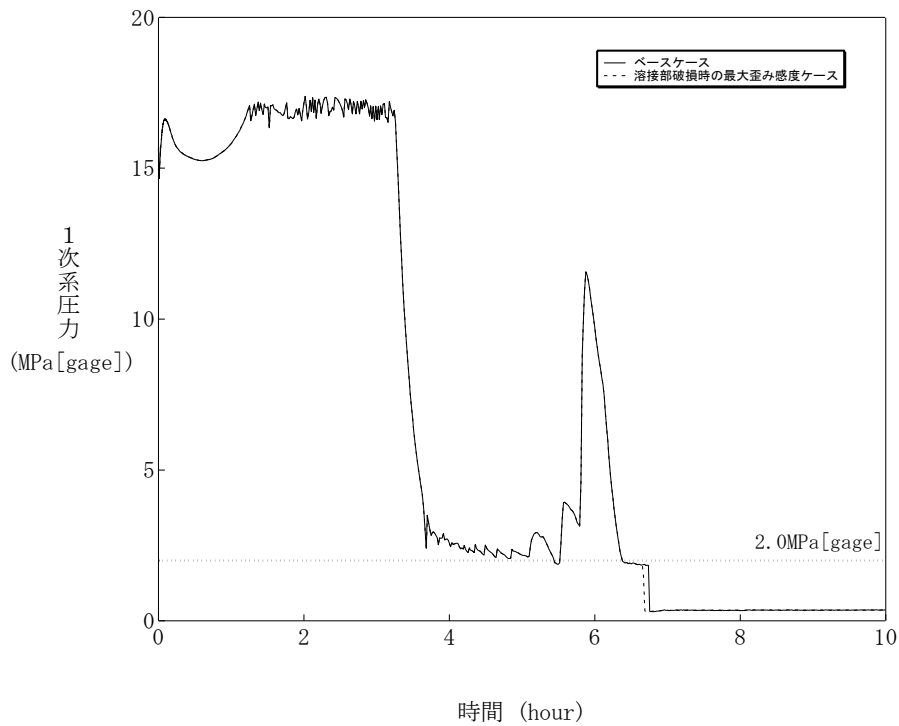


図 4.3-21 溶接部破損時の最大歪みに関する感度解析結果

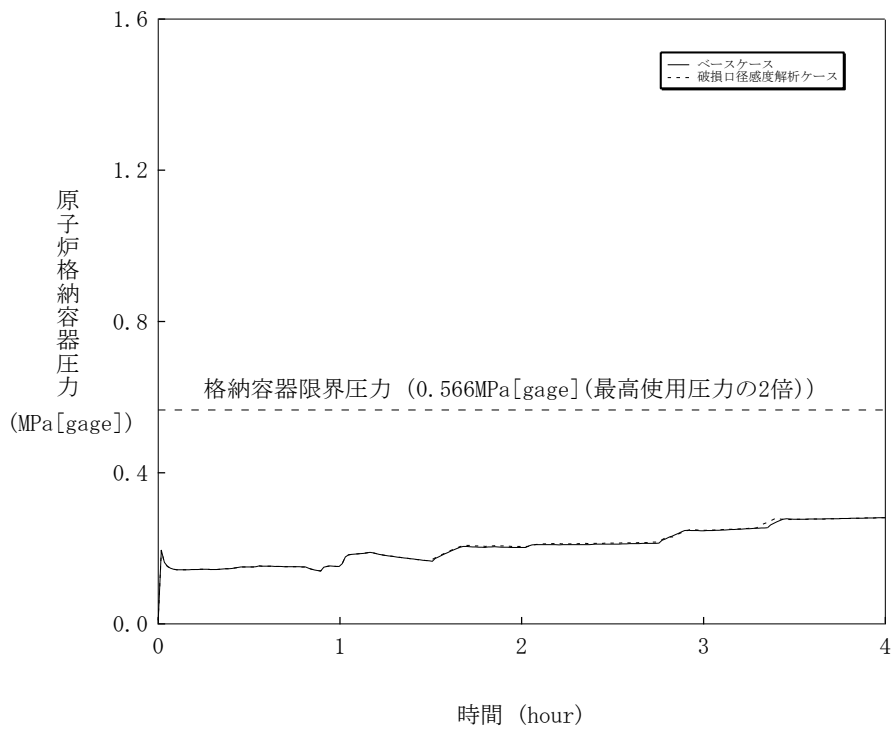


図 4.3-22 原子炉容器の破損口径に関する感度解析結果

#### 4.3.9 原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化、熱伝達)

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

そこで、添付 2 では、国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに、解析モデルに関する不確かさの整理を行い、感度解析により有効性評価への影響を確認している。

以下に概要を示す。

##### (1) 知見の整理

###### A) FCI 実験

国内外の FCI 実験として、

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

について調査を行い、知見を整理した。

###### B) 原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発の発生可能性

UO<sub>2</sub> を用いた大規模 FCI 実験である FARO 実験、KROTOS 実験及び COTELS 実験の結果から、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。

また、参考文献[29]に示す JASMINE コードを用いて水蒸気爆発が発生したという条件における格納容器破損確率の評価について考察した。同文献での評価で想定した条件 (トリガリング及び融体ジェット直径) が実機解析に比べて厳しくなるよう選定し、水蒸気爆発時のエネルギーが大きくなるように評価され、かつ、保守的なフラジリティ分布を用いた場合の条件付確率であるのに対し、実機においてトリガリングとなり得る要素は無いこと、水蒸気爆発が発生した場合でも流体の運動エネルギーはフラジリティカーブと重ならず、格納容器破損確率は十分小さくなることから格納容器への脅威にはならないと結論付けた。

## (2) 不確かさの整理

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

- ・キャビティ水温及び水量
- ・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

を抽出し、それぞれについて不確かさ及びその取扱いを以下のとおり整理した。

### A) キャビティ水温及び水量

キャビティ水温が高い場合（＝サブクール度が小さい場合）には、水蒸気発生が促進され、圧力スパイクの観点では厳しい方向となる。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じ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、水蒸気的大量発生観点から、不確かさは問題とならない。また、FCIによる圧力スパイクは、水の顕熱よりも潜熱の寄与が大きいため、水温の圧力スパイクに対する感度は小さい。

なお、有効性評価では格納容器破損シーケンスとして、全交流電源喪失＋補助給水失敗も選定されており、この場合のキャビティ水温について述べる。大破断LOCAでは高温の1次系からの破断流が初期より原子炉キャビティに放出されるためキャビティ水温はより早期に上昇するが、全交流電源喪失では主に代替格納容器スプレイから注水されるため初期の温度は低くなるものの、原子炉容器破損までの時間が長いことから、次第に飽和温度に近づいていき、原子炉容器破損時点でのキャビティ水温は、大破断LOCAとほぼ同程度となる。ただし、全交流電源喪失では原子炉容器破損が遅いことから、原子炉容器破損時点での格納容器圧力も高めとなっており、サブクール度は大破断LOCAよりも大きくなり、水蒸気発生に必要なエネルギー量も大きく、水蒸気発生しにくくな

る。また、破損時点でのキャビティ水量は注水の期間が短いため大破断 LOCA の方が、キャビティ水が飽和に達しやすく、水蒸気が発生しやすくなる。したがって、全交流電源喪失では、大破断 LOCA よりも、原子炉容器外 FCI による圧力スパイクの規模が小さくなると考えられる。

一方、キャビティ水量に関しては、水深が深い方が、溶融炉心の細粒化量が大きくなる傾向がある。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。

#### B) 溶融炉心の落下量（落下速度）と細粒化量

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

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

1 次系圧力に関して、圧力が高ければ原子炉容器下部ヘッド破損口からの溶融炉心の落下（噴出）を加速させる傾向がある。炉心溶融時に 1 次系圧力が高い状態の重大事故シーケンスにおいては、炉心溶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、溶融炉心の落下前に、1 次系は十分に減圧された状態となる。

細粒化量に関して、MAAP では、**Ricou-Spalding** の式から細粒化量を計算している。エントレインメント係数について、MAAP では FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析によって、その範囲を設定しており、有効性評価の解析ではその中間的な値（最確値）を設定している。ここで、エントレインメント係数の最大値は最確値に対して□割程度大きく、これを不確かさとして見込む。デブリ落下速度は、原子炉容器内外圧力差と炉心デブリの水頭から計算



される。大破断 LOCA シーケンスでは、原子炉容器内外圧力差は大きくなく、不確かさも小さいと考えられるが、炉心デブリ水頭については、原子炉容器の破損位置により不確かさがある。原子炉容器の破損位置は、原子炉容器下部プレナムのノード代表点で表されるため、落下速度の不確かさ幅は 2 割程度となる。

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

#### C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

水中にエントレインされたデブリ粒子は、高温かつ崩壊熱による発熱状態にあり、周囲の水が膜沸騰となることから、デブリ粒子自体は蒸気膜に覆われた状態である。MAAP では、この伝熱を膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に関する相関式でモデル化しており、伝熱量はデブリ粒子の径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を、(UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub>) を用いた大規模実験に基づき設定していることから妥当であると考えるが、解析において設定したデブリ粒子の径は、実験での平均的な値であり、実験ケースによってばらつきが存在していることから、デブリ粒子の径の感度を確認する。

#### D) 格納容器内での水蒸気の流動

FCI による圧カ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。

#### (3) 感度解析による確認

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

- ・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

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

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

#### 4.3.10 キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、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

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

そこで、添付3では、国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに、解析モデルに関する不確かさの整理を行い、感度解析により有効性評価への影響を確認した。

以下に概要を示す。

##### (1) 知見の整理

国内外での MCCI に関する実験及び研究として、

- ・ ACE 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SURC-4 実験 (サンディア国立研究所 (SNL)) (国際標準問題 ISP-24)
- ・ SWISS 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ WETCOR 実験 (サンディア国立研究所 (SNL))
- ・ MACE 実験 (米国電力研究所 (EPRI))
- ・ COTELS 実験 (テスト B/C 及び A) (原子力発電技術機構 (NUPEC))
- ・ CCI 実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ DEFOR-A 実験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))
- ・ セルフレベリング実験 (アルゴンヌ国立研究所 (ANL))
- ・ SSWICS 試験 (OECD-MCCI プロジェクト)
- ・ クラスト強度の解析研究 (原子力安全基盤機構 (JNES))
- ・ FARO 実験 (欧州 JRC (Joint Research Center)、イスプラ研究所)
- ・ PULiMS 試験 (スウェーデン王立工科大学 (KTH))

について調査し、知見を整理し、実験結果の実機への適用性を考察し、以下のとおり整理した。

##### 【溶融炉心落下時】

溶融デブリは完全には粒子化せず、床上を溶融炉心が拡がり、床面との間にケーキが形成される。ジェットの一部は粒子化して溶融炉心上に降下する。クラストが形成されるまでは水-溶融デブリ間において比較的高い熱流束が維持される。この時の現象は、小規模実験で溶融物へ注水を開始した時点と同等と考

えられ、MACE 実験、CCI 実験では、 $1 \text{ MW/m}^2$ 以上の値が観測されている。

#### 【長期冷却時】

熔融炉心上面からクラストが形成されるが、自重あるいは熱応力によって破碎していく（JNES 解析研究より）ため、時間の経過とともに亀裂の入ったクラストが成長し、炉心デブリ全体が固化する。下部のケーキの部分を除いて浸水性があり、その際の限界熱流束は、CCI 実験より  $0.5 \text{ MW/m}^2$ 程度であると考えられる。熔融炉心全体が固化した後の挙動においては、熔融炉心固化物の熱伝導が律速となるが、ひび割れによる伝熱面積の増大と内部への水侵入により除熱が促進される。また、コンクリートと熔融炉心の境界にギャップが発生し、水がギャップへ浸入することで冷却が促進される。（COTELS 実験より）

コンクリート混入がある場合のドライアウト熱流束については、SSWICS 実験において確認されており、コンクリートの混入割合が 15%程度に達した場合にドライアウト熱流束は  $0.125 \text{ MW/m}^2$ 程度となっている。

デブリが固化し安定化クラストが形成され、デブリ温度が  $1500 \text{ K}$ 程度まで下がった場合の熱流束は  $0.2 \text{ MW/m}^2$ 程度と考えられる。（WETCOR 試験、MACE 試験より）

## (2) 不確かさに関する整理

MCCI は、原子炉キャビティ底に堆積した熔融炉心が周囲のコンクリートやキャビティ水と伝熱する過程でコンクリートが加熱され侵食を引き起こす現象である。国内 PWR プラントでは、コンクリート侵食を防止するために、炉心損傷検知後速やかにキャビティに水を張り、高温の熔融炉心デブリを水中に落下させることによって細粒化及び固化を促進させる方策を採っている。したがって、コンクリート侵食に至る過程は、

- ① 熔融炉心のキャビティへの堆積過程
- ② 熔融炉心の冷却過程
- ③ コンクリートの侵食過程

のように段階的に進展する。以下、各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさの観点で整理した。

### A) 炉心デブリのキャビティへの堆積過程

#### a) エントレイン量（熔融炉心の細粒化量）

エントレインされたデブリ粒子は、水中に拡散しており、かつ、水との接触面積が大きいことから、塊状の熔融炉心に比べ、冷却が促進された状態で

あり、MCCI 現象においてコンクリートの侵食を促進する観点からは、エントレイン量が少ない方が、厳しいと言えるが、溶融プール上に堆積した状態では、溶融プール上面の伝熱を低下させる要因となる。

キャビティ水量に関しては、水深が浅い方が、溶融炉心の細粒化量が小さくなる傾向がある。MAAP の解析では、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。キャビティへの注水や溶融炉心の落下のタイミングによっては、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ことから、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ことによって、水深の不確かさの影響を把握する。

エントレイン量について、MAAP では、Ricou-Spalding の式に基づき細粒化量を計算し、エントレインメント係数は FCI 実験に対するベンチマーク解析により設定された範囲の中間的な値（最確値）を設定している。ここで、当該係数の最小値は最確値に対して□割程度小さく設定されているため、これを不確かさとして見込む。

一方、デブリ落下速度は、原子炉容器内外圧力差と炉心デブリの水頭から計算される。大破断 LOCA シーケンスでは、原子炉容器内外圧力差は大きくなく、不確かさも小さいと考えられるが、炉心デブリ水頭については、原子炉容器の破損位置により変わるため、落下速度の不確かさ幅は 2 割程度となる。

デブリジェット径は、Ricou-Spalding のエントレインメント則で使用されるパラメータではないものの、実機スケールではデブリジェット全体が細粒化するわけではなく、ジェット径の増加はエントレインメント割合の減少と等価であることから、エントレイン量の不確かさの一部として取り扱う。デブリジェット径は原子炉容器の破損口径と等価として扱われており、実機では、最終的な破損口径は、初期径及び侵食の拡大幅によって決まり、侵食の拡大幅は破損口を通過する溶融デブリの量に依存する。初期径の不確かさとして、「添付 2 溶融炉心と冷却水の相互作用について」の「5 感度解析と評価」において約 3 倍の不確かさを想定した場合、侵食後の原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約 1%拡大している。侵食の拡大幅の不確かさとして、「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」の「5 感度解析と評価」においてリロケーションが早く進むことを想定した場合、原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約 3 割増加している。

以上より、エントレインメント係数、破損口径及び落下速度の不確かさはエントレインメント量の不確かさとしてまとめて考えることができ、エントレインメント係数、落下速度、破損口径の不確かさを重畳させると、不確かさ幅は約 5 割となり、不確かさの大きいエントレインメント係数を代表して感度を確認する。

一方、堆積した状態のデブリ粒子に関しては、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、MAAP の解析モデルでは、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均一な組成の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「溶融炉心の冷却過程」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「溶融炉心とキャビティ水の伝熱」にて整理する）。

#### b) 炉心デブリの拡がり・堆積形状

溶融炉心のキャビティ床面への拡がりについては、水がないドライ状態では、溶融させたステンレス鋼により溶融炉心を模擬した実験より均一に拡がるという知見が得られている。国内 PWR プラントでは、炉心損傷を検知した後に、原子炉キャビティへの水張りを行うことから、溶融炉心は冷却され表面にクラストを形成しつつ拡がることとなる。クラストは、溶融炉心の相変化時（固化時）の収縮によりクラックが生じ、溶融炉心の自重によってクラストは崩壊して、拡がっていくが、ドライの状態に比べて、拡がり抑制されることも報告されており、今後、知見の拡充が必要である。

MAAP の解析モデルでは、キャビティ底に落下した溶融炉心は均一に混合された状態を仮定し、キャビティ床面への拡がりについては、拡がり面積を入力条件として与えている。重大事故の緩和策の有効性評価では、キャビティ床全面に均一に拡がることを前提として評価している。これは、米国の新設炉に対する電力要求では炉心出力からキャビティ床面積を求める要求があり、そこでは溶融炉心が床全面に均一に拡がることを前提にした考え方が採用されており、本有効性評価においても同様の考え方に則っている。しかしながら、上述のとおり、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。

## B) 炉心デブリの冷却過程

### a) 溶融炉心とキャビティ水の伝熱

溶融炉心からキャビティ水への伝熱は、溶融プールの表面に形成されるクラストに、キャビティ水によって亀裂が入り、その中にキャビティ水が侵入することによって行われる。

MAAPでは、クラストから水への伝熱は沸騰熱伝達として扱っており、その熱流束は Kutateladze の式を用いて計算され、その Kutateladze 係数 $C_K$ は、SWISS 実験において報告されている溶融体から水プールへの熱流束が  $0.8 \text{ MW/m}^2$  であることに基づき  $C_K = 0.1$  としている。実機条件においては、強度評価によってクラストは破損すると評価されており、上面水プールと溶融炉心デブリが直接接触することによって、高い熱流束が維持されるといえる。

Kutateladze の式をキャビティ床に堆積した炉心デブリに対する限界熱流束の式として用いる場合、本来平板に適用する相関式を山状に堆積するクラストや粒子ベッドに適用することになるため、MAAPモデルには不確かさが存在する。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、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、溶融炉心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、溶融炉心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。一方、溶融プール上にデブリ粒子が堆積することにより、クラストと水の接触が阻害され、溶融炉心の冷却が悪くなることも考えられる。解析モデルでは、このプロセスは模擬されず、熱伝達が悪化することから、不確かさが存在する。これらの不確かさとは、溶融炉心の冷却の悪化（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。

細粒化時の熱伝達については、デブリ粒子の顕熱及び潜熱から水プールへの伝熱が計算され、その伝熱量は膜沸騰及び輻射熱伝達によって計算される。デブリ粒子からの熱量は水蒸気生成と水の温度上昇に変換される。デブリ粒子から水への熱伝達については、細粒化割合と相関があることから、この不確かさについては「エントレインメント係数」の中で整理する。

## b) 溶融炉心とコンクリートの伝熱

キャビティ底に堆積した溶融炉心は、下側のコンクリート床と側面のコンクリート壁と伝熱する。溶融炉心からコンクリートへの伝熱は、溶融プールからクラストへの伝熱とコンクリートへの伝熱に分けられる。

溶融プールとクラストとの間は、対流熱伝達によって伝熱される。対流熱伝達は、溶融プールのバルク温度と融点温度の差及び溶融プールと炉心クラストとの間の熱伝達係数から計算される。また、クラスト内の温度分布は、溶融炉心とクラストの境界からコンクリート表面への熱流束を用いて、準定常の1次元熱伝導方程式を解くことで計算される。溶融炉心からコンクリート床及び側壁に対する熱流束は、溶融炉心プールから下部及び側部クラストへの伝熱と、クラスト内での発熱によるものである。

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（原子炉キャビティへ注水した状態）においては、溶融炉心からの除熱は、溶融炉心と温度差が大きい、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。

クラストとコンクリートの間の熱伝達については、ACE 実験及び SURC 実験に対するベンチマーク解析の結果から実験データと同等の侵食深さがMAAPにより模擬できていることから、溶融炉心からコンクリートへの伝熱は、適切に模擬できていると判断する。しかしながら、溶融炉心とコンクリートの接触に関してはMAAPでは、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。

## C) 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、CO<sub>2</sub>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。

### (3) 感度解析による確認

前項の検討において抽出された不確かさの項目及びそれらの組み合わせた条件で感度解析により影響を確認した。解析結果については、添付 3 に示しており、ここでは条件設定の考え方及び評価についてまとめる。

#### A) キャビティ水深

炉心溶融を検知した後 30 分で代替格納容器スプレイを実施することとしており、更に 30 分遅れる場合の感度を確認した。

感度解析の結果、代替格納容器スプレイ操作が遅れることで、キャビティ水深が約半分となり、コンクリート侵食深さは、ベースケースの約 3mm に対して、感度解析ケースでは約 4mm であり、影響は僅かであった。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	代替格納容器スプレイ作動： 炉心溶融後 30 分	約 3 mm
感度解析ケース	ベースケース + 30 分	約 4 mm

#### B) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

エントレインメント係数は、FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲の中間的な値（最確値=) を設定しているが、その範囲の中で細粒化割合が最も小さく評価される値（=) とした場合の感度を確認した。

感度解析の結果、エントレインメント係数を小さくしたことで、塊状のままキャビティ床面に到達するデブリ量が多くなり、デブリ冷却の観点で厳しい条件となるが、コンクリート侵食深さは、ベースケースの約 3mm に対して、感度解析ケースでは約 4mm であり、影響は僅かであった。一方、ジェット径及び落下速度の不確かさについては、(2)A) で述べたとおり、エントレインメント係数の不確かさと重畳させると約 5 割の不確かさがあり結果を厳しくする方向であるが、上記の感度解析結果から、影響は小さいと言える。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	エントレインメント係数： <input type="text"/>	約 3 mm
感度解析ケース	エントレインメント係数： <input type="text"/>	約 4 mm

### C) 炉心デブリの拡がり面積

水中での炉心デブリの落下過程において、デブリの冷却が進むと、拡がり面積が小さくなり、冷却されないと拡がり面積が大きくなる傾向が、PULiMS 試験 (KTH)、BNL 実験 (KTH)、SPREAD 実験 (日立製作所)、KATS 実験 (カールスルーエ研究センター、FZK) 及び CORINE 実験 (CEA/DRN/DTP) の実験結果から考察されている。水中での溶融物の拡がりの挙動については、これまで実験による知見も少なく、複雑であることから、実現象の不確かさを網羅するという観点で、

①落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース

②落下時に細粒化などにより冷却が進むケース

の条件が考えられ、①は、評価上、最初の原子炉容器破損による炉心デブリの落下により、キャビティ床面に約  $47\text{m}^2$  の広さで拡がり、キャビティ床面積とほぼ同等となる。その後、断続的に炉心デブリが落下するため、炉心デブリは床全面を超えて拡がると考えられるが、実際はキャビティ壁により拡がりは制限されるため、炉心デブリの拡がり面積としてはキャビティ床一面を設定すればよく、ベースケースの設定と同等である。

一方、②の落下時に細粒化などにより冷却が進むケースでは、添付 3 の添付 3-1 に示すように、PULiMS 実験により得られた知見から溶融デブリの水中での拡がり挙動を定式化しており、炉心デブリの質量約  $50\text{ton}$  (MAAP コードにおける 1 回目の原子炉容器破損による炉心デブリ落下量相当) に対して評価した拡がり面積 (約  $1.8\text{m}^2$ ) に対して、炉心デブリの堆積高さがキャビティ水面より高くなった場合は、キャビティ水面より高い部分については、キャビティ水による冷却がないことから溶融状態のままであり、固化しないと考えられることから、炉心デブリの堆積の高さとしてはキャビティ水深までとし、それ以降の堆積は横に拡がることを加味し、キャビティ床面積の約  $1/10$  を初期値として、落下量に応じて拡がり面積が拡大する条件を設定した。ただし、この条件では、拡がり面積が小さくなるよう、デブリの過熱度分が全てキャビティ水に伝熱されデブリの融点まで冷却されること想定しているのに対し、実際は、溶融ジェット径が  $0.5\text{m}$  程度と大きいため、落下過程で冷却されずに過熱度を保ったままキャビティ床に到達する溶融ジェットの割合が大きいと考えられることから、実機条件よりも厳しい条件を与えるものである。

感度解析の結果、デブリの拡がり面積 (=炉心デブリと水の接触面積) が小さくなることで、炉心デブリの単位時間当たりの除熱量が小さくなり、炉心デブリの冷却に時間を要し、コンクリート侵食深さはベースケースが約  $3\text{mm}$  であるのに対して、感度解析ケースでは約  $18\text{cm}$  となった。このケースは、前述のとおり、実機条件よりも厳しい条件を与えるものあり、実機でのコンクリート

侵食量は、感度解析よりも厳しくなることはないと考えられる。また、この結果から、コンクリート侵食は進む場合でも、キャビティ水によりデブリは冷却され、最終的にコンクリート侵食が停止し得ることが確認された。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	炉心デブリの拡がり面積： キャビティ床面積の 1/1	約 3 mm
感度解析ケース	炉心デブリの拡がり面積： キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大	約 18 cm

#### D) 水-炉心デブリ間の熱伝達係数

熔融炉心がキャビティ水に落下する際は、熔融炉心とキャビティ水の間で熱伝達が行われ、それにより熔融炉心が冷却されるとともに、キャビティ床に堆積する際に炉心デブリ表面にクラストが形成され则认为られている。したがって、熔融炉心落下直後は熱流束が比較的高い状態が持続され、この間に熔融炉心の保有する熱はキャビティ水によって除熱される。その後、炉心デブリ表面にクラストが形成されると、熱流束は低下する傾向となる。

また、CCI 実験においても、熔融物への注水直後は高い熱流束が確認され、その後クラストが冷却されて熱流束も低下する結果が得られているとともに、クラストが自重及びキャビティ水の水頭などによる破損により、キャビティ水と直接接触することで再び高い熱流束が得られている。さらに、実機スケールの現象ではクラストにひび割れが生じるため、高温の熔融炉心デブリと上面水プールが再度直接接触して、高い熱流束が生じる現象が継続的に発生すると判断できる。

以上を踏まえて、本パラメータについて、次の4ケースの感度解析を実施する。

感度解析ケース1は、CCI 実験において観測されている初期のバルク冷却期間中の熱流束である  $3\text{MW/m}^2$  を条件とし、炉心デブリの温度が低下した場合に崩壊熱相当の熱流束に低下されることを想定したものである。

感度解析ケース2は、キャビティへの落下直後の高い熱流束や、クラストの破損による内部の熔融炉心とキャビティ水との直接接触を考慮せず、CCI-2 及び CCI-3 実験において初期のピークを除外した熱流束である  $0.5\text{MW/m}^2$  を設定したものである。

感度解析ケース3は、段階的に水-炉心デブリ間の熱伝達係数を変化させるケースである。炉心デブリ内部に熔融状態のデブリがある状態について、炉心

デブリ内部に溶融状態のデブリがあると、クラストは破損、浸水を繰り返し、安定したクラストは形成されないと考えられ、その状態では溶融物から水への高い伝熱となり、一律に  $0.8\text{MW/m}^2$  を適用する。その後、炉心デブリ全体が固化した後は、溶融炉心とキャビティ水との直接接触を考慮しない熱流束として  $0.5\text{MW/m}^2$  を適用する。さらに、SSWICS 実験で得られた知見として、コンクリート混入がある場合に、コンクリートの混入割合が 15%程度以上の場合にドライアウト熱流束が  $0.125\text{MW/m}^2$  程度に低下することを模擬して、コンクリート混入割合が 15%に達するまで、コンクリート混入割合に比例させて、ドライアウト熱流束を低下させたものである。

感度解析ケース 4 は、クラスト全体が固化して温度が低下した状態の熱流束である  $0.2\text{MW/m}^2$  を一律に適用するものであり、炉心デブリ落下直後は高い熱流束の状態を無視した仮想的なケースである。

感度解析の結果、感度解析ケース 1、2、3 においては、設定した条件に応じてコンクリート侵食深さに僅かな変化はあるものの、有意なコンクリート侵食には至らず、その不確かさが有効性評価の結果へ与える影響は小さい。一方、炉心デブリ落下直後から、安定化クラスト形成後の熱流束を仮定した条件のケース 4 では、コンクリート侵食が有意に進む結果となった。このケースは、前述のとおり、炉心デブリ落下直後は高い熱流束の状態を無視した仮想的なケースであり現実的に起こり得るものではないと考えられる。

	解析条件	コンクリート侵食深さ
ベースケース	Kutateladze 係数 : 0.1 ( $0.8\text{MW/m}^2$ 相当 (注))	約 3 mm
感度解析ケース 1	Kutateladze 係数 : 0.375 ( $3\text{MW/m}^2$ 相当 (注))	約 0 mm
感度解析ケース 2	Kutateladze 係数 : 0.0625 ( $0.5\text{MW/m}^2$ 相当 (注))	約 7 mm
感度解析ケース 3	Kutateladze 係数 : 溶融物存在時 : 0.1 ( $0.8\text{MW/m}^2$ 相当 (注)) 全体固化時 : 0.0625 ( $0.5\text{MW/m}^2$ 相当 (注)) コンクリート 15%混入時 : 0.015625 ( $0.125\text{MW/m}^2$ 相当 (注))	約 3 mm
感度解析ケース 4	Kutateladze 係数 : 0.025 ( $0.2\text{MW/m}^2$ 相当 (注))	約 20 cm

(注) 大気圧条件

#### E) 感度解析パラメータの組み合わせ

MCCI 現象は、原子炉キャビティ底に堆積した溶融炉心が周囲のコンクリートやキャビティ水と伝熱する過程でさまざまなパターンの不確かさが考えられ

ること、また直接的な実験例が少なく知見が不十分であることから、A)～D)のパラメータの組み合わせを考慮し、感度解析を実施した。

解析条件の設定に当たっては、C)で述べた、

- ①落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース
- ②落下時に細粒化などにより冷却が進むケース

に着目して、パラメータの組み合わせを考慮した。

感度解析ケース1 (①の場合) は、細粒化が進みにくくなるよう設定するため、エントレインメント係数を推奨範囲の最小値とし、炉心デブリの拡がり面積としては、キャビティ床面積を設定した。

感度解析ケース2 (②の場合) は、細粒化が進みやすくなるよう設定するため、エントレインメント係数は推奨範囲の最大値とし、炉心デブリの拡がり面積としては、C)で設定した面積とした。水深については不確かさの範囲では結果への影響が小さいため、ベースケースの値を使用する。水-炉心デブリ間の熱流束については、両ケースとも不確かさとして考慮させることとし、現実的な不確かさの幅を確認する観点から、D)の感度解析ケース3の熱流束を使用する。

感度解析の結果、感度解析ケース1は炉心デブリ落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースであり、水-炉心デブリ間の熱流束は、最初の落下時に大気圧条件相当で  $0.8\text{MW/m}^2$  に達するものの、その後は瞬時に全体が固化するため、大気圧条件相当で  $0.5\text{MW/m}^2$  となる。このため、炉心デブリ温度、コンクリート表面温度はベースケースよりも高温の期間が若干長く維持される。その結果、コンクリート侵食深さは、ベースケースの約  $3\text{mm}$  に対して、感度解析ケース1が約  $4\text{mm}$  となり、僅かに増加する程度であった。なお、感度解析ケース1では、原子炉キャビティでの水素生成量がベースケースに比べて僅かながら減少した。具体的には、ベースケースではMCCIによる水素発生量が約  $3\text{kg}$ 、細粒化による Zr-水反応による水素発生量が約  $18\text{kg}$  であるのに対して、感度解析ケース1では、MCCIによる水素発生量が約  $4\text{kg}$ 、細粒化による Zr-水反応量による水素発生量が約  $10\text{kg}$  となった。これは、感度解析ケース1においてエントレインメント係数を小さくしたことから、細粒化による Zr-水反応量が少なくなったためである。

感度解析ケース2は、炉心デブリ落下時に細粒化などにより冷却が進むケースである。水-炉心デブリ間の熱流束について、炉心デブリの拡がり面積を制限したことで、炉心デブリと水の接触面積が小さくなり、その結果炉心デブリの単位時間当たりの除熱量が小さくなったことで、熱流束が高く維持される時間が長くなっている。また、炉心デブリ温度、コンクリート表面温度もベースケースに比べて高温の期間が長く維持され、特にコンクリート表面は融点温度

に達している期間が長く、この間にコンクリート侵食が継続する。その後、コンクリート表面温度の低下に伴い、コンクリート侵食は停止する。その結果、コンクリート侵食深さは約 19cm となったが、キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。なお、感度解析ケース 2 においては、コンクリート侵食深さが増加したことにより水素発生量は約 53 kg であり、大部分が RV 破損後 30 分までに発生し、最終的な格納容器容器内の水素濃度は 6%（ドライ条件換算）に達するが、水素処理装置（PAR 及びイグナイタ）を使用することで処理がレベルに収まっている。また、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化による Zr-水反応量が大きくなり、約 24kg となっている。原子炉容器内での水素発生量と MCCI による水素発生量を合わせると、全炉心内のジルコニウム量の約 37.9%が水と反応する結果となっている。MCCI により発生する水素は、全てジルコニウムに起因するものであった。

項目	パラメータ	コンクリート侵食深さ
ベースケース	代替格納容器スプレイ作動：炉心溶融後 30 分 エントレインメント係数： <input type="text"/> 炉心デブリの拡がり面積：キャビティ床面積の 1/1 Kutateladze 係数：0.1 (0.8 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> )	約 3 mm
感度解析ケース 1	代替格納容器スプレイ作動：炉心溶融後 30 分 エントレインメント係数： <input type="text"/> 炉心デブリの拡がり面積：キャビティ床面積の 1/1 Kutateladze 係数： 溶融物存在時：0.1 (0.8 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> ) 全体固化時：0.0625 (0.5 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> ) コンクリート 15%混入時： 0.015625 (0.125 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> )	約 4mm
感度解析ケース 2	代替格納容器スプレイ作動：炉心溶融後 30 分 エントレインメント係数： <input type="text"/> 炉心デブリの拡がり面積：キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大 Kutateladze 係数： 溶融物存在時：0.1 (0.8 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> ) 全体固化時：0.0625 (0.5 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> ) コンクリート 15%混入時： 0.015625 (0.125 MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> )	約 19cm

(注) 大気圧条件

#### (4) まとめ

MCCI に関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い、下記パラメータ個別の感度解析及び下記パラメータを組み合わせた感度解析を行い、コンクリート侵食への影響を確認した。

- ・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

感度解析の結果、キャビティ水深、Ricou-Spalding のエントレインメント係数及び水-炉心デブリ間の熱伝達係数については、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。

炉心デブリの拡がりについては、炉心デブリが過熱度を持ち連続的にキャビティ床へ落下すること等から、キャビティ床面積相当に拡がると考えられるが、デブリの過熱度分が全てキャビティ水に伝熱されデブリの融点まで冷却されること想定し、局所的に堆積する条件を仮定した場合でも、コンクリート侵食は約 18cm にとどまる結果であった。

感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析でもコンクリート侵食は約 19cm となったが、継続的なコンクリート侵食は生じないことが確認できた。また、キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。この規模のコンクリート侵食が発生する場合でも、格納容器内の水素濃度は 6%程度（ドライ条件換算）にとどまり、水素処理装置（PAR 及びイグナイタ）による処理が可能なレベルに収まる結果となっている。また、MCCI により発生する水素は、全てジルコニウムに起因するものであった。

以上のことから、物理現象を踏まえた不確かさを考慮すると、コンクリート侵食については、炉心デブリの拡がりが影響を与えることが明らかとなった。一方で、厳しい条件を組み合わせた場合においても、最終的にコンクリート侵食が停止し得ることから、キャビティに水を張ることによる炉心デブリの冷却の効果も確認できた。しかしながら、熔融炉心とコンクリート相互作用（MCCI）については、複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が不十分であること、また直接的な実験例が少ないことから、今後も継続して検討を進め、知見の拡充に努めることが重要であると考えられる。

#### 4.3.11 1次系内 FP 挙動、格納容器内 FP 挙動

炉心損傷の検知直後に直ちに実施する運転操作としては、1次系減圧操作と格納容器注水操作があり、炉心損傷の検知手段の1つとして格納容器内線量率がある。このため、炉心損傷とそれに伴うFPの格納容器への放出による格納容器内線量率の上昇のタイミングが適切に評価される必要がある。そこで、FP放出モデルの感度がFPの格納容器内放出タイミングへどの程度影響するかを確認する。

有効性解析で採用しているFP放出モデルの炉心損傷検知の観点での妥当性を検討するために、炉心からのFP放出速度を変更した感度解析によって、炉心損傷検知判断に影響があるかを確認する。着目するFPは、最も早期に放出され、放出過程で沈着せず、格納容器線量率に最も影響する希ガスとする。

炉心損傷検知判断が遅れる可能性があるという観点から、FP放出モデル間の放出速度の相違の幅を参照し、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加圧器逃しタンクを経由するため、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4.3-23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、炉心損傷検知判断への影響はほとんどないといえる。この結果はFPが加圧器逃しタンクを経由せず、直接格納容器へ放出されるLOCA事象にも適用可能であると考えられる。

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損傷検知判断への影響はほとんどないと考えられる。



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

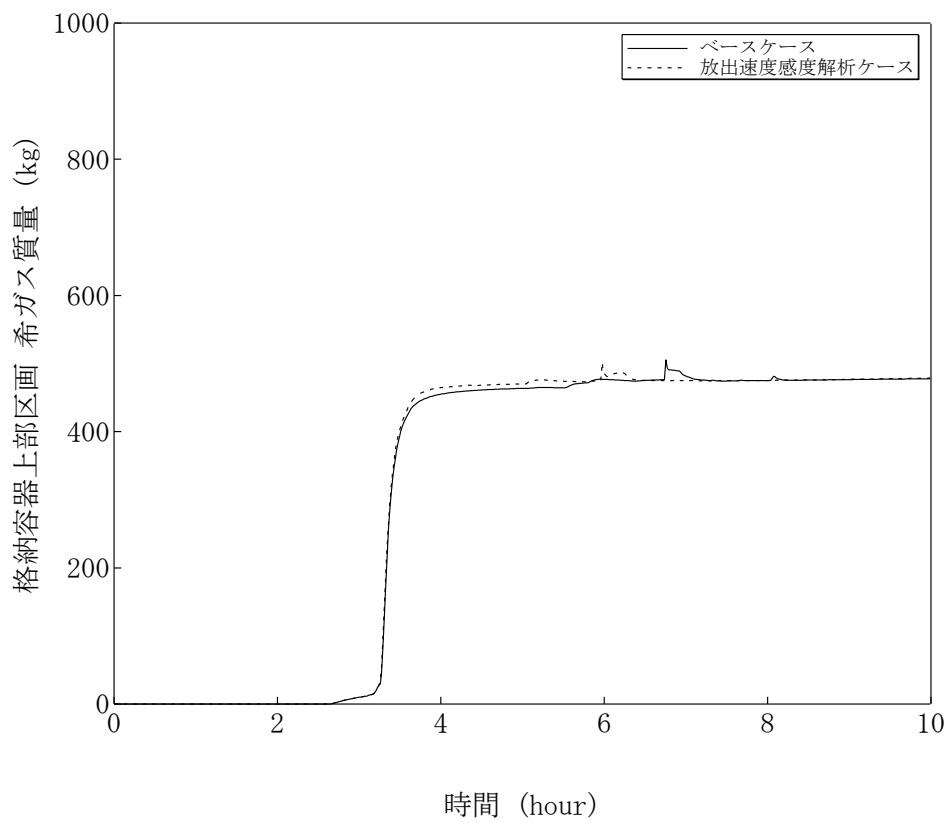


図 4.3-23 FP 放出速度感度解析

#### 4.4 実機解析への適用性

##### 4.4.1 事故解析及び実験解析の実機への適用性

各種の事故解析及び実験解析によりモデルの妥当性を確認し、更に、スケール性に関する考察を行い、実機への適用性を確認する。確認結果を以下に記述する。

###### (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。

なお、有効性評価では、格納容器破損防止対策として加圧器逃がし弁開放による 1 次系強制減圧を行い、加圧器逃がし弁からの冷却材放出が減圧挙動に影響するが、臨界流の計算に用いている Henry-Fauske モデルでは、蒸気単層放出に対しては、参考文献[4]に示されるように、その理論式は、低圧の領域においても実験結果をよく再現することが示されている。

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ことを確認した。

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。これに起因して格納容器雰囲気温度については十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向を確認した。これらは、HDRの縦長格納容器形状および高い注入点の条件により温度成層化を高めに評価した結果生じた可能性があり、PWRの格納容器および低位置の1次系では、上記の傾向は緩和され、より適切に模擬する方向になると考えられる。

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。

さらに、ループ数が異なるプラントにおいても、蒸気・ガス・液体の基本的な流動は共通である。ループ数が異なることにより、流体の移動に係る駆動力や凝縮等の熱的变化の度合いが異なるが、MAAPコードでは、異なるサイズや形状を持つ HDR 実験及び CSTF 実験に対して同様の挙動が確認されており、ループ数が異なることによる格納容器内の流動の差は、コードにより十分に模擬されるものと判断できる。

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

炉心デブリとコンクリートの伝熱およびそれに伴うコンクリート分解挙動においては、実機の床面積および炉心デブリの体積に基づいたデブリ深さが伝熱挙動モデルに反映され、下方向および横方向にそれぞれ1次元的挙動として扱われている。ACE実験およびSURC実験は、注水がなく、かつ、炉心デブリ堆積状態が既知であることから、注水による冷却やデブリベッド形状といった他の要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認でき、「炉心デブリとコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの確認として有効である。

ACE実験およびSURC実験のコンクリート侵食挙動に対し、MAAPの解析結果は、デブリ温度およびコンクリート侵食深さの時間変化を比較的適切に模擬している。なお、ACE実験では二酸化ウランと酸化ジルカロイなどの混合物が使用されており、熱的物性も実機に近い条件となっている。デブリからコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導やデブリに接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、ACE実験およびSURC実験のようなデブリベッド形状が既知の場合に、MAAPのモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認され、「炉心デブリとコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの不確かさは小さく、実機解析に適用可能と考えられる。このように、床面積および炉心デブリの体積に基づいたデブリ深さに応じた挙動を取り扱うことができ、ループ数に依らず、適用可能である。

なお、実機におけるコンクリート侵食挙動に関しては、キャビティでの FCI 現象も含めた溶融炉心の堆積の仕方（すなわち、デブリベッド形状）や水による冷却などがコンクリートへの伝熱挙動にも影響する複合的な現象であることから、添付 3 において総合的な検討を行っている。

#### (6) 1 次系内 FP 挙動、格納容器内 FP 挙動

PHEBUS-FP 実験に対する MAA P による実験解析をベースに MAA P の FP 挙動関連モデルの妥当性を検討した。ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されるが、その後の被覆管酸化反応熱を大きめに評価し、燃料棒被覆管温度が高めに推移し、燃料破損後の FP 放出開始のタイミングも早く評価する結果となっている。燃料からの FP 放出割合では、最終的な放出割合について実験と同程度となっているものの、燃料棒被覆管温度を高めに評価し、放出の時間変化に相違がある。これらは、小規模な炉心体系の模擬性に起因していると考えられるが、実機スケールでは、ノード分割数が多く、この種の不確かさは小さくなると考えられ、実機解析へ適用可能であると考えられる。

ABCOVE-AB5 実験に対する MAA P の解析結果をベースに気相から FP エアロゾルが重力沈降により離脱する挙動モデルの妥当性を確認した。この試験では、FP エアロゾルが凝集し、粒子径が成長することで重力沈降速度が大きくなり、その結果、気相の FP 濃度の減衰する挙動を測定している。MAA P では試験結果を良く模擬しており、また厳密な計算結果とも良い一致性を示し、格納容器内の気相中の FP 濃度が減衰する挙動を模擬できている。実験では高さ 20m、床面積 45m<sup>2</sup> で格納容器の区画のスケールと大きく相違がない事や、エアロゾルの凝集に伴い沈降速度が増大する挙動は区画の大きさに依存しないので、スケールの観点においても実機への適用は可能であると考えられる。

FP 放出開始のタイミングは運転操作検討のための炉心損傷検知の観点で重要になり、格納容器への FP 放出量、1 次系内および格納容器内の空間内における気相中の FP の減衰挙動は、環境への潜在的な放出可能な量であり重要になると考えられる。これらの 2 つの観点で概ね妥当に評価されている事を考慮すると MAA P の FP 挙動モデルは実機への適用性を有すると考えることができる。

#### 4.4.2 感度解析による検討の整理

感度解析では、重要現象に関連したパラメータの不確かさ幅を分析し、感度解析を実施することによって、その重要現象に対する影響を把握し、実機解析への適用性を確認する。

(1) 沸騰・ボイド率変化、気液分離（炉心水位）・対向流（炉心）、気液分離・対向流（1次系）

これらは炉心水位挙動に関連する現象であり、有効性評価において炉心水位挙動が評価指標に直接影響する「ECCS 再循環機能喪失」に対して、MAAPコードとM-RELAP5コードの比較を行うことで、不確かさの評価を行った。

MAAPコードでは、高温側配管のボイド率を低めに評価するために、高温側配管のインベントリを大きく評価し、これが水位低下時の高温側配管からの冷却材補てんとなり炉心水位の低下を遅らせていることを確認した。また、M-RELAP5コードでは、高温側配管のボイド率がMAAPコードよりも高く、伝熱管内にも冷却材液相が分布し、2次側から1次側の冷却材への伝熱で蒸気が発生するスチームバインディングが発生し、これが炉心水位を低下させるよう作用している。比較に用いたM-RELAP5コードは、「第1部 M-RELAP5」に示すように、ECCS 再循環機能喪失後の炉心露出予測について保守的な傾向となることが確認されている。これらの結果から、MAAPコードは、ECCS 再循環機能の喪失後の炉心露出を、M-RELAP5コードよりも遅めに予測することから、これをMAAPコードの不確かさとして取り扱い、炉心露出までの時間にこの不確かさを見込むことで、ECCS 再循環機能喪失に係る炉心損傷防止対策の有効性を確認することが可能である。

また、上記の検討において、ECCS 再循環切替失敗直前の炉心領域とダウンカメラのインベントリ、ECCS 再循環切替失敗後の崩壊熱による冷却材蒸散に伴う炉心水位の低下の速度、炉心部のボイド率予測については、MAAPコードとM-RELAP5コードとで同等な結果が得られていることを確認した。

以上のとおり、MAAPコードの炉心水位の予測には有意な不確かさが残るものの、同コードは原子炉1、2次系及び格納容器系に渡る流動全体を模擬する能力を有することから、「原子炉格納容器の除熱機能喪失」と同様に、ECCS 再循環機能喪失シーケンスに対する炉心損傷防止対策の有効性評価に適用可能である。

(2) 蓄圧タンク注入特性

蓄圧タンクからの注入流量は蓄圧タンク内圧と1次系圧力の差圧及び配管圧損に基づき計算するモデルであり、また、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、解析モデルとしての不確かさは小さいと考えられるが、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損）」においては、1次系強制減圧時の1次系圧力に影響を与える可能性があるため、影響程度の把握を目的として感度解析を行った。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り、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感度が小さいことを確認した。感

度解析を行った事故シーケンスでは、1次系圧力の低下が緩やかであり、蓄圧タンクからの注入量が小さく、注入ラインの流動抵抗の差が注入量自体に影響しないことを示している。

この感度解析は4ループプラントの条件で実施したものであるが、ループ数によらず解析モデルの取扱いは同じであり、また、実機設備は炉心出力（崩壊熱）に応じて蓄圧タンク容量が決定されており、2、3ループプラントに対しても同様の結果が適用可能であると判断される。したがって、MAAPは蓄圧注入特性に関して、個別のプラントにおいても、実機解析に適用できる。

### (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%、それぞれ低下することが見込まれ、これを加味した感度解析により、格納容器圧力を0.016MPa、温度を2°C程度高めに評価することが確認された（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。）。

上記は、代表3ループプラントを対象とした結果であり、ループ数によらず各プラントで同様の自然対流冷却の方式（メカニズム）を採用していることから、格納容器内に水素が存在する場合に圧力及び温度を高めに評価する傾向については各プラントでも同様となる。しかし、再循環ユニットによる自然対流冷却の冷却性能、格納容器自由体積や崩壊熱等はプラントによって異なることから、格納容器の限界圧力や限界温度に対する余裕が小さい場合には、水素が存在する場合の性能低下幅とその影響程度はプラント毎に評価を要する。

よって、MAAPは自然対流冷却に関するモデルは、水素が存在する場合の評価手法も含め、実機解析への適用性を有すると判断される。

### (4) 炉心ヒートアップ

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

炉心ヒートアップは、崩壊熱及びジルコニウム-水反応の酸化反応熱により進展することから、酸化反応が促進されることを模擬して被覆管表面積を変化させた場合の感度解析を行った。感度解析においては、仮想的な厳しい想定ではあるが、被覆管表面積を設計値の2倍とする条件とした。感度解析は代表4ループプラントを対象とし、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから、SBOシーケンスとLOCAシーケンスについて実施した。

その結果、運転員操作の起点となる炉心溶融については、SBO、LOCAシーケンスのいずれも感度は小さいことを確認した。また、炉心溶融後の事象進展として、下部プレナムへのリロケーション開始は、SBOシーケンスの場合に14分早まる結果であったが、原子炉容器破損時点の1次系圧力は2.0 MPa[gage]を下回り、SBOシーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは3~4時間程度の時間がかかるため、キャビティへの注水も十分になされた状態である。また、格納容器圧力への影響も僅かである。一方、LOCAシーケンスの場合は約30秒早まる結果であり、事象進展への影響は小さい。これは、LOCAシーケンスでは1次系インベントリが早期に減少することで、炉心の過熱が早く進むためである。

以上、酸化反応が促進されることを模擬し、仮想的な条件として被覆管表面積を設計値の2倍とした場合の影響程度を把握した。実際には、被覆管表面積2倍に相当する程度まで酸化反応が促進されることは考えにくく、また、MAAPコードで採用しているBaker-Just相関式は、酸化反応量を過大に推定するように導出した式であり、ヒートアップを早めに評価する傾向となる。

この結果は4ループプラントに対して評価したものであるが、現象のメカニズムは2、3ループプラントでも同じであり、感度解析と同様の傾向となる。MAAPの炉心ヒートアップに関する解析モデルは、実機解析に適用できると判断される。

一方、「ECCS再循環機能喪失」では、炉心が露出する場合の重要現象として「燃料棒表面熱伝達」が挙げられているが、有効性評価では炉心露出を判断基準としており、炉心が冠水した状態では「燃料棒表面熱伝達」が炉心水位やの燃料被覆管温度に与える影響は小さく、実機解析に適用できると判断される。

#### (5) リロケーション

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPの解析モデルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見を基に開発されていることも踏まえると、MAAPの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分



な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響程度を把握した。

MAAPでは、燃料の温度履歴に応じて燃料ペレットが崩壊するまでの時間を計算しており、その判定基準を□□K引き下げること、リロケーションが早く進展する状態を模擬した。

SBO シーケンスの場合、リロケーションの開始自体は、早期に発生するが、初期の段階では崩壊した燃料は炉心部に留まるために、下部プレナムへのリロケーション量が多くなる時間としては約 20 分早まり、原子炉容器破損時刻は、感度解析ケースの方が約 26 分早くなったが、原子炉容器破損時点の 1 次系圧力は 2.0 MPa[gage]を下回り、SBO シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは 3~4 時間程度の時間がかかるため、キャビティへの注水も十分になされた状態である。一方、LOCA シーケンスの場合は、リロケーション開始が約 24 秒、原子炉容器破損が約 3 分程度、それぞれ早くなり、大きな感度はない結果であった。これは、LOCA シーケンスでは 1 次系インベントリが早期に減少することで、炉心の過熱が早く進むためである。

以上、燃料ペレットが崩壊する条件を、大幅ながら、□□K引き下げること、リロケーションが早く進展する状態を模擬した感度解析を行い、SBO シーケンスに対して感度があるものの、原子炉容器破損時の 1 次系圧力は 2MPa[gage]以下であり、かつ、キャビティには十分な注水があることから、実機解析での評価に影響を与えるものではない。

この結果は 4 ループプラントに対して評価したものであるが、現象のメカニズムは 2、3 ループプラントでも同じであり、感度解析と同様の傾向となる。MAAP のリロケーションに関する解析モデルは、実機解析に適用できると判断される。

#### (6) 原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化、熱伝達)

原子炉容器内 FCI により生じる圧カスパイクは、1 次冷却材圧カ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、高圧溶融物噴出を防止する観点で、原子炉容器破損の時期とあいまって、影響するものと考えられることから、不確かさの整理と感度解析によりその影響を把握した。

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ため、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。こ

のことは、原子炉容器内 FCI は下部プレナムのドライアウトとともに終息し、原子炉容器破損は下部ヘッドへの伝熱量が大きくなるドライアウト後に発生するため、両者が重畳しにくいことを示している。

この結果は4ループプラントに対して評価したものであるが、炉心質量と1次系体積の比は2、3ループプラントと同程度であるため、感度解析パラメータの影響は4ループプラントで代表でき、結果への影響も小さい。これにより、MAAPモデルの不確かさの影響が確認できたため、MAAPの原子炉容器内 FCI に関するモデルは、実機解析に適用できると判断される。

#### (7) 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

下部プレナムでの炉心デブリの状態により、原子炉容器の破損時期に影響が考えられる。4.2.1において、下部ヘッドの温度挙動に関して TMI 事故の分析結果と比較した結果からは、一定の妥当性があると判断される一方で、下部プレナムでのデブリ冷却挙動に関する現象は、不確かさが大きいと考えられる。そこで、下部プレナムでのデブリ冷却挙動に関する解析モデルに関して感度解析を行い、その影響程度を把握した。

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。

炉心デブリと上面水プールとの伝熱、炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達ともに感度が小さい結果となった。これは、下部プレナムがドライアウトするまでの期間のみの作用にとどまるためである。また、炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達について原子炉容器破損時期への影響が小さいことは、炉心デブリと原子炉容器への浸水があることで、原子炉容器への伝熱を抑制する効果があることを示している。

上記の感度解析は4ループプラントを対象に評価したものであるが、原子炉容器下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達挙動は、ループ数によらず同様の取扱いとなっている。感度解析パラメータの影響は4ループプラントにおいて結果への影響が小さいため、2、3ループプラントにおいても同様の傾向となる。これに

より、MAAPモデルの不確かさ幅が確認できたため、MAAPは下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達に関して、実機解析に適用できると判断される。

#### (8) 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。

この結果は4ループプラントを対象に評価したものであるが、原子炉容器本体や計装用案内管の構造は個別プラントによらず大きな違いはないため、2、3ループプラントにおいても、4ループプラントと同程度の影響があると考えられる。これにより、MAAPモデルの不確かさ幅が小さいことが確認でき、原子炉容器破損に関するモデルは、実機解析に適用できると判断される。

#### (9) 原子炉容器外 FCI（熔融炉心細粒化、熱伝達）

原子炉容器外 FCI について、添付2において、国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに、解析モデルに関する不確かさの整理を行い、感度解析により有効性評価への影響を確認した。

原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては、 $UO_2$ を用いた大規模 FCI 実験である FARO 実験、KROTOS 実験及び COTELS 実験の結果から、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。また、参考文献[29]に示す JASMINE コードを用いて水蒸気爆発が発生したという条件における格納容器破損確率の評価について考察し、評価で想定した条件（トリガリング及び融体ジェット直径）が実機解析に比べて厳しくなるよう選定され、水蒸気爆発時のエネルギーが大きくなるように評価されたものであることから、実機において発生エネルギーは格納容器への脅威にはならないと結論付けた。以上より、有効性評価において、原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては発生可能性が低く、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須とはならない。

原子炉容器外 FCI における圧カスパイクに関しては、解析モデルでの不確かさは①キャビティ水深、②原子炉容器破損口径、③Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数及び④デブリ粒子の径に代表され、それぞれをパラメータとした感度解析を実施した。その結果、いずれのパラメータについても、原子炉容器外 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。

原子炉容器外 FCI による圧カスパイクは、原子炉キャビティに落下する炉心デブリの量やキャビティ水深等の条件に依存して変化し得るものの、そのメカニズムはループ数に依存しないこと、また、PWR プラントの格納容器が十分大きな自由体積を有しており原子炉容器外 FCI に伴う水蒸気発生に対する格納容器圧力の上昇を抑制しうることから、原子炉容器外 FCI に関する不確かさが有効性評価結果に与える影響は小さく、実機解析への適用性を有すると考えられる。

また、次項で述べるとおり、MCCI への影響の観点で、①キャビティ水深及び②Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数をパラメータとした感度解析を実施しており、その結果、コンクリート侵食深さに有意な影響はなく、感度が小さいことを確認した。

#### (10) キャビティ床面での熔融炉心の拡がり、炉心デブリとキャビティ水の伝熱

MCCI に関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い、①キャビティ水深及び②Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数、③炉心デブリの拡がり及び④水-炉心デブリ間の熱伝達係数をパラメータとした個別の感度解析及びこれらを組み合わせ、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を行い、コンクリート侵食への影響を確認した。

キャビティ水深、Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数及び水-炉心デブリ間の熱伝達係数については、コンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。

炉心デブリの拡がりについては、拡がり面積が小さくなるよう、デブリの過熱度分が全てキャビティ水に伝熱されデブリの融点まで冷却されること想定し、拡がり面積としてキャビティ床面積の約 1/10 を初期値とし、落下量に応じて拡がり面積が拡大する条件を設定した場合に、コンクリート侵食深さは約 18cm であった。また、①～④に関してコンクリート侵食に対して厳しい条件を重ね合わせた場合の感度解析を行い、コンクリート侵食は約 19cm に達する結果となったが、キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。このときの、MCCI による水素発生を加えても、最終的な格納容器内の水素濃度は 6%程度(ドライ条件換算)にとどまり、水素処理装置(PAR 及びイグナイタ)による処理が可能な程度であった。

上記の感度解析は、炉心デブリが拡がりにくくなるよう、実機条件よりも厳しい条件を与えるものであり、実機でのコンクリート侵食量は、感度解析よりも厳しくなることはないと考えられ、これを不確かさとして設定する。

この結果は 3 ループプラントを対象としたものであり、MAAP の解析モデルとしては各プラントの実機解析に適用できると考えられるが、その不確かさ幅に

については、炉心デブリの総量等に影響を受けると考えられることから、プラント毎に評価が必要である。

(11) 1次系内 FP 挙動、格納容器内 FP 挙動

炉心損傷検知判断が遅れる可能性があるという観点から、FP 放出モデル間の放出速度の相違の幅を参照し、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、炉心損傷検知判断への影響はほとんどないといえる。

この結果は 4 ループプラントを対象に評価したものであるが、FP 放出速度は燃料に関連するもので個別プラントへの依存性は小さいと考えられることから、2、3 ループプラントに対しても同様の傾向となると考えられる。

以上より、MAAP は 1 次系内 FP 挙動、格納容器内 FP 挙動に関して、実機解析に適用できると判断される。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (1/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心	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)) デブリ挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7(1))	・TMI 事故解析 (4.2.1) ・感度解析 (4.3.4 及び添付1)	○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ○炉心ヒートアップ速度 (被覆管酸化が促進される場合) が早まることを想定し、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、被覆管表面積を2倍とした感度解析により影響を確認した (代表4ループプラントを例とした)。 ・SBO、LOCA シーケンスともに、運転員操作の起点となる炉心溶融の開始時刻には影響は小さい。 ・下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、SBO シーケンスでは約14分早まる。LOCA シーケンスでは30秒程度である。
	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 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))	・感度解析 (4.3.1)	○「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心露出を遅めに予測する傾向があり、これを不確かさとして取り扱う。M-R E L A P 5 コードは炉心露出予測について保守的な傾向となることが確認されている。
1次系	気液分離・対向流	1次系モデル (1次系の熱水力モデル) (3.3.3(2))		○ECCS 再循環切替失敗直前の炉心領域とダウンカマのインベントリ、ECCS 再循環切替失敗後の崩壊熱による冷却材蒸散に伴う炉心水位低下の速度、炉心部のボイド率予測については、M-R E L A P 5 コードと同等な結果が得られていることを確認した。 ○「ECCS 再循環機能喪失」を除く他の事象に対しては上記の不確かさは影響しない。
	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、不確かさは小さいと判断される。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (2/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
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)	○TMI事故解析より、Henry-Fauskeモデルを用いた加圧器逃がし弁からの放出流量を適正に評価した。
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(4.3.2)	○注入特性の不確かさは入力値に含まれる。 ○感度解析により流動抵抗(圧損)の感度が小さいことを確認した。
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)	○MB-2実験解析より、1次系から2次系への熱伝達を適正に評価することを確認した。ただし、2次系からの液相放出がある場合、伝熱量を過大評価する傾向を確認した。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)			○MB-2実験解析より、蒸気放出の場合、放出量を適正に評価することを確認した。液相放出の場合、過大評価する傾向を確認した。
	2次側水位変化・ドライアウト			○MB-2実験解析より、ダウンコマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価することを確認した。液相放出がある場合、伝熱部コラプス水位を低めに評価する傾向を確認した。
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) ・CSTF実験解析(4.2.3)	○HDR実験解析及びCSTF実験解析の結果より以下を確認した。 ・格納容器温度： 十数℃程度高めに評価 ・格納容器圧力： 1割程度高めに評価 ・非凝縮性ガス濃度： 適正に評価
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導			○なお、HDR実験は、縦長格納容器と高い位置での水蒸気注入という特徴があり、国内PWRの場合、上記の不確かさは小さくなる方向と判断される。
	区画間の流動(液体)	・不要	・格納容器の形状(流路高低差や堰高さ)に基づく静水頭による流動が主であり、不確かさは小さいと判断される。	
	スプレイ冷却	安全系モデル(格納容器スプレイ)(3.3.6(3))	・不要	○入力値に含まれる。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (3/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
格納容器	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)	○TMI 事故解析における水素発生期間と水素発生量について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。
	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 (4.3.3)	○再循環ユニットの除熱性能に関する不確かさは入力値に含まれる。 ○水素が存在する場合は、ドライ換算 13%の場合、格納容器圧力を 0.016MPa、温度を 2℃の範囲で高めに評価した (代表 3 ループプラントの場合)。
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) ・ 感度解析 (4.3.5 及び添付 1)	○TMI 事故解析における炉心損傷挙動について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ○リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心崩壊に至る温度を下げた場合の感度解析により影響を確認した (代表 4 ループプラントを例とした)。 ・ 下部プレナムへのリロケーション後の原子炉容器の破損時刻は、SBO シーケンスの場合約 26 分、LOCA シーケンスの場合約 3 分、それぞれ早まる。ただし、仮想的な厳しい条件を設定した場合の結果である。
	原子炉容器内 FCI (熔融炉心細粒化、熱伝達)		・ 感度解析 (4.3.6 及び添付 1)	○原子炉容器内 FCI に影響する項目として「デブリジェット径 (炉心部の下部クラストの破損口径)」、「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」及び「デブリ粒子の径」をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、1 次系圧力の過渡的な変化に対して影響はあるものの、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力に対する感度は小さいことを確認した。



表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (4/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉容器 (炉心損傷後)	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))	<ul style="list-style-type: none"> <li>・TMI 事故解析 (4.2.1)</li> <li>・感度解析 (4.3.7 及び添付 1)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○TMI 事故解析における下部ヘッドの温度挙動について TMI 事故分析結果と一致することを確認した。</li> <li>○下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達に関する項目として「炉心デブリと上面水プールとの熱伝達」をパラメータとして感度解析を行い、原子炉容器破損割合及び破損時刻に対して感度が小さいことを確認した。また、「炉心デブリと原子炉容器間の熱伝達」をパラメータとして感度解析を行い、1 次系圧力及び原子炉容器破損時刻に対して感度が小さいことを確認した (代表 4 ループプラントを例とした)。</li> </ul>
	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))	<ul style="list-style-type: none"> <li>・感度解析 (4.3.8 及び添付 1)</li> </ul>	○原子炉容器破損に影響する項目として「計装用案内管溶接部の破損判定に用いる最大歪み (しきい値)」をパラメータとした場合の感度解析を行い、原子炉容器破損時間が 5 分早まることを確認。ただし、仮想的な厳しい条件を与えたケースであり、実機解析への影響は小さいと判断される。
格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化、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))	<ul style="list-style-type: none"> <li>・感度解析 (4.3.9 及び添付 2)</li> </ul>	○原子炉容器外 FCI 現象に関する項目として「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」及び「原子炉容器破損口径」に関して、格納容器破損防止の「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」をベースする感度解析を行い、原子炉容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。
			<ul style="list-style-type: none"> <li>・感度解析 (4.3.10 及び添付 3)</li> </ul>	○MCCI 現象への影響の観点で、「キャビティ水深」及び「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」に関して、格納容器破損防止の「溶融炉心・コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を行い、MCCI によるコンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (5/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
格納容器 (炉心損傷後)	キャビティ床面での 溶融炉心の拡がり	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))	・感度解析 (4.3.10 及 び添付3)	○MCCI 現象への影響の観点で、格納容器破損防止の「溶融炉心・ コンクリート相互作用」の事象をベースに感度解析を行った。 「水-炉心デブリ間の熱伝達係数」に関して、コンクリート侵 食量への感度が小さいことを確認した。また、「炉心デブリの拡 がり面積」に関して、拡がり面積が小さくなるよう、デブリの 過熱度分が全てキャビティ水に伝熱されデブリの融点まで冷却 されることを想定して拡がり面積としてキャビティ床面積の約 1/10 を初期値とし、落下量に応じて拡がり面積が拡大する条件 を設定した場合に、コンクリート侵食深さは約 18cm であった。 さらに、これらのパラメータについてコンクリート侵食に対し て厳しい条件を重ね合わせた場合の感度解析でのコンクリート 侵食は約 19cm であり、継続的な侵食が生じないことを確認し た。また、キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルで あり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。 ○一方、コンクリート侵食が約 19cm の場合、MCCI によって発 生する水素を加えても、最終的な格納容器内の水素濃度は 6%程 度 (ドライ条件換算) であり、水素処理装置 (PAR 及びイグナ イタ) による処理が可能なレベルであることを確認した。 ○上記の感度解析は、実機条件よりも厳しい条件を与えるもの であり、実機でのコンクリート侵食量は、感度解析よりも厳しく なることはないと考えられ、これを不確かさとして設定する。
	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		・ACE 実験解析 (4.2.4) ・SURC 実験解析 (4.2.5)	○ACE 及び SURC 実験解析より、炉心デブリ堆積状態が既知であ る場合の炉心デブリとコンクリートの伝熱及びそれに伴うコン クリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。
	コンクリート分解及 び非凝縮性ガス発生			

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理 (6/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
1次系内 FP 挙動・格納容器内 FP 挙動		核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (3.3.8)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ PHEBUS-FP 実験解析 (4.2.7)</li> <li>・ ABCOVE 実験解析 (4.2.8)</li> <li>・ 感度解析 (4.3.11)</li> </ul>	<p>○PHEBUS-FP 実験解析により、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されるが、燃料棒被覆管温度を高め評価し、燃料破損後の FP 放出開始のタイミングも早く評価する結果となったが、実験の小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。</p> <p>○ABCOVE 実験解析により、格納容器内のエアロゾル沈着挙動をほぼ適正に評価できることを確認した。</p> <p>○炉心溶融検知に影響する項目として「炉心からの FP 放出速度」を低減させた場合の感度解析を行い、格納容器上部区画の希ガス量への影響は小さいことを確認した。</p>

## 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、代替再循環後の崩壊熱による冷却材の蒸散が多くなるために炉心露出が早くなり、また、露出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））、気液分離・対向流（1次系）

これらは炉心水位挙動に関連する現象であり、有効性評価において炉心水位挙動が評価指標に直接影響する「ECCS 再循環機能喪失」に対して、MAAPコードとM-RELAP5コードの比較を行い、MAAPコードが炉心露出までの時間を長く見積もる傾向があることを確認し、これを不確かさとして取り扱う。比較に用いたM-RELAP5コードは、「第1部 M-RELAP5」に示すように、ECCS

再循環機能喪失後の炉心露出予測について保守的な傾向となることが確認されていることから、炉心露出までの時間にこの不確かさを見込むことで、ECCS 再循環機能喪失に係る炉心損傷防止対策の有効性を確認することが可能である。

「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、大破断 LOCA+格納容器スプレイ失敗を想定し、ECCS は、注入モード・再循環モードともに成功することから、LOCA 後の再冠水以降の期間では炉心は冠水しており、また、格納容器圧力・温度は原子炉 1 次系からの冷却材流出に影響されることから、炉心水位計算に係る不確かさは評価結果に影響しないと考えられる。

「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の熔融炉心-冷却材相互作用」及び「熔融炉心・コンクリート相互作用」では、大破断 LOCA（高温側配管）+ECCS 注入失敗+格納容器スプレイ失敗を想定する。「水素燃焼」では、大破断 LOCA+ECCS 注入失敗を想定する。高温側配管破断の場合、上部プレナム、高温側配管、蒸気発生器 1 次側の冷却材は放出されて、水位が形成されないことから、MAAP コードの炉心水位計算に係る不確かさは影響しないと考えられる。

「格納容器過温破損」及び「高圧熔融物・格納容器雰囲気直接加熱」では、全交流動力電源喪失+補助給水失敗を想定し、炉心損傷前は加圧器安全弁からの冷却材流出が支配的となり、早期に上部プレナム、高温側配管は蒸気領域になり、MAAP コードの炉心水位計算に係る不確かさは影響しないと考えられる。

#### 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「高圧熔融物放出／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、Larson-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熔融燃料－冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「熔融炉心・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」、「高圧熔融物放出／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はならないことから、「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）」は蒸気および非凝縮性ガスの流動や蒸気の凝縮に伴う非凝縮性ガス濃度の上昇など挙動は比較的妥当に評価され、不確かさは小さい。「構造材との熱伝達」については、HDR の縦長格納容器と高い位置での水蒸気注入が影響したものと推測されるが、短期的な応答として格納容器雰囲気温度については十数℃程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する結果となった。実験解析では結果がより厳しめな方向となるが、実験体系および注入位置の条件がPWRの条件に置き換われれば、不確かさは低減される方向となると判断される。

したがって、有効性評価において長期的な格納容器圧力及び温度の挙動に着目する「原子炉格納容器の除熱機能喪失」、「格納容器過温破損」及び「格納容器過温破損」並びに圧力スパイク時の格納容器圧力挙動に着目する「原子炉圧力容器外の溶融炉心－冷却材相互作用」については、MAAPによる解析結果は、格納容器圧力及び温度の上昇を実機の挙動よりも大きめに評価する影響があり、実際の格納容器圧力及び温度の上昇は解析結果に比べて小さくなり、限界圧力・温度に対する余裕は大きくなる。

#### 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、補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。

#### 5.1.12 再循環ユニット自然対流冷却

再循環ユニットの除熱性能に関する不確かさは入力値に含まれる。

水素が存在する場合に、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0.016MPa、温度を2℃の範囲で高めに評価する（代表3ループプラントの場合であり、各プラントで再循環ユニットによる自然対流冷却の冷却性能、格納容器自由体積や崩壊熱等の条件が異なることから、プラント毎に評価結果は異なる）。

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）、水素濃度

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

また、炉心ヒートアップ現象に関する感度を確認するために、ジルコニウム-水反応の速度（解析上は被覆管表面積）に対し、格納容器破損防止の事象をベースに感度解析により影響を確認した。LOCAシーケンス、SBOシーケンスともに、炉心溶融開始時期への感度は小さく、また、炉心ヒートアップする状態では炉心出口温度は350°Cを超過し、炉心損傷を起点とする運転操作への影響は小さい。下部プレナムへのリロケーションの開始時間は、SBOシーケンスにおいては、有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心溶融開始から原子炉容器破損まで3~4時間あり、原子炉容器破損時点で原子炉キャビティに十分な注水がなされていることから、格納容器雰囲気温度への影響も軽微であり、有効性評価の結果に与える影響はない。また、「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の1次系圧力も2.0MPa[gage]を下回ることから、格納容器破損防止の有効性評価結果の成立性に影響しない。LOCAシーケンスに対しては感度が小さく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」については、1次系インベントリが減少し除熱が悪化することからヒートアップの感度は小さく、格納容器圧力に対する影響は小さい。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉容器破損時間への影響が小さく、キャビティへの注水量の影響も小さいため、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。「水素燃焼」については、被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしており、実機の被覆管表面積は形状により決まり、有効性評価では、MAAPで得られた水素発生量の変化を全炉心内のZrの75%が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。

#### 5.1.14 リロケーション

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

また、リロケーションに関する感度を確認するために、燃料ペレットが崩壊する判定条件に対し、格納容器破損防止の事象をベースに感度解析により影響を確認した。SBO シーケンスで炉心溶融やリロケーション後の原子炉容器の破損時刻が有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では原では炉心溶融開始から原子炉容器破損まで 3~4 時間あり、原子炉容器破損時点で原子炉キャビティに十分な注水がなされており、格納容器雰囲気温度への影響も小さく、有効性評価の結果に与える影響はない。「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の 1 次系圧力は 2.0MPa[gage]を上回ることではなく、格納容器破損防止対策の成立性に影響しない。LOCA シーケンスに対しては、感度は大きくなく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」については、1 次系インベントリが減少し除熱が悪化し、早期にヒートアップするため、リロケーションの感度は小さく、原子炉容器破損時間への影響も小さいため、格納容器圧力への影響は小さい。「水素燃焼」について、燃料崩壊前の発生量には影響はなく、その後はリロケーションに応じて変化し得るが、有効性評価では、MAAP で得られた水素発生量の変化を全炉心内の Zr の 75%が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート相互作用」について、原子炉容器破損時点でのキャビティへの注水量に大きな差は生じないことから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

#### 5.1.15 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化、熱伝達）

原子炉容器内 FCI に影響する項目として「デブリジェット径（炉心部の下部クラスタの破損口径）」、「Ricou-Spalding のエントレインメント係数」及び「デブリ粒子の径」をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、1 次系圧力の過渡的な変化に対して影響はあるものの、原子炉容器破損時点での 1 次系圧力に対する感度は小さいことを確認した。

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

#### 5.1.16 下部プレナムでの炉心デブリの熱伝達

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、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。原子炉容器破損時期等の事象進展に大きな相違はないため、不確かさによる原子炉容器破損時期等の事象進展への影響は小さく、各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。

#### 5.1.17 原子炉容器破損

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

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

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

#### 5.1.18 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化、熱伝達）

原子炉容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さく、有効性評価においては、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく、各事故シーケンスの評価指標に対して影響するものではない。

原子炉容器外 FCI における圧カスパイクに関しては、解析モデルでの不確かさが①キャビティ水深、②原子炉容器破損口径、③Ricou-Spalding モデルのエントレイ

メント係数及び④デブリ粒子の径に代表され、感度解析により原子炉容器外 FCI により生じる圧力スパイクへの感度は小さいことを確認しており、「原子炉压力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。

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

#### 5.1.19 キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、炉心デブリとキャビティ水の伝熱

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

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

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

#### 5.1.20 FP 挙動（1次系内、格納容器内）

PHEBUS-FP 実験解析において、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されることを確認している。その後の燃料破損後の FP 放出開始のタイミング及び放出挙動については、被覆管酸化反応熱を大きく、燃料棒被覆管温度が高めに推移することにより早めに評価傾向があったが、小規模な炉心体系の模擬性に起因していると考えられ、実機スケールでは、ノード分割数が多く、この種の不確かさは小さくなると考えられる。なお、最終的な FP 放出割合は実験と同程度となっている。

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

また、FP が加圧器逃しタンク経由して格納容器に放出される「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」を対象として、FP 放出速度を変えた場合の感度解析の影響を確認した。燃料からの FP 放出モデルの不確かさを考慮し、FP 放出率に係る係数を 1

割低減させた感度解析ケースでは、ベースケースと同様、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。これより、FP 放出速度が 1 割低減しても、炉心損傷検知判断への影響はほとんどないといえる。

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

## 5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

有効性評価において、MAA P 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 MAA P 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、MAA P 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、格納容器スプレイ系を利用した代替再循環の運転操作を実施するが、ECCS 再循環の失敗を検知してから代替再循環開始までを 30 分と想定している。

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

なお、「実用発電原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」では炉心損傷に係る基準として「燃料被覆管の最高温度が 1,200℃以下であること。」が適用されるが、有効性評価では炉心露出の防止を基準とした評価を実施している。したがって、炉心露出から炉心損傷までに裕度がある。

#### 5.2.3 加圧器逃がし弁開放による 1 次系強制減圧

加圧器逃がし弁開放による 1 次系強制減圧は、炉心損傷検知後、1 次系圧力が 2.0 MPa 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°C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°C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ことから、FP の移動に伴う炉心溶融の判断の遅れはない。なお、MAAP 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、4.2.7 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、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 LOCA の場合と同様に早期に上部区画での線量率が急速に増大する。したがって、1次系開口部の小さい事故シーケンスにおいても、FP の移動に伴う炉心溶融の判断の遅れは小さい。

MAAP 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、実現象においても炉心出口温度は 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。FP 挙動モデルの妥当性確認においても、実験と同様にジルコニウム-水反応の開始近傍で FP が格納容器に放出される事が評価できている。また、FP が加圧器逃しタンクを経由するケースにおいて FP 放出速度を低減させた場合の感度解析結果でも炉心損傷検知の遅れは考えにくいと判断される。

以上から、炉心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次系が高压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℃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 (1/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱） (3.3.2(2))	○入力値に含まれる。	○有効性評価では、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用することから、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	燃料棒内温度変化	炉心モデル（炉心熱水力モデル） (3.3.2(3)) デブリ挙動モデル（炉心ヒートアップ） (3.3.7(1))	○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での熔融進展状態について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ○炉心ヒートアップ速度（被覆管酸化が促進される場合）が早まることを想定し、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、被覆管表面積を2倍とした感度解析により影響を確認した（代表4ループプラントを例とした）。 ・SBO、LOCA シーケンスともに、運転員操作の起点となる炉心熔融の開始時刻には影響は小さい。 ・下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、SBO シーケンスでは約14分早まる。LOCA シーケンスでは約30秒早まる。	○TMI 事故の再現性を確認しており、炉心ヒートアップに係る基本的なモデルについては、妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。 ○感度解析では炉心熔融の時刻に対する感度は小さく、炉心ヒートアップする状態では炉心出口温度は350℃を超過し、炉心損傷を起点とする運転操作への影響は小さい。 ○同じく感度解析では、下部プレナムへのリロケーションの開始時間は、SBO シーケンスで有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心熔融開始から原子炉容器破損まで3～4時間あり、原子炉容器破損時点で原子炉キャビティに十分な注水がなされており、格納容器雰囲気温度への影響も軽微であり、有効性評価の結果に与える影響はない。「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の1次系圧力は2.0MPa[gage]を上回ることなく、格納容器破損防止対策の成立性に影響しない。 ○LOCA シーケンスに対しては感度が小さく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の熔融炉心-冷却材相互作用」については、1次系インベントリが減少し除熱が悪化することからヒートアップの感度は小さく、原子炉容器破損時間への影響も小さいため、格納容器圧力に対する影響は小さい。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉容器破損時間への影響が小さく、キャビティへの注水量の影響も小さいため、コンクリート侵食量への影響は小さい。「水素燃焼」については、被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしており、実機の被覆管表面積は形状により決まり、有効性評価では、MAAP で得られた水素発生量の変化を全炉心内のZrの75%が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。
	燃料棒表面熱伝達			
	被覆管酸化			
被覆管変形				

表 5.2-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理 (2/7)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル (炉心水位計算モデル) (3.3.2(4))	<ul style="list-style-type: none"> <li>○「ECCS 再循環機能喪失」では、M-R E L A P 5 よりも炉心露出を遅めに予測する傾向があり、これを不確かさとして取り扱う。M-R E L A P 5 コードは炉心露出予測について保守的な傾向となることが確認されている。</li> <li>○ECCS 再循環切替失敗直前の炉心領域とダウンカマのインベントリ、ECCS 再循環切替失敗後の崩壊熱による冷却材蒸散に伴う炉心水位低下の速度、炉心部のボイド率予測については、M-R E L A P 5 コードと同等な結果が得られていることを確認した。</li> <li>○「ECCS 再循環機能喪失」を除く他の事象に対しては上記の不確かさは影響しない。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>○「ECCS 再循環機能喪失」では、炉心露出の予測に与える不確かさがあり、この時間を想定する実操作時間に考慮することで ECCS 再循環機能喪失に係る炉心損傷防止対策の有効性を確認できる。なお、炉心露出を基準として実施していることから、炉心露出から炉心損傷までに裕度がある。</li> <li>○「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、ECCS は注入モード / 再循環モードともに成功し、LOCA 後の再冠水以降では炉心は冠水しており、炉心水位計算に係る不確かさは格納容器圧力・温度に影響しない。</li> <li>○「格納容器過圧破損」、「原子炉圧力容器外の熔融炉心-冷却材相互作用」、「水素燃焼」及び「熔融炉心・コンクリート相互作用」では、高温側配管破断を想定し、上部プレナム、高温側配管及び蒸気発生器 1 次側の冷却材は放出されて、水位が形成されないことから、炉心水位計算に係る不確かさは影響しない。</li> <li>○「格納容器過温破損」及び「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」では、炉心損傷前は加圧器安全弁からの冷却材流出が支配的となり、早期に上部プレナム、高温側配管は蒸気領域になり、MAAP コードの炉心水位計算に係る不確かさは影響しない。</li> </ul>
	気液分離 (炉心水位)・対向流	1 次系モデル (1 次系の熱水力モデル) (3.3.3(2))		
1 次系	気液分離・対向流	1 次系モデル (1 次系の熱水力モデル) (3.3.3(2))		
	構造材との熱伝達	1 次系モデル (1 次系破損モデル) (3.3.3(4))	○熱伝達及びクリープ破損については、いずれも工学分野で広く使用されるモデルであり、不確かさは小さいと判断される。	○有効性評価の結果に影響しない。
	ECCS 強制注入	安全系モデル (ECCS) (3.3.6(1))	○入力値に含まれる。	○強制注入系特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。
	蓄圧タンク注入	安全系モデル (蓄圧タンク) (3.3.6(2))	○注入特性の不確かさは入力値に含まれる。 ○感度解析により流動抵抗 (圧損) の感度が小さいことを確認した。	○注入系特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。 ○流動抵抗 (圧損) 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 事故解析より、Henry-Fauske モデルを用いた加圧器逃がし弁からの放出流量を適正に評価することを確認した。	○加圧器逃がし弁による放出流量は適正に評価を行っており、有効性評価解析への影響はほとんどない。

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

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)	○MB-2 実験解析より、1次系から2次系への熱伝達を適正に評価することを確認した。ただし、2次系からの液相放出がある場合、伝熱量を過大評価する傾向を確認した。	○有効性評価においては、2次系からの液相放出が生じないため、1次系から2次系への熱伝達を適正に評価する。
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		○MB-2 実験解析より、蒸気放出の場合、放出量を適正に評価することを確認した。液相放出の場合、過大評価する傾向を確認した。	○有効性評価においては、2次系からの液相放出が生じないため、2次系からの蒸気放出を適正に評価する。
	2次側水位変化・ドライアウト		○MB-2 実験解析より、ダウンカマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価することを確認した。液相放出がある場合、伝熱部コラプス水位を低めに評価する傾向を確認した。	○有効性評価においては、2次系からの液相放出が生じないため、ダウンカマ水位、伝熱部コラプス水位をほぼ適正に評価する。
格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導	格納容器モデル (格納容器の熱水力モデル) (3.3.5(2))	○HDR 実験解析及びCSTF 実験解析の結果より以下を確認した。 ・格納容器温度：十数℃程度高めに評価 ・格納容器圧力：1割程度高めに評価 ・非凝縮性ガス濃度：適正に評価 ○なお、HDR 実験は、縦長格納容器と高い位置での水蒸気注入という特徴があり、国内PWRの場合、上記の不確かさは小さくなる方向と判断される。	○有効性評価において長期的な格納容器圧力及び温度の挙動に着目する「原子炉格納容器の除熱機能喪失」、「格納容器過温破損」及び「格納容器過圧破損」並びに圧力スパイク時の格納容器圧力挙動に着目する「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」では、MAAPによる解析結果は、格納容器圧力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する影響がある。したがって、解析結果に比べて、実際の格納容器圧力・温度の上昇は小さくなり、限界圧力・温度に対する余裕は大きくなる。 ○また、再循環ユニットによる自然対流冷却の操作時刻を早めに見積もる傾向があるが、格納容器圧力上昇は緩慢であるため、影響は小さいと考えられる。
	区画間の流動 (液体)		○格納容器の形状 (流路高低差や堰高さ) に基づく静水頭による流動が主であり、不確かさは小さいと判断される。	○有効性評価の結果に影響しない。
	スプレイ注入		安全系モデル (格納容器スプレイモデル) (3.3.6(3))	○入力値に含まれる。

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

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
格納容器	水素濃度	格納容器モデル (水素発生) (3.3.5(4))	○TMI 事故解析における水素発生期間と水素発生量について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。	○TMI 事故の再現性を確認しており、水素発生に関する基本的なモデルについては、妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。有効性評価では、MAAP で得られた水素発生量の変化を全炉心内の Zr の 75% が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。
	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))	○再循環ユニットの除熱性能に関する不確かさは入力値に含まれる。 ○水素が存在し、ドライ換算 13% の場合、格納容器圧力を 0.016 MPa、温度を 2°C の範囲で高めに評価した (代表 3 ループプラントの場合)。	○「原子炉格納容器の除熱機能喪失」では、水素発生がないことから影響しない。「格納容器過温破損」及び「格納容器過圧破損」では、水素の発生があり実際の格納容器圧力・温度は解析結果よりも高めに推移する傾向となる。したがって、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である。
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 事故解析における炉心損傷挙動について、TMI 事故分析結果と一致することを確認した。 ○リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心崩壊に至る温度を下げた場合の感度解析により影響を確認した (代表 4 ループプラントを例とした)。 ・下部プレナムへのリロケーション後の原子炉容器の破損時刻は、SBO シーケンスの場合約 26 分、LOCA シーケンスの場合約 3 分、それぞれ早まる。ただし、仮想的な厳しい条件を設定した場合の結果である。	○TMI 事故の再現性を確認しており、リロケーションに係る基本的なモデルについては、妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。 ○感度解析では、SBO シーケンスで炉心溶融やリロケーション後の原子炉容器の破損時刻が有意に早まる結果であったが、「格納容器過温破損」では炉心溶融開始から原子炉容器破損まで 3~4 時間あり、原子炉容器破損時点で原子炉キャビティに十分な注水がなされており、格納容器雰囲気温度への影響も小さく、有効性評価の結果に与える影響はない。「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」では、原子炉容器破損時の 1 次系圧力は 2.0MPa[gage]を上回ることなく、格納容器破損防止対策の成立性に影響しない。 ○LOCA シーケンスに対しては、感度は大きくなく、「格納容器過圧破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心-冷却材相互作用」については、1 次系インベントリが減少し除熱が悪化し、早期にヒートアップするため、リロケーションの感度は小さく、原子炉容器破損時間への影響も小さいため、格納容器圧力への影響は小さい。「水素燃焼」について、炉心崩壊前の水素発生量には影響はなく、その後はリロケーションに応じて変化し得るが、有効性評価では、MAAP で得られた水素発生量の変化を全炉心内の Zr の 75% が反応するように補正して評価していることから、有効性評価の結果に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉容器破損時間への影響が小さく、キャビティへの注水量の影響も小さいため、コンクリート侵食量に対する影響は小さい。

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

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

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

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

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

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
格納容器 (炉心損傷後)	炉心デブリとコンクリートの伝熱	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))	○ACE 及び SURC 実験解析より、炉心デブリ堆積状態が既知である場合の炉心デブリとコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。	(前ページに記載)
	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 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル (3.3.8)	<p>○PHEBUS-FP 実験解析により、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されるが、燃料棒被覆管温度を高め評価し、燃料破損後の FP 放出開始のタイミングも早く評価する結果となったが、実験の小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。</p> <p>○ABCOVE 実験解析により、格納容器内のエアロゾル沈着挙動をほぼ適正に評価できることを確認した。</p> <p>○炉心熔融検知に影響する項目として「炉心からの FP 放出速度」を低減させた場合の感度解析を行い、格納容器上部区画の希ガス量への影響は小さいことを確認した。</p>	<p>○PHEBUS-FP 実験解析で、ギャップ放出のタイミングについて、よく模擬できており、炉心損傷検知を起因とする運転操作の時期への影響は小さいと考えられる。燃料破損後の FP 放出挙動については、小規模体系の模擬性が原因と推定され、TMI 事故解析で再現性が示されているように、実機規模の体系においては妥当性を有すると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。</p> <p>○格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について、各事故シーケンスの評価に適用できる。</p> <p>○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、炉心熔融検知判断への影響はほとんどない。</p>	

## 6. 参考文献

- [1] 三菱PWR 炉心損傷及び格納容器破損に係る重要事故シーケンスへのMAAPコードの適用性について、MHI-NES-1056、三菱重工業、平成25年
- [2] “Proceedings: MAAP Thermal-Hydraulic Qualifications and Guidelines for Plant Application Workshop”, EPRI NP-7515, 1991.
- [3] “MAAP PWR Application Guidelines for Westinghouse and Combustion Engineering Plants,” EPRI TR-100743, 1992.
- [4] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971
- [5] "Critical Flow Data Review and Analysis" EPRI NP-2192, 1982.
- [6] Kwang-hahn(KAERI) et al., “A State-of-art review of the reactor lower head models employed in three representative U.S. Severe Accident Codes,” Progress in Nuclear Energy, Vol. 42, No.3, p361-382, 2003.
- [7] D. Magallon et al., “European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309–346.
- [8] “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants,” NUREG-1465, 1995
- [9] “Methods and Assumptions for Evaluating Radiological Consequences of Design Basis Accidents at Light-Water Nuclear Power Reactors,” NRC Regulatory Guide 1.195.
- [10] 社団法人 日本原子力学会 「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」 (平成22年4月)
- [11] “Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Plants,” NUREG-1150, 1991.
- [12] E. C. Beahm, et al., “Iodine Chemical Forms in LWP Severe Accidents,” NUREG/CR-5732, 1992.
- [13] 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
- [14] "TMI-2 Analysis Exercise Final Report," NEA/CSNI/R(91)8, 1992.
- [15] “TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report,” NUREG/CR-6197, 1994.
- [16] “A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident,” Nuclear Technology Vol.87, 1989.
- [17] "International standard problem 29: distribution of hydrogen within the HDR containment under severe accident conditions: final comparison report," NEA/CSNI/R(93)4, 1993.



- [18] 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).
- [19] G. R. Bloom, et al., “Hydrogen mixing and distribution in containment atmospheres,” EPRI Report NP-2669, 1983.
- [20] OECD/NEA “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions,” NEA/CSNI/R(92)10.
- [21] “International standard problem No 24: ISP-24: SURC-4 experiment on core-concrete interactions,” NEA/CSNI-155, 1988.
- [22] 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)
- [23] 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).
- [24] “Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Plants,” NUREG-1150, 1991.
- [25] Clement and Haste (IRSN, Cadarache), “Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem,” OECD/NEA, July 2003.
- [26] D. Jacquemain, et al., “FPT1 Final Report Final Version,” December 2000.
- [27] R.K. Hilliard et al. “Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5,” HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.
- [28] K. Kang, et, al. “Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms,” Journal of Nuclear Science and Technology, 2006
- [29] JAEA-Research 2007-072 「軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価」 2007年8月

別紙1 入力項目リスト

入力項目リスト (1/4)

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

入力項目リスト (2/4)

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

入力項目リスト (3/4)

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

入力項目リスト (4/4)

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