

に達するが、MAAPコードのモデルでは、溶融プールと一体化する仮定としている。

原子炉下部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。溶融炉心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。溶融炉心温度が液化温度 T_L よりも高い場合はすべて液体となり、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、即ち、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コードでは、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浸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コードの溶融プールモデルでは、入力変数により与える面積に拡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原子炉下部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。デブリ粒子の堆積についても、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、原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動、特に水プール中の溶融炉心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

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

溶融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図 3.3-14 に示す。溶融プールは単一ノードとしているが、クラストは上面、下面、側面に分割して、それぞれ温度分布を持つ仮定としている。

まず、コンクリートと溶融炉心の伝熱について述べる。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、溶融炉心の冷却が進み、コンクリート温度の方が高くなる場合には、コンクリートから溶融炉心への伝熱も仮定している。

次に溶融炉心上面の伝熱について述べる。クラストが気体と接触している場合は、輻射熱と対流熱伝達により周囲の物質と伝熱する。クラストが水と接触している場合は、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用している。Kutateladze 相関式は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）におけるバーンアウト熱流束（限界熱流束）の整理式であり、溶融炉心により加熱されることにより発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を限界熱流束とする式である。Kutateladze の式は、

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

で表される。 q は熱流束、 L は蒸発の潜熱、 σ は表面張力、 g は重力加速度、 ρ_L 及び ρ_V は液体及び蒸気の密度である。ここで、 C_K は係数であり、Kutateladze は 0.16 を、Zuber は 0.12~0.16 の範囲、あるいは、 $\pi/24$ (=0.131) を与えている。係数 C_K については、経験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米国国立サンディア研究所 (SNL) で実施された溶融炉心・コンクリート相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験である SWISS 実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束が 0.8 MW/m^2 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、水プール中の溶融炉心挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題であり、溶融プールの伝熱についても、原子炉下部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

溶融炉心からコンクリートへの伝熱により、コンクリート温度がコンクリート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浸入し、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、原子炉格納容器内に放出される。これらのガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また、ガスによる影響として、コンクリートと溶融炉心間にクラックや空隙が形成され、溶融炉心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浸入し、ウラン、ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより、溶融炉心の融点が低下する傾向となる。

3.3.8 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 1,277℃であり、1 次系あるいは原子炉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（熱泳動や拡散泳動）で構造物表面に付着し、また、加圧器逃がしタンク内や 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MAAPコードの FP 挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には、CsI 等のような素化学種のエアロゾルでは、原子炉格納容器内に形成されるプール水中に溶解し、放射線により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I_2 （沸点 184.3℃）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MAAPコード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 の状態変化及び輸送モデル

- ・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 次系及び原子炉格納容器内の 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、水中及び炉心溶融炉心内の FP を考慮する。
- ・溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心と共に移動する。
- ・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 コード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。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP は、燃料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・コンクリート相互作用によって FP が原子炉格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出された 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。ガス状及びエアロゾルは 1 次系内及び原子炉格納容器内のガス流動と共に移動する。これら FP の状態変化及び移動挙動については後述する。

(2) FP の状態変化及び輸送モデル

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。気相及び液相中の 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 次系内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着した 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、炉心あるいは熔融炉心中の FP の場合は、熔融炉心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原子炉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原子炉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原子炉下部キャビティに落下した熔融炉心から FP が原子炉格納容器へ放出される。原子炉格納容器へ放出された FP は、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行し、原子炉格納容器上部に到達する。

一方、原子炉格納容器及び 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。原子炉格納容器内の 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 コード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及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降

の場合と同様に Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

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、流量及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 又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、液相及び構造物に FP 量に応じたエネルギーを与える。

揮発性 FP（希ガス、CsI、RbI、CsO₂、TeO₂、Te₂ 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 次系又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギー計算に用いられる。

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

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 1,000°C 以上であり、1 次系及び原子炉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 コードの 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_2 （沸点 $184.3^{\circ}C$ 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 コードでは、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 コードにおいて、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 を考慮することで原子炉格納容器気相部のよう素量は低下する方向であるが、MAAP コードではモデル化されていない。

このように MAAP コードでは、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。

原子炉格納容器内の圧力や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 の輸送量及びそこでの発熱（崩壊熱）を計算する。ここで、崩壊熱は大部分が溶融炉心及び原子炉格納容器液相部で発生する。原子炉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ー及び沈着によって原子炉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ー及び沈着により速やかに除去されない。したがって原子炉格納容器気相部の崩壊熱に対するよう素化学形態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^[8]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^[9]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、原子炉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原子炉格納容器内の圧力や温度の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 コードの評価結果の原子炉格納容器圧

力から得られる「格納容器漏えい率」を用いる。ソースタームについては、MAAPコード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 に基づき元素の化学形態も含めて設定している。

以上、MAAPコードのFP挙動モデルにおいては、炉心燃料からのFP放出モデル、FPの状態変化及び輸送モデル並びにFP移動に伴う崩壊熱分配モデルを備えており、炉心溶融時の原子炉格納容器内へのFPの放出及び原子炉格納容器内のFPの移行挙動を事象進展に応じて評価することができる。FP化学形態や沈着したエアロゾルの再浮遊など、モデル上考慮していない現象もある。そこで、参考1では、MAAPコードによる原子炉格納容器内ソースターム評価結果と被ばく評価で用いる更新ソースターム（NUREG-1465）との比較を行うことで、MAAPコードによる原子炉格納容器内ソースターム評価の特徴について考察している。

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (1/5)

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	・径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力 ・原子炉トリップまで初期値を維持
	崩壊熱	・炉心全体の崩壊熱曲線を入力 ・径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力 ・リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動 ・FP は 1 2 の核種グループを設定
	熱水力モデル (伝熱)	・健全形状炉心 (露出時) : 対流熱伝達及び輻射熱伝達 ・健全形状炉心 (冠水時、ペレット-燃料被覆管) : ペレット内熱伝導+ギャップ熱伝達 (輻射熱伝達含む) ・健全形状炉心 (冠水時、燃料被覆管-冷却材) : 対流熱伝達+輻射熱伝達 ・崩壊炉心 (露出時) : 熱伝導、(対流+輻射熱伝達) の平均 ・崩壊炉心 (冠水時) : 限界熱流束 ・崩壊炉心 (伝熱表面積) : 炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量から計算 ・燃料被覆管酸化 : Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart-Pawel 相関式 (低温時) ・燃料棒内と 1 次系内の圧力差で膨れによる破損を考慮 ・ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮
	水位計算モデル	・ダウンカマ部と炉心部で同じ水頭を仮定 ・炉心内の平均ボイド率は気泡上昇速度及びガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算
	1 次系モデル	
1 次系モデル	熱水力モデル (流動)	・ノード及び物質毎に以下を適用 ・質量及びエネルギー保存則 ・流量は圧力損失、静水頭バランスにより計算 ・気相の自然循環、リフラックス冷却を考慮 ・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
	熱水力モデル (伝熱)	・1 次系ヒートシンクとして、原子炉容器、1 次系配管及び炉内構造物を考慮 ・冷却材と 1 次系ヒートシンク : 強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・水蒸気と 1 次系ヒートシンク : 強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
	加圧器モデル	・気相部 (水素及び気体 FP 含む)、液相部 (溶解 FP 含む) に分割された熱非平衡モデル ・気相部、液相部の界面でのフラッシング及び気相の凝縮を考慮 ・加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出流は加圧器逃がしタンクに導かれ、加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャディスクの破損を仮定
	1 次系破損モデル	・Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を評価
	破断流モデル	・差圧流 ・臨界流 (Henry-Fauske モデル)

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (2/5)

項目		計算モデル
蒸気発生器モデル	熱水力モデル (流動)	・ノード及び物質毎に以下を適用 － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧力損失、静水頭バランスにより計算
	熱水力モデル (伝熱)	・1次側 (単相及び二相均質流) 強制対流時：Dittus-Boelter 相関式 自然対流時：一定の熱伝達係数を仮定 ・1次側 (気液分離) リフラックス冷却を模擬 ・2次側 (伝熱管冠水部 (液相部)) Jens-Lottes 相関式 ・2次側 (伝熱管露出部 (液相部)) 強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
原子炉格納容器モデル	熱水力モデル (流動)	・ノード及び物質毎に以下を適用 － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧力損失、静水頭バランス及び圧力差により計算 ・1次系からの破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシングを考慮 ・気液界面の水のフラッシング、蒸気の凝縮を考慮
	熱水力モデル (伝熱)	・原子炉格納容器ヒートシンクとして、原子炉格納容器壁及び床、金属機器を考慮 ・水と原子炉格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・水蒸気と1次系ヒートシンク：強制対流熱伝達、自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル	・原子炉格納容器上部区画とアニュラ区画の間の流路として格納容器再循環ユニットを模擬 ・除熱特性：原子炉格納容器内温度と流速及び原子炉格納容器内温度と除熱量の関数を入力
	水素発生	・水素発生源： ・炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム-水反応 (Baker-Just 相関式 (高温時) 及び Cathcart-Pawel の相関式 (低温)) ・溶融炉心によるコンクリート分解 (放射線水分解による水素発生、原子炉格納容器内での金属腐食による水素発生、原子炉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)
	原子炉格納容器破損モデル	・原子炉格納容器圧力と最高使用圧力の2倍あるいは原子炉格納容器内温度と200℃との比較により原子炉格納容器の破損を判定

表 3.3-1 MAA 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	ECCS	・ 注入特性を入力し 1 次系圧力に応じて注入流量を計算
	蓄圧タンク	・ 状態方程式により蓄圧タンク圧力を計算し 1 次系圧力との差圧及び配管圧力損失から注入流量を計算
	加圧器逃がし弁、安全弁	・ 設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・ 加圧器内の二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算
	主蒸気逃がし弁、安全弁	・ 設計値（設計圧力に対する流量）から臨界流モデル（蒸気単相）に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・ 蒸気発生器 2 次側二相水位に応じて臨界流モデルを選択（蒸気単相から二相まで）しながら気相と液相の流量を計算
	補助給水	・ 境界条件（蒸気発生器水位がプログラム水位に一致するよう自動制御）
溶融炉心挙動モデル	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	・ 軸方向及び径方向に質量及びエネルギーの移動を考慮 ・ 炉心ノード内の状態として、「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 ・ 軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・ 径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・ 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 ・ 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 ・ クラストは過熱及び溶融プールによる水頭でのクリープ破損を考慮
	下部プレナムでの溶融炉心挙動	・ 下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算 ・ デブリジェットと水のエントレインを計算 ・ エントレイン量：Ricou-Spalding モデル ・ 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・ 成層化した溶融炉心を模擬 ・ 上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束又は Henry- Epstein-Fauske 相関式 ・ 粒子ベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式 ・ 下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式

表 3.3-1 MAA Pコードのモデル一覧 (4/5)

項目		計算モデル
溶融炉心挙動モデル (つづき)	原子炉容器破損	・計装用案内管溶接部の破損として、関数化されたせん断応力あるいは歪みがしきい値を超える場合に破損を判定 ・原子炉容器下部ヘッドの破損として、Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を考慮 ・破損後、溶融炉心の加熱による破損口拡大を模擬
	原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出	・高圧溶融物放出を防止が評価目的であり、高圧溶融炉心放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない。
	格納容器雰囲気直接加熱	
	原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動 (落下及び溶融プール)	・デブリジェットと水のエントレインを計算 エントレイン量：Ricou-Spalding モデル 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・原子炉下部キャビティ床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定 ・原子炉下部キャビティ床での拡がり面積は入力値で設定 ・溶融プールは厚さ均一の平板を仮定、内部温度は1点で模擬 ・上部、下部及び側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮 ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似 ・侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化及び固化温度を評価 ・炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）の発生を評価
	原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動 (溶融プールの伝熱)	・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及び輻射熱伝達を考慮 ・内部の溶融物から上部、下部及び側部クラストへは対流熱伝達を考慮
	原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動 (コンクリート侵食)	・コンクリート温度は、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つと仮定 ・コンクリート温度がコンクリート融解温度を超えると侵食開始。その際、コンクリート融解熱及び化学反応熱発生を考慮。 ・コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに浸入すると仮定し、溶融プール中の金属との酸化反応を考慮 ・コンクリートのスラグも溶融プールに浸入し、ウラン、ジルコニウム等と混合すると仮定

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	・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 ・ペレットと燃料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） ・溶融炉心・コンクリート相互作用に伴う FP 放出を模擬
	遷移及び輸送	・1 次系及び原子炉格納容器内の 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、水中及び溶融炉心内の FP を考慮 ・気相及び液相中の 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 ・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 ・溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心と共に移動 ・水中の FP は区画間の水の流れと共に移動 ・原子炉格納容器及び 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 ・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 ・よう素の化学形態として、粒子状よう素のみを考慮
	崩壊熱	・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 ・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 ・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

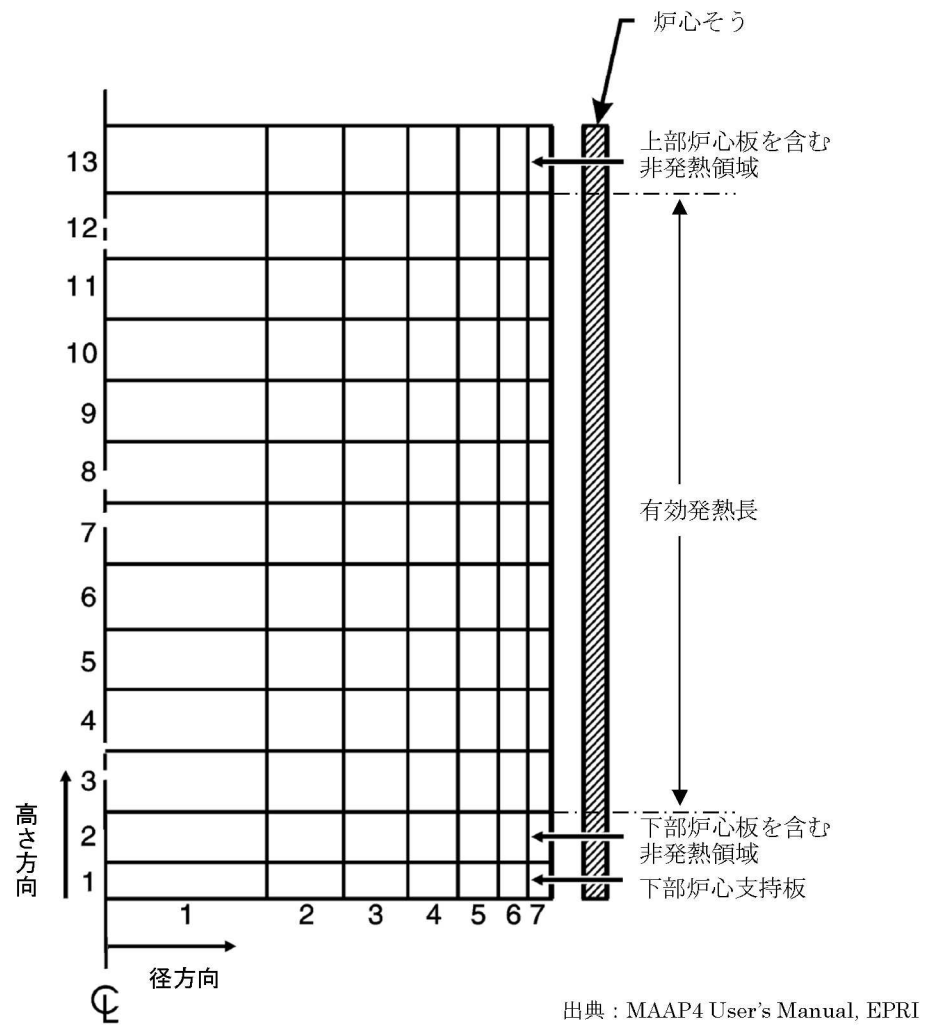
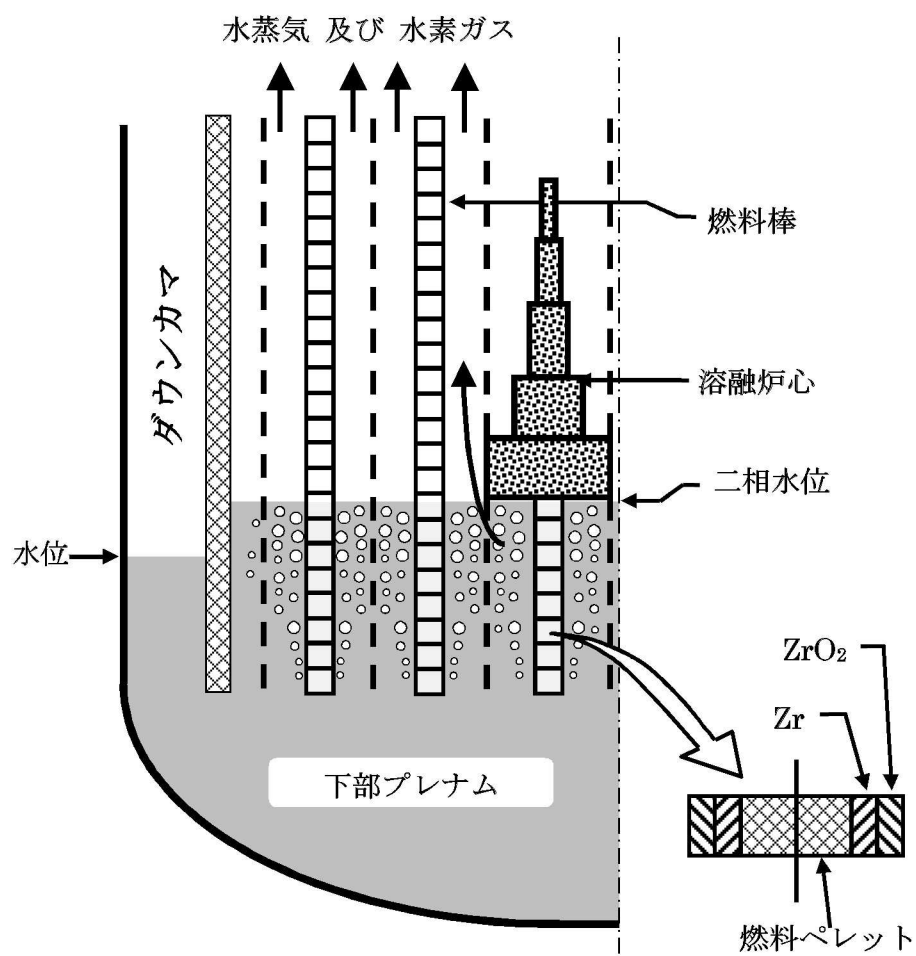
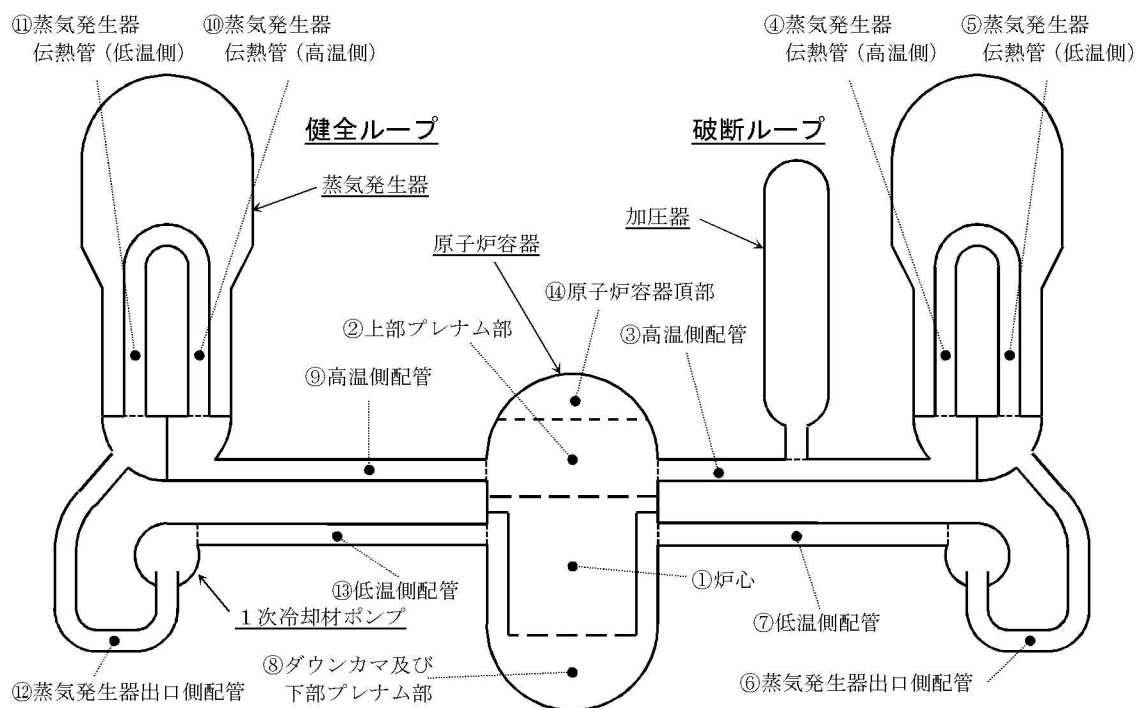


図 3.3-1 MAAPコード ノード分割例（炉心モデル）



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コード ノード分割図（1次系モデル）

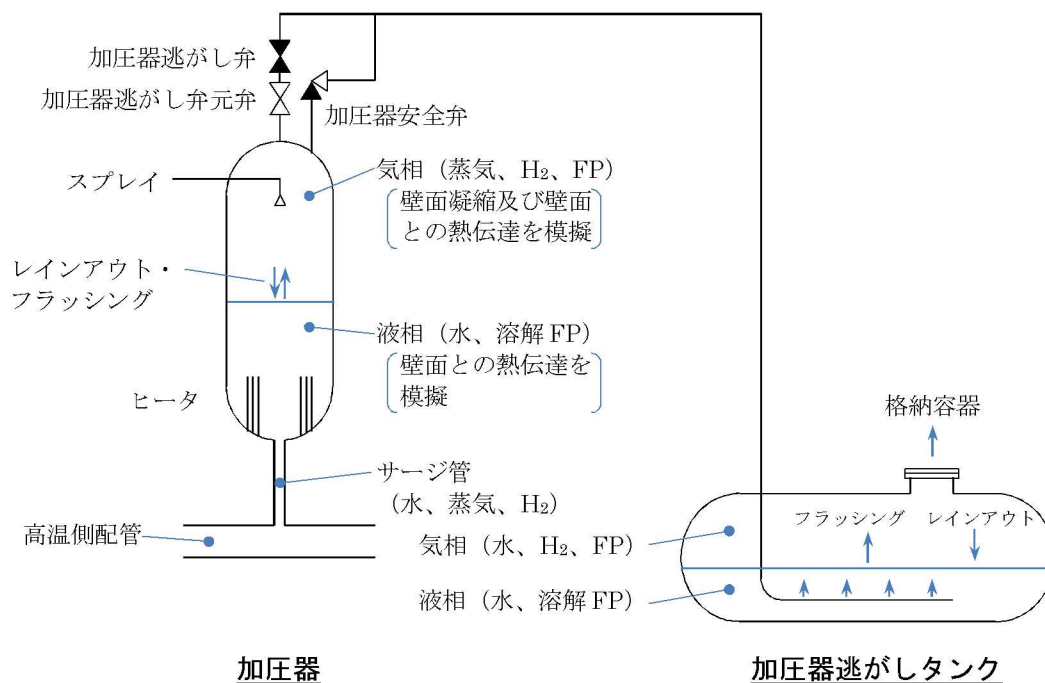
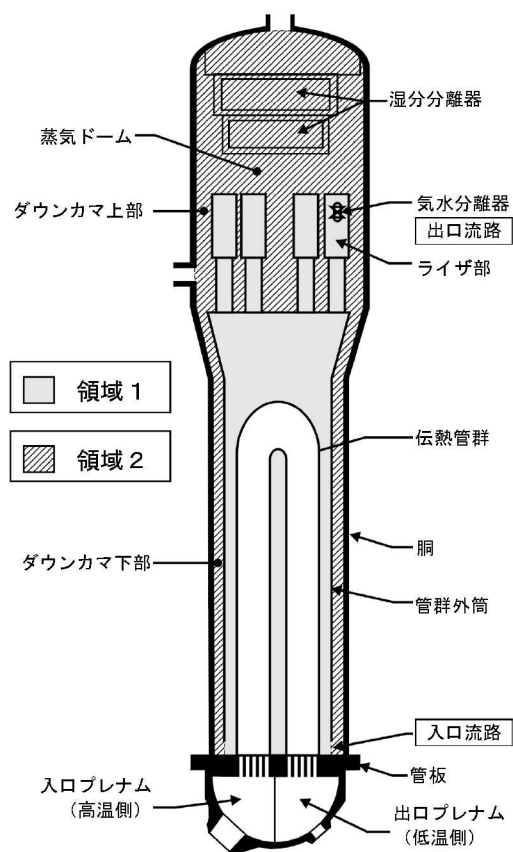
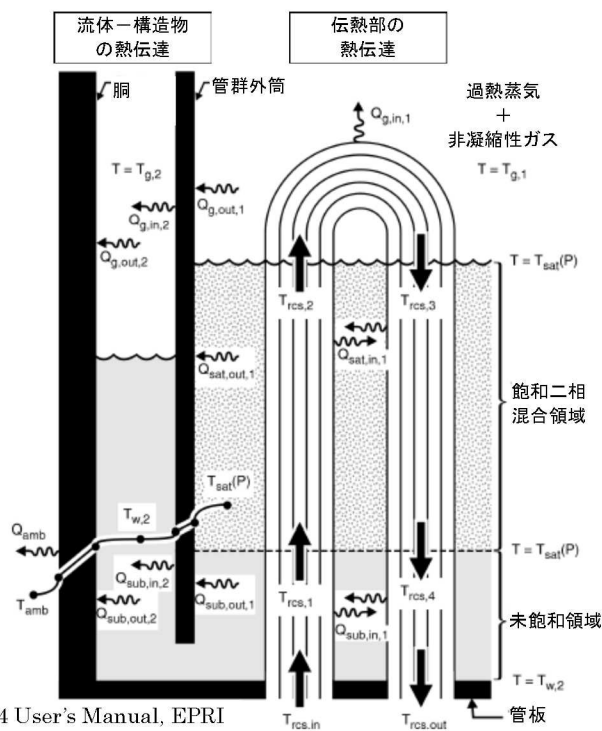


図 3.3-4 加圧器及び加圧器逃がしタンクモデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAPコード ノード分割図（2次系モデル）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-6 蒸気発生器の伝熱モデル

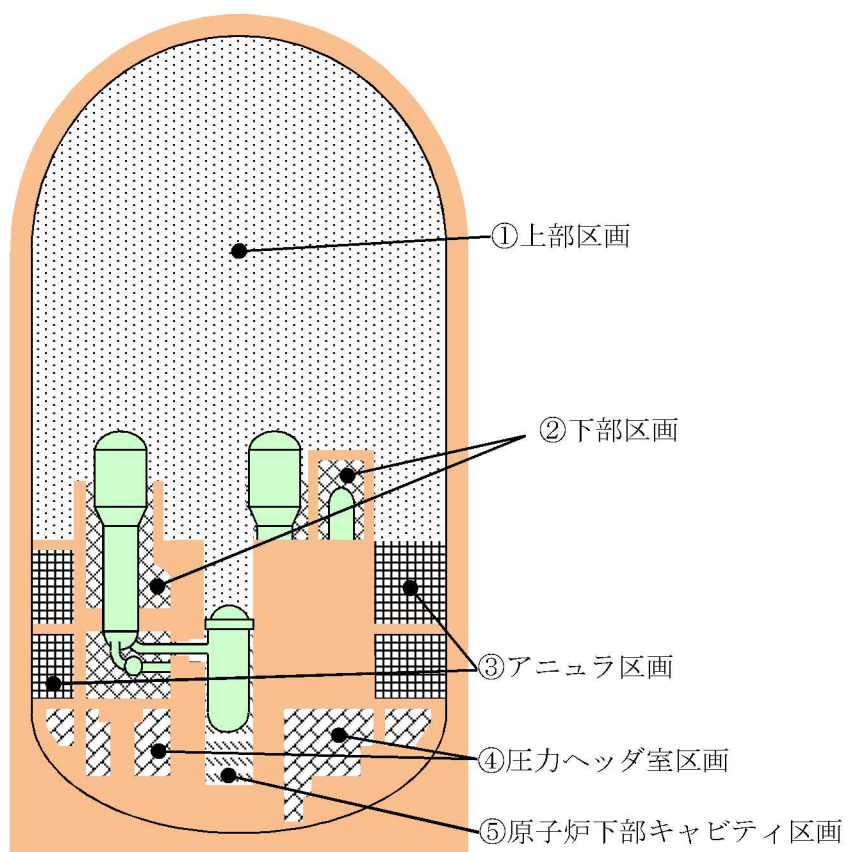


図 3.3-7 MAA Pコード ノード分割図(原子炉格納容器モデル: 3 ループプラントの例)

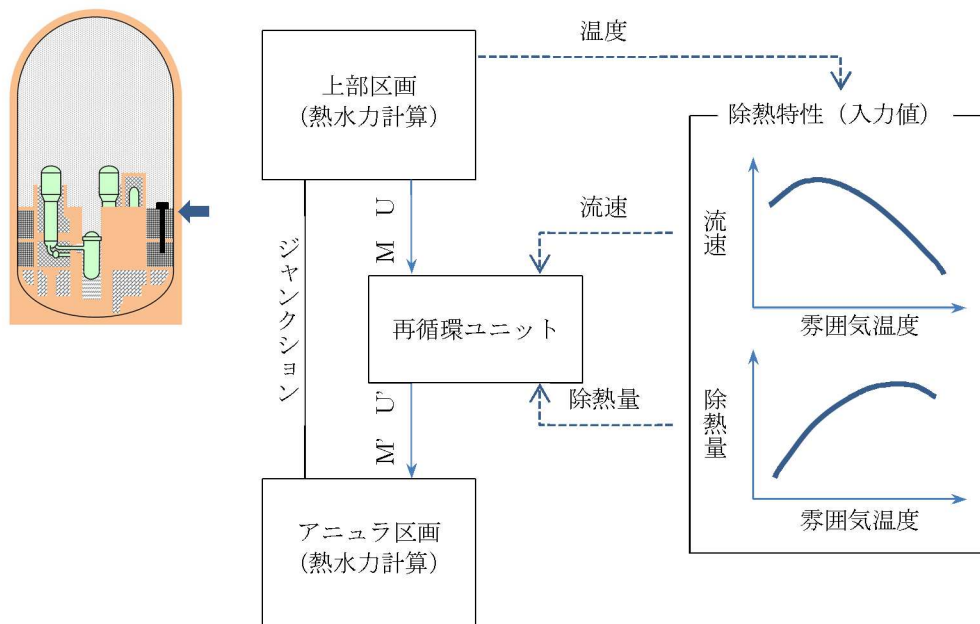


図 3.3-8 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル

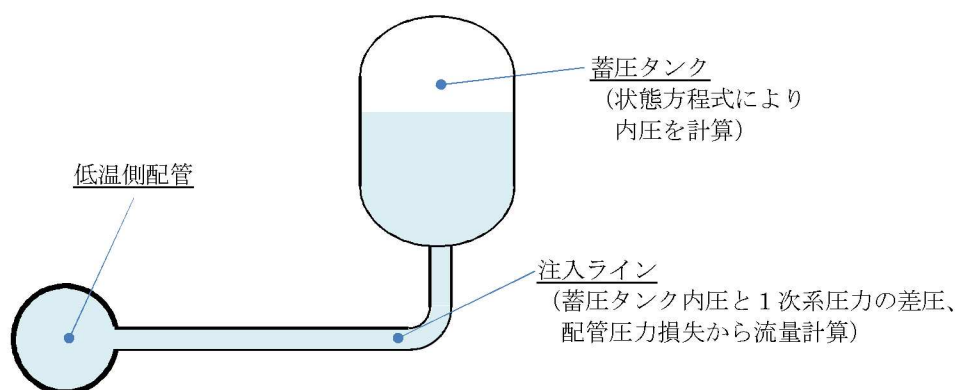


図 3.3-9 蓄圧注入系モデル

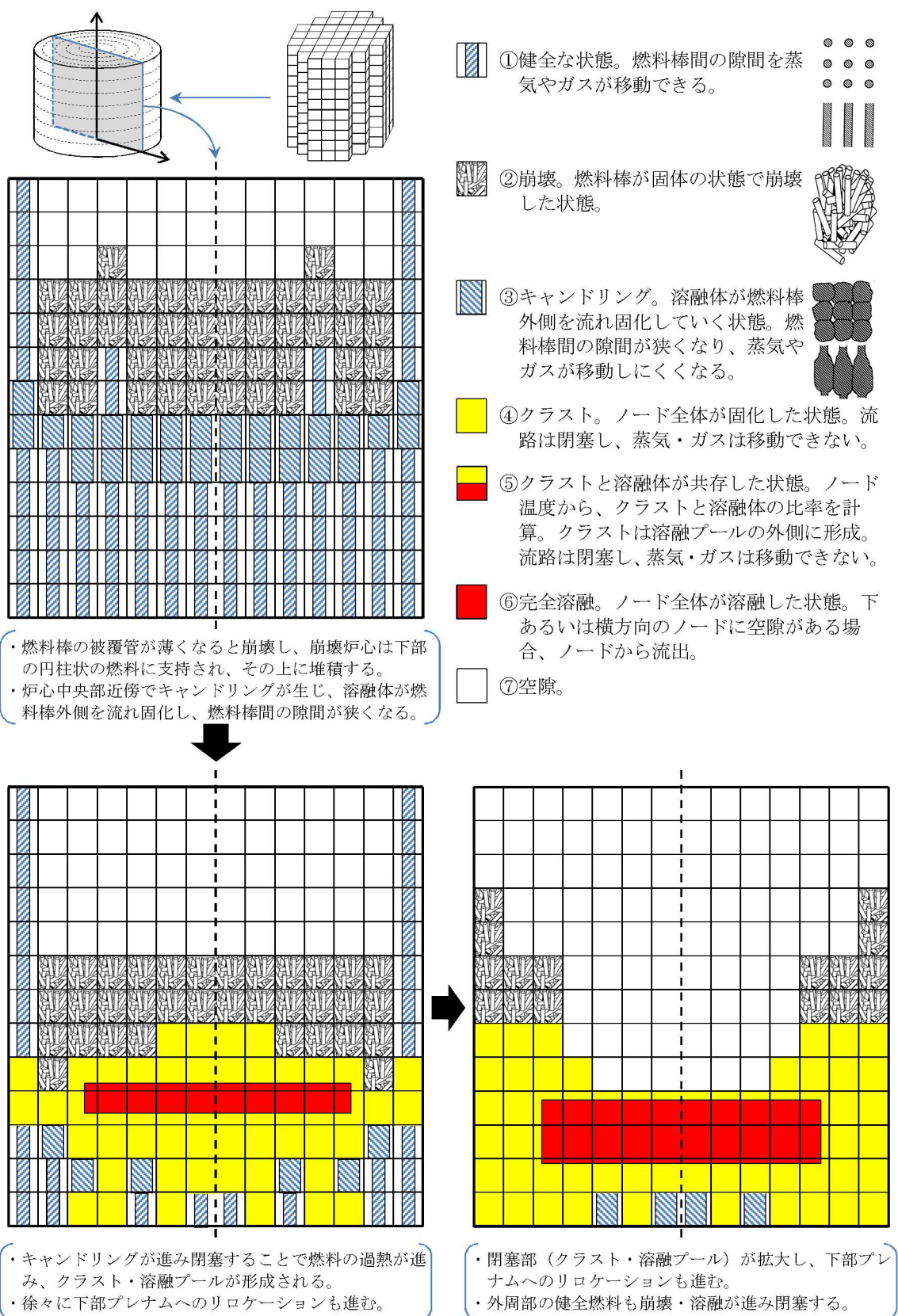


図 3.3-10 リロケーション時の炉心の状態（例）

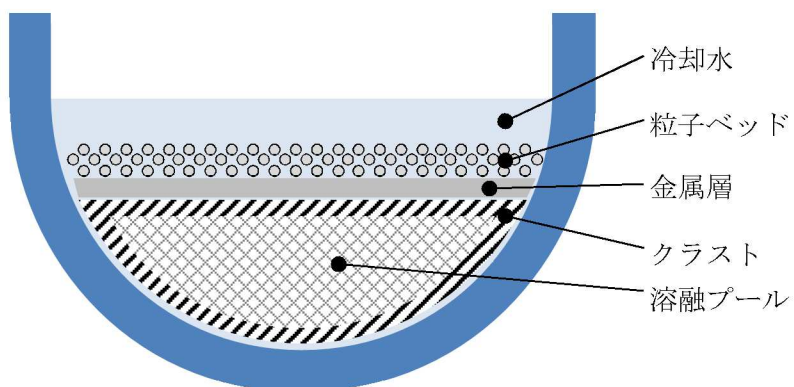


図 3.3-11 下部プレナムでの溶融炉心の概念

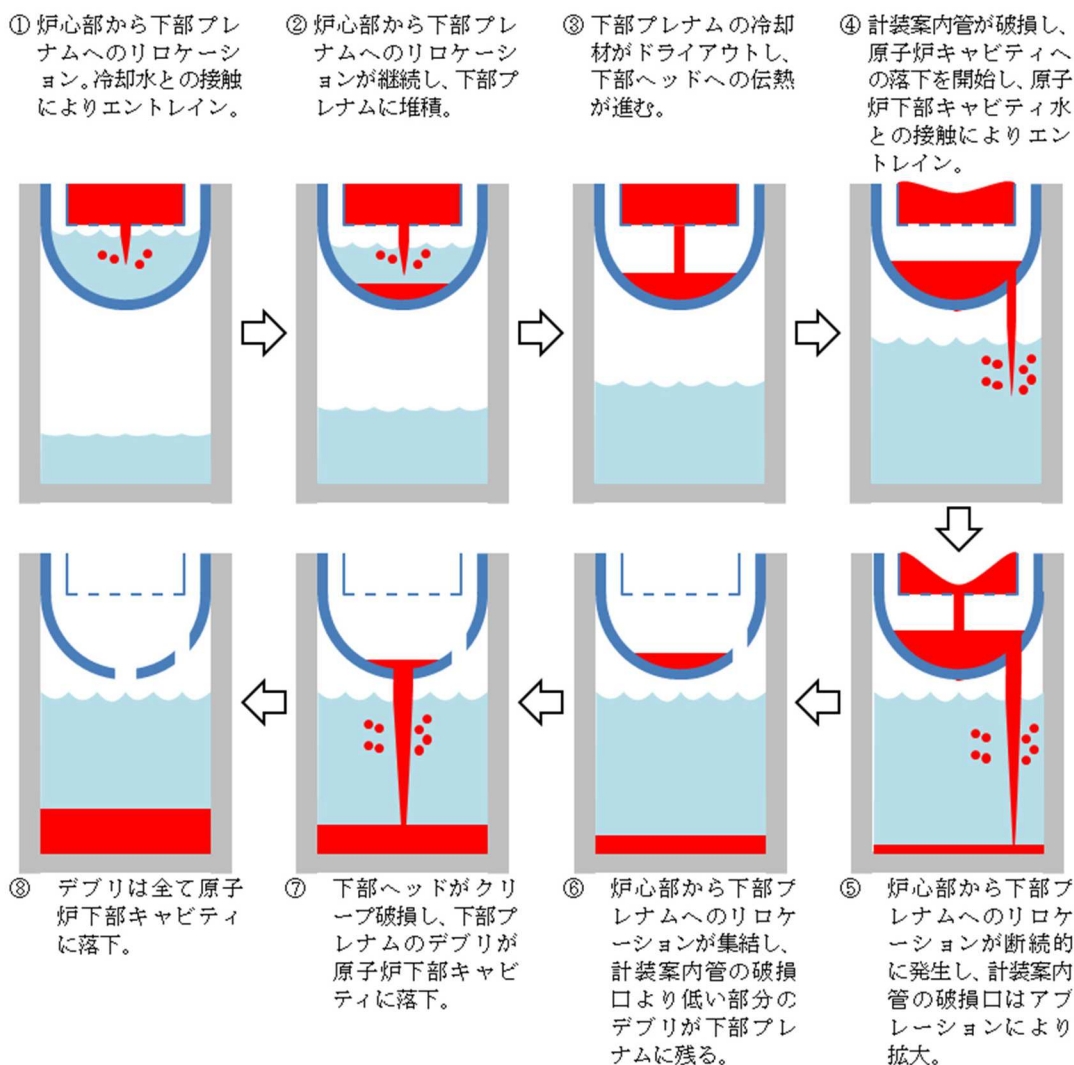


図 3.3-12 原子炉下部キャビティへの溶融炉心の落下の例

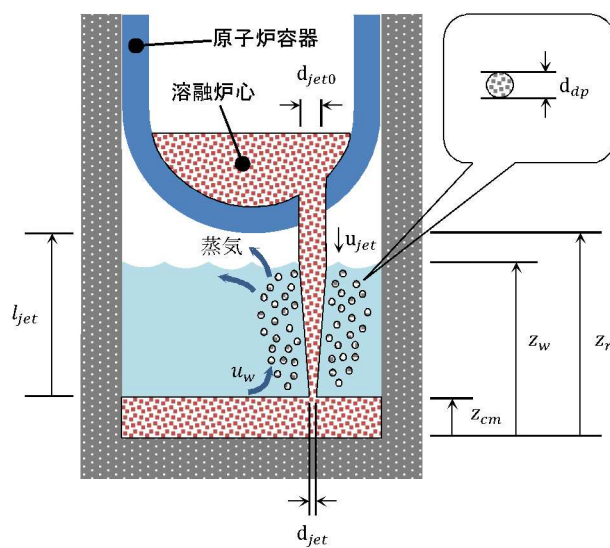


図 3.3-13 原子炉下部キャビティにおける溶融炉心挙動の概念

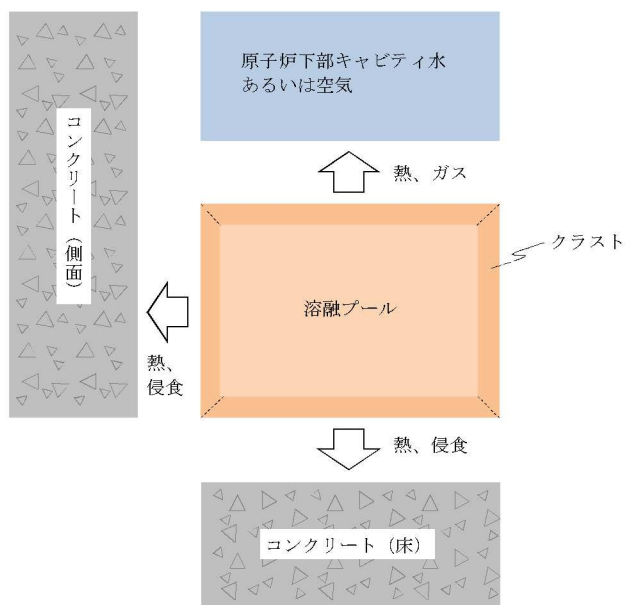


図 3.3-14 溶融炉心の伝熱の概念

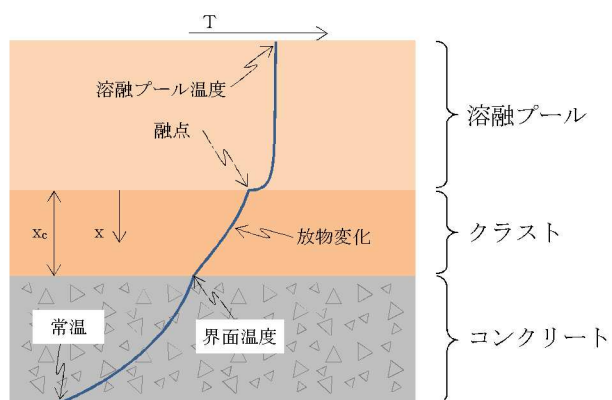


図 3.3-15 溶融炉心の温度分布の概念

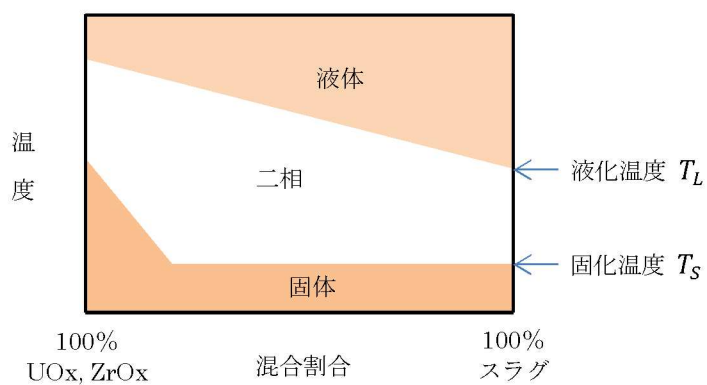
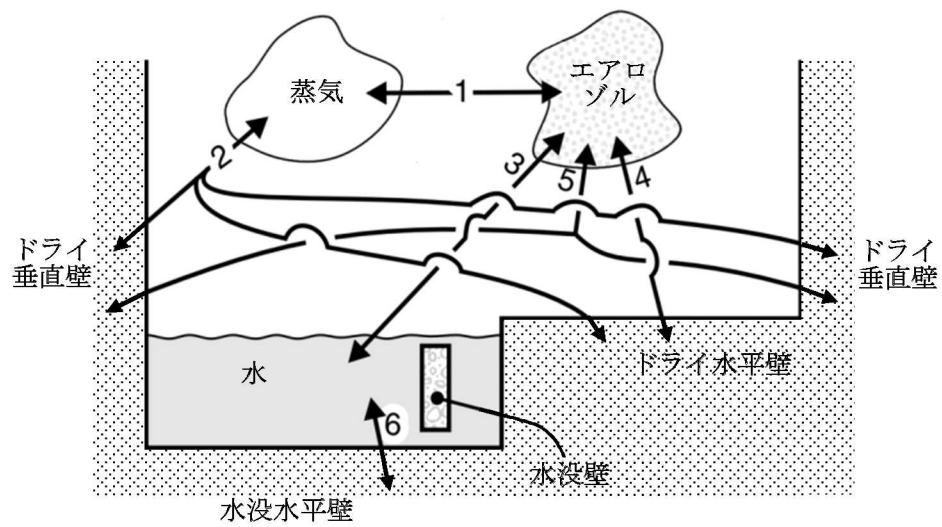


図 3.3-16 溶融プールの相変化の概念



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 原子炉格納容器内 FP 遷移モデル

表 3.3-2 M A A P 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。ヨウ素はすべてアルカリ 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 ₂	酸化テルル (TeO ₂)。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO ₂ となると仮定。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 ₂ 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、原子炉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 ₂	二酸化モリブデン (MoO ₂)。モリブデンが主にコンクリート接触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは、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 ₂ O ₃	La を表す。La 類の全三二酸化物の化学的挙動は同様であるので一つのグループとする。これらは不揮発性であるが、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、原子炉格納容器内で更に酸化する。
9	CeO ₂	Ce の挙動は La と同様であるが、化学量及びガス分圧が異なるため、違うグループとしている。
1 0	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。
1 1	Te ₂	圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te ₂ のままとする。
1 2	UO ₂	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には放出され、原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

表 3.3-3 原子炉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)
化学形態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原子炉格納容器気相部から除去されることから、原子炉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。

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。

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。ダウンカマ水位と伝熱部 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。

原子炉格納容器は、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 及び 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）。ダウンカマ水位と伝熱部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が確認されており、適用性を有する。
原子炉格納容器	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、原子炉下部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。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コードの入出力を図 3.5-1 に示す。MAAPコードのインプットデータは、以下のとおり構成される。MAAPコードのインプットデータの元となる「プラントデータ」、「事故条件」、「事象収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を別紙－1 に示す。

- ① 燃料質量、燃料被覆管質量等
- ② FP 質量等
- ③ 1 次系圧力及び温度、原子炉格納容器圧力及び温度等の初期条件
- 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 原子炉格納容器内の区画形状、原子炉格納容器内の区画間の形状等
- ⑦ 原子炉格納容器内のヒートシンクの材質及び形状等
- ⑧ 起因事象、緩和設備等の情報 等

上記をインプットデータとして、プラント全体の過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ① 1 次系圧力
- ② 原子炉容器水位
- ③ 原子炉格納容器圧力
- ④ 原子炉格納容器内温度
- ⑤ 原子炉格納容器内水素濃度
- ⑥ 原子炉格納容器内水量
- ⑦ コンクリート侵食深さ 等

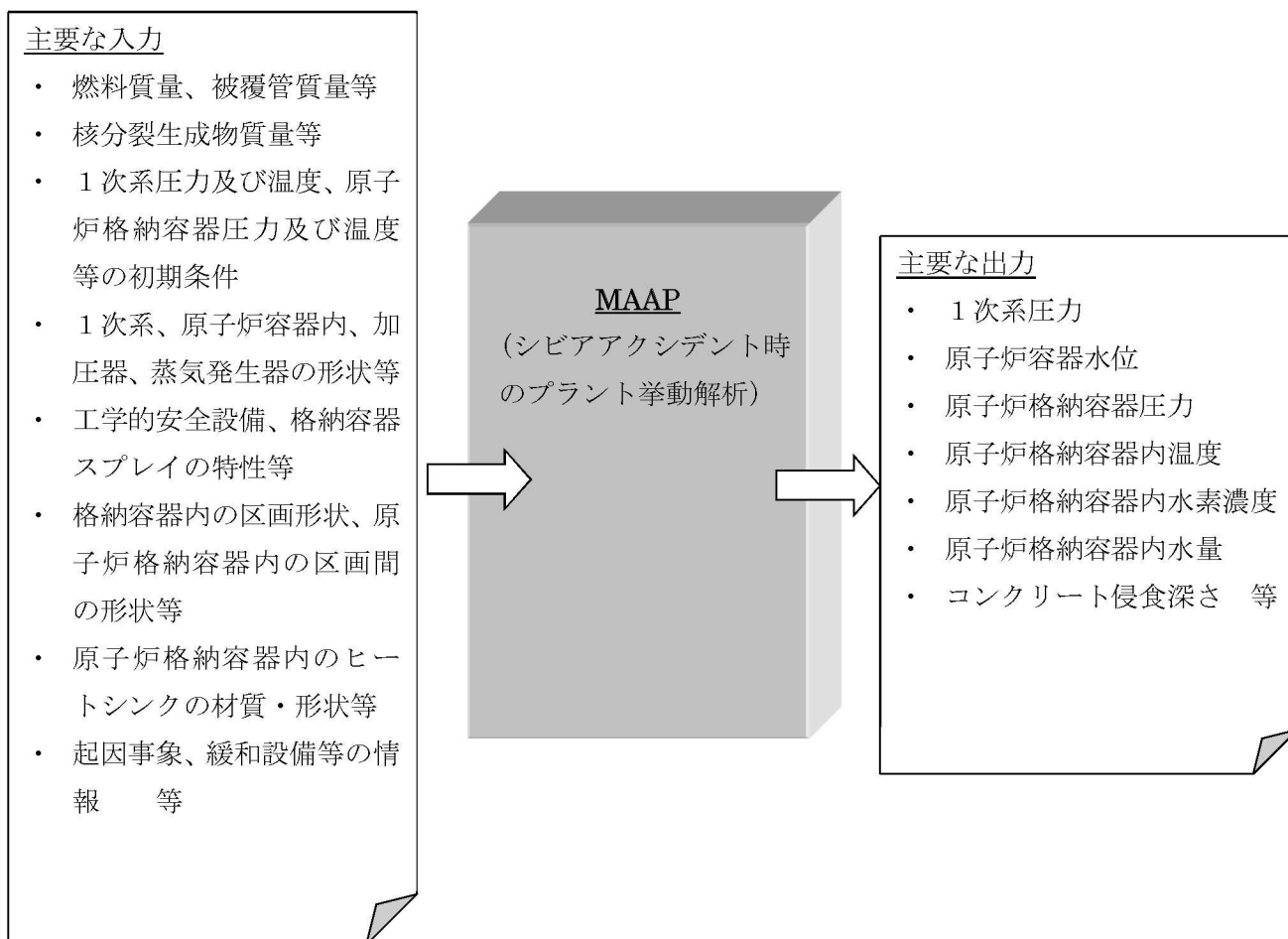


図 3.5-1 MAAPコードの入出力

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

また、「原子炉容器外の溶融炉心と冷却材の相互作用 (FCI)」及び「溶融炉心・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[11]に示すように、アクチニド崩壊熱は ORIGIN-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、評価指標や運転員等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次冷却系)

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次冷却系の「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高く、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力損失を増大させるため、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次冷却系）

1次冷却系の「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次系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次冷却系）

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又は最小流量を使い分ける。解析では作動圧力及びポンプの圧力-流量特性を入力値として与えるため、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重要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、原子炉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重要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 ECCS 蓄圧タンク注入（1次冷却系）

蓄圧タンク注入流量は、1次系との圧力差及び注入配管の圧力損失に基づき計算され、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溶融炉心放出」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量に関して考察している（添付 1 参照）。

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

蒸気発生器の「1 次側・2 次側の熱伝達」、「冷却材放出（臨界流・差圧流）」及び「2 次側水位変化・ドライアウト」は、PWR プラントの蒸気発生器を模擬した MB-2 実験（米国）に対するベンチマーク解析により妥当性確認を行う（4.2.6 参照）。

なお、TMI 事故解析における蒸気発生器 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（原子炉格納容器）

「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、原子炉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）（原子炉格納容器）

「区画間・区画間の流動（液体）」は、原子炉格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動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pray冷却（原子炉格納容器）

Spray注入特性は、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量又は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及びポンプの圧力-流量特性を入力値として与えるため、妥当性確認は不要であると考えられる。

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

4.1.11 水素濃度変化（原子炉格納容器）

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 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却（原子炉格納容器）

雰囲気ガス温度に対する格納容器再循環ユニットの除熱特性をMAAPコードの入力データとして模擬している。格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の除熱データは、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、格納容器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、格納容器再循環ユニットの冷却特性は、原子炉格納容器内のガス流動モデルにも影響される。そこで、原子炉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、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）及びリロケーション、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

MAAPコードの炉心溶融モデル及び下部プレナムでの溶融炉心伝熱モデルについては、TMI 事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。

TMI 事故では炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）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 次系及び 2 次系挙動や、事故後の調査研究で各時刻の熔融進展状況が推定されており、それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる（4.2.1 参照）。

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

一方、炉心損傷防止に係る重要事故シーケンスに関しては、「ECCS 再循環機能喪失」の重要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、熔融

原子炉容器破損挙動を熔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、熔融炉心が下部プレナムへ落下したものの、原子炉容器と熔融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉容器壁を冷却できたと推定されている。MAAP コードでは TMI 事故の調査研究や熔融炉心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及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、原子炉格納容器内 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 コード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、原子炉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原子炉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、デブリ粒子熱伝達）

溶融炉心の細粒化及びデブリ粒子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 MAA P コード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、専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

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、デブリ粒子熱伝達）

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 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり、溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱、溶融炉心とコンクリートの伝熱、コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生

溶融炉心伝熱モデルは、溶融プール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原子炉下部キャビティ水あるいは気相への熱伝達、下部クラスト及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。

「溶融炉心とコンクリートの伝熱」、「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」については、ACE 実験及び SURC 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	図 4.2-5 図 4.2-6 図 4.2-10	—	—	—	—	—	—	—	4.3.4	—
	燃料棒表面熱伝達		—	—	—	—	—	—	—		—
	燃料被覆管酸化		—	—	—	—	—	—	—		—
	燃料被覆管変形		—	—	—	—	—	—	—		—
	沸騰・ボイド率変化	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.1	—
	気液分離（炉心水位）・対向流	—	—	—	—	—	—	—	—		—
1 次 冷却系	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
	ECCS 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	図 4.2-1 図 4.2-2	—	—	—	—	—	—	—	—	—
蒸 気 発生器	1 次側・2 次側の熱伝達	—	—	—	—	—	図 4.2-30 図 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*
原子炉 格納容器	区画間の流動（蒸気、非凝縮性ガス）	—	図 4.2-13	図 4.2-20	—	—	—	—	—	—	—
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	—	図 4.2-15	図 4.2-21 図 4.2-22	—	—	—	—	—	—	—
	区画間の流動（液体）	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.9
	スプレイ冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.10
	水素濃度変化	図 4.2-5	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.3	—
原子炉 容 器 (炉心損傷後)	リロケーション	図 4.2-6 図 4.2-10	—	—	—	—	—	—	—	4.3.5	—
	原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化）	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.6	—
	原子炉容器内 FCI（デブリ粒子熱伝達）	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.6	—
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	図 4.2-7	—	—	—	—	—	—	—	4.3.7	—
	原子炉容器破損、溶融	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.8	—
	1 次系内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	図 4.2-38 図 4.2-42 図 4.2-43	— 図 4.2-49	4.3.11	—
原子炉 格納容器 (炉心損傷後)	原子炉格納容器内 FP 挙動	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.9	—
	原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化）	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.9	—
	原子炉容器外 FCI（デブリ粒子熱伝達）	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.10	—
	原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.10	—
	溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.10	—
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	—	—	—	—	—	—	—	—	4.3.10	—
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	—	—	—	図 4.2-25 図 4.2-26	図 4.2-28	—	—	—	—	—

* 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[12]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 分に熔融炉心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。原子炉格納容器は、上部区画、下部区画、アニュラ区画及び原子炉下部キャビティ区画の 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溶融炉心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 1,125 Lb.（約 510 kg）生成される結果となった。TMI 事故では水素が 1,100～1,200 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 時間経って原子炉格納容器内で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、溶融炉心が下部プレナムへ流出する。

解析では下部プレナムへ流出した溶融炉心は 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 コードでの下部プレナムへの溶融炉心の落下挙動は妥当である。

熔融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した熔融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に 1,200°C (2,200°F) まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形することで熔融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果、ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。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。1,200°C まで上昇した後、急冷するこの温度挙動は、TMI-2 Vessel Investigation Project^[13]の観察結果と一致している。

原子炉格納容器については、原子炉下部キャビティ、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、ファンクロー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 コード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 次系保有水量が適切に評価されていることを示している。

b) 水素濃度変化、燃料被覆管酸化

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、クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上昇しており、約 224 分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素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 コードの解析では、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、水素発生期間及び水素発生量共に 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 コード解析
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	1,100～1,200 lb. 約 499～544kg	1,125 lb. 510 kg

※ 推定時間。224 分まで溶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、燃料被覆管変形、リロケーション、下部プレナムの溶融炉心の熱伝達

TMI 事故では、炉心溶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、炉心領域での溶融進展、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 コード解析結果として、図 4.2-6 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、中央の溶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、その下の上部崩壊領域、中央の溶融プール（二相及び単相の溶融プール）、ならびに、下部の非溶融領域の各状態は、TMI 事故の推定結果をよく模擬している。よって、炉心溶融及びリロケーションに関する MAAP コードの解析モデルは、一定の妥当性を有すると考えられる。

溶融炉心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 分時点で溶融炉心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 コードの解析結果では、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 1,350°C）よりわずかに低い約 1,200°C (2,200°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、燃料被覆管酸化、燃料被覆管変形）」、「リロケーション」及び「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」に関しては、TMI 事故の分析結果と比較して妥当であり、MAAP コード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	62.5×10^6	45.7×10^6
炉心			
燃料集合体数	—	177	157
集合体当たりの燃料棒数	—	208	264
燃料棒配列	—	15×15	17×17
燃料有効発熱長	m	3.66	3.66
蒸気発生器			
タイプ	—	貫流型	U字型
基数	—	2	3
1 次冷却材ポンプ			
台数	—	4	3

※ 代表 3 ループプラントの場合

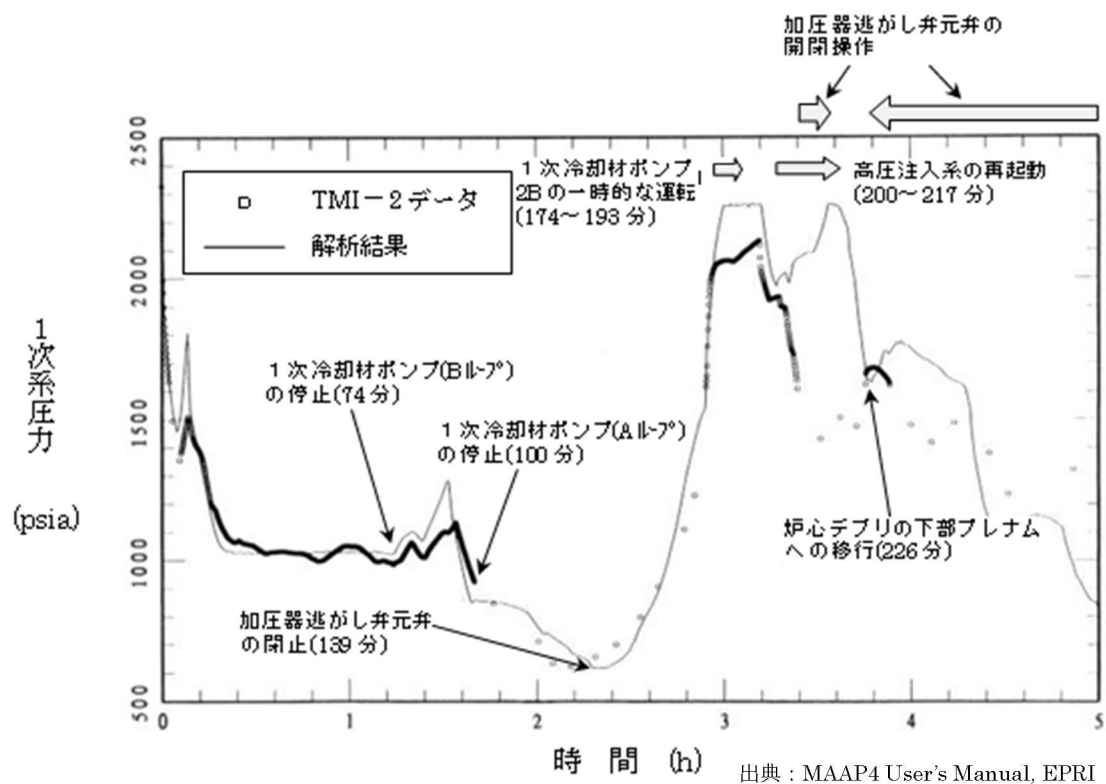


図 4.2-1 TMI 事故のベンチマーク解析結果：1 次系圧力

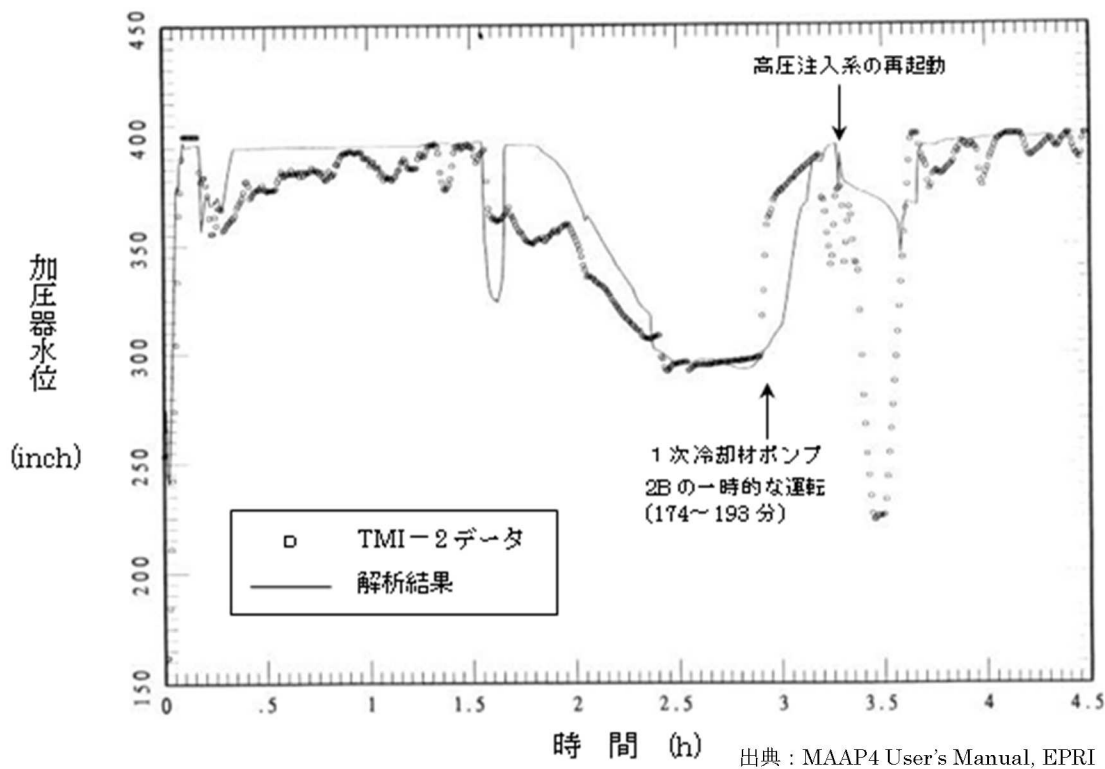
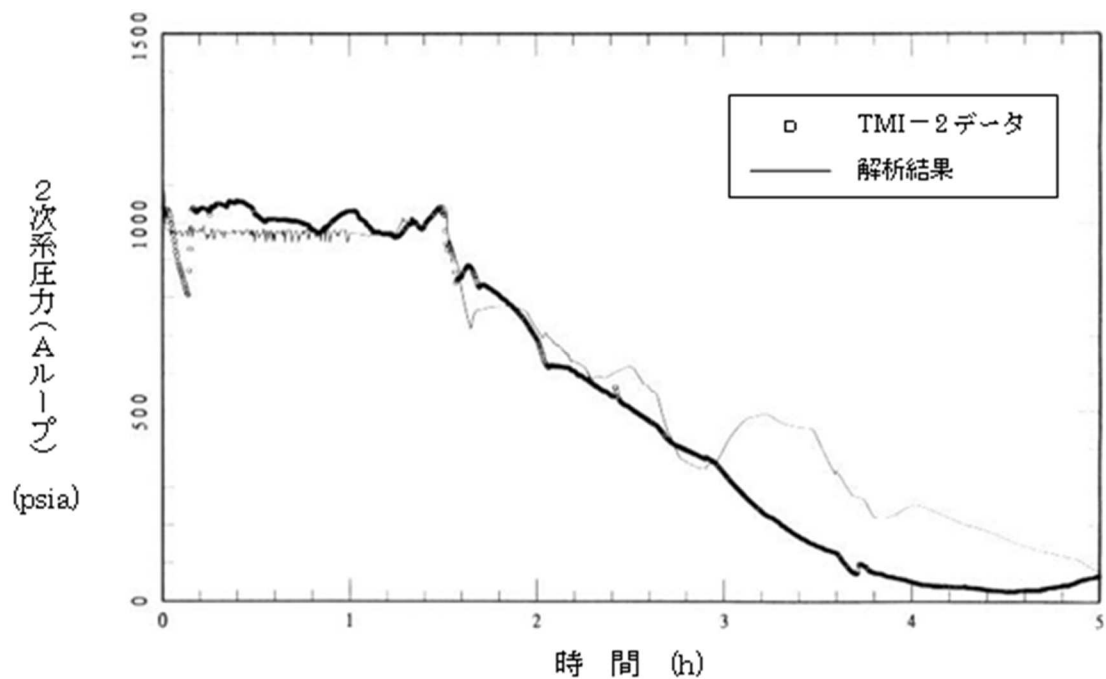
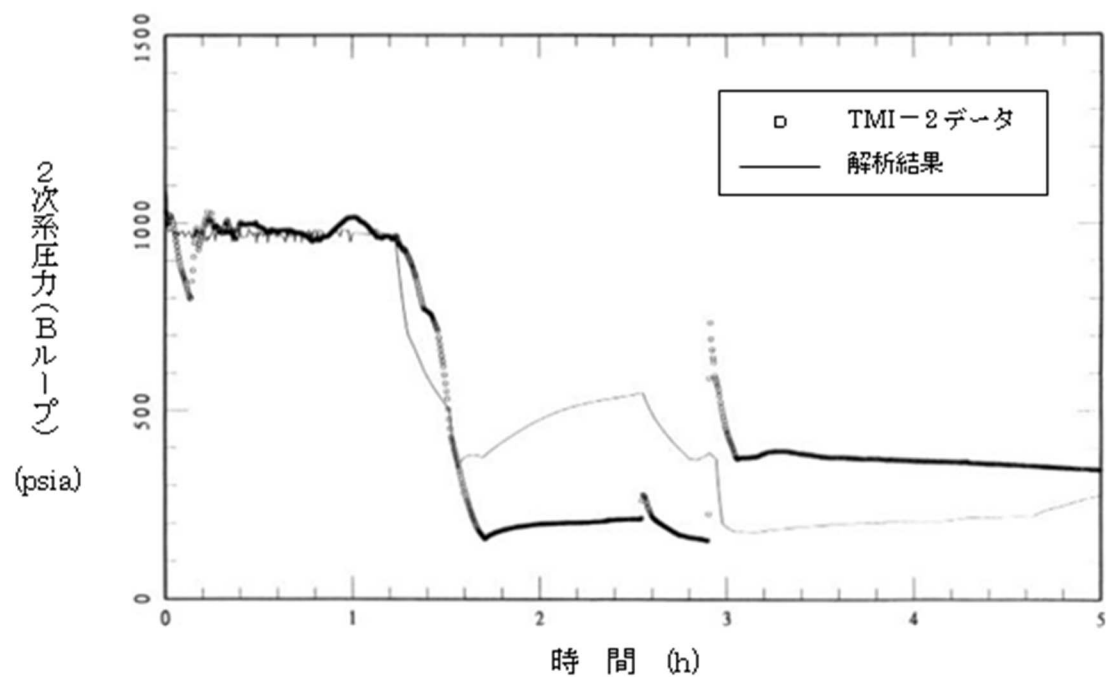


図 4.2-2 TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



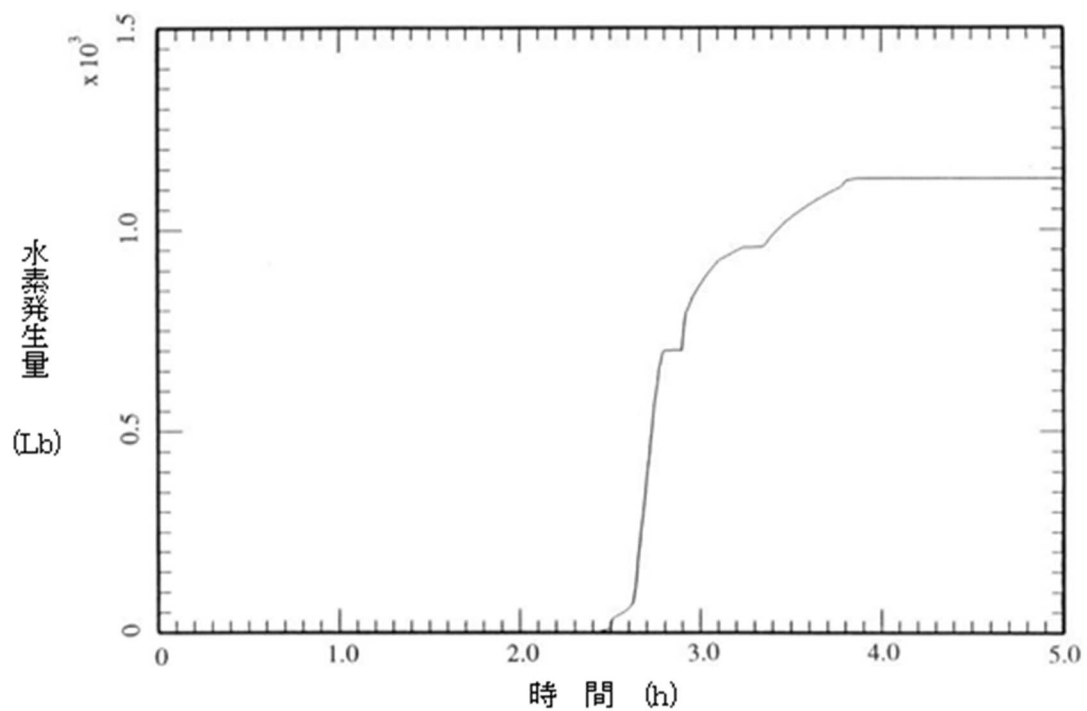
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 TMI 事故のベンチマーク解析結果：水素発生量

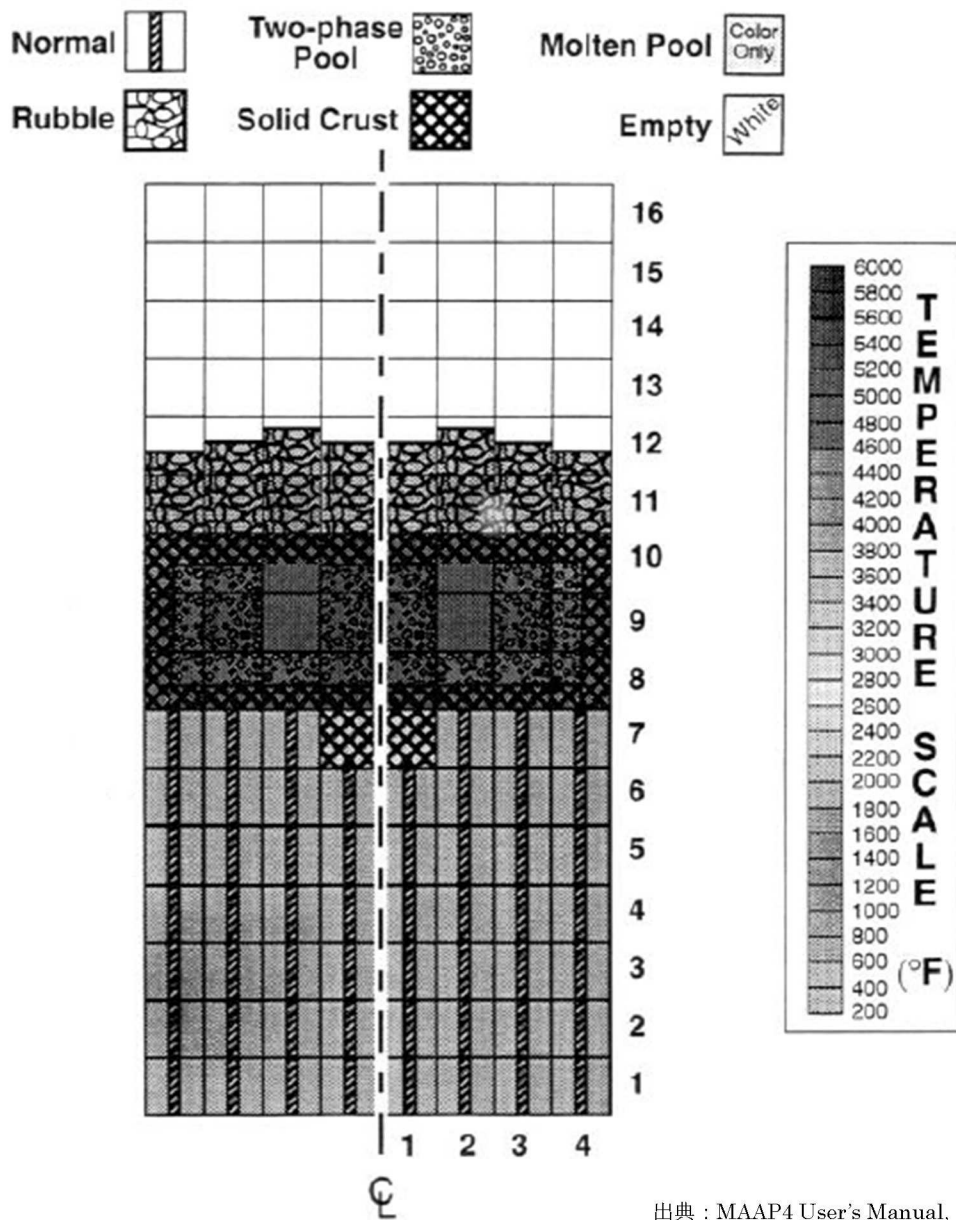
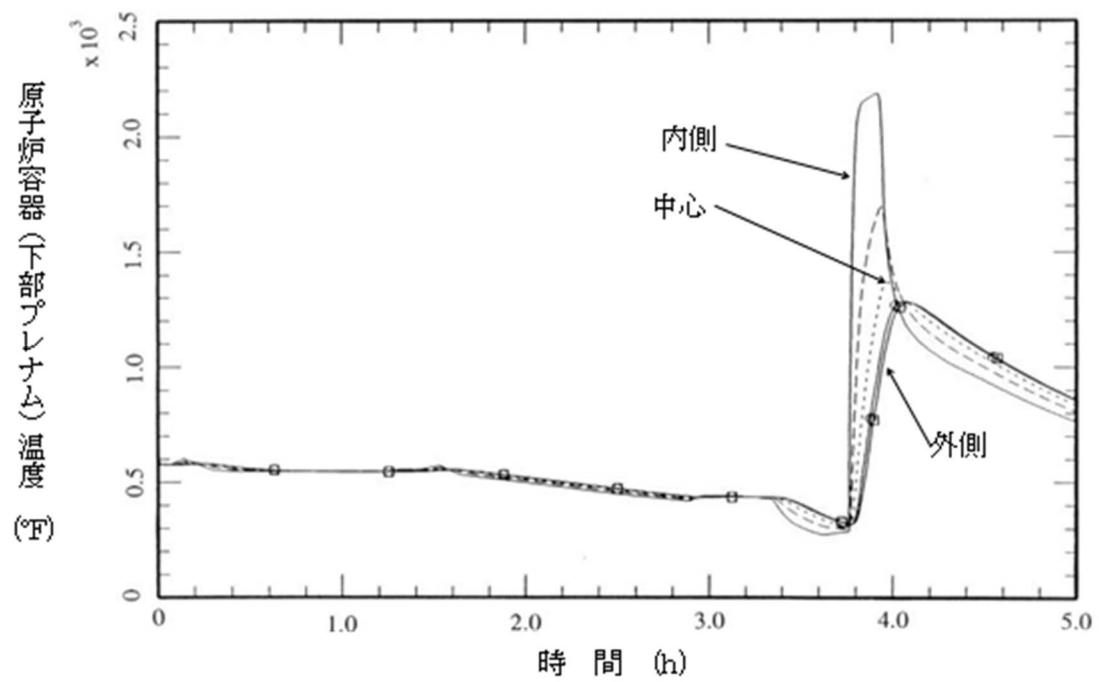


図 4.2-6 TMI 事故のベンチマーク解析結果：炉心状態（約 220 分後）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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

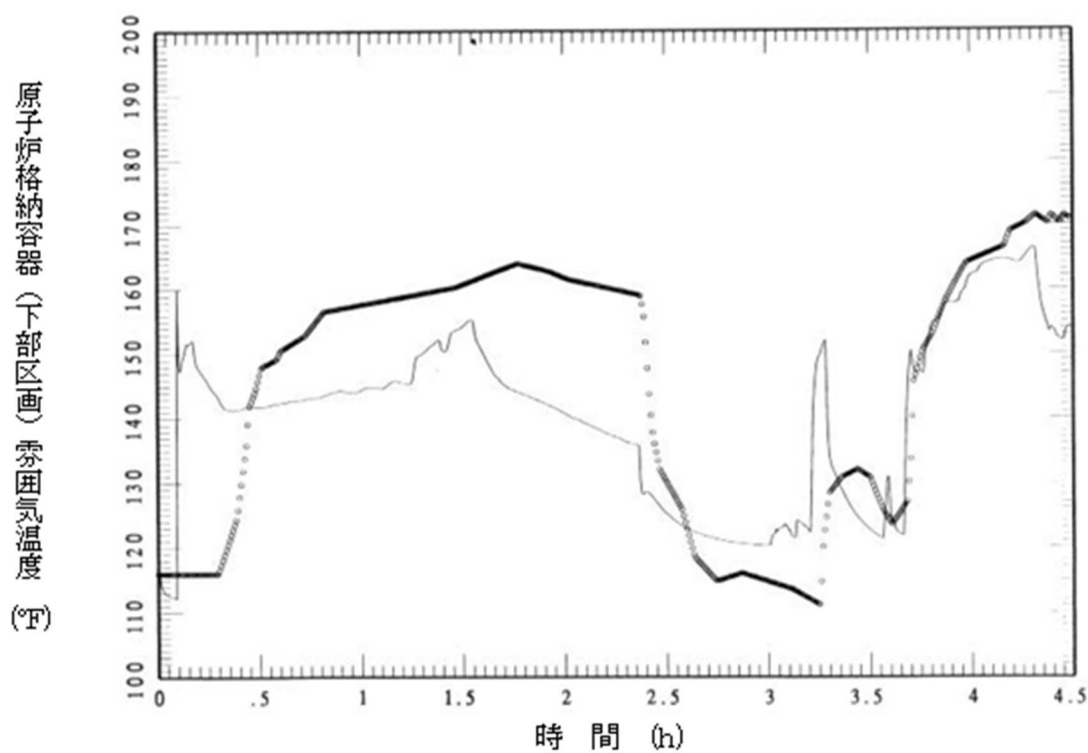


図 4.2-8 TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器下部区画雰囲気温度

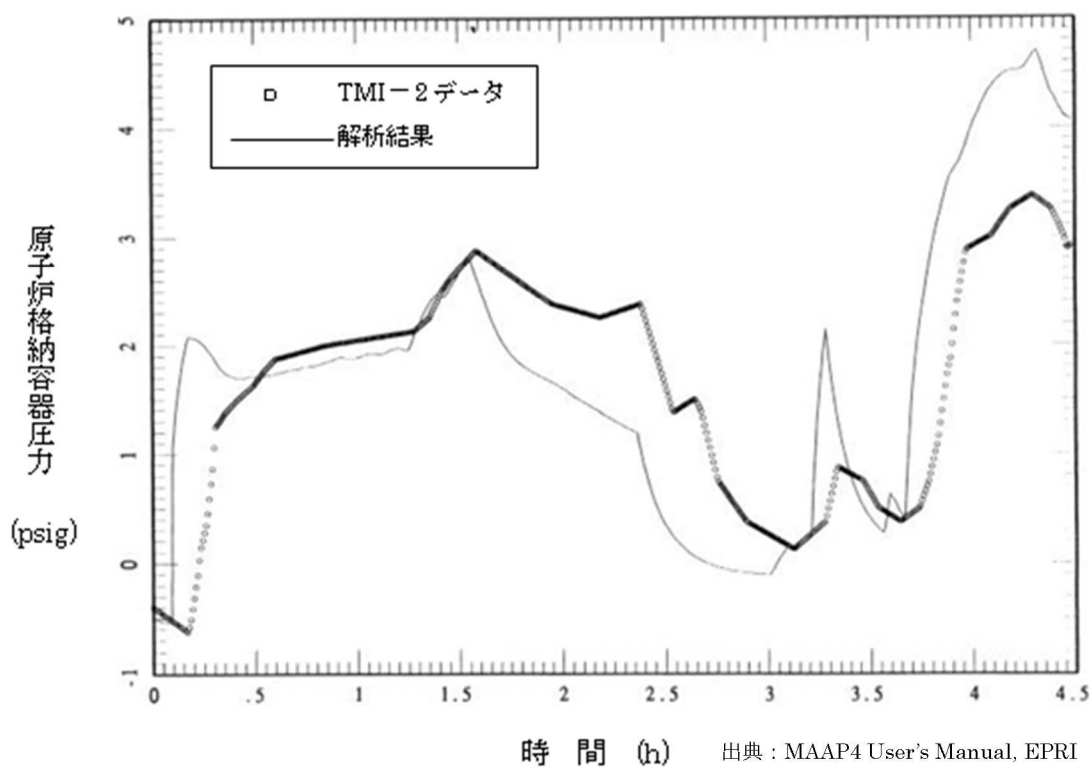


図 4.2-9 TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力

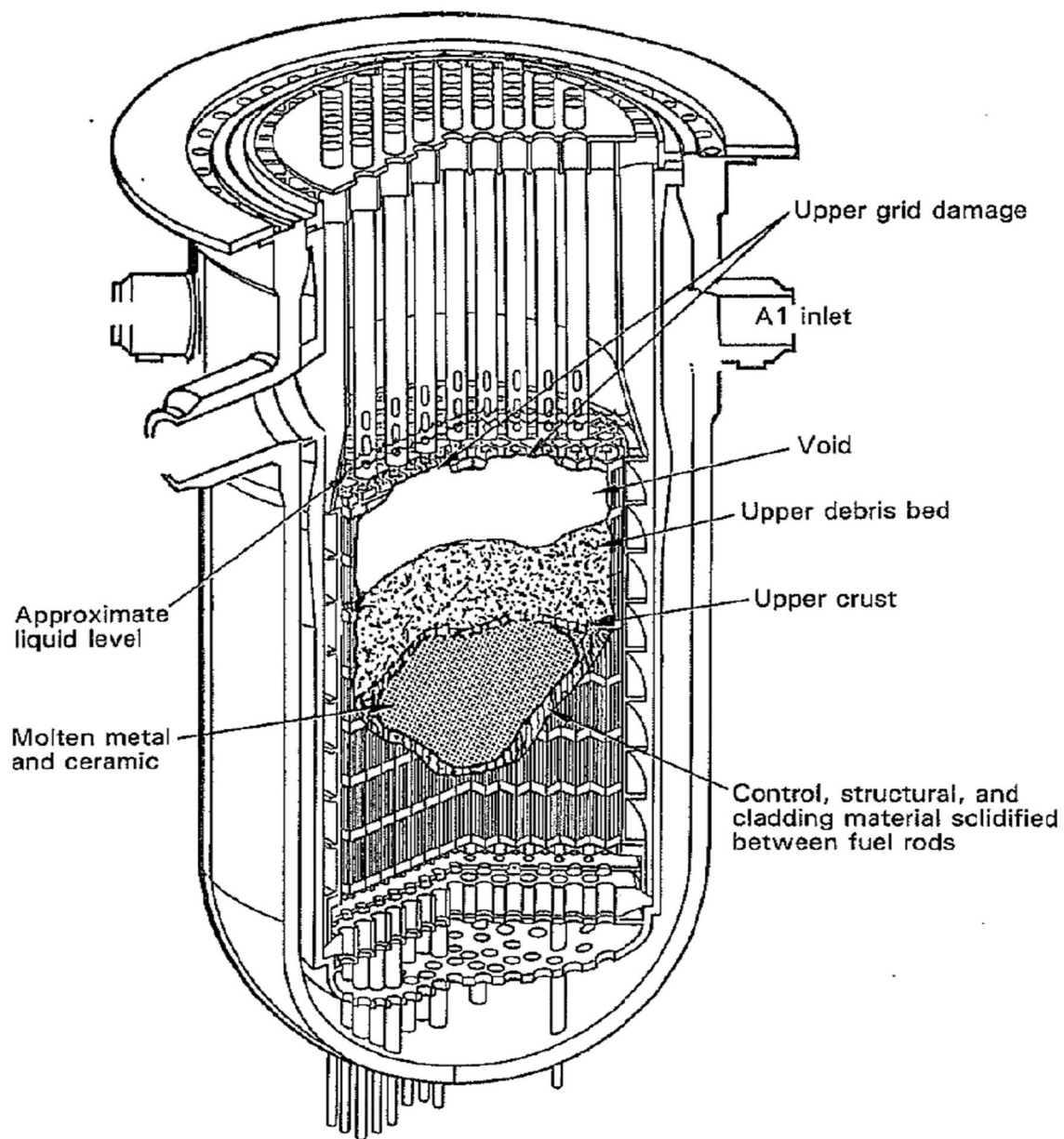


図 4.2-10 炉心溶融状況の比較（炉心溶融 220 分後、TMI 事故） [14]

4.2.2 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験^{[15][16]}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 の原子炉格納容器の概要を図 4.2-11 に示す。原子炉格納容器は、高さ 60m、直径 20m であり、半球状のドームを持ち、全自由体積 11,400 m³ のうち 5,000 m³ を占める。原子炉格納容器内は、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、原子炉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燃料被覆管酸化により炉心が十分に過熱された状況（即ち、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 コードの解析モデルでは、図 4.2-12 に示すように、HDR の原子炉格納容器の区画、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原子炉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

原子炉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 コード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 原子炉格納容器は図 4.2-11 に示されるように縦長の形状である。また水蒸気及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 の原子炉格納容器に比べ、原子炉格納容器内全体のガス混合はあるものの、相対的に水蒸気及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原子炉格納容器内のガス流動（主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 コード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原子炉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口は 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、原子炉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、原子炉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 コードによる解析

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コード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、各部の温度及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コードは、原子炉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コードの不確かさについて考察した。

HDR 実験（E11.2 実験）では、原子炉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。このため原子炉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及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及び水素ヘリウム混合ガスを注入し、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、原子炉格納容器全体にガスのエネルギー及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原子炉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及び熱容量の小ささからも理解できる。たとえば HDR 原子炉格納容器内の初期ガスの質量を考えると、 $11,400\text{m}^3$ は気体の密度を 1kg/m^3 とすれば、 11t であり金属ヒートシンクでは 1m^3 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。したがって、水蒸気、水素ヘリウム混合ガス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、原子炉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则认为られる。この HDR の実験は注入ガスの質量及びエネルギーの自然対流及び強制流による原子炉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及び、ドーム部の温度低下及び凝縮による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。これらのことから原子炉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、原子炉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高くした感度解析で圧力が下がることを確認している。温度が成層化する解析結果は HDR の縦長格納容器及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 の原子炉格納容器形状及び低い 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、それに起因して原子炉格納容器内温度については十数℃程度高めに、原子炉格納容器圧力を 1 割程度高めに評価する傾向が確認された。これらは、HDR の縦長格納容器形状及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 の原子炉格納容器及び低位置の 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

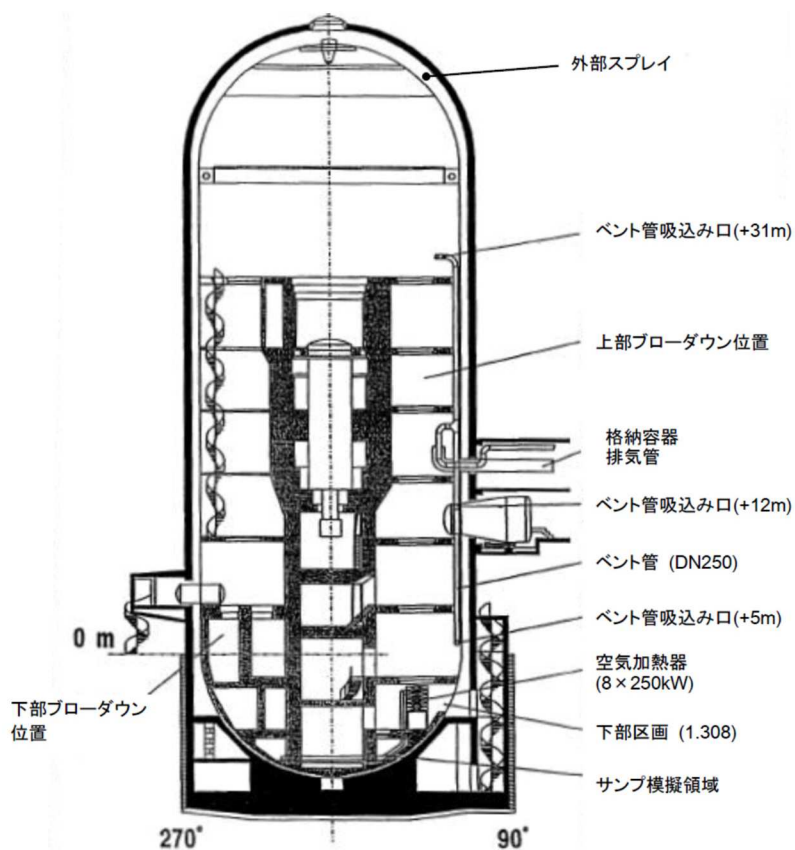
0.0 分	小破断 LOCA の発生とほぼ同時（1～2 分の遅れ）に、第 1805 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s] の一定流量，仕様では 3.3 [kg/s]）
693.82 分	LOCA の終了と水蒸気の注入流量を 1.20 [kg/s] まで削減
739.4 分	混合ガスの注入開始（第 1805 室）
749.98 分	水蒸気の注入終了
772.3 分	混合ガスの注入終了
772.93 分	第 1405 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s]）
958.77 分	水蒸気の注入終了
975.0 分	外部スプレイ期間の開始（流量 21[t/h]=5.83[kg/s]）
1,095.0 分	スプレイ流量を 26.5[t/h]=7.36[kg/s] まで増加
1,155.0 分	スプレイ流量を 33[t/h]=9.17[kg/s] まで増加
1,185.0 分	スプレイ流量を 38.5[t/h]=10.69[kg/s] まで増加
1,203.0 分	スプレイ期間の終了と自然冷却期間の開始
1,300.0 分	試験の終了
1,445.0 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	—	—
原子炉格納容器内 自由体積 (m ³)	42,400	67,900	73,700	11,400	850

表 4.2-4 MAA Pコード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

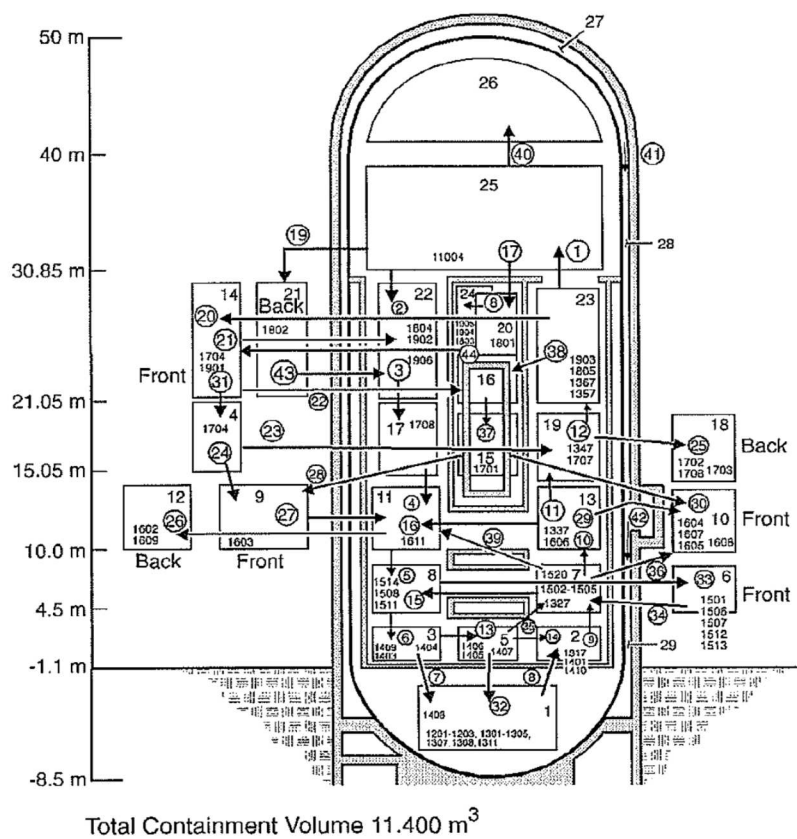


図 4.2-12 ノード分割図[16]

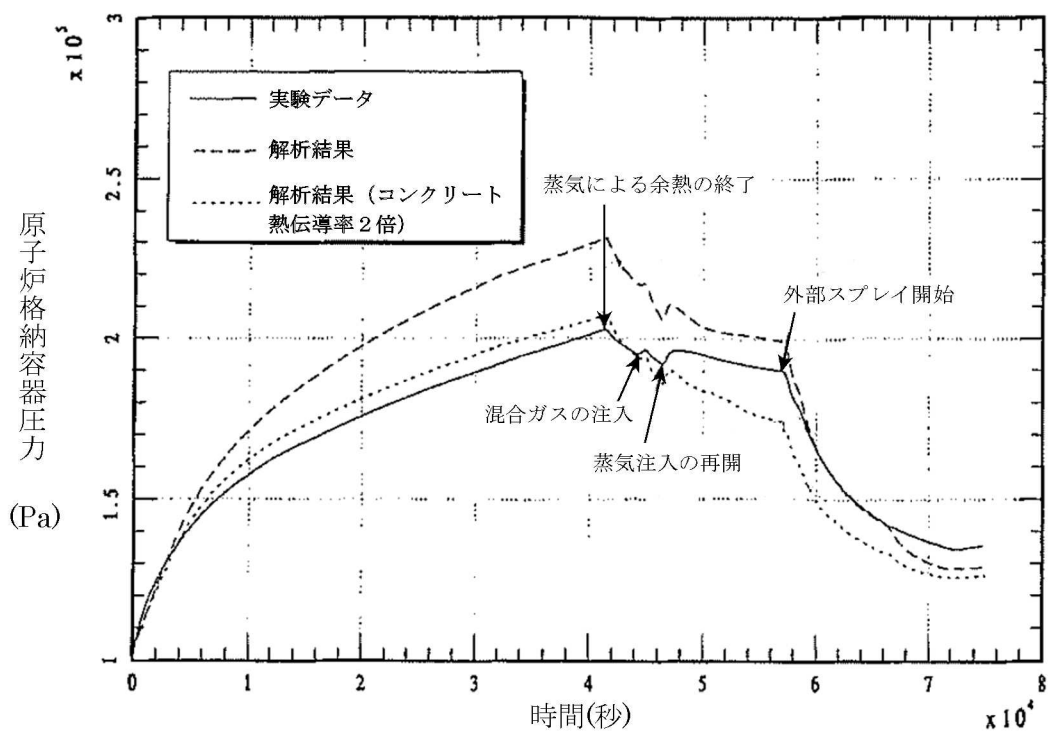
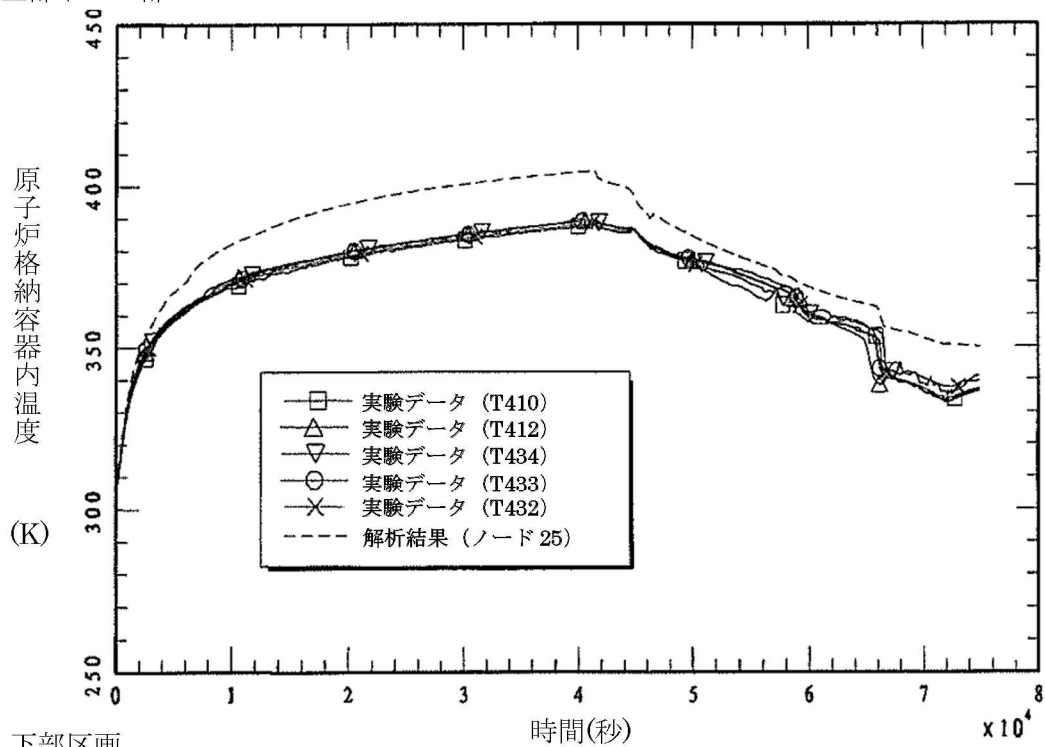
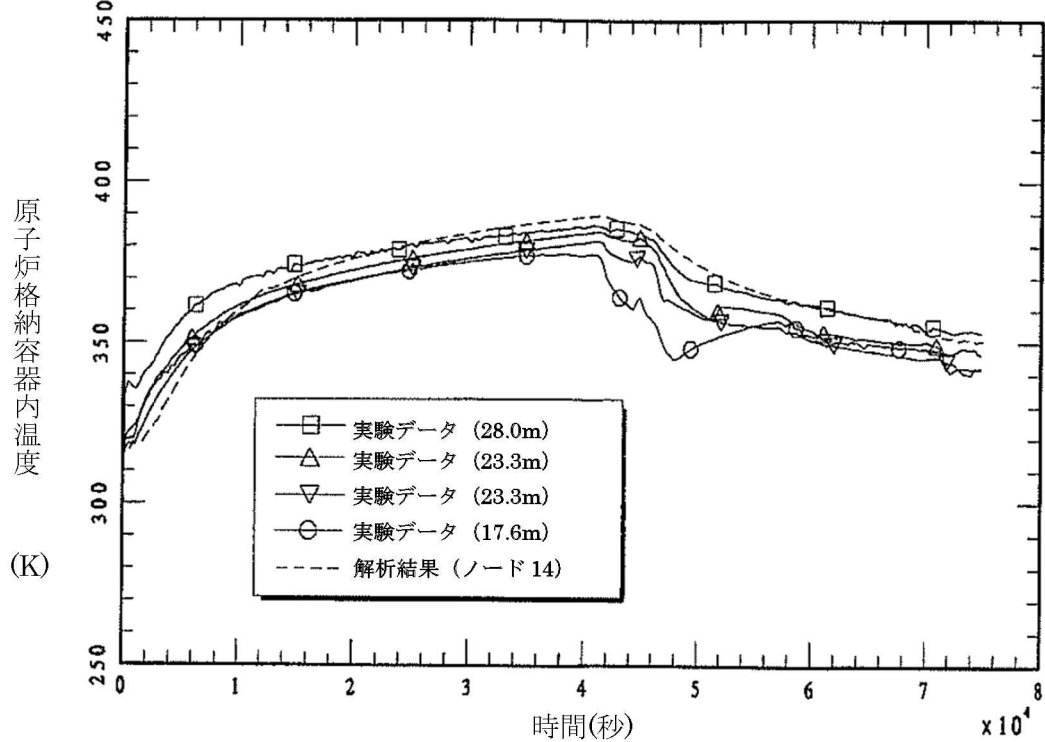


図 4.2-13 HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力[16]

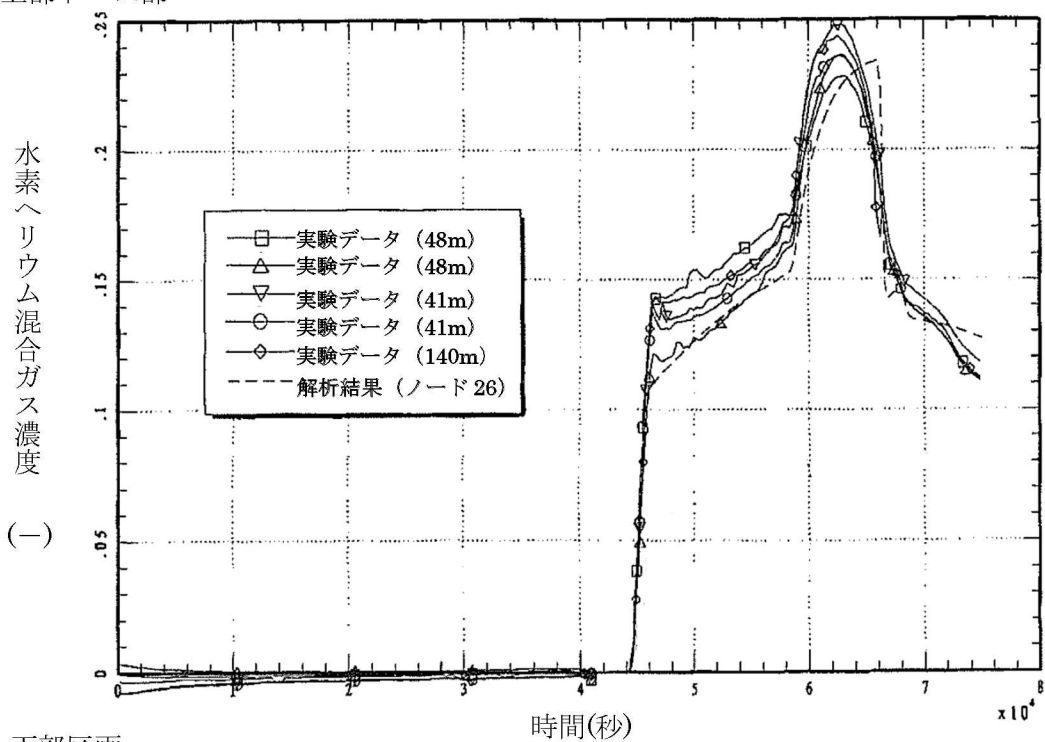
(a) 上部ドーム部



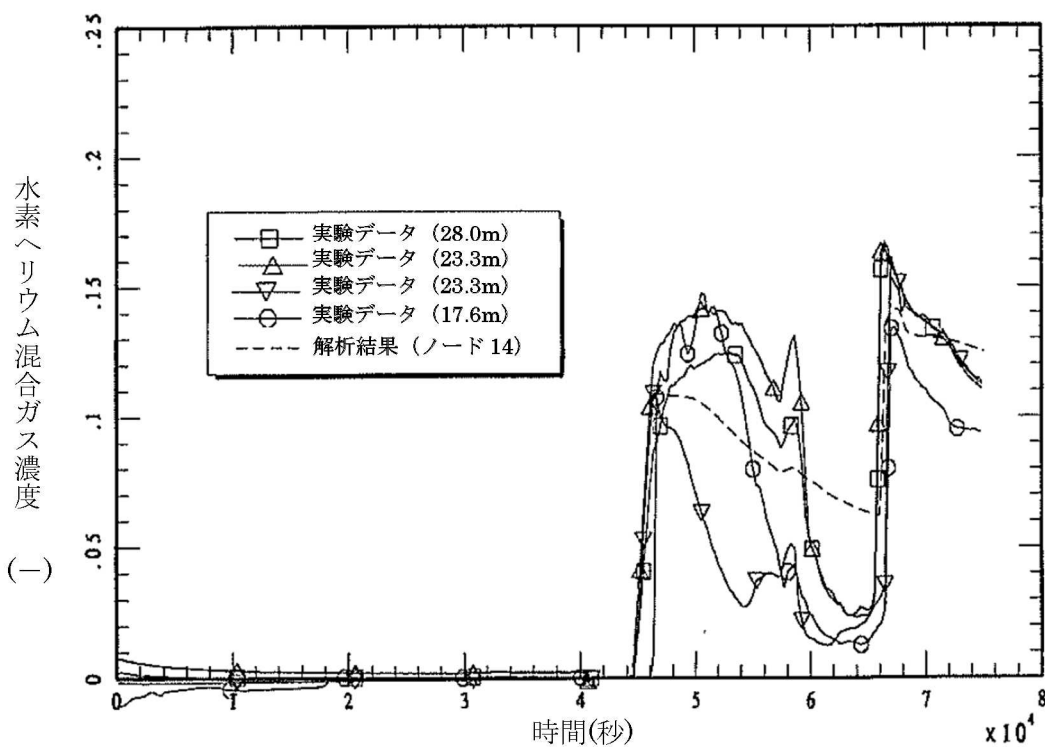
(b) 下部区画

図 4.2-14 HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器内温度^[16]

(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^[16]

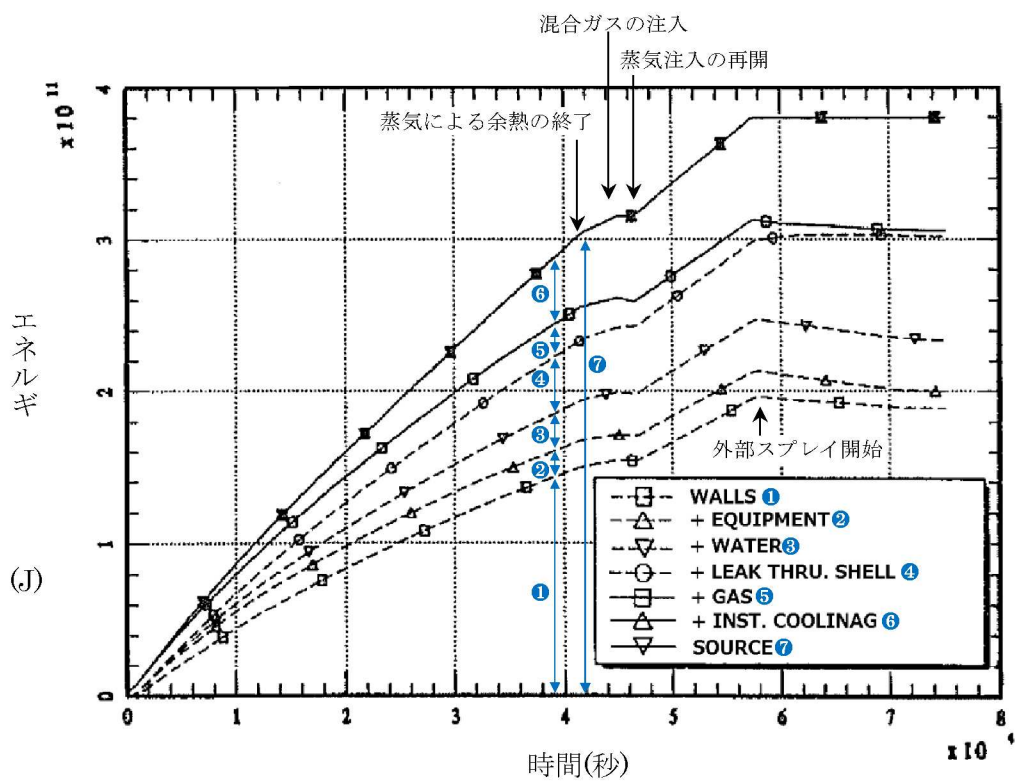


図 4.2-16 HDR 実験のベンチマーク解析結果：エネルギーバランス (MAAP コード) [16]

4.2.3 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験^[17]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型原子炉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原子炉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、水素ポケット又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（又は水素）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 850m³、設計圧力 0.52MPa の圧力容器であり、参照プラントに対する線形スケールファクタは 0.3、外壁はプラントのクレーン壁を模擬し、高さと径の割合は同等である。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いたMAAPコードのノード分割を図 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:原子炉（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、表面積及び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。