

である。

MAAPコードの解析モデルでは、原子炉下部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、原子炉下部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、原子炉下部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原子炉下部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、ウェットな状態での溶融炉心の原子炉下部キャビティ床面へ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、原子炉下部キャビティ床面への拡がりについての感度を確認する。

(2) 溶融炉心の冷却過程

原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心は、高温かつ崩壊熱による発熱状態であるが、周囲のコンクリート及び原子炉下部キャビティ水との伝熱により冷却される。前述のとおり、溶融炉心は一部が細粒化し、残りは連続相として原子炉下部キャビティ床に堆積するが、MAAPコードでは、原子炉下部キャビティに堆積した溶融炉心は、クラストと溶融プールから構成される平板状の発熱体として模擬される。

溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱

溶融炉心から原子炉下部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、原子炉下部キャビティ水によって亀裂が入り、その中に原子炉下部キャビティ水が浸入することによって行われる。

MAAPコードの解析モデルでは、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る。Kutateladze の式は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）における限界熱流束に関する整理式で、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、米国サンデ

IA国立研究所 (SNL) で実施された溶融物とコンクリートの相互作用及び溶融物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体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。また、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 の式を原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心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コード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、前述のとおり、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。

また、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。

溶融炉心とコンクリートの伝熱

原子炉下部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、即ち、原子炉下部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と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コード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コードでは、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。

(3) コンクリートの侵食過程

前項で述べたとおり、溶融炉心の冷却過程において、溶融炉心からクラストへの伝熱があり、クラスト内部の1次元の熱伝導方程式を解き、コンクリート表面温度を計算している。コンクリートへの熱流束が十分大きく、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に侵食が発生する。コンクリートが融解すると、ガス（水蒸気及び二酸化炭素）が発生し、溶融プールに侵入して金属との化学反応が発生し、反応熱が発生するとともに、生成された非凝縮性ガスが原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器内を加圧する要因となる。また、コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン及び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。

コンクリートの組成

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

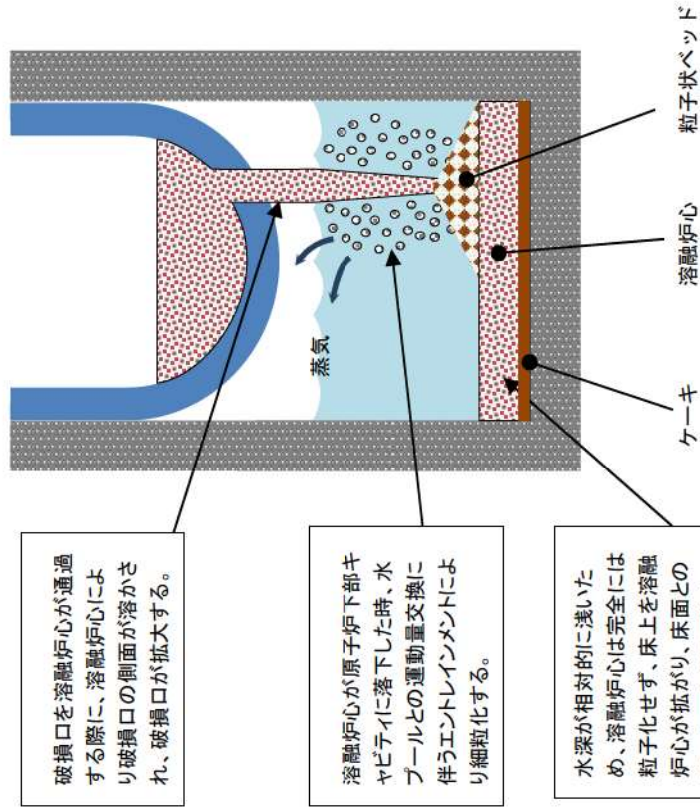
表 4-1 MCCI の不確かさに関する整理結果 (1/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
原子炉下部キャビティへの注入量	ブローダウン水、スプレイ水等が原子炉下部キャビティに回り込み、原子炉下部キャビティ水深が決まる。	ノード・ジャンクションモデルに従い、原子炉下部キャビティに流れ込む水量が評価される。	原子炉下部キャビティ水深 (5. (1) にて感度解析実施)
エントレインメント係数	デブリジェット径が大きいため、水中に落下する溶融炉心の内、エントレインメント部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型のデブリジェットに対して、Ricou-Spalding 相関式によって評価される。	エントレインメント係数 (5. (2) にて感度解析実施)
デブリジェット径	破損口を侵食しながらデブリジェットが流出すると想定される。	ジェット径は初期破損口径から破損口の侵食を考慮して評価される。	エントレインメント係数 (5. (2) にて感度解析実施)
溶融炉心落下速度	破損口径、原子炉容器内外圧力差、重力から決まると想定される。	落下速度は、破損口径、原子炉容器内外圧力差、重力から評価される。	エントレインメント係数 (5. (2) にて感度解析実施)
堆積したデブリ粒子	連続層として原子炉下部キャビティ床面に堆積した溶融炉心の上に粒子状ベッドが堆積すると想定される。あるいは、連続層の溶融炉心の中に巻き込まれると想定される。	連続層の溶融炉心と区別なく、平板状の発熱体として評価される。	水-溶融炉心間の熱伝達係数 (5. (4) にて感度解析実施)
溶融炉心の拡がり及び堆積形状	溶融炉心が過熱度を持ち断続的に原子炉下部キャビティ床に落下すること等から、原子炉下部キャビティ床面積相当に拡がると想定される。	床面積全面に一樣に拡がるとして、原子炉下部キャビティ床面積設計値を入力する。	溶融炉心の拡がり面積 (5. (3) にて感度解析実施)

表 4-1 MCCI の不確かさに関する整理結果 (2/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
水と熔融炉心の伝熱	実機スケールでは、熔融炉心の上面に形成されるクラストには亀裂が生じ、熔融プールと水が直接接触することで冷却が促進すると想定される。	平板の発熱体に対して、Kutateladze の相関式によって評価される。	水-熔融炉心間の熱伝達係数 (5. (4) にて感度解析実施)
上面クラストの亀裂、表面形状及び温度低下	実機スケールでは、熔融炉心の上面に形成されるクラストには亀裂が生じ、クラスト温度が低下すると想定される。クラスト表面で凹凸も生じると想定される。	平板の発熱体に対して、Kutateladze の相関式によって評価される。	MCCI を促進する取扱いのため、感度解析不要
熔融プールと下面及び側面クラスト間の伝熱	熔融プール内の対流によって下面及び側面クラストへ伝熱すると想定される。	対流熱伝達相関式によって評価される。	原子炉下部キヤビティ注水あり条件では MCCI への影響が小さいため、感度解析不要
下面クラストとコンクリートの接触面積	下面クラスト内の熱伝導によってコンクリートへ伝熱すると想定される。	境界温度と熱伝導方程式によって評価される。	MCCI を促進する取扱いのため、感度解析不要
コンクリート組成	コンクリートが分解温度に達すると吸熱量に応じて侵食を開始し、その過程で組成に応じて非凝縮性ガスが放出されると想定される。	コンクリートが分解温度に達すると吸熱量に応じて侵食を開始し、その過程で組成に応じて非凝縮性ガスが放出されるものとして評価される。	物性値が把握できており、感度解析不要

実機で想定される現象



計算モデルの扱い

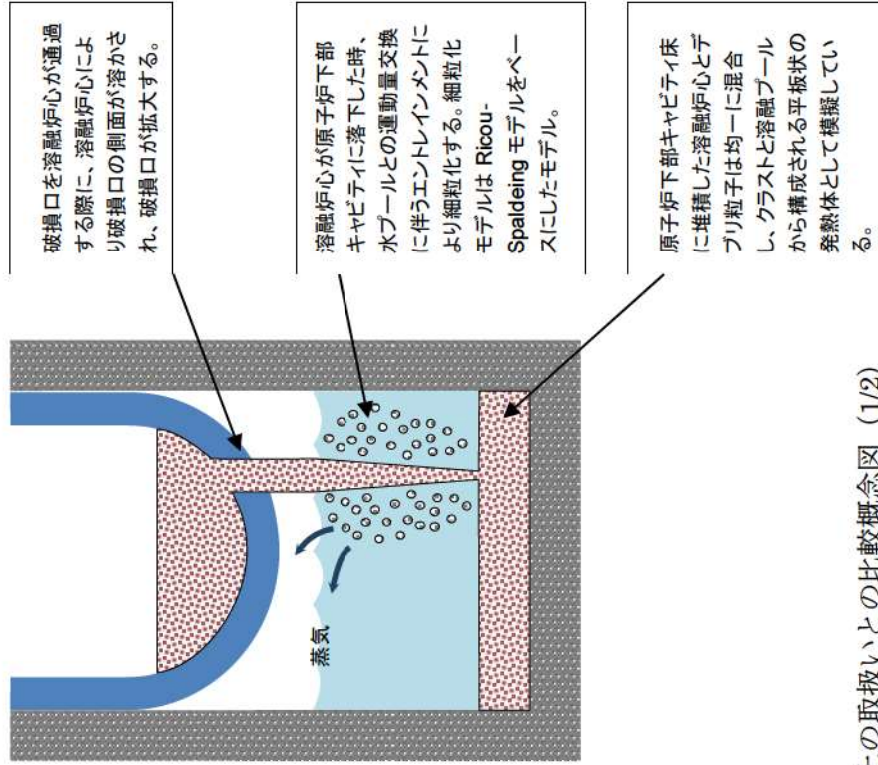
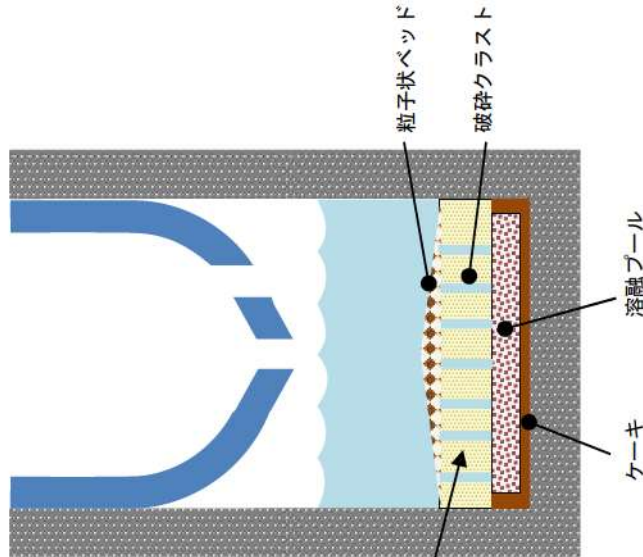


図 4-1 溶融炉心伝熱の想定される現象と解析上の取扱いとの比較概念図 (1/2)

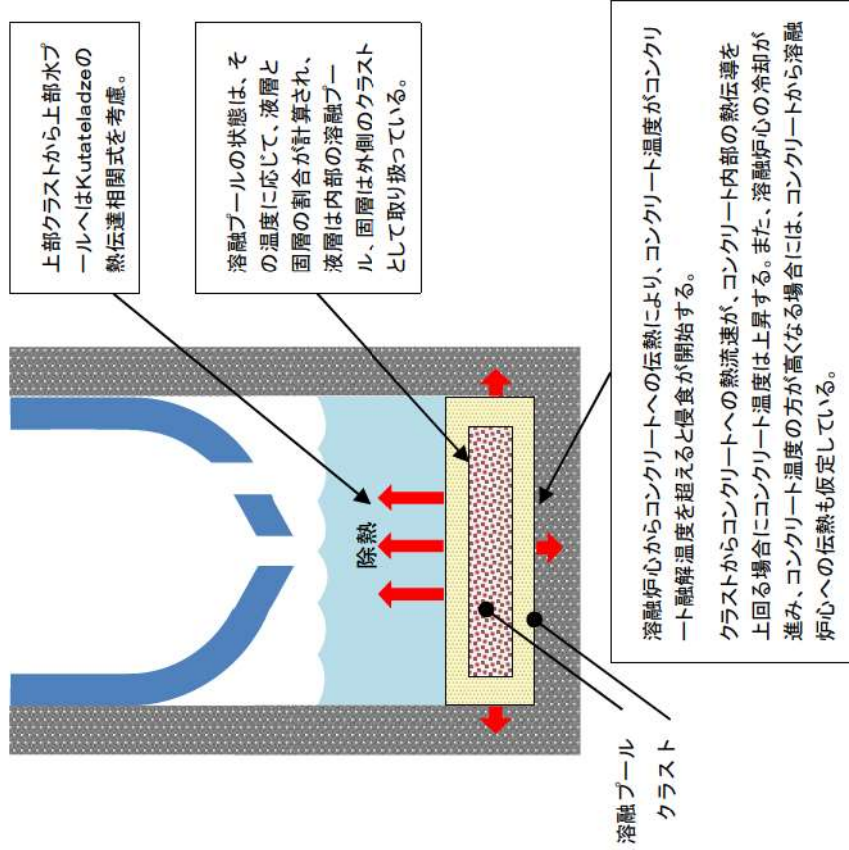
原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動

実機で想定される現象



溶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。このため溶融炉心は急激に冷却されていく。
その後、溶融物は破碎クラストとなって固化し、上下に粒子ベッドとケーキが存在する。

計算モデルの扱い

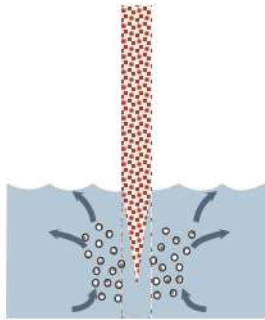


上部クラストから上部水プールへはKutateladzeの熱伝達相関式を考慮。

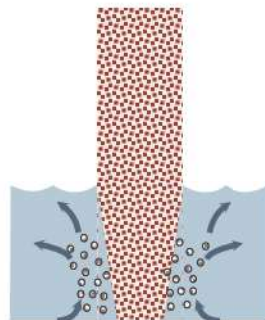
溶融プールの状態は、その温度に応じて、液層と固層の割合が計算され、液層は内部の溶融プール、固層は外側のクラストとして取り扱っている。

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。
クラストからコンクリートへの熱流速が、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。

図 4-1 溶融炉心伝熱の想定される現象と解析上の取扱いとの比較概念図 (2/2)
溶融炉心と冷却水及びコンクリートとの相互作用



(a) デブリジェット径が小さい場合



(b) デブリジェット径が大きい場合

水中に落下したデブリジェットは細粒化し、逆円錐状となる。ジェット径が大きい場合、細粒化されずに床に到達する割合が増大する。一方、ジェット径が小さい場合、ジェットは床に到達するまでに全量が細粒化する。

図 4-3 デブリジェット径と細粒化量の関係

5 感度解析と評価

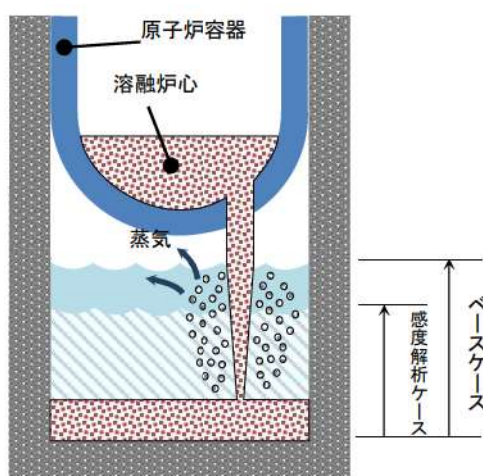
前章において抽出したパラメータに関して感度解析によりその影響程度を把握した。感度解析のベースケースは、3ループプラントの「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+CV スプレイ注入失敗」である。

(1) 原子炉下部キャビティ水深

解析条件

ベースケースでは、炉心損傷検知後 30 分で代替格納容器スプレイを実施することとしている。感度解析ケースでは、代替格納容器スプレイ作動のタイミングがベースケースよりも 30 分遅くなることを想定する。この場合、原子炉下部キャビティへの注水も遅れ、原子炉下部キャビティ内での溶融炉心冷却に影響を与える可能性がある。

項目	代替格納容器スプレイ作動	設定根拠
ベースケース	炉心溶融後 30 分	運転員等操作余裕時間として設定
感度解析ケース	ベースケース+30 分	ベースケースより更に 30 分遅くなることを想定



解析結果

図 5-1-1~5-1-9 に、原子炉下部キャビティ水深の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心溶融後 30 分以降に現れる。代替格納容器スプレイ作動のタイミングがベースケースに比べて 30 分遅くなったことにより、原子炉容器破損時点の原子炉下部キャビティ水深がベースケースに比べて約半分に減少する。しかしながら、原子炉容器が破損し、溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下して以降は、ベースケースと感度解析ケースで大きな違いはなく、コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm、感度解析ケースが約 4mm と

なった。

デブリジェット径は原子炉容器破損口径に相当し、原子炉容器破損後に溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下するのに対応して、原子炉容器下部ヘッドが侵食して破損口径が拡大していく。事故発生後約 2.8 時間には原子炉容器の 2 回目の破損が生じ、その破損口から溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下し、破損口径が拡大していく。この現象については、ベースケースと感度解析ケースで大きな違いはない。破損口径は、溶融炉心による侵食により 40~60cm まで早期に拡大する。また、原子炉下部キャビティ水位は、原子炉容器破損以降、0.5~2m の範囲にある。この水位及びジェット径を DEFOR 実験の知見 (図 3.1-34) に適用する。原子炉下部キャビティ水位が図の範囲外であるものの、外挿すると、実機ではデブリジェットはほぼケーキ状に堆積することが分かる。

評価

原子炉下部キャビティ水深のコンクリート侵食に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

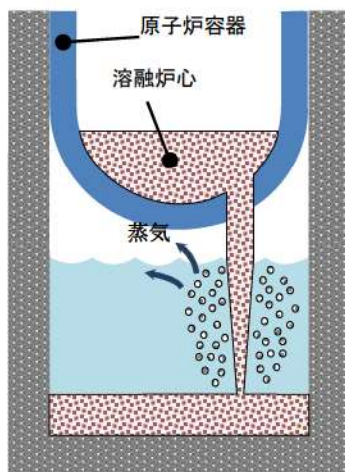
(2) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

解析条件

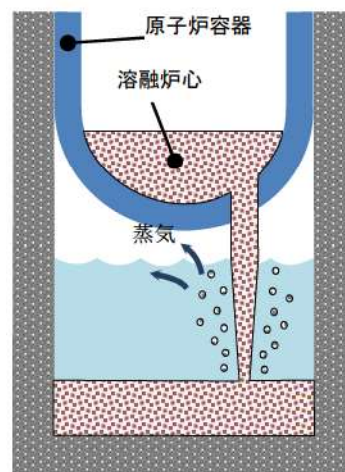
エントレインメント係数はベースケースでは [] を設定しているが、感度解析ケースでは、原子炉下部キャビティ底に直接落下する塊状の溶融炉心を多くして、コンクリートが加熱されやすくなるよう、MAAP コードの当該変数の推奨範囲 ([] ~ [] のうち最も小さい値、即ち、細粒化割合が小さく評価される値である []) を設定する。なお、推奨範囲とは、FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲のことである。FCI の大規模実験の条件として、水プールの水深は 0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K、雰囲気圧力条件は 2~5.8MPa (高圧条件)、0.2~0.5MPa (低圧条件) を考慮している。一方、溶融炉心が原子炉下部キャビティへ落下する時点の特徴的な条件では、原子炉下部キャビティの水位は 1~2m、原子炉下部キャビティ内の冷却水のサブクール度は数十℃、雰囲気圧力は 0.2~0.3MPa (abs) であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を包絡する。したがって、実験で検討された範囲に対して感度を確認すれば十分といえる。なお、デブリジェット径については、実験条件と実機条件に差があり、実機条件の方が、径が大きい。このため、実機条件では細粒化される溶融炉心は一部であり、残りの大部分は連続相のまま原子炉下部キャビティ床に堆積すると考えられる。実験ではジェット径に対して水深が深いため、ジェットの先端が床に到達せず、ほとんどすべての溶融炉心が細粒化されており、この条件に対してエントレインメント係数の幅が評価されている。したがって、実機条件のように、ジェット径に対する水深

が浅い場合には、エントレインメント係数はより小さく評価されると考えられるが、デブリジェット径が大きいこととエントレインメント係数が小さいことは等価といえるため、デブリジェット径の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価する。また、熔融炉心の過熱度が大きい場合には、冷却されずに原子炉下部キャビティ床に堆積し、凝集状態になるが、このような状況についてもエントレインメント係数が小さい場合に相当し、熔融炉心の過熱度の不確かさもエントレインメント係数の不確かさとして評価することができる。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	当該変数推奨範囲の最小値



ベースケース



感度解析ケース

エントレインメント係数を小さく設定し、原子炉下部キャビティ底に直接落下する塊状の熔融炉心を多くする。

解析結果

図 5-2-1～5-2-10 に、エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は原子炉容器破損以降に現れる。熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下する時点（1.5 時間）での原子炉格納容器圧力の上昇は、感度解析ケースの方がわずかに小さいことから、熔融炉心の細粒化量が少なく、塊状のまま原子炉下部キャビティに落下する熔融炉心の量が増加していることが分かる。熔融炉心のエントレインメント割合を比較すると、ベースケースでは約 0.2 であるのに対して、感度解析ケースでは、約 0.1 となっている。したがって、熔融炉心のうち、大半は連続相として原子炉下部キャビティ床に堆積し、落下中

に細粒化する溶融炉心は一部であると言える。また、図 5-2-10 に表示しているエントレインメント割合は溶融炉心の落下中の値であり、床面に堆積する粒子状ベッドの割合は、DEFOR 試験の結果から、更に小さくなると考えられる。なお、MAAP コードでは、細粒化された溶融炉心は連続相の溶融炉心と混合された状態で原子炉下部キャビティ床に堆積し、溶融炉心とクラストからなる平板上の発熱体として模擬している。

溶融炉心と水の熱流束を比較すると、約 1.5 時間以降は、ベースケースと感度解析ケースとでピーク値は同等であるが、感度解析ケースでは、高い熱流束の継続時間がわずかに長く、溶融炉心の冷却に要している結果となっている。次のピークについては、ベースケースと感度解析ケースとで大きく異なり、感度解析ケースにおいて高いピークが表れているが、これは、エントレインメント係数を小さくすることで、細粒化されずに塊状のまま原子炉下部キャビティ床に到達した溶融炉心が多くなっていることによる。以下、同様の傾向となっている。なお、水と溶融炉心間の熱流束が約 1.3MW/m^2 の時間帯と約 0.5MW/m^2 の時間帯に分かれているのは、時間帯によって原子炉下部キャビティに落下した溶融炉心の保有熱が異なるためである。熱流束が大きい（約 1.3MW/m^2 ）時間帯は、溶融炉心が多量に落下した後であり、その時間帯では、溶融炉心の保有熱は大きく、限界熱流束相当の熱流束が発生する。その後、溶融炉心が冷却、固化したクラストの状態になると、温度が周辺の水プールと同程度まで低下するため、除熱量は崩壊熱に制限され、熱流束は約 0.5MW/m^2 まで小さくなる。MAAP コードの解析モデルでは、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、熱流束は Kutateladze の式を用いて計算され、その係数として 0.1 を使用している。溶融炉心と水との間の熱伝達の不確かさ、あるいは熱伝達相関式の不確かさが存在し、熱伝達が悪化する場合には、大きい保有熱を持つ溶融炉心は冷却されにくくなり、コンクリート温度が高く維持されることが予想される。熱伝達の不確かさについては、「(4) 水-溶融炉心間の熱伝達係数」において考察する。

一方、溶融炉心とコンクリートの熱流束についても、水との熱伝達の場合と同様であり、溶融炉心の冷却に時間を要することから、コンクリートへの熱流束がわずかに大きい、長時間継続することはないため、コンクリートの侵食深さへの影響はわずかであり、継続的なコンクリート侵食が発生する状況ではない。コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm、感度解析ケースが約 4mm となった。なお、溶融炉心とコンクリートとの間の熱伝達については、基本的には溶融炉心側からコンクリート側に熱が流れるが、熱が逆向きに流れることもある。これは、コンクリート表面温度は溶融炉心が落下した後に急激に上昇し、その後、溶融炉心が上面の水に冷却されるためコンクリート表面温度も低下するが、その際一時的にコンクリート表面温度と溶融炉心の温度が逆転する場合があります、そのときに溶融炉心とコンクリートとの熱流束が負の値となるためである。MAAP コードの解析モデルでは、溶融プールとクラスト

トの界面は対流熱伝達を仮定する。クラスト内部は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。溶融炉心とコンクリートの間の熱伝達には不確かさが存在するが、接触面積が小さくなる場合には、コンクリートへの伝熱量が小さくなり、コンクリート侵食は抑制される方向となるため、不確かさの観点では問題とならない。

また、ジェット径及び落下速度の不確かさについては、「4. 不確かさに関する整理」に記載したとおり、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。これについて、約□割の不確かさ幅で感度を確認した結果、溶融炉心のエントレインメント割合については感度が出ているものの、他のパラメータについては、水-溶融炉心間の限界熱流束の継続時間が若干長くなっている以外は、感度はほとんど現れない。これは、本事故シナリオでは、溶融炉心に対するエントレイン割合が比較的小さいことにより、粒子状の溶融炉心からの除熱量が小さくなるためである。したがって、水-溶融炉心間の限界熱流束の感度としてはわずかであることから考察すると、約5割の不確かさを考慮した場合にも、その不確かさが有効性評価に与える影響は小さいと言える。

評価

エントレインメント割合のコンクリート侵食に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(3) 溶融炉心の拡がり面積

解析条件

溶融炉心の拡がり面積には不確かさがあり、拡がり面積が小さい場合にコンクリートへの熱流束が大きくなる。溶融炉心の落下過程において、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となる（添付3-1）。

したがって、拡がりの形態として、以下の2ケースを考える。

ただし、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、以下の2ケースについては、実現象の不確かさを網羅するという観点で条件を設定した。したがって、本ケースの条件設定は、極端な条件として設定したものであり、現実的に起こりうるものではないと考える。

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

まず、落下時に冷却されずに高温のまま床に到達するケースでは、評価上、最初の

原子炉容器破損による熔融炉心の落下により、原子炉下部キャビティ床面に約 47 m² の広さで拡がり、原子炉下部キャビティ床面積とほぼ同等となる。その後、断続的に熔融炉心が落下するため、熔融炉心は床全面を超えて拡がると考えられるが、実際は原子炉下部キャビティ壁により拡がりには制限されるため、熔融炉心の拡がり面積としては原子炉下部キャビティ床一面を設定する。これは、ベースケースの設定と同等である。熔融炉心が床全面に拡がる場合、熔融炉心は原子炉下部キャビティ側面と接触する。熔融炉心は外周部にクラストを形成し、内部に熔融プールが存在する形態として扱う。熔融プールから側面クラスト内面へは対流熱伝達により伝熱し、側面クラストへは厚さ方向に 2 次関数の温度勾配を持つものとし、側面クラスト外面にてコンクリートへ熱伝導により伝熱する。コンクリート内部でも側面深さ方向に 1 次元の熱伝導方程式による温度分布を持つ。そして、コンクリート表面温度がコンクリートの融点を超えると侵食が開始する。

一方、落下時に細粒化などにより冷却が進むケースでは、熔融炉心は原子炉下部キャビティ床全面に拡がらずに、局所的に堆積する結果が得られている。このケースでは、落下過程において熔融炉心が冷却されやすくなるよう設定しており、固化による流動抵抗の増加によって、拡がりが小さくなっている。

本ケースは以下の点から極端な条件で局所的に熔融炉心が堆積するよう想定しており、実機条件よりも厳しい条件を与えるものである。

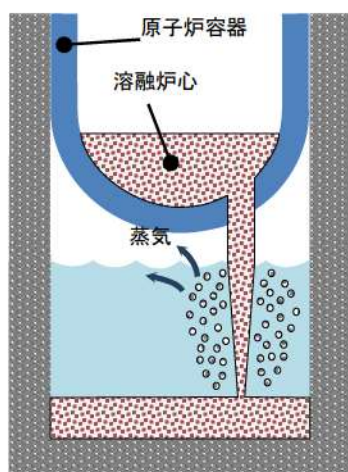
デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの落下過程において、熔融炉心と原子炉下部キャビティ水との接触により、熔融炉心から原子炉下部キャビティ水への伝熱が発生する。本ケースにおいては、熔融炉心の過熱度分がすべて伝熱されると仮定し、熔融炉心の融点まで冷却するよう条件を与えているが、実際は、熔融ジェット径が約 0.5m と大きいため、落下過程で冷却されずに過熱度を保ったまま原子炉下部キャビティ床に到達する熔融ジェットの割合が大きいと考えられる。

落下時に細粒化などにより冷却が進むケースにおいては、落下時に冷却されずに高温のまま床に到達するケースと同様、熔融炉心の質量を約 50t (MAAP コードにおける 1 回目の原子炉容器破損による熔融炉心落下量相当) で、拡がり面積を算出しており、原子炉下部キャビティ床上に落下した熔融炉心は、この拡がり面積で堆積するよう仮定している。しかし、実際は原子炉容器破損以降、熔融炉心は断続的に原子炉下部キャビティへ落下することから、拡がりに寄与する熔融炉心量は更に大きくなり、拡がり面積は大きくなると考えられる。なお、本ケースでは熔融炉心の堆積高さが原子炉下部キャビティ水面より高くなった場合は、原子炉下部キャビティ水面より高い部分については、原子炉下部キャビティ水による冷却がないことから熔融状態のままであり、固化しないと考えられることから、熔融炉心の堆積の高さとしては原子炉下部キャビティ水深までとし、それ以降の堆積は横に拡がる設定とし、具体的には、溶

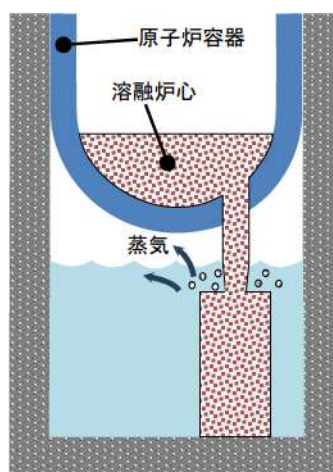
融炉心の拡がり面積の初期値として、原子炉下部キャビティ床面積の約 1/10 を与えた。

MAAPコードでは、水-融炉心間の伝熱は融炉心の上面のみ計算する。しかし、融炉心が局所的に堆積する場合には、その側面も水と接触するため、側面からの除熱にも期待できる。そこで、上面に加えて側面からの除熱効果を考慮するため、融炉心形状として円柱を想定し、側面を伝熱面積に加える。計算上の取扱いとしては、局所的に堆積した床面積を水への伝熱計算に使われる上面の面積とし、融炉心の落下量に応じて側面分の伝熱面積が増える分を上面の伝熱量の増分として考慮する。即ち、上面に側面を加算した面積に相当する比率を、上面から水への伝熱量の比率として設定する。

項目	融炉心の拡がり面積	設定根拠
ベースケース	原子炉下部キャビティ床面積の 1/1	原子炉下部キャビティ区画床全面とする
感度解析ケース	原子炉下部キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大	落下時に細粒化などにより冷却が進む



ベースケース



感度解析ケース

解析結果

図 5-3-1～5-3-9 に、融炉心の拡がり面積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原子炉容器破損以降に現れる。融炉心と水の熱流束については、感度解析ケースの方が、 $1\text{MW}/\text{m}^2$ を超える*高い値が継続する結果となっている。これは、融炉心の拡がり面積を制限した

ことで、熔融炉心と水の接触面積が小さくなり、その結果熔融炉心の単位時間当たりの除熱量が小さくなったことで、熔融炉心の冷却に時間を要しているためである。

また、感度解析ケースの方が、熔融炉心の冷却が遅くなっていることから、熔融炉心とコンクリートの熱流束については、高い値が継続しているため、コンクリート侵食が進み、コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm であるのに対して、感度解析ケースでは約 18cm となった。

評価

熔融炉心の拡がり面積が制限された場合の解析を実施し、コンクリート侵食に対する感度を確認した。熔融炉心の拡がり面積が制限された場合、コンクリート侵食が約 18cm となった。ただし、本感度解析は、極端な条件で局所的に熔融炉心が堆積するよう設定しており、実機条件よりも厳しい条件を与えるものである。

※水-熔融炉心間の熱流束の上限値として設定している 0.8MW/m^2 は大気圧下での条件であり、原子炉格納容器圧力は大気圧より大きいことから、熱流束も大きくなる。

(4) 水-熔融炉心間の熱伝達係数

解析条件

水と熔融炉心の熱伝達には、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用しており、ベースケースでは、水による冷却を伴った熔融炉心とコンクリートの相互作用に関する実験に基づき大気圧条件で 0.8MW/m^2 に相当する値を使用している。

なお、熔融炉心が原子炉下部キャビティ水に落下する際は、熔融炉心と原子炉下部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、原子炉下部キャビティ床に堆積する際に熔融炉心表面にクラストが形成されると考えられている。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原子炉下部キャビティ水によって除熱される。その後、熔融炉心表面にクラストが形成された状態になると、熱流束は低下してくる。

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原子炉下部キャビティ水の水頭などによる破損により、原子炉下部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ことが文献¹⁸で示されており、高温の熔融炉心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

¹⁸ M. T. Farmer et al., "Status of the Melt Coolability and Concrete Interaction (MCCI) Program at Argonne National Laboratory", Proc. of ICAPP'05, Korea, (2005)

判断できる。

本パラメータについては、実験で観測された最大の熱流束を考慮したケース、実験で観測されたクラスト形成時の熱流束を考慮したケース、バルク冷却時、クラスト全体固化時、コンクリート混入時の各フェーズを考慮したケース、実験で観測された安定クラスト形成後に更に温度が低下した時点を考慮した実機条件としては仮想的なケースの4ケースの感度解析を実施する。

感度解析ケース1では、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 $3\text{MW}/\text{m}^2$ を適用する。なお、常に高い熱流束が維持されるのではなく、熔融炉心の温度が低下した場合には、熱流束は崩壊熱を除去できる熱流束に制限される。

感度解析ケース2では、上記の原子炉下部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原子炉下部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 $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ を選定する。

ここで、以下の理由により CCI-1 実験については、感度解析の条件設定の際の検討対象から除外することとした。

CCI 実験では、コンクリート侵食開始後に注水しており、クラストと熔融物の間に空洞が形成されている。これは、実験のような小スケールでは壁と壁の間でクラストが強固につながり、クラストブリッジが形成され、その下でコンクリート侵食により熔融物の液位が低下するためである。一方、実機スケールではクラストの自重及び水の水頭によりクラストが破損し、本実験のような空洞は生じないと考えられる。CCI-1 実験はクラストの形成後、約10分の時点でクラスト破損が生じ、熱流束が約 $3\text{MW}/\text{m}^2$ まで再上昇しているが、これはクラストと熔融物の間に形成された空洞の影響が大きく現れたケースであり、クラストが破損するまでは空洞の形成により熱流束が小さく、クラストが破損した後に破損箇所から水が流入し、高温の熔融物と水が直接接触することによって熱流束が大きくなったものである。実機スケールでは、このような空洞は形成されないと考えられるため、感度解析の条件設定の際の検討対象から除外することとした。

感度解析ケース3では、次のように熱流束を設定する。

まず、熔融炉心内部が熔融状態の場合、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る。したがって、部分的にも熔融炉心から水へ、高い熱流束での伝熱となると考えられる。この時の現象は、小規模実験で熔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 $1\text{MW}/\text{m}^2$ 以上の値が観測されている。熔融炉心の落下直後は、高温の熔融炉心と原子炉下部キャビティ水の直接接触により、更に高い熱流束が得られると考えられるが、本感度解析では、内部に熔融部が存在する間の熱流束として、一律に $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ を適用する。

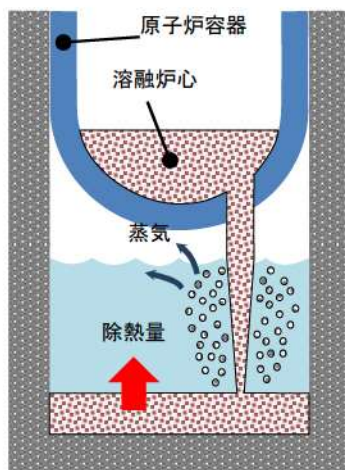
次に、溶融炉心全体が固化した後の挙動においては、原子炉下部キャビティへの落下直後の高い熱流束や、クラストの破損による内部の溶融炉心と原子炉下部キャビティ水との直接接触を考慮せず、CCI-2 及び CCI-3 実験において初期のピークを除外した熱流束である 0.5MW/m^2 を選定する。

次に、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約 15% に達した場合にドライアウト熱流束は約 0.125MW/m^2 となっている。15% までの間は、ドライアウト熱流束はほぼ直線的に低下しており、コンクリート混入割合が約 15% 以上の場合には、ドライアウト熱流束はほぼ一定となっている。本感度解析では、コンクリート侵食量に応じて、上記の SSWICS 実験において確認された熱流束を使用する。

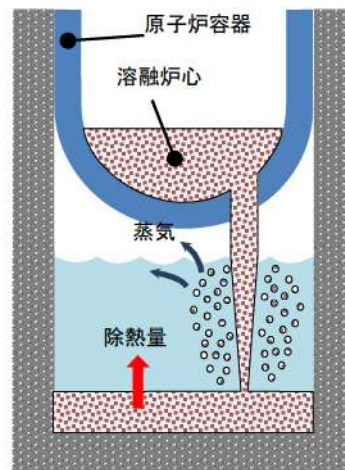
感度解析ケース 4 では、WETCOR、MACE、CCI 実験においてクラスト全体が固化して温度が低下した状態の熱流束である 0.2MW/m^2 を適用する。これについて、溶融炉心は、溶融状態で原子炉下部キャビティ水と直接接触するため、溶融炉心落下直後は高い熱流束が得られると考えられるが、本感度解析は溶融炉心落下直後から、安定化クラスト形成後の熱流束を仮定しているという点で、仮想的なケースであると言える。

項目	Kutateladze 係数	設定根拠
ベースケース	0.1 (0.8 MW/m ² 相当 (注))	水による冷却を伴った熔融炉心とコンクリートの相互作用に関する実験に基づく値
感度解析ケース 1	0.375 (3MW/m ² 相当 (注))	CCI-2 実験で初期ピークを模擬した熱流束値
感度解析ケース 2	0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 (注))	CCI-2,3 実験で初期ピーク値を除外した熱流束値
感度解析ケース 3	熔融物存在時 0.1 (0.8 MW/m ² 相当 (注)) 全体固化時 0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 (注)) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 (注))	熔融物存在時はベースケースと同様。全体固化時は感度解析ケース 2 と同様。コンクリート混入時は SSWICS 実験での熱流束値
感度解析ケース 4	0.025 (0.2 MW/m ² 相当 (注))	WETCOR、MACE、CCI 実験においてクラスト全体が固化して温度が低下した状態の熱流束値

(注) 大気圧条件



ベースケース



感度解析ケース

解析結果

図 5-4-1～5-4-10 に、水－熔融炉心間の熱伝達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原子炉容器破損以降に現れる。

まず感度解析ケース1について考察する。感度解析ケース1では、熔融炉心と水の熱流束について、瞬間的に 2MW/m^2 以上となる場合があり、ベースケースの限界熱流束（約 1.3MW/m^2 ）に比べて高く、限界熱流束の継続時間はベースケースよりも短くなっている。感度解析ケースでは、熔融炉心落下時の高い熱流束を考慮しているため、熔融炉心温度の低下が顕著であり、コンクリートの侵食深さは 0mm となった。

感度解析ケース2では、熔融炉心と水の熱流束について、感度解析ケースでは限界熱流束の値は約 0.8MW/m^2 （大気圧で 0.5MW/m^2 相当）とベースケースより低く、限界熱流束の持続時間はベースケースより若干長く、約 20 分となっている。感度解析ケースでは、熔融炉心落下直後の高い熱流束を考慮していないことから、熔融炉心温度の低下が緩やかになっており、コンクリートと熔融炉心間の熱伝達もより長時間継続したため、コンクリートの侵食深さはベースケースに比べて増加したものの有意ではなく、約 7mm となった。

感度解析ケース3では、熔融炉心と水の熱流束について、初期はベースケースと同様であるが、全体固化後は約 0.8MW/m^2 （大気圧で 0.5MW/m^2 相当）とベースケースより低く、限界熱流束の持続時間はベースケースより長くなっている。感度解析ケースでは、熔融炉心落下直後の高い熱流束を考慮していないことから、熔融炉心温度の低下が緩やかになっており、コンクリートと熔融炉心間の熱伝達もより長時間継続したため、コンクリートの侵食深さはベースケースに比べて若干増加したものの有意ではなく、約 3mm となった。

感度解析ケース4では、熔融炉心と水の熱流束について、約 0.3MW/m^2 で推移しており、ベースケースの限界熱流束（約 1.3MW/m^2 ）に比べて低い値となっている。これは、Kutateladze 係数を小さくしたことで、熔融炉心から水への熱流束が小さく評価された結果であり、感度解析ケースでは概ね一定の熱流束が継続している。熔融炉心とコンクリートの熱流束については、最初のピーク値が最も高く、この時点で最もコンクリートが熱せられており、感度解析ケースでは、 0.1MW/m^2 前後の熱流束が継続している。その結果、コンクリートの侵食深さはベースケースの解析結果である約 3mm に比べて増加し、約 20cm となった。崩壊熱は時間の経過に伴い減衰し、水による除熱量は前述のとおり概ね一定の値が維持されるため、その結果、約 8 時間の時点でコンクリート表面温度は融点を下回りコンクリート侵食は停止する。

評価

水-熔融炉心間の熱流束に対する感度解析を実施し、コンクリート侵食に対する感度を確認した。感度解析ケース 1、2、3 においては、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、熔融炉心落

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。ただし、本ケースは、前述のとおり、溶融炉心落下直後の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る。

(5) 感度解析パラメータの組合せ

MCCI は、原子炉下部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原子炉下部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「4. 不確かさに関する整理」にて抽出したパラメータの組合せを考慮し、感度解析を実施する。

解析条件

解析条件の設定に当たっては、「5 感度解析と評価 (3) 溶融炉心の拡がり面積」において設定した条件に則り、溶融炉心の拡がりの形態に着目し、拡がりのケースとして以下の2ケースとなるよう各パラメータを組み合わせた感度解析を実施した。

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

感度解析の組合せとして、「落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース」では、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、溶融炉心の拡がり面積としては、原子炉下部キャビティ床面積を設定した。

一方、「落下時に細粒化などにより冷却が進むケース」では、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、溶融炉心の拡がり面積としては、「5 感度解析と評価 (3) 溶融炉心の拡がり面積」で設定した面積とした。

なお、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。また、水-溶融炉心間の熱流束については、両ケースとも不確かさとして重畳させることとし、現実的な不確かさの幅を確認する観点から、「5 感度解析と評価 (4) 水-溶融炉心間の熱伝達係数」の感度解析ケース3の熱流束を使用する。

以上から、パラメータの組合せとして次表の2ケースを考える。

項目	パラメータ	設定値	設定根拠
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	運転員等操作余裕時間として 設定
	エントレイン メント係数	□	当該変数推奨範囲の最確値
	溶融炉心の 拡がり面積	原子炉下部キャビティ 床面積の 1/1	原子炉下部キャビティ区画床 全面とする
	Kutateladze 係数	0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注))	水による冷却を伴った溶融炉 心とコンクリートの相互作用 に関する実験に基づく値
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	運転員等操作余裕時間として 設定
	エントレイン メント係数	□	当該変数推奨範囲の最小値
	溶融炉心の 拡がり面積	原子炉下部キャビティ 床面積の 1/1	原子炉下部キャビティ区画床 全面とする
	Kutateladze 係数	溶融物存在時 0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注)) 全体固化時 0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 ^(注)) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 ^(注))	CCI 実験、SSWICS 実験に基 づく熱流束を設定
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	運転員等操作余裕時間として 設定
	エントレイン メント係数	□	当該変数推奨範囲の最大値
	溶融炉心の 拡がり面積	原子炉下部キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大	落下時に細粒化などにより冷 却が進む
	Kutateladze 係数	溶融物存在時 0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注)) 全体固化時 0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 ^(注)) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 ^(注))	CCI 実験、SSWICS 実験に基 づく熱流束を設定

(注) 大気圧条件

解析結果

図 5-5-1～5-5-9 に、本感度解析の結果を示す。

感度解析ケース 1 は、熔融炉心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-熔融炉心間の熱流束は、ベースケースでは、熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下する毎に、大気圧条件相当で 0.8MW/m^2 であるのに対して、感度解析ケース 1 では、最初の落下時に大気圧条件相当で 0.8MW/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 0.5MW/m^2 となる。このため、熔融炉心温度、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わずかに増加する程度であり、ベースケースが約 3mm、感度解析ケース 1 が約 4mm となった。なお、感度解析ケース 1 では、原子炉下部キャビティでの水素生成量がベースケースに比べてわずかながら減少した。具体的には、ベースケースでは MCCI による水素発生量が約 3kg、細粒化によるジルコニウム-水反応による水素発生量が約 18kg 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 4kg、細粒化によるジルコニウム-水反応量による水素発生量が約 11kg 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、細粒化によるジルコニウム-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、熔融炉心落下時に細粒化などにより冷却が進むケースであり、水-熔融炉心間の熱流束について、ベースケースに比べて、熔融炉心の拡がり面積を制限したことで、熔融炉心と水の接触面積が小さくなり、その結果、熔融炉心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、熔融炉心温度、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、原子炉下部キャビティ底面からのコンクリート厚さは数メートルあり、侵食深さは十分小さいことを確認した。最終的な原子炉格納容器内の水素濃度は約 6vol% (ドライ条件換算) にとどまり、水素処理装置 (原子炉格納容器内水素処理装置 (PAR) 及び格納容器水素イグナイタ (イグナイタ)) による処理が可能なレベルに収まっている結果となっている。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 となり、また、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化によるジルコニウム-水反応量が大きくなり、水素発生量は約 23 kg となった。表 5 に水素発生量の内訳を示す。表 5 に示すとおり、MCCI による水素発生は原子炉容器破損後 30 分に顕著であり、その後、コンクリート侵食の停止に伴い水素発生も停止する。その結果、水素発生量としては、MCCI により約 6% 増加しており、原子炉容器内及び原子炉容器外で反応するジルコニウム量を足すと、

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。これについて、MCCI により発生する水素は、すべてジルコニウムに起因するものであることを確認した。また、追加発生となる水素については、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可能である。

表5 水素発生量の内訳

時刻		RV 破損前	RV 破損後 30 分	RV 破損後後期
		1.5 時間	2.0 時間	10 時間
原子炉 容器内	Zr	257.6kg (29.2%)	257.6kg (29.2%)	257.6kg (29.2%)
	ステンレス	21.4kg (2.4%)	21.6kg (2.5%)	22.9kg (2.6%)
	小 計	279.0kg (31.6%)	279.3kg (31.6%)	280.5kg (31.8%)
原子炉 容器外	Zr	0.0kg (0.0%)	11.9kg (1.3%)	23.46kg (2.7%)
	ステンレス	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)
	小 計	0.0kg (0.0%)	11.9kg (1.3%)	23.46kg (2.7%)
MCCI	Zr	0.0kg (0.0%)	47.5kg (5.4%)	53.0kg (6.0%)
	ステンレス	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)
	小 計	0.0kg (0.0%)	47.5kg (5.4%)	53.0kg (6.0%)
合 計	Zr	257.6kg (29.2%)	317.1kg (35.9%)	334.1kg (37.9%)
	ステンレス	21.4kg (2.4%)	21.6kg (2.5%)	22.9kg (2.6%)
	小 計	279.0kg (31.6%)	338.7kg (38.4%)	356.9kg (40.4%)

※ () 内は全炉心 Zr 量の 100%が反応した場合の水素発生量 (約 882.6kg) に対する割合を示す。

評価

感度解析パラメータの組合せを考慮した場合、熔融炉心落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースでは、コンクリート侵食に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さい。熔融炉心落下時に細粒化などにより冷却が進むケースでは、コンクリート侵食は約 19cm となった。ただし、本感度解析は、熔融炉心の拡がり面積として、極端な条件で局所的に熔融炉心が堆積するよう設定していることから、実機条件よりも厳しい条件を与えたものである。

「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。」

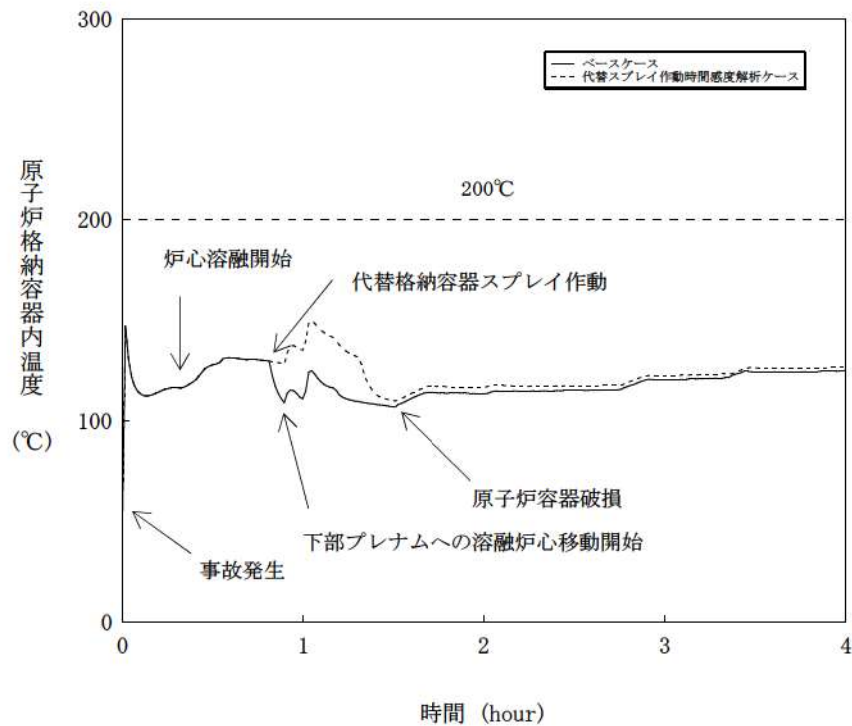


図 5-1-1 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析（1）

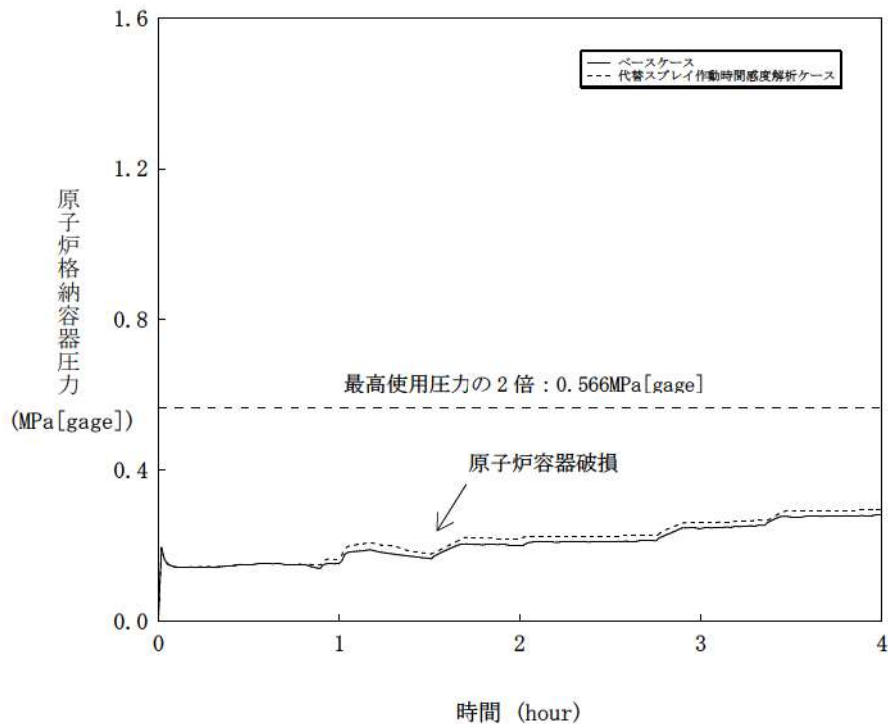


図 5-1-2 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析（2）

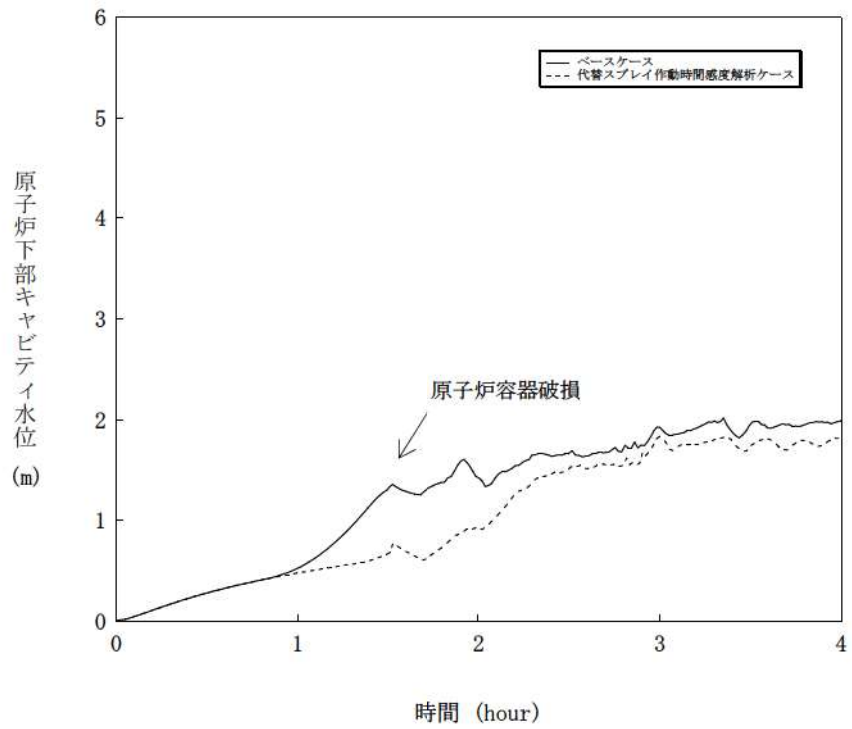


図 5-1-3 代替格納容器スプレィ作動時刻感度解析 (3)

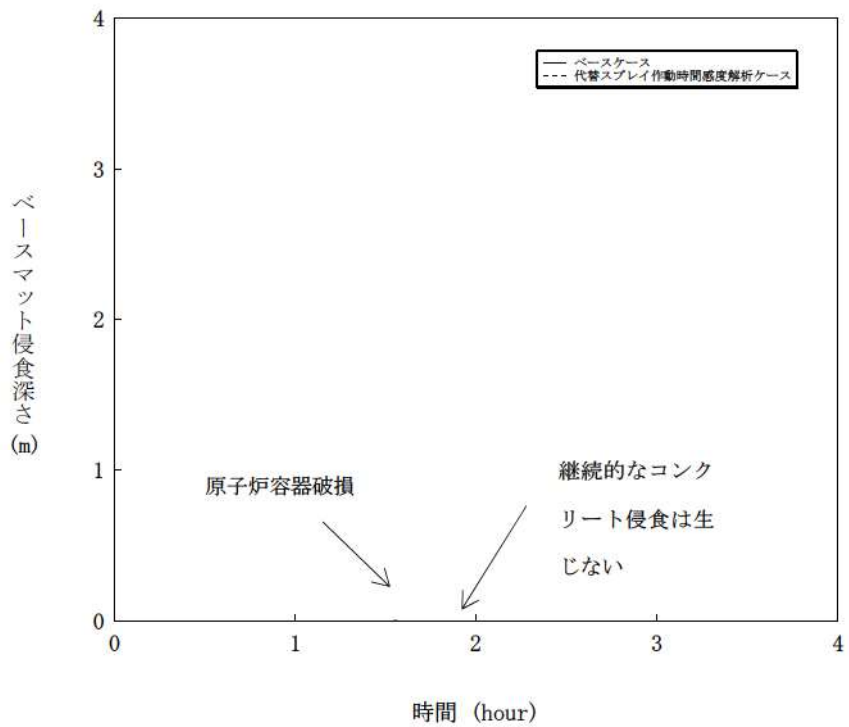


図 5-1-4 代替格納容器スプレィ作動時刻感度解析 (4)

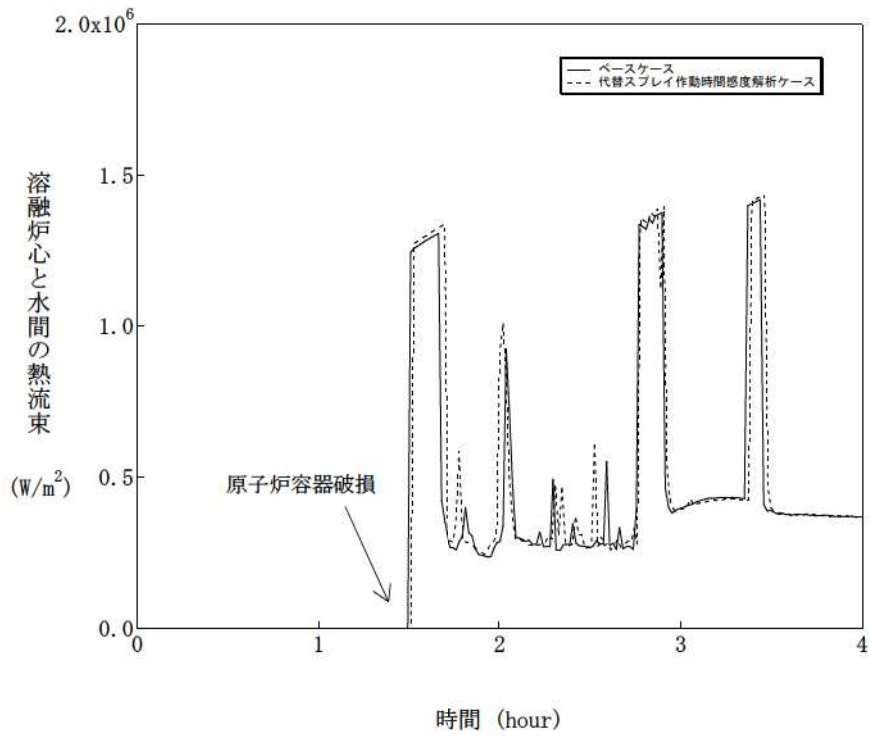


図 5-1-5 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (5)

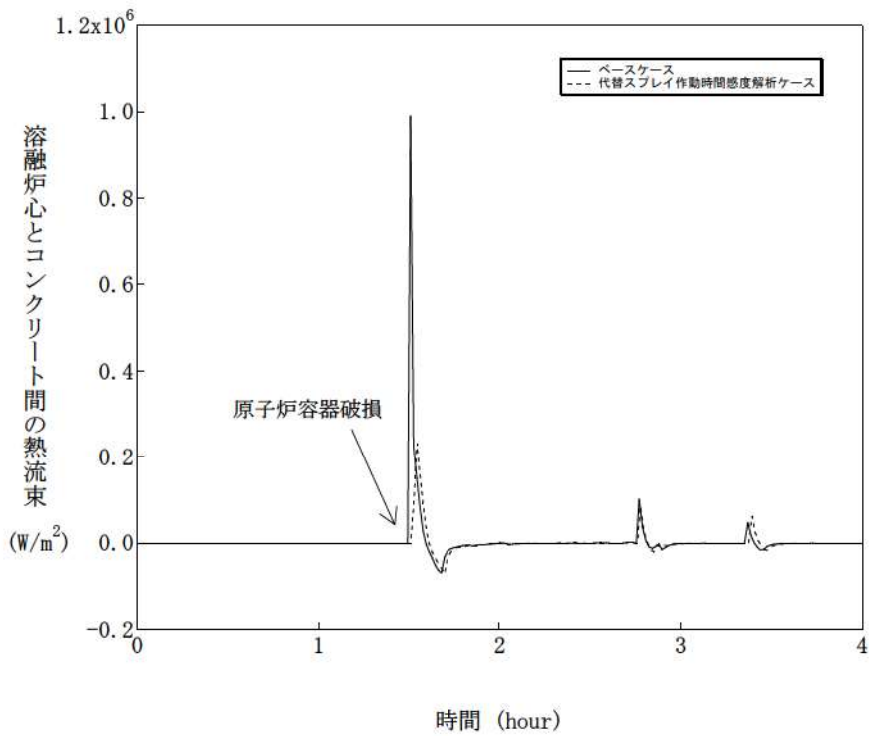


図 5-1-6 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (6)

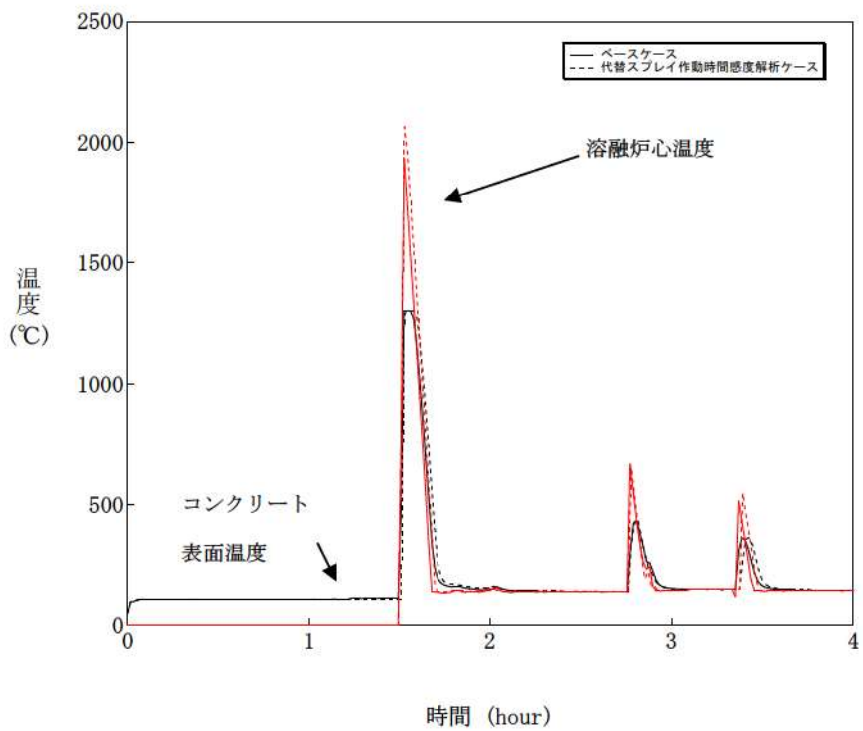


図 5-1-7 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (7)

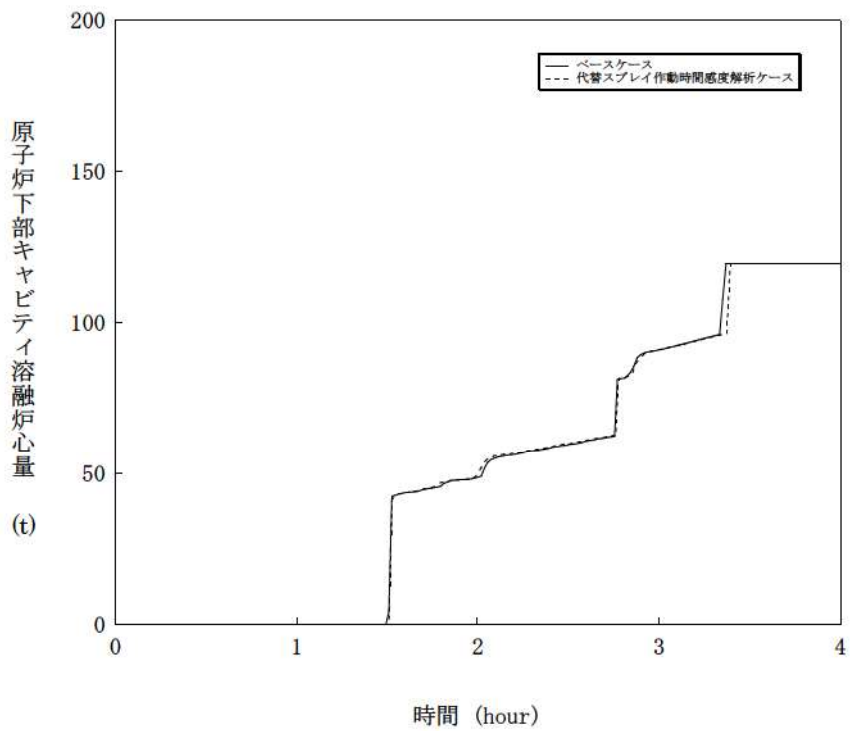


図 5-1-8 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (8)

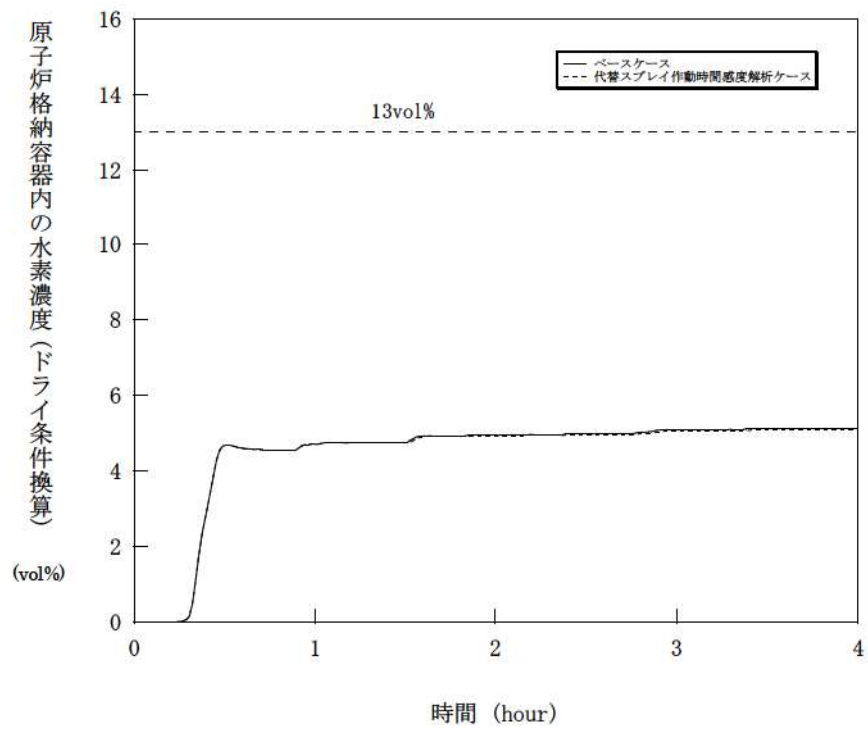


図 5-1-9 代替格納容器スプレー作動時刻感度解析 (9)

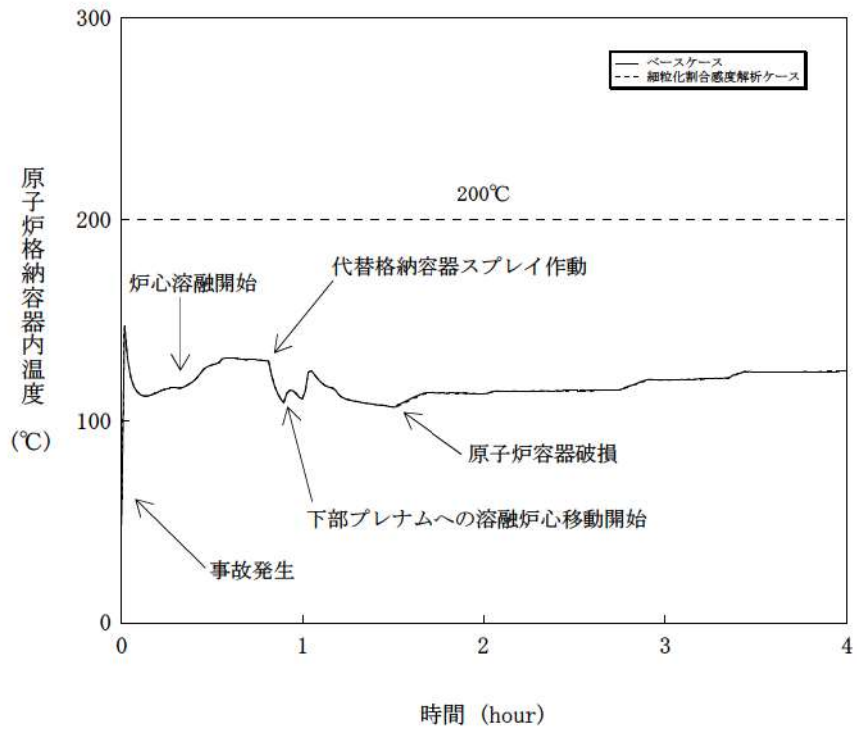


図 5-2-1 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (1)

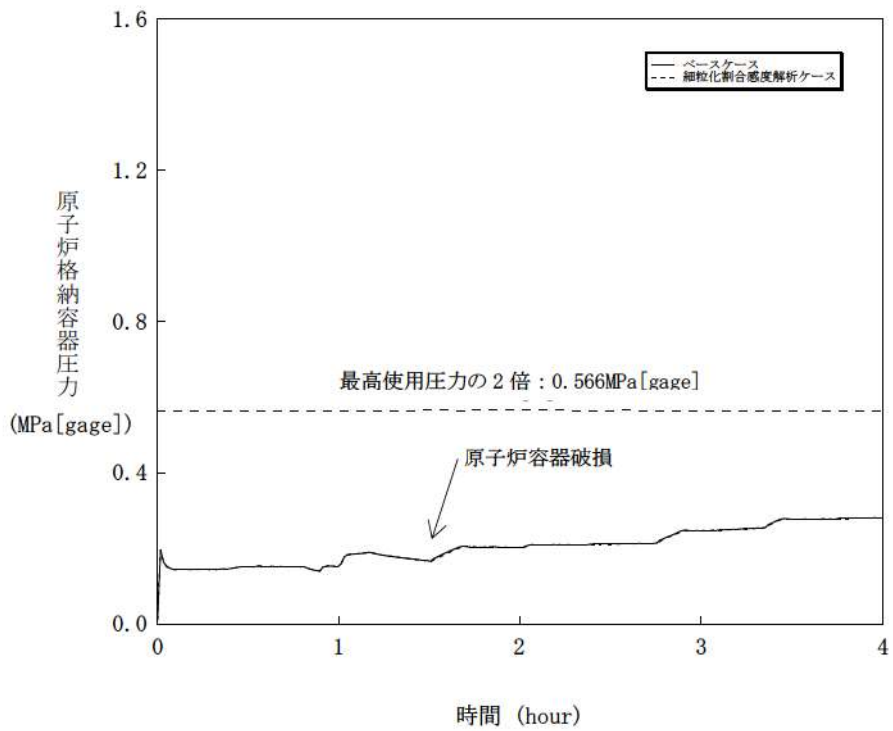


図 5-2-2 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (2)

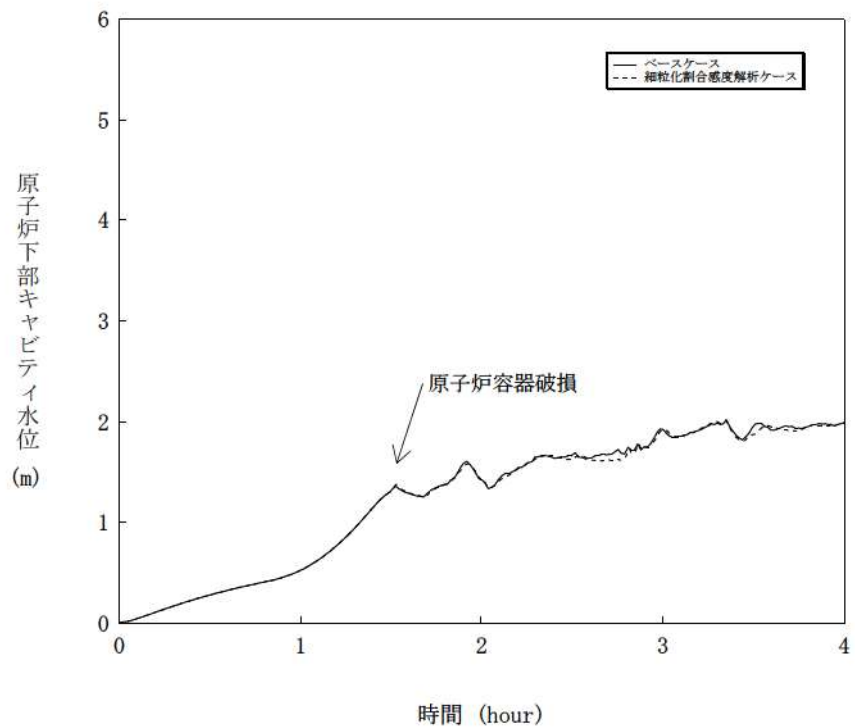


図 5-2-3 熔融炉心の細粒化割合敏感度解析 (3)

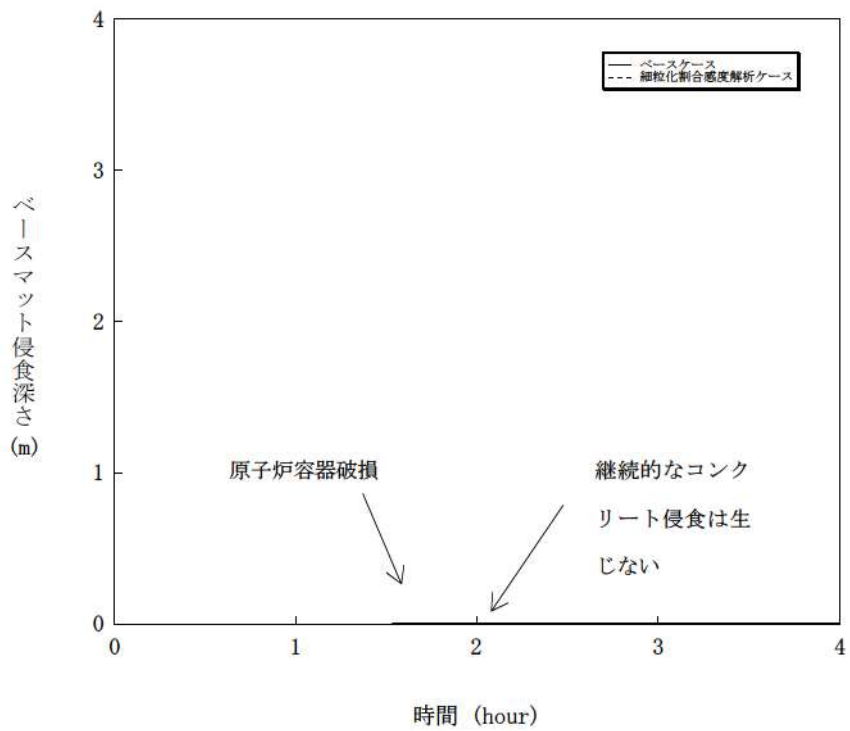


図 5-2-4 熔融炉心の細粒化割合敏感度解析 (4)

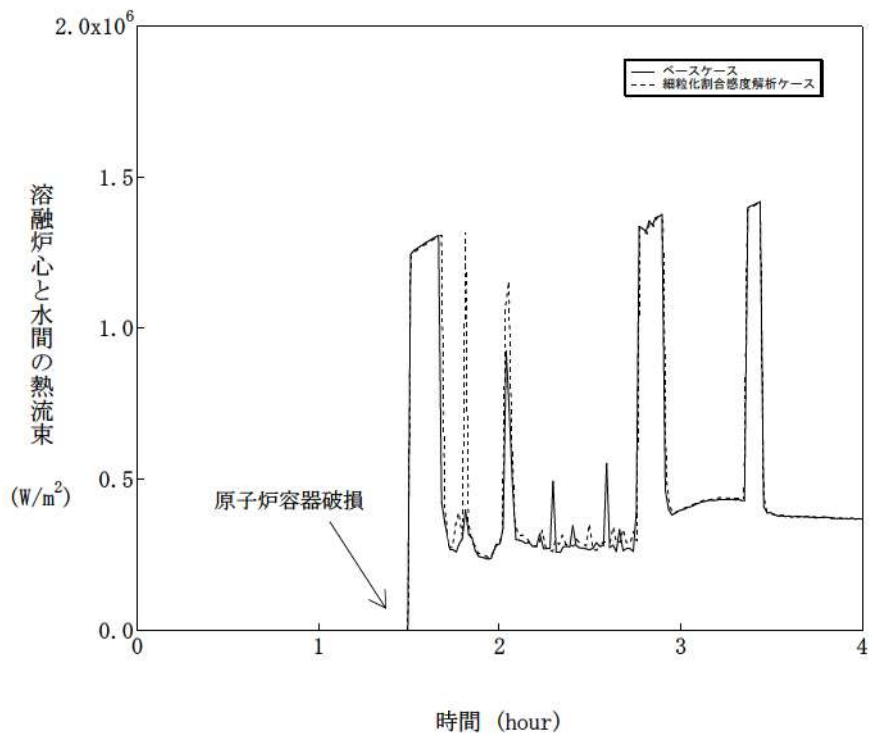


図 5-2-5 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (5)

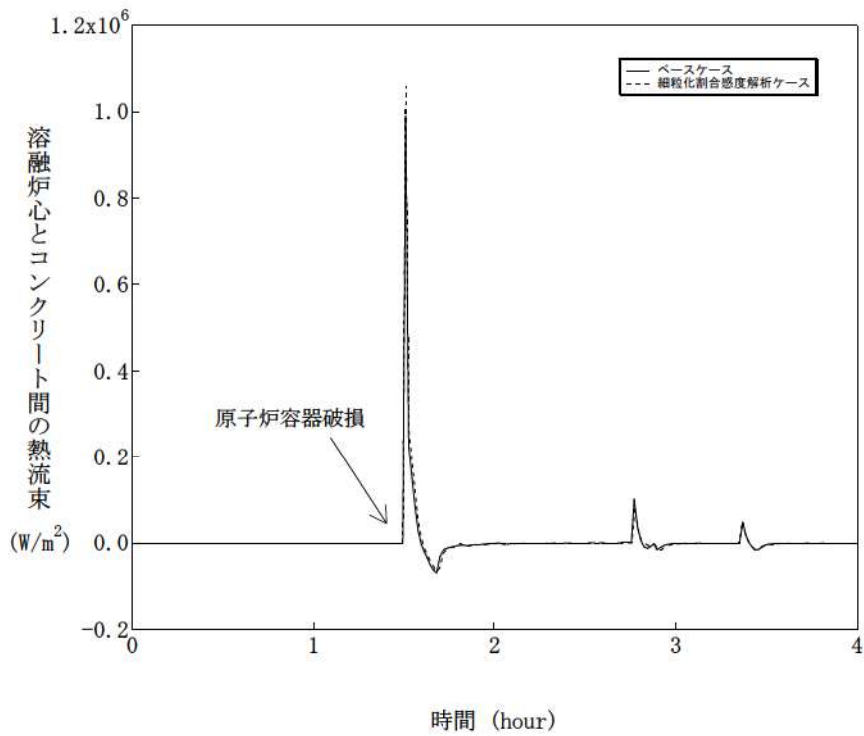


図 5-2-6 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (6)

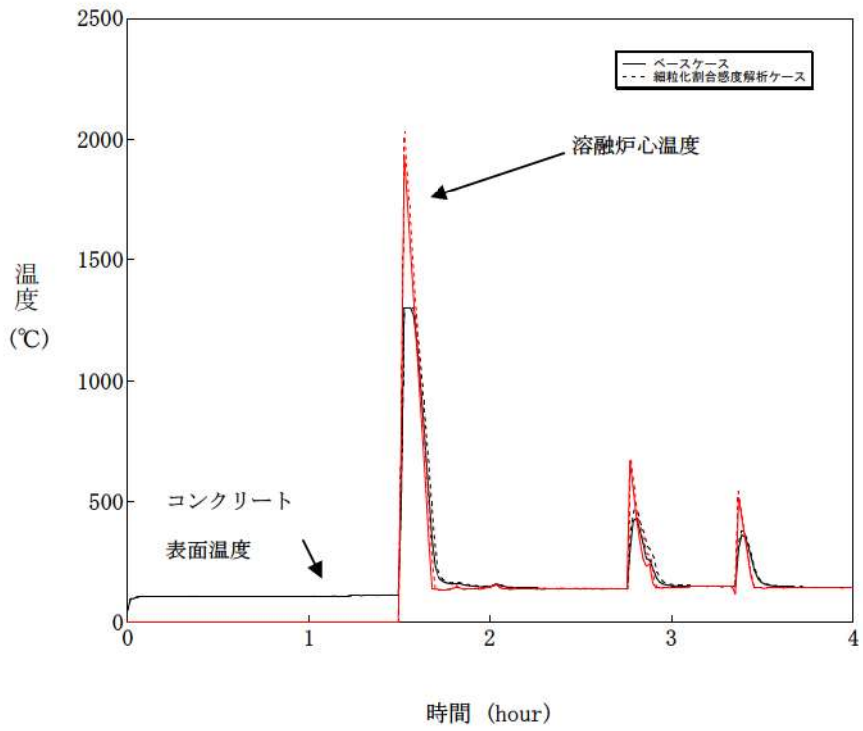


図 5-2-7 熔融炉心の細粒化割合感度解析 (7)

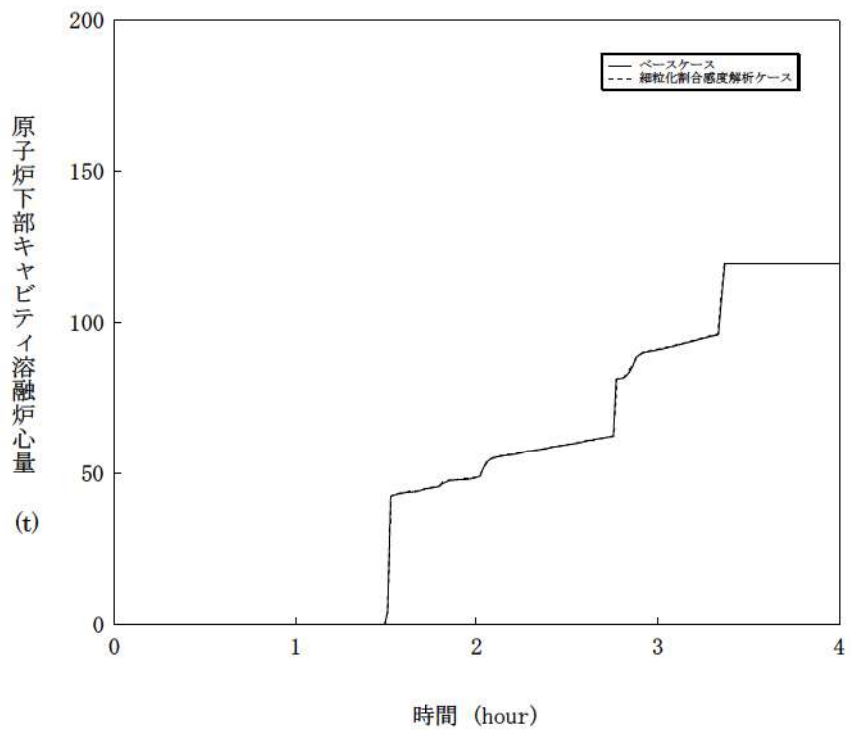


図 5-2-8 熔融炉心の細粒化割合感度解析 (8)

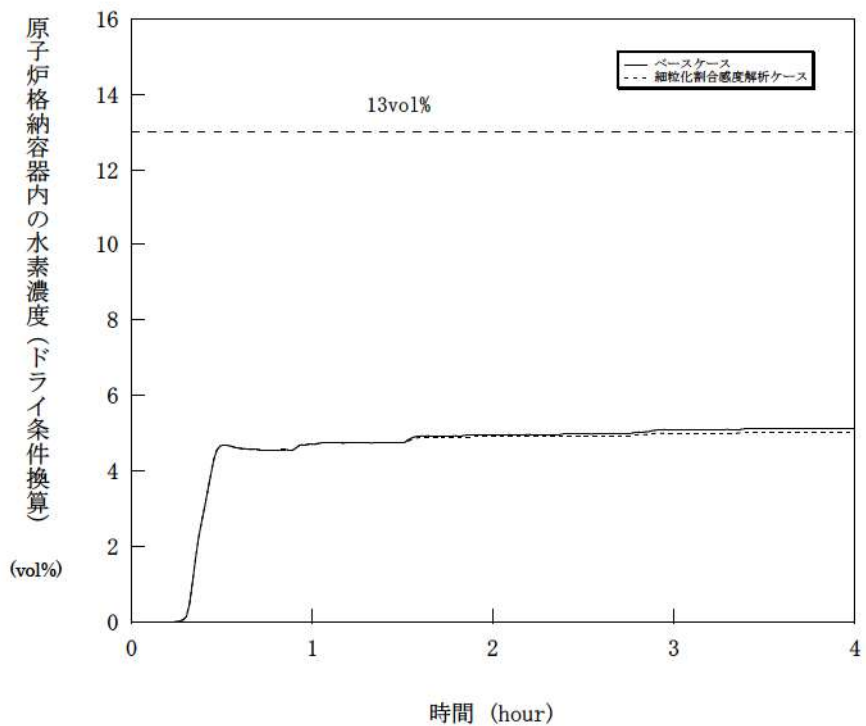


図 5-2-9 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (9)

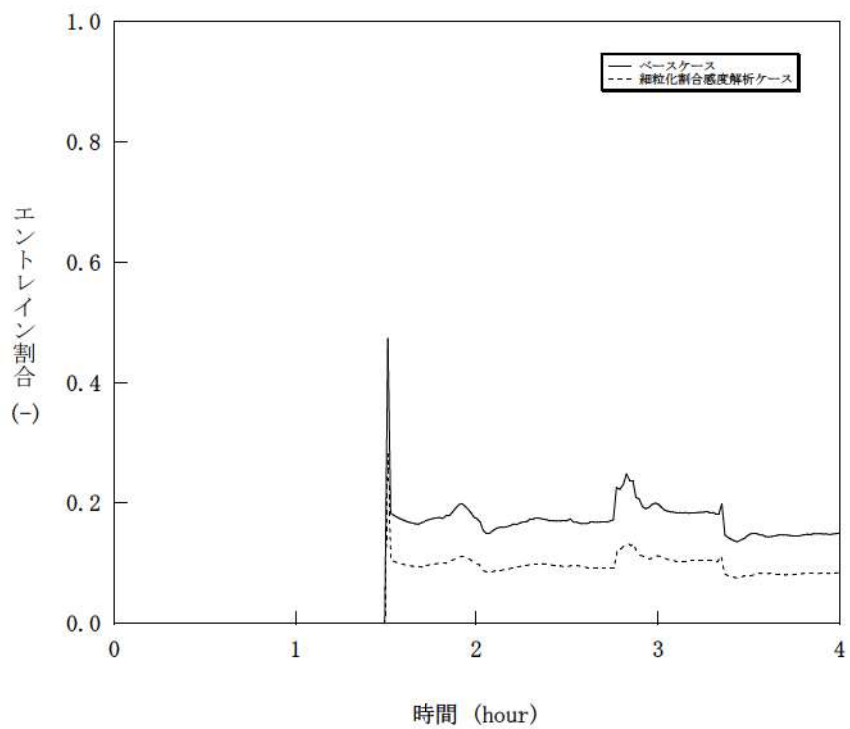


図 5-2-10 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (10)

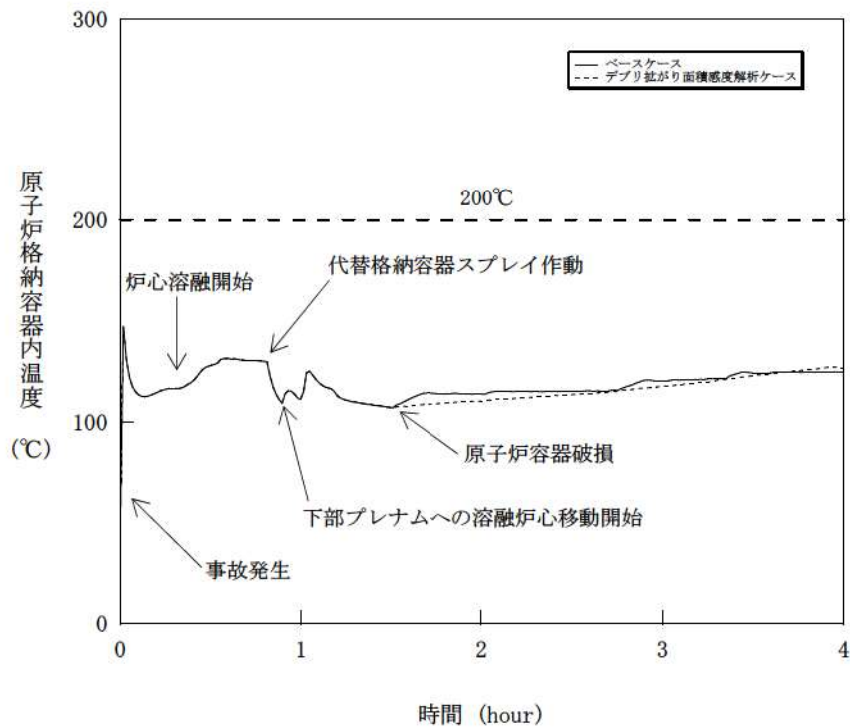


図 5-3-1 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (1)

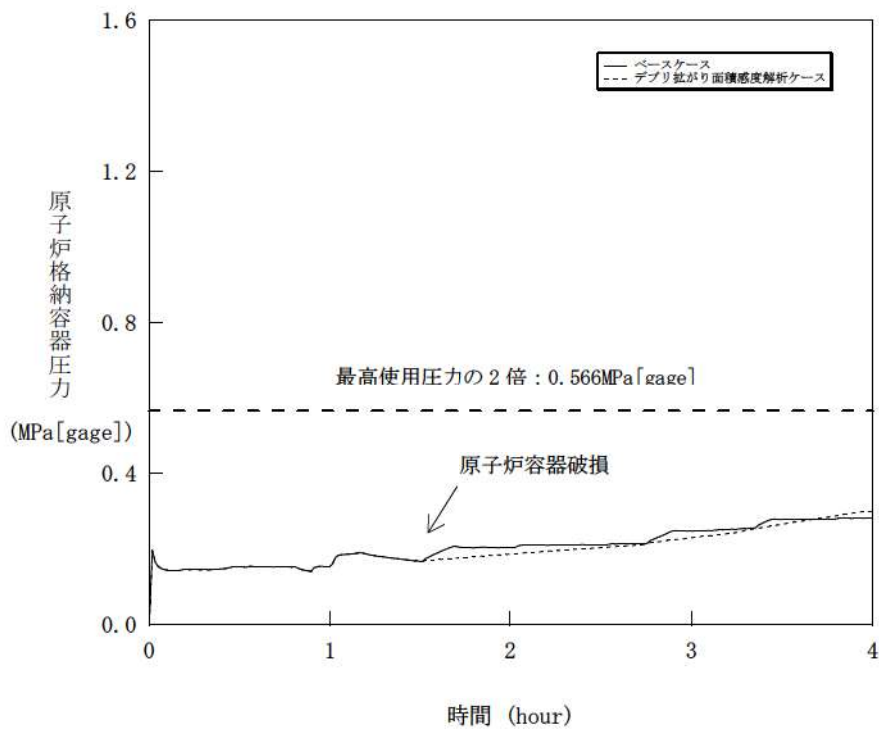


図 5-3-2 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (2)

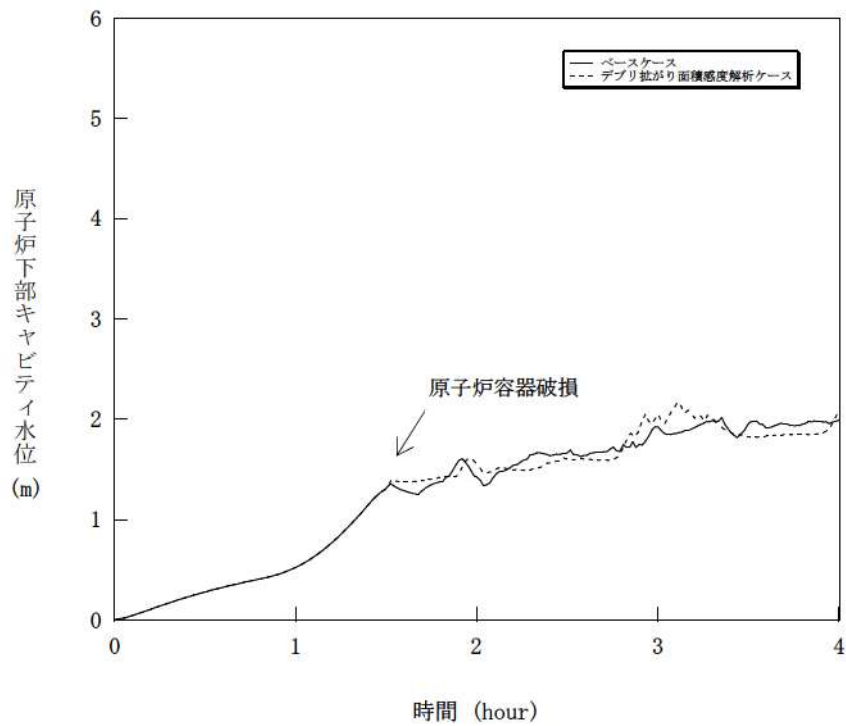


図 5-3-3 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (3)

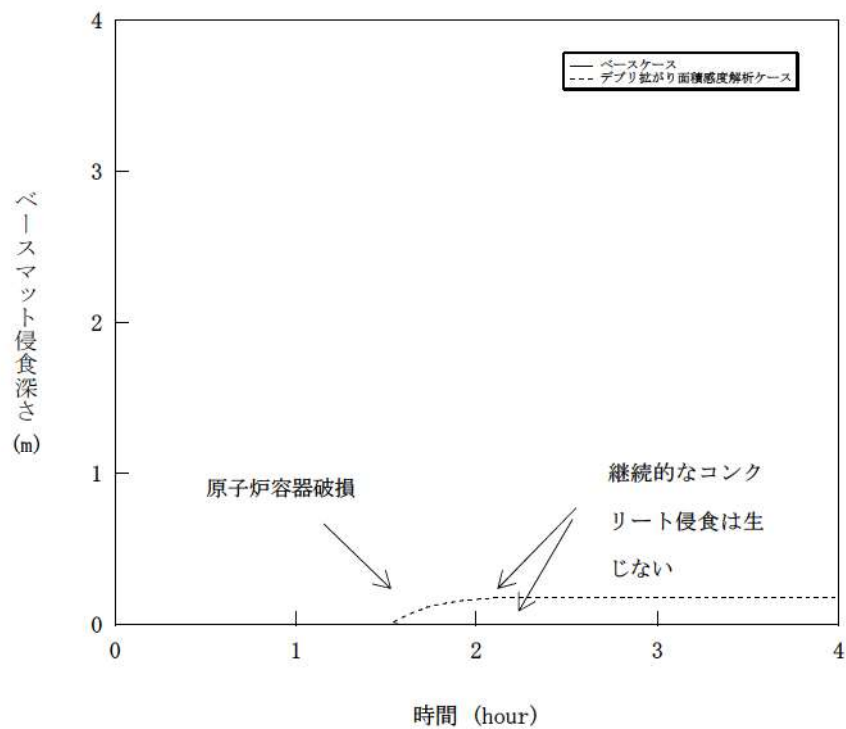


図 5-3-4 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (4)

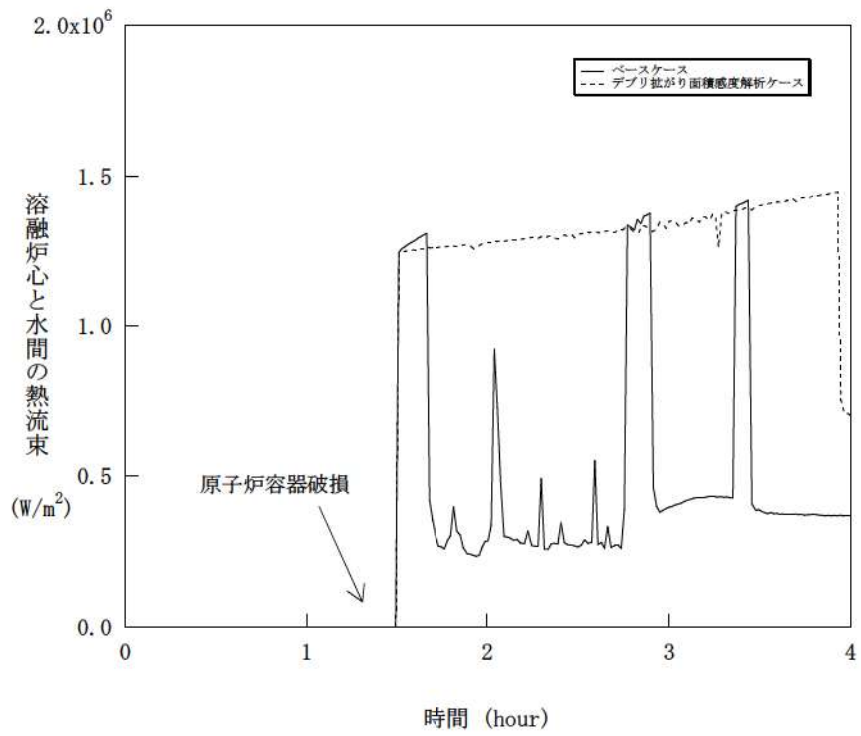


図 5-3-5 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (5)

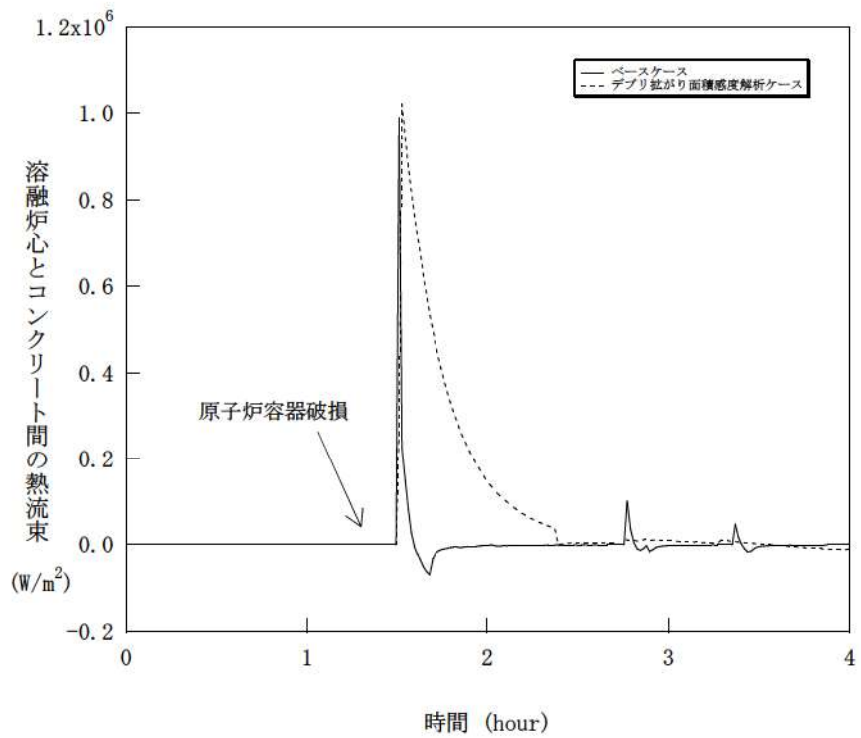


図 5-3-6 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (6)

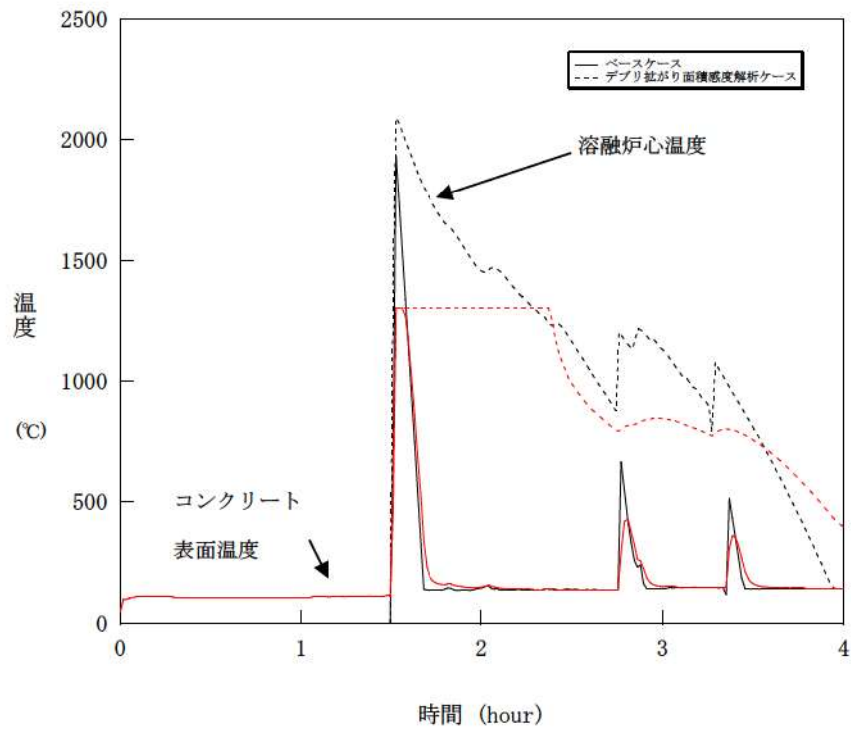


図 5-3-7 融融炉心の拡がり面積感度解析 (7)

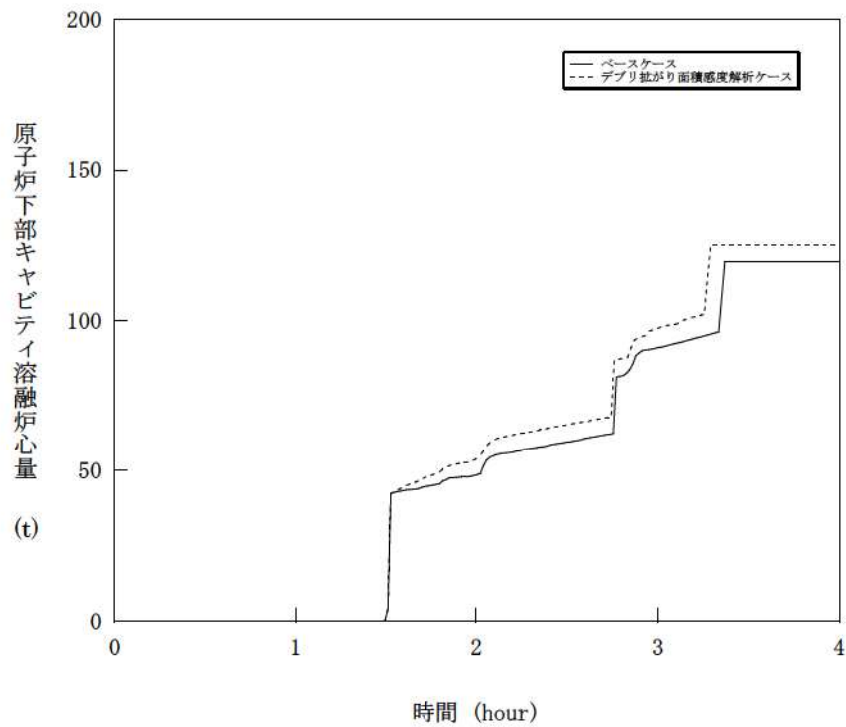


図 5-3-8 融融炉心の拡がり面積感度解析 (8)

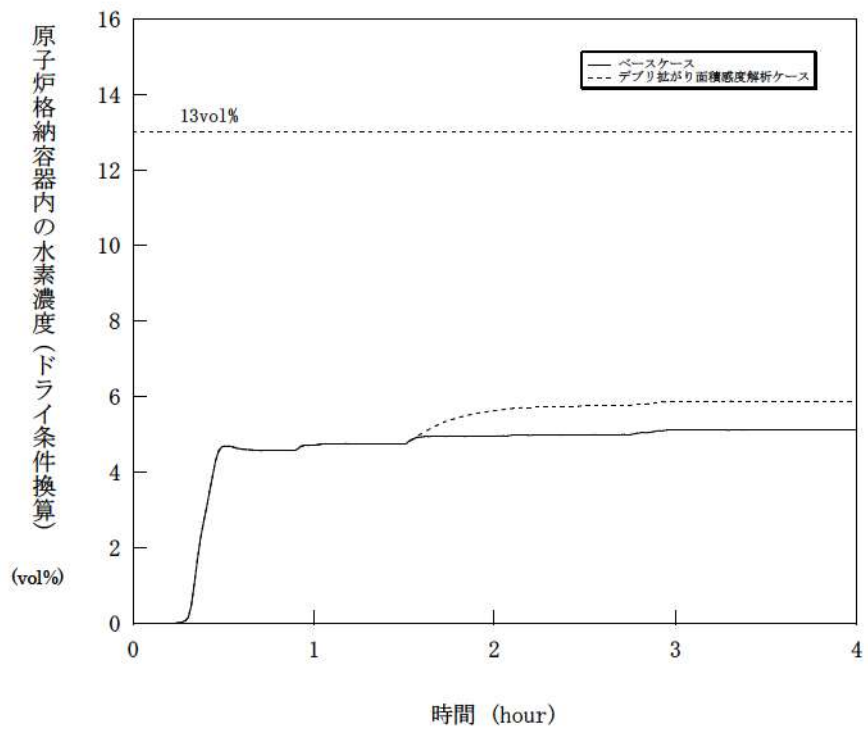


図 5-3-9 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (9)

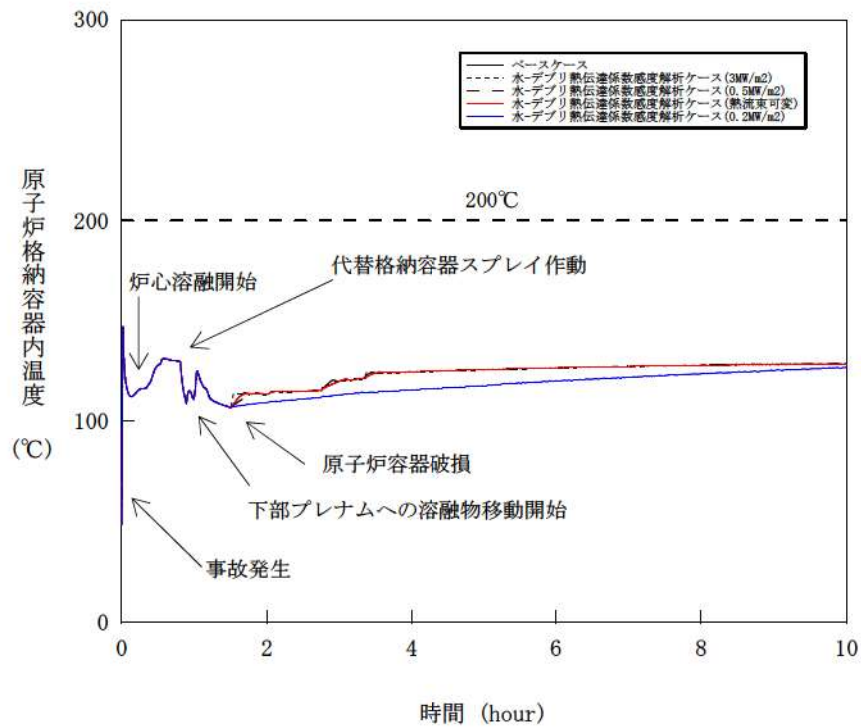


図 5-4-1 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (1)

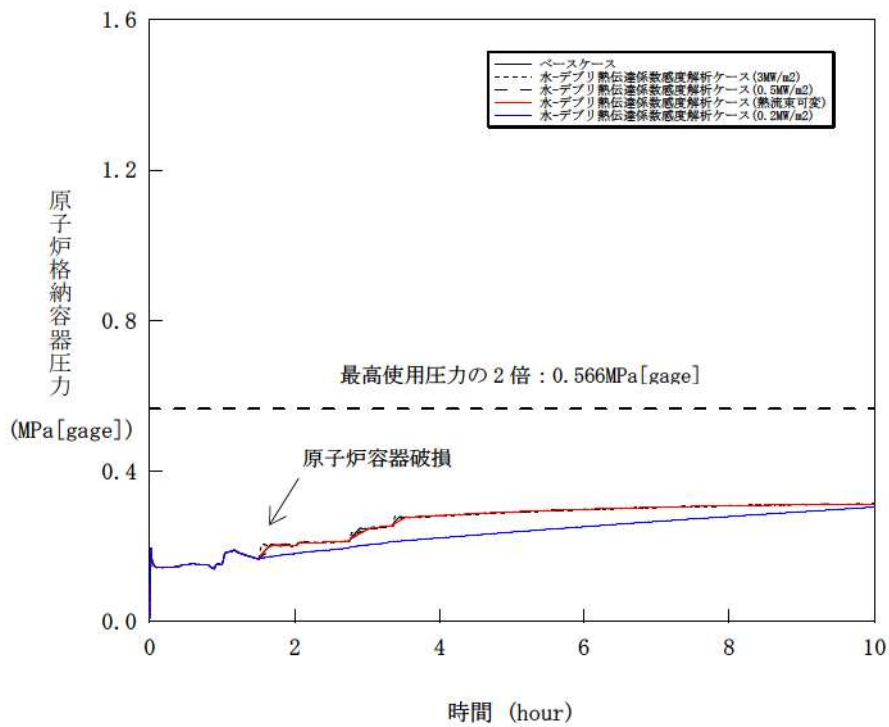


図 5-4-2 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (2)

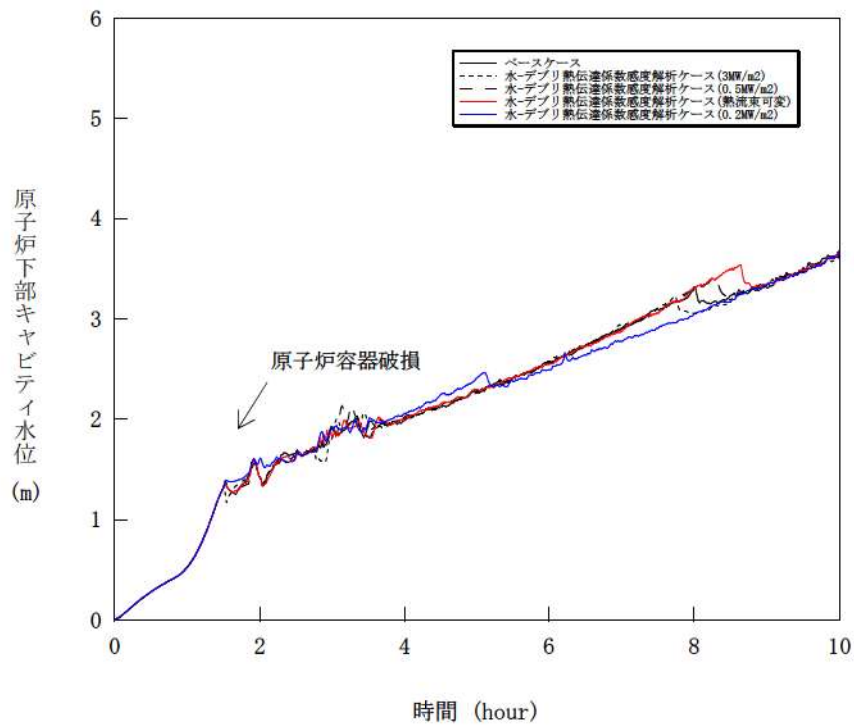


図 5-4-3 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (3)

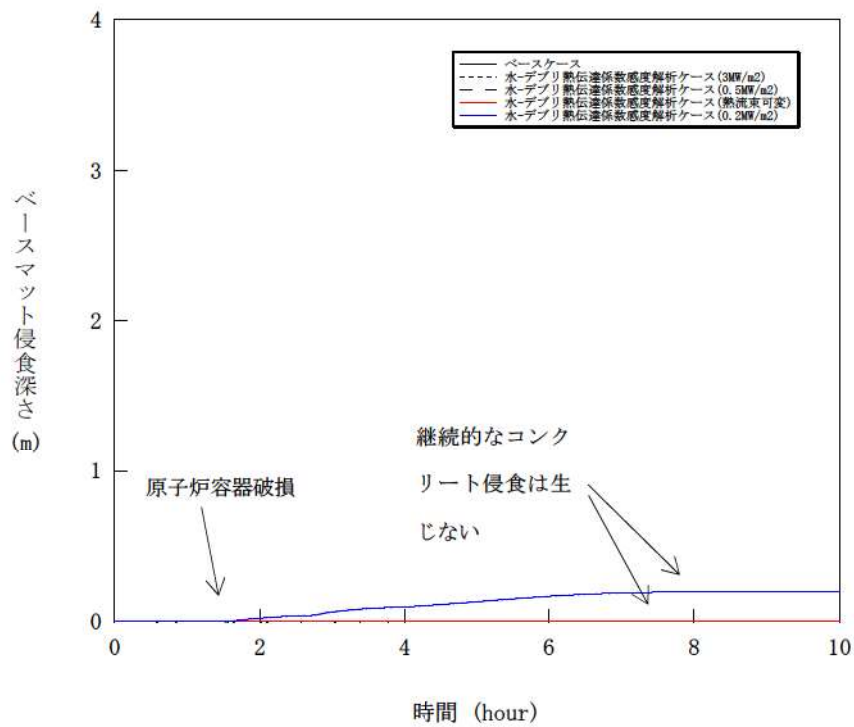


図 5-4-4 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (4)

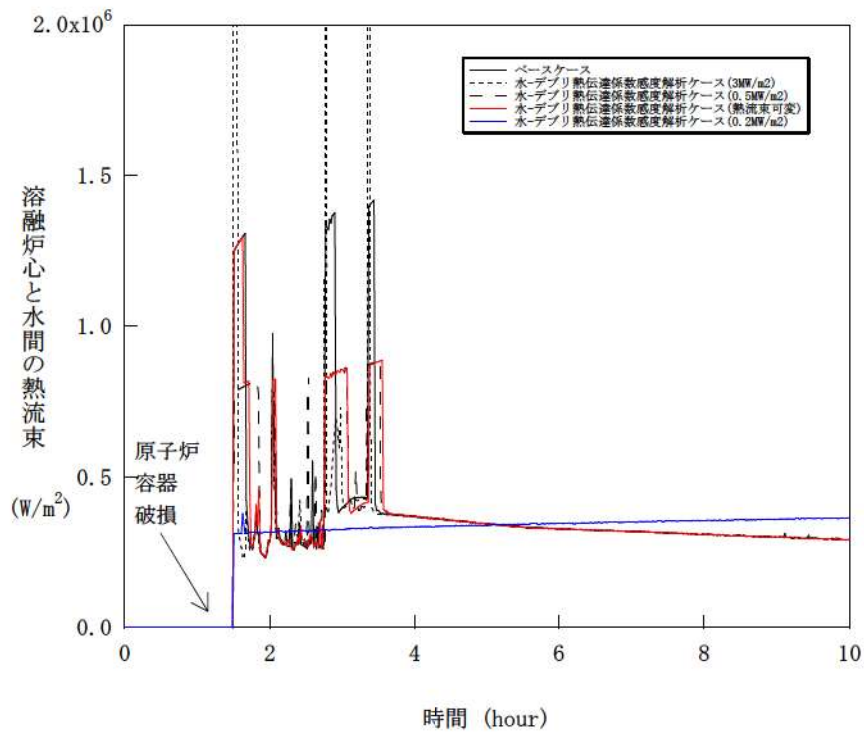


図 5-4-5 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (5)

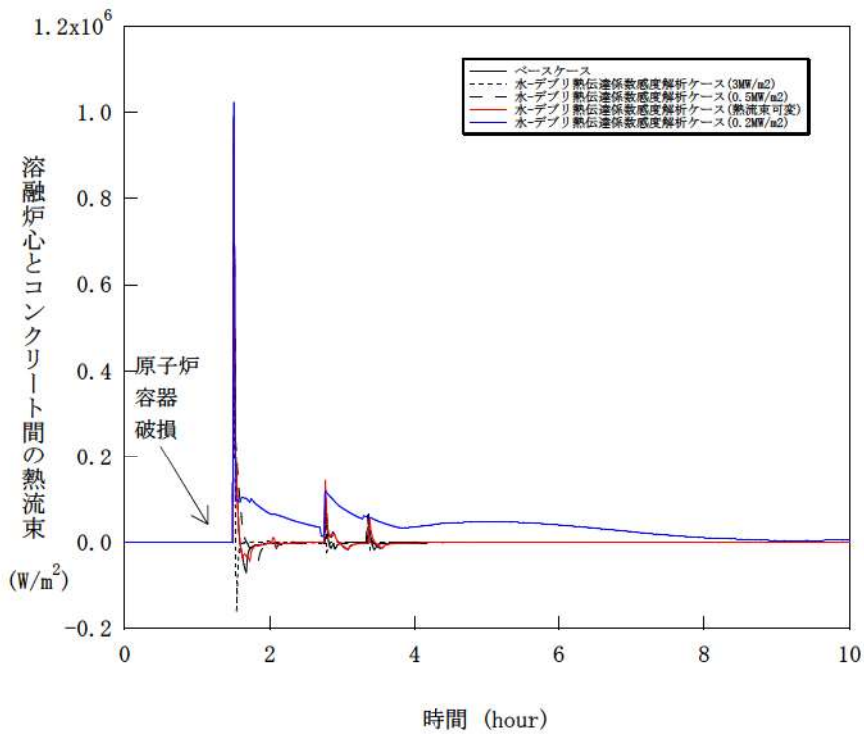


図 5-4-6 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (6)

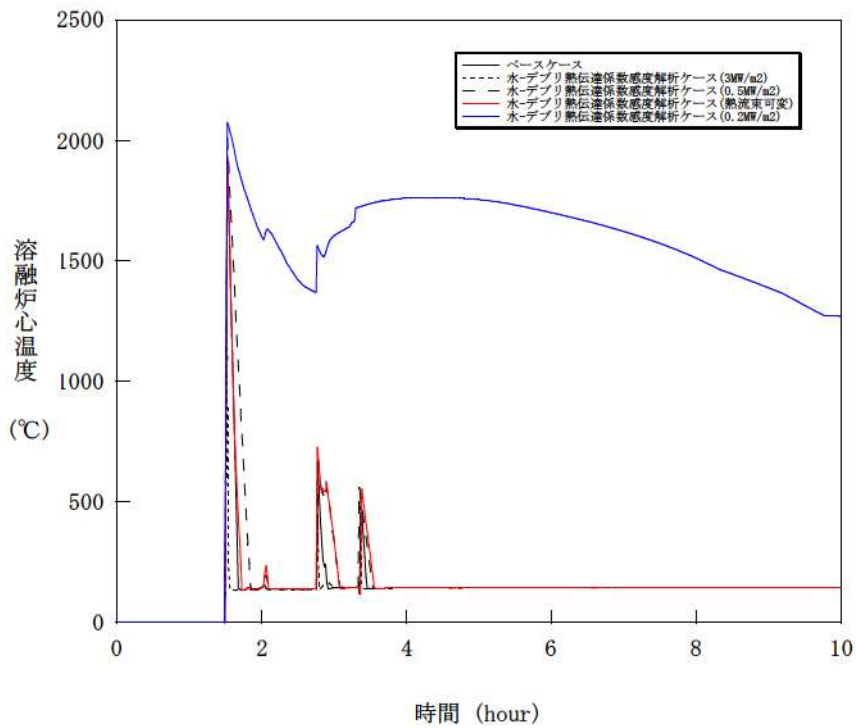


図 5-4-7 水-熔融炉心間の熱伝達係数感度解析 (7)

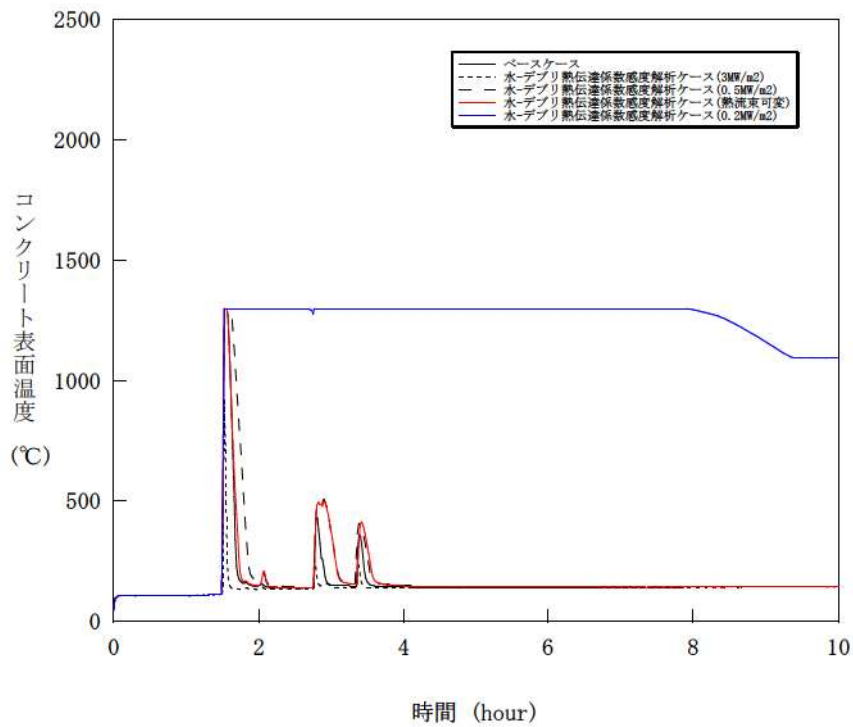


図 5-4-8 水-熔融炉心間の熱伝達係数感度解析 (8)

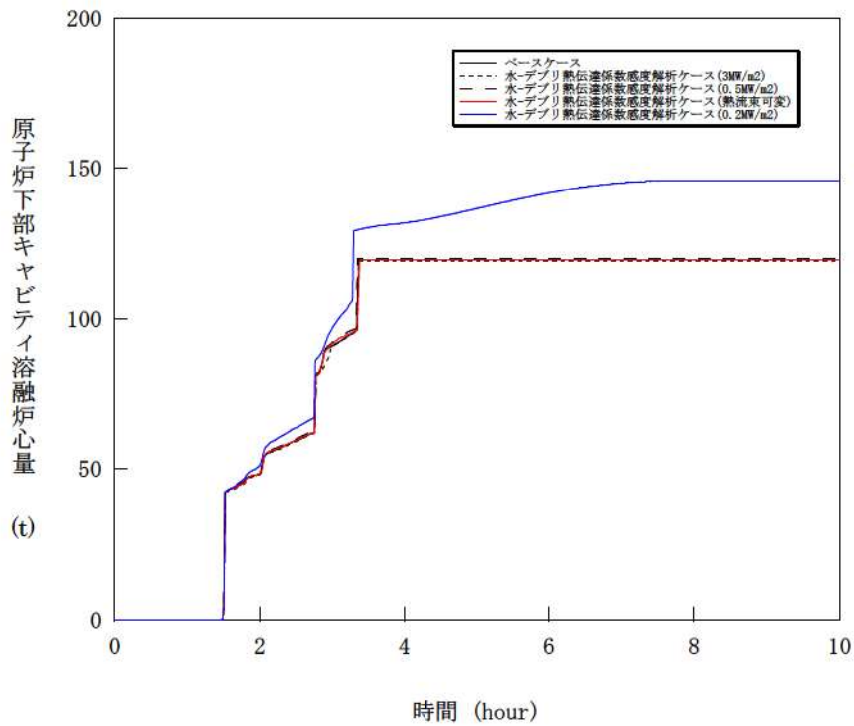


図 5-4-9 水-熔融炉心間の熱伝達係数感度解析 (9)

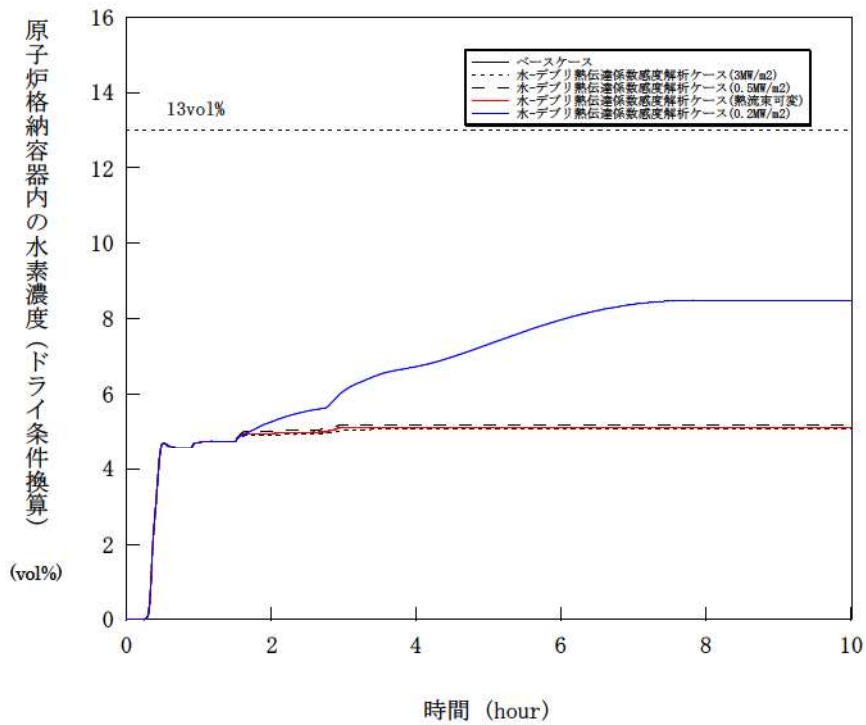


図 5-4-10 水-熔融炉心間の熱伝達係数感度解析 (10)

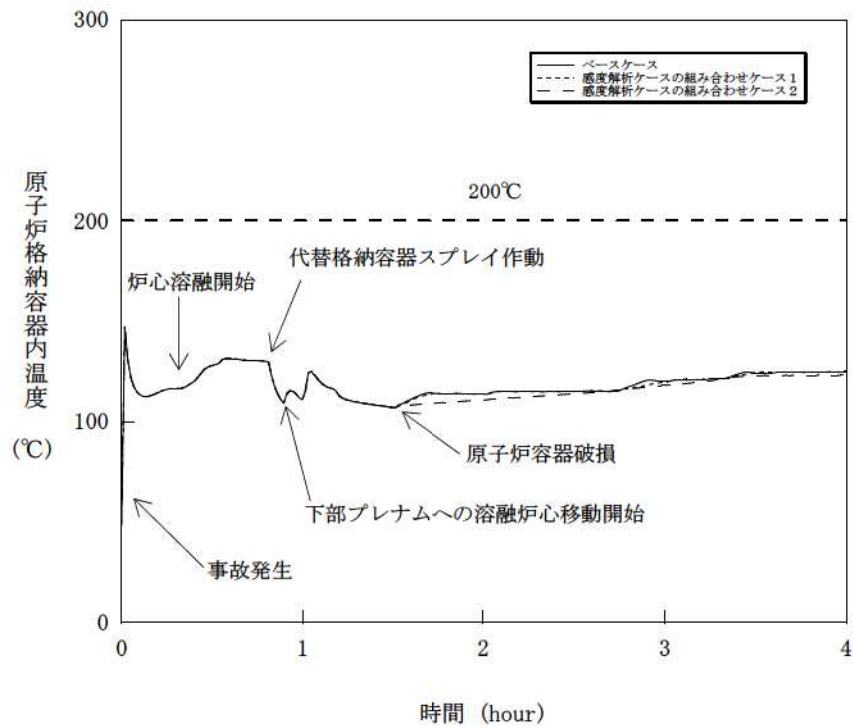


図 5-5-1 感度解析ケースの組合せ (1)

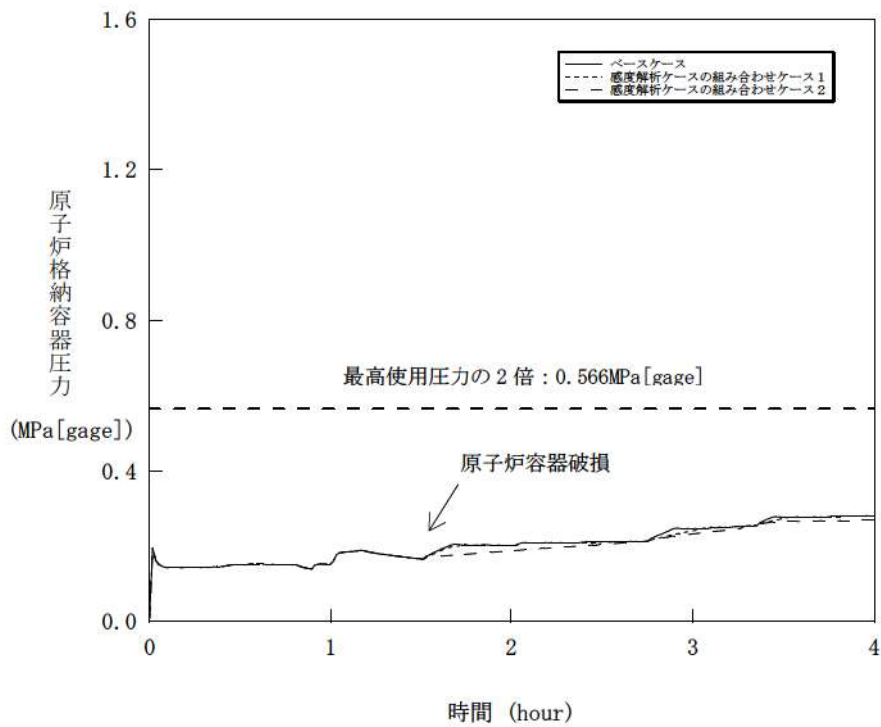


図 5-5-2 感度解析ケースの組合せ (2)

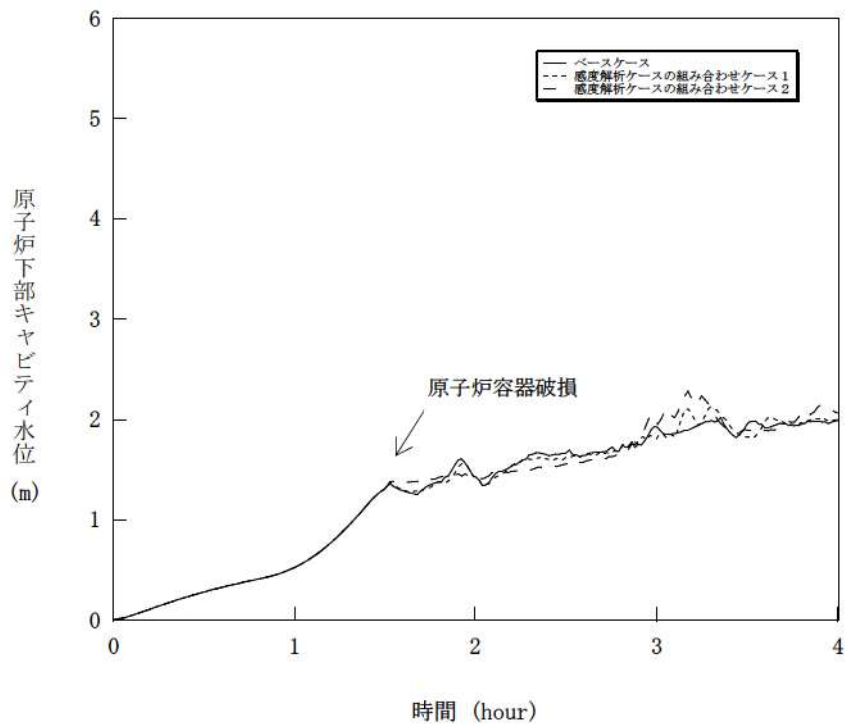


図 5-5-3 感度解析ケースの組合せ (3)

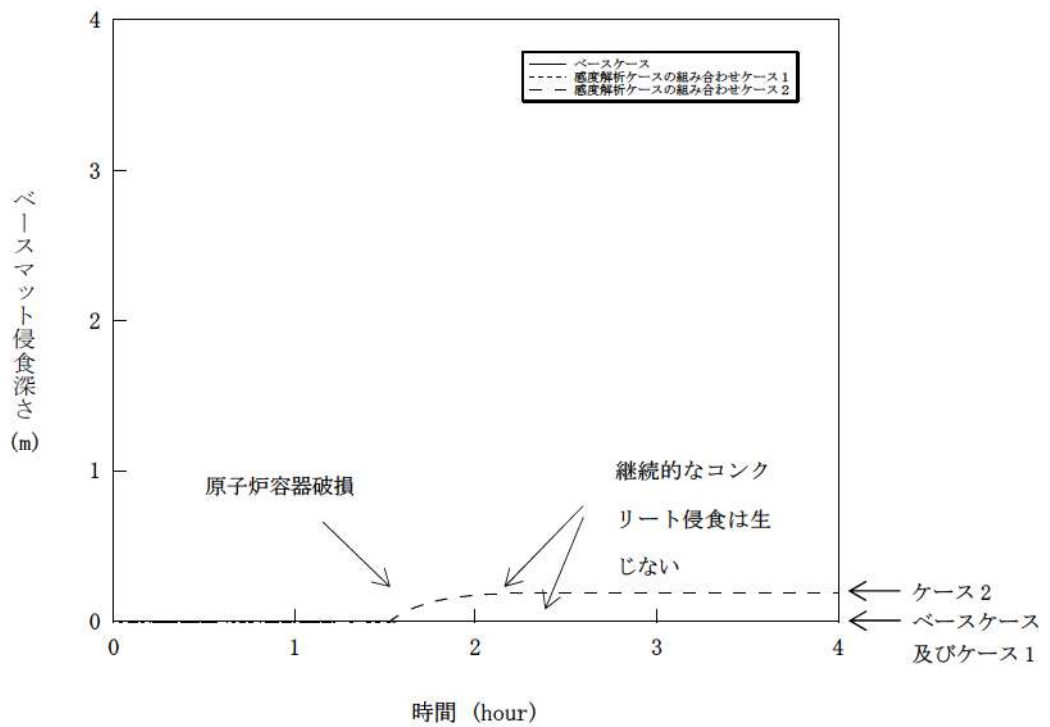


図 5-5-4 感度解析ケースの組合せ (4)

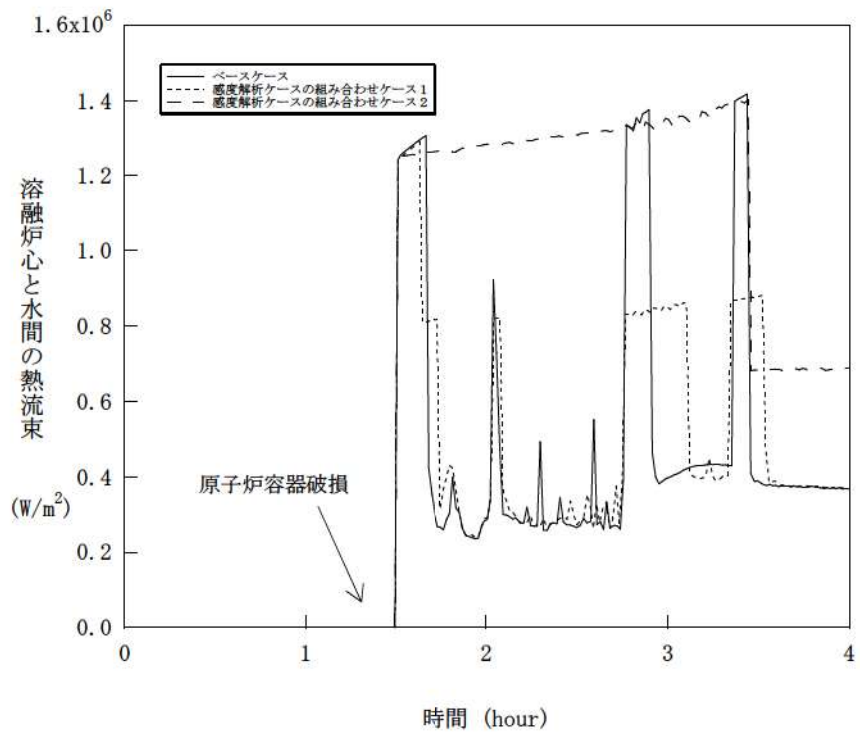


図 5-5-5 感度解析ケースの組合せ (5)

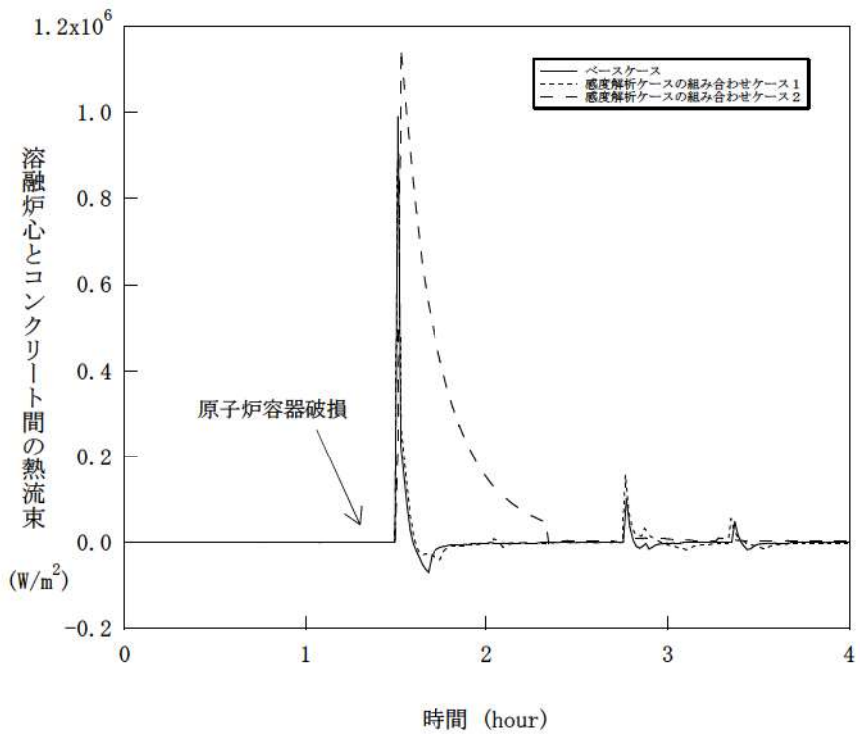


図 5-5-6 感度解析ケースの組合せ (6)

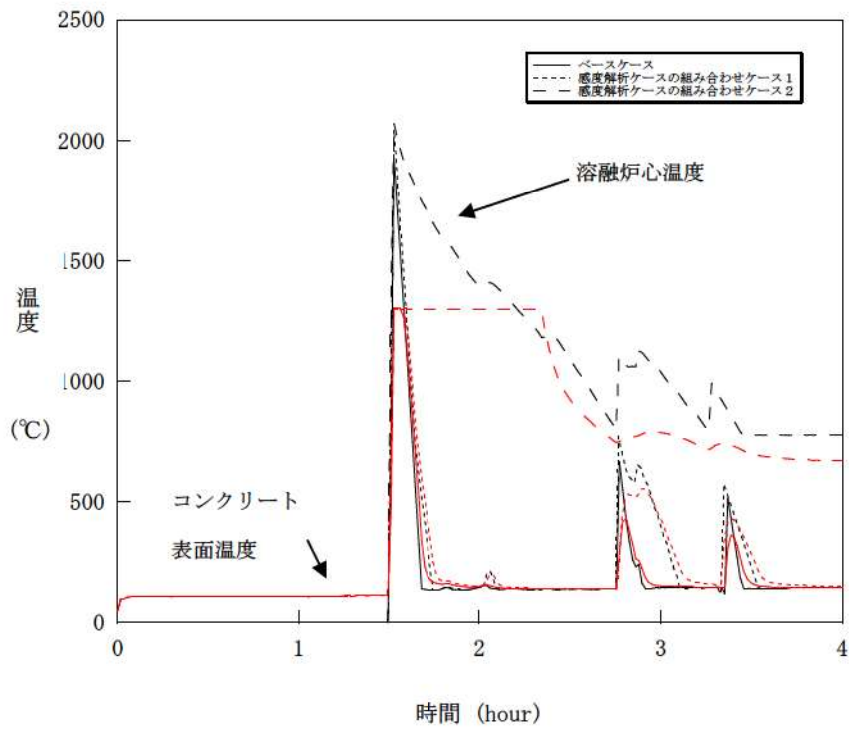


図 5-5-7 感度解析ケースの組合せ (7)

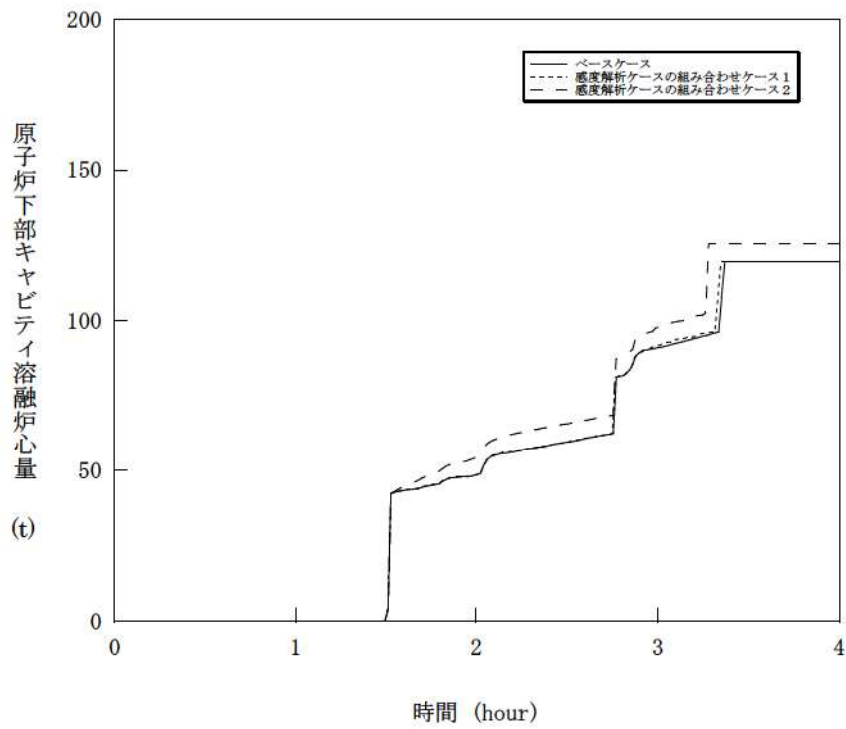


図 5-5-8 感度解析ケースの組合せ (8)

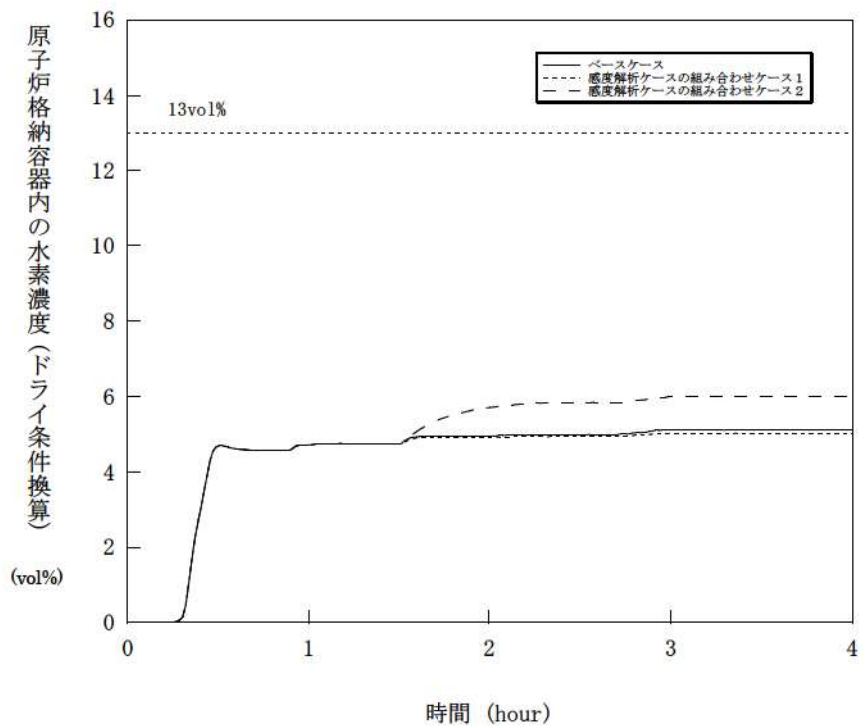


図 5-5-9 感度解析ケースの組合せ (9)

6 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、不確かさへの影響する項目を抽出した。これらの項目を対象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。

- ・原子炉下部キャビティ水深
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・熔融炉心の拡がり
- ・水-熔融炉心間の熱伝達係数

感度解析の結果、原子炉下部キャビティ水深、Ricou-Spalding のエントレインメント係数及び水-熔融炉心間の熱伝達係数については、コンクリート侵食深さへの感度は小さく、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。

熔融炉心の拡がりについては、熔融炉心が過熱度を持ち連続的に原子炉下部キャビティ床へ落下すること等から、原子炉下部キャビティ床面積相当に拡がると考えられるが、熔融炉心が原子炉下部キャビティ水中に落下した際に冷却が進み局所的に堆積するよう仮定して解析を行った場合でも、コンクリート侵食は約 18cm にとどまる結果となった。

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、原子炉下部キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。この規模のコンクリート侵食が発生する場合でも、原子炉格納容器内の水素濃度は約 6vol% (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っている結果となっている。また、MCCI により発生する水素は、すべてジルコニウムに起因するものであることを確認した。

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、熔融炉心の拡がりが影響を与えることが明らかとなった。一方、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、原子炉下部キャビティ水による熔融炉心の冷却の効果も確認できた。しかしながら、この分野は複雑な多成分及び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。

添付 3-1 熔融炉心の水中での拡がり評価について

1.はじめに

熔融炉心が原子炉下部キャビティ水中に落下した場合、実機条件では水深に対するジェット径が相対的に大きいため、落下過程において熔融炉心の一部は細粒化するものの、その大部分が連続層として水中に堆積すると考えられる。本資料では、水中での熔融炉心の拡がり挙動について説明し、実機に適用した場合の評価について説明する。

2.水中での拡がり挙動に関する実験的知見と考察

スウェーデン王立工科大学 (KTH) では、水中での熔融物拡がり挙動を調べる PULiMS 試験^[1]を実施している。この実験では、浅い水プールへ熔融した $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$ 合金を流入させ、その拡がり挙動を観察した。水中へ流入した熔融物は、水との熱伝達により徐々に固化し、ある程度床上を拡がる結果となった。固化した熔融炉心層は3層を形成し、熔融炉心層下面とコンクリートは密着せずギャップが存在しており (図 2.1)、水又は蒸気が存在していた可能性がある。3層の最下層は薄い 1.5~2mm のケーキ (クラスト) 層で空隙無し、中間層は割れ目や細長い孔を含む。最上部は不規則な構造で高多孔性である。

スウェーデン王立工科大学 (KTH) において実施された S3E 実験^[2]では、熔融物が冷却される過程において、低密度の多孔質の層が形成される結果が得られている。熔融物の流れにより、この多孔質層が持ち上げられ、質量流量 (慣性力) によって決定される距離まで拡がる挙動を示した。

米国 Brookhaven National Laboratory において実施された BNL 実験^[3]においては、熔融物の過熱度と水深が、熔融炉心拡がり挙動において重要であると結論付けられている。熔融物の拡がりは、水への熱伝達による熔融物の温度の挙動と、熔融物の流体力学的挙動により制限されると結論付けられている。

日立製作所において実施された SPREAD 実験^[4]では、固化割合が約 55%になった場合に熔融物の拡がり停止しており、熔融物の拡がりには落下質量流量と熔融物の過熱度に影響されるとされている。

ドイツのカールスルーエ研究センター (FZK) において実施された KATS 実験^[5]では、熔融物の放出速度が比較的大きい場合は、拡がり挙動は大きな影響を受けない (冷却水が無い場合と同様な拡がりになる) とされている。

CEA/DRN/DTP で行われた CORINE 実験^[6]では、低融点合金を模擬物質として使用して、

底部でのクラスト形成を防止するために底部を熱くした試験が実施された。その結果、先端が著しく速く進展したことが示され、底部クラストによる減速効果が示された。

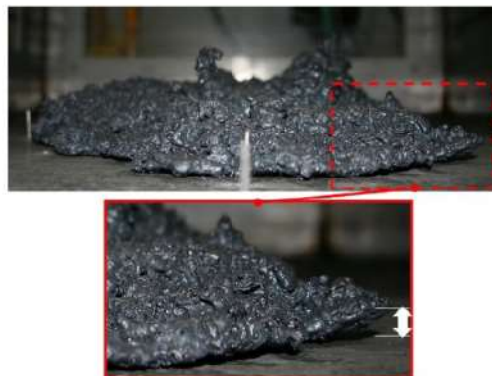


Figure 40: The melt spread in PULiMS-E1 experiment (side view). The volatile particle detritus have been removed while solidified core of the melt remained intact.

図 2.1 PULiMS 試験において水中に落下させた溶融物

上記の水中での拡がり実験に対する実験条件を表 2.1 に整理する。

上記知見等により、実機における水中における溶融炉心拡がり挙動及び形状は以下のとおりと考えられる。

① 原子炉下部キャビティでの溶融炉心の拡がり挙動について

原子炉下部キャビティ水中での溶融炉心の拡がり挙動は、溶融炉心の過熱状態及び溶融炉心の落下質量流量に影響される。原子炉下部キャビティ水中への溶融炉心落下後、溶融炉心の温度が高い状態では、固化割合が小さいため粘度が低く、拡がる速度は速くなる。その後、原子炉下部キャビティ水との熱交換により、溶融炉心の固化割合が増加するに従って、粘度が高くなることにより流動性が低くなり、溶融炉心の拡がり減速され、その後停止する。

② 原子炉下部キャビティでの溶融炉心の形状について

原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心については、原子炉下部キャビティ水に落下する過程において、細粒化した溶融炉心が固化せずに接着すること、あるいはクラストが破碎することなどにより、多孔質層のクラストを形成する。溶融炉心は多孔質層を持ち上げそれと共に移動する場合や、上部クラストの下を移動する場合がある。溶融炉心層とコンクリートの間は、全面が密着しているわけではなく、部分的に密着せずギャップが形成されている。これにより、側方から溶融物の下面へ水が浸入することによる冷却の可能性はある。

表 2.1 実験条件の整理

	PULiMS 実験 (Sweden)	S3E 実験 (Sweden)	BNL 実験 (USA)	SPREAD 実験 (Japan)	CORINE 実験 (France)	KATS 実験 (Germany)
実験装置の特徴	2D	1D、2D	1D、2D	1D、2D	2D (19° 円分)	1D、2D
溶融物材	Bi ₂ O ₃ -WO ₃ 、水 B ₂ O ₃ -CaO、水	ウッドメタル、水 NaNO ₃ -KNO ₃ 、 オイル	鉛、水	Steel、水	低融点合金、水	Iron、水 Oxide、水
溶融物体積、質量	2.7~3 m ³	3~19 liters	~1 liters	1~15 liters	~50 liters	140~160kg
溶融物融点	870~1027°C	80~120°C 280~364°C	不明 (鉛の融点： 327.46°C)	1,584~1,625K	不明	2,450K
溶融物の流入方法	ジェット 直径 20mm	底部流入口*	底部流入口*	底部流入口* 入口幅 0.05m	底部流入口*	底部流入口*
水深	0.2m	4.5~7.5cm	不明	不明	不明	1cm

*) 非ジェット形状の底部からの流入

3.水中での拡がり挙動の概要及び相関式

(1) 水中での溶融炉心拡がり挙動の概要

下部プレナムから流出した溶融炉心は、水中に落下する過程において一部が細粒化し、大部分は液体の状態で原子炉下部キャビティ床に堆積する。原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心は、重力の影響で拡がるが、原子炉下部キャビティ水及び床面で除熱されることで固化が進み、やがて拡がりとは停止する。

PULiMS 実験により得られた知見より、原子炉下部キャビティ内での最終的な溶融炉心の拡がりの大きさは、以下のパラメータにより決定されると考えられる。

- ・ 拡がり駆動力

溶融炉心と水との密度差により、溶融炉心には水中を拡がる駆動力が生じる。

- ・ 拡がり抑制力

床面上に形成されたクラストによる減速効果が働くこと、及び溶融炉心の固化が進むことにより、溶融炉心の粘度が増加し、溶融炉心の拡がりを抑制する力が生じる。

上記のとおり、溶融炉心の拡がりの大きさは、溶融炉心と水の密度差による拡がりの駆動力の時間スケールと、溶融炉心の固化の時間スケールとの競合によって決まり、固化が早ければ拡がりが抑制され、あまり拡がらずに固化してしまい、固化が遅くなれば、拡がりは大きくなる傾向となる。図 3.1 及び図 3.2 に以上の挙動の模式図を示す。

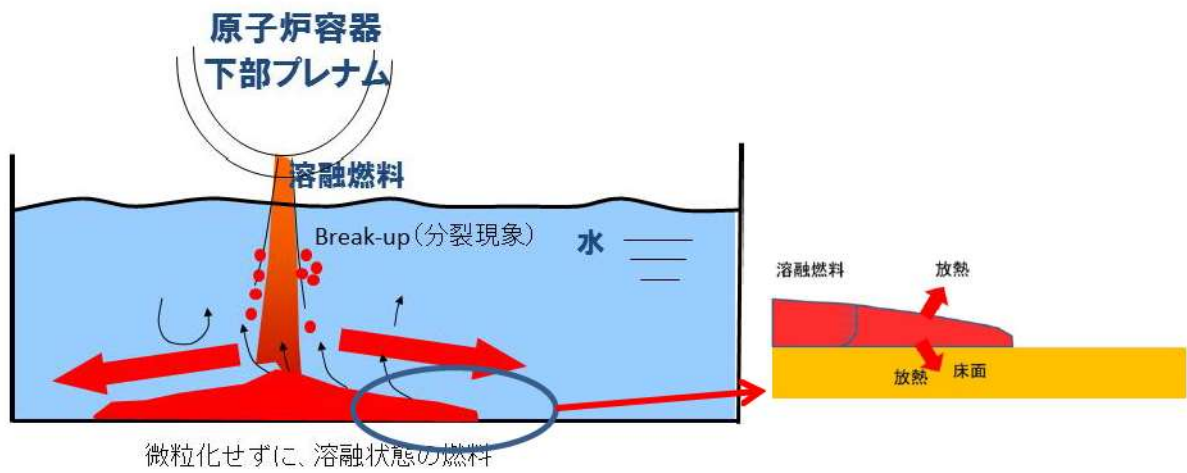


図 3.1 熔融炉心の落下から拡がりに至る挙動

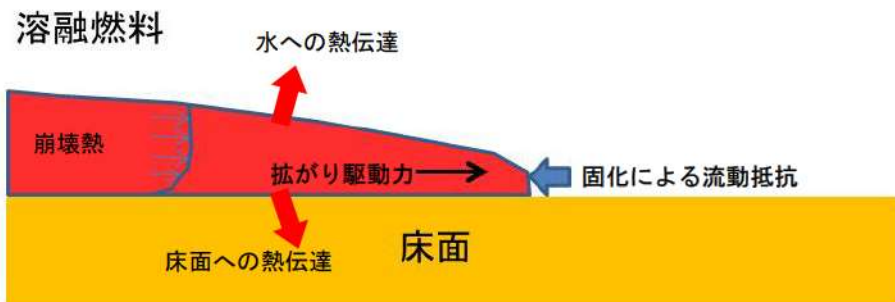


図 3.2 熔融炉心の拡がりに係る熱伝達及び流体力学的挙動

(2)水中での溶融炉心拡がり長さと言間の相関式[7][8][9]

文献[7]では、溶融炉心の水中での拡がり挙動を以下のとおり定式化している。

液相として床に堆積した溶融炉心が拡がる際の最終的な厚さ δ_{sp} は溶融炉心拡がり無次元時間 T から (1) の相関式で表される。

$$\frac{\delta_{sp}}{\delta_{cap}} = CT^{0.5}N^{0.5} \quad (1)$$

δ_{sp} : 溶融炉心の最終厚さ

δ_{cap} : 表面張力による最小厚さ(= $2\sqrt{\sigma/\rho_m g}$)

C : 比例定数

T : 溶融炉心拡がり無次元時間(= τ_{conv}/τ_{solid})

N : 重力-慣性力支配流れの時 1、重力-粘性力支配流れの場合 = $\left(\frac{V_{tot}}{\pi\delta_{cap}}\right)^{1/2} \frac{\beta_i^{3/2}}{\beta_v^2}$

τ_{conv} : 溶融炉心拡がり特性時間(s) = $\left(\frac{r_{sp}}{\beta_v}\right)$

τ_{solid} : 溶融炉心固化特性時間(s) = $\delta_{cap}\rho_m \frac{C_{p,m}\Delta T_{sup} + \eta H_f}{q_{up} + q_{dn} - q_v\delta_{cap}}$

(1) 式より、溶融炉心の拡がる際の最終的な厚さが算出され、この値と溶融炉心の落下量から、溶融炉心の拡がり長さ(拡がりの直径)が算出できる。

また、拡がり長さ $r_v(t)$ と拡がり時間 t の関係は(2)式より表されるため、拡がり時間は(2)式で算出することができる。

$$r_v(t) = \beta_v t^{0.25} \quad (2)$$

$\beta_{i,v}$: デブリ広がり係数 $\beta_v = \left(\frac{gG^2}{v}\right)^{0.125} \beta_i = 0.84(gG)^{0.25}$

r_{sp} : 幾何的に可能な最大拡がり径(m)

ΔT_{sup} : 溶融炉心過熱度(K)

$C_{p,m}$: 溶融炉心比熱(J/kg/K)

q_{up} : 溶融炉心上面の熱流束(放射及び対流熱伝達) (W/m²)

q_{dn} : 溶融炉心下面の熱流束(対流熱伝達) (W/m²)

q_v : 単位体積当たりの崩壊熱(W/m³)

H_f : 溶融炉心の溶融潜熱(J/kg)

η : 有効潜熱割合(-)

σ : 溶融炉心表面張力(N/m)

ρ_m : 溶融炉心密度(kg/m³)

ρ_w : 水の密度(kg/m³)

\hat{g} : 水中における重力加速度の補正(= $g(\rho_m - \rho_w)/\rho_m$) (m/s²)

g : 重力加速度(m/s²)

ν : 溶融炉心の動粘性係数 (m²/s)

V_{tot} : 溶融炉心体積(m³) = $\frac{m(1-f_m)}{\rho_m}$

m : 溶融炉心質量(kg)

G : エントレインされなかった連続体溶融炉心の体積流量(m³/s) = $\frac{V_{tot}}{t_{rel}}$

t_{rel} : 原子炉容器からのデブリ放出時間(s)

f_m : 溶融炉心落下時のエントレイン割合(-)

$\hat{\rho}_m$: 有効溶融炉心密度(kg/m³) = $\rho_m(1 - \varepsilon_m)$

ε_m : 溶融炉心ボイド率(-)

この相関式は、最終的な溶融燃料の拡がり時の厚さ δ_{sp} が、無次元時間（溶融炉心の拡がり時間÷溶融炉心が固化するまでの時間）の平方根に比例することを意味している。溶融炉心の拡がりが遅い、又は固化するまでの時間が短い場合には、無次元時間 T は大きくなり、結果として、拡がり時の最終的な厚さ δ_{sp} が大きく、結果として拡がり面積は小さくなる。逆に、溶融炉心の拡がり早い、又は固化までの時間が長い場合には、無次元時間 T は小さくなり、溶融炉心の厚さが薄くなるため、拡散が進む方向となる。

さらに、上記の拡がりモデルについては、PULiMS 試験との比較により、その妥当性が示されており、図 3.3 に示すとおり、実験で得られたデータと評価モデルとの比較が実施され、概ね一致している。

実機評価においては、各入力パラメータに対する実機での条件を適切に与えることにより、拡がり挙動について解析を実施する。

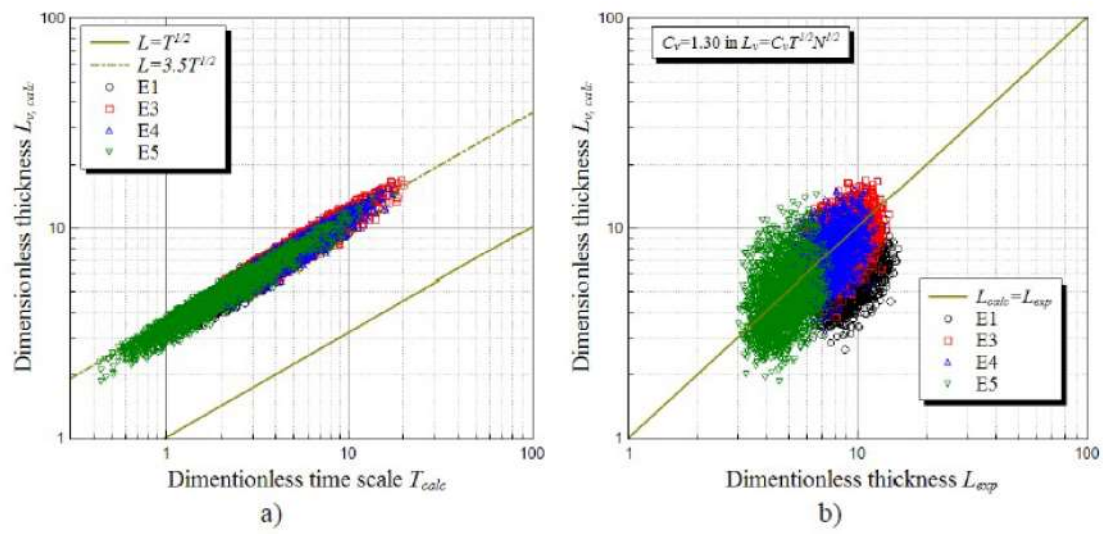


図 3.3 拡がりモデルと PULiMS 試験結果との比較

4.実機評価

これまでの実験の知見から、デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの落下過程において冷却されず高温のまま床に到達する場合には、熔融炉心の拡がりは大くなり、反対に、熔融炉心が落下時に細粒化などにより冷却が進む場合には、熔融炉心の拡がり小さくなると考えられる。図 4.1 及び図 4.2 にそれぞれの場合の模式図を示す。感度解析では、これらのケースに対する熔融炉心の拡がり面積を算出し、MAAPコードの解析の入力条件とする。

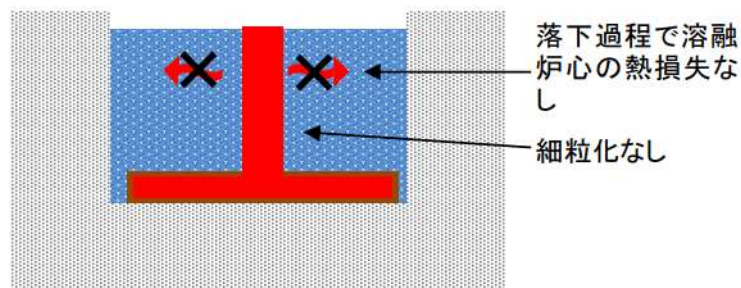


図 4.1 落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース
(熔融炉心からの除熱が進まず、固化割合が小さいため拡がりが大きくなる。)

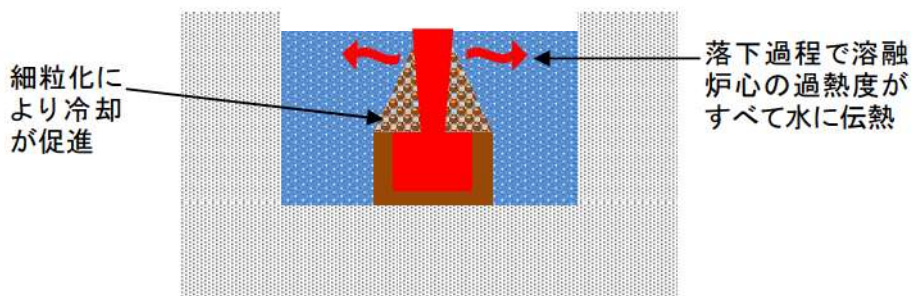


図 4.2 落下時に細粒化などにより冷却が進むケース
(熔融炉心からの除熱が進み、固化割合が大きくなるため拡がり抑制される。)

表 4.1 に 1 回目の原子炉容器破損時の熔融炉心落下条件について示す。また、表 4.2 に落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースと落下時に細粒化などにより冷却が進むケースの細粒化割合と過熱度の熱損失をまとめたものである。

前者のケースでは、デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの落下過程において、熔融炉心の冷却が進まないような条件として、細粒化無しとし、また、落下過程における熔融炉心-原子炉下部キャビティ水間の熱伝達による熔融炉心の熱損失も無しとしている。

一方、後者のケースでは、デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの

落下過程において、溶融炉心の冷却が進むような条件として、細粒化割合は Saito の相関式を用い、また、溶融炉心の熱損失については、溶融炉心の過熱度分がすべて水と熱交換するとしている。

評価結果を表 4.3 に示す。拡がり直径については、前者のケースで約 7.7m、後者のケースで約 1.5m となった。

表 4.1 溶融炉心放出時のパラメータ

項目	値
メルト質量 [kg]	48,600
放出時間 [s]	100
メルト温度 [K]	2,554.05
冷却水温度 [K]	408.05
メルト密度 [kg/m ³]	8,463.1
冷却水密度 [kg/m ³]	931
ジェット径 [m]	0.4
ジェット粘性係数 [Pa*s]	10.5
ジェット表面張力 [N/m]	1
メルト比熱 [J/kg/K]	484.6
冷却水比熱 [J/kg/K]	4,280
単位質量当たりの崩壊熱 [W/kg]	264.2
固化温度 (Tsol) [K]	2,308.25
液化温度 (Tliq) [K]	2,308.25
メルト融解熱 [J/kg]	326,415

表 4.2 各ケースに対する主な入力パラメータ

	落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース	落下時に細粒化などにより冷却が進むケース
メルト細粒化割合 [-]	0.0	0.66
ジェット冷却による過熱度の熱損失 [K]	0	245.8

表 4.3 溶融炉心の拡がり評価結果

	落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース	落下時に細粒化などにより冷却が進むケース
拡がり直径 [m]	約 7.7	約 1.5
拡がり面積 [m ²]	約 47	約 1.8

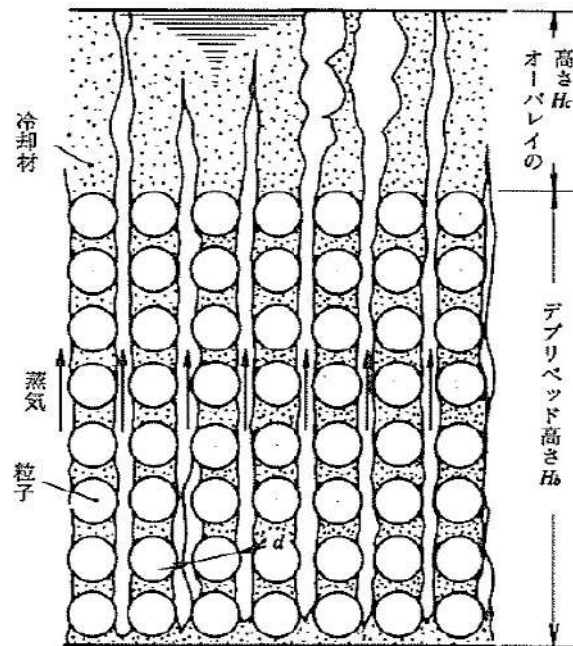
5.参考文献

- [1] Pavel Kudinov, et al., "Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction," The 9th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-9), Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.
- [2] Sehgal, B.R., Dinh, T.N., Green, J.A., Konovalikhin, M.J., Paladino, D., Leung, W.H., Gubaidulin, A.A., "Experimental Investigation of Melt Spreading in One-Dimensional Channel", RIT/NPS Research Report for European Union EU-CSC-1D1-97, 86p., 1997.
- [3] Greene, G.A., Finrock, C., Klages, J., and Schwarz, C.E., "Experimental Studies on Melt Spreading, Bubbling Heat Transfer and Coolant Layer Boiling," Proceedings of 16th Water Reactor Safety Meeting, NUREG/CP-0096, pp.341-358, (1988).
- [4] Suzuki, H., et al., "Fundamental Experiment and Analysis for Melt Spreading on Concrete Floor," Proceedings of 2nd ASME/JSME Nuclear Engineering Conference, Vol. 1, pp. 403-407, (1993).
- [5] Fieg, G., et al., "Simulation Experiments on the Spreading Behavior of Molten Core Debris", Proceedings of the 1996 National Heat Transfer Conference, in the session "Fundamental Phenomena in Severe Accidents", Houston, Texas, August 3-6, 1996, HTC-Vol.9, pp.121-129.
- [6] Alsmeyer H., et al., "Overview on the Results of the RCA Project on Molten Core - Concrete Interactions", FISA-95 Proceedings, Luxemburg, EUR 16896 EN, pp.231-255 (1996).
- [7] Konovalenko A. and Kudinov P., "Development of Scaling Approach for Prediction of Terminal Spread Thickness of Melt Poured into a Pool of Water," Proceedings of The 9th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-9), Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, N9P0302, 2012.
- [8] Dinh, T.N., Konovalikhin, M.J., Sehgal, B.R., "Core melt spreading on a reactor containment floor", Progress in Nuclear Energy, 36(4), pp.405-468, (2000).
- [9] Maxim J.K., Investigations on Melt Spreading and Coolability in a LWR Severe Accident, Doctoral Thesis, Royal Institute of Technology Stockholm, 2001.

添付 3-2 粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル

粒子状ベッドの冷却性については、高速増殖炉の炉心損傷事故の評価において重要な評価となることから、従来から多くの実験的及び解析的研究が行われてきている。また、TMI-2 事故以降は、軽水炉を対象とした研究も進められている。

デブリベッド冷却に関する研究の主要な焦点の一つは、デブリベッドの冷却限界が、崩壊熱を上回るかどうかであり、判断基準のパラメータはデブリベッドのドライアウト熱流束と考えられている。発熱する粒子状ベッドの内を流下する冷却水と上昇する蒸気の対向二相流がデブリベッド内で形成される。粒子状デブリベッドの流動状態の模式図を付図 2-1 に示す。崩壊熱が高いと、局所的にデブリベッド内でドライアウトが生じ、デブリベッドの温度が急激に高くなる。この時の熱流束がドライアウト熱流束となる。粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束は、種々の実験が行われ、種々の相関式が提案されている。その中でも Lipinski 0-D モデル（付表 2-1 参照）は、小さい粒径から大きい粒径まで適用可能とされており、広く使われている。MAAP コード内でも乱流域に対する Lipinski 0-D モデルが粒子状ベッドの冷却の評価に使用されている。Lipinski 0-D モデルでは、ドライアウト熱流束は、主に粒径、ポロシティ、堆積高さ、圧力に依存する。



付図 2-1 粒子状ベッド冷却の流動モデル

出展：日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」日本工業出版（平成元年）

付表 2-1 Lipinski 0-D モデルについて

出展：日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」日本工業出版（平成元年）

モデル	実験との比較
<p>c. Lipinskiの0-Dモデル</p> <p>Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で、層流及び乱流に適用できる運動量の式を、連続の式、エネルギーの式と共に連立して解いた。</p> <p>連続の式</p> $\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$ <p>運動量の式（気相）</p> $\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$ <p>運動量の式（液相）</p> $-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$ <p>エネルギー式</p> $\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$ <p>圧力の釣合⁽¹⁵⁾</p> $\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\epsilon/5\kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$ <p>ここで、 U：見掛け流速 κ：層流での浸透率 η：乱流での浸透率 $\kappa_v, \kappa_l, \eta_v, \eta_l$：各々層流及び乱流での気液の比浸透率（無次元）</p> <p>でデブリベッド内の平均液体存在割合 s の関数で、以下のように表わしている⁽¹⁵⁾。</p> $\kappa = (d^2/180)\epsilon^3/(1-\epsilon)^2$ $\eta = (d/1.75)\epsilon^3/(1-\epsilon)$ $\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$ $\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$ <p>上述の関係を用いると、式(8.14)～式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q ($=\dot{Q}H_b$) は下式で与えられる。</p> $q = \rho_v \Delta h_v u_1 \left\{ 1 + (u_2/u_1)^2 \right\}^{1/2} - 1 \quad \dots(8.19)$ $u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$ $u_2 = \left[\frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$ <p>ドライアウト熱流束は、式(8.19)が s ($0 \leq s \leq 1$) に関して極大値をとる条件として求まる。</p>	<p>ドライアウト熱流束 (W/m²)</p> <p>粒子径 d (mm)</p> <p>冷却材：水</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ : Gabor-Cassulo⁽¹⁸⁾ □ : Somerton-Catton⁽³¹⁾ ▽ : Barleon-Werle^{(30) (33)} ○ : Dhir-Catton⁽¹⁷⁾ ▽ : Dhir-Barleon⁽⁷⁾ □ : Shirds-Stevens⁽²⁾ ◇ : Abe-Sudo⁽¹⁰⁾ ● : Trenberth-Shires⁽³⁹⁾ △ : Squarer, et al.^{(9) (138)} ■ : Sowa, et al.⁽⁴⁰⁾ <p>Hardee-Nilson⁽¹¹⁾ Ostensen⁽⁵⁾ Lipinski 0-D⁽¹¹⁾ ($H_b=20\text{cm}$)</p>

(第4部 GOTHICコード)

目次

－ 第4部 － GOTHICコード －

1. はじめに.....	4-3
2. 重要現象の特定.....	4-4
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	4-4
2.2 ランクの定義.....	4-4
2.3 物理現象に対するランク付け.....	4-5
3. 解析モデルについて.....	4-9
3.1 コード概要.....	4-9
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	4-11
3.3 解析モデル.....	4-12
3.4 ノード分割.....	4-27
3.5 入出力.....	4-35
4. 検証、妥当性確認.....	4-36
4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法.....	4-36
4.2 NUPEC試験解析.....	4-40
4.3 構造材凝縮熱伝達モデルの感度検討.....	4-71
4.4 熱伝達試験との比較.....	4-74
4.5 熱伝導解析解との比較.....	4-76
4.6 PAR特性検証.....	4-77
4.7 イグナイタによる水素燃焼モデルの検証.....	4-99
4.8 実機解析への適用性.....	4-100
5. 有効性評価への適用性.....	4-120
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）.....	4-120
5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）.....	4-121
6. 参考文献.....	4-123
添付1 解析コードにおける解析条件.....	4-125
添付2 PANDA試験.....	4-126
添付3 代替格納容器スプレイポンプの攪拌効果について.....	4-133

1. はじめに

本資料は、格納容器損傷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。）のうち、水素燃焼解析において適用しているGOTHIC (Generation of Thermal-Hydraulic Information for Containments) Ver. 7*（以下、「GOTHICコード」と称す。）について、

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

に関してまとめたものである。

* GOTHIC Code, Version 7.2a-p5 Windows 2000/XP (with associated GOTHIC Documentation), EPRI Palo Alto, CA, EPRI Product 1013072, 9-Feb-2006

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

GOTHICコードが適用される、格納容器破損防止対策における格納容器破損モードについて、具体的な事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

(1) 水素燃焼

格納容器損傷防止に係る格納容器破損モードである水素燃焼では、事故時の原子炉格納容器内の熱流動ならびに原子炉及び原子炉格納容器内で発生する水素の拡散・混合挙動を評価する。

水素燃焼において想定する重要事故シーケンスとして、大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）を想定する。事象初期においては 1 次冷却系からの破断流による原子炉格納容器内への質量エネルギー放出が顕著であり、原子炉格納容器内の圧力・温度上昇が見られる。また、破断流の一部は、スプレイ及びそれに伴う凝縮、構造材表面における蒸気凝縮に伴い、液相が形成されサンプへの流入に至る。

炉心は、ECCS の炉心注入失敗により、冷却能力が長期的に不足するため、燃料が高温状態に至り、熔融する。燃料の過熱過程において水素が発生し、破断口から原子炉格納容器内に放出される。熔融した燃料は原子炉容器を貫通し原子炉下部キャビティに落下し、原子炉格納容器内には原子炉内のジルコニウム-水反応で生成された水素が大量に放出される。また、原子炉格納容器内における放射線水分解・金属腐食及び熔融炉心・コンクリート相互作用などによっても水素が発生する。

発生した水素は、原子炉格納容器内に設置された水素処理設備により処理され、原子炉格納容器内の水素濃度の増加が抑制される。この過程において、原子炉格納容器内部の圧力及び温度は、原子炉格納容器気相部における質量エネルギーにより変動する。

評価指標は原子炉格納容器内の水素濃度であり、審査ガイド（参考文献 1）に示されるとおり、原子炉格納容器内の水素濃度がドライ条件に換算して 13vol%以下又は酸素濃度が 5vol%以下であれば爆轟は防止できると判断される。

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 GOTHICコード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 2-1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。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標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員等操作への影響を評価する
M	評価指標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、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員等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、評価指標及び運転員等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	評価指標及び運転員等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

水素濃度を評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2-2に示し、以下に説明する。表 2-1の定義に従い、物理現象に対してランク付けを行い、「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。

2.3.1 区画間・区画内の流動

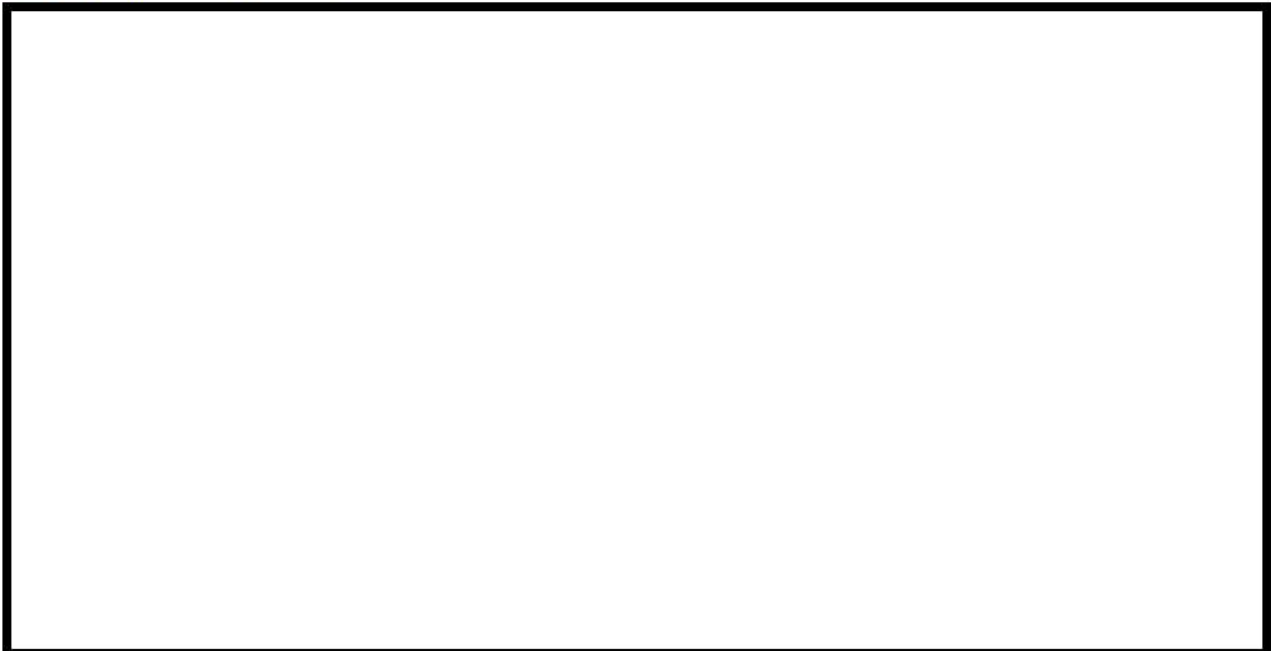




2.3.2 気液界面の熱伝達



2.3.3 構造材との熱伝達及び内部熱伝導



2.3.4 スpray冷却



2.3.5 水素発生



2.3.6 水素処理



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 格納容器破損防止対策の有効性評価（水素燃焼）のランク

		水素燃焼
分類	物理現象	評価指標
		水素濃度
原子炉格納容器	(1) 区画間・区画内の流動	H
	(2) 気液界面熱伝達	L
	(3) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導	H
	(4) スpray冷却	H
	(5) 水素発生	H (GOTHICコードでは計算しないため「I」)
	(6) 水素処理	H

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

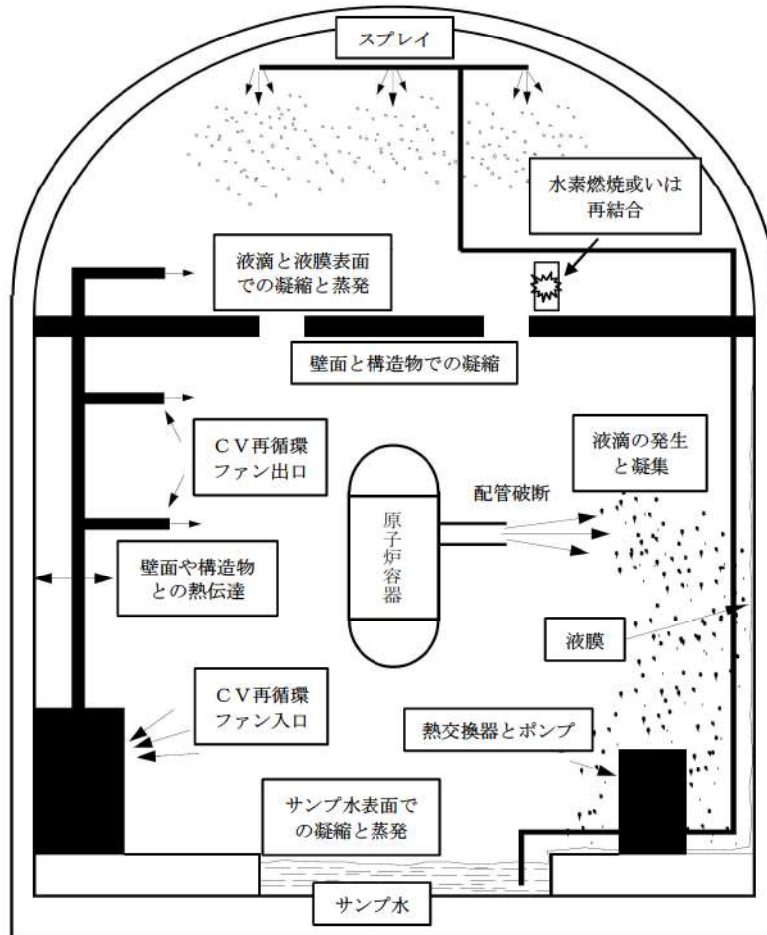
GOTHICコードは、原子力発電プラントの格納システムの事故解析を主目的に、米国 NAI (Numerical Applications Inc.) により開発された汎用熱流動解析コードである (参考文献 2)。

コードは質量、エネルギー及び運動量の 3 保存則を気相・液相・液滴相の各流体場に適用し、状態方程式、熱伝導方程式、各種構成式及び相関式などを解くことにより流体、構造材の相互作用、機器の作動を考慮した過渡解析が可能である。流体場においては各種ガス組成の考慮が可能である。空間はノードとして模擬され、それらはパスにより接続される。ノードは集中定数系、或いは有限差分法で分割する分布定数系による模擬が適用可能である。

また、ポンプ、バルブ、スプレイ、ファン、空調機器、熱交換器、イグナイタ、PAR 等の機器設備の作動及び制御に対しても組み込みのコンポーネントモデルにより模擬可能である。

これらにより、想定した事故シーケンスに従って原子炉格納容器 (CV) 内の水素を含む流体の過渡状態が計算される。

GOTHICコードによる解析モデルを図 3-1に示す。また、以下にコードの構成要素の概要を示す。



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Technical Manual, Figure 2-1

図 3-1 GOthicコードモデル概念図及びサンプルモデル

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章で示した現象のうち、評価目的に対し影響が大きいと判断した重要現象（表 2-2において「H」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 3-1に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

重要現象	必要な解析モデル
区画間・区画内の流動	保存式モデル 流動を模擬する構成式及び相関式 非凝縮性ガスの輸送モデル ノーディングスキーム（空間離散化）
構造材との熱伝達及び内部熱伝導	多相流モデル 熱伝達モデル（自然及び強制対流、輻射、凝縮） 熱伝導モデル
スプレー冷却	多相流モデル 界面積モデル 界面熱伝達モデル（凝縮では相変化アナログを考慮）
水素処理	PAR 特性モデル イグナイタによる水素燃焼モデル

3.3 解析モデル

GOTHICコードの主要な解析モデルを以降に示し、その概要を表 3-2に纏める。

表 3-2 GOTHICコードのモデル一覧

項目	モデル
基本式	<ul style="list-style-type: none"> ・気相、液相、液滴からなる3相の流体場 ・質量保存則、エネルギー保存則、運動量保存則 ・各種構成式・相関式及び状態方程式 ・沸騰・凝縮など多相状態の変化（二相流況、相間摩擦、物質輸送、熱伝達など） ・気相には蒸気及びガス組成を考慮
数値解法	<ul style="list-style-type: none"> ・陰解法、半陰解法、陽解法から選択（実機・検証解析では半陰解法を使用）
区画間・区画内の流動	<ul style="list-style-type: none"> ・離散化モデル（パス及びジャンクションでノード間を接続） ・集中定数系では気液分離と気相部における液滴の存在を模擬する流況モデルを適用 ・分布定数系では二相流況をすべてモデル化
構造材との熱伝達及び内部熱伝導	<ul style="list-style-type: none"> ・自由対流（McAdams）、強制対流熱伝達（Dittus-Boelter）及び混合領域をモデル化 ・輻射モデル ・凝縮モデル（実験相関式或いは熱・物質伝達のアナログ） ・熱伝導モデル
スプレー	<ul style="list-style-type: none"> ・液滴径・流量、温度 ・流動様式モデル ・自由対流（McAdams）、強制対流熱伝達（Dittus-Boelter）及び混合領域モデル ・相変化（物質伝達）は界面を定義しアナログにより計算
水素処理	<ul style="list-style-type: none"> ・PAR 特性を組込関数として模擬 ・イグナイトによる水素燃焼モデル

3.3.1 区画間・区画内の流動

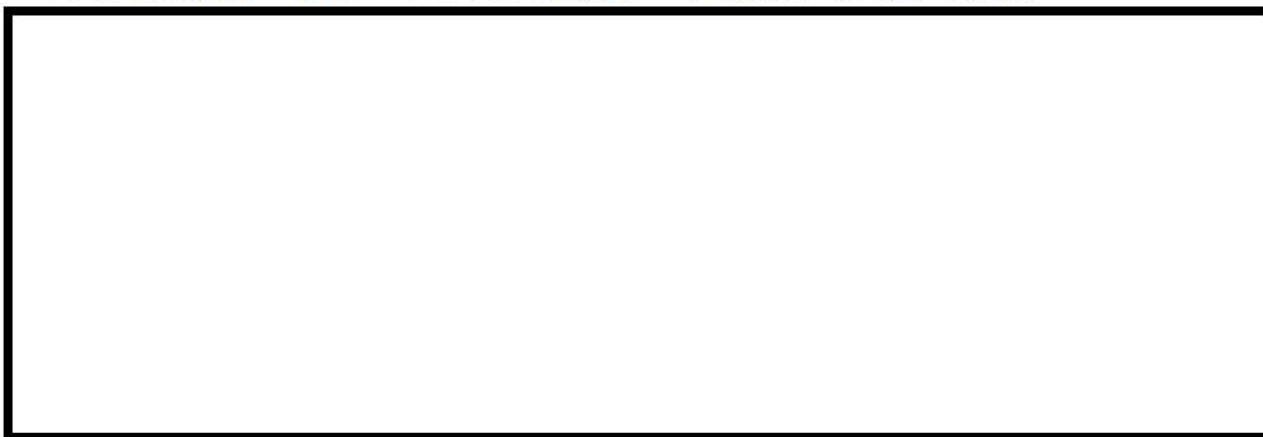
原子炉格納容器内の区画・区画内の流動を適切に模擬するため、原子炉格納容器を適切にノード分割する。流動計算で取り扱われる流体は各種ガス組成及び蒸気を含む気相、液相及び液滴相となり、これら各相に対して質量、エネルギー、運動量の保存式を各種の構成式及び相関式と合わせて数値的に解き、原子炉格納容器内の流動を模擬する。流体の各相に対しては非平衡状態の模擬が可能であり、多相の流況及び界面状態、相間の相互作用が考慮される。また、これら流体に合わせ、アイス及びミストも考慮することが可能である。

(1) 空間に対するモデル

ノードモデルには集中定数系モデル、ノードを有限差分法で分割する分布定数系モデルがある。

集中定数系ノードでは、熱水力学的諸量がノード平均として扱われ、流体各相のノード間の質量、エネルギー及び運動量の伝ばは、ノード間接続の流路面積、慣性長及び流動抵抗を考慮したパスにより模擬される。ノード内の流体が二相となる場合、ノード内の床面側に液相が、天井側に気相が存在する Pool/Drop 流動様式となる（図 3-2参照）。また、ノード内に構造材等のヒートシンク、破断口等の境界条件を設定することができる。

分布定数系ノードでは、ノードを複数のサブノードに分割することで流体の熱水力学的諸量の空間変化が詳細に模擬される。ノード内の質量、エネルギー及び運動量の空間変化は、サブノードに分割されたメッシュ構造体系で、有限差分法により求められる。また、乱流を考慮した多次元のモデル化が可能である。分布定数系ノードでは、図 3-2に示される流動様式が考慮され、流動様式に応じた界面熱伝達等を表す構成式、構造材表面の熱伝達等を表す相関式により二相流れが模擬される。分布定数系ノードはパスにより集中定数系ノードと接続することができる。



(2) 気液界面の熱伝達

PWR の重大事故等発生時において、原子炉格納容器内で水素が発生するような状態で考慮されるべきである流体間の熱・物質伝達に関する相互作用を図 3-3に示す。流体は液相（水）・気相（蒸気）・液滴の三相による流体場を想定している。流体間では、液相・気相間、液滴・気相間において凝縮・蒸発・沸騰・フラッシング等が、液滴相・液相間では、デポジット・ディエントレイン・凝集等が考えられる。構造材表面では流体との熱・物質伝達の相互作用が計算され、構造材表面を介して流体の相や保有エネルギーに変化が及ぶ。これらの相互作用のうち、流体間の界面における熱・物質伝達に関し、GOTHICコードにおけるモデルと取扱いを示す。

流体の相間における相互作用は、空間における流況を判断した上で界面積・状態量等から判断される。流況（Flow Regime）を識別することにより、相間（液相・気相間、液滴・気相間）の熱伝達及び抗力が作用する界面積が定義される。集中定数系ボリュームでは Pool/Drop 流動様式が、分布定数系においては図 3-2に示される流動様式が考慮される。液相・気相間、液滴・気相間の熱・物質伝達モデル概念図を図 3-4に示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

流体が相変化を伴う場合、それによる輸送量は界面に対し作用する。この界面に対し、相間の物質伝達、熱伝達、運動量などの輸送量は、界面の両面における質量エネルギーバランスから算出される。

蒸気の凝縮に対しては、熱及び物質伝達間のアナログを考慮する機構論的なモデルにより伝達量が計算される。伝熱量は以下のとおりとなる。

$$Q_{vl} = H_{vl}A_{vl}(T_{ll} - T_v) + \Gamma_l h_{vs}$$

$$Q_{ll} = H_{ll}A_{vl}(T_{ll} - T_l) + \Gamma_l h_l$$

H_{vl}, H_{ll} : 熱伝達係数

Γ_l : 相変化質量

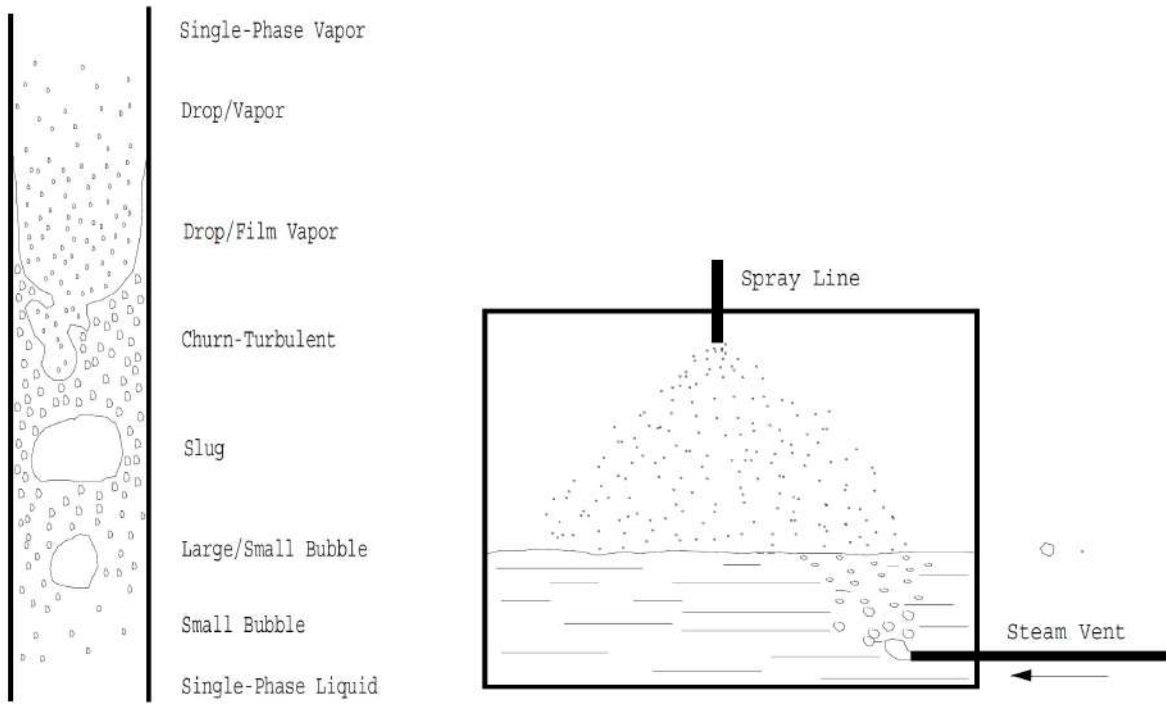
h_{vs}, h_l : エンタルピー

A_{vl} : 界面積

T_v, T_l, T_{ll} : 温度

(3) まとめ

このように原子炉格納容器内の空間を適切にノード分割した上で、気液界面の熱伝達や後述する構造物との熱伝達を表記する構成式・相関式と合わせて流体の保存式を解くことで、区画間・区画内の流動が模擬される。

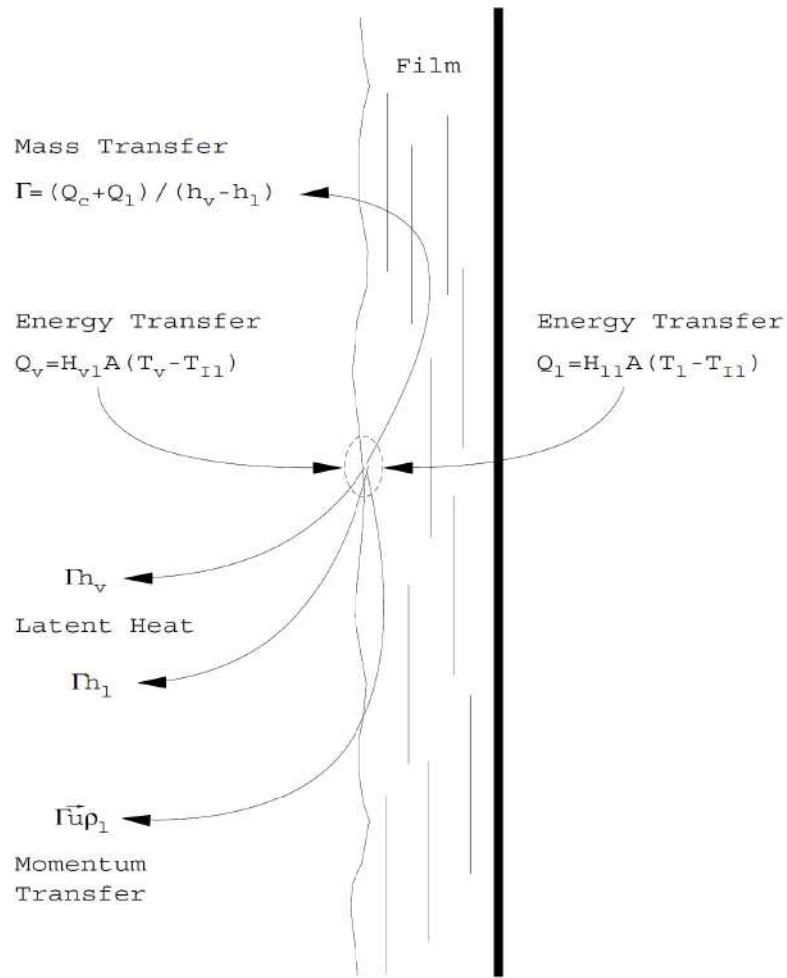


分布定数系における Flow Regime

集中定数系における Flow Regime

出典 : EPRI Product 1013072, GOHIC Technical Manual, Figure 8-1 and 8-3

図 3-2 二相流モデル



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Technical Manual, Figure 8-6

図 3-3 界面伝達モデル

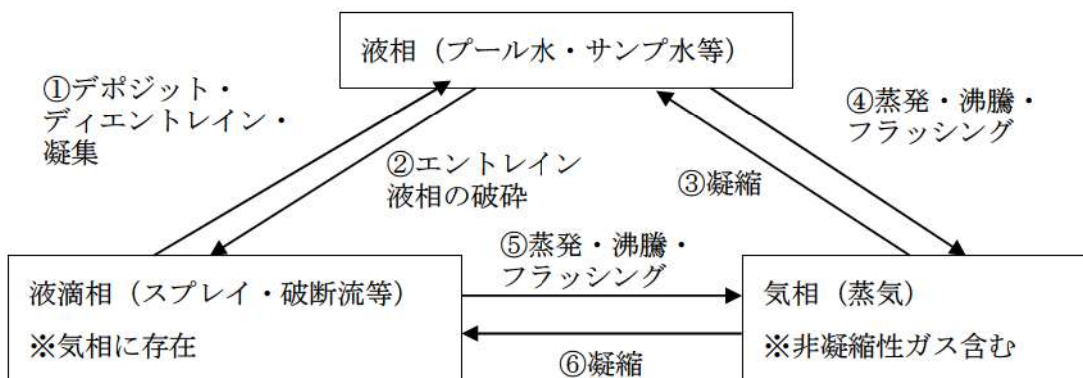


図 3-4 流体間の相互作用 (界面における熱・物質伝達)

3.3.2 構造材との熱伝達及び内部熱伝導

流体と構造物表面との間の、単相、輻射、凝縮熱伝達が考慮される（図 3-5参照）。以下に、GOTHICコードに具備される代表的な熱伝達モデルを示す。

- ・単相熱伝達（McAdams（参考文献 3）：自由対流、Dittus-Boelter（参考文献 4）：強制対流）
- ・輻射熱伝達（壁面-気相、壁面-壁面、Stefan-Boltzman（参考文献 3）式に基づく）
- ・凝縮熱伝達（内田（参考文献 5）・田上（参考文献 6）、Gido-Koestel（参考文献 7）、Diffusion Layer Model（参考文献 8））

熱伝達モデルにより、凝縮伝熱量は以下のとおりとなる。

$$Q_{cond} = \lambda_t \lambda_{wu} H_{cond} A_{cn} \Delta T_{cond}$$

H_{cond} : 凝縮熱伝達係数

λ_t : 強制関数

λ_{wu} : 接触表面割合

A_{cn} : 伝熱面積

ΔT_{cond} : 温度差

なお、構造物表面での伝熱量は以下のとおりとなる。

$$Q_w = Q_{cond} + Q_{conv_v} + Q_{conv_l} + Q_{rad}$$

熱構造材表面の凝縮は、気体の流動強度と境界部分の密度差、非凝縮性ガスの存在など気体組成・状態量、表面の液膜の状況に影響を受ける。コードでは、実験相関式或いは構造材表面の液膜濡れの影響を考慮する機構論的モデルを用いてこれら影響が考慮される。

事故時に原子炉 1 次冷却系から冷却材が放出されると原子炉格納容器内に蒸気が広がるが、構造材はヒートシンクとなり表面で蒸気凝縮が作用し、上昇する原子炉格納容器圧力及び温度の抑制に寄与する。一方、格納容器スプレイによる冷却、再循環ユニットによる気相部の自然対流冷却が開始されると、構造材表面にある液相が再蒸発を始める。これら冷却材-構造材熱伝達は、これらに対応するための上記の凝縮及び対流熱伝達モデルにより模擬される。以下に構造材表面の凝縮熱伝達モデルの概要を示す。

(1) 田上ブローダウン式（参考文献 6）

日本で実施した Safe Project（参考文献 9）において、1 区画の閉空間に対する大破断 LOCA ブローダウン（二相放出）を想定し得られた実験相関式である。対象となる区画の自由体積、放出エネルギー積分値、放出期間の関数により、ブローダウン時のピーク凝縮熱伝達係数を定義する。な

お本式をベースにした修正田上相関式が、日本国内の設置許可申請書添付十における原子炉格納容器健全性評価及び長期内圧評価に使用されている。

(2) 直接凝縮モデル

構造材表面における直接凝縮モデルを示す。なお、本節で示す凝縮モデルは、濡れ面における凝縮膜が継続的に落下することで、気相と構造材との接触性が確保される状態を仮定している。

① 内田相関式 (参考文献 5)

熱構造材との熱流束が過度に大きい、或いは過度に少ない場合を除いて適用可能である。対象となる領域の蒸気・非凝縮性ガスの比のべき乗により凝縮熱伝達係数を定義する。過熱状態に対しては適用しないものとする。本式をベースにした修正内田相関式が整備されており、LOCA を想定した設計基準事故 (DBA) の解析で、修正田上相関式と組み合わせて使用されている実績がある。

② Gido-Koestel 相関式 (参考文献 7)

熱・物質伝達のアナロジにより、熱構造材表面における凝縮に伴う物質伝達を算出、これにより等価的な熱伝達係数を定義する。気相が過熱・飽和いずれの状態においても適用可能である。表面の凝縮膜による伝熱促進を組み込んでおり、液膜厚さ・流速が考慮される。

(3) Diffusion Layer Model (参考文献 8)

Diffusion Layer Model (DLM) は、熱・物質伝達のアナロジを用いて凝縮率と顕熱伝達率を計算する。このモデルは開発元 (NAI) の検証により、最適な熱伝達予測であることが確認されている。うち、DLM-FM は構造材近傍の気相におけるミストの発生及び構造材表面の液膜擾乱効果を考慮することで、最確評価が可能である。

GOTHICコードの実験検証においては、例えば NUPEC 試験解析などで DLM-FM を使用している。他のモデル検証解析を以下に示す。

- ・ 内田試験
- ・ Wisconsin 大学 大気圧試験 (参考文献 10)
- ・ Wisconsin 大学 加圧試験 (参考文献 10)
- ・ Wisconsin 大学 Flat Plate Tests (参考文献 11)
- ・ Debhi 試験 (参考文献 12)
- ・ CVTR 試験 (参考文献 13)
- ・ BFMC 試験 (参考文献 14、15、16)
- ・ HDR 試験 (参考文献 16、17)
- ・ ヌッセルト理論 (参考文献 18)

(4) 膜状凝縮モデル (Film)

原子炉格納容器内の壁面のような熱構造物とは異なり、液相で浸されている濡れ面（配管内部など）に対しては、膜状凝縮モデルを適用する。このモデルでは膜状凝縮のみならず、周辺の流体との单相熱伝達及び沸騰も模擬可能である。凝縮のモデルは内田と Gido-Koestel の組み合わせ、或いはそれらの最大値が適用される。

その他、GOTHICコードによるモデル化で考慮される事項は以下のとおりである。

- ・ 溶融炉心による輻射は、ソースタームとして境界条件で考慮する。
- ・ 原子炉格納容器外面での大気との熱伝達の影響は模擬しない。
- ・ ヒートシンクモデルは、表面における流体及び空間からの伝熱を内部の熱伝導モデルに渡す。

原子炉格納容器本体及び構造物内部の伝熱は平板体系（場合によっては円柱或いは円筒）により模擬される。即ち、構造物の厚さ方向に離散化された体系において1次元熱伝達方程式が数値的に解かれ、構造物内の温度分布が求められる。熱伝導の計算においては、厚さ方向に分割した層ごとの密度、熱伝導率及び比熱が入力データとして与えられる。厚さの分割は、計算における温度拡散の強度に従い設定する。

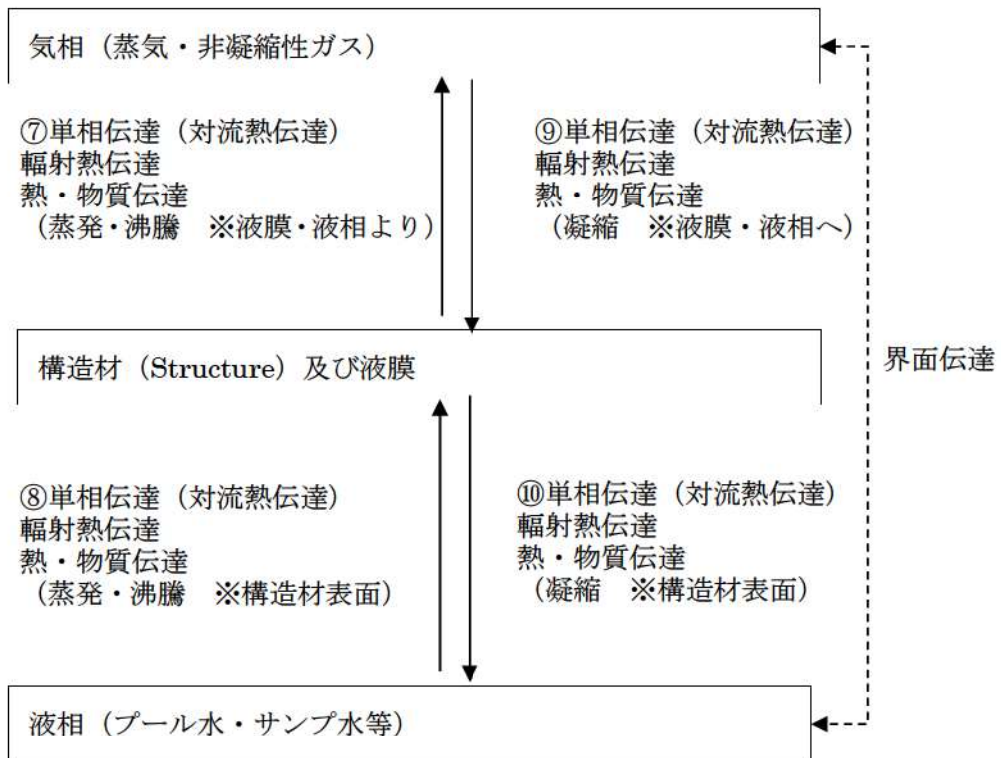


図 3-5 流体と構造物の相互作用 (構造材表面における熱及び物質伝達)

3.3.3 スpray冷却

3.3.1章（2）における気液界面の熱伝達のうち原子炉格納容器内の全体的な圧力に大きく影響するスプレイ冷却は、分散液滴を考慮する3流体モデルを採用することから、スプレイ液滴を独自の流体場として、質量、エネルギー及び運動量の保存則において考慮する。スプレイの模擬に当たっては、ノミナルパラメータ（液滴径及び流量、温度）が入力により与えられる。スプレイモデルが設定されるノードでは、設定されたスプレイ液滴がノード内に分散すると仮定され、通常、重力に従って落下する動きとなる。また、パスを用いてスプレイ液滴の流れ方向を定義することもできる。スプレイによる流体の冷却及び凝縮は、気液界面の熱伝達、流体の相変化は、相間の運動量交換とともに、界面積、界面熱伝達、界面抗力からなる構成式により模擬される。構成式について、集中定数系ボリュームでは Pool/Drop 流動様式が、分布定数系においては以下に示される流動様式が考慮される。

- Pool
- Small Bubble
- Large/Small Bubble
- Churn-Turbulent
- Film/Drop
- Single Phase Vapor

流動様式はノードのボイド率等に判定され、また、同様にパスに対しても適用される。相間の自由対流熱伝達、強制対流熱伝達及び混合領域に対しては以下のモデルが適用される。

- Dittus-Boelter
- McAdams
- それらの混合効果

蒸気の凝縮においては、熱及び物質伝達間のアナログを考慮する機構論的なモデルが具備されている。また、コードは3流体を考慮することから、対向流及び気相中の分散液滴を陽にモデル化することができる。

3.3.4 原子炉格納容器内の水素発生

実機プラントの解析では、水素の発生源として以下を考慮する。

- 炉内でのジルコニウム-水反応による水素発生
- 原子炉格納容器内での熔融炉心による水素発生
- 原子炉格納容器内での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

いずれについても、MAAPコードによる解析結果に基づいて時刻歴の水素発生量が評価され、

境界条件としてGOTHICコードに与える。発生する水素は、3ループプラントの場合、大破断LOCA+ECCS注入失敗（格納容器スプレイ成功）において、以下の区画に放出されるものとしている。MAAPコードとGOTHICコードで水素放出先のノード分割が異なる場合は、ノードの体積による重みで放出量を分割している。

<炉内及び溶融炉心による水素発生>

- ・破断口が存在する区画（蒸気発生器室）
- ・加圧器逃がしタンクのラプチャディスクが存在する区画（蒸気発生器室）
- ・RV破損口存在区画（原子炉下部キャビティ）

<放射線水分解、金属腐食、ヒドラジン分解による水素発生>

- ・オペレーションフロア以下の各区画

なお、境界条件は時系列による水素の放出質量流量、圧力及び温度である。流量に対しては後述するように補正を行っている。適用する圧力及び温度は、炉心から発生する水素に対してはMAAPコードの計算結果によるもの、それ以外については発生量算出の時点で参照したMAAPコードによる計算結果を使用している。

3.3.5 水素処理

実機プラントの解析では、水素処理設備の特性を模擬し水素の再結合若しくは燃焼を化学的に解いた上で熱及び流動の観点から周辺領域への影響を考慮した計算体系とする。具体的には、水素処理設備が広域な原子炉格納容器ドーム部に設置される場合には、3次元的なノード分割を考慮した上で、水素処理設備の設置位置を定義する。また、下部区画等の1次元の或いは限定された範囲で等方的な流動が予想される位置に設置される場合は、単一の評価ボリューム内で水素処理設備による効果を考慮し、それが周囲に与える影響についてはボリューム間を接続するパスにより模擬される。

以降に、水素処理設備であるPAR、水素燃焼設備となるイグナイタについて説明する。

(1) PARによる水素処理

PARの性能評価式は製造元より提示されており、実証試験において試験結果との相関関係の確認が行われている。水素処理速度は再結合率の性能評価式に基づき、PAR設置場所における水素及び酸素の体積比、圧力の関数となる。触媒の反応度は温度に依存するが、触媒温度は水素濃度に、ガス温度は圧力に依存するため、評価式はこれらを含む形となる。また、PARの入口流量は、触媒温度（水素濃度に依存）と圧力によるため、入口流量を直接的なパラメータとする必要がないが、水素処理速度は圧力条件に制約される。水素の再結合率に係る性能評価式を以下に示す。

$$\gamma = \eta \cdot \min(X_{H_2}, 2 \cdot X_{O_2}, 8.0) \cdot (A \cdot P + B) \cdot \tanh(X_{H_2} - 0.5)$$

ここで、

γ : 再結合率 (g/s)

η : 1.0 ($X_{O_2} > X_{H_2}$)

X_{H_2} : 水素体積比 (vol%)

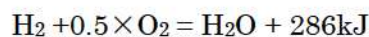
X_{O_2} : 酸素体積比 (vol%)

P : 圧力 (MPa)

A, B : 係数

A 及び B は試験結果に基づき設定される係数となる。

また、PAR では水素の再結合により、以下のように量論的に化学反応熱が発生するが、この発生熱はGOTHICコードにおいて考慮される。



GOTHICコードでは、PAR が設置されるノードの水素及び酸素の体積比、圧力が性能評価式の入力として与えられ、性能評価式に基づいて再結合率、即ち、ノード内の水素処理速度が計算される。計算された水素処理速度に基づき発生する化学反応熱量が計算され、当該ノードの雰囲気への熱源として考慮される。

(2) イグナイタによる水素燃焼

GOTHICコードに組み込まれるイグナイタモデルについて説明する。イグナイタへ通電されると、その表面部が 900℃まで上昇することで、周囲空気温度を水素の自己発火温度である約 560℃まで上昇させ、イグナイタ周囲の水素を自己燃焼させる。イグナイタ周囲の水素が燃焼する

ことで、さらにその周囲の水素も火炎伝ばによって燃焼し、瞬時に原子炉格納容器内の水素濃度を低下させる効果が期待できる。

GOTHICコード内において水素燃焼を模擬する場合、対象となるボリュームの種別に応じ適用される燃焼モデルが異なる。集中定数系においてはHECTRコードと同様なモデルを使用する。これは、ガスの状態がクライテリアに適合した場合に、対象区画における一定割合の水素が燃焼するとし、パスを經由して隣接区画に燃焼が伝ばするものとする Discrete Burn Model と、外からの水素供給に基づき燃焼が継続する Continuous Burn Model による。Discrete Burn Model はイグナイタによる着火で区画燃焼が生じるとする。Continuous Burn Model では、イグナイタによる燃焼判定によらず自然着火のみの模擬に対し使用するが、パスを經由した隣接区画への燃焼伝ばは評価されない。分布定数系においては、機構論的な燃焼モデルが適用される。これは、対象セルの気相成分（水素及び酸素濃度）及び乱流要素により層状或いは乱流燃焼のうち最大のものが生じるとするものである。

図 3-7に水素濃度に応じたイグナイタによる一般的な火炎伝ば挙動を示す。水素濃度が 4vol%から可燃限界に入り、約 4vol%から 6vol%では火炎は上方伝ばのみ、約 6vol%から 8vol%では上方と水平に伝ば、約 8vol%以上で下方伝ばも起きる。このため、水素濃度が約 8vol%未満ではイグナイタより高い領域が燃焼し、8vol%以上では区画全体に火炎が広がる。水素濃度が低い場合には、火炎は上方にしか伝ばしないが、水素濃度が高まるにつれて水平方向への火炎伝ばが生じ、ついには下方への火炎伝ばが生じることを示している。

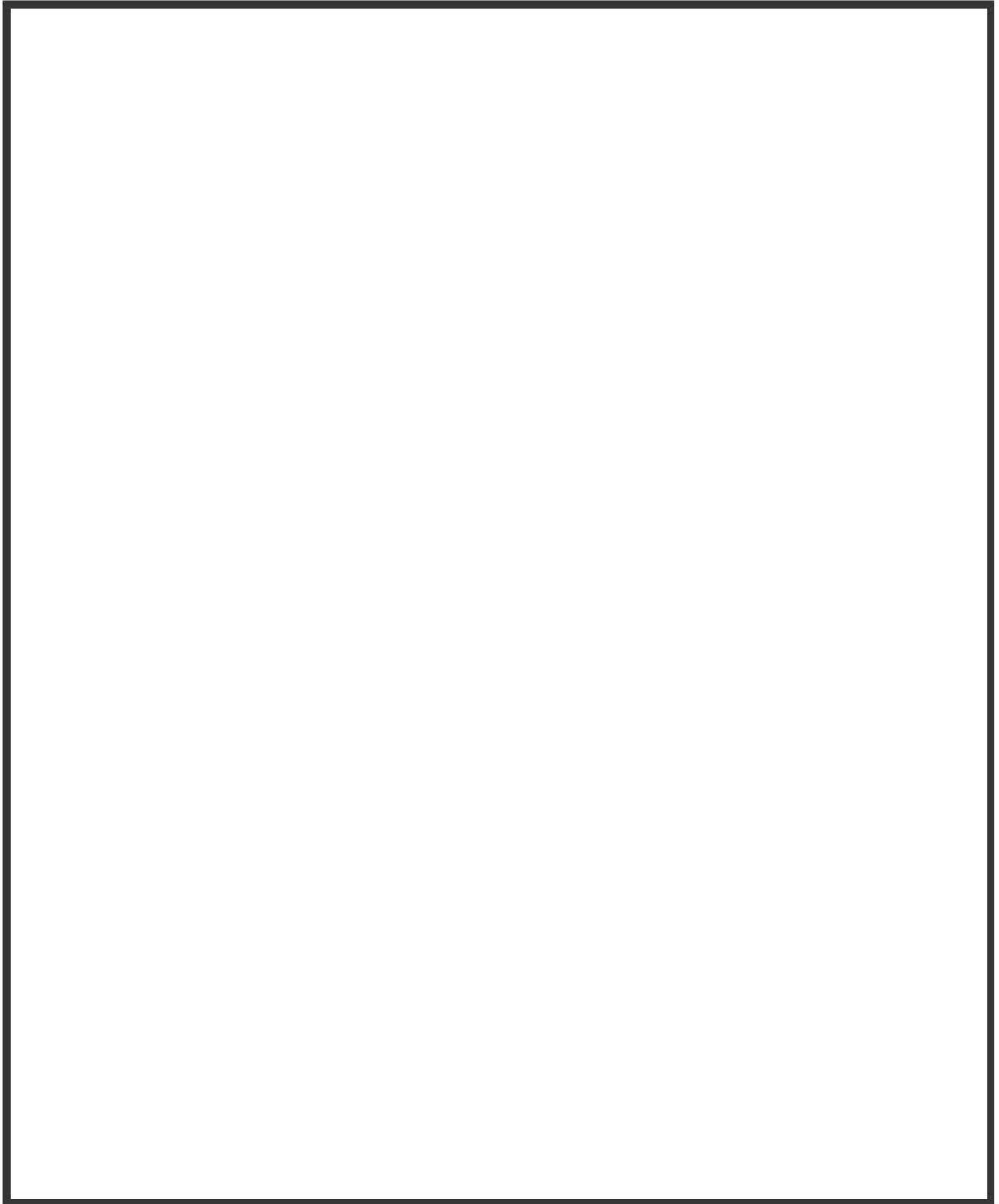
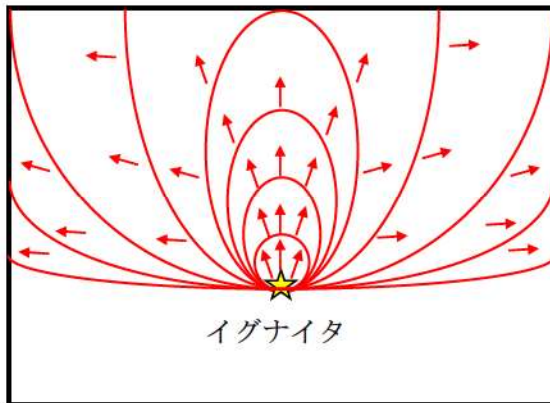


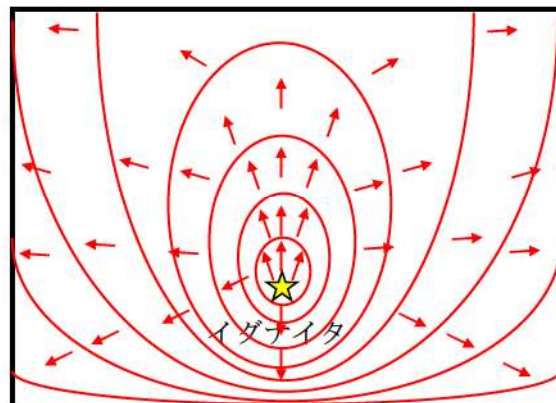
図 3-6 PAR 組み込みロジック

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(6vol% ≤ 水素濃度 < 8vol%)



(8vol% ≤ 水素濃度)



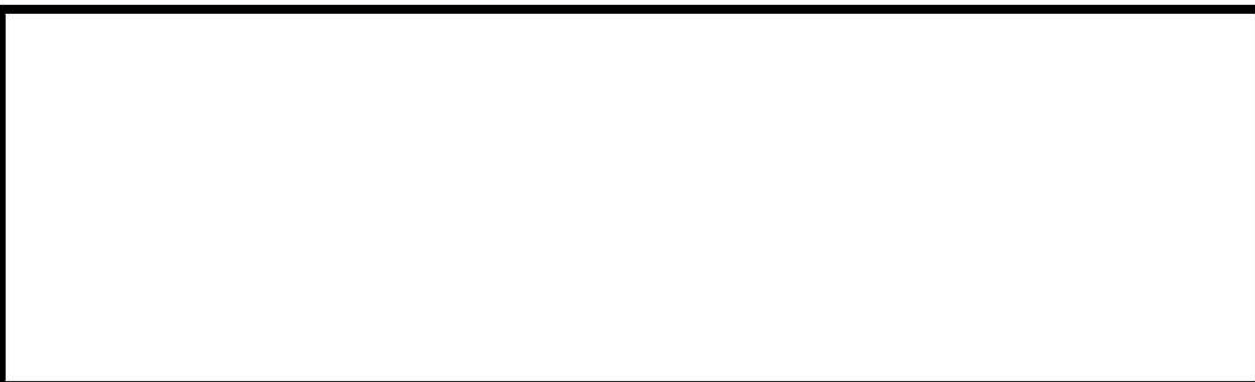
[補足] 火炎伝ばの方向

- 4vol% ≤ 水素濃度 < 6vol% : 上方のみ
- 6vol% ≤ 水素濃度 < 8vol% : 上方・水平
- 8vol% ≤ 水素濃度 : 上方・水平・下方

図 3-7 イグナイタによる水素燃焼挙動

3.4 ノード分割

有効性評価における実機プラントのノーディングスキームは、形状、模擬する物理現象の強度、数値計算上の必要条件により基本的な分割を定める。



GOTHICコードによる空間の模擬に対し適用する解法には集中定数系及び分布定数系があり、それらの比較を表 3-3に示す。集中定数系で考慮できるものは、基本的に分布定数系によっても模擬可能である。

プラントノーディングを図 3-8から図 3-11に示す。なお、ノード分割は想定される物理現象及びその模擬の要否、数値計算上の扱い等によって検討すべきものであり、解析により得られる結果がこの分割方針により大きく変わることがないようにする必要がある（表 3-4参照）。

また、想定する事故シーケンスによって支配的な現象が異なる場合などは、その模擬の必要性に応じて分割手法を見直す必要が生じることがある。

解析では、原子炉からの冷却材と水素の放出源としてループ室の破断口に境界条件が設定される。また、原子炉容器の破損による放出についても同様に、境界条件として原子炉下部キャビティに設定される。これ以外で、放射線水分解及びヒドラジン分解、原子炉格納容器内の金属腐食に伴う水素発生に関しても、それぞれの箇所において境界条件により模擬している。同様に水素の重要事故シーケンスとして想定される事象では格納容器スプレイに期待することから、スプレイモデルを設定し、原子炉格納容器ドーム部の各ノードに境界条件として設定される。実機解析全体の評価の流れ及びインプット及びアウトプットの関係を図 3-12に示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 3-3 集中定数系と分布定数系の比較

項目	集中定数系ノード	分布定数系ノード
特徴	ノード内の物理諸量を平均値として表す。他ノードとの流体の伝ばはパスにて模擬され、移流慣性はパスで考慮されるが、ノード内では瞬時に一様に拡散及び混合する。	ノード内をサブノードに詳細分割し、ノード内の物理諸量の空間及び時間変化を模擬。集中定数系ノードとパスで接続することができる。流体の対流及び乱流を模擬することができる。
適用例	原子炉格納容器下部区画	原子炉格納容器ドーム部
保存式	質量保存則 エネルギー保存則 運動量保存則 (いずれも流体場である気相、液相及び液滴相に対し考慮)	質量保存則 エネルギー保存則 運動量保存則 (いずれも流体場である気相、液相及び液滴相に対し考慮)
流動様式	Pool/Drop	Pool, Small Bubble, Large/Small Bubble, Churn-Turbulent, Film/Drop, Single Phase Vapor
構造材と流体の熱伝達	流体と構造物表面との間の、単相、輻射、凝縮熱伝達が考慮される。	流体と構造物表面との間の、単相、輻射、凝縮熱伝達が考慮される。
乱流モデル	使用しない	k-ε モデルなど
数値解法	ノードーパス	有限体積における差分法 (スタッガード格子)

表 3-4 ノード分割の考え方

対象区画	ノード分割の考え方
全体的な考え方	
原子炉格納容器 ドーム	
下部	
水素処理設備	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

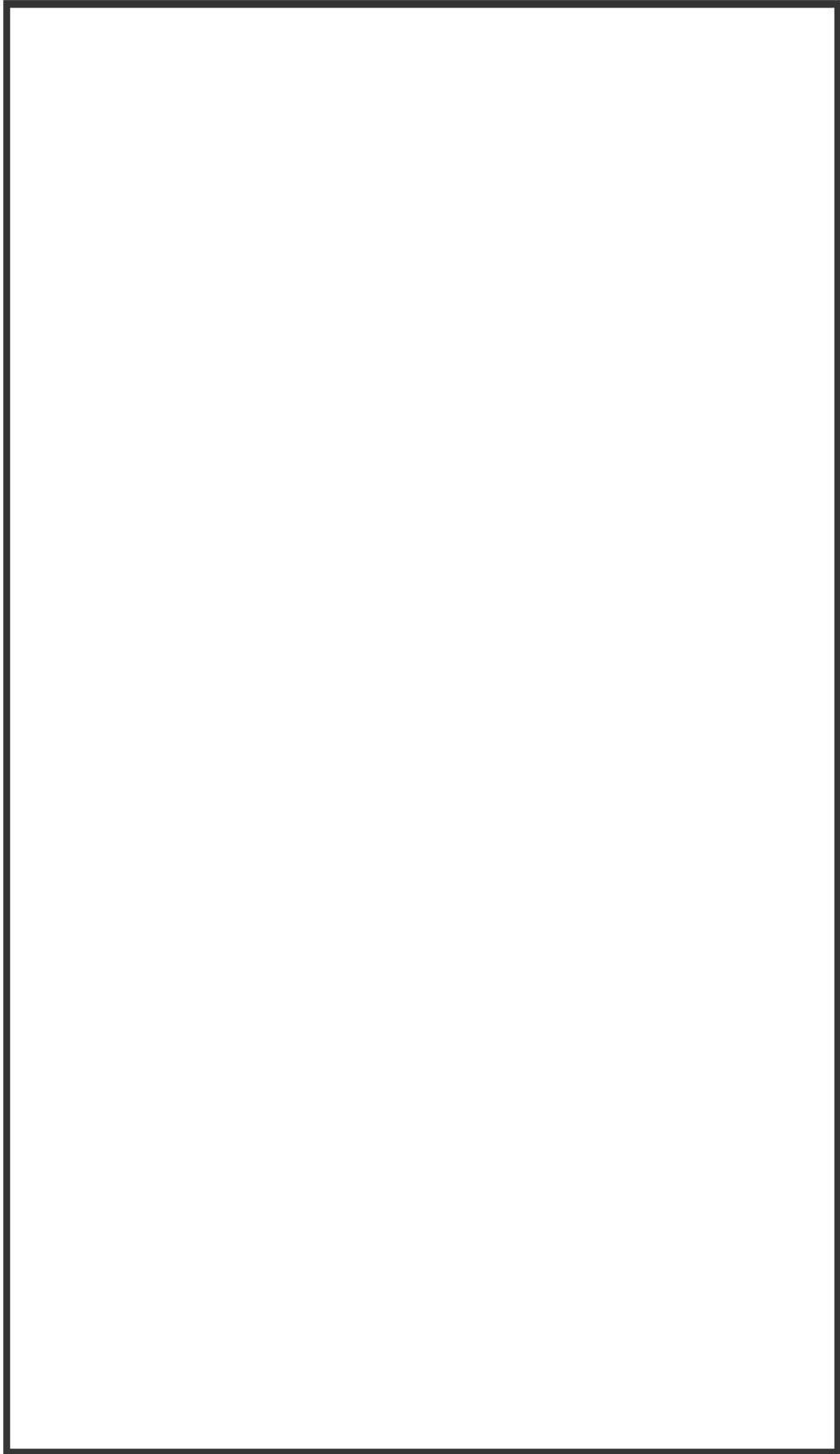


図 3-8 GOTHICコードによる水素濃度評価解析ノード図と実機プラントの対応（3ループレプラントの例）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

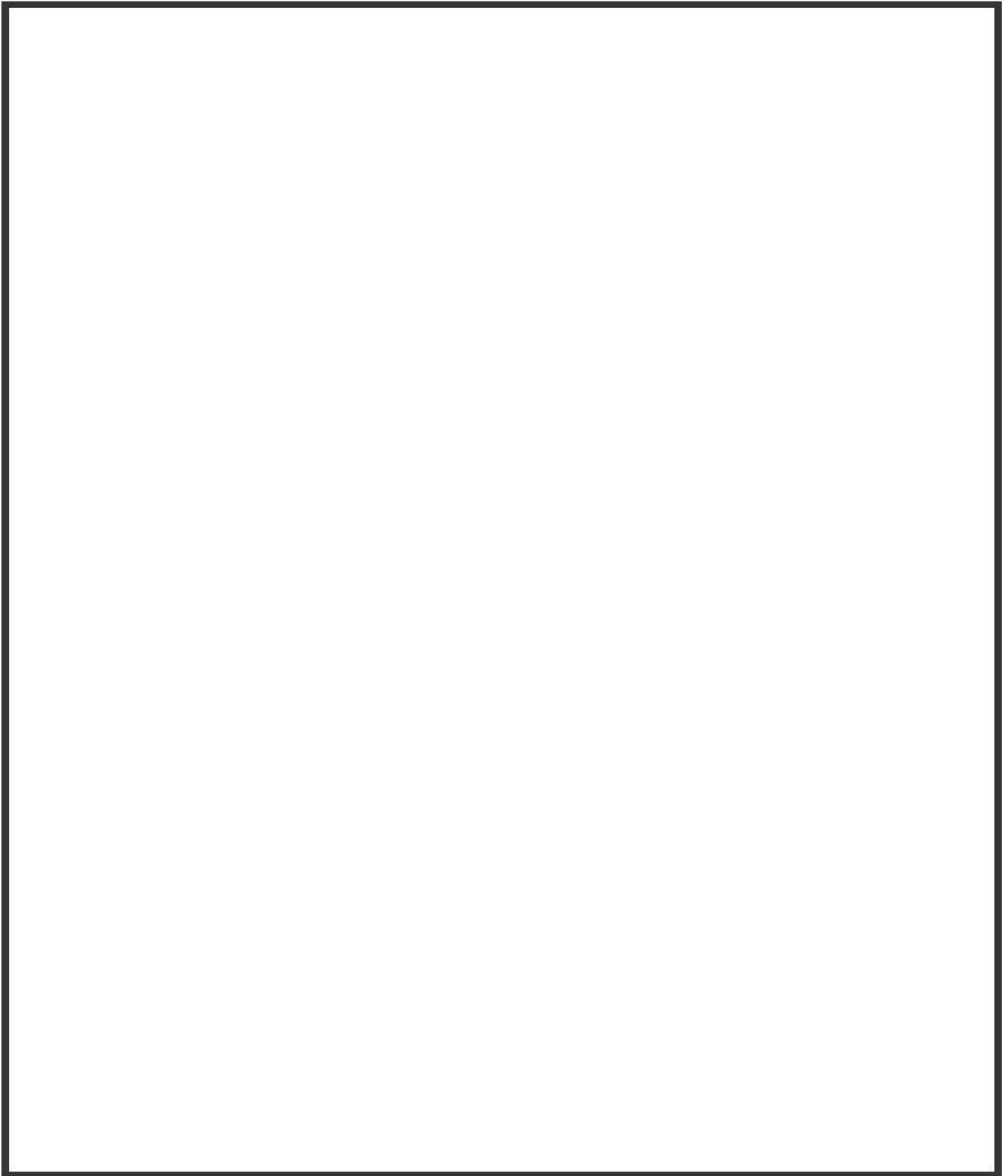


図 3-9 GOTHICコードによる水素濃度評価解析ノード図（代表3ループプラント）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

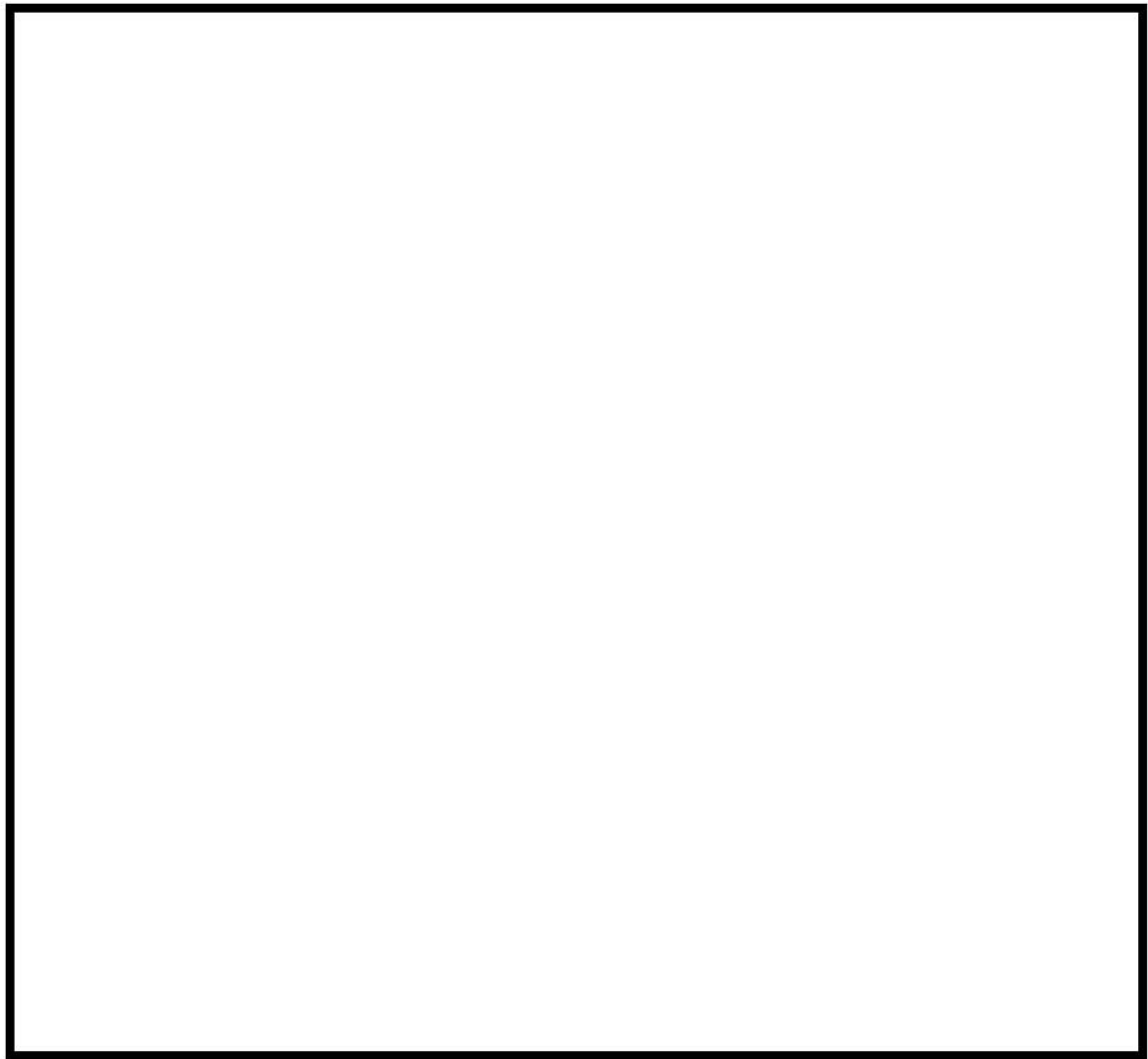


図 3-10 GOTHICコードによる原子炉格納容器ドーム部ノーディング例
(代表3ループプラント)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

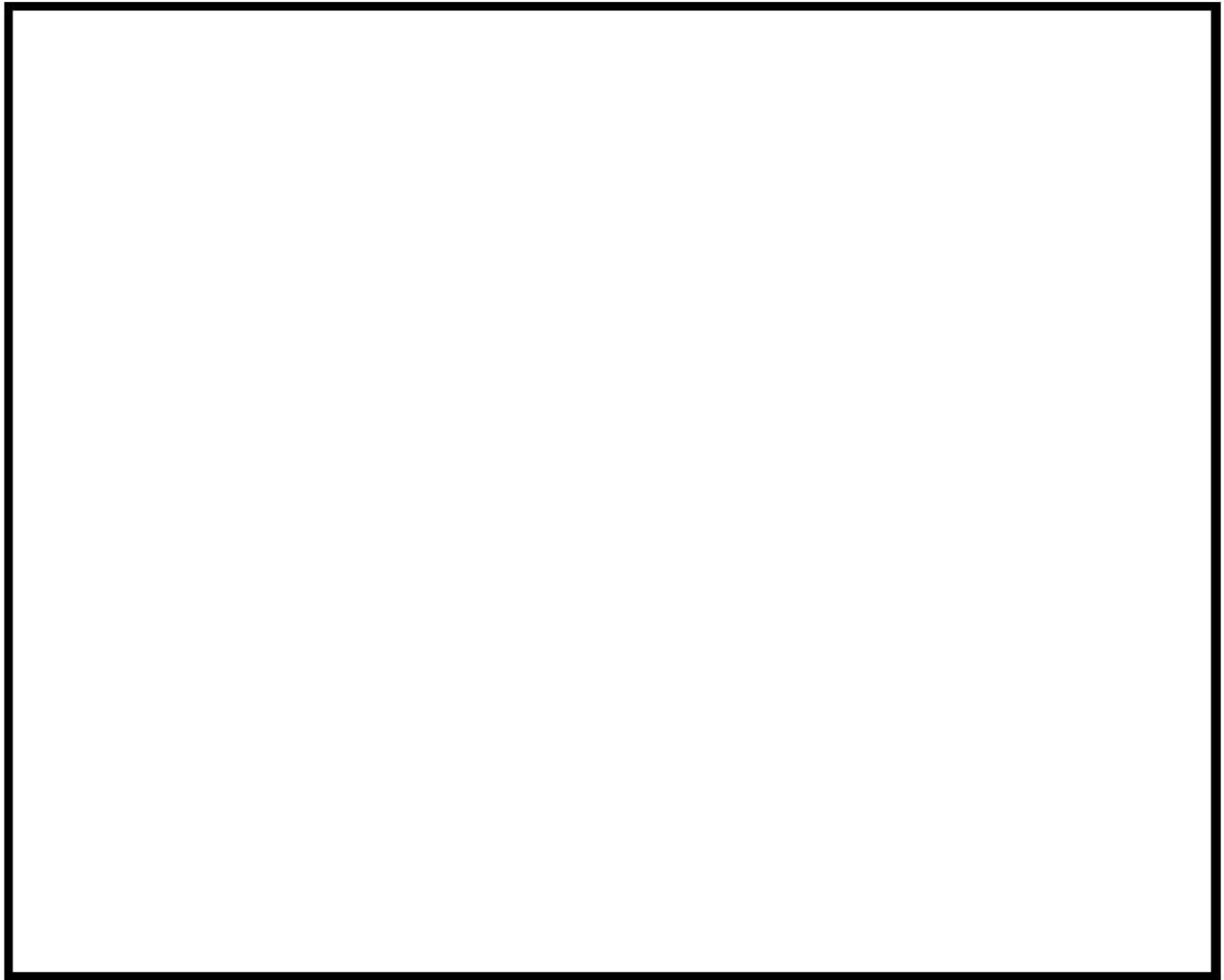


図 3-11 GOTHICコードによる原子炉格納容器ドーム部ノーディング例
(代表3ループプラント) 付番詳細

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

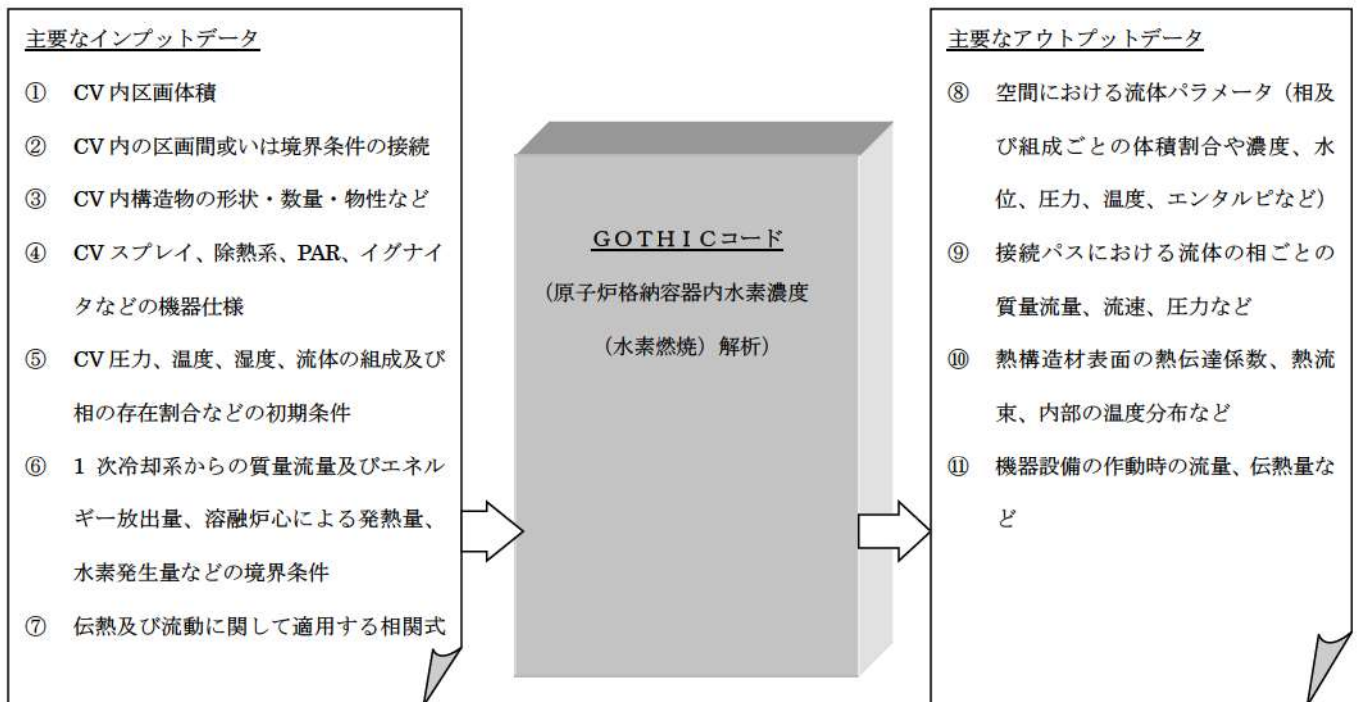
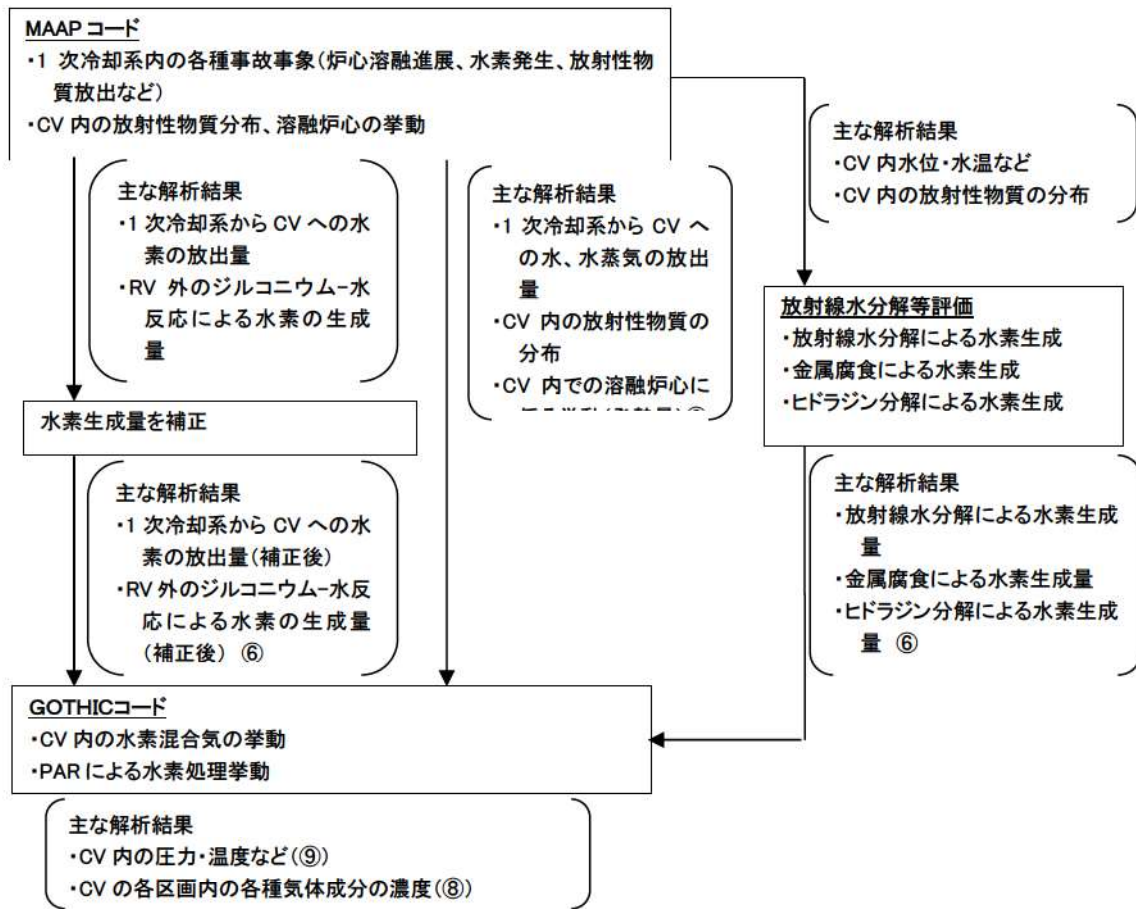


図 3-12 実機プラントにおける原子炉格納容器内水素濃度評価の概要

3.5 入出力

GOTHICコードによる水素濃度評価の入出力を図 3-12に示す。また、主要なインプットデータは以下のとおり構成される。インプットデータの元となる「原子炉格納容器関連データ」、「事象収束に重要な機器及び操作」等を整理した解析条件を添付1に示す。

- ① CV内の区画体積及びそれに係る諸元（高さ、水力等価径など）
- ② CV内の区画間或いは境界条件の接続に係る諸元（断面積、水力等価径など）
- ③ CV内構造物の形状、数量及び物性など
- ④ CVスプレイ、除熱系、PAR、イグナイタなどの機器仕様
- ⑤ CV内圧力、温度、湿度、流体の相及び組成の存在割合などの初期条件
- ⑥ 1次冷却系からの質量流量及びエネルギー放出量、溶融炉心による発熱量、水素発生量などの境界条件
- ⑦ 伝熱及び流動に関して適用する相関式及び流体場に対し有効とする項目の指定（熱伝達相関式、流動様式など）

上記をインプットデータとして過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ⑧ 空間における流体パラメータ（相及び組成ごとの体積割合や濃度、水位、圧力、温度、エンタルピなど）
- ⑨ 接続パスにおけるパラメータ（流体の相ごとの質量流量、流速、圧力など）
- ⑩ 熱構造材の熱的パラメータ（表面の熱伝達係数、熱流束、内部の温度分布など）
- ⑪ 機器設備の作動パラメータ（流量、伝熱量など機器の諸量に係るものと作動状況など）

4. 検証、妥当性確認

GOTHICコードの水素分布解析に対する適用性を以降に示す。

4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法

GOTHICコードの評価マトリックスを表 4-1に示す。表 4-1では、評価対象となる現象のうち「H」ランクとなるものを列挙している。各実験解析及び実機解析の内容について要約を 4.1.1章から4.1.5章に示す。なお、水素生成については、MAAPコードによる解析結果に基づいて、時系列の境界条件としてGOTHICコードに与えられることから、GOTHICコードの妥当性確認の対象外とする。

表 4-1 評価マトリックス

	NUPEC 試験解析 M-7-1	NUPEC 試験解析 M-4-3	熱伝導係数との比較※	熱伝導係数との比較	PAR 特性検証	イグナイタによる水素燃焼モデルの検証	関連モデル
区画間・区画内の流動	図 4-8 ～ 図 4-12	図 4-13 ～ 図 4-16	—	—	—	—	保存式モデル 流動を模擬する構成式及び相関式 非凝縮性ガスの輸送モデル ノーデザインスキーム (空間離散化モデル) 多相流モデル 熱伝達モデル (自然及び強制対流、輻射、凝縮) 熱伝導モデル
構造材との熱伝達及び内部熱伝導			図 4-29 ～ 図 4-30	図 4-31	—	—	多相流モデル 界面熱伝達モデル (凝縮では相変化アナロジを考慮)
スプレイ冷却		—	—	—	—	—	多相流モデル 界面熱伝達モデル (凝縮では相変化アナロジを考慮)
水素処理	—	—	—	—	図 4-32 図 4-33 図 4-44 図 4-48	表 4-7	PAR 特性モデル イグナイタによる水素燃焼モデル

※ 複数の試験による凝縮熱伝達モデルの実験検証。

4.1.1 NUPEC 試験解析

NUPEC 試験は、実機プラントの重大事故等時に発生する水素の代替としてヘリウムガスを用いた非凝縮性ガスの拡散及び混合挙動に関する総合効果試験である。ここでは、水素燃焼評価に対する重要事故シーケンスとなる大破断 LOCA+ECCS 注入失敗(格納容器スプレイ)を想定し、評価で重要となる区画間・区画内の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、スプレイに係るモデルを中心としたコードの水素濃度予測に係る性能について検証を行い、GOTHICコードが実機プラントの解析に適用できることを確認する (Test M-7-1)。また、NUPEC 試験ではスプレイなし条件 (Test M-4-3) でも実験がなされており、これらに対するコードの適用性についても確認し、スプレイ及び蒸気放出が評価結果に与える影響を検討する。

4.1.2 熱伝達試験との比較

構造材との熱伝達及び内部熱伝導に係るモデルのうち、実機プラント解析に用いられる構造材表面の熱伝達モデルについて、解析予測と各種試験データとの比較を行った。実機プラントの解析では Gido-Koestel モデルと内田モデルの最大値に保守性を考慮することで、ウェット条件に換算した水素濃度を保守的に見積もるアプローチを採用する。ここでは、広範囲にわたり適用される内田モデルの試験データに対するバラつきを確認する。

また、前述の NUPEC 試験解析では、コードの流動に係る模擬性を適切に評価することから、より最適予測性の高い Diffusion Layer Model FM (DLM-FM) を適用している。各種試験に対する同モデルの予測性能についても確認する。

4.1.3 熱伝導解析解との比較

構造材との熱伝達及び内部熱伝導に係るモデルのうち、内部熱伝導に係るモデルについて検証した。具体的には、コードによる数値計算が解析解を適切に再現することを確認し、同モデルがコード内に適切に組み込まれていることを検証する。

4.1.4 PAR 特性検証

水素処理設備のうち、重大事故等対策として設置される PAR について、設備製造元が供給する水素処理性能評価式が、コードに適切に組み込まれていることを検証する。

PAR の特性が適切にコードに組み込まれている点に対しては、理論値とコードの予測値を比較する。

また、実機プラント解析に際し、空間の分割手法などの点から PAR の性能曲線の適用可否に対しては、THAI 試験においてノード分割を変更した実験解析により検証を行う。

4.1.5 イグナイタによる水素燃焼モデルの検証

水素処理設備のうち、イグナイタによる水素燃焼モデルについて、コード内モデルの妥当性検証を示す。

4.2 NUPEC 試験解析

NUPEC で実施された原子炉格納容器挙動試験（参考文献 19、20）では、原子炉格納容器内で形成される非凝縮性ガスと空気の密度差による自然循環試験、放出水蒸気及び格納容器スプレイによる可燃性ガス濃度分布及び混合挙動試験などの 35 試験が実施された。実機で想定される非凝縮性ガスは水素となるが、本試験では代替ガスとしてヘリウムを用いている。NUPEC 試験と他機関で実施された試験との比較を図 4-1（参考文献 20）に示す。

ここでは、重要事故シーケンスとなる LOCA 時の ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）を想定した Test M-7-1 を選択する。Test M-7-1 は OECD/NEA の ISP35 に採用されており、海外 10 か国、15 機関にて確認解析が実施されている。また、スプレイを仮定しないシーケンスとなる Test M-4-3 についても解析を実施し、スプレイ有無がコード予測性に与える影響について確認する。

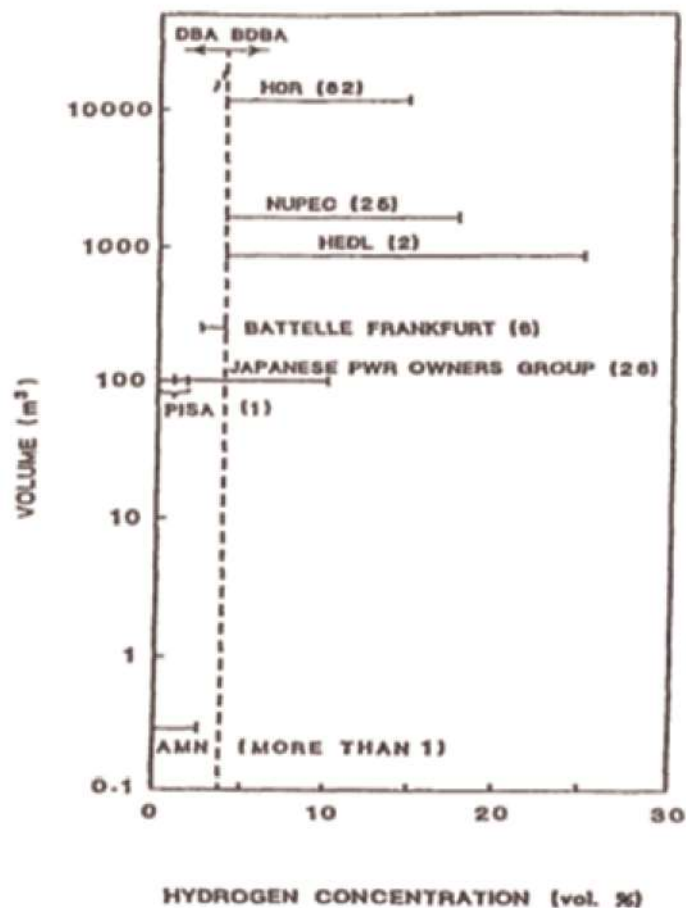


図 4-1 濃度分布及び混合挙動試験の規模と水素濃度範囲

4.2.1 NUPEC 試験設備

NUPEC 試験設備の概要図を図 4-2及び図 4-3に示す。また、原子炉格納容器スケール設備、ガス放出設備等の主要な試験設備を以下に示す。

(1) 原子炉格納容器

原子炉格納容器はドライ型 4 ループ PWR の 1/4 規模であり、4 ループ相当の区画が模擬されている。自由体積は 1,300m³である。

(2) ガス放出設備

試験は安全性の観点から水素ガスの代わりにヘリウムガスが使用されている。

(3) 格納容器スプレイ

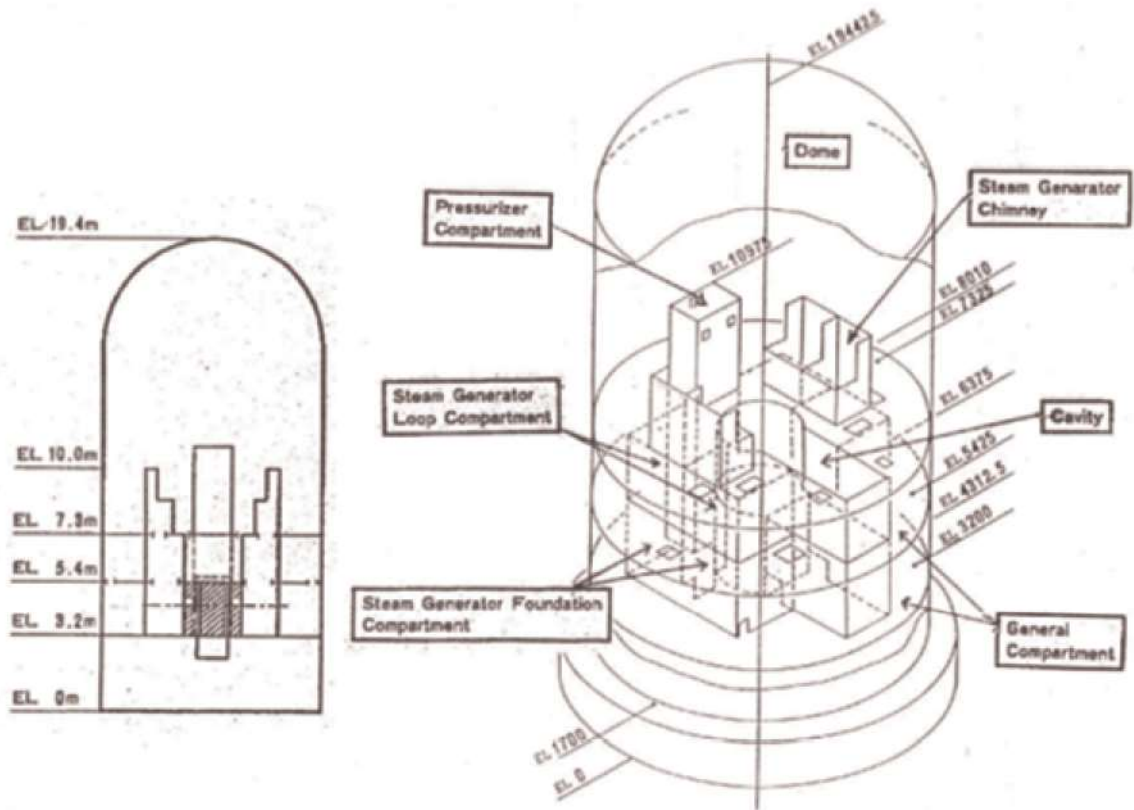
原子炉格納容器全体をカバーするため合計 21 個のスプレイノズルが設置されている。スプレイ液滴径は約 0.75mm である。

(4) 蒸気供給設備

配管破断時の放出蒸気を模擬するため蒸気供給設備を設けている。

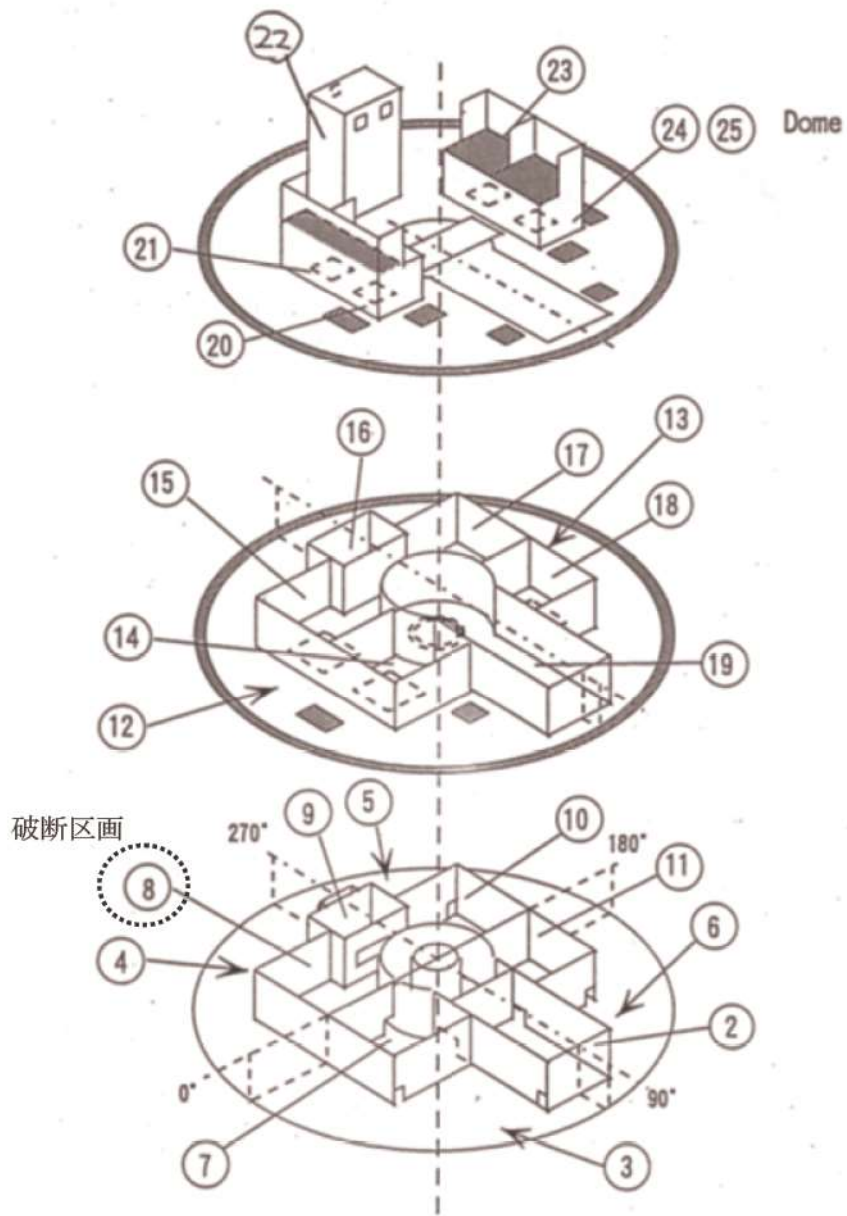
(5) 計測設備

ヘリウム濃度、雰囲気温度、圧力、原子炉格納容器壁面温度、区画壁面温度が計測されている。ヘリウム濃度は、図 4-4 (参考文献 19) に示すとおり、原子炉格納容器内の 5 か所 (原子炉格納容器ドーム頂部 (赤線、EL.19.4m) 及び原子炉格納容器ドーム上部 4 か所 (青線、EL.16.7m)) に設置されたサンプリングチューブにより計測される。圧力は区画間圧力損失が微少であることから原子炉格納容器ドーム部の圧力を代表して測定している。区画壁面温度及び空間温度は熱電対により計測している。



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Qualification Report, Figure 16-1

図 4-2 NUPEC 試験設備の概要図



出典：EPRI Product 1013072, GOTHIC Qualification Report, Figure 16-2

図 4-3 NUPEC 試験設備内部区画の概要図

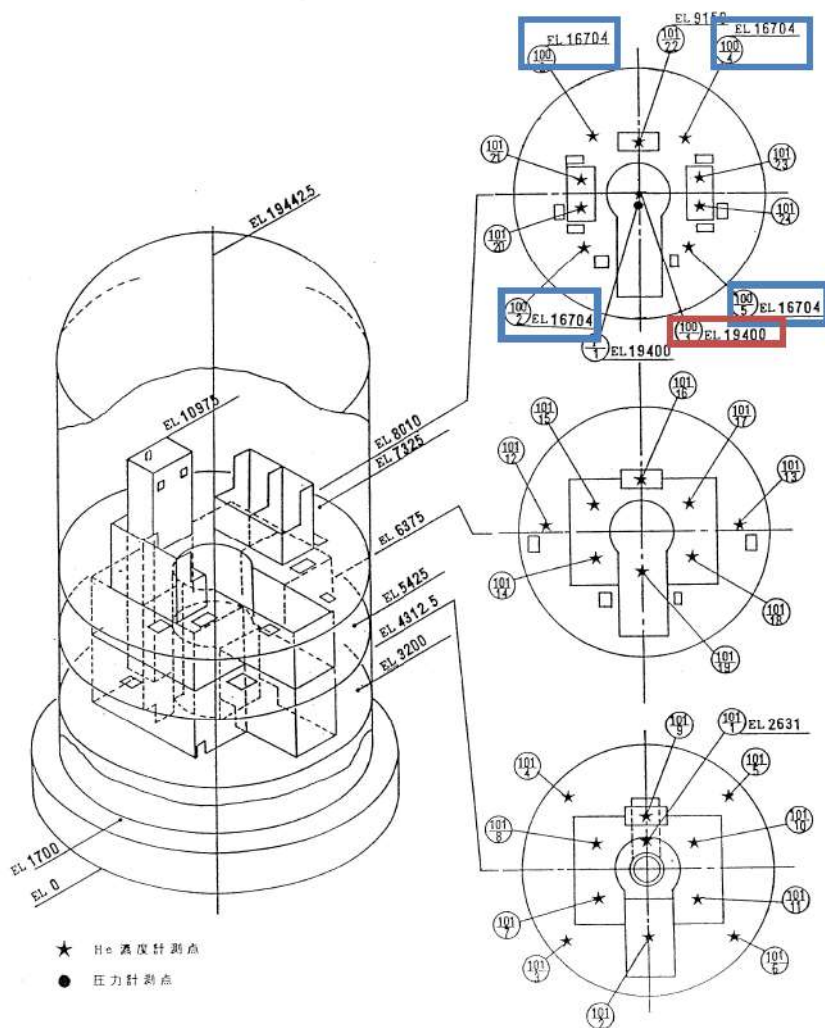


図 4-4 ヘリウム計測位置

4.2.2 解析モデル



GOTHICコードによる NUPEC 試験施設のノード分割モデルを図 4-5に、原子炉格納容器ドーム部の分割を図 4-6に示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

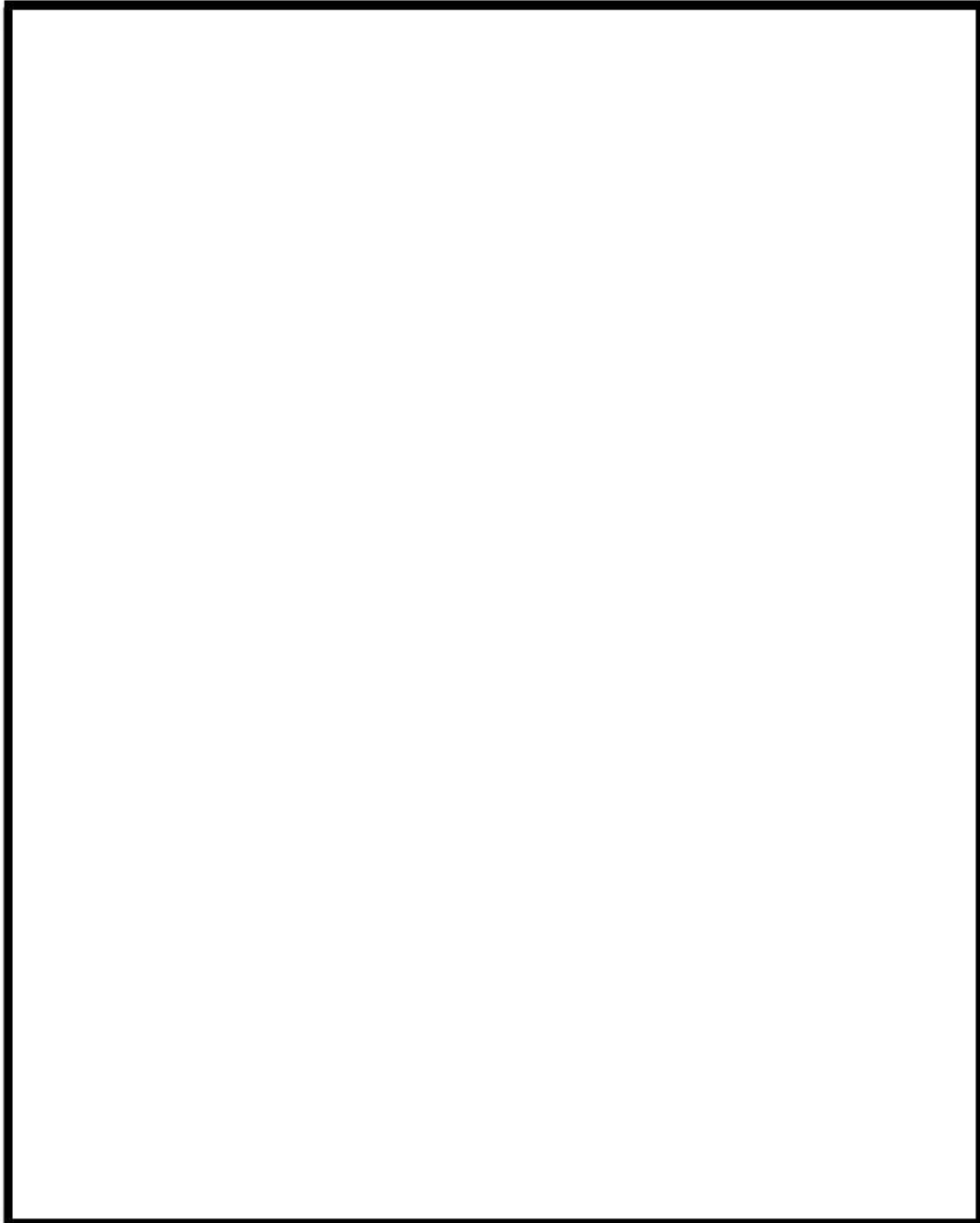


図 4-5 NUPEC 試験(Test M-7-1) のGOTHICコードによるノード分割モデル

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

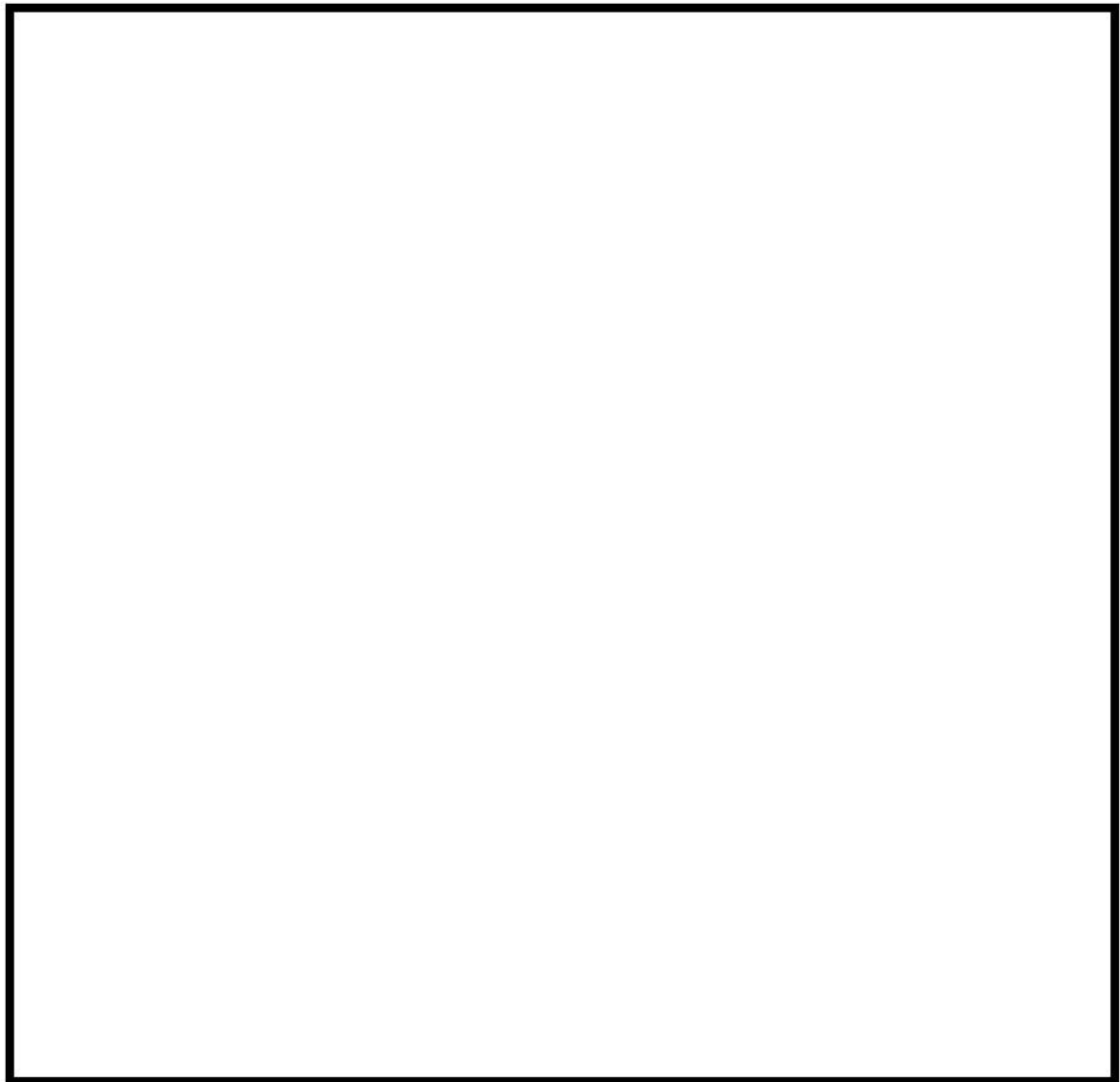


図 4-6 原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度測定位置と実験解析におけるノード分割

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.2.3 解析結果

NUPEC 試験の実験解析結果を示す。

4.2.3.1 Test M-7-1 (スプレイ及び蒸気放出あり)

(a) 試験条件

Test M-7-1 の試験条件を表 4-2に示す。試験は蒸気発生器下部での配管破断を想定し、原子炉格納容器下部から水蒸気及びヘリウムを放出すると同時に、格納容器スプレイを作動させる。初期温度設定のため蒸気放出による事前加熱を行った後、ヘリウム及び蒸気の放出、格納容器スプレイの作動を同時に行っている。ヘリウム及び蒸気の放出、格納容器スプレイの運転は 30 分間行われ、ヘリウムの放出は試験開始から 15 分間で 0.03kg/s まで放出量を増加させたのち、以降の 15 分間で 0.0kg/s まで放出量を減少させている。蒸気の放出は試験開始から 30 分間で 0.08kg/s から 0.03kg/s まで放出量を減少させている。格納容器スプレイは 30 分間 19.4kg/s 一定の放出である (図 4-7参照)。

(b) 解析結果

(1) 原子炉格納容器圧力

GOTHICコードによる原子炉格納容器圧力の評価結果を図 4-8に試験データと比較する。原子炉格納容器圧力は試験開始から 10 分後に約 125kPa まで低下したのち、緩やかに上昇する。これは、格納容器スプレイの蒸気凝縮による圧力低下と、ヘリウム放出により非凝縮性流体が増加して熱伝達率が低下することによる圧力低下抑制効果の複合的な結果及び、ヘリウム及び蒸気放出による圧力上昇効果によるものであると考えられる。解析結果もこれら複合的な挙動をよく予測しており、試験と良好に一致している。

(2) 原子炉格納容器内温度

原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度比較を図 4-9に示す。試験結果としては、原子炉格納容器ドーム部頂部 (EL.19.4m) と原子炉格納容器ドーム上部 4 か所 (EL.16.7m) で最も温度の低い結果を示しており、その温度差は最大で 5°C程度に留まる。解析結果として、原子炉格納容器ドーム部頂部付近のノードと原子炉格納容器ドーム上部近傍ノードでの雰囲気温度を同図に比較するが、試験データ程の温度差は現れない。即ち、解析結果は試験データに対して 5°C程度の不確かさが残る。しかし、解析結果は原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度の時間変化を良好に予測しており、コードは事象進展を適切に模擬していることが確認できる。

(3) 原子炉格納容器内のヘリウム混合（水素混合挙動）

配管からの放出位置上部（図 4-3におけるノード 21）及び原子炉格納容器ドーム部（図 4-3におけるノード 25）におけるヘリウム濃度の時間変化の比較を、各々、図 4-10及び図 4-11に示す。また、各蒸気発生器室及び外周部下部のヘリウム濃度に対して図 4-12に示す。

ヘリウムは破断流と同じく、放出位置（ノード 8）から上方に放出され、その上部領域（ノード 21）を抜けて原子炉格納容器ドーム部（ノード 25）に到達する。この過程において、想定破断区画の上部から別ループの蒸気発生器室（ノード 17）に横流れが生じ、そこから上方の蒸気発生器煙突部（ノード 23）に至り原子炉格納容器ドーム部に放出される。

原子炉格納容器ドーム部においてはヒートシンク及びスプレイによる冷却により、他の 2 つの蒸気発生器室上部及び外周部を経由し下降流が生じる。蒸気発生器室上部（ノード 20 及び 24）からループ室（ノード 11 及び 7）に達した流れは、蒸気及びヘリウムによる上昇流に巻き込まれる形で想定破断区画（ノード 8）に再び集約される。原子炉格納容器ドームから外周部上部に向かう下降流はその下部区画（ノード 3～6）に達したのち、ループ室（ノード 7、8、10、11）に流れ込み、再び放出流量とともにノード 8 から上昇する。このように、破断口からの蒸気放出とスプレイによる循環流が形成され、原子炉格納容器ドーム部での水素濃度の成層化、また、原子炉格納容器の上部と下部の有意な水素濃度差は発生していない。

解析では、図 4-10に見られるように、放出位置上部（ノード 21）のヘリウム濃度が試験に比べ、900 秒以降一時的に低めに推移している。900 秒時点においては、放出されるヘリウム流量が減少に転じており、ヘリウム濃度の変曲点として現れる主因と考えられる。この時、試験ではノード 21 の濃度の変曲は顕著ではなく、解析結果は測定値と比較してヘリウム濃度を過小評価する傾向にある。解析においては、破断区画から上部区画へ向かう上昇流におけるヘリウムのプルームが崩れたような挙動が得られているものと考えられる。このため破断ループの蒸気発生器区画内でヘリウムが拡散し、破断区画及びその上部に位置する区画（いずれも区画 21 の下部に位置）において、隣接する A ループ蒸気発生器等の隣接区画へのヘリウムの分散が多めに評価され、即ち、解析が破断区画から上方のみならず周辺へのヘリウムの移流を試験より大きく評価していることを示唆している。

図 4-11に原子炉格納容器ドーム部の 5 か所に設置されたヘリウム濃度の計測結果（図 4-4、参考文献 20 参照）と、当該位置での G O T H I C コードによる評価結果を示す。格納容器スプレイによる拡散効果があり、原子炉格納容器ドーム部ではヘリウム混合が促進され、試験終了時にはほぼ完全な混合状態となる。図 4-12のヘリウムの濃度の応答から分かるように、破断区画に放出されたヘリウムは、蒸気発生器室を経由して原子炉格納容

器ドーム部に流入し、ここでスプレイ及びヒートシンクによる凝縮により、流体は破断区画と分離された蒸気発生器室及び外周区画を下降する。このように、破断口からの蒸気放出と原子炉格納容器ドーム部での蒸気凝縮が駆動力となり、原子炉格納容器内を循環する流れが形成され、ヘリウムは原子炉格納容器内で均一に混合される。

GOTHICコードは原子炉格納容器内の各区画全体にわたり、過渡から平衡に至るまでのヘリウム濃度の時間変化を良好に予測しており、原子炉格納容器内の流動ならびにヘリウム拡散を良好に再現していることが分かる。なお、破断区画であるノード8におけるヘリウム濃度は、解析結果と測定結果において差異が生じている。この原因として破断区画で放出される蒸気が検出器へ与える影響が考えられる。

表 4-2 NUPEC 試験条件 (Test M-7-1)

試験ケース	Test M-7-1
<u>初期条件</u>	
原子炉格納容器ドーム部圧力	139.7 kPa
原子炉格納容器ドーム部温度	66.4 °C
原子炉格納容器ドーム部湿度	100 %
外気温度	11 °C
<u>気相 (ヘリウム及び蒸気) 放出</u>	
ヘリウム放出流量	0.0-0.03-0.0 kg/s
蒸気放出流量	0.08-0.03 kg/s
放出ヘリウム温度	14 °C
放出蒸気温度	165 °C
放出期間	30 min
放出位置	D ループ 蒸気発生器基礎区画
<u>スプレイ</u>	
スプレイ流量	19.4 kg/s (70 m ³ /h)
スプレイ水温	40 °C
放出期間	30 min
スプレイ液滴径 (平均液滴径)	0.75 mm
スプレイノズル個	21 個
放出位置	原子炉格納容器ドーム部

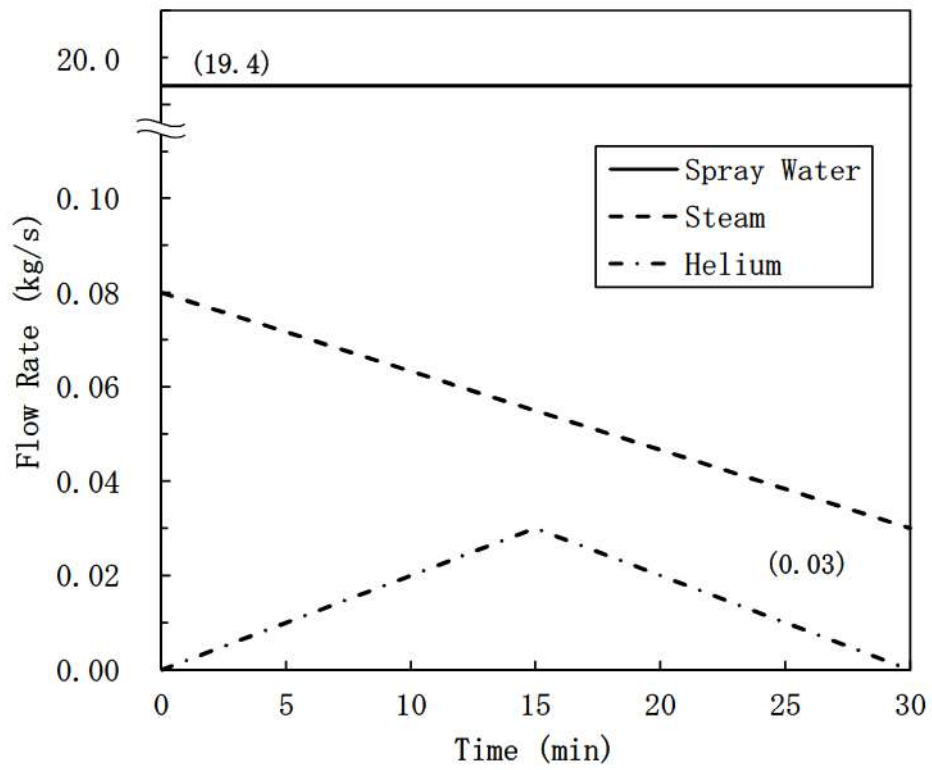


図 4-7 供給流体の流量条件 (Test M-7-1)

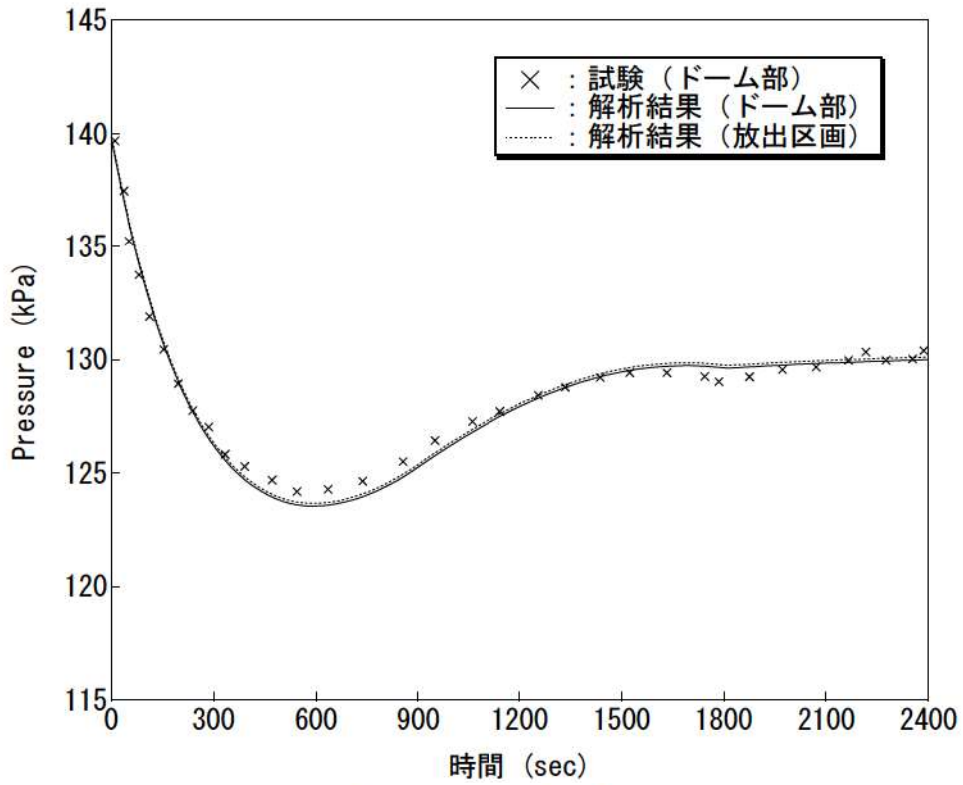


図 4-8 原子炉格納容器圧力 (Test M-7-1) (ノード 25)

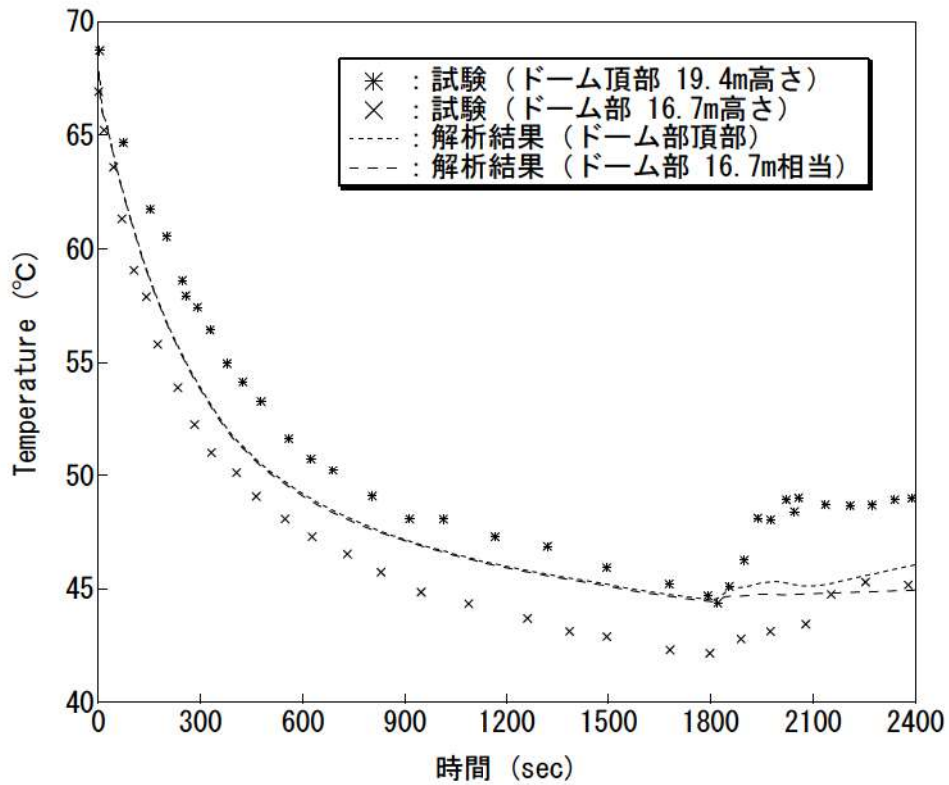


図 4-9 原子炉格納容器ドーム部雰囲気温度 (Test M-7-1) (ノード 25)

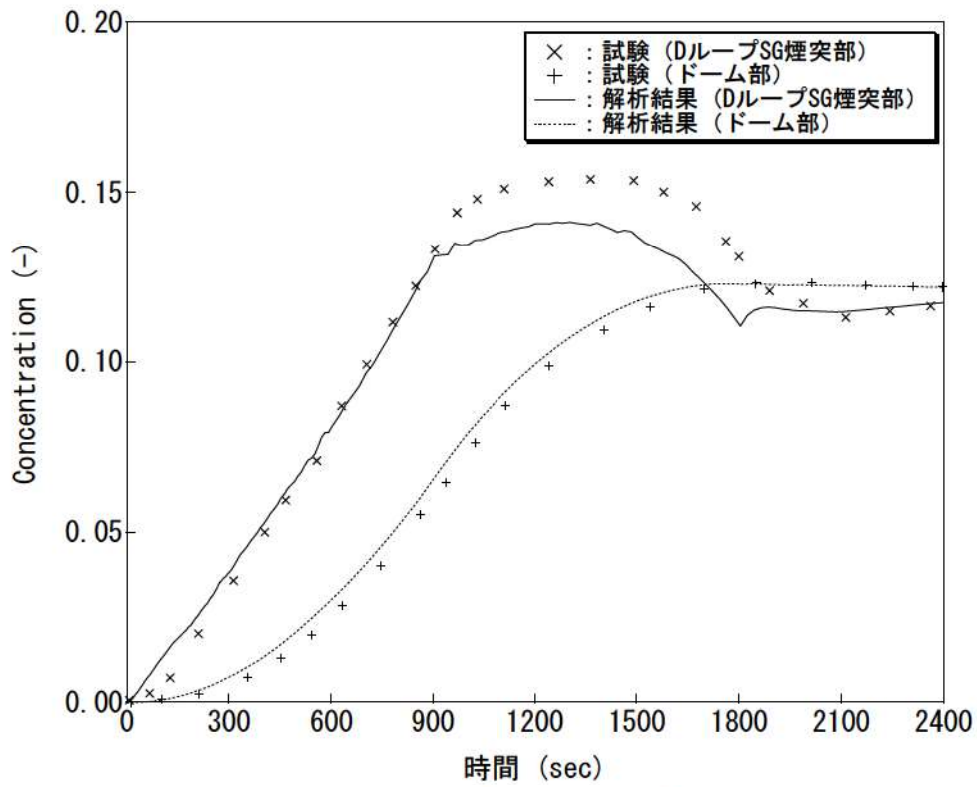
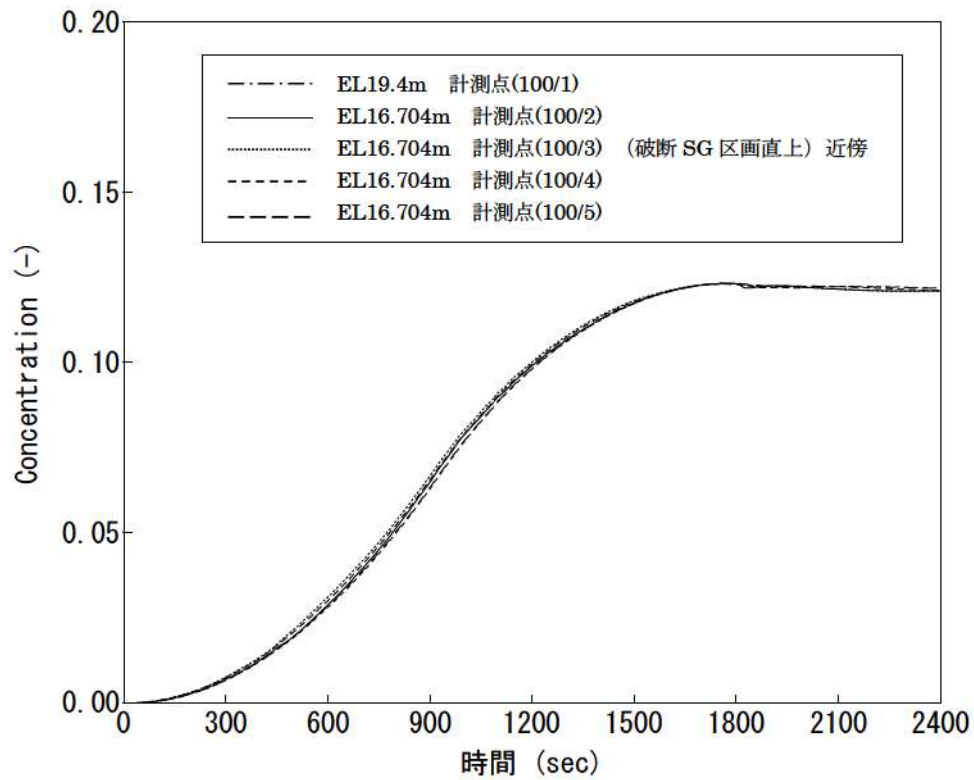
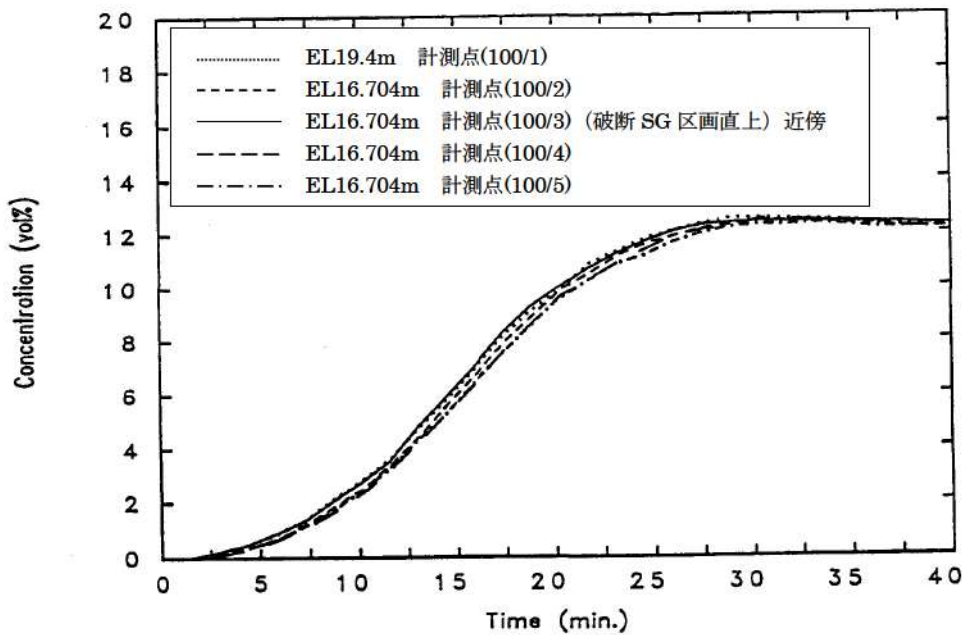


図 4-10 ノード 21、ノード 25 ヘリウム濃度 (Test M-7-1)



(a) 解析結果



(b) 試験データ

図 4-11 原子炉格納容器ドーム部へリウム濃度 (Test M-7-1) (ノード 25)

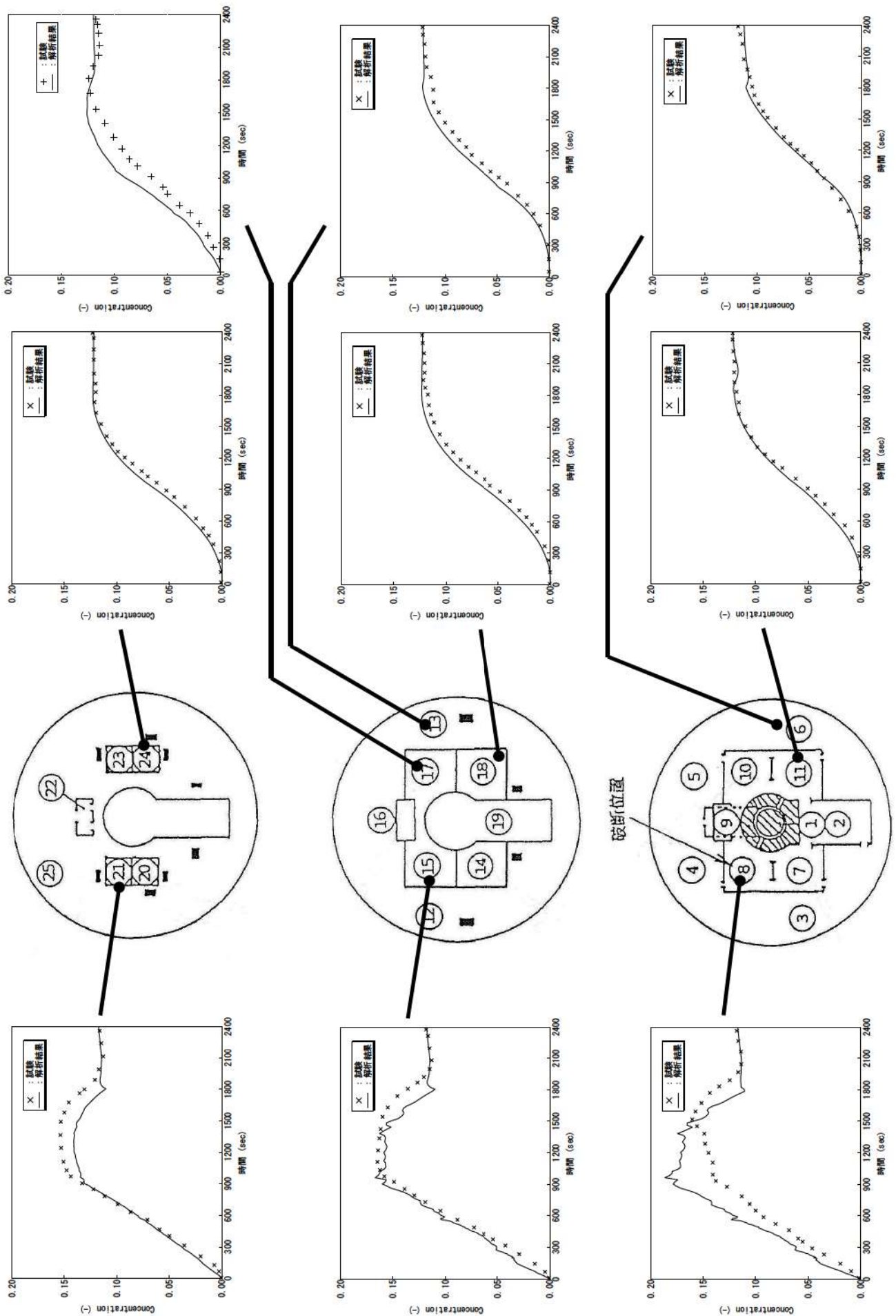
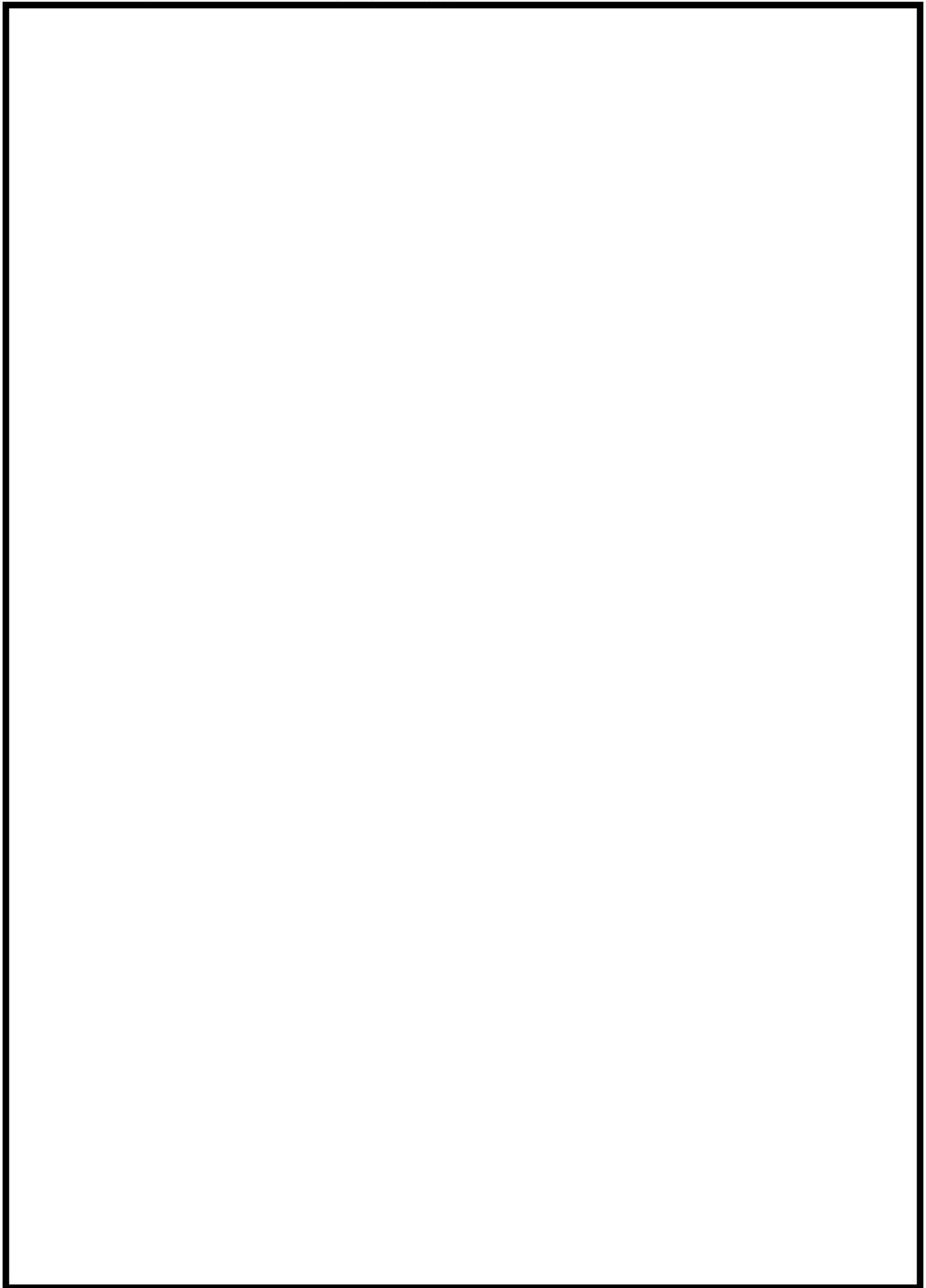


図 4-12 原子炉格納容器内各部のヘリウム濃度 (Test M-7-1)

4.2.3.2 Test M-4-3 (スプレイなし及び蒸気放出あり)





枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-3 NUPEC 試験条件 (Test M-4-3)

試験ケース	Test M-4-3
<u>初期条件</u>	
原子炉格納容器ドーム部圧力	101kPa (大気圧)
原子炉格納容器ドーム部温度	28℃
原子炉格納容器ドーム部湿度	—
外気温度	—
<u>気相 (ヘリウム及び蒸気) 放出</u>	
ヘリウム放出流量	0.027 kg/s
蒸気放出流量	0.33 kg/s
放出ヘリウム、蒸気温度	115 °C
放出期間	30 min
放出位置	D ループ 蒸気発生器基礎区画
<u>スプレイ</u>	
スプレイ流量	—
スプレイ水温	—
放出期間	—
スプレイ液滴径 (平均液滴径)	—
スプレイノズル個	—
放出位置	—

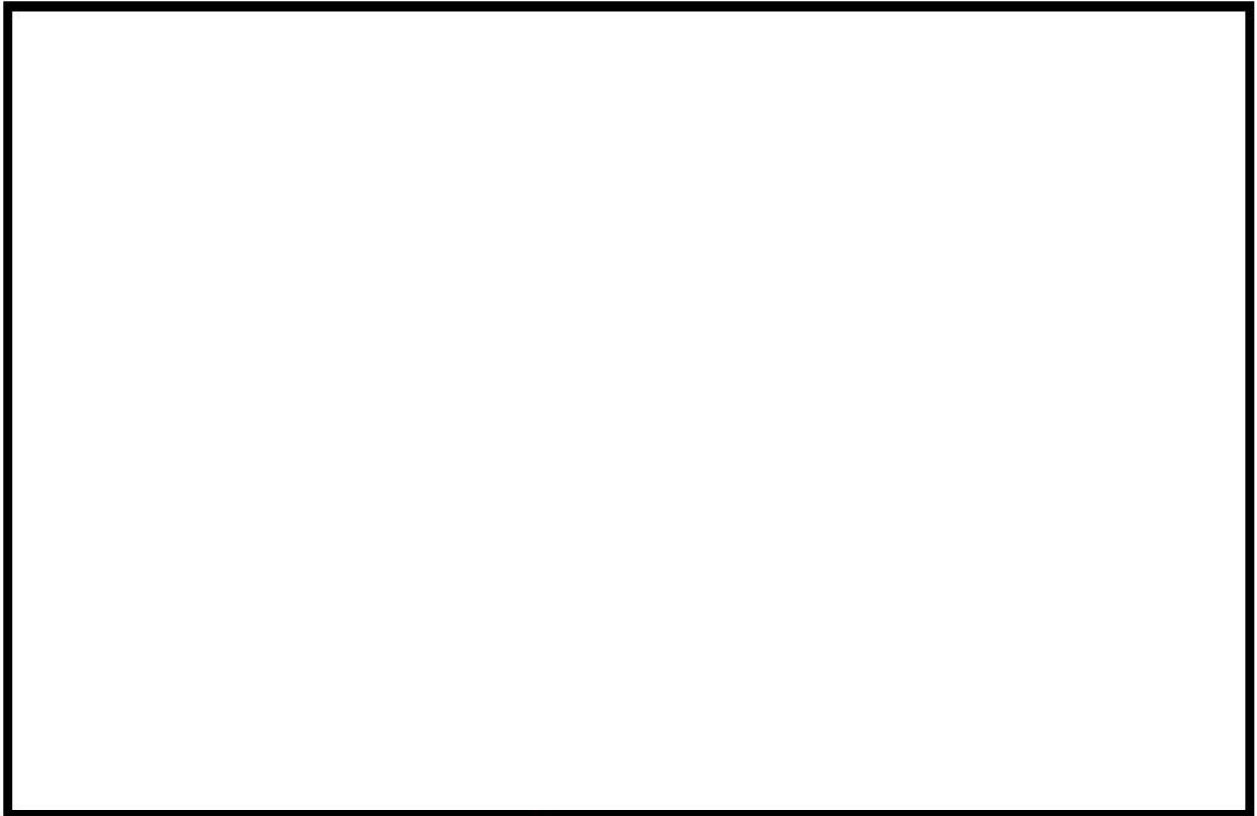


図 4-13 原子炉格納容器圧力 (Test M-4-3) (ノード 25)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

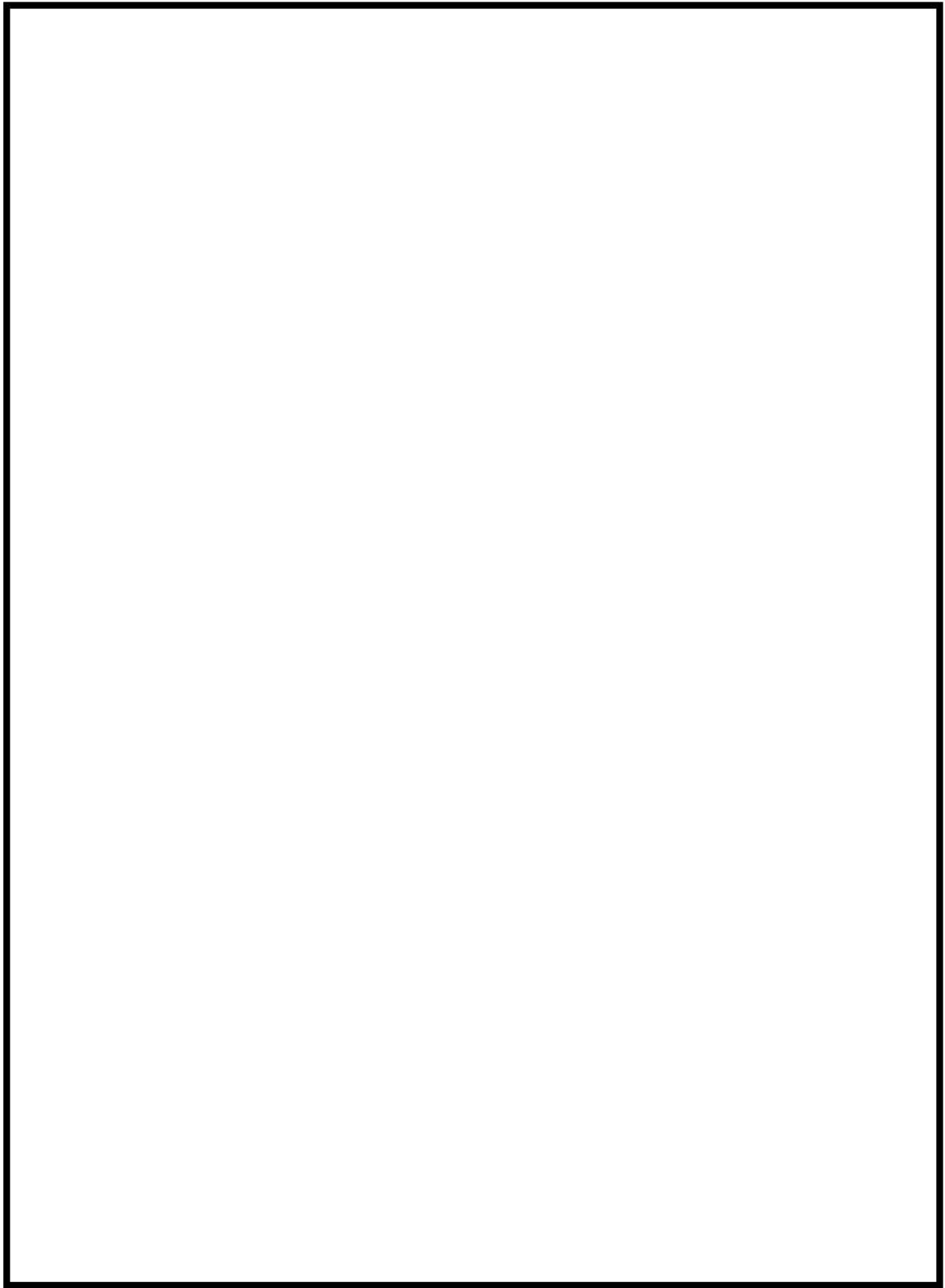


図 4-14 原子炉格納容器ドーム部雰囲気温度 (Test M-4-3)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

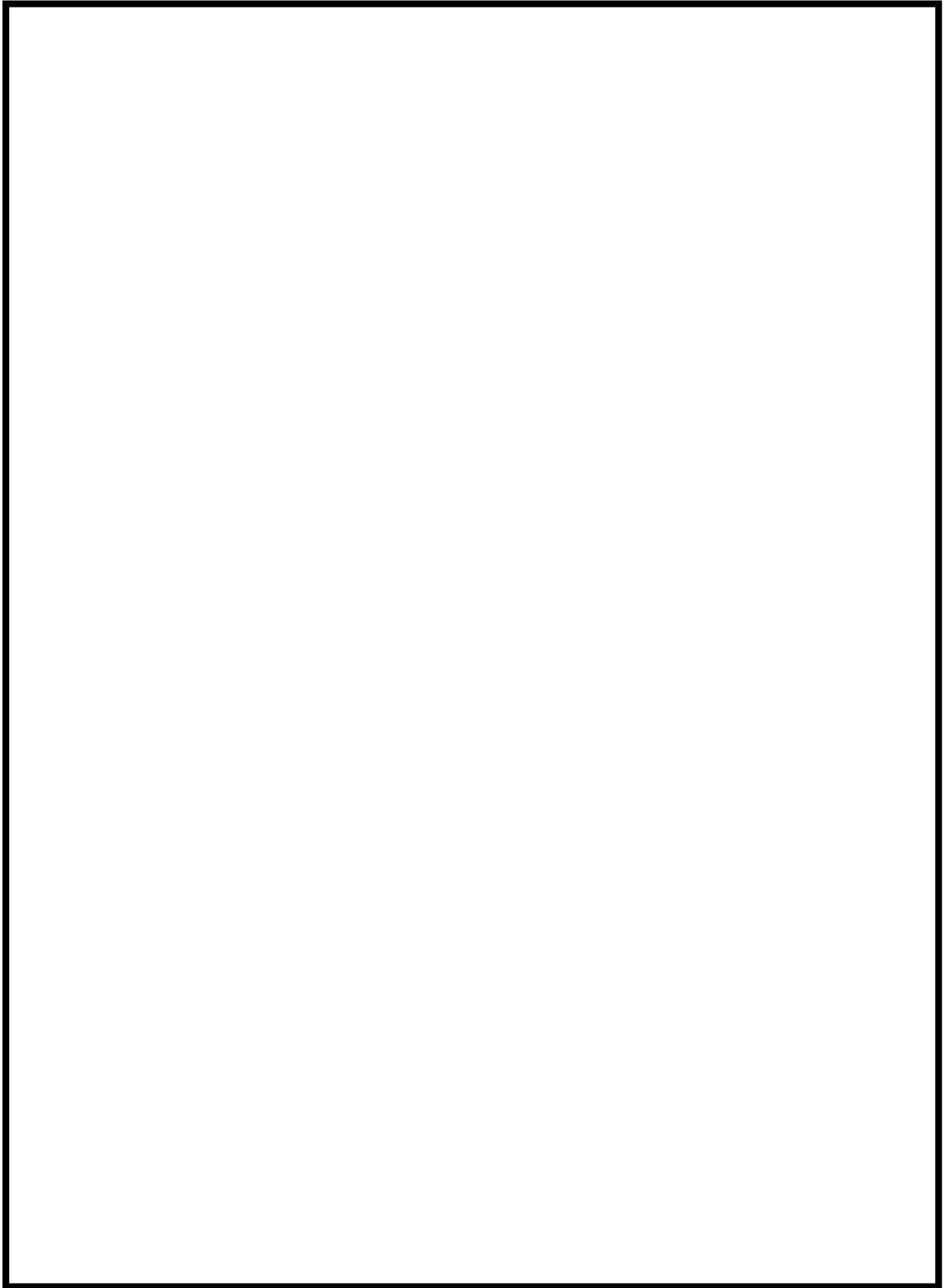


図 4-15 原子炉格納容器ドーム部ヘリウム濃度 (Test M-4-3)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

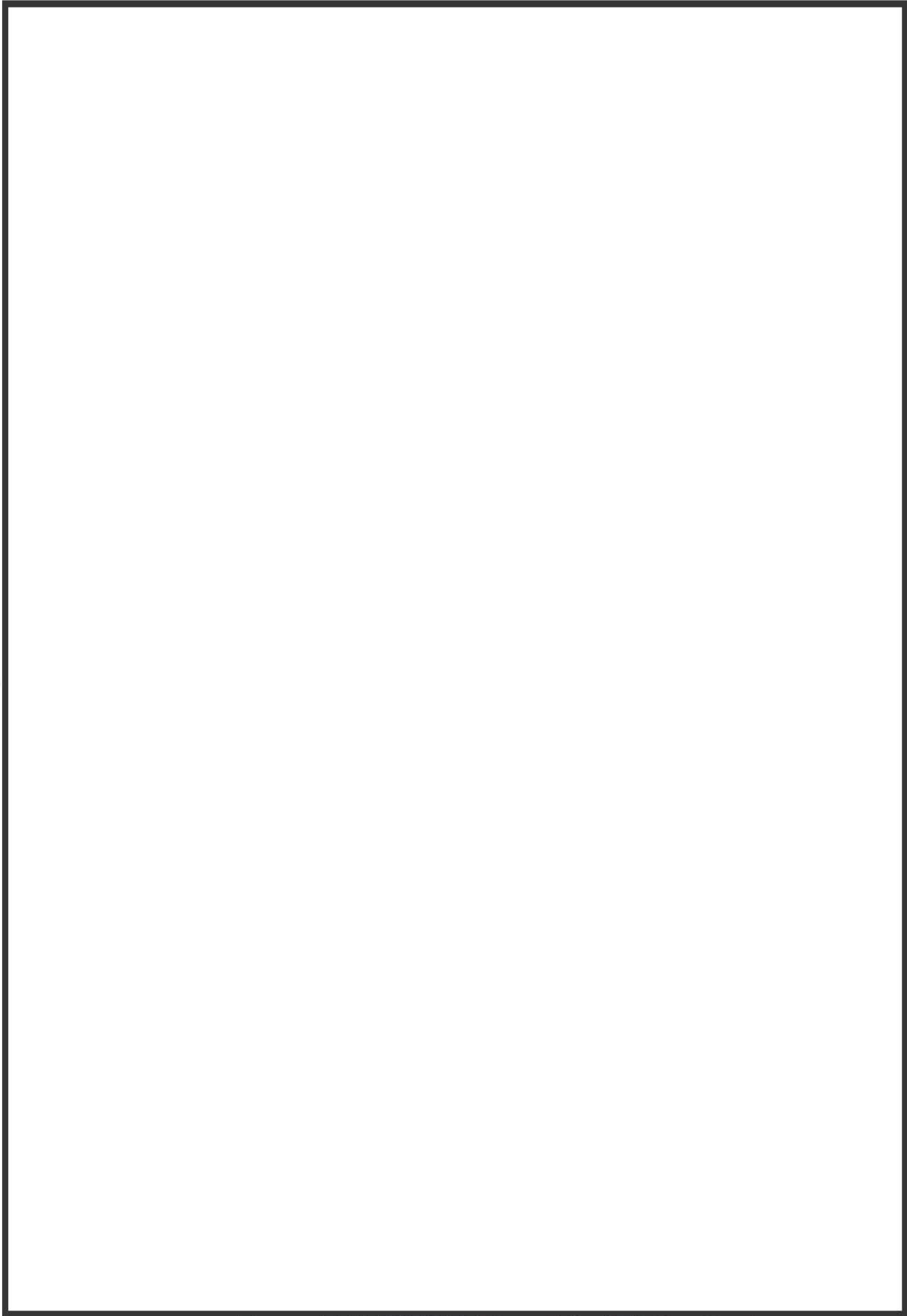


図 4-16 原子炉格納容器内各部のヘリウム濃度 (Test M-4-3)

4.2.4 NUPEC 試験におけるヘリウム濃度の検討

NUPEC 試験におけるヘリウム濃度の測定は、熱伝導度検出器を使用したガスクロマトグラフィーにより測定されている。サンプリングは、区画の中央部でスプレイ水等の影響を受けにくい測定方法が取られている。計測誤差については表 4-4（参考文献 20）のとおりであり、ヘリウム濃度計測値に大きな誤差はない。

ただし、蒸気及びヘリウムを下部区画から放出するという点において同様に実施された Test M-4-3（Test M-9-2）と Test M-7-1 の破断区画及び破断区画上部の区画におけるヘリウム濃度の比較において、ヘリウム濃度の挙動に有意な差が見られた。したがって、計測誤差以外にもヘリウム濃度の測定に影響を及ぼす要因があると考えられる。

表 4-4 ヘリウム濃度計測誤差について

Quantity	location	σ value	Unit
Temperature	Each compartment and walls	0.2	°C
Pressure	Dome top	1079 (0.011)	Pa (kg/cm ²)
	Helium, steam primary circuit	2648 (0.027)	Pa (kg/cm ²)
	Differential pressure of He,steam	132 (13.5)	Pa (mmH ₂ O)
He concentration	Each compartment	0.01x[Vol%]+0.002	Vol%

4.2.4.1 Test M-7-1 における区画 8 のヘリウム濃度の差異について

NUPEC 試験 Test M-7-1 において破断区画及び破断区画上部のヘリウム濃度の挙動のうち、破断区画（区画 8）のヘリウム濃度と破断区画上部（区画 15 等）のヘリウム濃度を比較すると、破断区画の方が破断区画上部に比べて高い濃度、若しくは同程度の濃度となっている。しかしながら、Test M-7-1 では図 4-17（参考文献 20）に示す試験結果のとおり、試験開始後 10 分（600 秒）以降から破断区画（区画 8）のヘリウム濃度よりも破断区画上部（区画 15）のヘリウム濃度が高くなっている。Test M-7-1 では 600 秒以降においても破断区画でヘリウム及び蒸気を放出しており（図 4-18（参考文献 20））、破断区画よりも破断区画上部のヘリウム濃度が高くなるというのは考えにくい。Test M-7-1 における破断区画の測定値が異なる挙動を示す理由として以下が推察される。

- a) 破断区画（区画 8）のヘリウム計測位置は、ヘリウム及び蒸気放出位置に近い。Test M-7-1 では蒸気放出を含む試験となるため、破断区画においてはサンプリングの際に蒸気凝縮による液相を採取してしまい、成分分離が不完全又は、熱伝導度を計測する際の測定に影響が出ている可能性がある。

上記のとおり、Test M-7-1 の破断区画のヘリウム濃度については、破断区画のヘリウム計測の不確かさに起因して測定値に差異が生じている可能性がある。ここで、図 4-19 に破断区画（区画 8）の試験結果と解析結果の比較図に破断区画上部（区画 15）の試験結果を追加した図を示す。解析結果は破断区画上部（区画 15）に比べてもヘリウム濃度を高めに予測しているが、試験結果においても試験開始後 5 分までは破断点のヘリウム濃度の方が高い。この傾向から、破断区画（区画 8）が破断区画上部（区画 15）よりヘリウム濃度が高い、或いは同程度であると仮定すると、解析結果とほぼ同程度のヘリウム濃度となると考えられる。

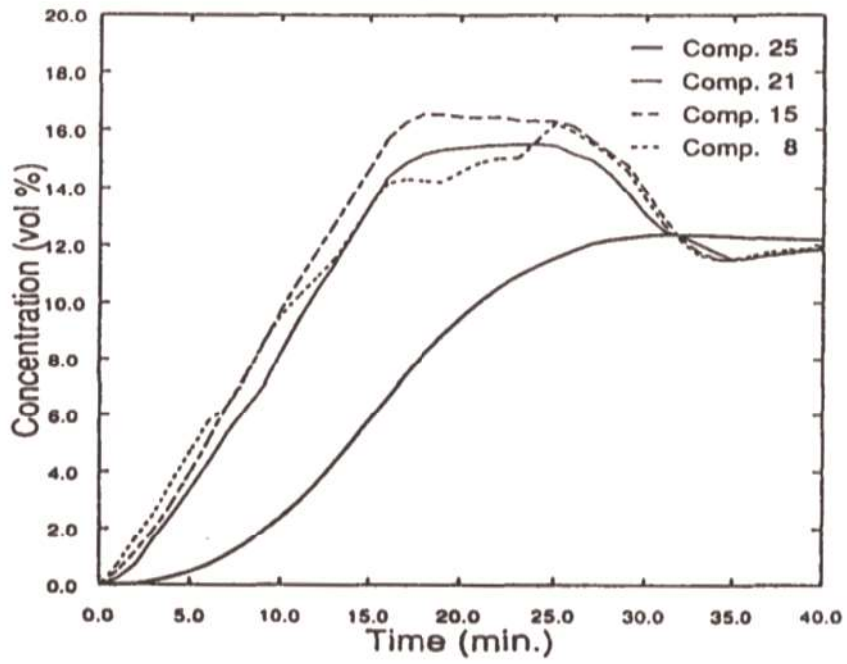


図 4-17 ヘリウム濃度 (Test M-7-1)

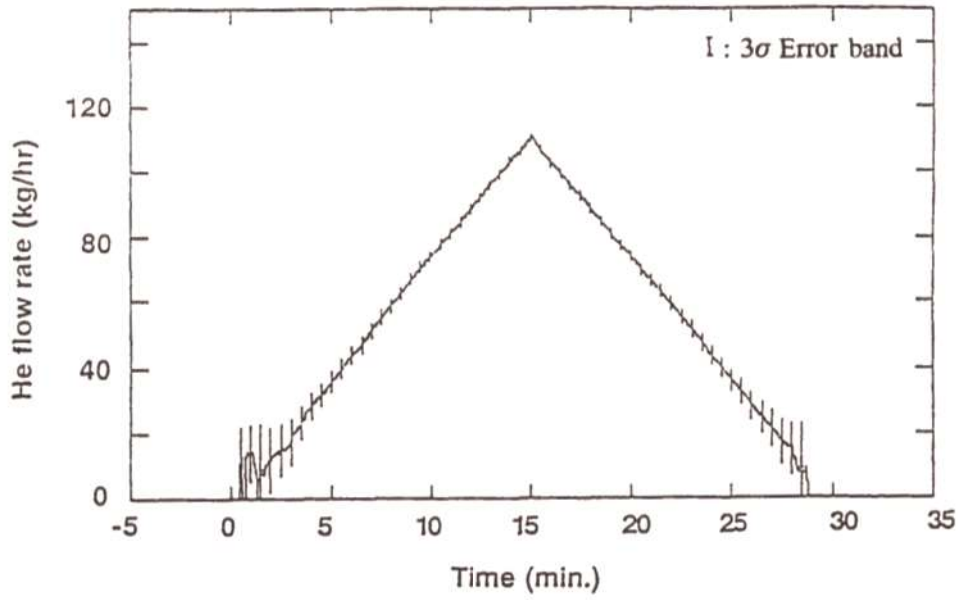


図 4-18 ヘリウム放出量 (Test M-7-1)

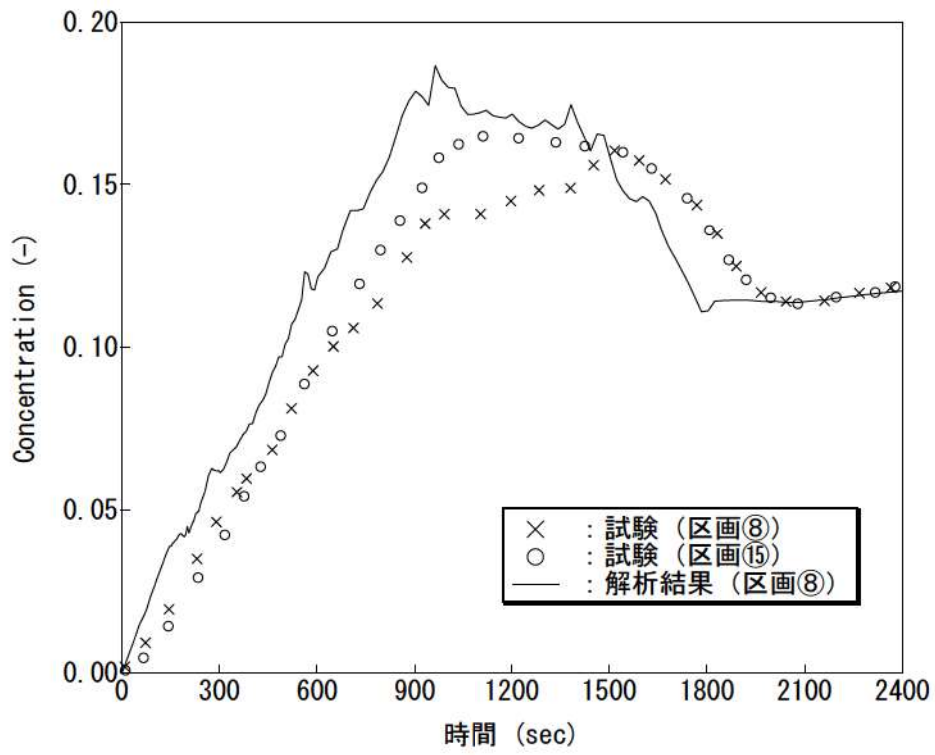


図 4-19 ヘリウム濃度比較 (Test M-7-1)

4.2.4.2 Test M-4-3 の下部区画のヘリウム濃度について

NUPEC 試験 Test M-4-3 においては解析結果のヘリウム濃度に比べ、試験結果のヘリウム濃度が全体的に高い傾向である。図 4-20 に計測グラフからの読み取り流量 (約 0.32kg/s) と試験レポートの蒸気放出量記載値 (0.33kg/s) を示す。解析では試験レポートの蒸気放出量記載値 (0.33kg/s) を使用している。このために、破断流における蒸気量を相対的に多く仮定している GOTHIC コードでは、ヘリウム濃度を試験より低く評価していると思われる。

Test M-4-3 に対する計測点の代表性確認試験として、ヘリウム放出、蒸気放出量、及び放出区画が同条件となる試験 Test M-9-2 が行われている。図 4-21 に、全体的な挙動に対し支配的である原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度を比較すると、Test M-4-3 のヘリウム濃度が全体的に高くなっている。Test M-9-2 で実測の蒸気放出量は 0.33kg/s であり、Test M-4-3 に対し実施した GOTHIC コードの解析と同じ破断蒸気流量である。また、Test M-9-2 は Test M-4-3 と初期温度が異なるが、初期温度はヘリウム濃度に対し有意な影響がないことから、破断蒸気流量の整合性の観点を重視し、Test M-4-3 として実施した GOTHIC コードの解析と Test M-9-2 の試験結果を以降に比較する。

破断区画 (区画 8)、破断区画上部 (区画 15)、及び原子炉格納容器ドーム部における解析結果と試験結果 (Test M-4-3, Test M-9-2) との比較を図 4-22～図 4-24 に示す。解析結果はヘリウム濃度を全体的に低めに予測しているが、Test M-9-2 と一致する傾向となり、また、過渡から平衡に至るまでのヘリウム濃度の時間変化を良好に予測している。次に、下部区画のヘリウム濃度に対し Test M-9-2 との比較を図 4-25 に示す。破断区画及び破断蒸気発生器区画において GOTHIC コードによる予測がやや過小評価となっているが、隣接する外周部では良好な一致或いはわずかに過大傾向である。したがって、GOTHIC コードは再現試験となる Test M-9-2 に対し原子炉格納容器内のヘリウム分布を適切に予測しているものと判断できる。

以上により、Test M-4-3 の解析では、試験計測値に不確かさが残るものの、解析結果が Test M-9-2 と一致する傾向であり、過渡から平衡に至るまでのヘリウム濃度の時間変化を良好に予測していることから、GOTHIC コードは区画間の熱的挙動及びヘリウム拡散挙動を適切に評価できているといえる。



図 4-20 NUPEC Test M-4-3 の放出蒸気流量



図 4-21 ヘリウム濃度比較 (Test M-4-3, Test M-9-2)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

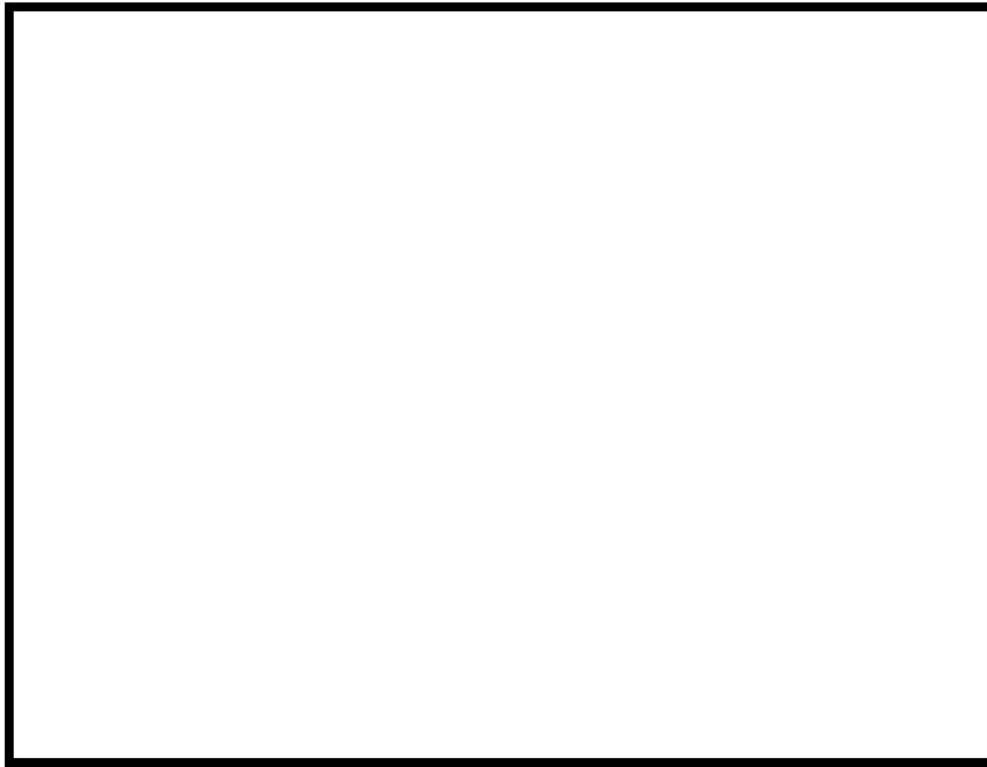


図 4-22 破断区画（区画⑧）ヘリウム濃度



図 4-23 破断区画上部（区画⑮）ヘリウム濃度

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



図 4-24 原子炉格納容器ドーム部ヘリウム濃度

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

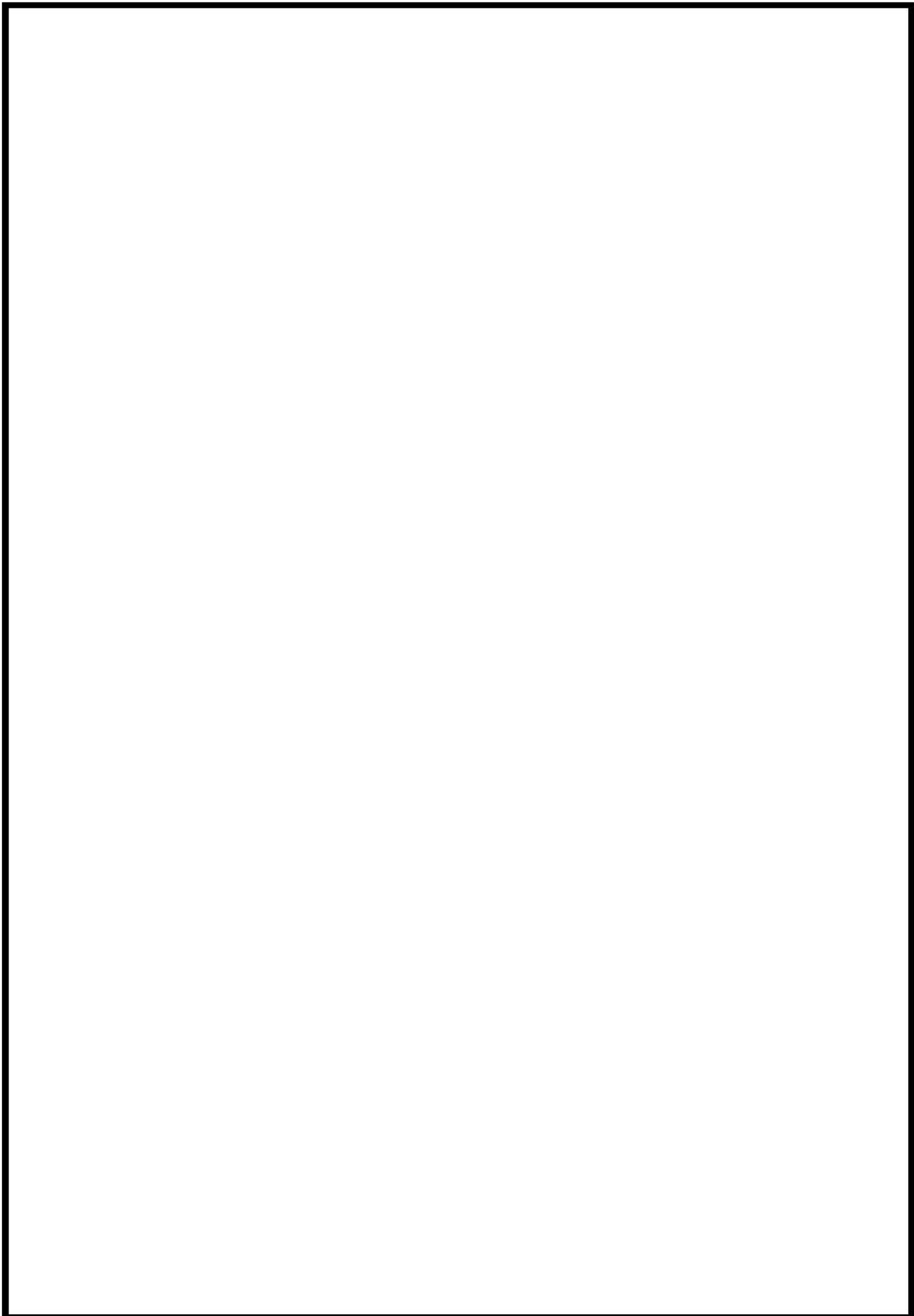


図 4-25 原子炉格納容器内各部のヘリウム濃度 (解析 : M-4-3、試験結果 : M-9-2)

4.3 構造材凝縮熱伝達モデルの感度検討

4.3.1 NUPEC 試験解析における構造材凝縮熱伝達モデルの感度解析について

NUPEC 試験解析では主として原子炉格納容器内の流動、非凝縮性ガスの拡散及び混合挙動のコード予測性を検討するため、構造材への熱伝達についてはより最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用する。一方、実機プラントの解析では、原子炉格納容器内での構造材ヒートシンク効果による蒸気凝縮を大きめに見積り、ウェット換算水素濃度を高めに予測するためにより保守的な構造材熱伝達モデル (Gido-Koestel モデルと内田モデルの最大値に保守ファクタとして を乗じる) を適用する。ここでは、NUPEC 試験のうち代表ケースとなる Test M-7-1 を対象に、適用する構造材熱伝達を実機プラントモデルとした場合の感度影響について確認する。なお、これら凝縮熱伝達モデルについては 3.3.2 章にて説明する。

原子炉格納容器ドーム部の圧力、雰囲気温度及びヘリウム濃度について、ベースケース (DLM-FM モデル) と感度ケース (Gido-Koestel モデルと内田モデルの最大値に保守ファクタとして を乗じる) を、図 4-26 ～ 図 4-28 に比較する。感度ケースでは構造材への凝縮熱伝達が大きくなることから圧力が低下する傾向になるが、その低下量はわずかである。これは、原子炉格納容器雰囲気除熱にはスプレー冷却と構造材ヒートシンクが寄与するが、前者がより支配的となることから構造材の凝縮熱伝達モデルの影響が相対的に軽微となるためである。同様に、原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度及びヘリウム濃度についてもモデル間の差異は小さい。

以上より、NUPEC 試験解析では、実機プラント解析で用いる構造材の凝縮熱伝達モデルについて、より最適評価性の高い DLM-FM モデルを用いているが、水素燃焼の重要事故シーケンスとして選択される「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗 (格納容器スプレー成功)」に対してはその影響が軽微であるものと判断される。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

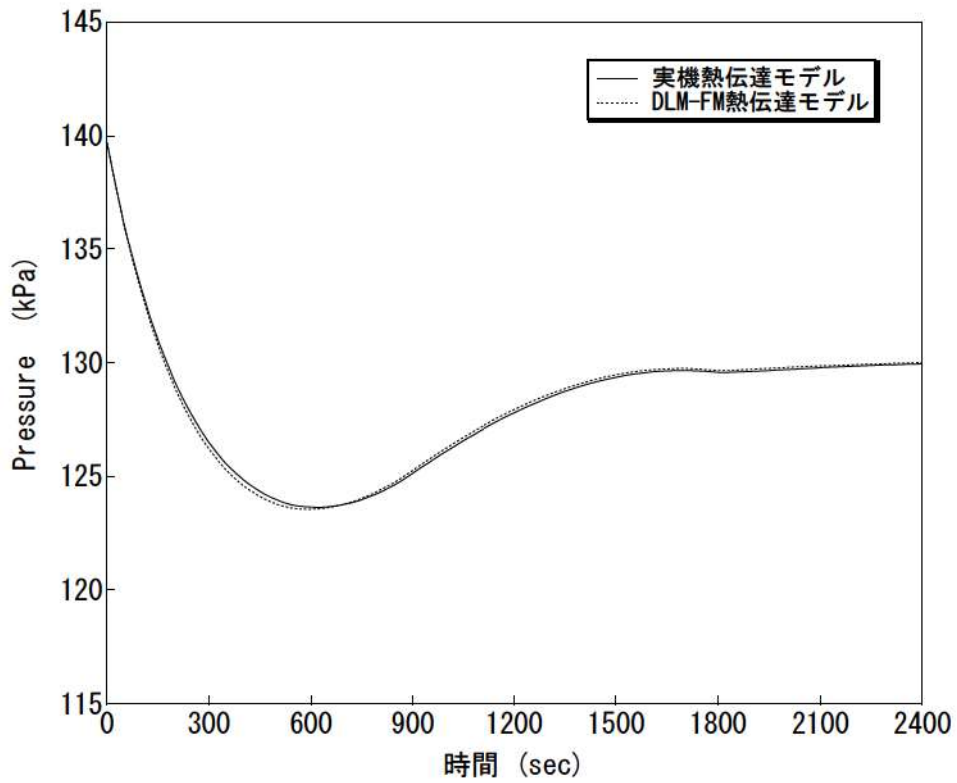


図 4-26 原子炉格納容器圧力 (Test M-7-1、構造材熱伝達モデル感度ケース)

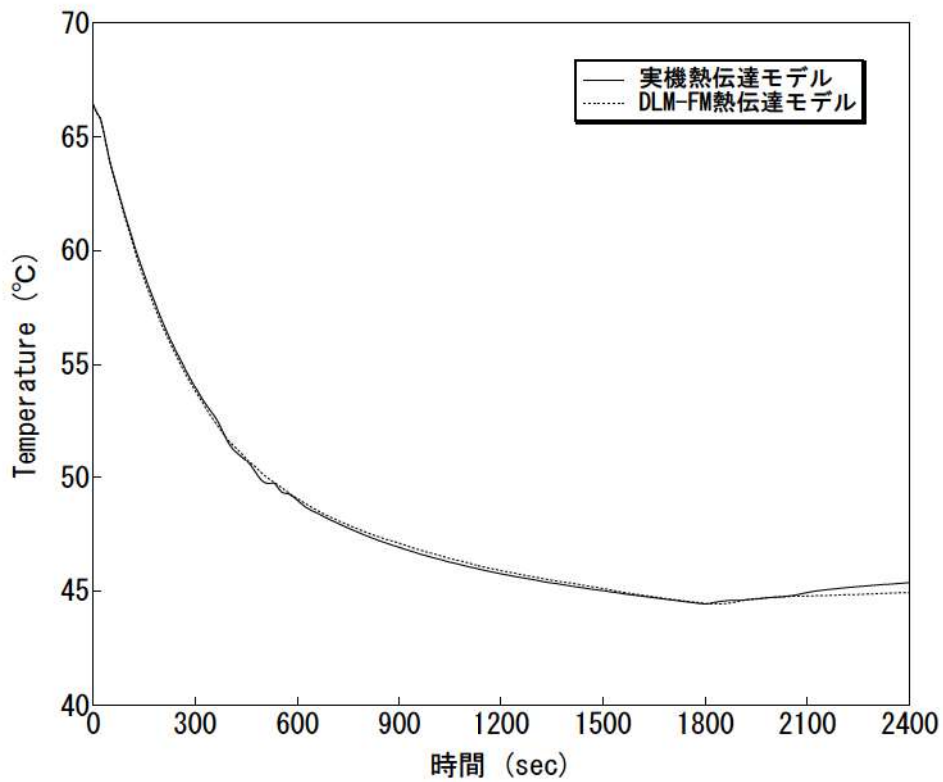


図 4-27 原子炉格納容器ドーム部雰囲気温度 (Test M-7-1、構造材熱伝達モデル感度ケース)

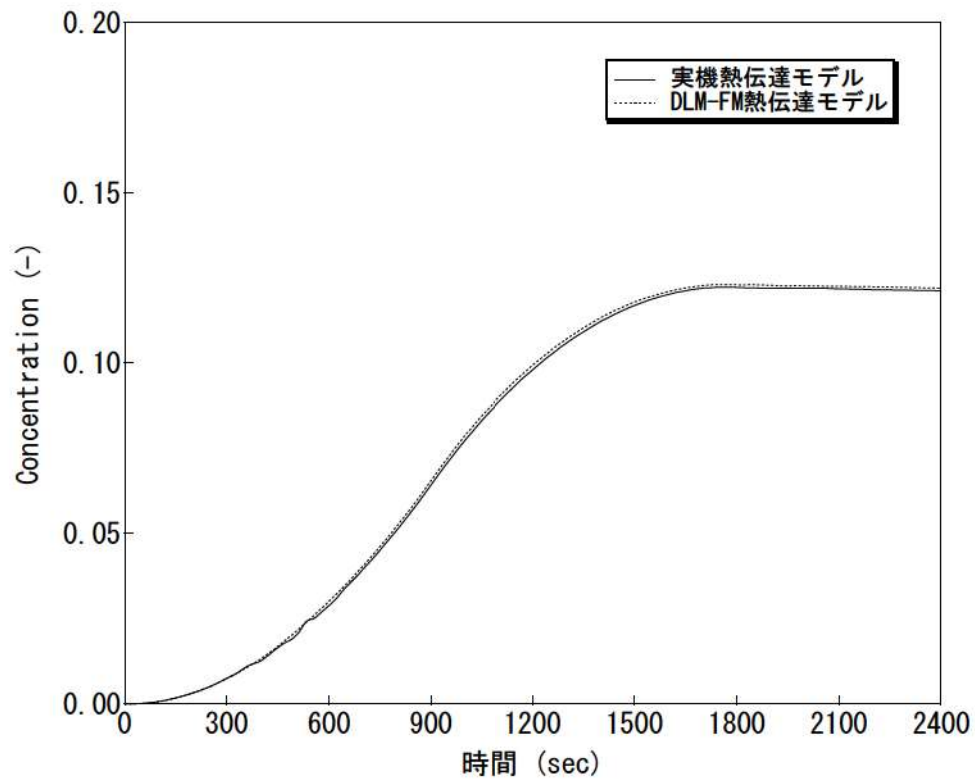


図 4-28 原子炉格納容器ドーム部ヘリウム濃度 (Test M-7-1、構造材熱伝達モデル感度ケース)

4.4 熱伝達試験との比較

実機プラントにおける重大事故等対策の有効性評価では Gido-Koestel (参考文献 7) と内田 (参考文献 5) の最大値に保守性を考慮した凝縮熱伝達係数を適用している。これは、当該モデルの安全解析等への使用実績が多く、また保守的に凝縮係数を大きくすることで蒸気凝縮を促進させ、ウェット水素濃度を保守的に評価するためである。

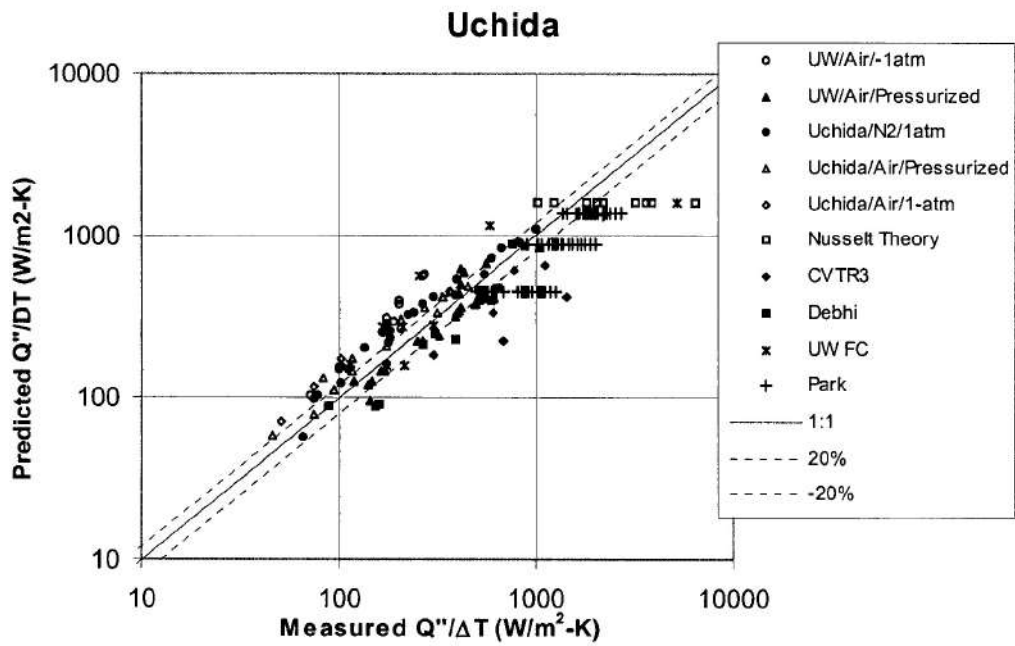
Gido-Koestel モデルは、対流による熱及び物質伝達のアナログに基づく凝縮に加え、構造材表面液膜の流れによる伝熱促進効果を考慮している。このため、非凝縮性ガスの存在下、かつ飽和あるいは過熱環境においても適用可能である。スプレー起動により原子炉格納容器内の雰囲気は飽和に近づき、当該条件下で使用実績の高い内田による凝縮熱伝達が適用される。実機プラントの解析では、特に空間体積の大きな原子炉格納容器ドーム部でスプレーが継続することから、内田による飽和凝縮モードが支配的となる。内田モデルによる予測と実験データとの比較を図 4-29 に示す。このうち、実機解析において見られるオーダーは $10^1 \sim 10^3 (\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K})$ のオーダーであり、過熱状態などにより極端な逸脱を含む試験を除けば、誤差はおおむね $\pm 40\%$ 程度に収まる。

実機プラントの解析では、上記モデルによる凝縮熱伝達係数に を乗じることで凝縮を過大に仮定し、ウェット水素濃度を高めに評価することを指向している。これは原子炉格納容器内の雰囲気と構造材に温度差が生じる期間に有効となる。ただし、有効性評価のシナリオではスプレーが継続してこれによる凝縮が支配的となること、また、長時間の評価となり、特に原子炉格納容器ドーム部については雰囲気と構造材が熱平衡に漸近することからその影響は限定的である。

一方、凝縮熱伝達モデルとして最適評価性の高い Diffusion Layer Model FM (DLM-FM) が GOTHIC コード内に内蔵されている (参考文献 8)。同モデルは、構造材表面の液膜の擾乱及び構造材表面近傍の気相部におけるミストの存在を考慮することで予測精度を向上させている。図 4-30 に、各種の実験におけるヒートシンク表面の凝縮レートの測定値対 DLM-FM の予測値を示す。凝縮レートの予測は、測定値に対し高い精度で合致しており、95%以上が $\pm 20\%$ の予想精度に含まれていることから、その最適評価性は十分に高い。

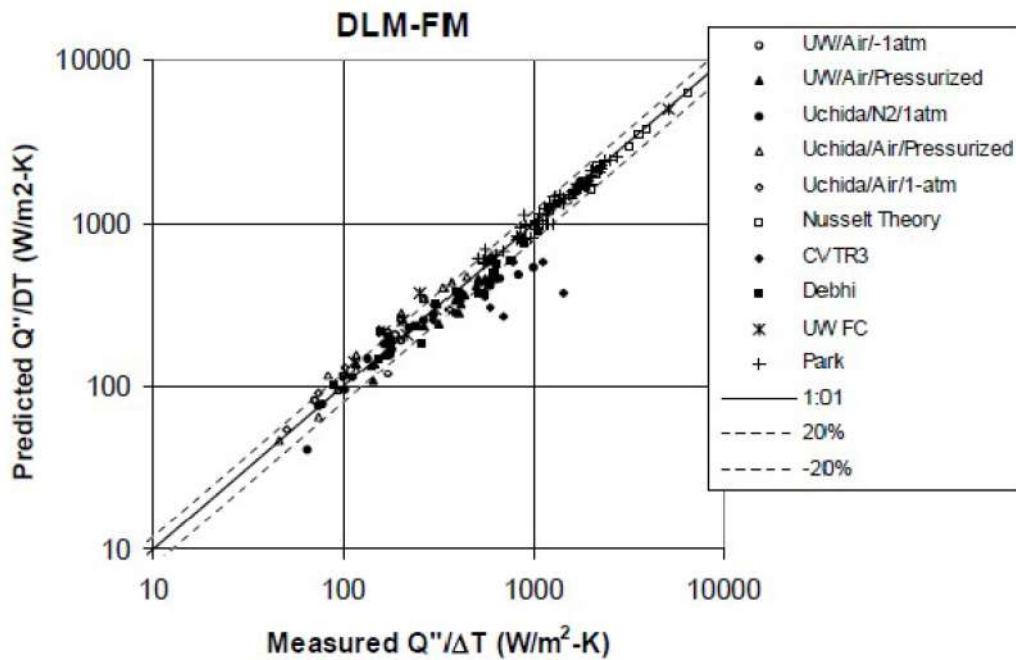
なお、NUPEC 試験検証においては、構造材表面の凝縮熱伝達係数として DLM-FM モデルを適用している。これは、同試験ではスプレー冷却が支配的となるが、ヒートシンクとなる構造材との熱授受が気相の対流挙動に与える影響は無視できるものではないため、最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用してヒートシンク伝熱に係る不確かさを小さくすることで、流動に係るコードモデルの適用性を評価するためである。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Qualification Report, Figure 5-42

図 4-29 内田凝縮相関式の実験予測特性



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Qualification Report, Figure 5-40

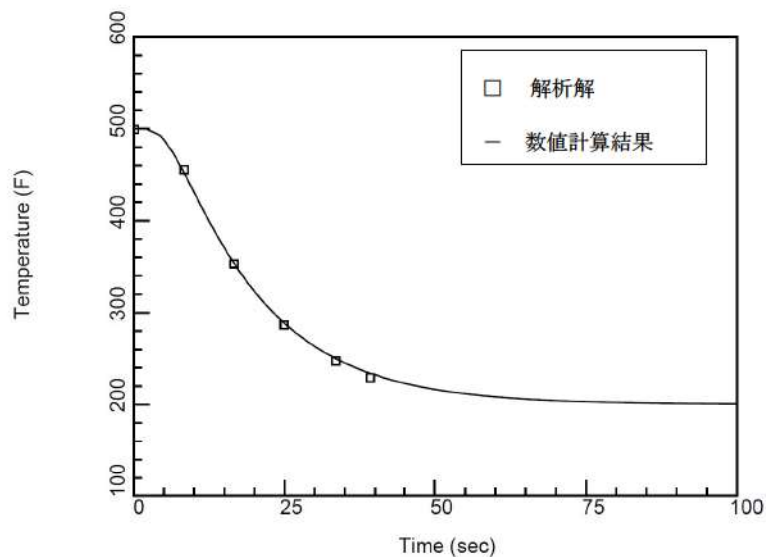
図 4-30 DLM-FM の実験予測特性

4.5 熱伝導解析解との比較

コード開発元により、1次元熱伝導に対する解析解とGOTHICコードによる複数の形状（平板、円柱、円筒）による熱構造材の温度変化の予測に対し比較が行われている（参考文献 21）。これは、熱構造材の片面に一定の熱流束を与え、もう片面を温度一定とするものである。この仮定により、熱構造材の温度履歴及びプロファイルが解析解として得られる。図 4-31に、評価条件及び解析解と数値計算結果の比較を示す。数値計算結果は良好に解析解と一致している。

これより、GOTHICコードに組み込まれる伝熱モデルが適切に構造材内部の熱伝導を解くことが検証された。

- ・ 熱伝導率 = $k = 12. \text{ Btu/hr-ft-R}$
- ・ 比熱 = $c_p = 0.1 \text{ Btu/lbm-R}$
- ・ 密度 = $\rho = 400. \text{ lbm/ft}^3$
- ・ 円柱直径 = 2. in ※円柱の場合。
- ・ 初期温度 = 500. F
- ・ 流体温度 = 200. F



出典：EPRI Product 1013072, GOTHIC Qualification Report, Figure 4-8

図 4-31 1次元熱伝導モデルと解析解の比較

4.6 PAR 特性検証

4.6.1 PAR による水素処理性能評価式の組み込み

水素処理設備となる PAR について、製造元が供給する水素処理に係る性能評価式が G O T H I C コードに適切に組み込まれていることを以下に検証する。

PAR の水素処理に関する性能評価式は3.3.5節にて説明したとおりである。同性能評価式を G O T H I C コードに組み込み、コードが計算する水素の再結合率（ここでは水素処理速度と同義とする）を、想定される事故時環境の範囲で理論値と比較し、その誤差が十分に小さいことを検証している。解析では一定の区画を定義し、その雰囲気における酸素及び水素の体積比と圧力を定義する。同区画の水素濃度（体積比）を連続的に増加させ、コードで計算される水素処理速度と性能評価式で得られる値とを比較する。圧力条件 1.5bar 及び 4.0bar において、G O T H I C コードによる組み込み計算結果と性能曲線による値の比較を図 4-32及び図 4-33に示す。結果を統計処理した理論値対予測を比較した結果、G O T H I C コードに組み込まれる性能評価式は理論値に対し、誤差 0.3%以内という結果により良好に再現していることが確認でき、PAR の水素処理に関する特性式はG O T H I C コードに適切に組み込まれていることが検証された。

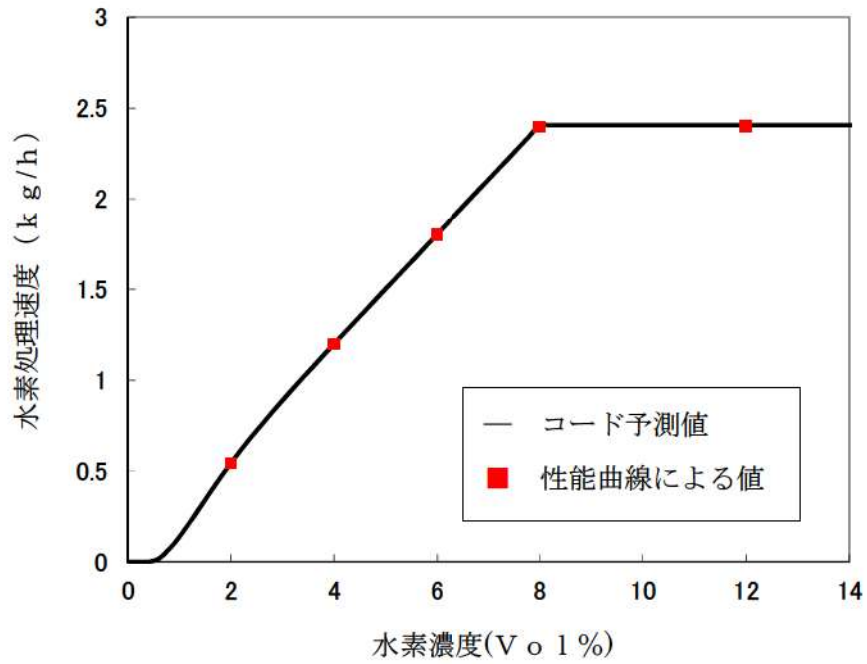


図 4-32 1.5bar における PAR 性能曲線組み込み結果

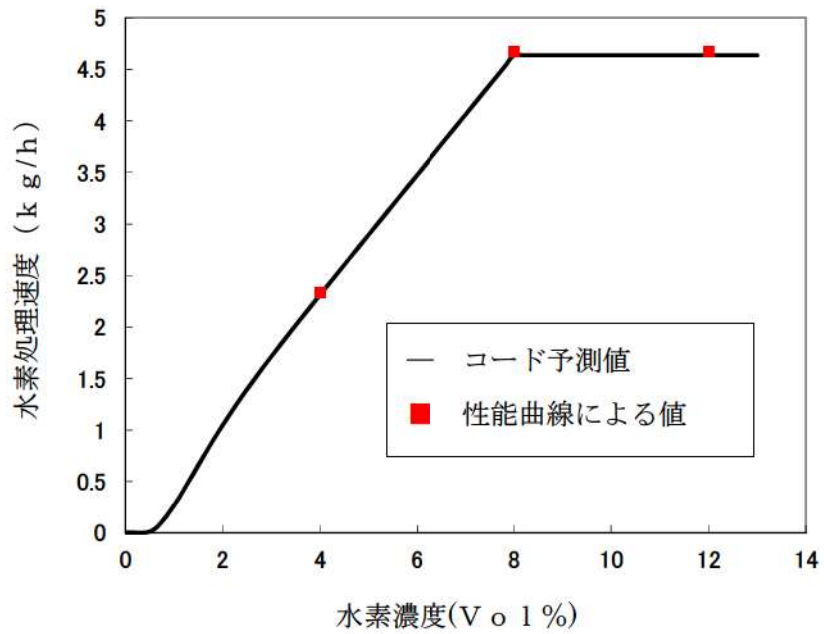


図 4-33 4.0bar における PAR 性能曲線組み込み結果

4.6.2 THAI 試験

有効性評価に使用する PAR の性能評価式は THAI 試験（参考文献 22）において検証されている。THAI 試験のうち、HR 試験はドイツ連邦経済技術省の後援により、ドイツエッシュボルンの Becker Technologies GmbH（ドイツの委託研究工学及びプラント製造会社）により THAI 格納容器試験設備で行われた。うち、容器内に PAR のみを設置し、水素を流入させることで PAR による水素処理性能及び容器内の流体状況を計測した HR-3 試験に対し、GOTHICコードにより実験解析を行う。これにより、有効性評価における PAR 模擬及び空間分割手法の妥当性を示す。

4.6.2.1 THAI 試験条件及び設備

THAI 試験のうち、HR-3 試験の試験条件を表 4-5 に示す。試験は、水素放出時における PAR による水素処理能力及び水素放出を停止し自然循環による処理能力を確認している。試験で使用した圧力容器、水素処理設備及び各種計測設備、水素放出条件を以下に示す。また、THAI 試験と実機プラントとの条件比較を表 4-6 に示す。

(1) 圧力容器

HR 試験シリーズで使用した圧力容器を図 4-34 及び図 4-35 に示す。これは総体積 60m³、高さ 9.2m、直径 3.2m のステンレス鋼製容器である。最高許容圧力は 180℃において 14bar である。

(2) 水素処理設備及び計測設備

HR-3 試験では、圧力容器内部に AREVA 社の商用 PAR が取り付けられている。また、水素濃度及び温度の計測位置を図 4-36 に示す。

(3) 水素放出

表 4-5 に示すように、HR-3 試験では 4 つの時間帯により水素の放出状況が異なる。PAR が作動開始するまでは試験容器に低流量の水素を放出する。PAR 作動後は水素注入量を試験条件に切り替え、水素濃度及び水素再結合割合が増加する様子を測定する（Phase 1）。PAR 入口の水素濃度がおおよそ 5.8vol% に到達したことを確認すると水素注入を一度中断して、PAR の処理による水素濃度の減少を測定する（Phase 2）。水素処理により、PAR 入口の水素濃度がおおよそ 0.75vol% に到達後、再び水素注入を開始し、自然発火に至るまで水素濃度を上昇させたのち（Phase 3）、水素放出を停止する（Phase 4）。水素注入流量の変化を図 4-37 に示す。

4.6.2.2 実験結果と PAR 性能評価式との比較

試験容器内部に温度計及び水素体積比計を配置し、試験容器内の温度や水素体積比の分布を確認している。PAR の入口及び出口に設置した水素体積比計、PAR 入口部の流速計等の測定パラメー

タより試験時の PAR 単体の水素除去割合 (g/s) を求め、試験時の試験容器内の計測圧力を入れた PAR 性能評価式による水素除去割合 (g/s, kg/h) との比較を行った結果、図 4-38のとおりよく一致する結果が得られた。

4.6.2.3 GOTHICコードによる解析結果と試験との比較

(1) 解析モデル

THAI 試験の実験解析を、実機における水素燃焼解析において適用している GOTHICコードにより実施した。

GOTHICコードによる THAI 試験設備のモデル化は、試験容器を 1 区画の集中定数系ノードにより模擬する 1 区画評価と (図 4-39)、多区画分割による多区画評価を実施した (図 4-40)。

なお、いずれの評価においても構造材への熱伝達については、最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用する。PAR モデルは、試験装置の再現として適切な高さに配置し、水素の再結合率は AREVA 社より提供された相関式を入力条件として与える。境界条件は容器下部の水素放出位置に設定し、試験条件に設定されたデータを与える。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(2) 解析結果

A. 1 区画模擬による解析結果

① 圧力

容器圧力の解析結果と試験データとの比較を図 4-41に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考えられる。しかし、試験では開始 92 分後に水素の燃焼による急激な圧力上昇が、また、92 分後以降においては試験データと比較して解析結果の圧力が高めに推移する傾向となっている。この原因として、試験においては Phase 3 で PAR の自然発火が生じているのに対し、解析においては水素の燃焼を模擬しないことから、解析では急激な圧力上昇は見られないこと、また容器内に存在する非凝縮性気体が多く残ることから圧力が下がらないものと考えられる。

② 温度

容器内の各高さ位置における雰囲気温度の解析結果と試験データとの比較を図 4-42に示す。解

析では PAR の排気が PAR 設置区画内に一様に拡散するよう模擬し、影響は軽微であるが区画における水素濃度を過小評価することで、水素処理量及び処理に伴う発熱を過小評価する傾向にある。また、燃焼を模擬しないことから容器内の発生熱量は少なく評価されるものの、結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考ええる。

試験においては開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により、容器上部で急激な温度上昇が見られるが、解析では水素の燃焼を模擬していないことからこの挙動は見られない。

解析は容器を 1 区画で模擬していることから、解析結果はおよそ試験結果の平均温度を再現することとなるが、試験では容器下部は水素処理による発熱の影響を受けにくいことから解析結果に比べて低い傾向を示している。

③ 水素濃度

容器内の各高さ位置における水素濃度の解析結果と試験データの比較を図 4-43 に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考ええる。

試験においては開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により水素濃度が減少するのに対し、解析では水素の燃焼を模擬していないことから、開始 92 分以降においては水素濃度が解析結果の方が試験データに比べて高く推移することとなる。また、その傾向については図 4-44 から確認でき、解析結果は試験結果と比較して、PAR による水素処理量の積分値が少なく、一方容器内に残留している水素量を多く予測する。

B. 多区画模擬による評価

① 圧力

容器圧力の解析結果と試験データとの比較を図 4-45 に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測しており、解析結果と試験データの差異の原因については 1 区画模擬での議論と同様である。

② 温度

容器内の各高さ位置における雰囲気温度の解析結果と試験データとの比較を図 4-46 に示す。下部サンプル区画と水素放出区画を除いて解析結果は試験データに比べ全体的に低い温度傾向となっている。その原因としては、解析では PAR の排気が PAR 設置区画に一様に拡散するよう模擬し、影響は軽微であるが区画における水素濃度を過小評価することで、PAR による水素処理量及び処理に伴う発熱を過小評価する傾向にある。また、Phase 3 以降で見られる水素の燃焼を模擬していないことから発生熱量を少なく予測する。さらに、区画分割を実施したことにより、各所の対流熱伝達に基づくヒートシンクによる除熱が過大に評価されることによるものと考えられる。これは 1 区画模擬による結果と比較することでも推測が可能である。なお、1 区画模擬での議論と同様、試

験では開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により、容器上部で急激な温度上昇が見られるが、解析では水素の燃焼を模擬していないことからこの挙動は見られない。

③ 水素濃度

容器内の各高さ位置における水素濃度の解析結果と試験データの比較を図 4-47に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考ええる。

試験では水素注入を停止する期間 (Phase 2 及び Phase 4) において、水素供給領域及び内部シリンダに水素が滞留している。これは、下部水素供給領域からの水素供給及び PAR により発生する上昇流れと、上部領域の下降流れとが拮抗することで、下部の水素供給領域を介さずに中間領域の外周部のみで循環流れが発生してしまうためであると考えられる。



水素濃度の過渡変化としては 1 区画模擬での議論と同様、試験においては開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により水素濃度が減少するのに対し、解析では水素の燃焼を模擬していないことから、開始 92 分以降においては水素濃度が解析結果の方が試験データに比べて高く推移することとなる。その傾向は図 4-48からも確認でき、解析結果は試験結果と比較して、PAR による水素処理量の積分値が少なく、一方容器内に残留している水素量を多く予測する。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-5 HR-3 の試験条件

項目	数値
初期条件	
初期圧力	0.1485MPa (1.485bar)
初期温度	29.9℃
湿度及びガス組成	RH0%、水素無し
水素注入条件	<p><u>Phase 1</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 0～7 分 H₂ 注入量：0.24g/s ・ 7～18 分 H₂ 注入量：0.48g/s ・ PAR 入口水素濃度が 5.8vol% となった段階で水素注入停止 <p><u>Phase 2</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 18～78.3 分：注入なし <p><u>Phase 3</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 78.3～92.7 分 H₂：0.485g/s ・ PAR 入口水素濃度が 6.7vol% となり燃焼開始段階で水素注入停止 <p><u>Phase 4</u></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 92.7～213.7 分：注入なし

表 4-6 THAI 試験条件と実機プラント条件の比較

体系	THAI 試験条件 (HR-3)	3 ループプラント	コメント
PAR		実機向け PAR	
PAR 設置位置		蒸気発生器煙突部(原子炉格納容器ドーム部)、外周部	
PAR 台数		5 台	
再結合率		約 1.2kg/h/台	
容器 (体積)		約 67,400m ³ (原子炉格納容器体積)	
圧力		0.4MPa[gage]未満	
温度		50～約 140℃	
水素濃度		平均 13vol%未満	
蒸気濃度		0～100%	
スプレイ		10.6g/s/m ³ (NaOH 含む)	
水素放出量		770kg	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

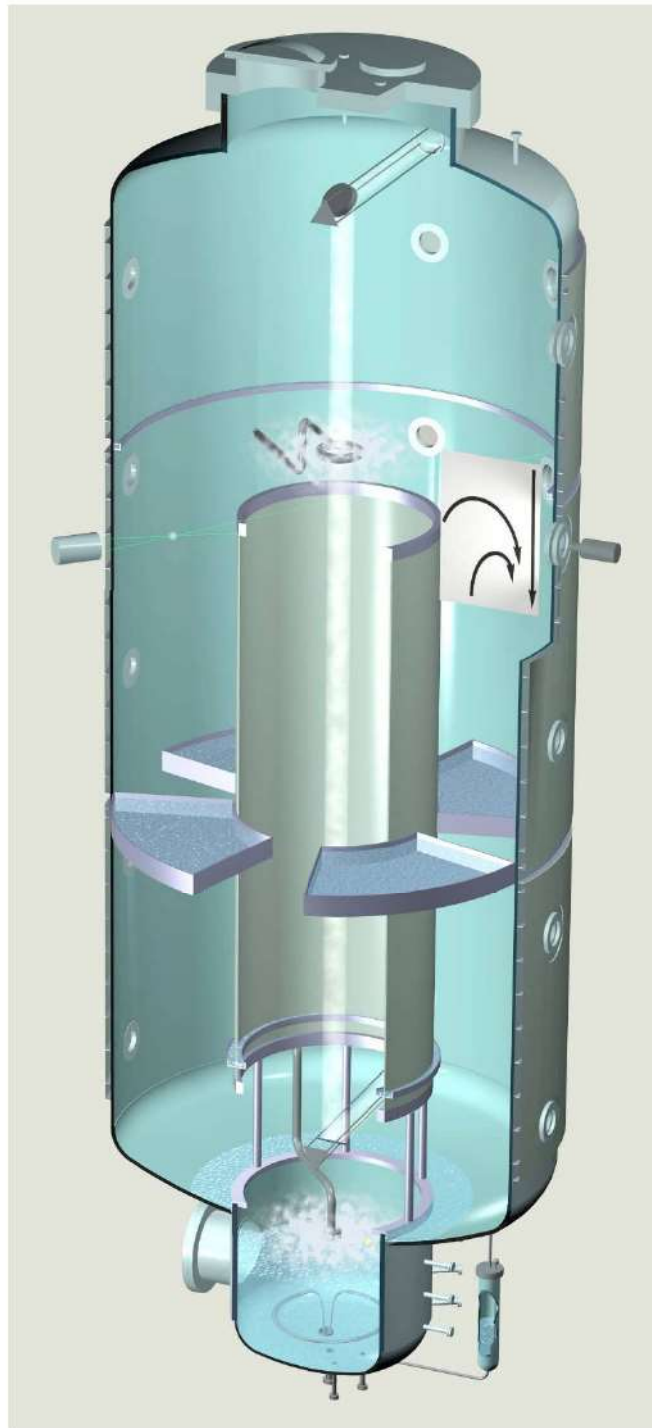


図 4-34 HR 試験設備概要

注：内部の円筒の上半分及び付随する水平板は、HR-3 試験では取り外されている。

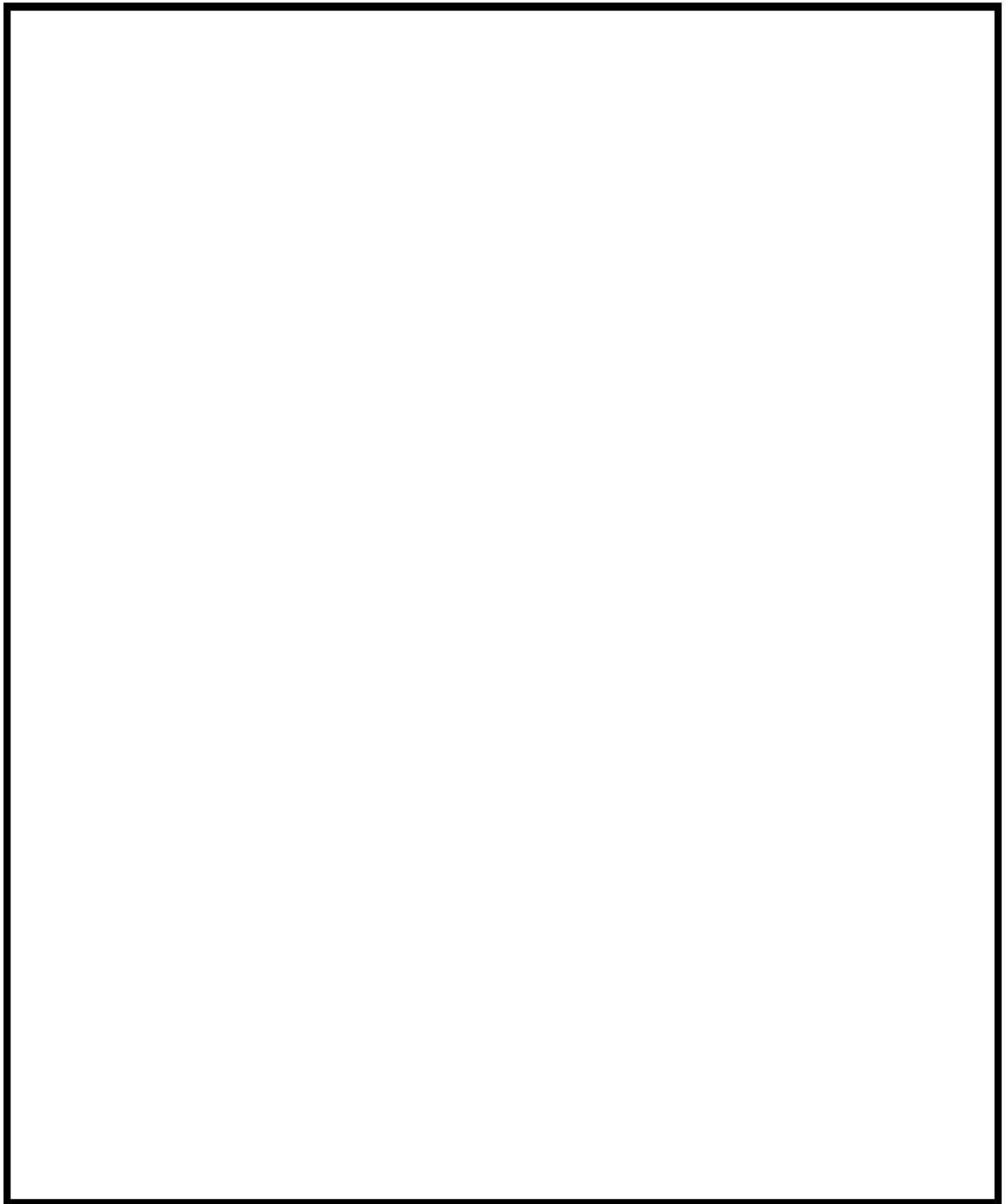


図 4-35 HR 試験設備寸法

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

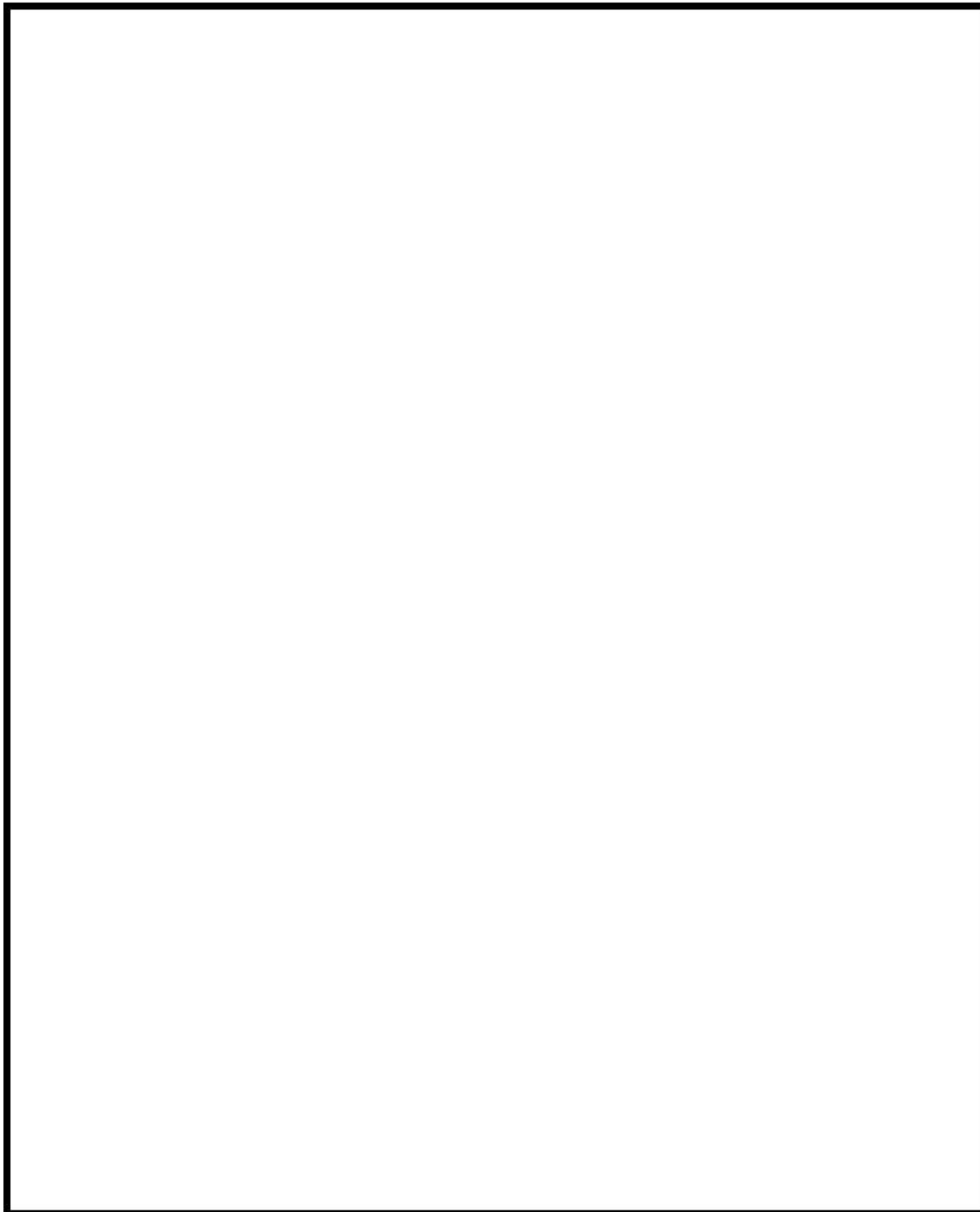


図 4-36 THAI 試験装置及び水素濃度計及び温度計の設置場所

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

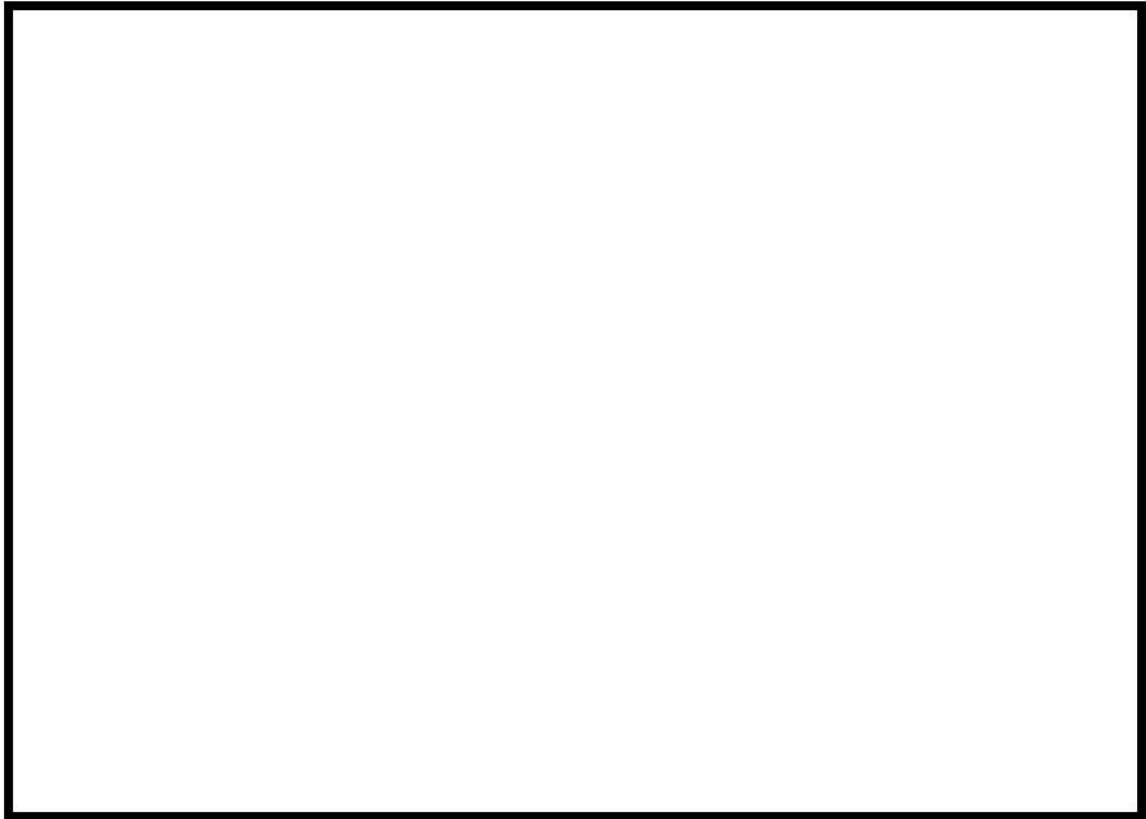


図 4-37 HR-3 試験水素注入流量

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

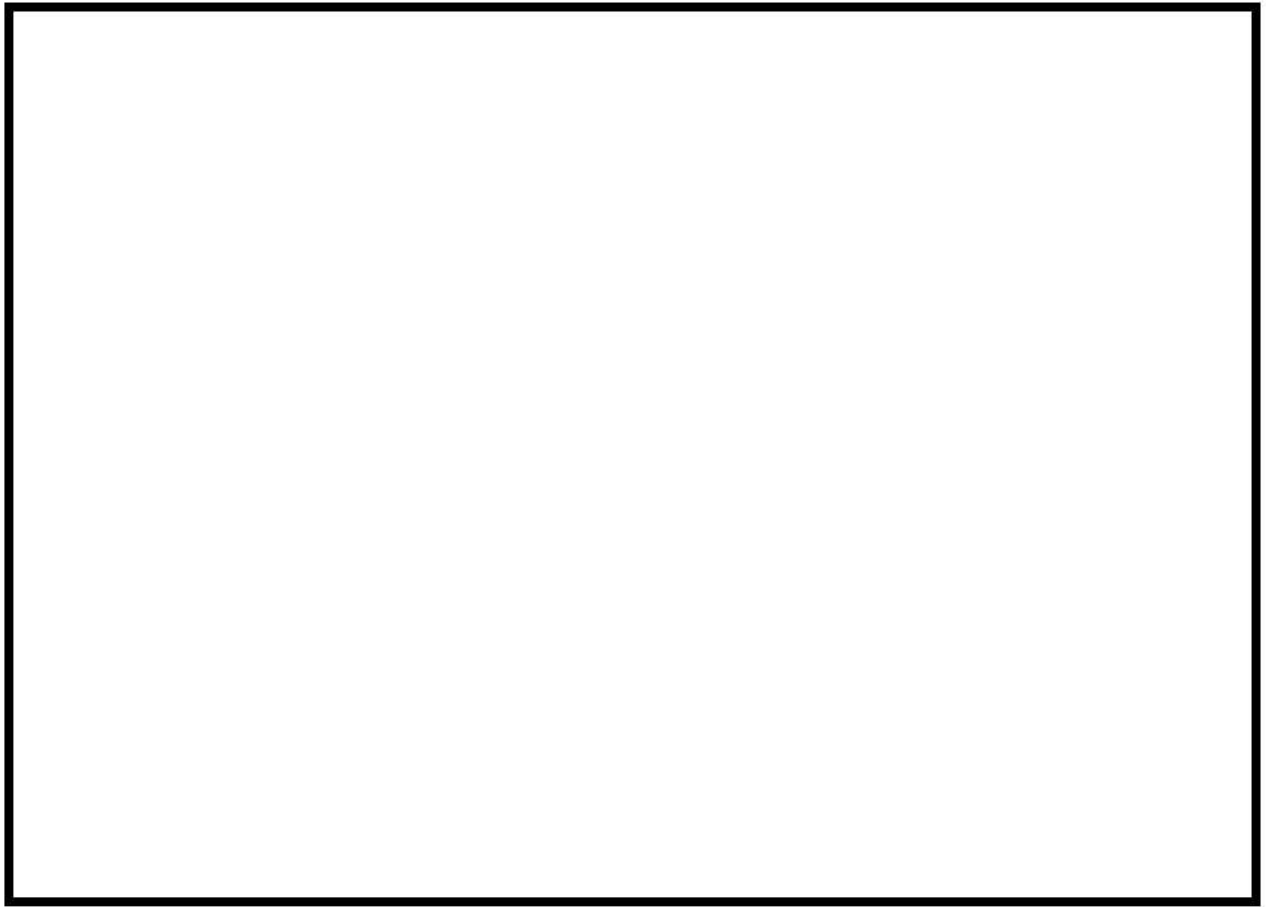


図 4-38 水素除去率の評価式と試験の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

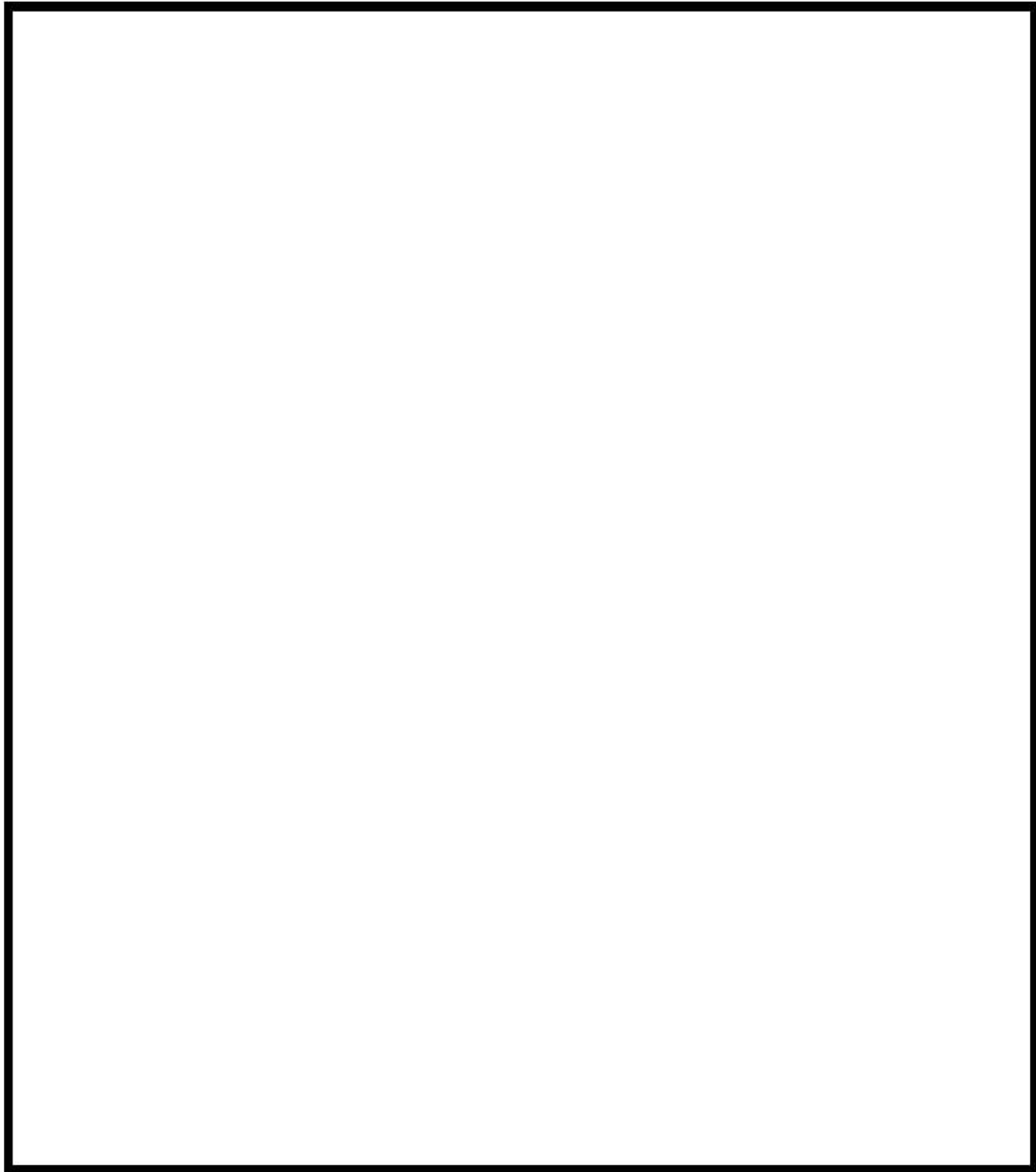


図 4-39 THAI 試験 (HR-3) のGOTHICコードによるノーディング (1 区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

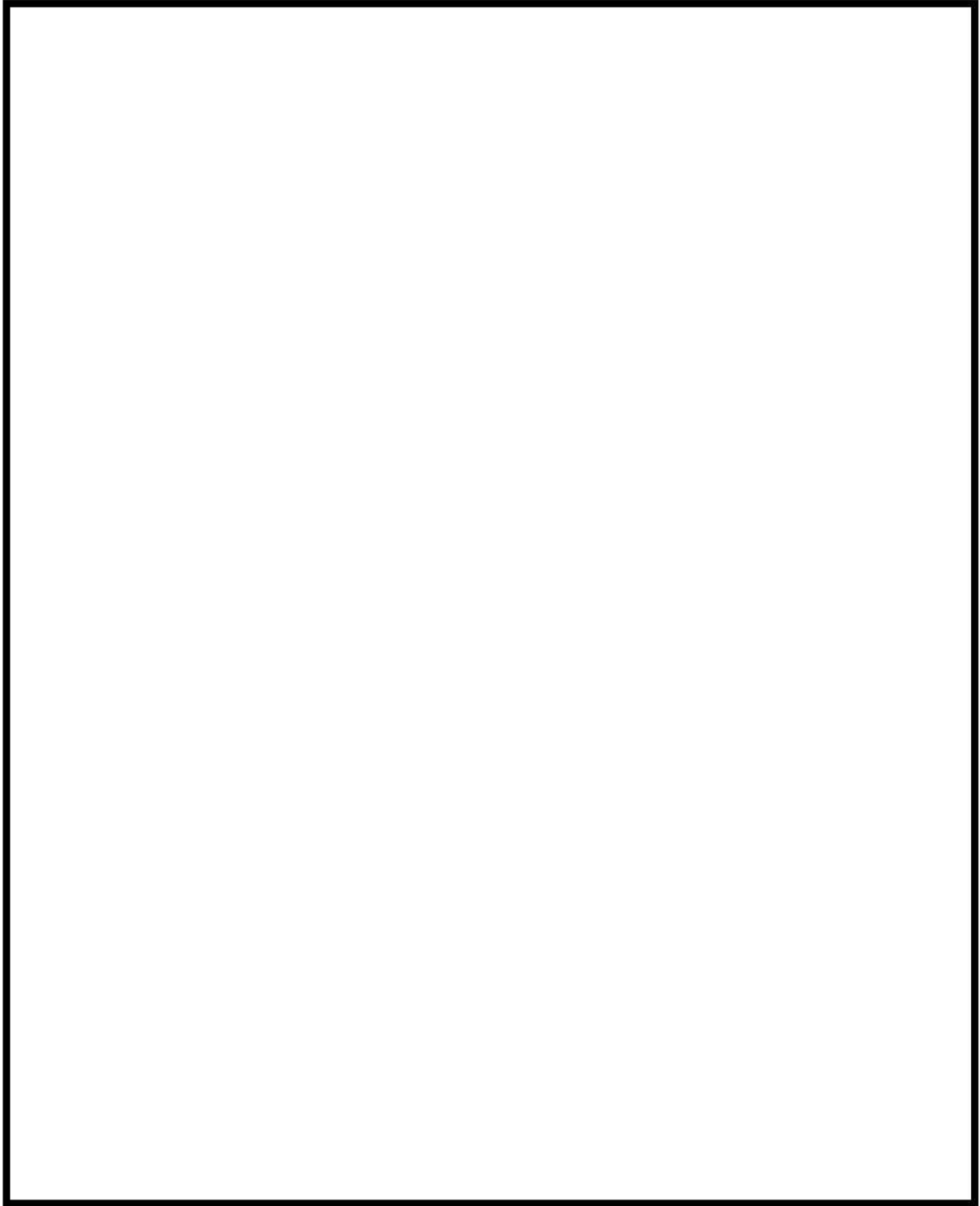


図 4-40 THAI 試験 (HR-3) のGOTHICコードによるノーディング (多区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

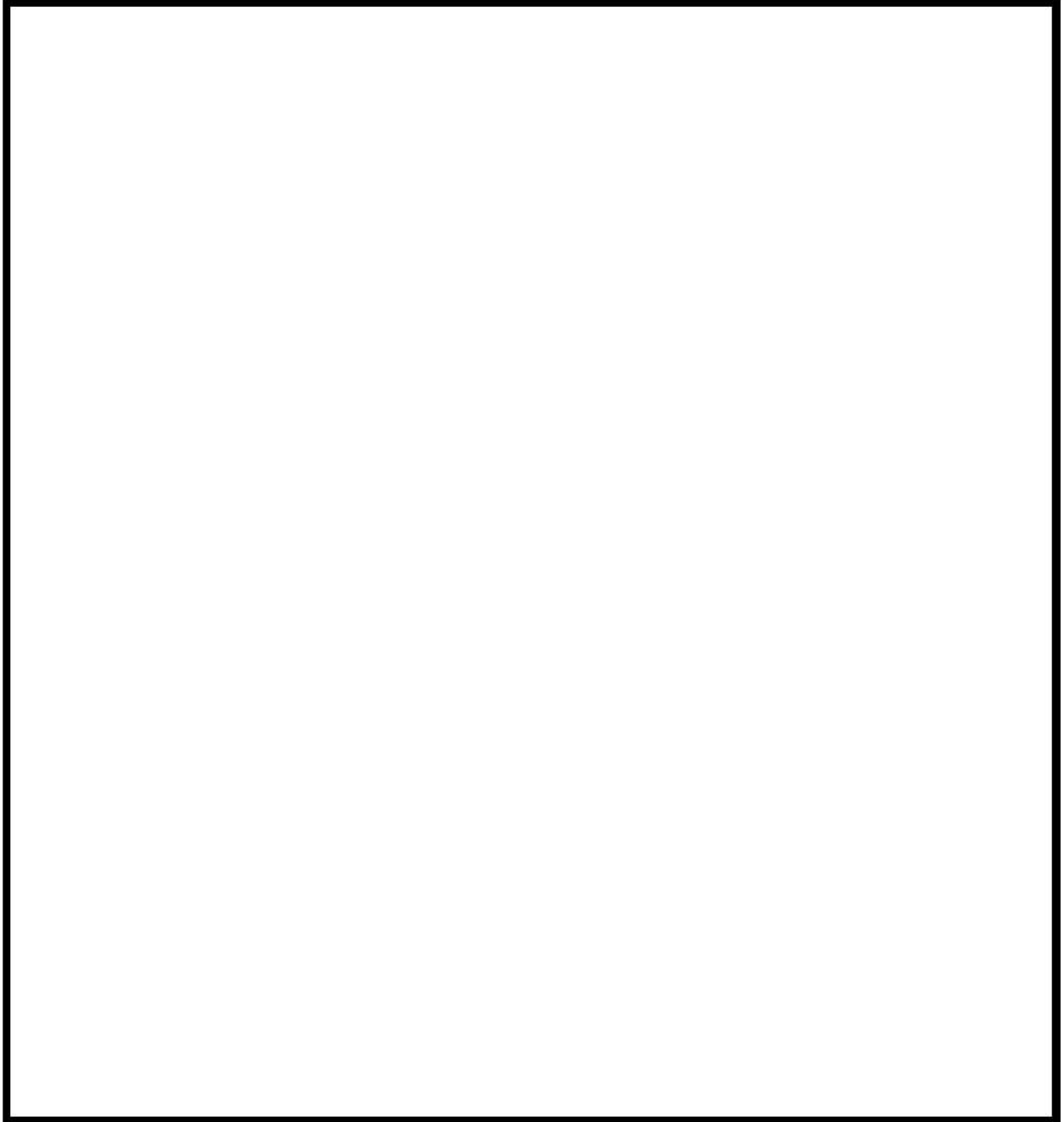


図 4-41 容器内圧力比較 (1 区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

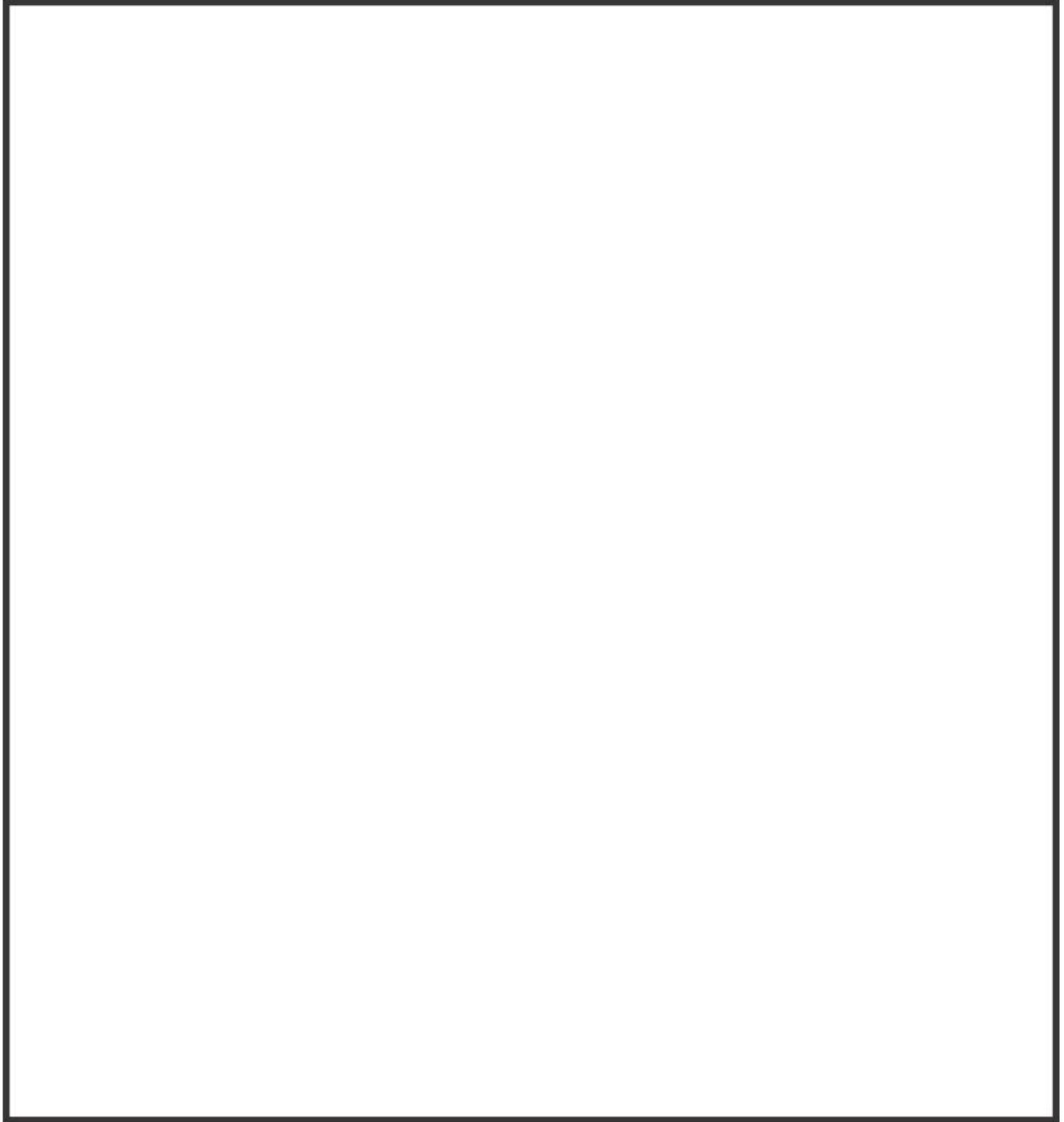


図 4-42 容器内温度分布比較 (1 区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

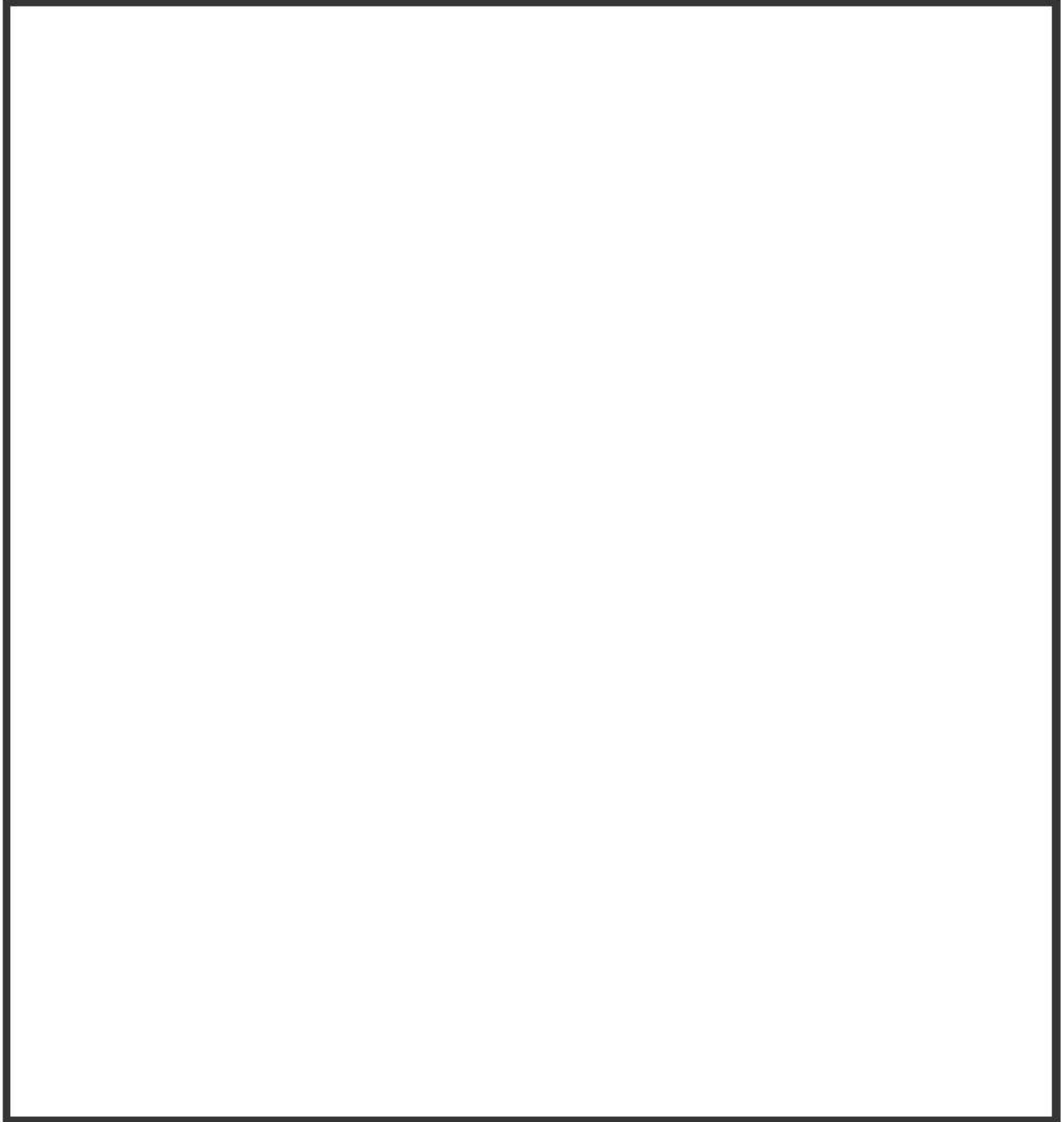


図 4-43 容器内水素濃度分布比較 (1 区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

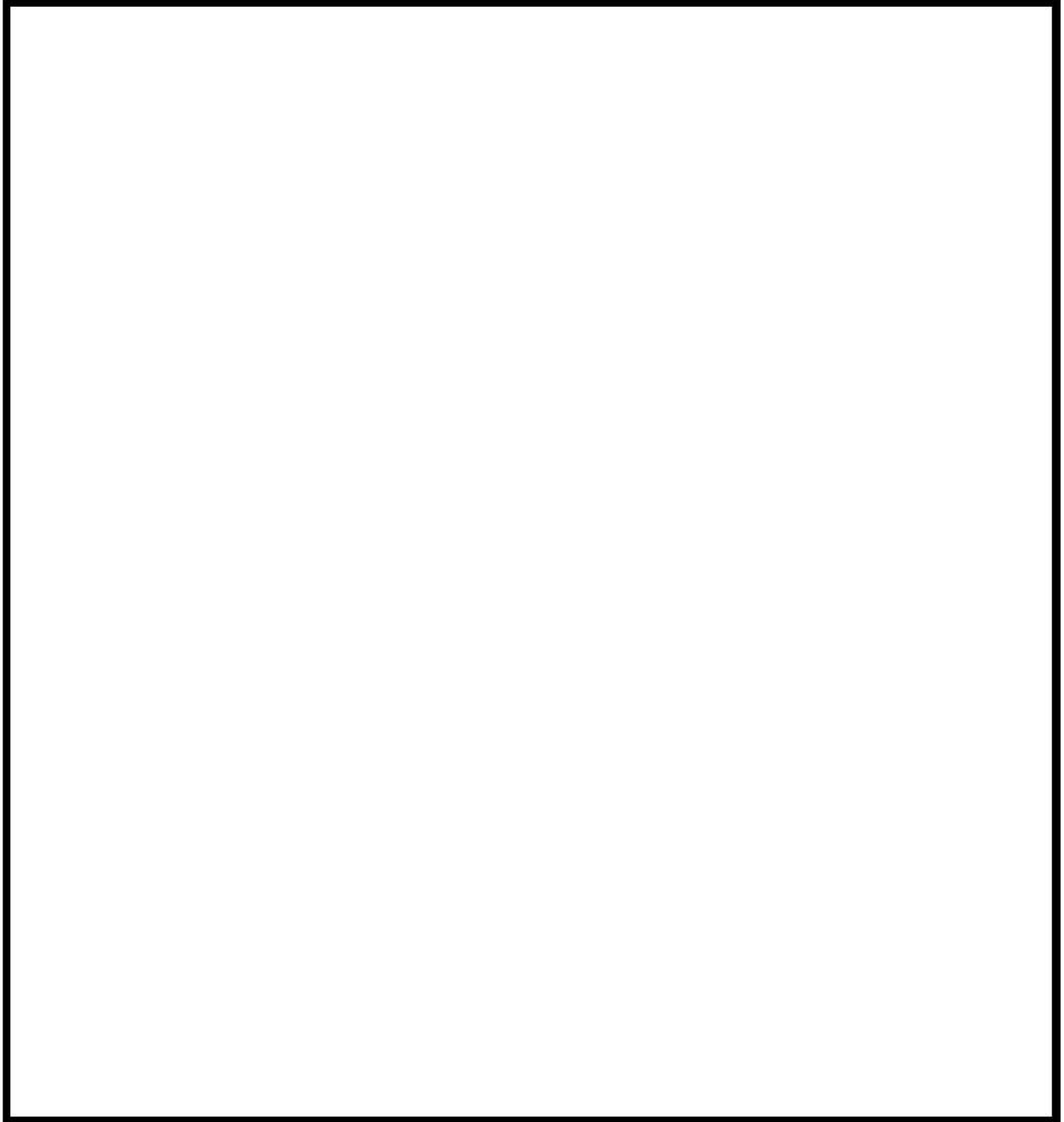


図 4-44 水素処理量の比較（1 区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

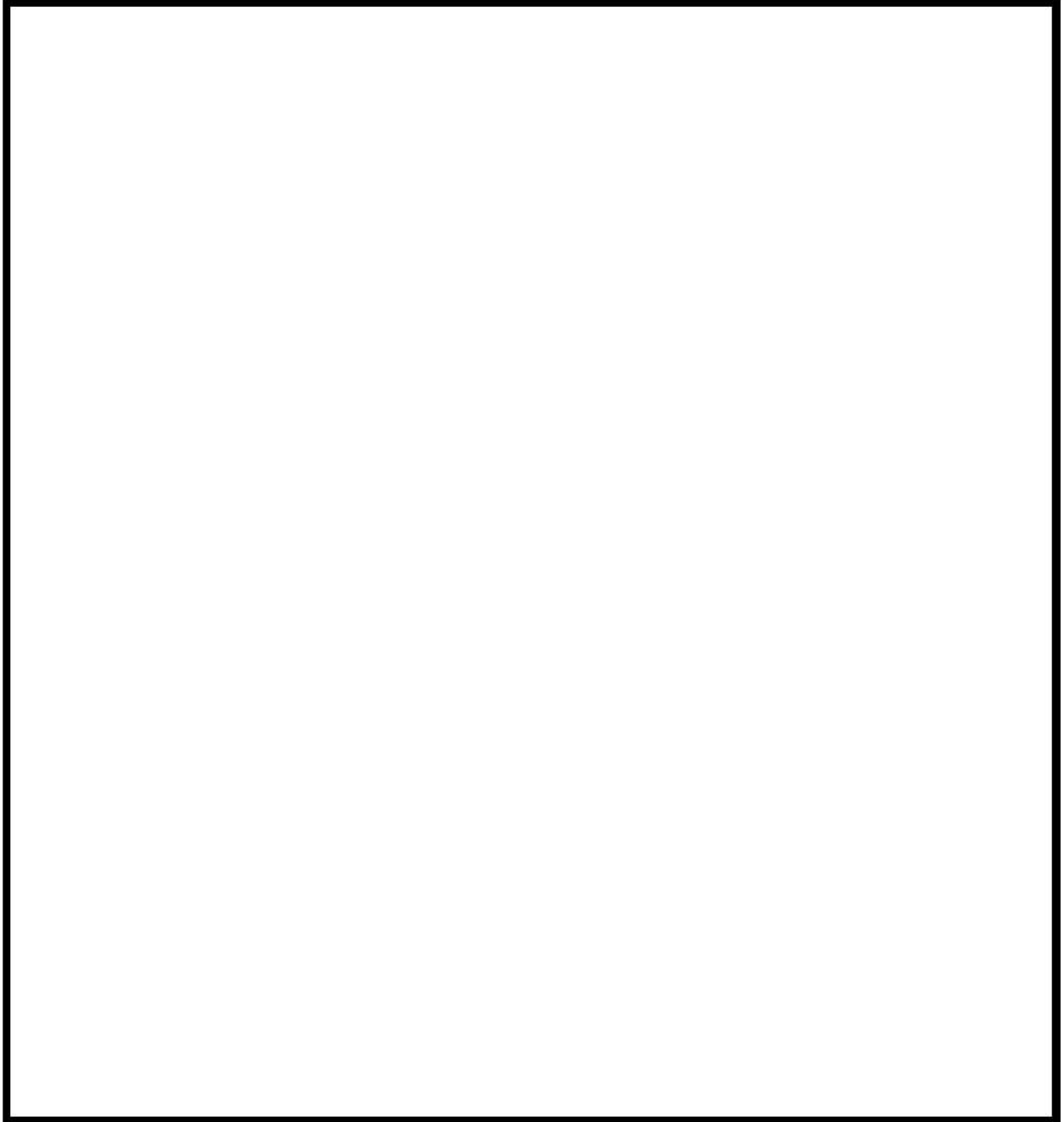


図 4-45 容器内圧力比較（多区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

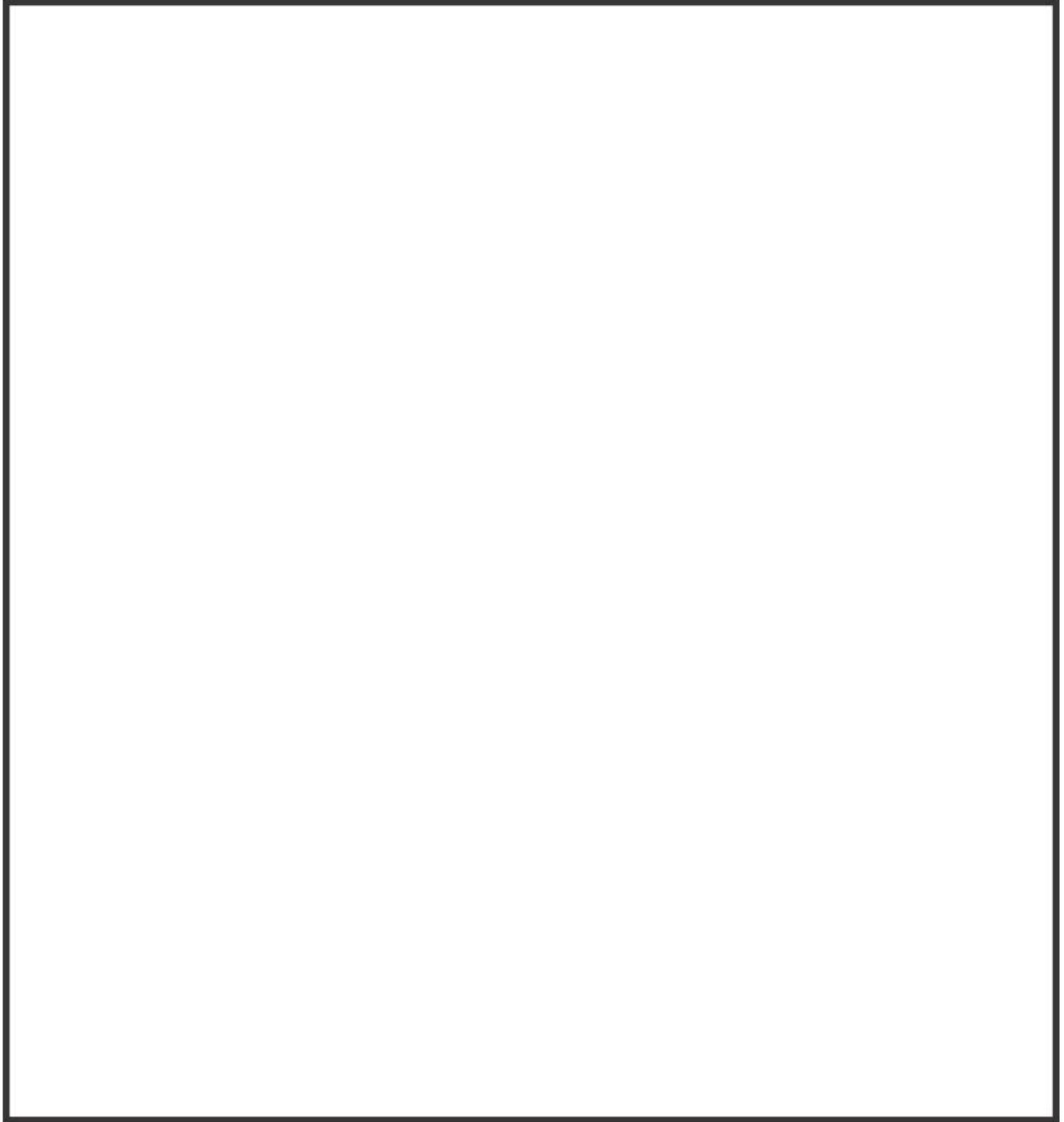


図 4-46 容器内温度分布比較 (多区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

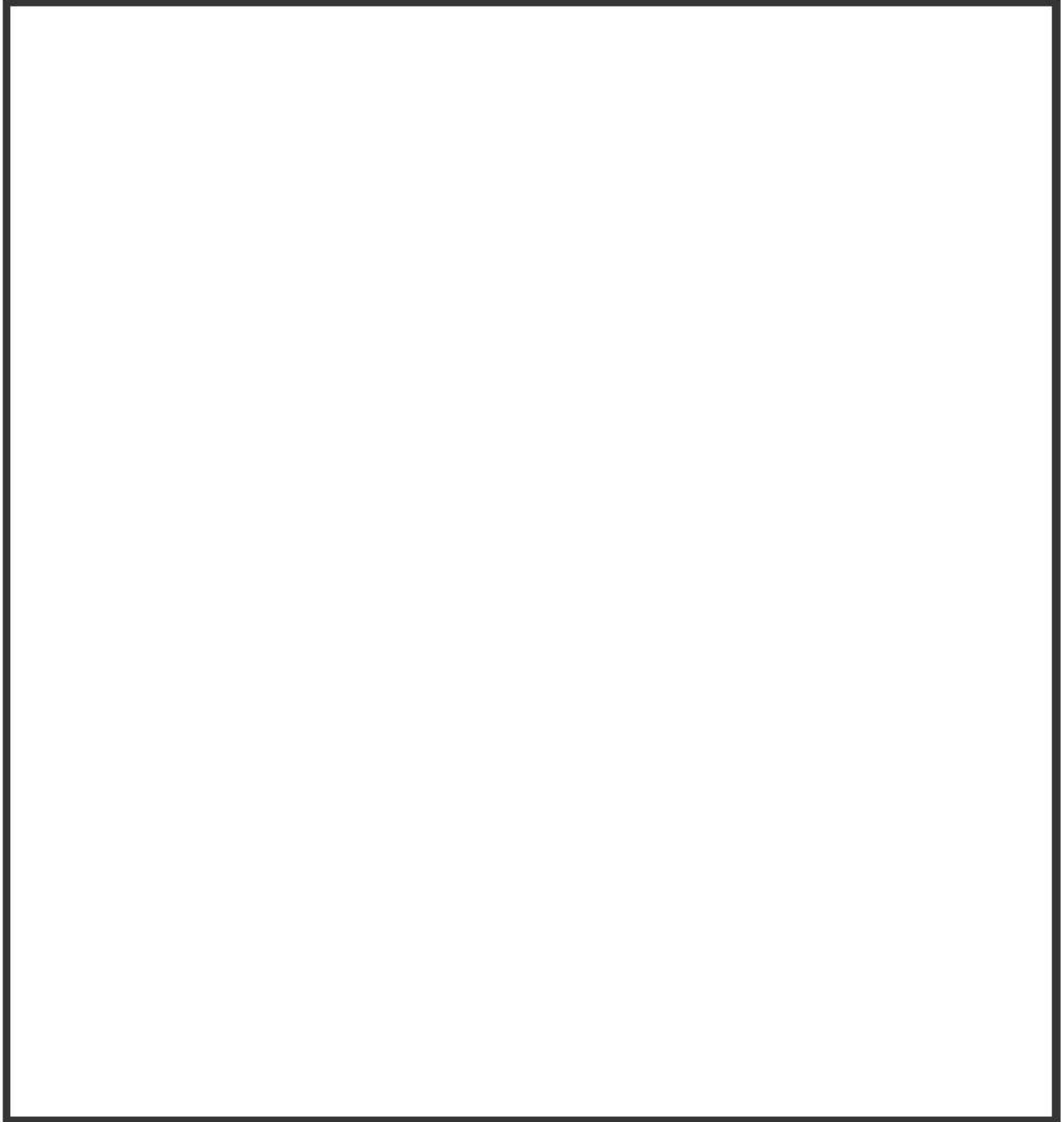


図 4-47 容器内水素濃度分布比較（多区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

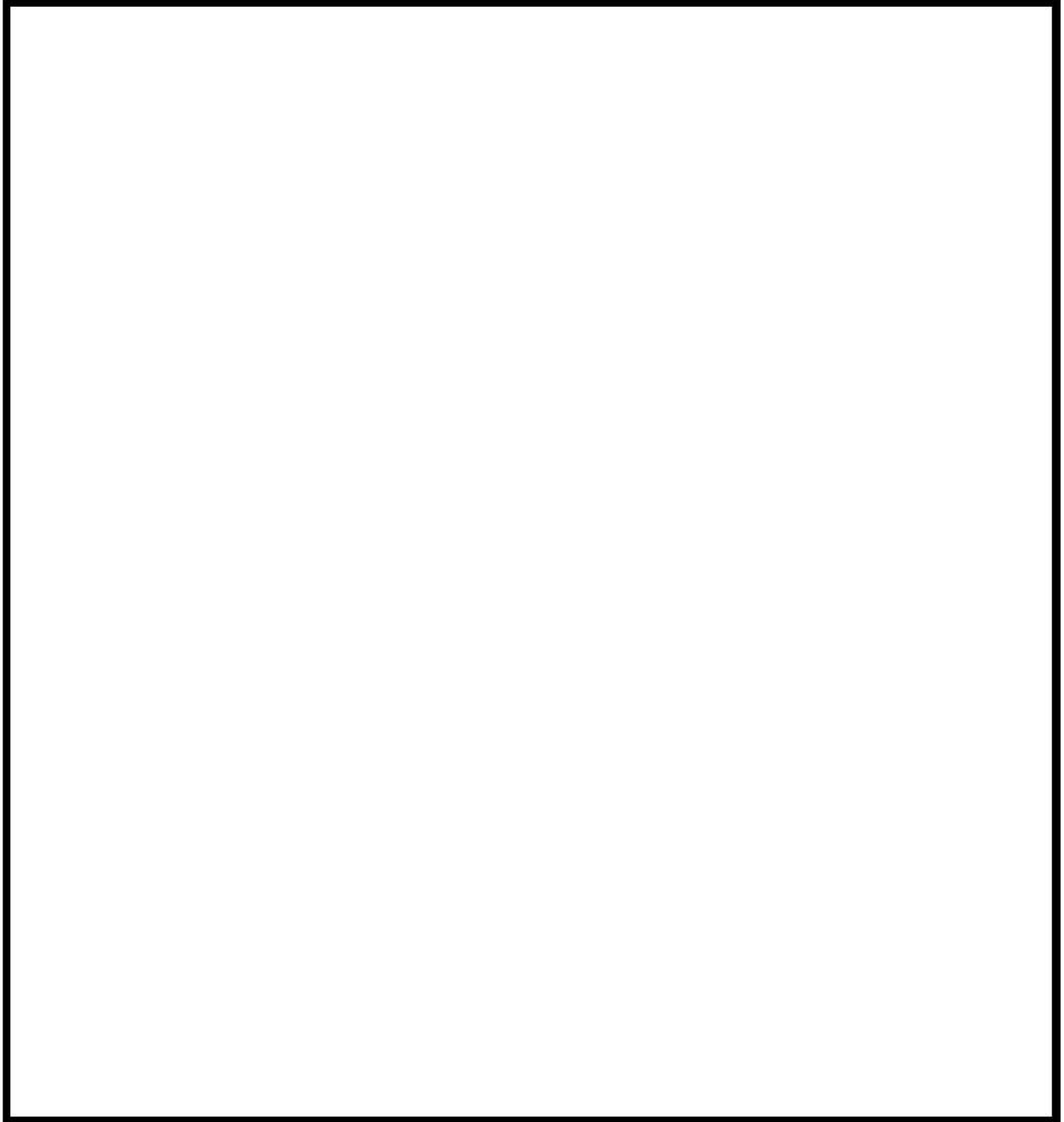


図 4-48 水素処理量の比較（多区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.7 イグナイタによる水素燃焼モデルの検証

水素処理設備となるイグナイタについて、コード開発元が供給する水素処理に係る燃焼モデルが適切に組み込まれていることを以下に検証する。

GOTHICコードに具備されている燃焼モデルは、コード開発元となるNAIにより水素燃焼に関して熱バランスを考慮することで得られる解析解と比較することで検証されている。表4-7に解析解とコードの予測の結果を比較して示す。GOTHICコードに組み込まれている3つの燃焼モデルは、解析解と比べ温度に対し最大約1%、圧力に対し最大約0.5%の差であり適切にモデル化されていることが分かる。

表 4-7 解析解とGOTHICコード予測の結果比較



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.8 実機解析への適用性

妥当性確認の結果より、実機解析にてモデル化が必要となる現象に対するGOTHICコードの適用性を検討する。

4.8.1 区画内・区画間の流動

(1) 実験解析による実機適用性検討

原子炉格納容器内の、破断区画に放出される1次冷却材及び水素の流動と、各区間及び原子炉格納容器ドーム部内での水素の拡散及び混合挙動は、流体挙動を模擬するための質量、エネルギー及び運動量の保存式に加え、各種の構成式及び相関式、非凝縮性ガスの輸送モデルが支配要素となる。これら関連するモデルの総合的な実機プラント解析への適用性について、NUPEC試験Test M-7-1データを用いて検証した。同試験の試験条件は、重要事故シーケンスとして選択されるLOCA時のECCS注入失敗（格納容器スプレイ成功）に相当し、GOTHICコードは原子炉格納容器圧力の時間変化、雰囲気温度及びヘリウム（水素）濃度の時間及び空間変化を良好に再現している。これにより、GOTHICコードは水素を含む流体の原子炉格納容器内の混合挙動を適切に模擬できるものと判断できる。

また、スプレイ有無の影響についてもTest M-4-3試験を用いたコード適用性の検討を実施した。スプレイがないことにより原子炉格納容器ドーム部での蒸気凝縮、蒸気及びヘリウムの均一拡散及び混合の影響が弱まる。しかし、Test M-7-1と同様に、試験では原子炉格納容器ドーム部内での水素濃度の成層化、また、上下区画間の有意な水素濃度差は生じず、原子炉格納容器全体にわたりヘリウムは均一に混合していることが確認された。また、GOTHICコードは、スプレイの有無にかかわらず、原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度及びヘリウム濃度、また、原子炉格納容器内の各区画の水素濃度を良好に予測する。即ち、スプレイの有無にかかわらず、コードは原子炉格納容器内の流動を適切に模擬できるものと判断できる。

なお、NUPEC試験Test M-7-1では、破断口の直上に存在する蒸気発生器室出口部のヘリウム濃度に対し、GOTHICコードが過小評価する傾向が確認された。これは、試験では区画内で蒸気及びヘリウムを上方に放出していることから解析でも同様の境界条件を設定しているが、区画内での流体の異方性に対する模擬が、隣接する区画に対し多めの流量を与えることでやや損なわれているものと考えられる。

しかし、水素燃焼の重要事故シーケンスとして選定される事象では、配管の両端破断を想定しており、破断口からの蒸気及び水素が区画内に満たされるように放出を仮定するのが適切であると考えられる。これは、破断口となるループ室に隣接する比較的狭い原子炉下部キャビティや外周区画への水素の流入を増やす傾向となり、過渡的にこれら局所の水素濃度を高めることとなる。また、同試験解析では実機プラント解析で重要となる原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度及びヘリウム濃

度を良好に模擬している。これは、破断区画からの流れの異方性について実験と解析では差異が見られるものの、原子炉格納容器内の構造上、結果として複数の経路を経て原子炉格納容器ドーム部に流入する全体の流れをコードが適切に模擬している。したがって、NUPEC 試験 Test M-7-1に見られた蒸気発生器室解析予測の誤差が実機プラント解析に与える影響はないものと判断できる。

また、ループ数が異なるプラントにおいても、破断口から流出する冷却材や水素は原子炉格納容器内の各区画を通過し、液相は床面に、蒸気及び水素は上部区画に流入する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、冷却材や水素の移流の駆動力、凝縮等の熱的变化の度合いが異なるが、GOTHICコードはNUPEC試験のTest M-7-1及びTest M-4-3という異なる事象進展に対して適切な予測を与えている。これは、コードの能力と模擬手法が適切であることを示しており、ループ数が異なることによる原子炉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。

(2) 原子炉格納容器ドーム部のノード分割の妥当性

実機プラントの解析への適用に係る不確かさの一つとして、解析におけるノーディングが挙げられる。PWRプラントとNUPEC試験装置規模及びノーディングの比較を表4-8及び表4-9に示す。

NUPEC試験解析では原子炉格納容器を [] により一つのボリュームを [] 分割している。NUPEC試験Test M-7-1について、ノーディングの分割数による解析結果への影響評価を実施するため、原子炉格納容器ドーム部を1区画とした集中定数系による解析を実施した。

NUPEC試験Test M-7-1における原子炉格納容器ドーム部の温度分布の試験測定値及び、Test M-7-1を対象とし、原子炉格納容器ドーム部を [] による [] 分割したGOTHICコードによる実験解析結果を図4-9に示す。試験結果と試験測定値を比較すると、GOTHICコードの予測は試験に対し最大5℃程度の誤差が見られるものの、原子炉格納容器内の温度挙動を適切に再現している。また、ヘリウム濃度に対する試験測定値とGOTHICコードの予測結果の比較を図4-11に示す。原子炉格納容器内のヘリウム濃度の挙動についても、良好に一致している。

次に、Test M-7-1の実験解析について、原子炉格納容器ドーム部の分割を1区画とした集中定数系による解析を実施した。原子炉格納容器ドーム部の温度の比較を図4-49に、原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度の比較を図4-50に示すが、試験測定値及び上記の [] 分割した解析結果と比較しても大きな差異が見られていない。この理由としては、原子炉格納容器ドーム部において比較的溫度分布が小さく、局所温度による熱構造材の除熱効果の影響が小さいためであると考えられる。

Test M-7-1のように原子炉格納容器ドーム部の温度分布が比較的小さい場合においては、上記の原子炉格納容器ドーム部の温度及びヘリウム濃度等の結果から、原子炉格納容器ドーム部の空間の分割により定義される各セルのバルク温度の変化による解析結果への影響は小さいと考えられる。

実機プラントの有効性評価で想定するシーケンスは、大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレー成功）であり、NUPEC 試験 Test M-7-1 の結果を踏まえても、破断流による流れの形成及び格納容器スプレー、水素処理設備の作動等によって、原子炉格納容器ドーム部における混合が良好であることが予想される。

したがって、上記の NUPEC 試験 Test M-7-1 の原子炉格納容器ドーム部分割を変えた場合の評価結果を踏まえれば、原子炉格納容器ドームの分割を [] による [] 分割とした場合において、構造材との凝縮計算に使用する原子炉格納容器ドーム部各セルのバルク温度を使用しても、有効性評価結果に与える影響は小さいと考える。

なお、壁面との熱伝達を有限体積における数値計算モデルで評価する際は、その壁面が存在する有限体積の代表温度を定め、壁面の表面温度との温度差により伝熱量を定義する。したがって、セルのサイズを詳細にすると局所的な温度分布が再現され、場所ごとの伝熱量が異なる場合がある。しかし、評価対象とする空間全体の温度分布を適切に模擬できる程度のセルサイズが選択されていれば、壁面近傍において温度勾配が生じた場合も、伝熱量の増加により温度差が縮小すること、境界層に対して主流からの流れ込みが発生することにより補償的な作用が生じる。このため、結果的に局所的な温度分布があっても壁面に対する総量としての伝熱量は保存され、評価結果に与える影響は小さくなる。なお、GOTHICコードにおいて使用可能な熱伝達モデルは、一般的に壁面近傍において見られる温度勾配の影響外にある主流の温度計測結果から導かれており、極端に詳細なセルサイズを要求するものではない。

また、NUPEC 試験においては表 4-10に示すように破断箇所、流量及び破断流組成及びスプレーの有無を変えた様々な条件により、水素の代替気体であるヘリウムの分布挙動が測定されている。

表 4-10に示すように、蒸気発生器基礎部及び加圧器逃がしタンクといった原子炉格納容器下部区画からの放出時においては流量及び破断流組成、スプレーの有無にかかわらず濃度成層化現象は確認されず、原子炉格納容器内は概ね一様に混合している。また、加圧器気相部破断のように破断位置が原子炉格納容器内の上部に位置し、さらに格納容器スプレー等の循環流がないケースで試験が行われた Test M-8-1 では、破断位置より上方に熱成層化が生じ、これにより原子炉格納容器ドーム部の高さ方向及び下部区画との間で濃度差が生じるといった濃度成層化現象が確認されたものの、Test M-8-1 と破断箇所及び流量及び破断流組成について概ね同様の条件であり、スプレーがある場合の試験として Test M-8-2 では、原子炉格納容器ドーム部においては Test M-8-1 と異なり濃度成層化現象は確認されなかった。

上記の破断箇所、流量及び破断流組成、スプレーの有無を変えた様々な条件で実施している NUPEC 試験の知見から、以下のとおり推測される。

- ・原子炉格納容器下部区画からの放出においては、放出量及びスプレーの有無にかかわらず原子炉格納容器ドーム部において濃度成層化現象は観察されない。

・原子炉格納容器上部区画からの放出においては、スプレーがない場合において濃度成層化現象が観察されたが、スプレーがある場合においてはスプレーによる原子炉格納容器内の攪拌効果により濃度成層化現象は観察されなかった。これはスプレーに伴う水素の拡散及び混合が促進されるためと考えられる。実機プラントにおいては、本設の格納容器スプレーポンプよりも流量の少ない代替ポンプによる格納容器スプレーを実施することがあるが、代替ポンプによる格納容器スプレーが、事故時の原子炉格納容器冷却に必要な液滴径は確保されており、また原子炉格納容器内の水素攪拌に必要な流量についても確保できていると評価される(添付3参照)。したがって、原子炉格納容器内における水素拡散及び混合の観点からも、代替ポンプによる格納容器スプレーが、本設スプレーと同様に原子炉格納容器全体における動的な攪拌効果及び蒸気凝縮による原子炉格納容器内の攪拌効果が期待できるといえる。

したがって、上記の NUPEC 試験の結果を踏まえると、実機解析においても多くのケースにおいて原子炉格納容器ドーム部の温度分布については概ね一様となると考えられることから、実機においても原子炉格納容器ドーム部のノーディングの差により解析結果において大きな差異が生じないと予測されるため、実機解析において原子炉格納容器ドーム部を [] により一つのボリュームを [] 分割としていることは妥当であると考えられる。

(3) 濃度成層化が生じる場合における原子炉格納容器ドーム部のノード分割について

(2)においては原子炉格納容器内の混合が十分になされている場合の原子炉格納容器ドーム部のノード分割について考察を行なったが、原子炉格納容器ドーム部において濃度成層化が発生する場合について考察を実施する。

原子炉格納容器ドーム部において濃度成層化が確認された NUPEC 試験のケースとして、NUPEC Test M-8-1 が挙げられる。Test M-8-1 は加圧器気相部破断を想定した試験であり、本試験において加圧器室内で発生したヘリウム及び水蒸気は加圧器室上端の開口部を經由して原子炉格納容器ドーム部へ直接放出されることから、原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度が顕著に高くなるのが同試験の特徴である。この挙動をGOTHICコードで模擬するためには、加圧器室開口部から原子炉格納容器ドーム部への流れを適切に模擬する必要があり、原子炉格納容器ドーム部の分割を [] による [] 分割とし、検証解析を行った。なお、原子炉格納容器ドーム部の分割の概要を図 4-51に示す。

上記のとおり原子炉格納容器ドーム部について分割をした際の原子炉格納容器のヘリウム濃度及び温度のGOTHICコードによる解析結果と試験結果の比較を図 4-52及び図 4-53に示す。

原子炉格納容器のヘリウム濃度については図 4-52に示すように、原子炉格納容器上下部の濃度差については、試験結果で確認される顕著な濃度差の予測には至らないものの、下部区画と比較して原子炉格納容器ドーム部でよりヘリウム濃度が高くなる傾向は再現することができた。また、破断位置より上部においてヘリウムは高い濃度で均一になる傾向、即ち原子炉格納容器ドーム部にお

ける成層化の傾向についても再現することができた。

原子炉格納容器の温度については図 4-53に示すように、原子炉格納容器のドーム部における温度測定点、蒸気発生器煙突部及び下部区画の温度を再現することができ、また原子炉格納容器ドーム部がその他の区画に比べ温度が高くなる傾向についても再現することができた。

以上の結果から、水素成層化するようなケースについても原子炉格納容器ドーム部のノード分割を細かくすることで、GOTHICコードにより十分に再現可能である。

したがって、実機解析のノーディングについては基本的には格納容器ドーム部を [] [] により一つのボリュームを [] 分割とすることで、水素濃度挙動等については十分に確認することができると考えられる。一方で水素成層化が懸念される場合については、流体の流れを再現するために、より細かいノーディングにより原子炉格納容器ドーム部を分割すれば良いと考えられる。

なお、濃度成層化が確認された試験として PANDA 試験もあるが、PANDA 試験は2つの圧力容器が配管で接続された特殊な試験体系 (ESBWR を想定) であり、接続配管で接続された別の DW に放出区画からヘリウムが移動して成層化が発生している (添付2参照)。しかし、PWR の原子炉格納容器においては PANDA 試験装置のような構造の箇所は存在しないため、このようなメカニズムによる成層化は考えられない。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-8 PWR と NUPEC 実験装置の比較

項目 \ プラント	2 ループ	3 ループ	4 ループ	NUPEC
プラント熱出力	1,650 MWt	2,652 MWt	3,411 MWt	—
スプレイ系 (全能力)	2 トレイン	2 トレイン	2 トレイン	1 トレイン
原子炉格納容器内自由体積	42,400 m ³	67,900 m ³	73,700 m ³	1,300m ³

表 4-9 NUPEC 実験解析 (Test M-7-1) 及び 3 ループプラント解析の空間分割

	NUPEC実験解析	3ループプラント
原子炉格納容器ドーム部		
下部		

() 内は原子炉格納容器内空間のセル数を示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-10 NUPEC 試験条件比較

試験条件	Test NO.	試験条件												成層化		
		CV 初期温度 (°C)	ヘリウム放出			水蒸気放出			スプレイ水			ヘリウム、水蒸気放出位置				
			流量 (kg/s)	時間 (min)	ヘリウム、水蒸気温度 (°C)	流量 (kg/s)	時間 (min)	ヘリウム、水蒸気温度 (°C)	温度 (°C)	流量 (kg/s)	時間 (min)					
CV 内ヘリウム濃度分布・混合試験 放出水蒸気による濃度分布・混合試験	M-2-2	RT	0.027	30	—	—	—	—	—	—	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし	
	M-2-3	RT	0.027	30	—	—	—	—	—	—	—	—	—	加圧器逃がしタンク	なし	
	M-4-1	RT	0.027	30	0.04	30	68	—	—	—	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし	
	M-4-3	RT	0.027	30	0.33	30	115	—	—	—	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし	
スプレイによるヘリウム濃度分布・混合試験	M-5-1	RT	0.027	30	—	—	—	—	—	—	—	RT	5 (18m ³ /h)	30	加圧器逃がしタンク	なし
	M-7-1	(初期) ~70	0.0 ↓ 0.03 ↓ 0.0	0 ↓ 15 ↓ 30	0.08 ↓ 0.03	0 ↓ 30	~110	(初期) 40	19.4 ↓ 19.4 (70m ³ /h)	0 ↓ 30	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし	
上部破断による混合試験	M-8-1	RT	0.027	30	0.33	30	115	—	—	—	—	—	—	加圧器逃がし弁(加圧器室)	有り	
	M-8-2	(初期) ~70	0 ↓ 0.033 ↓ 0	0 ↓ 15 ↓ 30	0.08 ↓ 0.03	0 ↓ 30	90	40	19.4 ↓ 19.4 (70m ³ /h)	0 ↓ 30	—	—	—	加圧器逃がし弁(加圧器室)	なし	

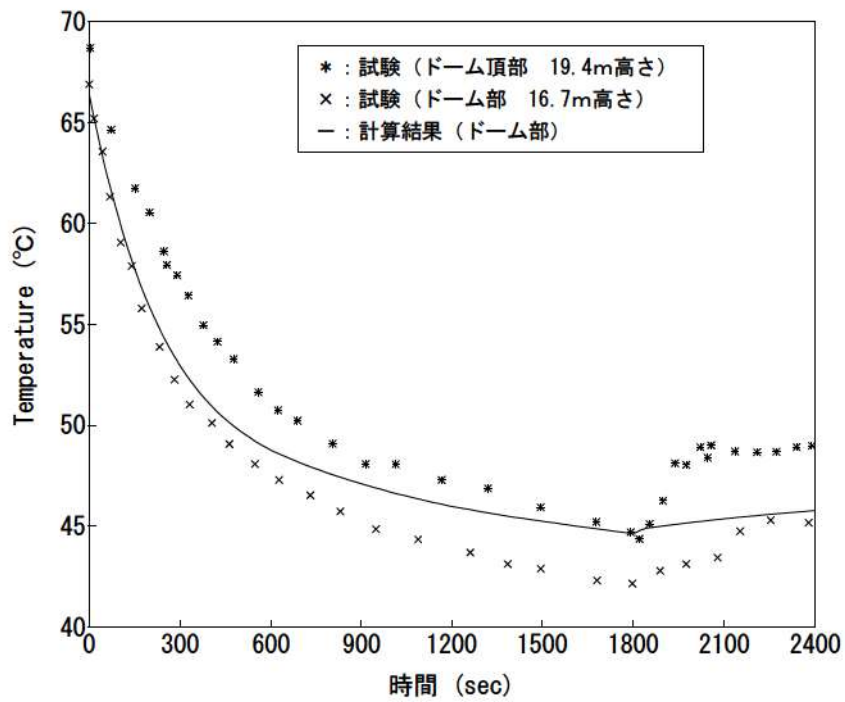


図 4-49 解析結果 (原子炉格納容器ドーム部 1 区画模擬) 原子炉格納容器ドーム部温度分布 (Test M-7-1)

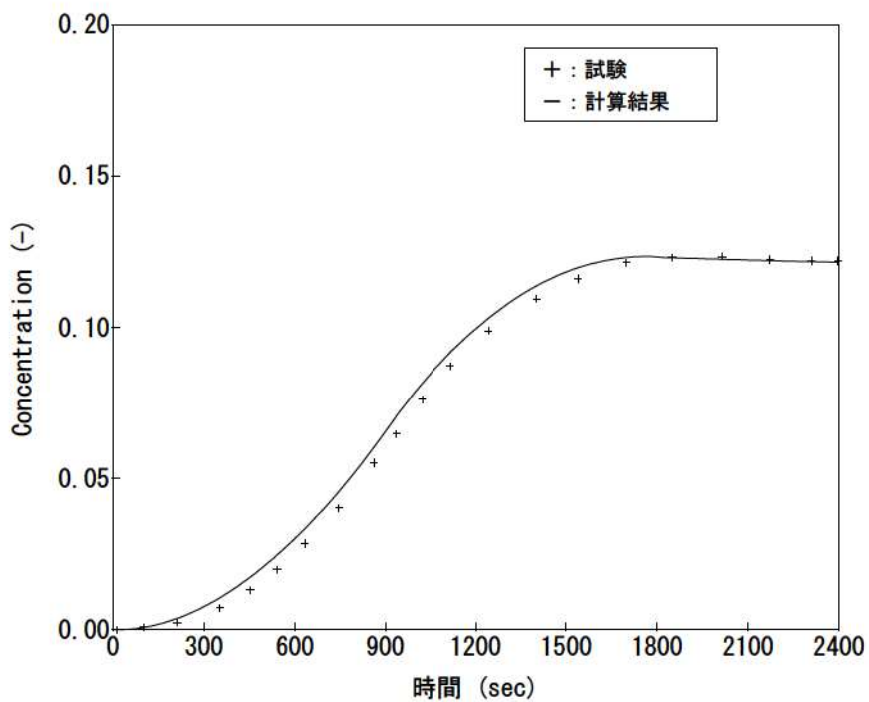


図 4-50 解析結果 (原子炉格納容器ドーム部 1 区画模擬) 原子炉格納容器ドームヘリウム濃度 (Test M-7-1)

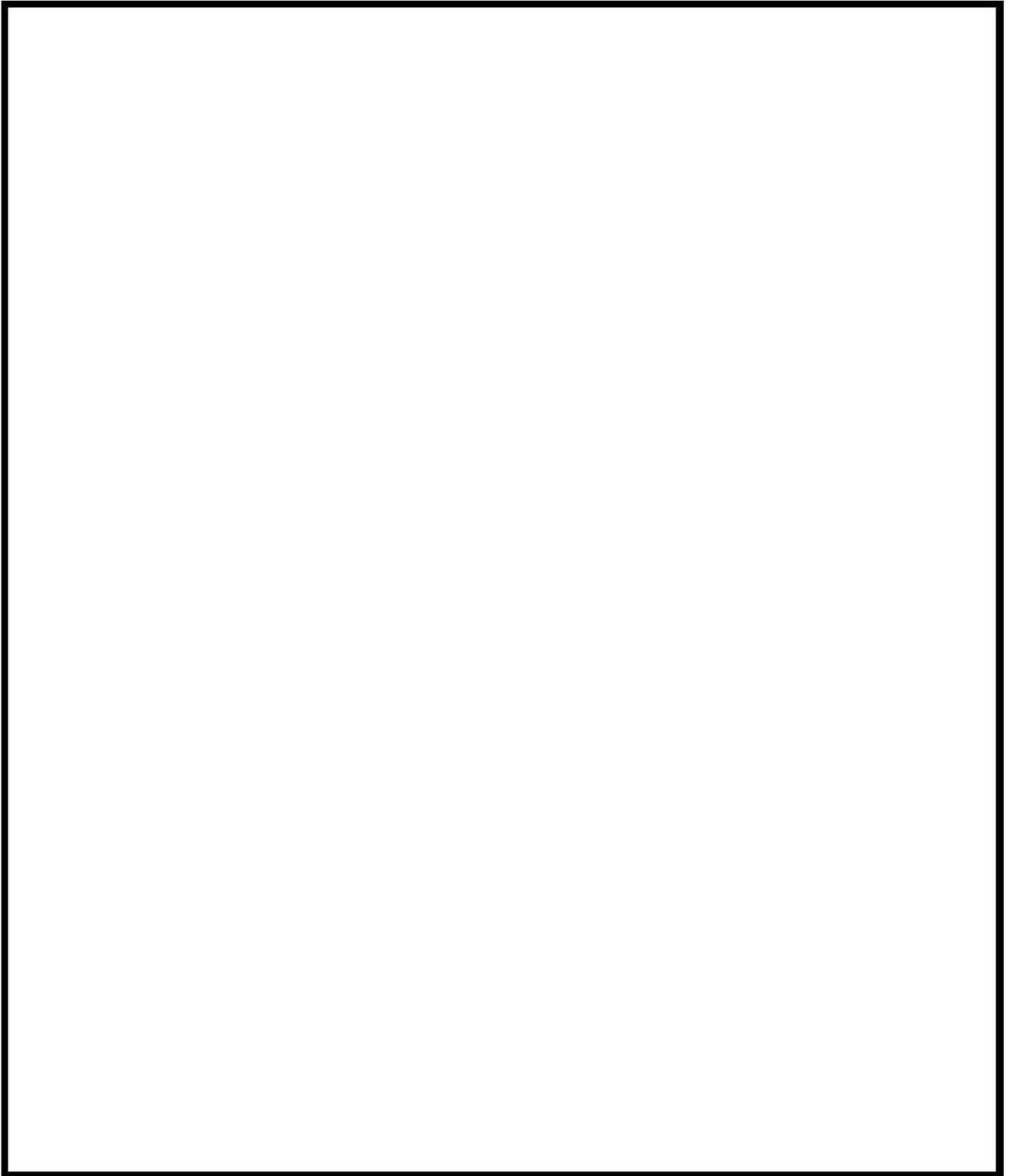
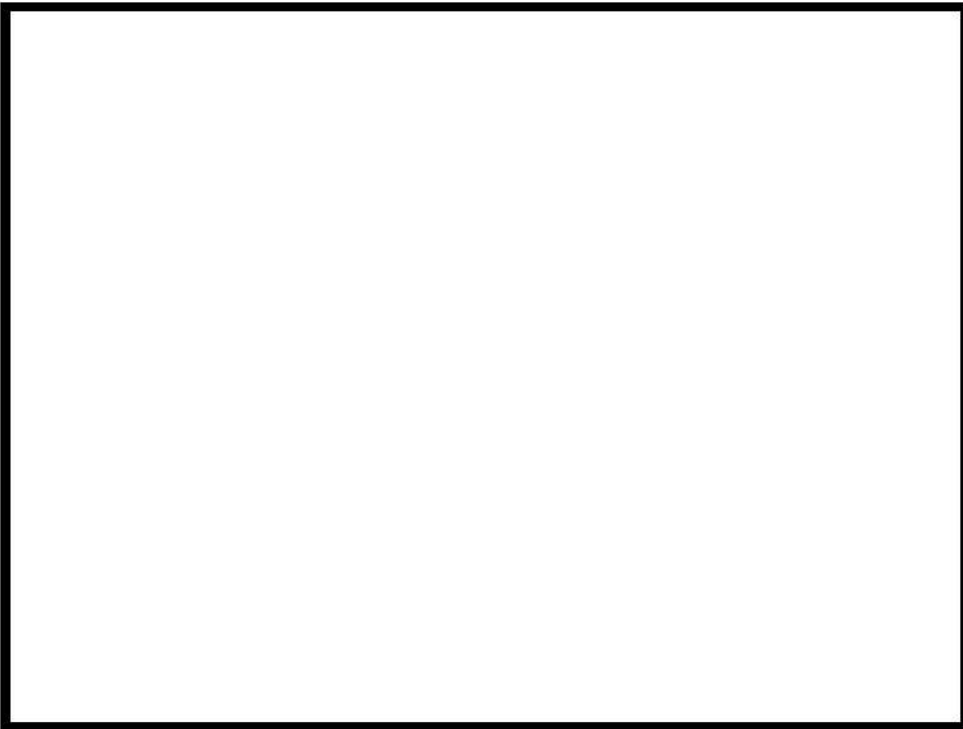


図 4-51 Test M-8-1 原子炉格納容器ドーム部ノーディング図

枠囲いの内容は、機密に属します
ますので公開できません。



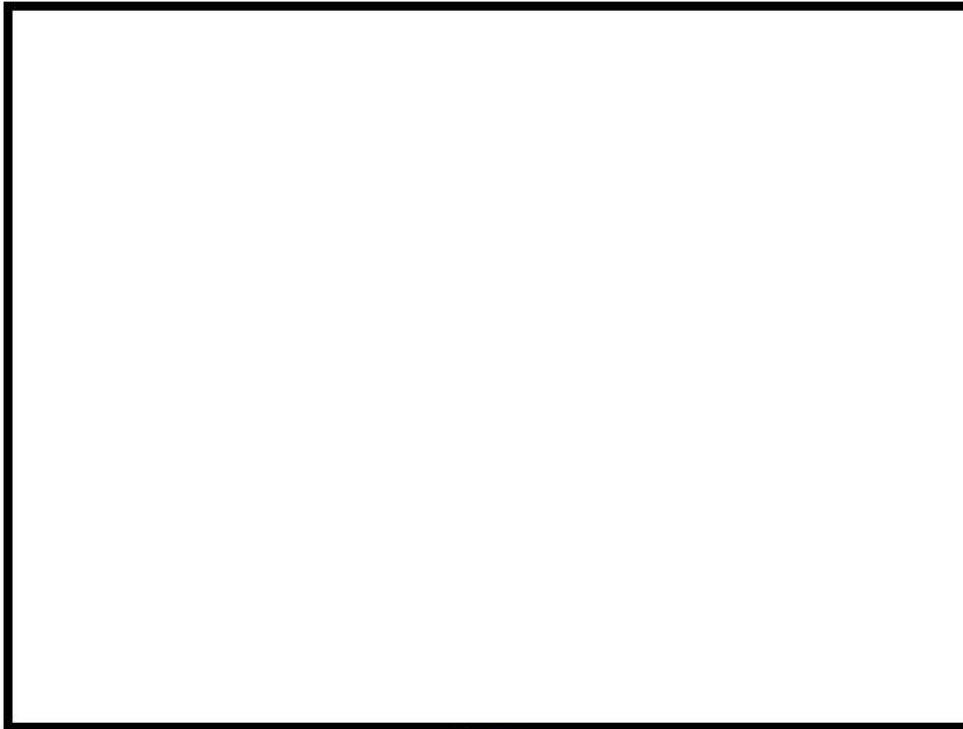
(a)試験結果



(b)解析結果

図 4-52 原子炉格納容器ドームヘリウム濃度 (Test M-8-1)

枠囲いの内容は、機密に属しますので公開できません。



(a)試験結果



(b)解析結果

図 4-53 原子炉格納容器内温度分布 (Test M-8-1)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.8.2 構造材との熱伝達及び内部熱伝導

(1) 熱構造材との熱伝達

実機解析に用いられる熱構造材表面、界面に対する熱及び物質伝達の挙動は、上記の NUPEC 試験検証解析結果により、適切に原子炉格納容器圧力及び温度を予測し、さらに、流動モデルと相まって、水素の拡散及び混合挙動を適切に模擬されることが確認された。また、実機プラント解析に適用される熱伝達モデルの中でも、水素濃度に影響する凝縮熱伝達でも主要となる内田モデルについて、各種の試験データとの比較からモデルの予測特性を確認した。同モデルのバラつきを包絡する大きい凝縮熱伝達を実機プラント解析に適用することで蒸気凝縮を促進し、ウェット条件での水素濃度を大きく評価することを指向している。構造材の凝縮熱伝達を大きくすることの影響は、雰囲気と構造材に温度差が生じる期間に有効となるが、有効性評価のシナリオではスプレーが継続してこれによる凝縮が支配的となること、また、原子炉格納容器ドーム部については雰囲気と構造材が熱平衡に漸近する期間が長いことからその影響は限定的である。

NUPEC 試験について、実機プラント解析に用いる構造材凝縮熱伝達モデルを適用した感度を 4.3.1 章で確認したが、その影響は小さい。また、NUPEC 試験解析で用いた DLM-FM モデルを実機プラント解析に適用した場合の感度評価を示すが、原子炉格納容器圧力、温度及び水素濃度を与える影響は小さいことを以下のとおり確認している。

(2) 実機プラント解析における構造材凝縮熱伝達モデルの感度解析について

実機プラントにおける水素燃焼について重要事故シーケンスとして選定される“大破断 LOCA + ECCS 注入失敗（格納容器スプレー成功）”に対し、構造材の凝縮熱伝達係数としてより最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用した場合の感度影響について以下に確認する。対象は 3 ループ PWR プラントであり、ベースケースの構造材凝縮熱伝達モデルでは Gido-Koestel と内田の最大値に を乗じている。

図 4-54 及び図 4-55 に原子炉格納容器ドーム部の圧力及び雰囲気温度について、ベースケースと感度ケースの比較を示す。同様に図 4-56 及び図 4-57 に原子炉格納容器平均のドライ換算及びウェット換算の水素濃度を示す。

図 4-54 及び図 4-55 より、構造材凝縮熱伝達モデルが原子炉格納容器圧力及び温度に与える影響が小さいことが示される。これは、当該シーケンスではスプレー冷却が有効に作用するため、原子炉格納容器からの除熱に占める構造材ヒートシンクの影響が小さいためである。また、ドライ及びウェット換算の原子炉格納容器平均の水素濃度にもケース間の差異は見られない。このように、構造材の凝縮熱伝達に保守的なモデルを用いても重要事故シーケンスに対する重大事故等対策有効性評価の結果に大きく影響しないことが分かる。

枠囲いの内容は、商業機密に属
しますので公開できません。

上記のように長時間に渡る事故シーケンスの評価では、原子炉格納容器の構造材と雰囲気温度が熱平衡状態に漸近し、温度差がつきにくくなることから、熱伝達モデルの差異が現れにくい。しかし、原子炉 1 次冷却系からの蒸気放出が著しく増加する、また、スプレイ停止が生じた場合の直後等、構造材と雰囲気が熱的に非平衡な状態に遷移する一時的な期間、熱伝達モデルの差異が現れてくる。特に、実機プラント解析に適用する凝縮熱伝達を大きく評価するモデルでは、蒸気凝縮が進み、ウェット換算の水素濃度が大きく評価される傾向になる。

したがって、有効性評価に対する感度解析ではその効果が表れにくいものの、実機プラントの解析では凝縮熱伝達を大きく評価するモデルを採用している。

以上より、構造材との熱伝達は、原子炉格納容器内の雰囲気と構造材の温度差が著しくなる期間にのみ影響が現れ、事故後の緩やかな過渡条件下ではモデル差の影響は小さい。したがって、個別効果的に検証されたモデルに対して、そのバラつきを包絡する大きい凝縮熱伝達を適用すれば、有効性評価結果に大きな歪を与えることなくウェット換算の水素濃度を保守側に予測できる。

(3) 構造材の内部熱伝導

解析解との比較により、GOTHICコードは構造物内の熱伝導を精度よく解くことが確認できた。また、NUPEC 試験解析では原子炉格納容器の構造材を実機と同様にモデル化しているが、前述のとおり、コードは原子炉格納容器圧力、温度及びヘリウム（水素）の挙動を良好に予測している。このことから、構造材内部の熱伝導モデルは十分に実機に適用できるものである。

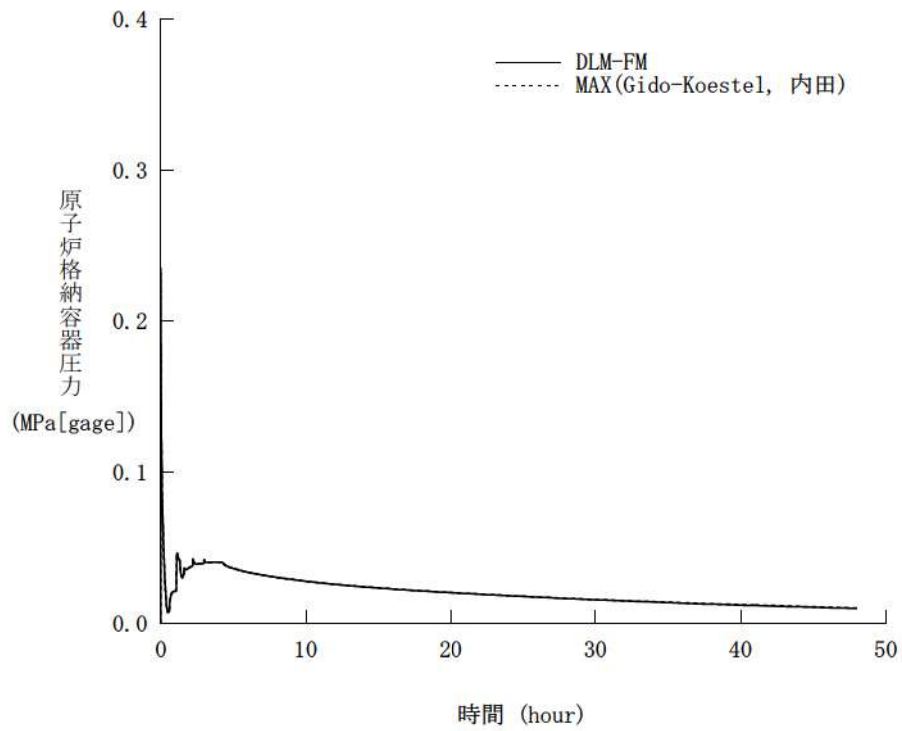


図 4-54 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器圧力)

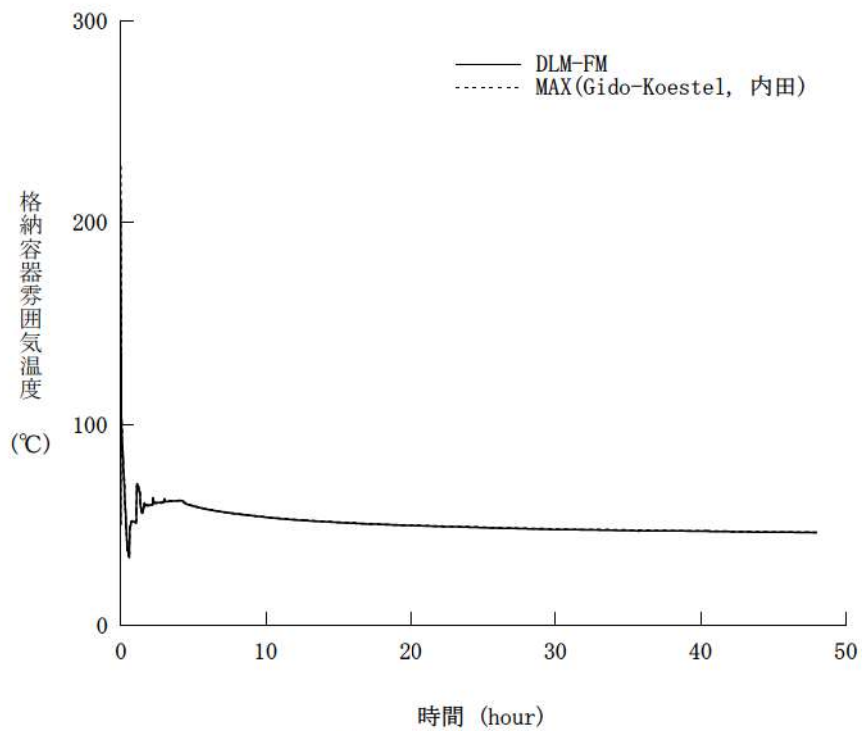


図 4-55 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器内温度)

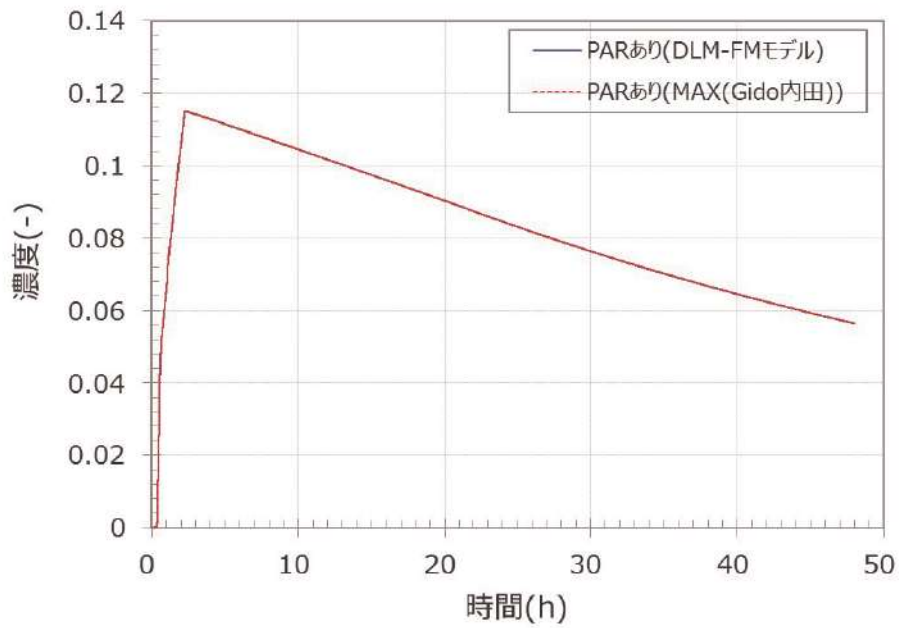


図 4-56 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器平均水素濃度、ドライ換算)

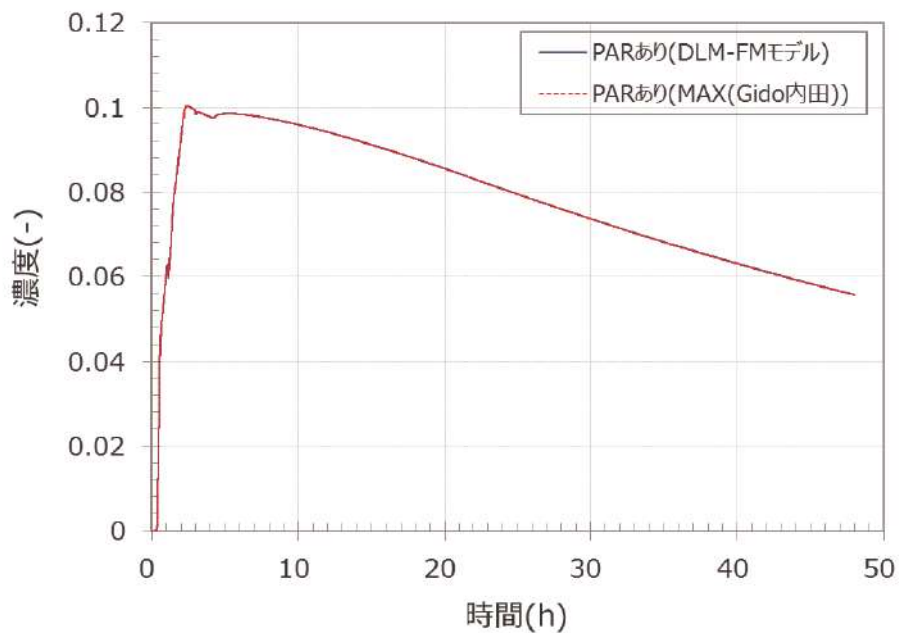


図 4-57 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器平均水素濃度、ウェット換算)

4.8.3 スpray冷却

Sprayによる原子炉格納容器圧力及び温度挙動に与える影響、また、原子炉格納容器ドーム部における蒸気凝縮と水素の拡散及び混合挙動の予測が重要となるが、NUPEC 実験解析において、Spray冷却の有無を含めて、GOTHICコードはこれを適切に模擬できることが確認された。コードは、Spray水と流体との質量、エネルギー及び運動量交換を直接的に模擬できる3流体モデルを採用しており、Spray特性として液滴径、流量及び温度が設定されれば、これらSprayによる効果は適切に模擬される。したがって、Sprayに係る流体モデルは実機プラント解析にも十分に適用できる。

4.8.4 水素処理

4.8.4.1 PARによる水素処理モデルの実機適用性検討

水素処理設備であるPARについては、GOTHICコードにその特性モデルを組み込む。これは製造元により整備された性能評価式が含まれ、水素処理（再結合）に関する理論評価値との比較により検証した。また、THAI試験HR-3による検証解析を実施し、実機への適用性を以下のとおり検討した。

(1) 実機条件と試験条件の比較

実機条件と試験条件について表4-5及び表4-6に記載する。表4-6のとおり、圧力、温度及び水素放出量については実機条件と試験条件は同等である。

(2) PAR単体によるスケールアップ効果

PARは同一規格の触媒プレート（幅290mm、高さ140mmの両側に触媒が付いている薄板）を複数枚同じ間隔（10mm）で並べ、下方から水素を含むガスが通り抜ける時の触媒反応で水素を処理するものである。ここで、THAI試験のPARと各プラントにおいて設置したPARの触媒プレートは実機で使用しているものと同じ規格であり、設置する間隔も同じである。したがって、触媒プレート間で形成される流路断面形状が同じとなるため、水素濃度が同じであれば触媒の発熱によって触媒プレート間に生じる上昇流の流速も同じとなる。このため、PARの触媒反応を律する拡散現象も同等と考えられ、いずれのPARも触媒との相互作用は同じとなる。

(3) PARによる水素処理に伴う水素濃度の局所的な濃度分布の影響

A. THAI試験において見られた水素滞留現象の実機プラントにおける発生可能性

THAI試験における水素の濃度分布（主に容器内シリンダ下部における滞留）は、水素放出及

び PAR による上昇流と下降流が拮抗してしまうことにより発生すると考えられる。THAI 試験装置のように系のサイズが小さく空間分割が少ない空間においては、各部の断面積及び水力等価径が小さいことから気相部の流動に対する自由度が低い。そのような系であるシリンダに対しては、上部の圧力が高いことから垂直方向上向き的一次元的な流れが阻害されていると推測される。

しかし、実機プラントにおいては、事故時において下部区画に放出された水素は各ループ室間或いは外周部の周回流などの平面方向における区画間の流れに加え、蒸気発生器区画と原子炉格納容器ドーム部、外周部と原子炉格納容器ドーム部の上昇及び下降流により原子炉格納容器内の巨視的な流れにより拡散していくことから気相部の流動に対する自由度が高いといえる。また、PWR の原子炉格納容器は区画間の循環を生じさせる思想に基づいた配置設計がなされており、特に原子炉格納容器ドームと下部区画の垂直方向の接続には多様性が存在するため、水素の滞留が生じるような流況は見られにくい。したがって、実機プラントは THAI 試験と比較すると、上記のように空間的な特性が異なることから、試験と同様な水素の滞留が発生することは考えにくい。

B. PAR 排気による PAR 入口における水素濃度への影響

濃度分布の観点では、試験体系が小さい場合は PAR 出口からの排気により PAR 入口近傍における局所的な濃度分布が生じることで、PAR 入口における水素濃度の測定値と、実際に PAR に流入する水素濃度との間に差異が生じることが考えられる。しかしながら、THAI 試験は 60m³ の試験容器を用いており、試験に用いた PAR の発熱によるガス流量は約 0.07m³/s (試験における実測値と設備形状に基づく) であり、1 秒間あたりのガス処理量は試験容器全体の約 1/1,000 (体積比) であるため、PAR 出口からの排気が PAR 入口近傍における局所的な濃度分布に影響を与えることは考えにくい。

以上より、THAI 試験体系においても実機体系においても、PAR 排気に伴う水素濃度の局所的な濃度分布による影響は小さいといえる。

(4) PAR 内を上昇する流量の影響

PAR 内を上昇する流量が大きい方が水素処理は増加する。一方で、PAR 内の流量が大きいと、触媒表面の除熱が促進され、触媒温度の低下に伴う処理効率低下が考えられる。THAI 試験における PAR 触媒表面温度は、水素濃度 4vol% 時において約 600°C (試験実測値) まで上昇しているが、この場合に PAR 出口で生じる上昇流は高々 1m/s 程度 (試験実測値) である。一方、触媒温度を有意に低下させるような PAR 内を通過する強制対流は、単相を仮定すると計算上では数十 m/s 程度である。実機プラントに設置する PAR は、処理蒸気が上部側面から放出される設計であり、原子炉格納容器内の対流により PAR 内が強制対流となるような状況は起こりえず、触媒温度の低下に伴い水素処理効率が低下することはない。

また、水素燃焼により PAR 及び周辺の流体状況に変化が及んだ場合も、水素処理性能に不可

逆的な変化が生じていることは図 4-38からは特段認められない。

(5) 水素濃度分布に伴うGOTHICコードによる評価への影響

GOTHICコードで用いられている PAR の性能評価式は PAR 入口における水素体積比ではなく、PAR を配置している区画の水素体積比を処理量計算の入力としているため、PAR 入口近傍において水素濃度分布が生じるような体系であれば、実際の水素処理量と評価値の間に差異が生じる (PAR 排気を再び吸い込むため、定性的には水素濃度がやや過小に評価される)。

しかしながら、(3) で示したとおり、実機においても THAI 試験体系においても PAR 入口近傍の局所における水素濃度分布の影響は小さいと考えられ、GOTHICコードにおいて区画における水素体積比を入力と用いても、影響は軽微であると考えられる。

また、(4) において示したように、原子炉格納容器内部の対流が PAR の水素処理能力を低下させる状況は考えにくく、GOTHICコードにより PAR の作動を模擬する際、設置区画における流れの状態が影響を及ぼすことはないと言える。

なお、解析においては燃焼を模擬していないため、PAR において燃焼が生じるような場合においては、水素処理量を小さく見積もるため、解析結果は保守的な水素濃度を与えることとなる。

(6) GOTHICコードによる PAR の空間設置模擬手法による影響

GOTHICコードによる実機プラントの評価では、PAR を比較的大きな体積の分布定数系セル或いは集中定数系ボリュームに設置している。これにより、PAR 出入口における局所的な濃度分布は PAR が存在する有限体積内で一様となり、その結果 PAR 排気によって体積内の水素濃度が低く計算されるため、影響は軽微であるものの計算上は水素処理量が定性的に低下する傾向となる。ただし、THAI 試験における解析体系を 1 区画及び多区画により模擬した際において、水素処理量に大きな差が見られなかった。このことから、実機解析の結果に対しても PAR が設置される有限体積ボリュームの大きさにより有意な感度がないと判断できる。

以上の考察から、THAI 試験より得られた検証結果を実機に適用すること及び実機体系における PAR 設置空間模擬手法は妥当であると考えられる。

4.8.4.2 イグナイタによる水素燃焼の実機適用性

同じく、イグナイタにより発生する水素燃焼の評価に対しては、燃焼が想定される空間に対してコードの内部モデルを適用する。このモデルは、コード開発元により解析解との比較を行うことで妥当性が検証されている。

個別効果的なモデル組込みの検証に限られるものの、水素処理設備は、周辺の水素再結合を評価するものであることから、①設備の特性が適切に模擬され、また、②その効果を考える区画若しくはノードに対し実プラントでの設備配置を適切に考慮することにより、実機プラントの水素濃度評

価は適切に行える。

4.8.5 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果より得られた不確かさについても、実機 PWR の有効性評価解析に適用できると言える。重要現象に対する GOTHIC コードの不確かさを表 4-11 に示し、実機解析における不確かさの取扱いを 5 章にて述べる。

表 4-11 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証、妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動	保存式、流動を模擬する構成式及び相関式	NUPEC 試験 Test M-7-1 NUPEC 試験 Test M-4-3	ヘリウム濃度のコード予測性から、モデル不確かさが各区画の水素濃度予測に与える影響は約 2.4%と推定
		非凝縮性ガスの輸送モデル		
		ノーディングスキーム		
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	多相流モデル	NUPEC 試験 Test M-7-1 NUPEC 試験 Test M-4-3	区画間・区画内の流動と同じ
		熱伝達モデル	熱伝達試験との比較	流動に影響する凝縮熱伝達モデルについて±40%程度
		熱伝導モデル	熱伝導解析解との比較	不確かさはない
	スプレイ	多相流モデル	NUPEC 試験 Test M-7-1	区画間・区画内の流動と同じ
		界面積モデル		
		界面伝達モデル		
	水素処理	PAR 特性モデル	PAR 特性検証 THAI 試験 HR-3	実規模試験に基づき、製造元が供給する水素処理に係る性能評価式を使用（組込誤差約 0.3%） THAI 試験再現性より、水素処理量を少なく予測する傾向となる。
イグナイタによる水素燃焼モデル		イグナイタによる水素燃焼モデルの検証	コード開発元による解析解との比較により、圧力で 0.5%、温度で 1%	

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した試験解析をふまえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の視点と運転員等操作の視点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1に纏めた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 区画間・区画内の流動

原子炉格納容器の水素濃度に影響する重要モデルの一つとなる区画間・区画内の流動及びスプレイ冷却について、NUPEC 試験解析を行うことで、コードが現象を適切に予測できることが確認された。実機プラントの重大事故等対策の有効性評価で想定するシナリオは、大破断 LOCA を起因事象としたスプレイ継続を仮定するシーケンスとなることから、原子炉格納容器内の流体の攪拌が大きく、水素濃度は均一化する傾向にある。NUPEC 試験は同様のシーケンスを模擬したものであり、その傾向が実験的にも確認され、かつコードもこの傾向を適切に予測している。NUPEC 試験検証解析では、原子炉格納容器内の各区画で測定されたヘリウム濃度のピーク値に対し、解析予測のバラつきは約 2.4%（測定誤差の大きい破断区画及びループ室を除く。含めた場合約 4.4%）となる。

5.1.2 構造材との熱伝達及び内部熱伝導

また、構造材との熱伝達及び内部熱伝導のうち、水素濃度評価に影響する凝縮熱伝達モデルについては、コードに組み込まれるモデルと試験データとのバラつきを評価し、その不確かさを同定した。実機プラント解析への適用においては、その不確かさを包絡するよう凝縮熱伝達モデルを設定し、ウェット条件換算の水素濃度を保守的に予測するアプローチとしている。原子炉格納容器内流動ならびに水素濃度に影響する凝縮熱伝達モデルについて、実機プラント解析で用いるモデルは約 40%の不確かさを有する。これを包絡的する実機プラント解析用のモデルと、不確かさが約 20%となり最適評価性の高い DLM-FM モデルを NUPEC 検証解析及び実機プラント解析に適用し、両者を比較したとしてもヘリウム濃度及び水素濃度に与える影響は無視できる程度であることを確認している。

5.1.3 水素処理

水素処理設備となる PAR については、製造元が供給する水素処理特性モデルが G O T H I C コードに組み込まれることを検証した。実機プラント解析では、PAR 設置位置を考慮した原子炉格納容器ノーディングとし、設備周辺の水素濃度等の環境が適切に考慮されるようモデル化している。THAI 試験を対象とした実験解析より、水素処理量は定性的に小さく見積もることとなり、特に

PAR において燃焼が生じる場合においてその傾向は顕著に現れる。実機プラント解析においては水素処理量を、小さく見積もるため、水素濃度の解析結果については保守的な値となる。また、イグナイタによる水素燃焼モデルに対しては、コード開発元により解析解との比較が行われており、その誤差はごく軽微であり水素濃度の評価値に与える影響が無視できる程度であると言える。

なお、NUPEC 検証解析において、GOTHICコードは、破断区画からの経路の一部で局所的かつ過渡的な水素濃度の変化を過小評価する可能性があることが確認された。これは試験装置では蒸気及び非凝縮性ガスが上方放出となり流れの異方性が大きく、ヘリウム流量が減少に転じた際、側面に隣接する区画への流れをコードが過大に予測するためである。これは、実機プラント解析においては、原子炉 1 次冷却系からの水素の流出が減少する際に、広大な原子炉格納容器ドーム部への経路において水素濃度を過小評価する傾向となるが、側面に隣接する相対的に狭い原子炉下部キャビティや外周区画への水素の流入を一時的に過大に予測する傾向となることを示している。また、このように放出口から原子炉格納容器ドーム部に至るまでの水素の流れに差異が見られたとしても、スプレイの有無にかかわらず、原子炉格納容器ドーム部の水素濃度は適切に予測できることが NUPEC 試験解析にて確認されている。以上より、NUPEC 試験解析で見られた一時的かつ局所的なヘリウム濃度の予測の不確かさは、実機プラントの重大事故等対策有効性評価に影響を与えるものではないと判断できる。

以上、解析コードの凝縮熱伝達モデル、流動ならびにスプレイ冷却に係るモデルが有する不確かさが、原子炉格納容器内の各区画の水素濃度に与える影響は限定的であり、また、実機プラントの評価上、最も重要となる原子炉格納容器ドーム部の水素濃度をコードは良好に予測することが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（運転員等操作の観点）

GOTHICコードによる水素燃焼解析は、MAAPコードによって検討された事象進展を反映することにより実施する。したがって、運転員等操作の設定はMAAPコードのものを受け継ぐ。

水素分布評価の観点から運転員等操作に反映される項目はない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動	保存式、流動を模擬する構成式及び相関式	NUPEC 検証解析より水素濃度に与える影響を推定	ヘリウム濃度のコード予測性から、モデル不確かさが各区画の水素濃度予測に与える影響は約 2.4%と推定
		非凝縮性ガスの輸送モデル		
		ノーディングスキーム		
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	多相流モデル	NUPEC 検証解析より水素濃度に与える影響を推定	区画間・区画内の流動と同じ
		熱伝達モデル	流動に影響する凝縮熱伝達モデルについて±40%程度	モデル感度解析により水素濃度への影響は無視できることを確認
		熱伝導モデル	解析解と一致	なし
	スプレイ	多相流モデル	NUPEC 検証解析より水素濃度に与える影響を推定	区画間・区画内の流動と同じ
		界面積モデル		
		界面伝達モデル		
	水素処理	PAR 特性モデル	実規模試験に基づき、製造元が供給する水素処理に係る性能評価式を使用（組込誤差約 0.3%） THAI 試験再現性より、水素処理量を常に少なく予測する傾向となる。	燃焼が生じる水素濃度範囲においては、水素処理量を少なく予測する傾向となる。
イグナイタによる水素燃焼モデル		イグナイタの水素燃焼モデルの検証により推定	コード開発元による解析解との比較により、圧力で 0.5%、温度で 1%	

6. 参考文献

- [1] 原子力規制委員会「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」原規技発第 13061915 号、平成 25 年 6 月 19 日制定
- [2] 三菱 PWR 格納容器損傷に係る重要事故シーケンスへの GOTHIC コードの適用性について、MHI-NES-1057 改 0、三菱重工業、平成 25 年
- [3] McAdams, W.H., Heat Transmission, Third Edition, McGraw-Hill, New York, 1954.
- [4] Dittus, F.W., and L.M.K. Boelter, University of California, Publ. Eng., 2, 443, 1930.
- [5] Uchida, H., A. Oyama and Y. Togo, Evaluation of Post-Incident Cooling Systems of Light Water Power Reactors, U. of Tokyo, International Conference on Peaceful Uses of Atomic Energy, New York, 1965.
- [6] Tagami, T., Interim Report on Safety Assessments and Facilities Establishment Project in Japan for Period Ending June 1965 (No. 1), unpublished work, 1965.
- [7] Gido, R.G., and A. Koestel, Containment Condensing Heat Transfer, Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara, CA, January, 1983.
- [8] Electric Power Research Institute, “GOTHIC Containment Analysis Package Technical Manual version 7.2a(QA)”, EPRI Product 1013072, NAI 8907-06 Rev.16, January 2006
- [9] 凝縮熱伝達相関式に関わる SAFE プロジェクト報告書
- [10] MH Anderson, “Steam Condensation on Cold Walls of Advanced PWR Containments”, PhD Dissertation, University of Wisconsin, Madison, 1998
- [11] I Huhtiniemi, A Pernsteiner and ML Corradini, “Condensation in the Presence of a Noncondensable Gas: experimental Investigation”, Dept. of Nuclear Engineering and Engineering Physics, University of Wisconsin, Madison, Wisconsin, April 1991.
- [12] AA Debhi, “The Effects of Noncondensable Gases on Steam Condensation Under Turbulent Natural Convection Conditions”, Ph. D. Thesis, Department of Nuclear Engineering, MIT, 1991.
- [13] RC Shmitt, GE Bingham and JA Norberg, “Simulated Design Basis Accident Tests of the Carolinas Virginia Tube Reactor Containment – Final Report”, Idaho Nuclear Corporation, Idaho Falls, Idaho, prepared for the US Atomic Energy Commission, UC-80, December 1970.

- [14] Investigation of the Phenomena Occurring within a Multi-Compartment Containment after Rupture of the Primary Cooling Circuit in Water-Cooled Reactors, Technischer Bericht BF RS 50-32-C13-1, Battelle-Institute e. V., 6000 Frankfurt am Main 90, Am Romerhof 35, Postfach 900160, July,1976, (German).
- [15] Investigation of the Phenomena Occurring within a Multi-Compartment Containment after Rupture of the Primary Cooling Circuit in Water-Cooled Reactors, Technischer Bericht BF RS 50-32-C15-1, Battelle-Institute e. V., 6000 Frankfurt am Main 90, Am Romerhof 35, Postfach 900160, July,1976, (German).
- [16] Die Containment-Versuchsanlage (C-und D-Versuche), Detailbericht BF-RS 50-21-1, Battelle-Institute e. V., 6000 Frankfurt am Main 90, Am Romerhof 35, Postfach 900160, March, 1978, (German with English Summary). Design Report for the HDR Containment Experiments V21.1 to V21.3 and V42 to V44 with Specification for the Pre-Test Computations, Report No. 3.280/82, January, 1982.
- [17] PHDR 38-83, Test V44, May, 1983.
- [18] W. Nusselt, Z.VDI, 60, P.541-569, 1916
- [19] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 「溶接部等熱影響部信頼性実証試験 (原子炉格納容器) に関する報告書 (平成 4 年度)」,平成 5 年 3 月
- [20] NUPEC, “Final Comparison Report on ISP-35: NUPEC Hydrogen Mixing and Distribution Test (Test M-7-1) ” , CSNI Report NEA/CSNI/R(94)29, December, 1994.
- [21] Electric Power Research Institute, “GOTHIC CONTAINMENT ANALYSIS PACKAGE QUALIFICATION REPORT Version 7.2a(QA)”, EPRI Product 1013072, NAI8907-09 Rev9, January 2006.
- [22] Reactor Safety Research Project 150 1326 OECD-NEA THAI Project(contract 18 July 2007) Quick Look Report Hydrogen Recombiner Tests HR-1 to HR-5,HR-27 and HR-28 (Tests without steam, using an Areva PAR)

添付1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
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、初期温度）	原子炉格納容器ドーム部及びリングガータ
		原子炉格納容器シリンダ部
		原子炉格納容器コンクリート
		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（銅フィン及びチューブ）		
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）		
境界条件データ	破断流	圧力
		温度（或いはエンタルピ）
		流量
	水素	圧力
		温度（或いはエンタルピ）
		流量
溶融炉心及び核分裂生成物による発熱	発熱量	
事象収束に重要な機器及び操作関連	PAR	<input type="text"/> 及び <input type="text"/>
	スプレイ	<input type="text"/> 流量 温度

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

添付 2 PANDA 試験

濃度成層化発生については OECD/CSNI で実施された PANDA 試験において、成層化事象が発生していると報告されている。以下では PANDA 試験の概要及びその実験解析結果について示す。

(1) PANDA 試験装置 (参考文献 1)

PANDA 試験装置は、ESBWR(Economic Simplified Boiling Water Reactor)の格納容器と安全系を実機の 1/40 にスケールダウンしたものである。付図 2-1 に示すように、PANDA 試験装置は 6 つの大型圧力容器から構成されている。

一つは蒸気生成を目的とした原子炉容器(RPV)である。RPV は出力系として 2 本の主蒸気ラインにてドライウェル(DW)と接続されている。RPV への入力ラインは受動的格納容器冷却(PCC)ドレンラインと重力駆動冷却系(GDCS)ドレンラインである。

2 つの DW は高さ 8m の円筒型容器であり、各々が大口径の接続配管で接続されている。DW の出力は DW の頂部と PCC 熱交換器の上部ドラムと接続する PCC フィードラインである。

2 つの WW は高さ 10.11m の円筒型容器であり、約 4m の水位で水が満たされ、各々が 2 本の大口径の配管で気相部と液相部で接続されている。WW は PCC ベントライン経由で PCC 熱交換低ドラムと、2 本の圧力均衡ライン経由で GDCS 気相部と各々接続されている。

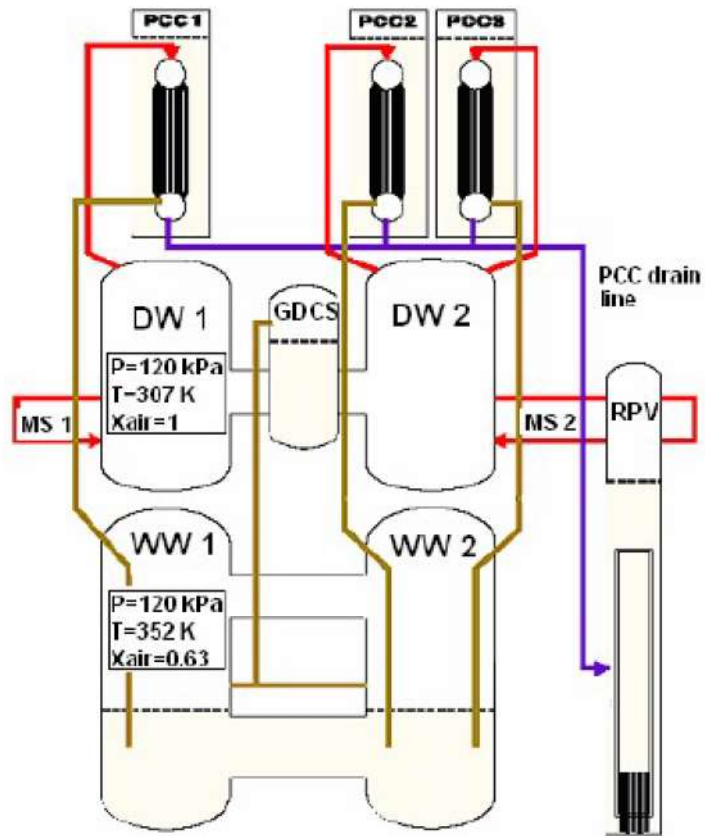
(2) PANDA 試験概要 (参考文献 2)

PANDA 試験は、PANDA 試験装置のうち、内径 0.9m の連結管で接続された直径 4m、高さ 8m、容積 90m³の円筒型圧力容器 2 体からなるドライウェルを対象として、放出ジェット流や自然対流、水素成層化等の事故時の格納容器内の諸現象を対象とした、自由区間における混合気体の 3 次元的挙動及び多区画形状容器内における移行、混合、濃度分布の 3 次元挙動の詳細を把握し、緩和系の効果や、解析コードの検証のためのデータの提供を目的としている。

LOCA 等を想定した 1 次冷却系からの高速ジェット吹き出し流及び緩やかな吹き出し流 (プルーム) の 2 種類のパターンを中心に以下の 5 つのシリーズからなる計 25 ケースの試験が実施された。

- ・ 水平ジェット流試験 (水蒸気及び空気系) Test-1~4
- ・ 水平ジェット流試験 (水蒸気及びヘリウム系) Test-5~8
- ・ 器壁近傍のプルーム挙動試験 Test-9~17
- ・ 自由空間中のプルーム挙動試験 Test-18~24
- ・ 総合試験 (水蒸気、ヘリウム及び空気系) Test-25

上記の試験のうちヘリウム濃度の成層化が確認された総合試験である Test25 については、実験解析と共に以降で説明する。



付図 2-1 PANDA 試験装置

(3) PANDA 試験解析

NAI(Numerical Applications Inc.)社と PSI(Paul Scherrer Institut)により執筆された文献(参考文献 3)において、PANDA 試験の Test 25 に対し G O T H I C コードによる再現解析が実施されている。本解析は、PANDA 試験 Test 25 における配管で接続されたタンク (付図 2-2) 間の蒸気及びヘリウムの移流に起因する蒸気の熱成層ならびにヘリウムの成層化に対して、詳細なセル分割を採用することで G O T H I C コードが再現性能を有することを確認するものである。対象となる試験設備と条件を付表 2-1 及び付表 2-2 に示す。

対象となる試験では空気が満たされたタンク(DW)の片側に、内部の上向きノズルを経てヘリウム及び水蒸気が放出され、配管で接続された別のタンクへの移流などを含む挙動が観測されている。注入される気体は、2 時間までは過熱蒸気とヘリウムの混合気体、以降は過熱蒸気のみである。

タンク形状を模擬し、詳細メッシュにより実施した再現解析は過渡挙動を比較的良好に再現している。片側のタンク (注入ノズルあり) においては、時間経過に伴いヘリウムがタンク上部に滞留することにより、上向きのプルームがタンク上端に至らず下方向に向けて流れ方向を変える様子が見られる。これに伴い隣接するタンクへの気体の流れ込みが増加し、隣接するタンクにおいてもヘリウムの存在割合が増加する。隣接タンクにおいては、蒸気及びヘリウム混合気体の流入に対し、壁面での凝縮が見られる。このため、タンク上部にヘリウムが滞留し、中～下部エレベーション近傍では混合気体の割合が高くなる (付図 2-3)。

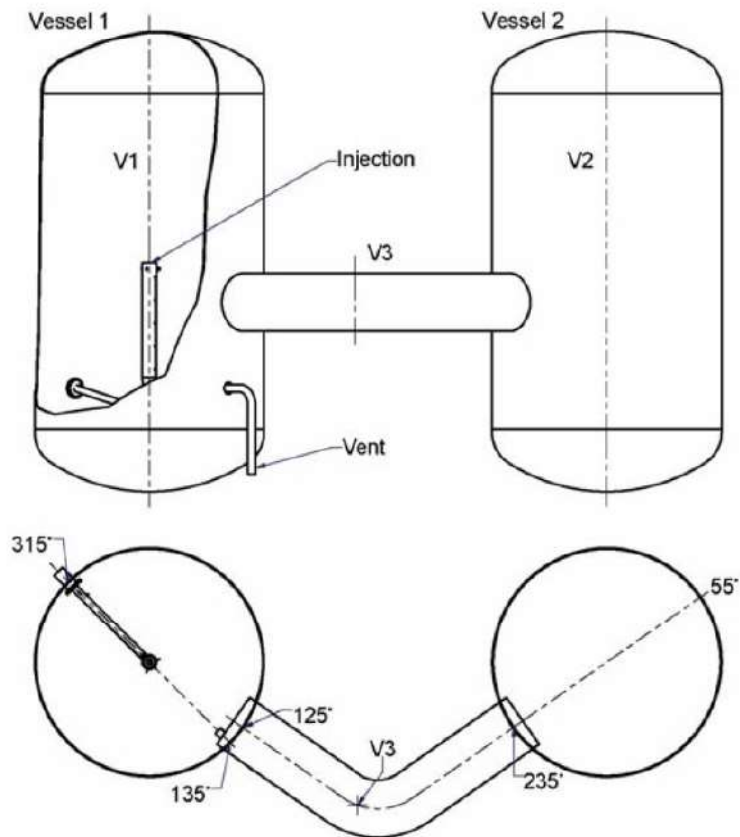
タンク上部では凝縮により蒸気成分が少なくなっており、ヘリウムも同時に冷却されて密度に変化が起き、下降流が発生する。しかしながらこの効果は過渡的であり、拡散による分布強度と相まって、タンク内のヘリウムは均質な拡散に向かう。時間経過に伴い、蒸気成分の減少、成分間の温度の平衡が進む。破断流が継続しているため、タンク 1 及び 2 共にヘリウムは上部に滞留したままとなる。結果的に、タンク 1 の上部に微量のヘリウムが、タンク 2 の上半分においては顕著に成層化したヘリウムが見られる (付図 2-4)。

付表 2-1 Test 25 試験条件

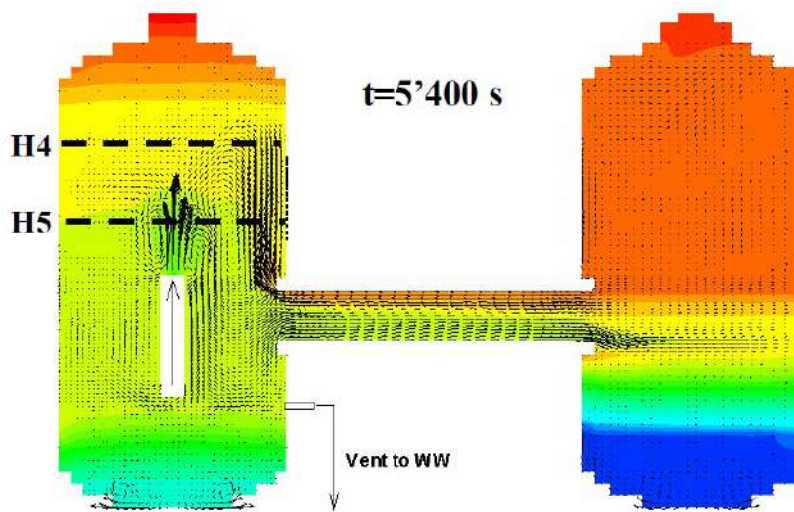
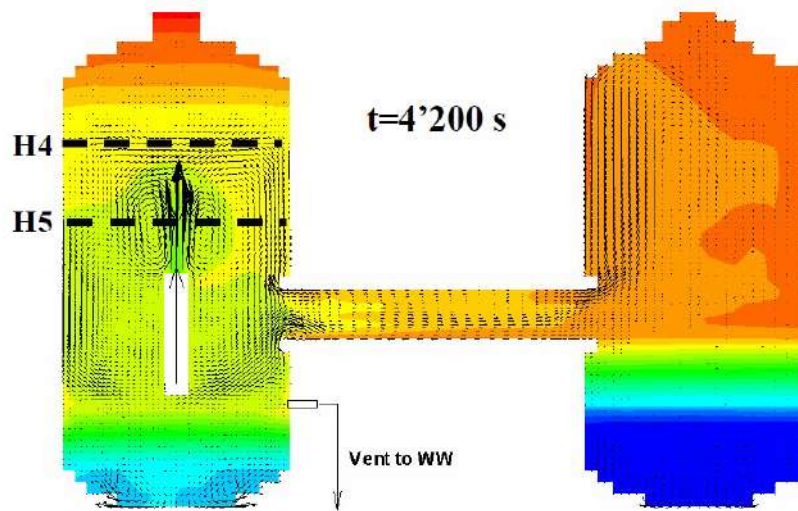
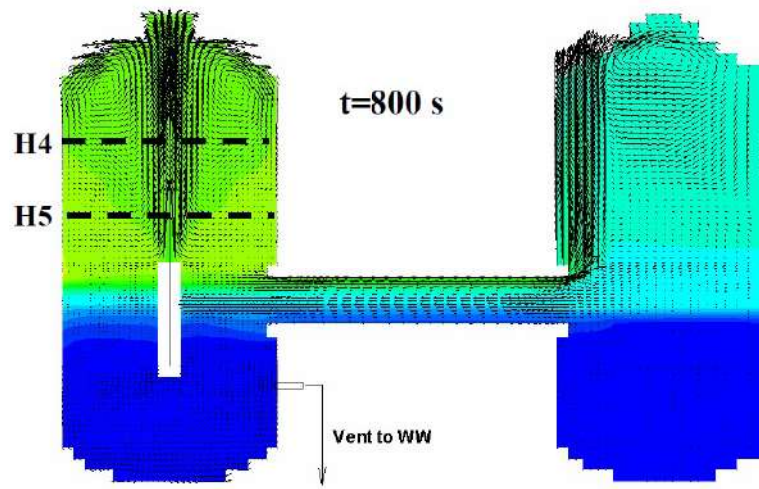
Test	Flow	Pipe diameter (m)	Fluid injected
Phase 1 ~2hours	垂直上方ジェット	0.2	過熱蒸気及びヘリウム混合
Phase 2 2 hours~	噴水状、のち垂直上方ジェット	0.2	過熱蒸気

付表 2-2 Test 25 解析条件

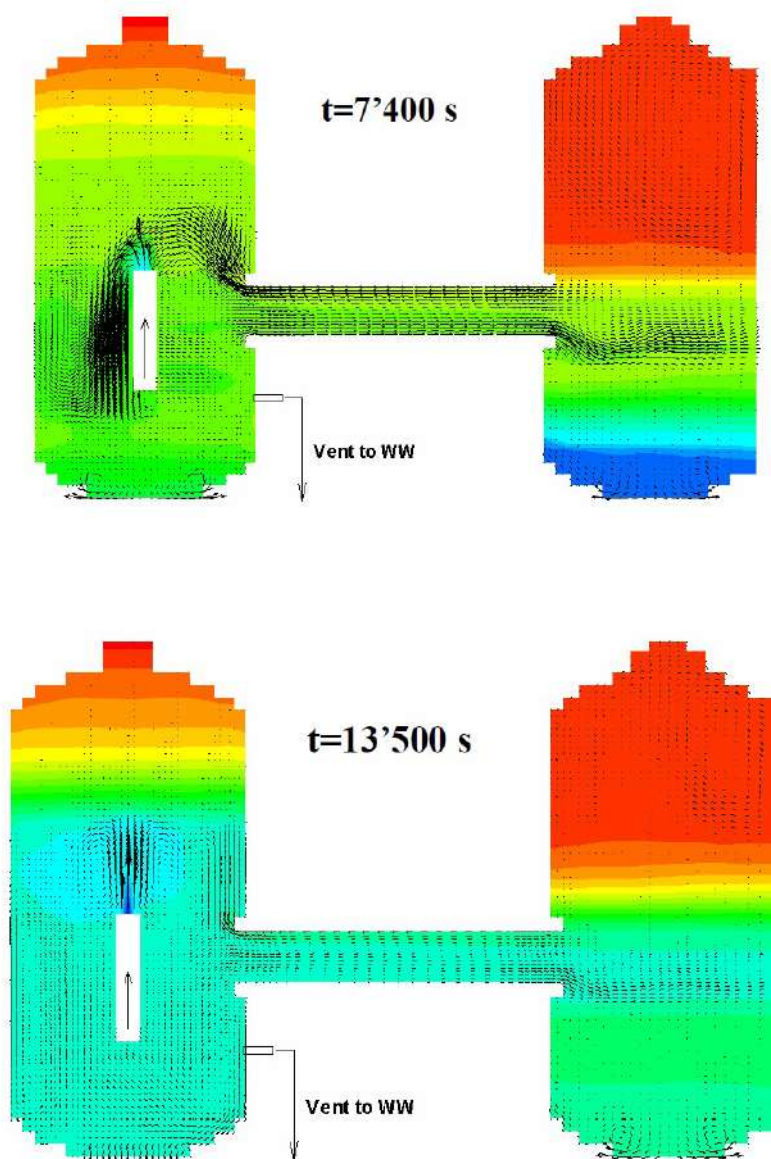
メッシュ	形状	タンク 1	接続配管	タンク 2	壁面熱伝達
詳細	シリンダー 半球 (ドーム)	21 19 50	15 5 10	13 15 48	・自然及び強制対流 ・Direct (DLM-FM)



付図 2-2 3種ガス混合試験(Test25)装置体系



付図 2-3 ヘリウムモル分率と流速(Phase1)



付図 2-4 ヘリウムモル分率と流速(Phase2)

(参考文献)

- [1] Analysis of OECD/CSNI ISP-42 Phase A PANDA Experiment Using RELAP5/mod3.3 and GOTHIC 7.2a Codes (International Conference Nuclear Energy for New Europe 2009)
- [2] アクシデントマネジメント 知識ベース整備に関する報告書=格納容器内多次元流動解析手法の検証と自然対流冷却 AM 策への適用(JNES/SAE06-057 H18 年 8 月)
- [3] SIMULATIONS OF BASIC GAS MIXING TESTS WITH CONDENSATION IN THE PANDA FACILITY USING THE GOTHIC CODE (Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering ICONE16)

添付 3 代替格納容器スプレイポンプの攪拌効果について

(財)原子力発電技術機構による平成 11 年度「格納容器内水素挙動解析評価に関する報告書」(参考文献 1) では、重大事故等発生による水素成層化時における代替格納容器スプレイでの攪拌効果について検討がなされている。概要を以下にまとめる。

(1) 解析モデル概要

同検討では、INSPAT/CV コード (α -FLOW コードの非圧縮性流体解析モジュールに液滴、液膜モデル及びコンパートメントモデルを追加したコード) を用いて、原子炉格納容器上部での水素成層化状態におけるスプレイの攪拌挙動が解析されている。

解析は付図 3-1 に示されるとおり、原子炉格納容器の上部コンパートメントを対象に、約 22,000 メッシュに空間分割したモデルにより解析が実施される。解析の初期条件としては以下のとおり。

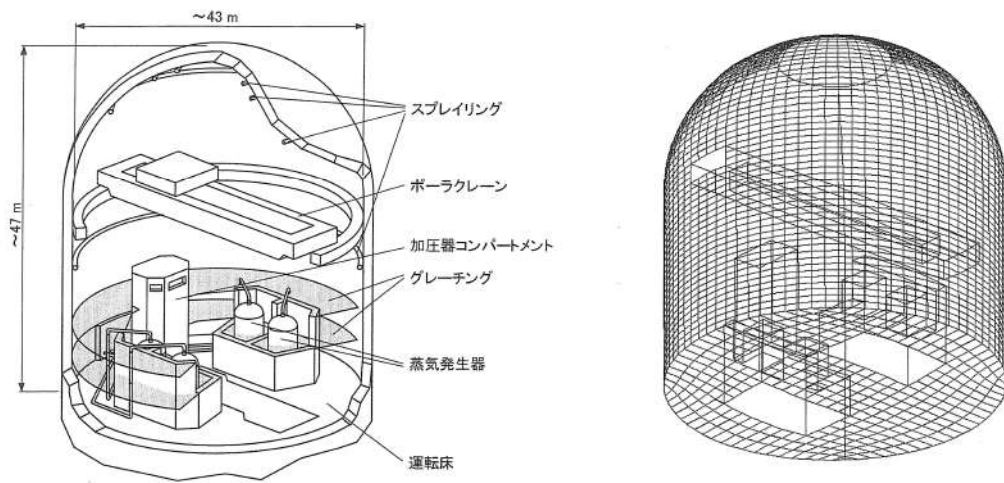
- ・水素は上部に滞留 (上部にモル分率 1.0、下部は大気条件 (平均モル分率約 0.21))
- ・初期圧力 : 0.3MPa (定格使用圧力の約 1/2)
- ・初期温度 : 400K (飽和温度相当)
- ・代替格納容器スプレイポンプ流量 : 120m³/h/台 (本設スプレイ定格流量の約 1/10)

(2) 解析結果

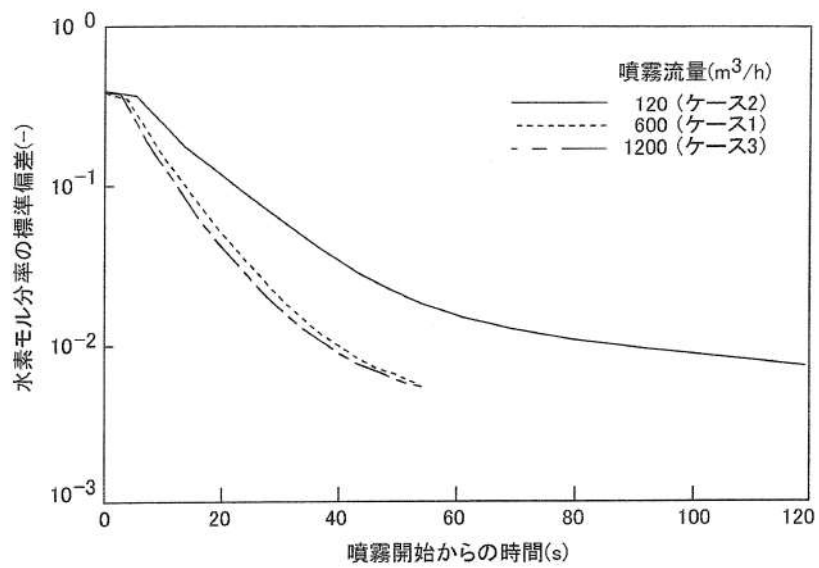
混合挙動に関するスプレイ流量の依存性を付図 3-2 に示すが、スプレイ流量が本設スプレイ流量の 1/10 となった場合においても、混合までの時間は長くなる傾向とはなるが、スプレイ開始から 120 秒後には原子炉格納容器内の水素モル分率の分布の標準偏差が 10^{-2} にまで低下し、水素は原子炉格納容器内で混合することが確認される。

(3) 結論

原子炉格納容器のドーム部で水素が滞留 (成層化) した場合のスプレイによる水素濃度分布の攪拌について、INSPAT/CV コードを用いた解析により評価した。スプレイ流量が低下すると攪拌効果も遅れる傾向となるが、代替格納容器スプレイポンプとして想定される流量 (本設スプレイ流量の約 1/10) とした場合においても、スプレイ開始後の 120 秒程度で水素濃度が均一化することが確認された。



付図 3-1 原子炉格納容器概略構造と解析メッシュ



付図 3-2 水素モル分率の時間変化のスプレー流量依存性

(参考文献)

- [1] (財)原子力発電技術機構、平成 11 年度「格納容器内水素挙動解析評価に関する報告書」(平成 12 年 3 月)

(第5部 COCOコード)

目次

－ 第5部 COCOコード －

1. はじめに.....	5-3
2. 重要現象の特定.....	5-4
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	5-4
2.2 ランクの定義.....	5-5
2.3 物理現象に対するランク付け.....	5-6
3. 解析モデルについて.....	5-8
3.1 コード概要.....	5-8
3.2 解析モデル.....	5-8
3.3 入出力.....	5-11
4. 妥当性確認.....	5-14
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	5-14
4.2 CVTR試験.....	5-15
4.3 実機解析への適用性.....	5-20
5. 有効性評価への適用性.....	5-22
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）.....	5-22
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員等操作の観点）.....	5-22
6. 参考文献.....	5-23
添付1 解析コードにおける解析条件.....	5-24
添付2 CVTR Test-3 測定温度について.....	5-25
添付3 NUPEC試験（M-3シリーズ）について.....	5-27

1. はじめに

本資料は、炉心損傷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、COCO Ver.1（以下、「COCOコード」と称す。）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

COCOコードが適用される、炉心損傷防止対策における重要事故シーケンスグループについて、具体的な重要事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策のシーケンスグループ

(1) 全交流動力電源喪失 (RCP シール LOCA が発生する場合)

全交流動力電源喪失は、原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、重要度が特に高い安全機能を有する構築物、系統及び機器の交流電源が喪失する事象を想定する(全交流動力電源喪失発生)。

その後、全交流動力電源喪失による原子炉補機冷却水系の機能喪失に伴い、1次冷却材ポンプシール部へのシール水注入機能及びサーマルバリアの冷却機能が喪失し、1次冷却材ポンプシール部からの冷却材喪失に至り、ECCS等による冷却材の補給が行われない場合には炉心損傷に至る。また、原子炉格納容器内に1次冷却材が放出されることから、原子炉格納容器内の圧力及び温度が上昇し格納容器スプレイ等の除熱手段が作動しない場合には格納容器破損に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、タービン動補助給水および主蒸気逃がし弁を用いた2次冷却系強制冷却があり、1次冷却系を冷却及び減圧し、蓄圧注入を促進させることで事故初期の炉心冷却を確保することができる。また、代替交流電源の確立後は、燃料取替用水タンクを水源とした代替炉心注入手段により、炉心損傷を防止することができる。また、格納容器破損防止策としては、再循環ユニットに通水を実施して格納容器内自然対流冷却を実施することで、原子炉格納容器内の圧力及び温度の上昇を抑制する事ができる。

COCOコードによる評価は、原子炉格納容器の健全性に問題がない事を確認することが目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度」である。

(炉心冷却能力についてはM-RELAP5コードによる解析で確認する)

(2) 原子炉補機冷却機能喪失

(1) 全交流動力電源喪失と同様である。

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COCOコード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 2-1 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。

表 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	評価指標に対する影響度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員等操作への影響を評価する
M	評価指標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、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員等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、評価指標及び運転員等操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証及び妥当性評価は記載しない
I	評価指標に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転員等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、検証及び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

原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価指標とし、表 2-1 の定義に従い評価指標に対する影響度合いに応じて、事故シーケンスグループに対して抽出された物理現象について、表 2-2 のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要事象として抽出した。

なお、COCOコードを適用する事故シーケンスとしては「全交流動力電源喪失」時及び「原子炉補機冷却機能喪失」時の格納容器健全性評価である。両シーケンスに対する炉心冷却性確認のための解析はM-RELAP5コードで実施しているが、解析としては共通である。したがって、本資料中では「全交流動力電源喪失」を代表として記載するものとする。

2.3.1 原子炉格納容器関連

(1) 放出質量流量、放出エネルギー流量（1次冷却系からの冷却材放出）



(2) 気液界面の熱伝達



(3) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導



(4) 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



枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

表 2-2 各物理現象に対して重要度の分類

分類	物理現象	評価指標
原子炉格納容器	放出質量流量・放出エネルギー流量	全交流動力電源喪失 (原子炉補機冷却機能喪失)
	気液界面熱伝達	原子炉格納容器圧力
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	原子炉格納容器内温度
	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	H (COCOコードでは計算しないため「I」)

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

COCOコード(Ref. [1])は、LOCA 時の原子炉格納容器内の圧力、温度変化の評価を主目的に、米国 Westinghouse 社により開発された原子炉格納容器内圧解析コードであり、原子炉格納容器内を気相系と液相系に大別し、各系内では状態は一様とし、各々の系について質量及びエネルギー保存則を解く。

気相部の蒸気については過熱及び飽和状態、液相部の水については飽和及び未飽和状態を模擬することができ、どの状態にあるかは圧力、流体温度を内蔵された蒸気表に照らして蒸気及び水の状態を判別して、対応した状態方程式を用いる。また、原子炉格納容器スプレイ設備等の減圧系のみならず、原子炉格納容器内構造物との間の熱の授受もモデルとして組み込まれている。

3.2 解析モデル

COCOコードの評価モデル図を図 3-1 及び図 3-2 に示す。

3.2.1 ノード

対象とする流体としては空気、蒸気を取扱い、空気は理想気体として取扱う。ノードは単一であり、ノードの中は空気-蒸気混合相と液相の2相に分離し、各相内の温度、圧力は均一であるとして取扱う。ノード内の状態量は次の4区分に分けて模擬する。

- (i) 過熱蒸気とサブクール水
- (ii) 飽和蒸気とサブクール水
- (iii) 過熱蒸気と飽和水
- (iv) 飽和蒸気と飽和水

3.2.2 保存則

原子炉格納容器内の空気-蒸気混合相、液相の温度、圧力は質量保存式、エネルギーの保存式、体積方程式、状態方程式等を数値解法により解き求めている。

<質量保存則>

$$\frac{dM_a}{dt} = \sum (m_a)_v$$

$$\frac{d[M_{s1} + M_{w1}]}{dt} = \sum (m_s)_i + \sum [(m_s)_v - m_C + m_B] \quad \dots \textcircled{1}$$

$$\frac{d(M_{w2})}{dt} = \sum (m_w)_i - m_R + m_{SP} + m_C - m_B$$

ここで、

- M_a : 空気質量
- $(m_a)_v$: 空気ベント流量
- M_{s1} : 蒸気質量 (蒸気相)
- M_{w1} : 水質量 (蒸気相)
- $(m_s)_i$: 放出質量流量 (蒸気相)
- $(m_s)_v$: 蒸気ベント流量
- m_c : 凝縮質量流量
- m_B : 沸騰質量流量
- M_{w2} : 水質量 (液相)
- $(m_w)_i$: 放出質量流量 (液相)
- m_R : 格納容器再循環サンプル取水流量
- m_{SP} : 格納容器スプレイ流量

サンプル水がサブクール水の場合には沸騰質量流量 $m_B=0$ となり、蒸気が過熱状態の場合には凝縮質量流量 $m_c=0$ となる。

質量保存則は原子炉格納容器内の空気、蒸気、水に対し各々考慮している。①式の右辺は各相への質量の収支を表すが、破断流の他、蒸気相に対しては凝縮による減少、格納容器再循環サンプル水の沸騰による増加も考慮している。また、水 (液相) に対しては、さらに格納容器再循環サンプルからの再循環時の取水による減少、格納容器スプレイ水による増加も考慮している。

<エネルギー保存則>

$$\frac{d(M_i h_i)}{dt} - V \frac{dP}{dt} = \Sigma(m_i h_i) + \Sigma Q \dots \textcircled{2}$$

但し、 M_i : 原子炉格納容器内の各相質量 (i=空気-蒸気、液相)

h_i : エンタルピ (i=空気-蒸気、液相)

t : 時間

V : 原子炉格納容器有効体積

P : 圧力

m : 原子炉格納容器内の質量流量

Q : 熱量

エネルギー保存則は原子炉格納容器内の空気-蒸気相、水 (液相) に対し各々考慮している。②式の右辺の第1項は、原子炉格納容器内各相への放出エネルギー流量である。右辺の第2項は原子炉格納容器減圧装置 (スプレイ系、空調系)、ヒートシンク、再循環運転に起因して流出入する熱量である。

<体積方程式>

$$V = V_{as} + V_l \cdots \textcircled{3}$$

但し、 V : 原子炉格納容器有効体積

V_{as} : 空気-蒸気相体積

V_l : 液相体積

原子炉格納容器体積は一定であるので、原子炉格納容器内の空気-蒸気相体積と液相体積の合計が保存される。

3.2.3 ヒートシンク

原子炉格納容器本体及び内部構造物は平板として模擬され、表面熱伝達係数は修正田上-内田の式が内蔵されている。全交流動力電源喪失時の格納容器健全性評価においては内田の式を適用している。

ヒートシンクとしての原子炉格納容器本体及び構造物内部の温度は厚み方向の分布を考慮し、縦、横方向の分布は一定であるとする。ヒートシンクの温度分布は、一般的な1次元熱伝導方程式(④式)を厚さ方向に分割して解く事により求める。但し、内表面及び外表面については雰囲気との熱伝達も考慮する。

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = \frac{d}{dX} \left[k \frac{dT}{dX} \right] \cdots \textcircled{4}$$

但し、 ρ : 密度

C_p : 定圧比熱

T : 温度

t : 時間

k : 熱伝導率

X : 厚さ方向位置

3.2.4 その他

工学的に必要とされる以下の項目を選択模擬して評価することができる。

- ① 格納容器スプレイによる除熱量計算
- ② 格納容器空調装置による除熱量の計算
- ③ 格納容器再循環サンプル水温度、格納容器スプレイ冷却器、余熱除去冷却器、原子炉

補機冷却水冷却器間の熱平衡量の計算とこれらによる空気-蒸気混合相、液相からの除熱量の計算

- ④ ノードへの空気の添加、除去の影響
- ⑤ 外気との熱伝達（太陽熱、輻射、対流）の影響

3.3 入出力

COCOコードによる評価の入出力を図 3-1 に示す。また、主要なインプットデータは以下の通り構成される。インプットデータの元となる「原子炉格納容器関連データ」、「境界条件データ」を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉格納容器の自由体積
- ② 原子炉格納容器内構造物の形状、数量、物性、初期温度など
- ③ 格納容器スプレイ、減圧系の特性及び作動パラメータ
- ④ 原子炉格納容器圧力、温度、湿度などの初期条件
- ⑤ 破断流（放出質量流量及び放出エネルギー流量）（全交流動力電源喪失時の評価でM-R ELAP 5 コードの計算結果を入力）

上記をインプットデータとして、原子炉格納容器内圧解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉格納容器圧力変化
- ② 原子炉格納容器内温度変化
- ③ 格納容器再循環サンプル水の温度変化
- ④ 熱構造体（ヒートシンク）温度

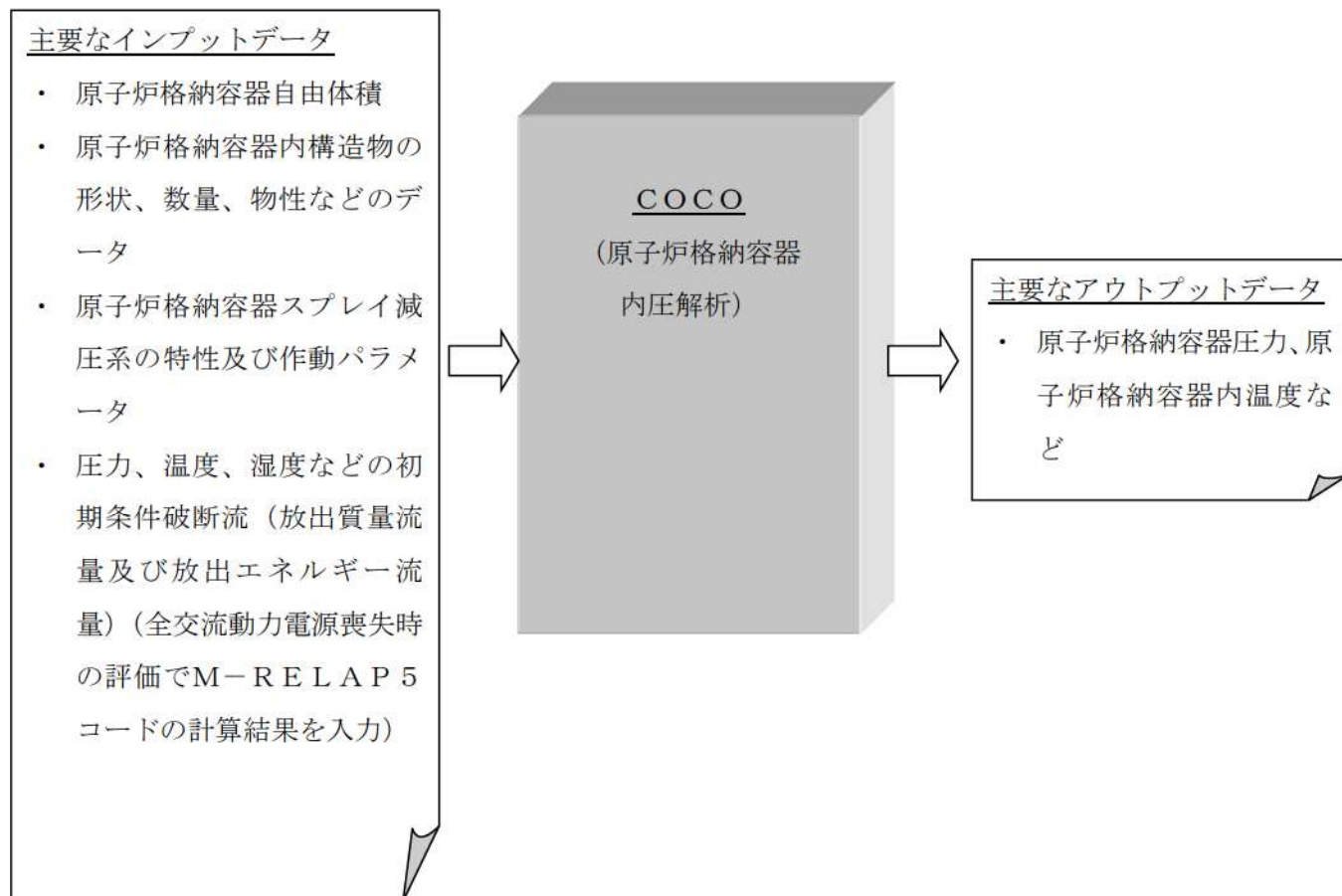


図 3-1 COCOコードモデル

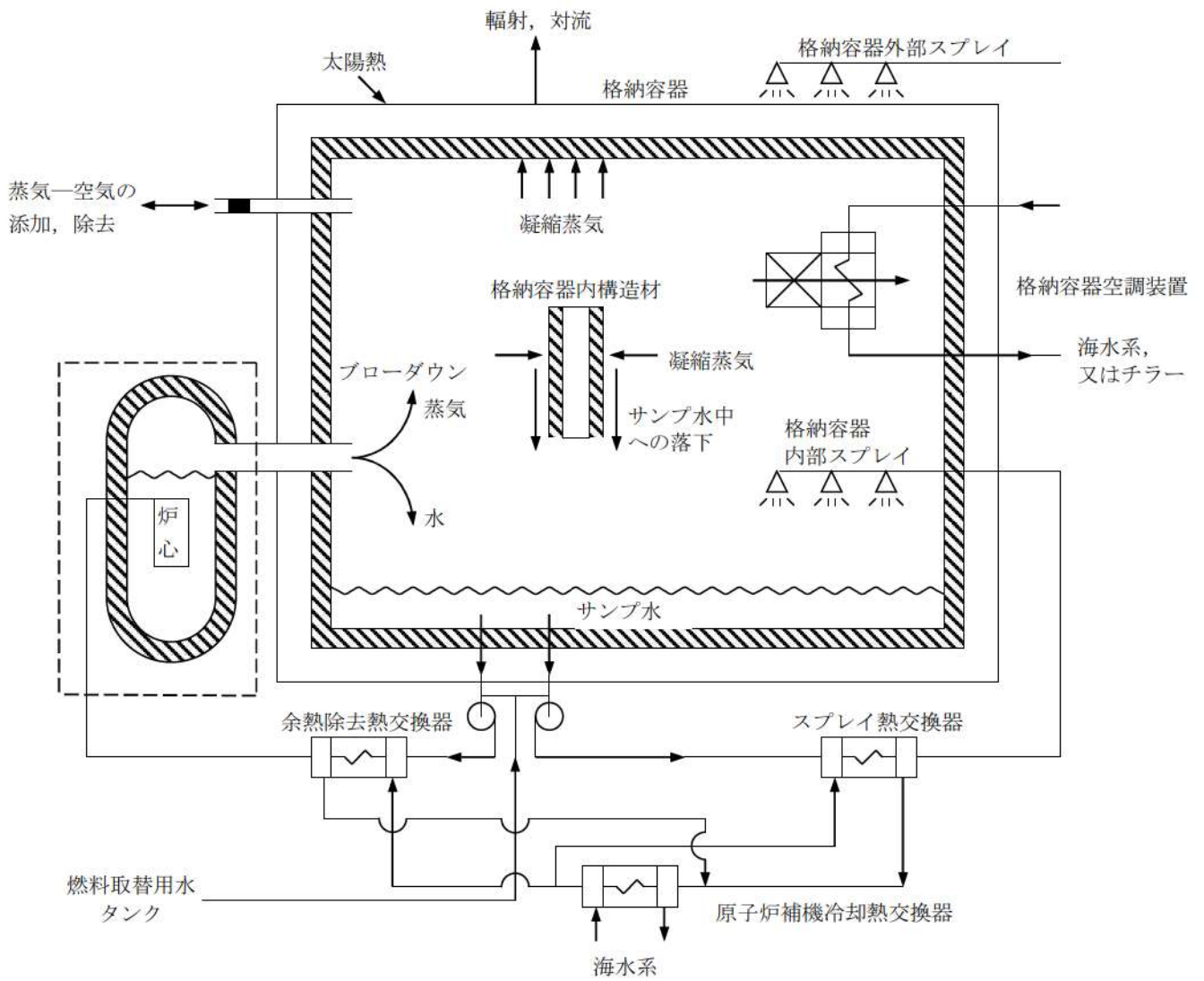


図 3-2 COCOコードモデル概念図

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

COCOコードの原子炉格納容器健全性評価への適用性検証のため、CVTR（Carolina Virginia Tube Reactor）実験解析を実施した。CVTR 実験は設計基準事故（DBA）を模擬した総合試験であるが、前述の通り、重要となる原子炉格納容器への放出質量流量及び放出エネルギー流量に対する原子炉格納容器の除熱性能を確認するための試験データとして採用する。対象とした実験ケースは Test-3 であり、一定時間の蒸気放出後、格納容器スプレイを作動させずに蒸気の凝縮及び自然対流による減圧挙動を観測したケースである。

また、表 4-1 に「H」ランクとして抽出された重要現象とその妥当性確認方法を示す。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	物理現象	CVTR Test-3 実験解析	関連モデル
原子炉格 納容器	構造材との熱伝達 及び内部熱伝導	図 4-3 図 4-4	ヒートシンク熱伝達モデル ヒートシンク内熱伝導モデル

4.2 CVTR 試験

実験は1969年にU.S. Atomic Energy Commission's Water Reactor Safety Program の一部として実施された。このプロジェクトの目的は、CVTR 格納容器を用いて発電用原子炉の安全評価に直接適用可能な情報を得ることにあつた。(Ref.[2])

4.2.1 試験装置の概要

(a) 格納容器

格納容器は鉄筋コンクリート製で、平らな底板のあるシリンダ構造物に半円球ドームをかぶせた構造になっている。自由体積は約 6,400m³である。

(b) 蒸気注入設備

試験で用いる蒸気は、格納容器近隣にある石炭火力発電所より供給される。

(c) 格納容器スプレイ

格納容器の減圧用散水スプレイシステムが DBA 模擬実験のために設置された。スプレイノズルは格納容器をカバーできるように配置されている。

(d) 計測設備

CVTR 試験では格納容器内圧力、格納容器内空気温度、格納容器壁面温度などが計測されている。

4.2.2 試験条件 (Test-3)

初期格納容器圧力：大気圧

初期格納容器温度：約 27 (°C)

注入質量流量 : 45 (kg/sec)

エネルギー注入流量：3×10⁴ (kcal/sec)

蒸気注入終了時刻：166.4 (sec)

格納容器スプレイ：作動無し

4.2.3 試験結果 (Test-3)

最高圧力 : 1.27 (kg/cm²G)

最高圧力発生時刻：163 (sec)

最高温度 : 113 (°C)

最高温度発生時刻：163 (sec)

4.2.4 解析結果

図 4-1 にCOCOコードの解析モデル概念図を、図 4-2 に CVTR 格納容器構造の概

略図を示す。COCOコードでは、原子炉格納容器内部の熱的状态を単一ノードで模擬し、その内部で空気-飽和蒸気混合相と液相の2相に分離し各相内の圧力、温度は均一であるとして扱われる。

ヒートシンク表面の熱伝達モデルとしては修正内田の式を使用している。なお、本モデルは全交流動力電源喪失時の原子炉格納容器健全性評価で使用しているモデルと同様である。なお、解析においては外部との熱伝達を考慮せず、断熱扱いとしている。また、自由体積やヒートシンクデータについては特に保守性を考慮せずに **As Built** データを使用している。

COCOコードを用いた検証解析の結果を図4-3、図4-4に示す。図4-3に示すように、原子炉格納容器圧力については解析結果が実験結果（原子炉格納容器最高圧力）を上回って推移していることが確認できる。また、原子炉格納容器内温度については、解析結果が測定位置を勘案して算出した CVTR 実験装置の平均温度を上回って推移していることが確認できる。これは修正内田の式がヒートシンク表面の熱伝達を過小評価していることを示しており、これにより試験結果に対してピーク圧力は約1.6倍、ピーク温度は約40° F（約20°C）それぞれ高めの解析値を得ている。

従って、放出された蒸気がヒートシンク表面で凝縮するような事象に対して、熱伝達モデルとして修正内田の式を使用したCOCOコードによる解析は原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高めに評価しているといえる。

表 4-2 CVTR と実機 PWR の比較

	CVTR	PWR プラント(注 1)
格納容器自由体積(m ³)	6,400	約 42,000~約 73,000
放出質量流量 (kg/sec)	45	約 85~5 (注 2)
放出エネルギー流量 (kcal/sec)	30,000	約 27,000~1,000 (注 2)

(注 1)代表 2、3、4 ループプラント

(注 2)全交流動力電源喪失事象における 24 時間までの解析結果

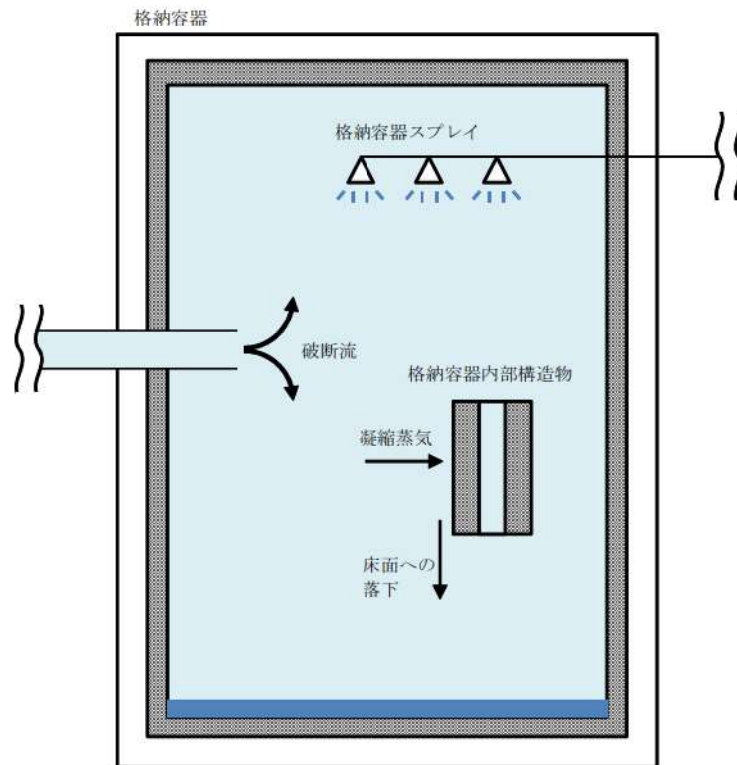


図 4-1 COCOコード解析モデル概念図

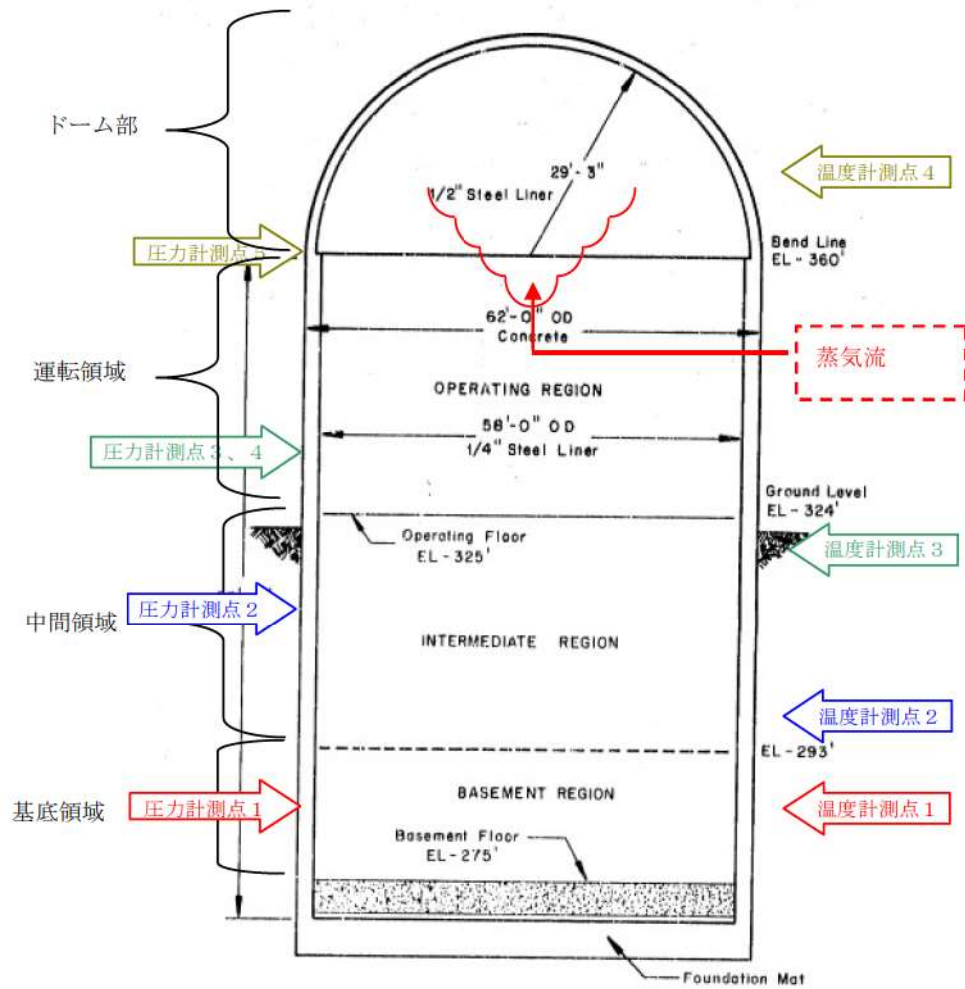


図 4-2 CVTR 格納容器構造概要図



図 4-3 CVTR 実験 (Test-3) 圧力変化



図 4-4 CVTR 実験 (Test-3) 温度変化

枠囲いの内容は、商業機密に属
しますので公開できません。

4.3 実機解析への適用性

COCOコードを使用した実機解析で対象とする事故シーケンスは全交流動力電源喪失であり、RCP シール部の破損により 1 次冷却材が原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器内圧、雰囲気温度が上昇する状況をCOCOコードにより解析評価を実施している。内圧及び温度の上昇を抑制する効果としては原子炉格納容器内の構造物によるヒートシンク効果しか期待できないため、検証解析としては CVTR 試験 Test-3 を選定している。この試験は 4.2 で述べたとおり、格納容器内に蒸気を一定時間放出させて、その後ヒートシンク効果により減圧及び冷却させており、内圧及び温度の抑制効果として、ヒートシンクにのみ期待している点が全交流動力電源喪失事象と類似している。CVTR 試験装置と実機 PWR の比較を表 4-2 に示す。自由体積は実機 PWR に対して 1/10 程度であるが、放出質量流量及び放出エネルギー流量については、実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」のそれらとほぼ同等である。この点が、実験検証と実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」の条件の大きな違いであるものの、添付 3 に示す漏えい量の小さい NUPEC 試験の知見(Ref.[3][4])から、COCOコードを実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」の原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価する場合に用いることは妥当であるといえる。

また、ヒートシンク表面における熱伝達の不確かさについては、熱伝達モデルとして修正内田の式を適用することで、格納容器圧力についてはピーク圧力を約 1.6 倍高く、格納容器雰囲気温度については約 40°F (約 20°C) 高めに評価することを確認している。したがって、CVTR 試験 Test-3 で妥当性が確認されたCOCOコードを実機 PWR の「全交流動力電源喪失」時の原子炉格納容器健全性解析に使用することは妥当である。

CVTR 検証解析では、格納容器自由体積やヒートシンク物量として最適値を使用しているが、格納容器圧力及び温度を高めに予測している。この過大評価の傾向はヒートシンク表面の凝縮熱伝達を小さく見積もることによるが、特にドーム部についてフルスケール規模に外挿すると、自由体積、即ち熱源となる蒸気量に対してヒートシンクとなる壁面の割合が相対的に小さくなることから、過大評価傾向は緩和される傾向になるものと考察される。しかし、熱伝達による凝縮を小さく予測するモデルであること、さらには実機 PWR の解析では不確かさを考慮して自由体積やヒートシンク物量がそれぞれ小さく設定されることから、実機 PWR の原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度を高めに評価されると判断できる。

実機の「全交流動力電源喪失」事象に対する有効性評価解析では事故後 24 時間までの解析を実施しており、CVTR 実験や NUPEC 試験よりも長期間となるが、放出された蒸気が原子炉格納容器内の構造物(ヒートシンク)との熱伝達により凝縮することで原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度の上昇を抑制するという現象は事象発生直後から長期に至るまで継続する。したがって、CVTR 実験に対する検証解析や NUPEC 試験の結果から得ら

れるCOCOコードの実機解析への適用性は、長期にわたる有効性評価解析に対しても当てはまると判断できる。

また、COCOコードによる解析は原子炉格納容器を単一ノードとした原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度等の解析であることから、ループ数が異なるプラントにおいても適用が可能である。

以上より、COCOコードは実機の「全交流動力電源喪失」への適用性を有するとともに、本章の検証及び妥当性確認によりヒートシンク熱伝達モデル及びヒートシンク内部熱伝導モデルの不確かさについても、実機の「全交流動力電源喪失」に適用できるといえる。

5. 有効性評価への適用性

4章にて議論した実験解析を踏まえ、COCOコードでHランクとした物理現象の不確かさについては、下記の通りである。

構造材との熱伝達については修正内田の式を用いることで、熱伝達率を小さく見積もることができ、評価指標である原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高め評価できることが確認された。

以下においては、COCOコードを用いて評価を実施する重要事故シーケンスにおいて評価指標の視点及び運転員等操作の視点から、上記の不確かさがどのような影響を与えるか考察を行った。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

COCOコードが適用される重要事故シーケンスは炉心損傷防止対策における「全交流動力電源喪失（RCP シール LOCA）」である。本事象では、1次冷却材ポンプシールからの1次冷却材漏えいが発生し、漏えいに伴い質量及びエネルギーの放出が生じるが、原子炉格納容器内のヒートシンクによる除熱により、圧力及び雰囲気温度の上昇が抑制される。従って、1次冷却系からの放出質量流量及び放出エネルギー流量と原子炉格納容器内ヒートシンクによる吸熱が重要な物理現象となり、COCOコードではプラント過渡解析コードであるM-R E L A P 5 コードで計算される放出質量流量及び放出エネルギー流量を境界条件として与え、原子炉格納容器内のヒートシンク量やヒートシンク表面の熱伝達係数を小さく設定（修正内田の式を適用）することで、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高め評価することができる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員等操作の観点）

本事象における運転員等操作としては、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力まで上昇した時に、格納容器再循環ユニットに通水を実施して格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度の上昇を抑制することであるが、最高使用圧力に到達するまでには十分な時間余裕があるため、不確かさが運転員等操作に影響を与えることはない。

6. 参考文献

- [1] 三菱PWR原子炉格納容器内圧評価解析手法, MHI-NES-1016,改0 三菱重工業, 平成12年
- [2] R.C.Schmitt, et al., “Simulated Design Basic Accident Tests of The Carolinas Virginia Tube Reactor Containment“, TID-4500, Dec. 1970
- [3] 財団法人 原子力発電技術機構、原子炉格納容器信頼性実証試験 可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験（最終試験報告書）、平成5年3月（非公開資料）
- [4] 独立行政法人 原子力安全基盤機構（財団法人 原子力発電技術機構）、「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成4年度）」、平成5年3月

添付 1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件	
原子炉格納容器関連 データ	原子炉格納容器内自由体積	
	初期温度	
	初期圧力	
	ヒートシンク（伝熱面、表面積、厚さ、材質の物性、初期温度）	原子炉格納容器ドーム部およびリングガータ
		原子炉格納容器シリンダ部
		原子炉格納容器コンクリート
		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）		
境界条件データ	破断流	放出質量流量
		放出エネルギー流量

添付 2 CVTR Test-3 測定温度について

CVTR 試験では、4カ所の異なる高さ位置に温度計を設置して温度測定を実施している。
(Ref.[2])

付図 2-1 に 4カ所での測定値とCOCOコードでの解析値を示す。Test-3 試験では格納容器の上部に直接蒸気を放出しているため、上部の温度が高くなりやすい傾向にある。放出蒸気によって暖められた空気-蒸気の混合気体が拡散することで下部の温度も上昇しているが均一に混ざるには至っていない。

一方、COCOコードでは解析体系を1ノードで扱うため、算出された温度は系全体の平均温度となる。COCOコードによる解析結果と試験結果を比較するために、試験結果の平均値を算出した。平均温度の算出方法は次項に示す。

この平均温度と比較してCOCOコードの解析結果は全解析期間にわたって高めの温度を予測していることから、全交流動力電源喪失時の原子炉格納容器健全性評価で使用している熱伝達モデル(修正内田の式)を使えば試験結果を高めに予測できるといえる。

なお、本試験では高温蒸気を格納容器の上部に放出しているため、密度差による対流が起こりにくい状況であると考えられるが、PWRプラントにおけるSBO時RCPシールLOCAの事象では格納容器の下部に高温の2相流体が放出され、蒸気が密度差によって原子炉格納容器上部に拡散すると考えられるため、Test-3のような広い空間における顕著な温度分布は生じないと考えられる。



付図 2-1 CVTR Test-3 測定温度と COCO コードの解析結果の比較

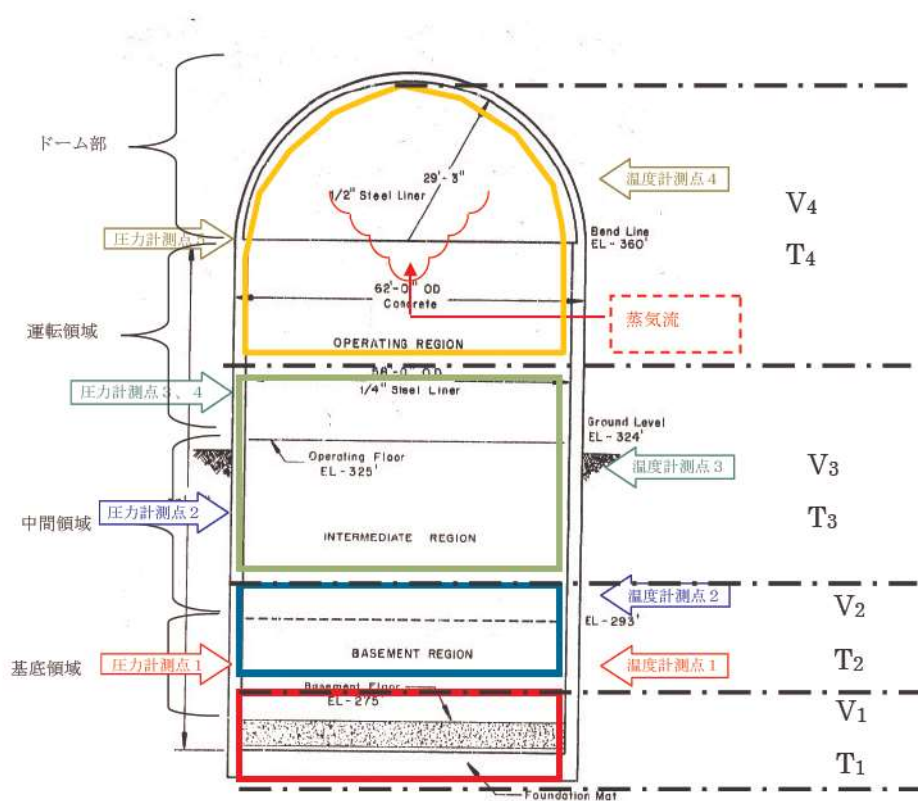
<平均温度の算出方法>

各測定点（高さ）の担当範囲の境界を測定点の中間高さとして、担当範囲の体積を求めて、各測定点の担当体積に応じた重みを掛けて平均温度を算出した。

$$T_{avg} = \frac{T_1 \times V_1 + T_2 \times V_2 + T_3 \times V_3 + T_4 \times V_4}{V_1 + V_2 + V_3 + V_4}$$

V_i : 測定点 i の担当する体積

T_i : 測定点 i における測定温度



付図 2-2 平均温度算出のための体積区分

添付 3 NUPEC 試験 (M-3 シリーズ) について

(財)原子力発電技術機構 (NUPEC) において昭和 62 年~平成 4 年に実施された可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験であり、炉心損傷事故時における格納容器内水素の濃度分布と混合挙動及び格納容器内水素の燃焼挙動を把握するとともに、放出蒸気等による水素燃焼抑制効果も併せて確認し、また格納容器内の放射性物質の捕集特性の把握ならびに格納容器の耐圧機能限界の把握を行い、格納容器の健全性について総合的評価を実施したものである。

一連の試験の中で、格納容器内に水蒸気のみを放出した試験が実施されており (M-3 シリーズ)、ここではこの試験結果を参照してCOCOコードの実機解析への適用の妥当性について確認する。

<試験の概要>

(1) 格納容器

格納容器はドライ型 4 ループ PWR の 1/4 規模であり、4 ループ相当の区画が模擬されており、自由体積は 1,300m³ である。付図 3-1 に試験設備の概要図を示す (Ref.[4])。

(2) 蒸気供給設備

配管破断時の放出蒸気を模擬するため蒸気供給設備を設けている。

(3) 計測設備

雰囲気温度、圧力、格納容器壁面温度、区画壁面温度が計測されている。圧力は区画間圧力損失が微小であることからドーム部の圧力を代表して測定している。区画壁面温度及び空間温度は熱電対により計測している。

<試験条件 (M-3 シリーズ) >

放出水蒸気による格納容器内循環確認試験として、格納容器内に水蒸気のみを流入させて、各区画内温度分布、圧力計測を実施している。

M-3-1~4 の各試験条件を付表 3-1 に示す (Ref.[4])。

<試験結果 (M-3 シリーズ) >

試験結果を付図 3-2~5 に示す (Ref.[3])。ドーム部及び一般部について複数の高さ位置について温度が計測されているが、いずれの試験においてもドーム部については各測定位置で顕著な温度差は認められない。これは放出水蒸気により格納容器内循環が発生しており、ドーム部において温度成層化していない事を示している。

<COCOコードの実機解析への適用性>

本試験は水蒸気の放出量として実機の「全交流動力電源喪失」時相当若しくはそれよりも

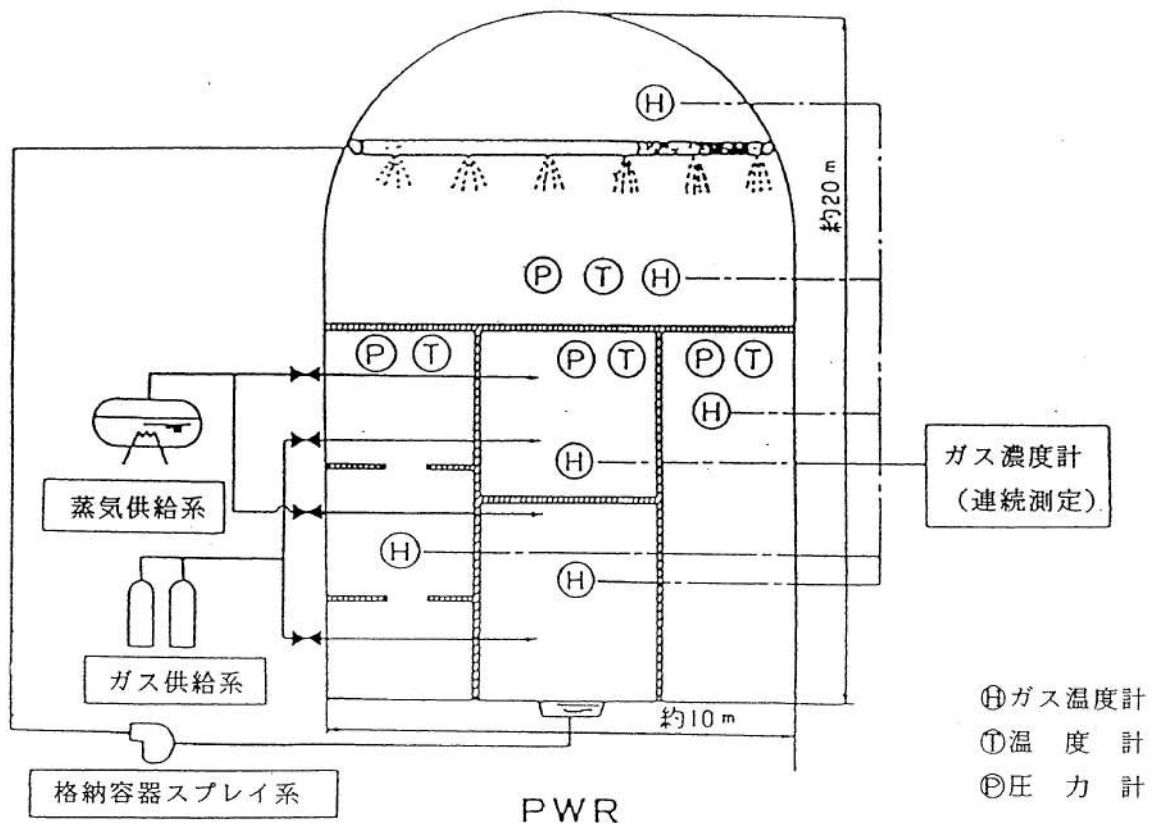
少ない条件において試験を実施している。本試験結果からもドーム部においては有意な温度成層化は認められていない。したがって、本試験のように小さい漏えい量においても原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価する場合に原子炉格納容器内を1ノードで模擬するCOCOコードを用いることは妥当であるといえる。

付表 3-1 NUPEC 試験の試験条件 (M-3 シリーズ)

Run No.	格納容器初期温度 (°C)	水蒸気放出			放出位置	格納容器自由体積 (m ³)
		流量 (kg/sec)	時間 (min)	気体温度 (°C)		
M-3-1	室温	0.08	30	105	SG ループ室 下部基礎部	1,300
M-3-2	室温	0.33	30	128	SG ループ室 下部基礎部	
M-3-3	82	0.33	30	130	SG ループ室 下部基礎部	
M-3-4	室温	0.33	30	128	加圧器逃し タンク	
(参考) 実機 PWR (注 1)	約 50°C	約 85~5 (二相放出) (注 2)	—	約 300 (1次冷却系 初期温度)	SG ループ室 下部	約 42,000~ 約 73,000

(注 1) 代表 2, 3, 4 ループの「全交流動力電源喪失事象」における解析条件及び解析結果

(注 2) NUPEC 試験における水蒸気放出量を実機の規模に換算した場合、約 19~3kg/sec



付図 3-1 NUPEC 試験設備概念図



付図 3-2 NUPEC 試験 (M-3-1) 試験結果



付図 3-3 NUPEC 試験 (M-3-2) 試験結果

枠囲いの内容は、非公開資料(Ref. [3])の内容ですので公開
できません。



付図 3-4 NUPEC 試験 (M-3-3) 試験結果



付図 3-5 NUPEC 試験 (M-3-4) 試験結果

枠囲いの内容は、非公開資料(Ref. [3])の内容ですので公開
できません。

泊発電所3号炉審査資料	
資料番号	SAE10 r.4.0
提出年月日	令和5年6月30日

泊発電所3号炉
重大事故等対策の有効性評価

付録4 原子炉格納容器からの漏えいに関する
エアロゾル粒子の捕集効果の設定について

令和5年6月
北海道電力株式会社

原子炉格納容器からの漏えいに関する
エアロゾル粒子の捕集効果の設定について

目 次

	頁
1. はじめに	1
2. 原子炉格納容器の構造と原子炉建屋への漏えい経路	1
2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所	2
3. 漏えい経路におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見	11
3.1 NUPEC 試験概要	18
3.2 NUPEC 試験結果	21
4. NUPEC 試験の実機への適用性	24
4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察	26
4.2 シール材の差異に対する考察	33
4.3 圧力条件に対する考察	41
4.4 蒸気条件に対する考察	41
4.5 破損時と健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する 考察	41
5. まとめ	48

1. はじめに

重大事故等時の被ばく評価等における環境への放射性物質の放出量評価においては、原子炉格納容器の限界温度、限界圧力を下回る領域において、最高使用圧力に応じた設計漏えい率を考慮し原子炉格納容器からの漏えい量を評価している。

ここで、原子炉格納容器からのエアロゾル粒子の漏えいは、原子炉格納容器フランジのシール部や電線貫通部のシール部において重大事故等時の条件下で漏えい孔が生じた場合、これを主たる経路として発生すると考えられる。

漏えい経路は非常に狭く複雑な形状を示すことから、エアロゾル粒子が捕集される効果が期待される。

本資料は、重大事故等時の PWR の原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果を表す除染係数（以下「DF」という。）に関し、「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書（原子力発電技術機構 平成 15 年 3 月）」（以下「NUPEC 総括報告書」という。）で報告されている放射性物質捕集特性試験の実機への適用性の確認及び適用可能な DF についてまとめたものである。

2. 原子炉格納容器の構造と原子炉建屋への漏えい経路

PWR の原子炉格納容器は鋼製円筒型格納容器（鋼製 CV）及びプレストレストコンクリート製格納容器（PCCV）といった種類があり、その構造は前者が鋼鉄製の容器、後者が鉄筋コンクリートの表面を鋼材でライニングした構造であるかの違いはあるが、そのバウンダリ部は溶接又はガスケット等でシールされており、放射性物質を閉じ込めるための気密性の高い構造となっている。

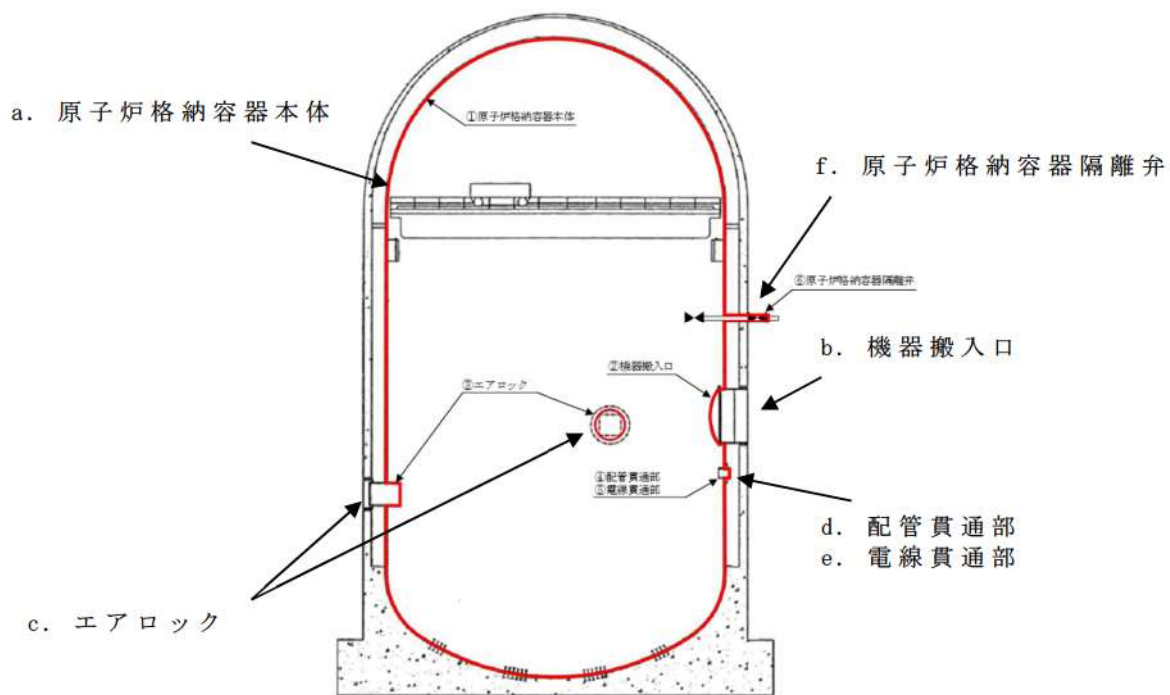
そのため放射性物質が原子炉格納容器外へ放出される際には、これらのガスケット等のシール部から漏えいするものと考えられる。以下に実機の構造と漏えい想定箇所について泊発電所3号炉で採用している鋼製CVで示す。

2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所

原子炉格納容器の構造から漏えい箇所を想定するにあたり、鋼製CVの概要図を図2-1に示す。

原子炉格納容器バウンダリの構成部について、重大事故等時における放射性物質の閉じ込め機能を喪失させる要因（以下「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴う以下の要因が想定される。

原子炉格納容器バウンダリの構成部を機能喪失要因別に分類し表2-1に示す。



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

- a. 原子炉格納容器本体（一般部及び局部）
- b. 機器搬入口
- c. エアロック
- d. 配管貫通部
- e. 電線貫通部
- f. 原子炉格納容器隔離弁

図 2-1 PWR（鋼製 CV）の原子炉格納容器の概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

表 2-1 PWR の原子炉格納容器（鋼製 CV）バウンダリの構成部における機能喪失要因（泊発電所 3 号炉の場合）

構成部		機能喪失要因	
		構造部	シール部
a. 原子炉格納容器本体	一般部及び局部	延性破壊	—
b. 機器搬入口	蓋	座屈	—
	フランジ	延性破壊	—
	ボルト	延性破壊	—
	シール部	—	変形, 高温劣化
c. エアロック	隔壁	延性破壊	—
	シール部	—	変形, 高温劣化
d. 配管貫通部	貫通配管	延性破壊	—
	スリーブ	延性破壊	—
	端板	延性破壊	—
	閉止フランジ	延性破壊	シール能力不足による漏えい
	閉止板	延性破壊	—
	伸縮継手	疲労破壊	—
	短管	圧壊	—
e. 電線貫通部	本体及び端板	延性破壊	—
	モジュール	—	エポキシ樹脂付着力低下, Oリング変形
f. 原子炉格納容器隔離弁	耐圧部材	延性破壊	—
	シール部	—	変形

上記の原子炉格納容器バウンダリの構成部のうち、構造部については鋼材で構成されており連続構造であることから漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。

一方、シール部については、シール材と鋼材を密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。

ここで、各構成部のシール部はその構造及び漏えいのメカニズ

ムから、以下の三つに分類できる。(泊発電所3号炉を例に主なシール部の構造を図2-2から図2-8に示す。)

- ① フランジ構造のシール部 (b. 機器搬入口, c. エアロック, d. 配管貫通部)
- ② 電線貫通部のシール部 (e. 電線貫通部)
- ③ 原子炉格納容器隔離弁のシール部 (f. 原子炉格納容器隔離弁)

重大事故等環境下での原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果の設定という本資料の目的に照らすと、前記①から③のうち原子炉格納容器の気相部から原子炉格納容器外への漏えいが評価の対象となる。本資料で適用している実機想定試験でのエアロゾル粒子の捕集効果は、フランジ構造や電線貫通部のシール部の漏えい経路において測定したものであり、原子炉格納容器全体の漏えい率に相当する大きな経路のものとなっている。

さらに、原子炉格納容器隔離弁のシール部は、以下の a. ~ d. のような配管構成等であり、原子炉格納容器隔離弁漏えい率試験^{*1}の実績も踏まえると、フランジ構造や電線貫通部のシール部からの漏えいに着目することが適切である。

- a. 液相に接続する配管 (封水の効果を期待できる)
- b. 原子炉格納容器の内外で閉じた系を構成する配管
- c. 気相に接続する配管のうち事故時に閉となる隔離弁を持つ配管 (原子炉格納容器の限界温度及び圧力に対する健全性を確認した二つの隔離弁を設けている)
- d. 気相に接続する配管のうち事故時に開となる隔離弁を持つ配管 (計装等) (原子炉建屋への漏えい経路となり得る計器等)

と配管の取り合い部は、シール材を使用しており、また少数かつ小口径である)

※1 一般社団法人日本電気協会 原子炉格納容器の漏えい率試験規程 (JEAC4203)

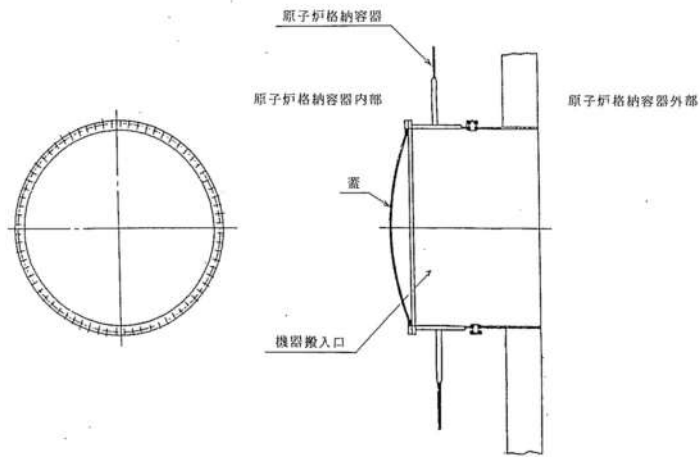


図 2-2 機器搬入口概略図
(泊発電所 3 号炉の場合)

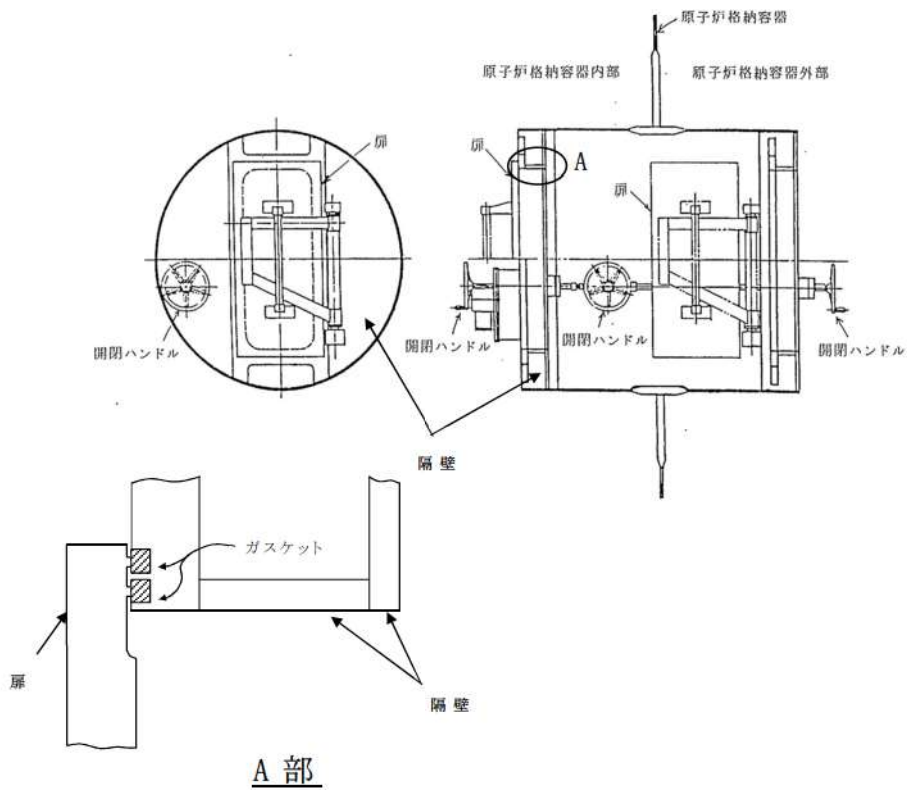


図 2-3 エアロック概略図
(泊発電所 3 号炉の場合)

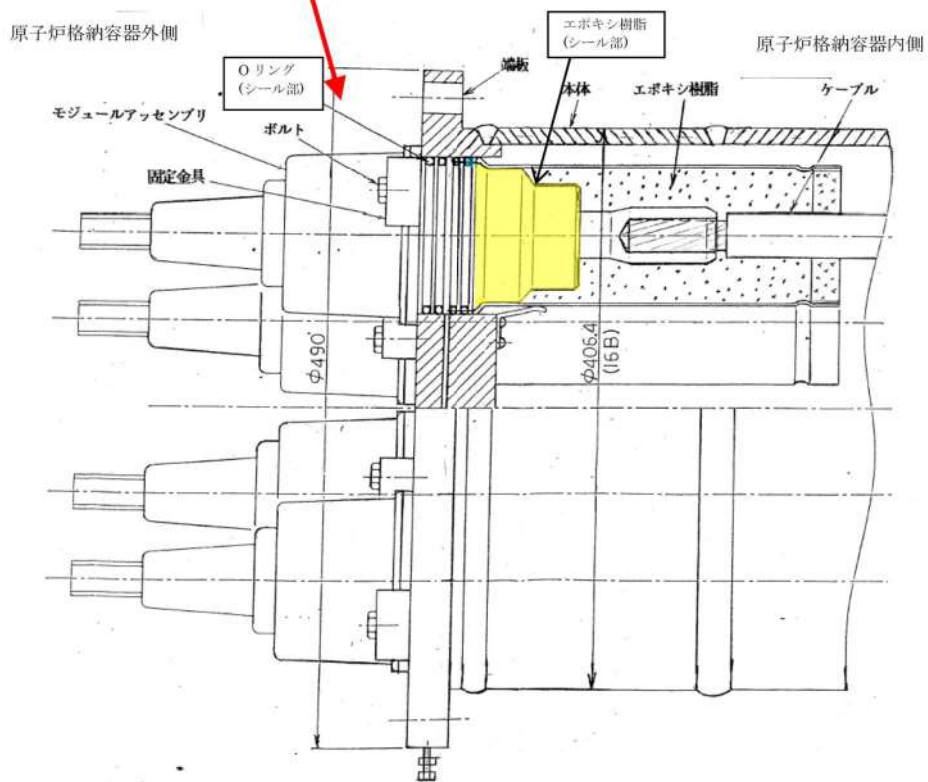
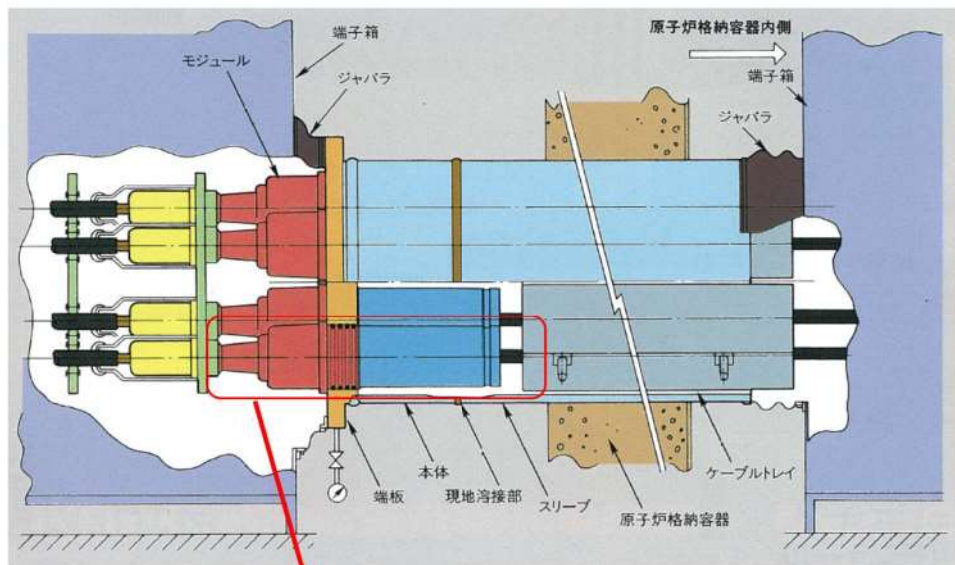


図 2-4 電線貫通部（モジュラー型／高電圧）シール部概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

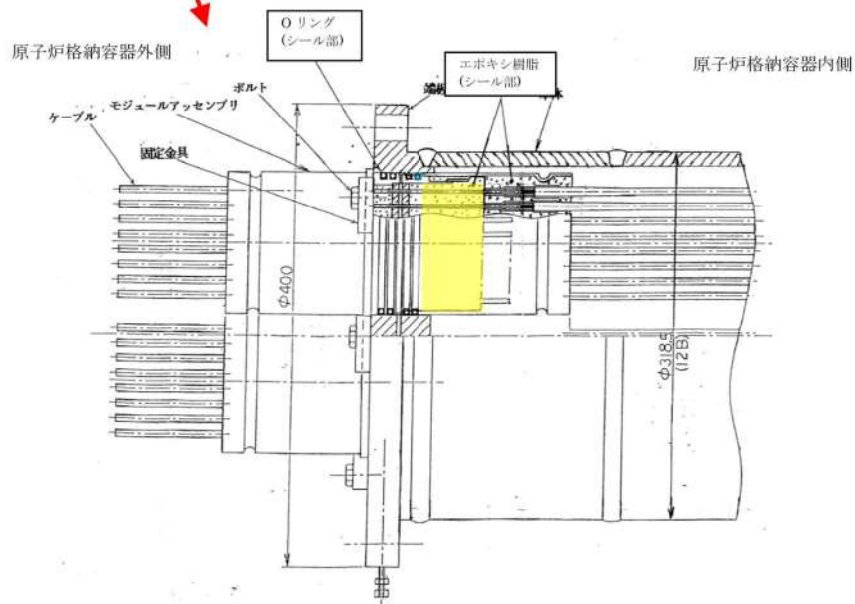
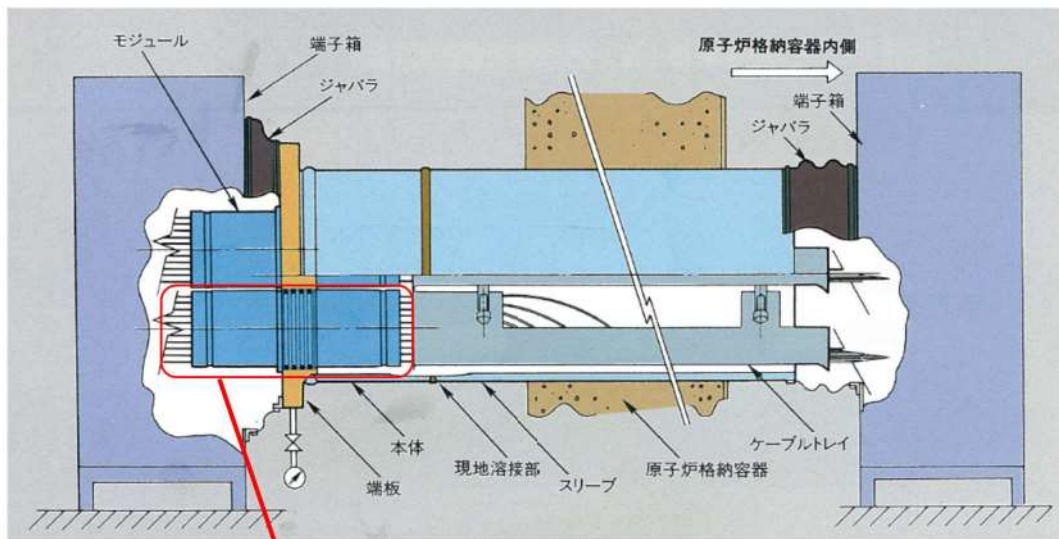


図 2-5 電線貫通部（モジュラー型／低電圧）シール部概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

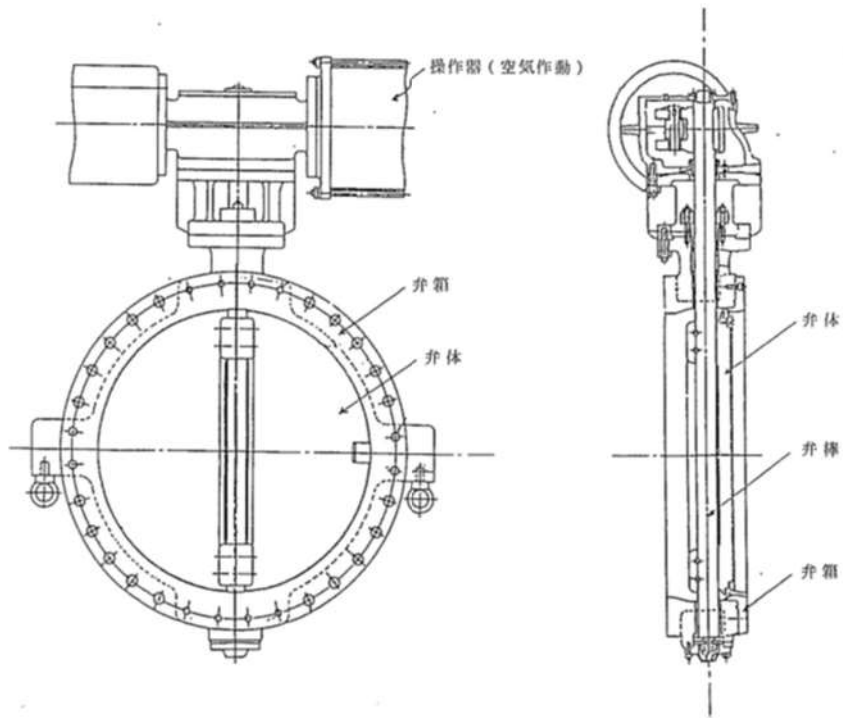


図 2-6 空調用バタフライ弁 (例)
 (泊発電所 3 号炉の場合)

3. 漏えい経路におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見

漏えい経路を通るエアロゾル輸送の理論的及び実験的研究に関しては、米国サンディア国立研究所報告書「SAND2009-1701」^{※1}において文献が調査されている。ここではエアロゾルによる流路の閉塞に関する実験データをレビューしてエアロゾル輸送を予測するための簡易モデルを提唱した「Morewitz, et al.の研究」^{※2}をはじめ、毛細管やスロットなどでの小規模実験、コンクリートクラックや原子炉格納容器貫通部からの漏えい試験などが報告されている。

また、軽水炉のシビアアクシデント安全研究分野でのヨーロッパ及び各国の研究結果をまとめた「Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology」^{※3}においても核分裂生成物の輸送と放出についていくつかの試験データが報告されている。原子炉格納容器からの漏えいに係るエアロゾルの捕集特性に関連する試験を表 3-1 にまとめる。

これらの試験はその目的に応じ様々な条件下において漏えい経路でのエアロゾルの捕集効果、蒸気の凝縮やエアロゾルによる閉塞効果が確認されている。また、近年ではコンクリートクラックを通るエアロゾル輸送をモデル化する研究^{※4}が進められており、エアロゾルの捕集には、原子炉格納容器内部の圧力や温度などの熱水力学的特性や亀裂の幾何学的特性、エアロゾルの濃度や粒径分布等が考慮すべきパラメータとされている。

重大事故等時に原子炉格納容器貫通部に漏えいが生じた場合の漏えい部でのエアロゾル捕集効果については、実機と同様の貫通部を用いた試験は行われていなかった。そのような背景から、旧原子力安全・保安院の委託事業「原子炉格納容器信頼性実証事業」

において、原子力発電技術機構により「放射性物質捕集特性試験※⁵」（以下「NUPEC 試験」という。）が行われ、原子炉格納容器のフランジや電線貫通部のシール部の実機模擬試験体を用いて実証試験が実施された。

以上のことから、原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果を検討する本資料においては、実機の原子炉格納容器貫通部のシール部からの漏えいに着目し重大事故等時の環境下を想定して実験を行った NUPEC 試験について確認することとした。

表 3-1 原子炉格納容器からの漏えい経路でのエアロゾル粒子の捕集特性に関する試験

試験名	概要	試験体	主な条件	得られた知見と適用性の考察
CSE 試験 ^{*6,7} (米国) (1964年～1970年)	原子炉格納容器内の自然捕集、スプレイ経路での漏えい量の減衰を評価	1000MWe 級 PWR 格納容器 1/5 モデル 漏えい経路 (ステンレス鋼管 (直径 4.57mm), ニードル弁で構成) (図 3-1 参照)	約 250°F (121°C), 約 50psia (0.345 MPa) Cs, I 等エアロゾル 通気時間 10～120 分	<ul style="list-style-type: none"> 捕集の程度は漏えい経路の幾何学的形状、材料並びに FP の化学的・物理的形態に依存すると見られる。 DF10 から 100 程度と評価されているが、漏えい経路の形状、規模、材質、エアロゾル除去効果などが今回検討の対象とする原子炉格納容器貫通部と異なるため適用できない。
Nelson らの試験 ^{*8} (米国) (1975年)	毛細管を通るエアロゾルの閉塞までの時間を評価	様々なサイズの毛細管 直径 0.52～1.57mm, 長さ 4.9～7.6cm (図 3-2 参照)	NaOH 等エアロゾル エアロゾル濃度 約 20g/m ³	<ul style="list-style-type: none"> 高濃度で生成された大きな粒子が閉塞に効果的であると知見が得られた。 エアロゾル濃度と毛細管サイズによる閉塞までの時間に着目しており DF は評価していないため適用できない。
Morewitz らの試験 ^{*2} (米国) (1978年)	複雑な流路を通るエアロゾル輸送試験から簡易モデルを提案	幅 0.79～1.25mm の複雑流路 (図 3-3 参照)	Na ₂ Ox, Na ₂ CO ₃ エアロゾル UO ₂ エアロゾル等 エアロゾル濃度 数百 g/m ³	<ul style="list-style-type: none"> 高濃度では閉塞までの時間が非常に短い (数秒) との知見が得られた。 閉塞までの時間とリーク量に着目しており DF は評価していないため適用できない。
NUPEC 試験 ^{*5} (日本) (1989年～1997年)	重大事故等時の原子炉格納容器貫通部の漏えい及びエアロゾル捕集特性を評価	電気配線貫通部及びフレージ・ガスケットのシール部を損傷させ漏えい経路を設定	100～200°C ドライ条件 0.11～0.60 MPa [gage] CsI エアロゾル エアロゾル濃度 10～300mg/m ³ 通気時間 4～5 時間	<ul style="list-style-type: none"> DF10～1000 以上 (低電圧モジュールとフラジ・ガスケットの DF の違いは漏えい経路の形状の速いによる) であり、重大事故等時の環境下での実規模模擬試験による定量的な知見が得られた。 本資料での適用性を 4. で確認する。
IRSN 試験 ^{*4,9} (欧州) (2000 年代)	亀裂の入ったコンクリート壁でのエアロゾル挙動を評価	コンクリート壁 (幅 128cm×高さ 75cm×厚さ 10cm) にせん断応力により亀裂を発生 (図 3-4 参照)	フルオレセイン粒子を異なる粒径で実験 (60nm, 0.8, 1.1, 4.1μm)	<ul style="list-style-type: none"> 粒径を変化させた実験結果から狭隙部では慣性沈着や乱流沈着が作用すると知見が得られた。 コンクリートラックでの沈着モデルに着目しており DF は評価していないため適用できない。
COLIMA 試験 ^{*10} (欧州) (2008年)	シビア条件下でのコンクリート内の亀裂部に捕集されるエアロゾル量を評価	円筒形コンクリート (直径 15cm×高さ 30cm) を分割・亀裂 (幅 0.5mm 範囲 13cm 長さ 30cm) を設定 (図 3-5 参照)	110°C ドライ条件 コリウム由来エアロゾル (I, Cs, Te 等) 通気時間約 5～10 分	<ul style="list-style-type: none"> 入口からの距離に応じ堆積物の組成を分析。ほとんどのエアロゾルが亀裂の始まり 10cm 以内で捕集されたとの知見が得られた。 捕集率 95% (DF20) と評価されているが、漏えい経路の形状、規模、材質が今回検討の対象とする原子炉格納容器貫通部と異なるため適用できない。

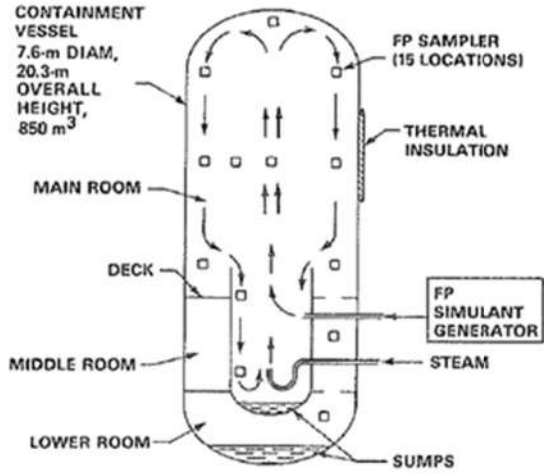


Fig. 3. Schematic arrangement for FP transport tests.

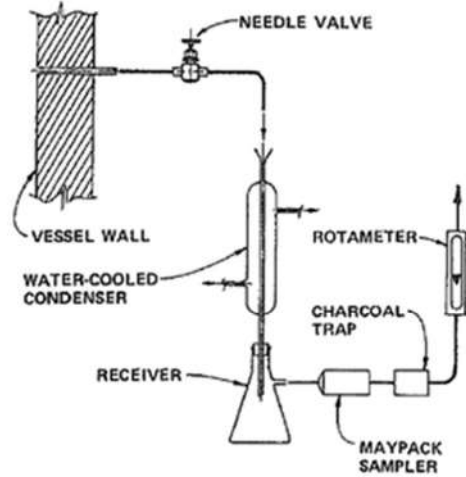


Fig. 9. Sampling train used to collect leaked FPs.

図 3-1 CSE 試験体系とサンプリング装置^{※6}

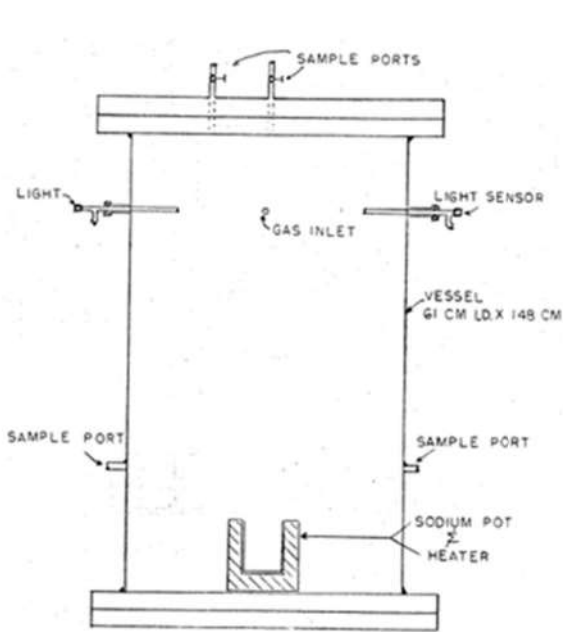


FIGURE 1. TEST VESSEL

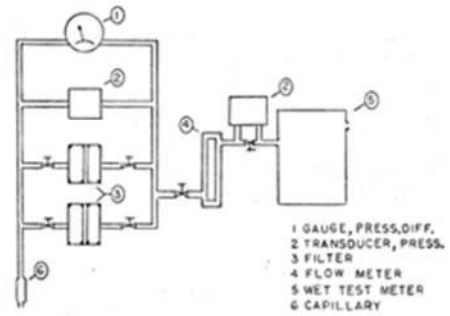


FIGURE 2. SAMPLE MANIFOLD

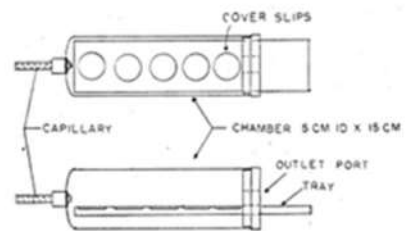


FIGURE 3. FALLOUT CHAMBER

図 3-2 Nelson らの試験体系とサンプリング装置^{※8}

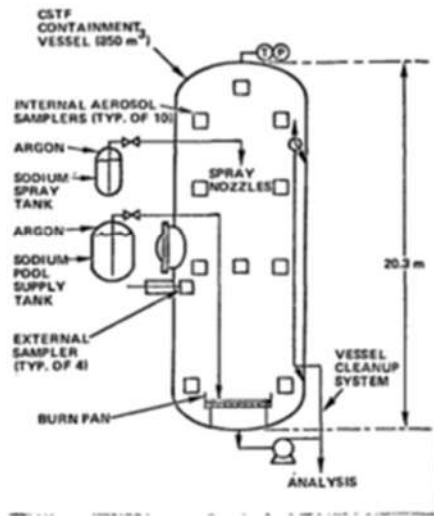


Figure 5. Schematic of Experimental Equipment for CSTF

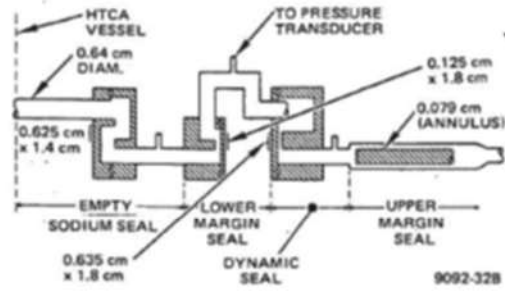


Figure 4. Multiple Band Leak Path

図 3-3 Morewitz らの試験体系と漏えい経路^{※2}

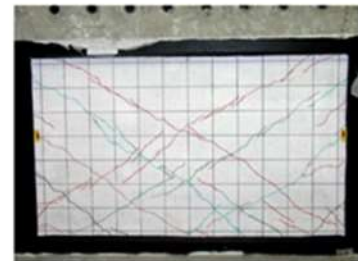
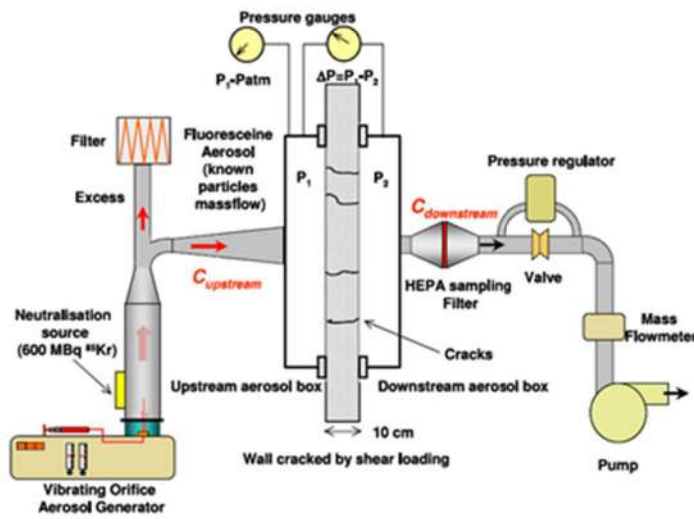


Fig. 7 – The cracks network reproduced in IRSN test.

図 3-4 IRSN 試験体系とコンクリートサンプル^{※4}

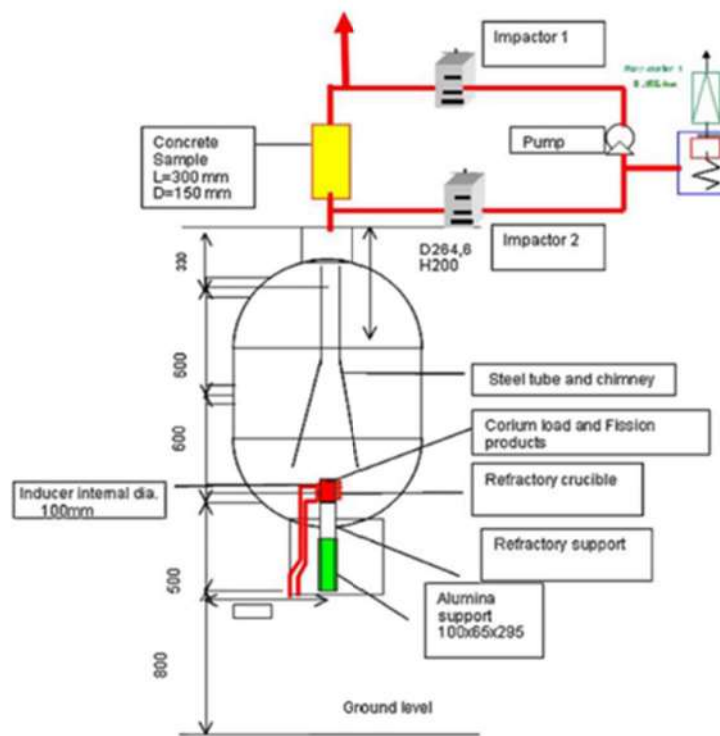


Fig. 1. Schematization of the test COLIMA on the concrete crack sample.

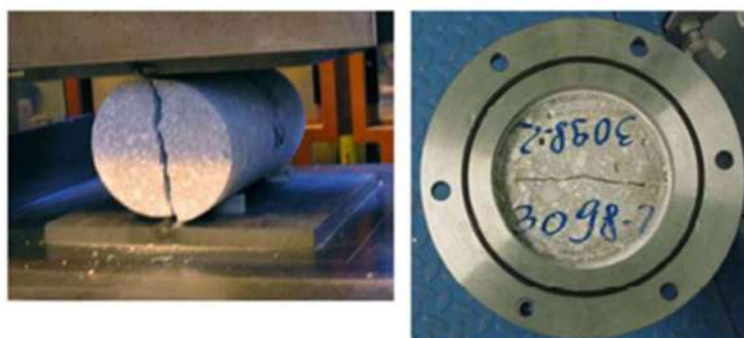


Fig. 2. Instant of the splitting of one of the cylindrical samples (left), and view of the inlet of a crack sample positioned and sealed in the flanged steel holder (right).

図 3-5 COLIMA 試験体系とコンクリートサンプル^{※10}

※参考文献

- 1 Dana A. Powers, “Aerosol Penetration of Leak Pathways -An Examination of the Available Data and Models” , SAND2009-1701, 2009
- 2 H. A. Morewitz, et al., “Attenuation of Airborne Debris from Liquid-metal Fast Breeder Reactor Accidents” , HEDL-SA-1665, Hanford Engineering Development Laboratory, 1978.
- 3 Bal Raj Sehgal (Ed.), “Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology” , 1st ed., Support Provided by the SARNET (Severe Accident Network) in the Framework Programmes of Research of the European Commission, 2012.
- 4 F. Parozzi, et al., “Investigations on Aerosol Transport in Containment Cracks” , International Conference on Nuclear Energy for New Europe 2005, Bled, Slovenia, September 5-8, 2005.
- 5 「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書」（原子力発電技術機構 平成 15 年 3 月）
- 6 R. K. Hilliard, A. K. Postma, “Large-Scale Fission Product Containment Tests” , Nuclear Technology, vol. 53, n. 2, (1981) 163-175.
- 7 M. E. Witherspoon, A. K. Postma, “Leakage of Fission Products from Artificial Leaks in the Containment System Experiment” , BNWL-1582, Battelle-Pacific Northwest Laboratories, 1971.
- 8 C. T. Nelson, R. P. Johnson, “Aerosol Leakage Tests” , Status of Safety Technology for Radiological Consequence Assessment of Postulated Accidents in Liquid Metal Fast Breeder Reactors, Energy Research and Development Administration, ERDA-56, 1975.
- 9 T. Gelain, J. Vendel, “Research Works on Contamination Transfers Through Cracked Concrete Walls” , Nuclear Engineering and Design, 238 (2008) 1159-1165.
- 10 F. Parozzi, et al., “The COLIMA Experiment on Aerosol Retention in Containment Leak Paths Under Severe Nuclear Accidents” , Nuclear Engineering and Design, 261 (2013) 346-351.

3.1 NUPEC 試験概要

シビアアクシデント条件下での原子炉格納容器シール部の漏えい経路におけるエアロゾルの捕集特性を評価するに先立って、アクシデントマネジメント条件下での健全性を確認するため、加熱モード、雰囲気ガス、放射線エージング等をパラメータにとり、原子炉格納容器貫通部の健全性確認試験を実施している。その後、破損温度を把握することを目的にリーク発生条件評価試験を行い、リークが生じた試験体（電気配線貫通部（低電圧モジュール）及びフランジ・ガスケット）について、その試験体に対しエアロゾルを供給し、入口及び出口のエアロゾル濃度等を測定することで漏えい経路におけるエアロゾル捕集特性を確認している。

NUPEC 試験条件を表 3-2～表 3-4 に、試験装置の概略図を図 3-6 に示す。

表 3-2 NUPEC 試験における試験条件（健全性確認試験）

NUPEC 試験における試験条件	
試験対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム
環境条件	定温度加熱：200℃/230℃で 20h 以上保持， 圧力 0.8MPa 一定 周期的温度加熱：120～200℃で数十 h 加熱， 圧力 0.1～0.8MPa で変化 雰囲気ガス：水蒸気，空気 放射線エージング：800kGy，0kGy

表 3-3 NUPEC 試験における試験条件（リーク発生条件評価試験）

NUPEC 試験における試験条件	
試験対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム
環境条件	圧力：0.4～1.0MPa 雰囲気ガス：水蒸気，空気 放射線エージング：800kGy，0kGy 昇温速度：約 0.5℃/min ^{※1}

- ※1 25℃毎に1時間程度保持させた後、リークが生じなければさらに加温した。加温は最大 400℃までとしている。また、シビアアクシデント時の原子炉格納容器内外の温度差を模擬するため、試験体の入口側のみを加熱し、出口側は保温のみとした。

表 3-4 NUPEC 試験における試験条件（エアロゾル捕集特性試験）

NUPEC 試験における試験条件	
試験対象	電気配線貫通部（低電圧モジュール） フランジ・ガスケット
シール材の材質	電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット：シリコンゴム
エアロゾル濃度	10～300 mg/m ³ (CsI)
エアロゾル粒子の粒径	1～2 μm (CsI)
環境条件	温度：100～200℃ ^{※1} 圧力：0.11～0.60MPa （ドライ条件） ^{※2}

- ※1 貫通部のシール機能が健全な場合においてはエアロゾルのリークが生じないため、試験体を200℃以上（最大約270～350℃まで）の環境で約20時間以上曝露し、リークの発生を確認した後に温度を低下させて試験を実施している
- ※2 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

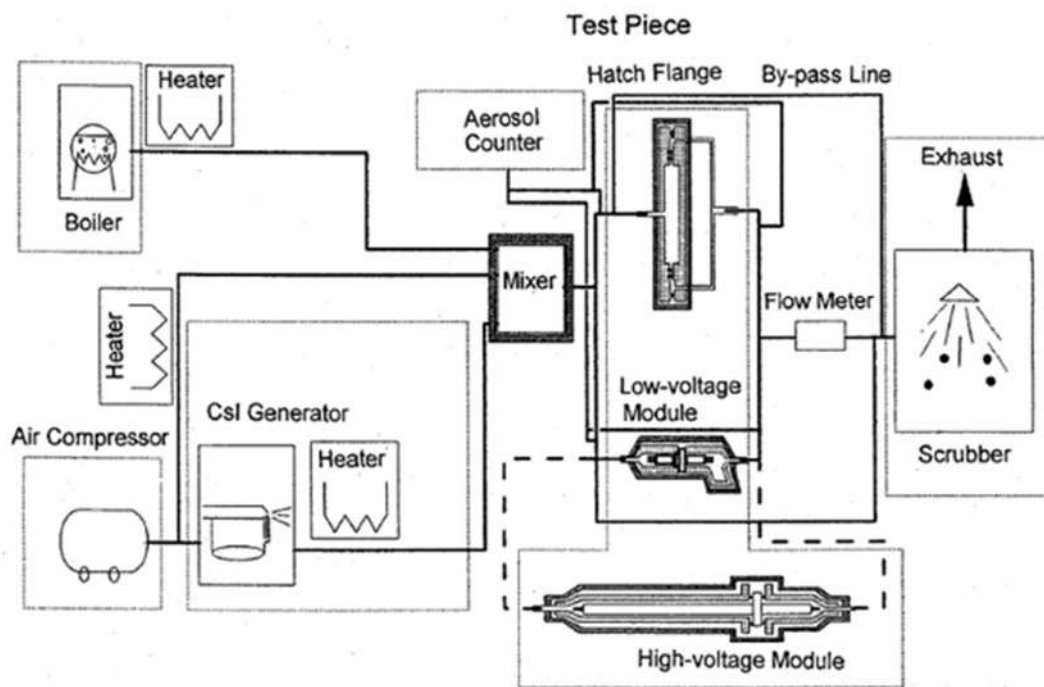


图 3-6 試驗装置概略图 (NUPEC 試驗)

3.2 NUPEC 試験結果

3.2.1 健全性確認試験

リーク発生条件評価試験に先立って行った健全性確認試験の結果を表 3-5 に示す。アクシデントマネジメント条件下ではいずれの試験体においても、加熱試験中にリークは見られなかった。

表 3-5 NUPEC 試験での健全性確認試験結果¹⁾

試験体	放射線 エージン グ	加熱ガス	温度 (°C)	試験時間 (hr)	漏えい の有無
低電圧モジュール					
0.9mm ²	無	空気	230	24	無 ²⁾
0.9mm ²	有	水蒸気	120~200 ³⁾	27	無
0.9mm ²	有	水蒸気	200	20	無
同軸ケーブル	有	水蒸気	200	20	無
100mm ²	有	水蒸気	200	20	無
2mm ²	有	水蒸気	200	20	無
高電圧モジュール					
500mm ²	無	空気	230	24	無
500mm ²	有	水蒸気	200	20	無
500mm ²	有	水蒸気	120~200 ³⁾	42	無
フランジ・ガスケット					
甲丸タイプ	無	空気	230	24	無 ²⁾
甲丸タイプ	有	水蒸気	120~200 ³⁾	50	無
グループ&タンクタイプ	有	水蒸気	120~200 ³⁾	54	無

1) 圧力：0.8MPa

2) 室温降下時に微小漏えいが発生

3) 圧力：0.1~0.8MPa に相当

3.2.2 リーク発生条件評価試験

リーク発生条件評価試験の結果を表 3-6 に示す。リーク発生温度条件は、低電圧モジュールで 266~324°Cであり、フランジ・ガスケットで 276~349°Cであった。

高電圧モジュールの場合は、400°Cまでの加熱の間ではリークは確認されなかった。

表 3-6 リーク発生条件評価試験結果 (NUPEC 試験)

試験体	放射線 エージング	加熱ガス	圧力 (MPa)	破損温度 (°C)
低電圧モジュール				
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	303
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	284
0.9mm ²	有	水蒸気	0.4	284
0.9mm ²	無	水蒸気	1.0	266
0.9mm ² (T/C) ※1	有	水蒸気	0.8	324
0.9mm ² (T/C)	無	水蒸気	0.8	285
同軸ケーブル	有	水蒸気	0.8	301
100mm ²	有	水蒸気	0.8	280
2mm ²	有	水蒸気	0.8	286
高電圧モジュール				
500mm ²	無	空気	0.8	400°Cまで昇温後室 温降下時に微小漏 えい
500mm ²	有	水蒸気	0.8	400°Cまで漏えい無し
フランジ・ガスケット				
甲丸タイプ	無	空気	0.8	310
甲丸タイプ	無	水蒸気	0.8	276
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	303
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	324
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.4	349
グループ&タンクタイプ	有	水蒸気	0.8	345

※1 熱電対

3.2.3 エアロゾル捕集特性試験

NUPEC 試験により得られた、電気配線貫通部とフランジ・ガスケットでの DF の試験結果を図 3-7, 図 3-8, 表 3-7 に示す。

低電圧モジュールの DF は 40~22000 の範囲、フランジ・ガスケットの DF は 11~25 の範囲との結果が得られている。この DF の違いは、リークパスの形状の複雑さの違いに起因するものと考えられる。

すなわち、低電圧モジュールの場合には、シール材のエポキシ樹脂が繊維フィルタ状となっているため DF が大きくなったと考えられる。一方、フランジ・ガスケットの場合は、リークパスが比較的単純な構造（シリコンゴムに亀裂が入った状態で損傷）となっているため、DF は低電圧モジュールほどは大きくならなかったと考えられる。

NUPEC 試験の結論として、リークパスでのエアロゾル捕集効果に関して、DF として少なくとも 10 以上を考慮することが可能であると報告している。

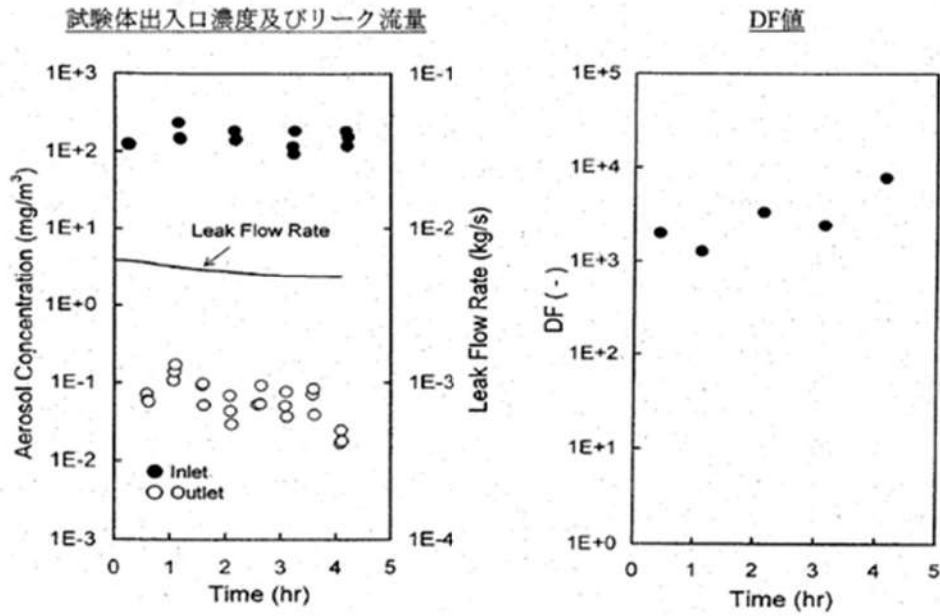


図 3-7 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF の経時変化（電気配線貫通部の一例）（NUPEC 試験）

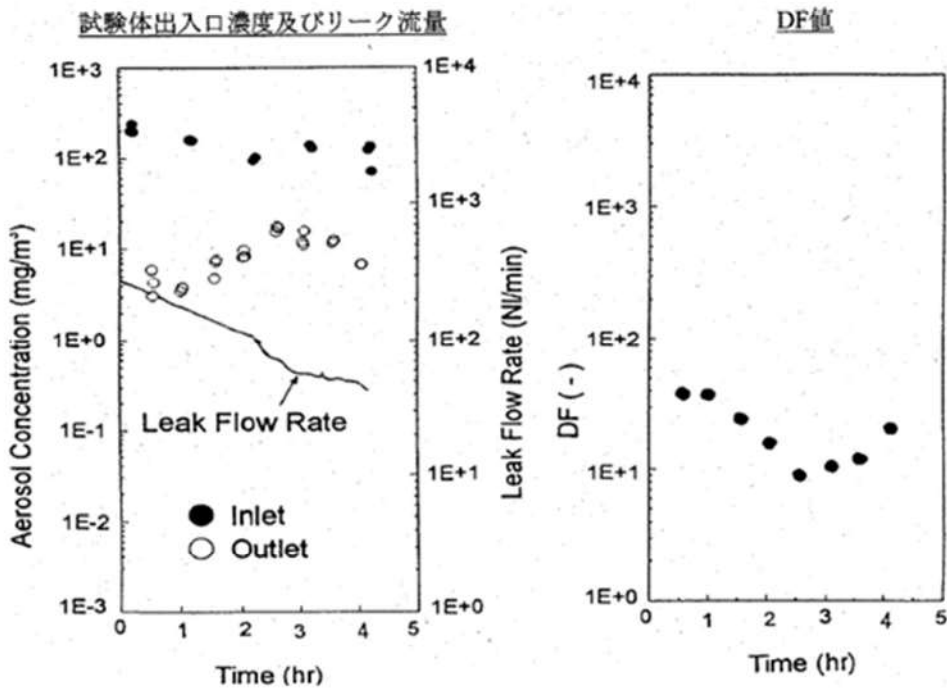


図 3-8 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF の経時変化（フランジ・ガスケットの一例）（NUPEC 試験）

表 3-7 試験により得られた DF (NUPEC 試験)

試験体	放射線 エージ ング※2	加熱 ガス※2	圧力※2 (MPa)	破損 温度※2 (℃)	DF
					全粒径範囲 (0.5~5 μm)
低電圧モジュール					
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	303	1300
0.9mm ²	有	水蒸気	0.8	284	620
0.9mm ²	有	水蒸気	0.4	284	22000
0.9mm ²	無	水蒸気	1.0	266	2500
0.9mm ² (T/C) ※1	有	水蒸気	0.8	324	280
0.9mm ² (T/C)	無	水蒸気	0.8	285	160
同軸ケーブル	有	水蒸気	0.8	301	270
100mm ²	有	水蒸気	0.8	280	340
2mm ²	有	水蒸気	0.8	286	40
フランジ・ガスケット					
甲丸タイプ	無	水蒸気	0.8	276	11
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	303	11
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.8	324	13
甲丸タイプ	有	水蒸気	0.4	349	20
グループ&タンクタイ プ	有	水蒸気	0.8	345	25

※1 熱電対

※2 3.2.2 リーク発生条件評価試験時の試験条件

4. NUPEC 試験の実機への適用性

NUPEC 試験での試験条件と、PWR の原子炉格納容器の構造及び重大事故等時の条件を比較し、実機への適用性を確認した。

条件比較の結果を表 4-1 にまとめ、条件ごと（漏えいを想定する対象，エアロゾル粒子の粒径，シール材の材質，環境条件（温度条件，圧力条件，蒸気条件））に適用性について考察した。

表 4-1 NUPEC 試験での試験条件と PWR 原子炉格納容器の構造及び重大事故等時の条件の比較

	NUPEC 試験における試験条件	鋼製 CV	PCCV	比較結果・考察
漏えい 想定する 対象	電気配線貫通部 ・ フランジ・ガスケット	電気配線貫通部 ・ フランジ・ガスケット	電気配線貫通部 ・ フランジ・ガスケット	漏えい想定箇所は、「2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所」に記載のとおりで、試験条件と同等である。
エアロゾ ル粒径	1~2 μ m (CsI) DF 評価範囲 0.5~5 μ m	数 μ m (事象初期 (格納容器ス プレイ実施前))	数 μ m (事象初期 (格納容器 スプレイ実施前))	重大事故等時における粒径分布として放出量に支的的な事象初期 (格納容器スプレイ実施前) では数 μ m 程度を想定している。NUPEC 試験では DF を 0.5~5 μ m で評価しており、重大事故等時の条件と同等であることから適用可能である。 【4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察】
シール材 の材質	電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロ ピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット： シリコンゴム	電気配線貫通部： (高電圧) エポキシ樹脂 (低電圧) エポキシ樹脂 脂, エチレンプロピレ ンゴム製 Oリング フランジ・ガスケット： シリコンゴム	電気配線貫通部： (高電圧) エポキシ樹脂 (低電圧) エポキシ樹脂 脂, エチレンプロピレ ンゴム製 Oリング フランジ・ガスケット： シリコンゴム	・ フランジ・ガスケットについて、試験で用いたシール材と実機のシール材が同様であることを確認した。 ・ 電気配線貫通部について、試験で用いたシール材と実機のシール材は若干の違いはあるものの、リークパスの長さによつて DF が変化する傾向は変わらないと考えられることから、電気配線貫通部の DF がフランジ・ガスケット部の DF よりも大きくない傾向は同じと考えられる。 【4.2 シール材の差異に対する考察】
環境条件	温度：100~200℃*1 圧力：0.11~ 0.60MPa[Gage] (ドライ条件) *2	温度：~200℃ 圧力：~0.6 MPa [gage] (ウェット条件) *2	温度：~200℃ 圧力：~0.8MPa [gage] (ウェット条件) *2	・ 重大事故等時に想定する温度条件は、試験における測定時の条件とほぼ同等であることを確認した。 ・ 実験に用いたシール材は最大約 270~350℃の環境で曝露し、リークが発生したものをを用いている。一方、実機においては 200℃以下であり、曝露環境試験においても漏えいがないことを確認している。 【4.2 シール材の差異に対する考察】 ・ 重大事故等時に想定する圧力は、試験における測定時の圧力と差異があるが、NUPEC 試験によると DF と流量には明確な依存性がないことから、DF と圧力に対しても明確な依存性がな いと考えられ、NUPEC 試験結果は適用可能である。 【4.3 圧力条件に対する考察】 ・ 試験環境はドライ条件であるが、実機で想定する環境はウェット条件であるため、水蒸気凝縮やエアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待でき、実機の方が DF が大きくなると考えられる。 【4.4 蒸気条件に対する考察】

※1 貫通部のシール機能が健全な場合にはエアロゾルのリークが生じないため、試験体を 200℃以上 (最大約 270~350℃まで) の環境で約 20 時間以上曝露し、リークの発生を確認した後に温度を低下させて試験を実施している

※2 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察

エアロゾル粒子の粒径分布は事故の状態、事象進展によっても変化していくものである。エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構としては、図 4-1 に示すように原子炉格納容器内でのエアロゾル粒子の凝集や壁面への沈着等によるものと考えられる。凝集は拡散と重力沈降の過程でエアロゾル粒子が衝突することで、小粒径のエアロゾル粒子が集まり、より粒径の大きい粒子がつくられ、粒径分布はより大きい方向にシフトする。沈着は、重力沈降によりエアロゾル粒子が壁面等に沈着することであり、粒径が大きいエアロゾル粒子ほど沈着し易いため、大粒径のエアロゾル粒子ほど多く除去され、粒径分布はより小さい方向にシフトする。

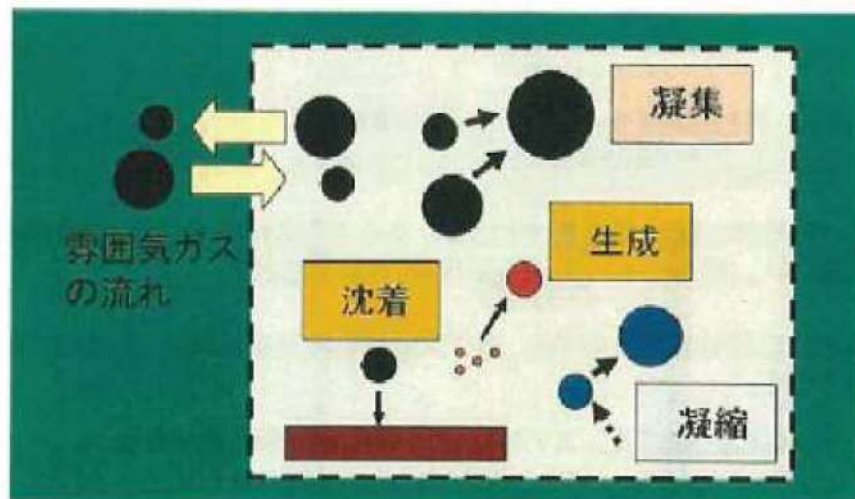


図 4-1 エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構

重大事故等時における原子炉格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒子の粒径分布として $0.1 \mu\text{m} \sim 5 \mu\text{m}$ の範囲であることは、粒径分布に関して実施されている既往の研究から知られている。

重大事故等時には原子炉格納容器内にスプレー等による注水が

実施されることから、重大事故等時の粒径分布を想定し、「原子炉格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「原子炉格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された表 4-2 の②，⑤に示す試験等を調査した。さらに、重大事故等時のエアロゾル粒子の粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るために、海外の規制機関（NRC 等）や各国の合同で実施されている重大事故等時のエアロゾルの挙動の試験等（表 4-2 の①，③，④）を調査した。以上の調査結果を表 4-2 に示す。

この表で整理した試験等は、想定するエアロゾル発生源、存在する場所（原子炉格納容器，1次冷却材配管等），水分の有無等に違いがあるが，エアロゾル粒子の粒径の範囲に大きな違いはなく，原子炉格納容器内環境でのエアロゾル粒子の粒径はこれらのエアロゾル粒子の粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

また，実機の解析結果によると重大事故等時における原子炉格納容器からの放出に支配的な事象初期（格納容器スプレイ実施前）では，エアロゾル粒子の粒径分布は数 μm 程度である。

NUPEC 試験においても，重大事故等時を想定し， $1\sim 2\ \mu\text{m}$ の粒径を目標として CsI エアロゾル粒子を生成し，リーク発生条件評価試験においてリークの発生した試験体に供給し，試験体前後のエアロゾル濃度を測定し（図 4-3 「NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布」）， $0.5\sim 5\ \mu\text{m}$ の範囲で DF を評価している。

以上より，NUPEC 試験で評価している粒径の範囲は，実機で想定される重大事故等時における原子炉格納容器から放出されるエアロゾル粒子の粒径分布の支配的な範囲を包含しており，NUPEC 試験の結果は適用可能と考える。

表 4-2 重大事故等時に著しい炉心の損傷が発生した場合の
エアロゾル粒径についての文献調査結果

番号	試験名又は報告書名等	エアロゾル粒径 (μm)	備考
①	LACE LA2 ^{*1}	約 0.5~5 (図 4-2 参照)	重大事故等時の評価に使用されるコードでの原子炉格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件で実施した比較試験
②	NUREG/CR-5901 ^{*2}	0.25~2.5 (参考 1-1)	原子炉格納容器内に水が存在し、熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート
③	AECL が実施した試験 ^{*3}	0.1~3.0 (参考 1-2)	重大事故等時の炉心損傷を考慮した 1 次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
④	PBF-SFD ^{*3}	0.29~0.56 (参考 1-2)	重大事故等時の炉心損傷を考慮した 1 次系内のエアロゾル挙動に着目した実験
⑤	PHEBUS-FP ^{*3}	0.5~0.65 (参考 1-2)	重大事故等時の FP 挙動の実験 (左記のエアロゾル粒子の粒径は PHEBUS FP 実験の原子炉格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果)

参考文献

- ※1 J. H. Wilson and P. C. Arwood, “Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) Test LA2”, ORNL/M-331, 1987.
- ※2 D. A. Powers and J. L. Sprung, “A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete”, NUREG/CR-5901, 1993.
- ※3 H. J. Allelein, et al., “State-of-the-art Report on Nuclear Aerosols”, NEA/CSNI/R (2009)5, 2009.

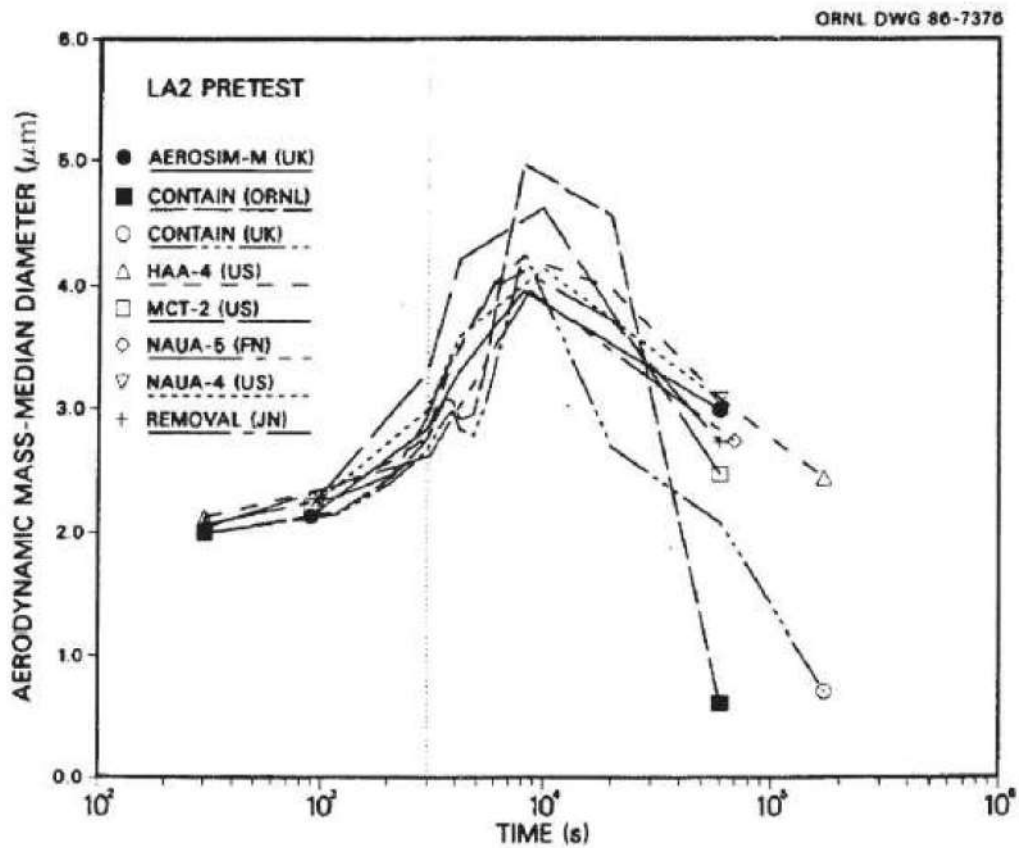


Fig. 11. LA2 pretest calculations — aerodynamic mass median diameter vs time.

図 4-2 LACE LA2 でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒子の粒径の時間変化グラフ

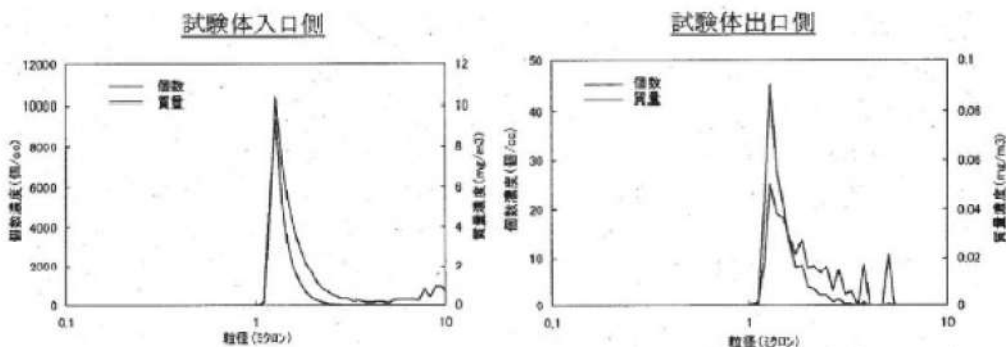


図 4-3 NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布

so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, CO₂, H₂, and H₂O are too slow to maintain chemical equilibrium on useful time scales. In the sharp temperature drop created by the water pool, very hot gases produced by the core debris are suddenly cooled to temperatures such that the gas composition is effectively "frozen" at the equilibrium composition for the "quench" temperature. Experimental evidence suggest that the "quench" temperature is 1300 to 1000 K. The value of the quench temperature was assumed to be uniformly distributed over this temperature range for the calculations done here.

(6) Solute Mass. The mass of solutes in water pools overlying core debris attacking concrete has not been examined carefully in the experiments done to date. It is assumed here that the logarithm of the solute mass is uniformly distributed over the range of $\ln(0.05 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = -3.00$ to $\ln(100 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = 4.61$.

(7) Volume Fraction Suspended Solids. The volume fraction of suspended solids in the water pool will increase with time. Depending on the available facilities for replenishing the water, this volume fraction could become quite large. Models available for this study are, however, limited to volume fractions of 0.1. Consequently, the volume fraction of suspended solids is taken to be uniformly distributed over the range of 0 to 0.1.

(8) Density of Suspended Solids. Among the materials that are expected to make up the suspended solids are Ca(OH)₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) or SiO₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) from the concrete and UO₂ ($\rho = 10 \text{ g/cm}^3$) or ZrO₂ ($\rho = 5.9 \text{ g/cm}^3$) from the core debris or any of a variety of aerosol materials. It is assumed here that the material density of the suspended solids is uniformly distributed over the range of 2 to 6 g/cm³. The upper limit is chosen based on the assumption that suspended UO₂ will hydrate, thus reducing its effective density. Otherwise, gas sparging will not keep such a dense material suspended.

(9) Surface Tension of Water. The surface tension of the water can be increased or decreased by dissolved materials. The magnitude of the change is taken here to be $S\sigma(w)$ where S is the weight fraction of dissolved solids. The sign of the change is taken to be minus or plus depending on whether a random variable ϵ is less than 0.5 or greater than or equal to 0.5. Thus, the surface tension of the liquid is:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \sigma(w) (1-S) & \text{for } \epsilon < 0.5 \\ \sigma(w) (1+S) & \text{for } \epsilon \geq 0.5 \end{cases}$$

where $\sigma(w)$ is the surface tension of pure water.

(10) Mean Aerosol Particle Size. The mass mean particle size for aerosols produced during melt/concrete interactions is known only for situations in which no water is present. There is reason to believe smaller particles will be produced if a water pool is present. Examination of aerosols produced during melt/concrete interactions shows that the primary particles are about 0.1 μm in diameter. Even with a water pool present, smaller particles would not be expected.

Consequently, the natural logarithm of the mean particle size is taken here to be uniformly distributed over the range from $\ln(0.25 \mu\text{m}) = -1.39$ to $\ln(2.5 \mu\text{m}) = 0.92$.

(11) Geometric Standard Deviation of the Particle Size Distribution. The aerosols produced during core debris-concrete interactions are assumed to have lognormal size distributions. Experimentally determined geometric standard deviations for the distributions in cases with no water present vary between 1.6 and 3.2. An argument can be made that the geometric standard deviation is positively correlated with the mean size of the aerosol. Proof of this correlation is difficult to marshal because of the sparse data base. It can also be argued that smaller geometric standard deviations will be produced in situations with water present. It is unlikely that data will ever be available to demonstrate this contention. The geometric standard deviation of the size distribution is assumed to be uniformly distributed over the range of 1.6 to 3.2. Any correlation of the geometric standard deviation with the mean size of the aerosol is neglected.

(12) Aerosol Material Density. Early in the course of core debris interactions with concrete, UO_2 with a solid density of around 10 g/cm^3 is the predominant aerosol material. As the interaction progresses, oxides of iron, manganese and chromium with densities of about 5.5 g/cm^3 and condensed products of concrete decomposition such as Na_2O , K_2O , Al_2O_3 , SiO_2 , and CaO with densities of 1.3 to 4 g/cm^3 become the dominant aerosol species. Condensation and reaction of water with the species may alter the apparent material densities. Coagglomeration of aerosolized materials also complicates the prediction of the densities of materials that make up the aerosol. As a result the material density of the aerosol is considered uncertain. The material density used in the calculation of aerosol trapping is taken to be an uncertain parameter uniformly distributed over the range of 1.5 to 10.0 g/cm^3 .

Note that the mean aerosol particle size predicted by the VANESA code [6] is correlated with the particle material density to the $-1/3$ power. This correlation of aerosol particle size with particle material density was taken to be too weak and insufficiently supported by experimental evidence to be considered in the uncertainty analyses done here.

(13) Initial Bubble Size. The initial bubble size is calculated from the Davidson-Schular equation:

$$D_b = \epsilon \left(\frac{6}{\pi} \right)^{1/3} \frac{V_s^{0.4}}{g^{0.2}} \text{ cm}$$

where ϵ is assumed to be uniformly distributed over the range of 1 to 1.54. The minimum bubble size is limited by the Fritz formula to be:

$$D_b = 0.0105 \Psi[\sigma_t / g(\rho_t - \rho_g)]^{1/2}$$

where the contact angle is assumed to be uniformly distributed over the range of 20 to 120° . The maximum bubble size is limited by the Taylor instability model to be:

参考 1-2 “State-of-the-art Report on Nuclear Aerosols” ,
NEA/CSNI/R (2009) 5 の抜粋及び試験の概要

9.2.1 *Aerosols in the RCS*

9.2.1.1 *AECL*

The experimenters conclude that spherical particles of around 0.1 to 0.3 μm formed (though their composition was not established) then these agglomerated giving rise to a mixture of compact particles between 0.1 and 3.0 μm in size at the point of measurement. The composition of the particles was found to be dominated by Cs, Sn and U; while the Cs and Sn mass contributions remained constant and very similar in mass, U was relatively minor in the first hour at 1860 K evolving to be the main contributor in the third (very approximately: 42 % U, 26 % Sn, 33 % Cs). Neither break down of composition by particle size nor statistical size information was measured.

9.2.1.2 *PBF-SFD*

Further interesting measurements for purposes here were six isokinetic, sequential, filtered samples located about 13 m from the bundle outlet. These were used to follow the evolution of the aerosol composition and to examine particle size (SEM). Based on these analyses the authors state that particle geometrical-mean diameter varied over the range 0.29-0.56 μm (elimination of the first filter due to it being early with respect to the main transient gives the range 0.32-0.56 μm) while standard deviation fluctuated between 1.6 and 2.06. In the images of filter deposits needle-like forms are seen. Turning to composition, if the first filter sample is eliminated and “below detection limit” is taken as zero, for the structural components and volatile fission products we have in terms of percentages the values given in Table 9.2-1.

9.2.2 *Aerosols in the containment*

9.2.2.1 *PHEBUS FP*

The aerosol size distributions were fairly lognormal with an average size (AMMD) in FPT0 of 2.4 μm at the end of the 5-hour bundle-degradation phase growing to 3.5 μm before stabilizing at 3.35 μm ; aerosol size in FPT1 was slightly larger at between 3.5 and 4.0 μm . Geometric-mean diameter (d_{50}) of particles in FPT1 was seen to be between 0.5 and 0.65 μm ; a SEM image of a deposit is shown in Fig. 9.2-2. In both tests the geometric standard deviation of the lognormal distribution was fairly constant at a value of around 2.0. There was clear evidence that aerosol composition varied very little as a function of particle size except for the late settling phase of the FPT1 test: during this period, the smallest particles were found to be cesium-rich. In terms of chemical speciation, X-ray techniques were used on some deposits and there also exist many data on the solubilities of the different elements in numerous deposits giving a clue as to the potential forms of some of the elements. However, post-test oxidation of samples cannot be excluded since storage times were long (months) and the value of speculating on potential speciation on the basis of the available information is debatable. Nevertheless, there is clear evidence that some elements reached higher states of oxidation in the containment when compared to their chemical form in the circuit.

試験名又は報告書名等	試験の概要
AECL が実施した試験	CANDU のジルカロイ被覆管燃料を使用した, 1 次系での核分裂生成物の挙動についての試験
PBF-SFD	米国のアイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験
PHEBUS-FP	フランスのカダラッシュ研究所の PHEBUS 研究炉で実施された, 重大事故等時の条件下での炉心燃料から 1 次系を経て原子炉格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験

4.2 シール材の差異に対する考察

4.2.1 フランジ・ガスケット

NUPEC 試験ではフランジ・ガスケットとしてシリコンゴムを使用したシール材を用いて試験を実施している。

また、NUPEC 試験ではリーク発生条件評価試験に先立って、健全性確認試験が行われ、温度 120～200℃（圧力 0.1～0.8MPa）の加熱温度の範囲において、フランジ・ガスケットのシール材の健全性が確認されている。リーク発生条件評価試験では、200℃を超える環境下でフランジ・ガスケットからのリーク発生条件が確認されている。そのシール材の損傷状態は図 4-4 で示すように劣化によって発生したひびがシール材の内側から外側に向けて貫通している。エアロゾル捕集特性試験は、リーク発生条件評価試験によりシール材が破損した試験体に対して実施され、エアロゾル粒子の DF が確認されている。

PWR 実機では、いずれのプラントについても NUPEC 試験と同様のシール材が用いられており、材質に差異はない。また、NUPEC 試験では 200℃を超える環境下で発生したリークに対し DF を測定しているが、実機の原子炉格納容器各シール部の健全性については、原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価において、重大事故等時の環境下（200℃，2 Pd）において放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認している^{*1}。

なお、NUPEC 試験のフランジは、フランジ部の内側から加圧されることによるフランジ合わせ面の開きを模擬し、ガスケットとフランジ部が僅かに接触した状態において試験を行っているが、PWR 実機フランジにおいては、CV 内圧が上昇するとフランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機にお

けるフランジ面の開きは NUPEC 試験体よりも小さくなると考えられる。NUPEC 試験及び実機におけるフランジ断面形状を表 4-3 に示す。

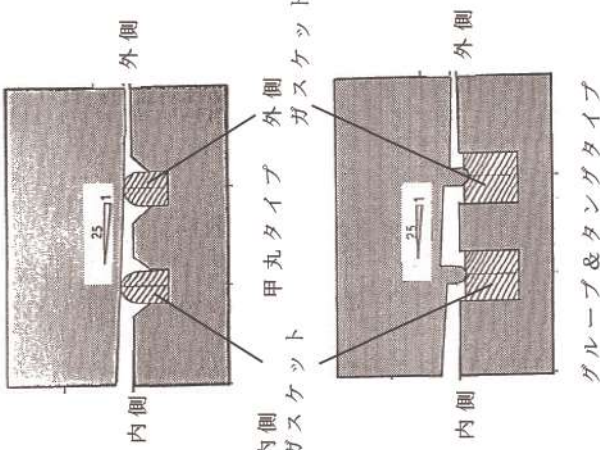
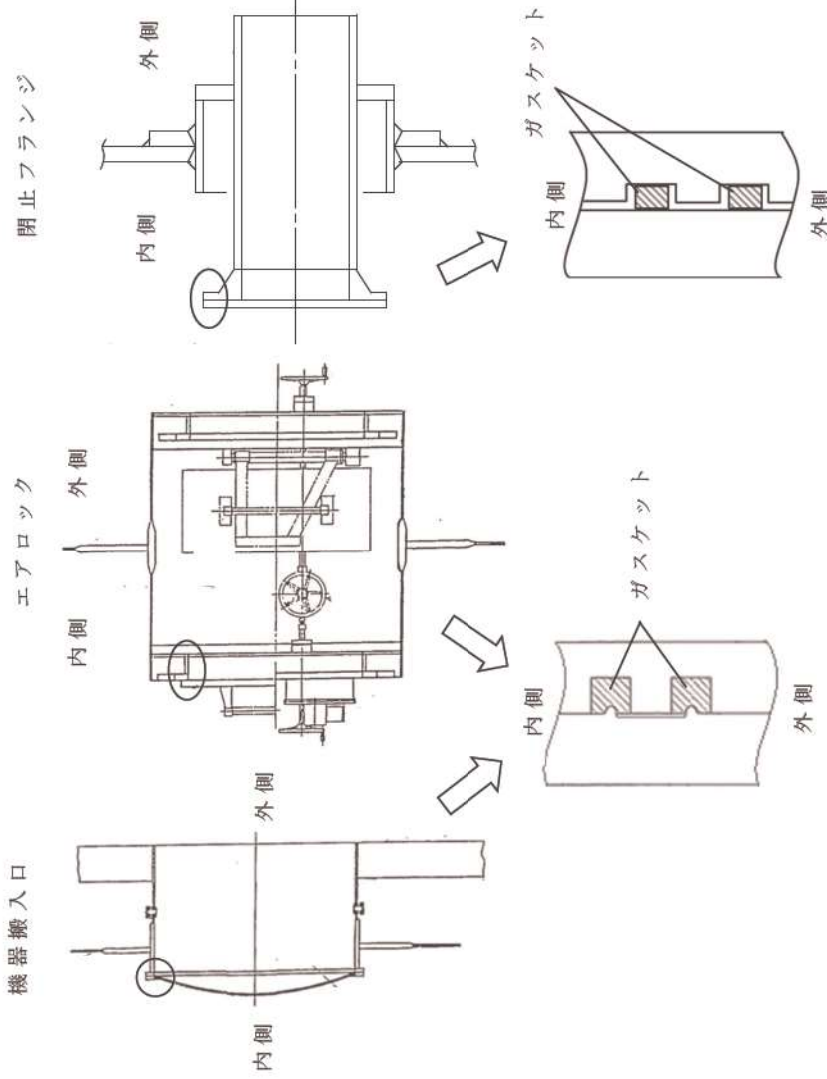
以上のとおり，実機のフランジシール部については NUPEC 試験よりも漏えい経路は狭くなり，より大きな DF を期待できることから，NUPEC 試験の試験結果は適用可能と考える。

※ 1 「重大事故等対策の有効性評価 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」



図 4-4 NUPEC 試験で用いたフランジ・ガスケットの損傷状態
(200℃を超過して約 0.5℃/min の昇温速度で加熱，漏えい発生後，温度を低下させ，エアロゾル捕集特性試験を実施した後の状態)

表 4-3 NUPEC 試験及び実機フランジにおけるフランジ断面形状

	<p>NUPEC 試験※1</p> 	<p>実機フランジ</p>  <p>グループ&タンゲントタイプ</p>
<p>フランジ断面形状</p>	<p>フランジ面を開口で開き出す程度にとり、フランジ面模倣部を設け、ここに接触させる。フランジ配管を設ける側は、フランジを設ける側と接触する。</p>	<p>実機では CV 内圧が上昇すると、フランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機が考えられる。</p>
<p>フランジ面の開きの模倣</p>		<p>表機では CV 内圧が上昇すると、フランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機が考えられる。</p>

※1 原子力発電技術機構の報告書「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成6年3月）」

4.2.2 電気配線貫通部

NUPEC 試験ではリーク発生条件評価試験に先立って、健全性確認試験が行われ、温度 120～200℃（圧力 0.1～0.8MPa）の加熱温度の範囲において、電気配線貫通部の健全性が確認されている。リーク発生条件評価試験では、電気配線貫通部についても 200℃を超える環境下で曝露し、シール材が損傷した際の状態について確認している。電気配線貫通部（低電圧モジュール）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果を図 4-5 に示す。漏えいが発生するまで入口側の温度を上昇させた結果、約 300℃近くで漏えいが発生している。

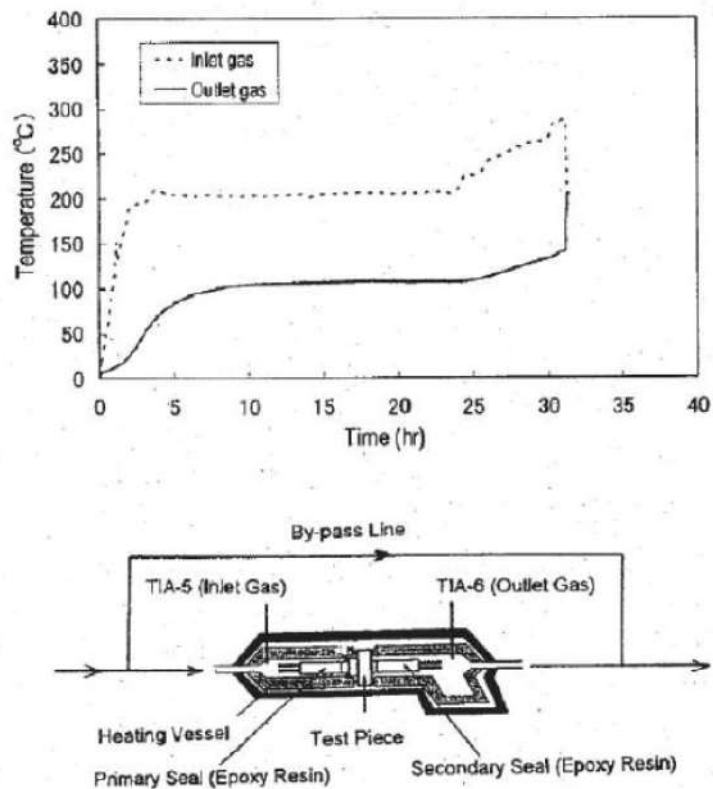


図 4-5 電気配管貫通部（低電圧モジュール）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果（NUPEC 試験，200℃を超える環境下）

PWR 実機の電線貫通部のシール材については、高電圧用モジュールタイプのシール部はエポキシ樹脂、低電圧用モジュールタイプについてもエポキシ樹脂が使用されている。また、Oリングには EP ゴムが使用されている。これに対し、NUPEC 試験では高電圧用のモジュールタイプにエチレンプロピレンゴム、低電圧用のモジュールタイプにエポキシ樹脂が用いられている。

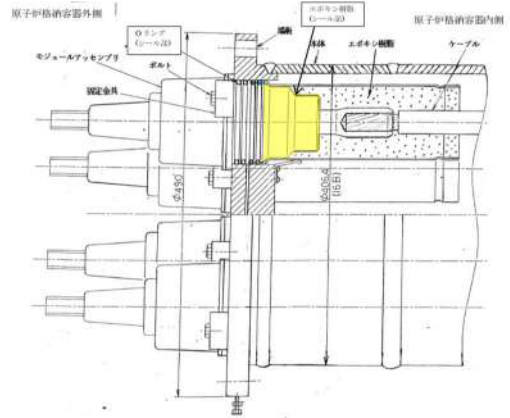
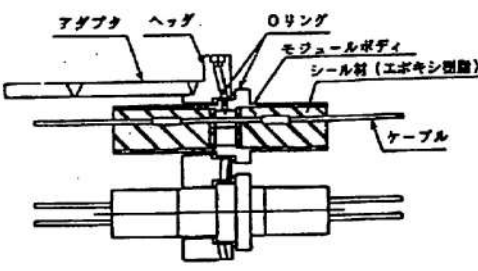
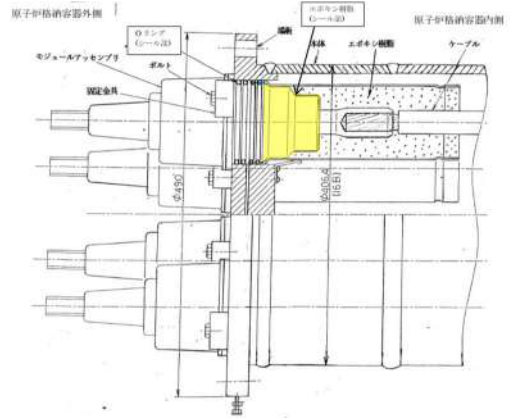
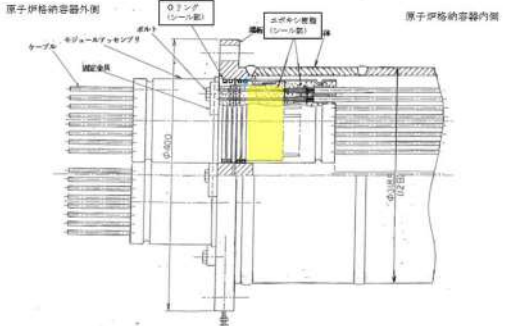
NUPEC 試験での電気配線貫通部を対象とした試験の結果、得られた DF はフランジ・ガスケットを対象とした DF よりも大きな値が得られている。これは電線貫通部におけるリークパスがフランジ・ガスケット部におけるリークパスよりも長いため、DF が高くなったものと考えられている。NUPEC 試験では BWR 実機に用いられる電気配線貫通部（低電圧モジュール）を用いて試験が実施されており、PWR 実機の電線貫通部と比較し表 4-4 に示すとおり形状の違いはあるものの、電線が通る貫通部本体にエポキシ樹脂を充填してシールしている構造は、高電圧モジュールタイプ、低電圧モジュールタイプともに同等である。このため、PWR 実機においてもリークパスの長さによって DF が変化する傾向は変わらないと考えられ、電線貫通部の DF がフランジ・ガスケット部の DF よりも大きくなる傾向は同じと考えられる。よって、DF=10 以上を考慮することが可能であり、評価条件として保守的に DF=10 とすることは適用性があるものと考えられる。

なお、PWR 実機の電線貫通部についても原子炉格納容器の限界温度・限界圧力に関する評価^{*1}において、事故条件を模擬した試験の結果、200℃、2 Pd の条件下でシール性能を維持で

きることを確認している。参考としてモジュールタイプの電気貫通部による試験を図 4-6, 図 4-7 に示す。200℃, 2 Pd を大幅に超える環境である 1.12MPa, 292℃に至るまで漏えいは生じていない。

※ 1 「重大事故等対策の有効性評価 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」

表 4-4 NUPEC 試験及び PWR 実機配線貫通部における形状

	NUPEC 試験 (BWR 実機電気配線貫通部)	PWR 実機電線貫通部
貫通部 形状	<p>(高電圧モジュール)</p>  <p>(低電圧モジュール)</p> 	<p>(高電圧モジュール)</p>  <p>(低電圧モジュール)</p> 

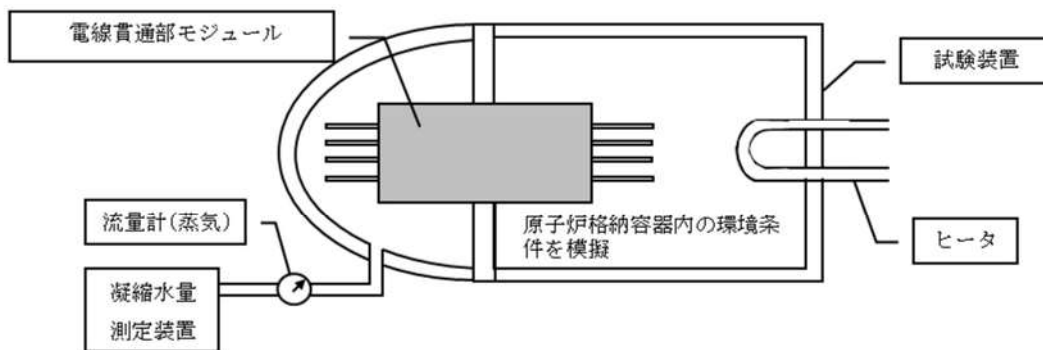


図 4-6 試験装置概要

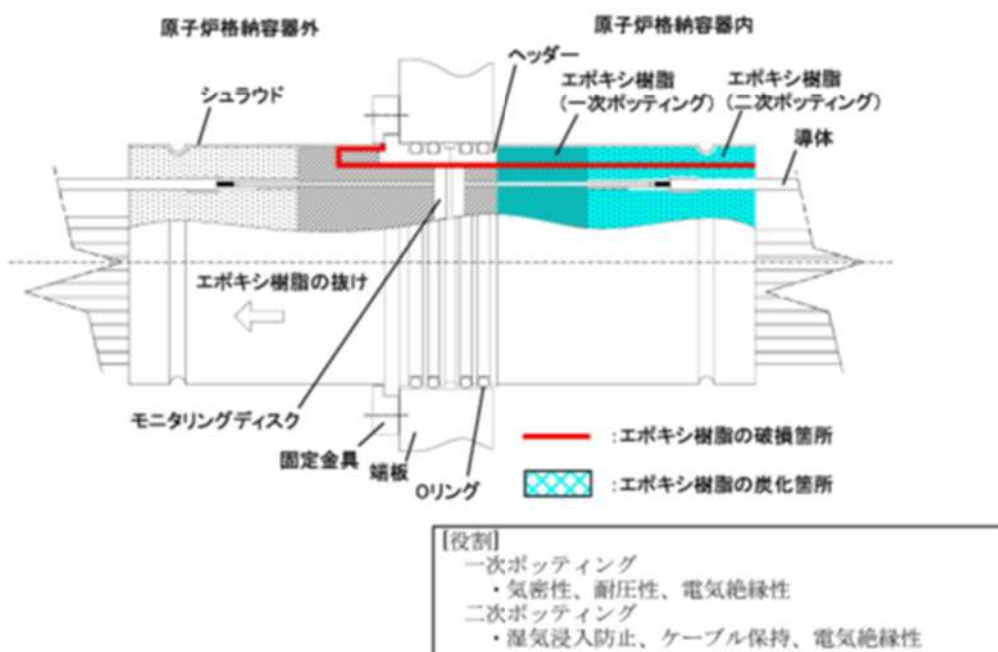


図 4-7 PWR 電線貫通部モジュール破損箇所

(1.12MPa, 292℃で破損を確認)

4.3 圧力条件に対する考察

NUPEC 試験における測定時の圧力と重大事故等時で想定する圧力の差については、一般に圧力の上昇に伴い漏えいガス流量は増えることとなるが、図 3-7、図 3-8 に示すとおり、DF と流量には明確な依存性が確認できないことから、DF は圧力に対して明確な依存性はないと考えられ NUPEC 試験における測定結果を実機に適用することが可能であると考ええる。

4.4 蒸気条件に対する考察

NUPEC 試験における蒸気環境について、重大事故等時で想定するウェット条件では水蒸気による劣化(加水分解)の影響を受けるものの、蒸気により空気中の酸素量が少なくなるため、シール材の劣化が抑制されると考えられる。さらに、ウェット条件では漏えい経路での水蒸気凝縮、エアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待できる。そのため、試験条件(ドライ条件)に比べて重大事故等時で想定する条件(ウェット条件)の方がエアロゾル粒子の DF が大きくなると考えられる。

4.5 破損時と健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する考察

4.5.1 リーク形態について

シール部における気体のリーク形態は、分子拡散や分子流などの分子レベルでのリークと、連続流体の流れに分類できる。分子拡散によるリークは、気体分子が高分子材料等の表面から浸透し材料内を拡散して生じるものであり、分子流によるリークは、気体分子の平均自由行程(窒素分子の場合 $0.01 \mu\text{m}$ ～

0.1 μm 程度のオーダー) と同等以下の極めて小さいリークパスで考慮されるものである。分子レベルでのリークにおいては、実機で考慮すべき粒径数 μm 程度のエアロゾル粒子は漏えいしないと考えられる。

実機の原子炉格納容器における漏えいとしては、このような分子レベルでのリークは有意な影響を与えず、連続流体の流れを考慮すればよいとされており^{※1}、NUPEC 試験での破損後のシール部材においても連続流体の流れの状態 で測定されたデータにより DF が確認された。

※1 一般社団法人日本電気協会 原子炉格納容器の漏えい率試験規程 (JEAC4203)

4.5.2 リーク面積について

NUPEC 試験の DF 測定に用いられた破損後の部材 (電気配線貫通部及びフランジ・ガスケット) と、健全な部材との差としては、部材一つ当たりのリーク面積の大きさとリークパスの形状の違いが挙げられる。

実機の原子炉格納容器の漏えい率が設計漏えい率に等しいと仮定すると、漏えい率から算出される総リーク面積は等価面積で 5mm^2 以下^{※2} となる。また、原子炉格納容器内の健全な部材一つ一つが微小なリーク面積を有し、全部材のリーク面積の和が総リーク面積であると仮定すると、健全な部材一つ当たりのリーク面積は NUPEC 試験で使用された破損後の部材のリーク面積 (等価面積で数 mm^2) に比べ 1 桁程度小さいと考えられる。

※2 重大事故等時の被ばく評価等における環境への放射性物質の放出量評価では、最高使用圧力の 0.9 倍に応じた設計漏

えい率を考慮し原子炉格納容器からの漏えい量を評価している。この漏えい量に相当するリーク面積（等価面積）の導出過程を別添 1 に示す。ここでは圧縮性流体の式を用いてリーク面積を求めており、これは漏えい経路の長さや形状などによるエネルギー損失を含めた形で表わされた面積である。なお、格納容器圧力が最高使用圧力を超えた場合（1 Pd～2 Pd）、 5 mm^2 以下に相当する。

原子力発電技術機構の報告書「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成 10 年 3 月）」では、等価面積と DF との相関について検討が行われている。等価面積は、試験体に供給される流量と圧力の測定結果から以下の式により得られる面積であり、電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットの部材の形状並びにエポキシ樹脂、エチレンプロピレンゴム及びシリコンゴムといった材質の相違は直接取り扱われていないものの、複雑な流路形状を持つ漏えい経路の圧力損失等の効果が含まれている。なお、表 4-3 に示すとおり、NUPEC 試験で使用された低電圧モジュール（破損時）では、等価面積の温度依存性（高温ほど等価面積が小さい）が確認されている。これはシール材のエポキシ樹脂が熱膨張し、ケーブルや SUSハウジングとの隙間が収縮したためと考えられる。フランジ・ガスケット（破損時）では明確な温度依存性は確認されていない。

等価面積と DF との相関を考える場合、エアロゾル粒子の捕集メカニズムはリークパスの形状に依存するため、厳密にはリークパス形状の複雑な低電圧モジュールと、リークパス形状の

単純なフランジ・ガスケットを別々に考える必要があるが，同報告書では，リークパス内の摩擦及び圧力損失等を考慮した等価面積を用いることで，近似的には両者を同一線上で比較することも可能であると判断している。なお，同報告書において等価面積の中にリークパス形状や摩擦等による圧力損失を示す K （流路係数）や C （流量係数）を含む形としたのは，試験体のリークパス形状が複雑であり，それらの係数を各々評価するのが困難なためとされており，実験で得られたデータを下記式の右辺へ代入することで等価面積として評価している。

$$K \cdot C \cdot Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{2/\gamma} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{(\gamma+1)/\gamma} \right\}}}$$

m : 質量流量 (kg/s) Ae : 等価面積 (m²)

K : 流路係数 (-) C : 流量係数 (-)

P_0 : 1 次側圧力 (Pa) P_b : 2 次側圧力 (大気圧) (Pa)

γ : 比熱比 (-) T_0 : 1 次側温度 (K)

R : 空気の気体定数 (287J/(kg・K))

図 4-6 に，1.28 μ m ~ 1.38 μ m の粒径範囲（実機の粒径に近く，試験結果から DF を十分に評価できる粒径範囲として選定）における，等価面積と DF との関係（雰囲気温度 100℃での試験結果）を示す。図 4-6 では，低電圧モジュールはモジュール 1 体当たり，フランジ・ガスケットはガスケット 1 m 当たりの等価面積で整理している。なお，前述の原子炉格納容器の漏えい率が設計漏えい率に等しいと仮定した場合の総リーク面積（等価面積で 5 mm² 以下）の全てがフランジ・ガスケットに起因す

るものと仮定すると、ガスケット 1m 当たりの等価面積は 0.1mm^2 のオーダーとなる。(PWR の場合、フランジ・ガスケット周長の合計は 30m 程度であると整理)

図 4-6 に破線で示しているとおおり、等価面積と DF にはある程度の相関があり、等価面積が小さいほど DF が大きくなる傾向となっている。低電圧モジュールとフランジ・ガスケットのリークパス形状の複雑さに相違があるにも係わらず、等価面積で整理すると相関が見られることから、仮に雰囲気温度を 200°C (格納容器限界温度) とした場合でも、各部材のリークパス形状が変化する可能性はあるものの、等価面積と DF との相関関係は図 4-6 からほとんど変わらないと予想される。

また、同報告書では、上記の粒径範囲以外での DF についても言及しており、約 $1\ \mu\text{m}$ の粒径での DF は上記の粒径範囲の DF の約 0.7 倍、約 $2\ \mu\text{m}$ の場合には約 2 倍となると報告している。重大事故等時における実機の粒径が、放出量に支配的な事象初期 (格納容器スプレイ実施前) で数 μm 程度と想定されることを踏まえると、実機においては、等価面積に対する DF は図 4-6 に示されるものと同等以上になると考えられる。

健全時の部材のリークパスの形状には不確実性があるが、NUPEC 試験で使用されたフランジ・ガスケット (破損時) のリークパスが比較的単純な構造であること、健全時の部材のリーク面積が破損時に比べ小さくその分 DF が大きくなると予想されることから、破損時のフランジ・ガスケットの DF を、健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対して適用することは妥当であると考えられる。

表 4-3 試験体のリーク面積の温度依存性

表3.1-13 試験体のリーク面積(等価面積)評価結果^(注1) 単位: mm²

	室温	373K	473K	個数比率(%) ^(注6)
低電圧モジュール				
0.9mm ²	6.1 (2.3-13) ^(注2)	5.9 (2.9-12) ^(注2)	1.6(0.82-2.4) ^(注3)	30
0.9mm ² (T/C)	17 (9.4-24) ^(注3)	11 (7.6-15) ^(注3)	-	10
2mm ²	-	2.6	1.7	45
100mm ²	3.5	2.9	1.7	5
同軸	19	11	-	10
平均(単純平均)	11	6.7	1.7	
平均(個数の重み考慮)	10	5.3	1.7	
フレンジ・ダクト				
甲丸	14 (12-17) ^(注4)	16 (11-22) ^(注4)	15 (9-18) ^(注5)	-
グループ・タンク	10	10	10	-
平均(単純平均)	12 ^(注7)	13 ^(注7)	13 ^(注7)	

注1)低電圧モジュールはモジュール1体当たり、フレンジ・ダクトはダクト1m当たりのリーク面積

注2)~注5)はそれぞれ試験のデータ数が4、2、5、3の平均値、()内はその範囲

注6) 低電圧モジュールの個数比率は、その他のタイプを除いた概算比率

注7) フレンジ・ダクトの場合は、甲丸とグループ・タンクの比率を同程度と仮定し、単純平均を採用

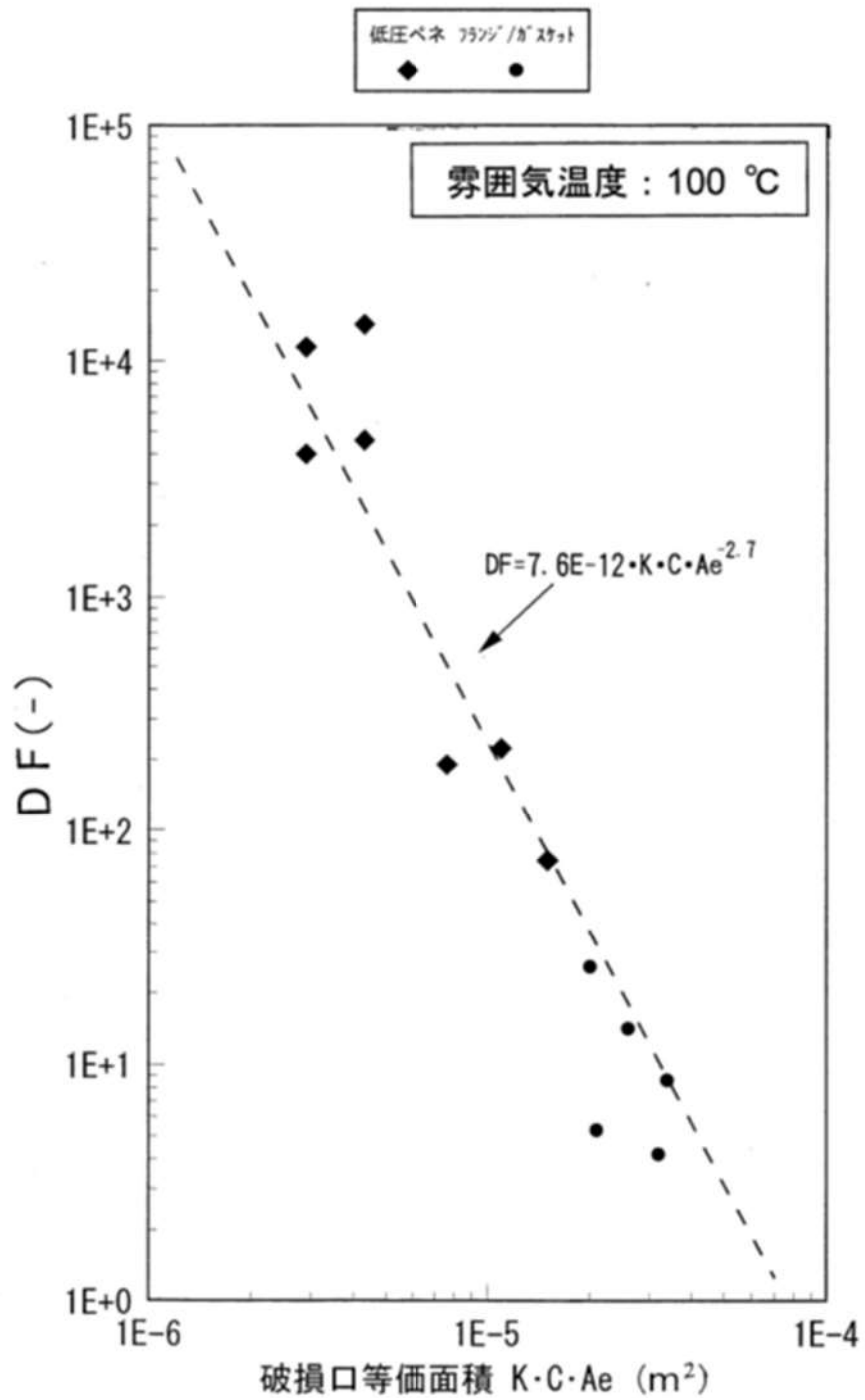


図 4-6 1.28 μm ~ 1.38 μm の粒径範囲における
破損口等価面積と DF との関係

5. まとめ

重大事故等時の被ばく評価等において適用する原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果について、原子炉格納容器の漏えい箇所の想定と、漏えい孔におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見として NUPEC 試験の実機への適用性について考察し、適用可能であることを以下のとおり確認した。

- a. NUPEC 試験では、シビアアクシデント時に原子炉格納容器からの漏えいポテンシャルを有する部位として、有機シールなど非金属で構成される貫通部に着目し、原子炉格納容器貫通部を模擬した電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットを対象に健全性確認及び漏えい試験を行っている。PWR 原子炉格納容器の構造を確認した結果、貫通部等のバウンダリ構成はいずれも同様であり、これらのシール部の試験結果に着目することは適切である。
- b. NUPEC 試験では、シール部が破損し漏えいが確認された試験体でエアロゾル捕集特性試験を行っており、以下の事項が確認された。
 - －粒径分布が $1.28 \mu\text{m} \sim 1.38 \mu\text{m}$ の粒径範囲において、破損口の流路係数などを含めた等価面積と DF にはある程度の相関性があり、等価面積が小さいほど DF が大きくなる傾向であることが示されている。
 - －DF の支配的な因子としてエアロゾル粒子径が挙げられるが、約 $1 \mu\text{m}$ の粒径での DF は上記の粒径範囲の DF の約 0.7 倍、約

2 μm の場合には約 2 倍となることが確認されている。

— 等価面積の温度による依存性は、低電圧モジュールでは、等価面積の温度依存性（高温ほど等価面積が小さい）が確認されているが、フランジ・ガスケットでは明確な温度依存性は確認されていない。

c. 重大事故等時における原子炉格納容器貫通部のエアロゾル捕集効果として NUPEC 試験の試験結果を実機へ適用するにあたり、実機で想定される各種条件と比較した結果、以下の事項が確認された。

— シール材の材質、環境条件（圧力、蒸気条件）について NUPEC 試験条件と実機条件とを比較し、NUPEC 試験は実機に適用可能である。

— NUPEC 試験において、破損後のシール部材の DF は連続流体の漏えい状態で評価されているものである。実機での分子流による漏えいはいはごくわずかであり、設計漏えい率を前提とした場合でもリーク形態は連続流体の流れにより生ずるものである。

— 設計漏えい率を仮定した場合に算出される総リーク面積は、等価面積で数 mm^2 前後と想定しており、これが各貫通部からの微小な漏えいに起因すると仮定すると、NUPEC 試験における破損後の部材のリーク面積（等価面積で数 mm^2 ）よりも 1 桁程度小さいと想定でき、等価面積に対する DF との関係からすると、DF は数 100 よりさらに大きい桁の値となると想定できる。一方で、ある特定のフランジ・ガスケットからのリークに起因するものと仮定しても、DF は 100 程度となると想

定できる。

－エアロゾル粒子の粒径は，数 μm 程度を想定しており，
NUPEC 試験における粒子径の傾向によれば，等価面積に対する DF はより大きな値になると推定される。

以上のことから，重大事故等時の原子炉格納容器貫通部からの漏えいにおいて，貫通部におけるエアロゾル粒子の DF は数 100 程度を期待できる。よって，重大事故等時の被ばく評価等において適用する原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果の値として，これに 1 桁程度の余裕をみて $DF=10$ とすることは妥当であると考えられる。

別添 1 原子炉格納容器の漏えい率及び原子炉格納容器の総リーク面積
について

原子炉格納容器の漏えい率及び原子炉格納容器の
総リーク面積について

原子炉格納容器の漏えい率の設定方法及び原子炉格納容器の総リーク面積の算定方法を以下に示す。

1. 原子炉格納容器の漏えい率

原子炉格納容器の漏えい率は、格納容器圧力、及び物性値（格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合は密度、0.9 倍を上回る場合は密度、粘性係数、比熱比に対し温度の影響を考慮）に応じるものとし、原子炉格納容器の設計漏えい率及び格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍の圧力以下の場合は(1)に示す式を、超える場合は(2)に示す式を用いて算出した漏えい率に基づき設定している。

(1) 格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合

最高使用圧力の 0.9 倍以下の漏えい率を保守的に評価するために差圧流の式（これまでの設計基準事象で使用）より算出する。

$$\frac{L_t}{L_d} = \sqrt{\frac{\Delta P_t \cdot \rho_d}{\Delta P_d \cdot \rho_t}}$$

L : 漏えい率

L_d : 設計漏えい率

ΔP : 原子炉格納容器内外差圧

ρ : 原子炉格納容器内密度

- d : 添え字 “ d ” は漏えい試験時の状態を表す
 t : 添え字 “ t ” は事故時の状態を表す

(2) 格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合

圧力が上昇すれば、流体は圧縮性流体の挙動を示すため、格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合は圧縮性流体の層流・乱流の状態を考慮する。漏えい率は差圧流の式、圧縮性流体の層流、または乱流を考慮した式の 3 式から得られる値の内、最大の値とする。

$$\frac{L_t}{L_d} = \max \left[\begin{array}{l} \frac{\mu_d}{\mu_t} \cdot \frac{2k_t}{k_t-1} \cdot \frac{P_t}{P_d} \cdot \frac{\left(\left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{1}{k_t}} - \frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)}{\left(\left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{1}{k_d}} - \frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)} \\ \left(\frac{2k_t}{k_t-1} \cdot \frac{P_t}{P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t} \cdot \frac{\left(\left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{2}{k_t}} - \left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{k_t+1}{k_t}} \right)}{\left(\left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{2}{k_d}} - \left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{k_d+1}{k_d}} \right)} \right)^{\frac{1}{2}} \\ \left(\frac{\Delta P_t}{\Delta P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t} \right)^{\frac{1}{2}} \end{array} \right]$$

圧縮性流体（層流）

圧縮性流体（乱流）

差圧流

- P : 原子炉格納容器内圧力
 P_{leak} : 漏えい口出口での圧力
 ρ_{leak} : 漏えい口出口での気体密度
 μ : 原子炉格納容器内の気体の粘性係数
 k : 原子炉格納容器内の気体の比熱比
 P_{atm} : 大気圧

$$\frac{P_{leak,t}}{P_t} = \max \left(\left(\frac{2}{k_t+1} \right)^{\frac{k_t}{k_t-1}} \cdot \frac{P_{atm}}{P_t}, \frac{P_{atm}}{P_t} \right)$$

$$\frac{P_{leak,d}}{P_d} = \max \left(\left(\frac{2}{k_d+1} \right)^{\frac{k_d}{k_d-1}} \cdot \frac{P_{atm}}{P_d}, \frac{P_{atm}}{P_d} \right)$$

2. 原子炉格納容器の総リーク面積

PWR 原子炉格納容器の総リーク面積は，リーク流体として圧縮性流体（理想気体）を仮定し，原子力発電技術機構の報告書「溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書（平成 10 年 3 月）」と同様の式で算出する。

$$K \cdot C \cdot Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{2/\gamma} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{(\gamma+1)/\gamma} \right\}}}$$

m : 質量流量 (kg/s) Ae : 等価面積 (m²)

K : 流路係数 (-) C : 流量係数 (-)

P_0 : 1 次側圧力 (Pa) P_b : 2 次側圧力 (大気圧) (Pa)

γ : 比熱比 (-) T_0 : 1 次側温度 (K)

R : 空気の気体定数 (287J/(kg·K))

上記式中の 1 次側及び 2 次側のパラメータは，それぞれ格納容器内外の値を使用する。また，格納容器内のパラメータは，設計漏えいにおける圧力，温度，及び質量流量とし，格納容器外の圧力は大気圧として評価する。

なお，格納容器貫通部，及び開口部のシール部は 2Pd，200℃での機能維持を確認しており，事故時においても事故前の高い気密性は維持される。