

2.0MPa[gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としていることから、それが達成できれば、高圧溶融炉心放出及びそれに伴い引き起こされる格納容器雰囲気直接加熱は発生しない。その他の格納容器破損モードに対しても、高圧溶融炉心放出現象は解析対象としていないため、ランクは「I」である。

(3) 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化）

原子炉下部キャビティでの「溶融炉心細粒化」は、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクに影響し、また、原子炉下部キャビティ床面に堆積する溶融炉心の冷却に影響する。

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の場合は、

ランクは「M」である。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の場合、高圧溶融物放出を防止する目的で1次冷却材圧力を2.0MPa[gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としており、当該物理現象は評価指標である1次冷却材圧力に影響しないため、ランクは「I」である。

「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の場合、

ランクは「H」である。

「水素燃焼」の場合は、

ランクは「M」である。

「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合は、

ランク
は「H」である。

(4) 原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)

原子炉下部キャビティでの「デブリ粒子熱伝達」は、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧カスパイクに影響し、また、原子炉下部キャビティ床面に堆積する溶融炉心の冷却に影響する。

「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」の場合は、
ランクは「M」である。

「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」の場合、高圧溶融物放出を防止する目的で1次冷却材圧力を2.0MPa[gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としており、当該物理現象は評価指標である1次冷却材圧力に影響しないため、ランクは「I」である。

「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用」の場合、

ランクは「H」である。

「水素燃焼」の場合は、

ランクは「M」である。

「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合は、

ランク
は「H」である。

(5) 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり

「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合、

ランクは「H」である。

「水素燃焼」では、

ランクは「H」である。

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」及び「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対しては、評価目的に照らしてランクは「L」である。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対しては、高圧溶融物放出を防止する目的で1次冷却材圧力を 2.0MPa [gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としており、当該物理現象は評価指標である1次冷却材圧力に影響しないため、ランクは「I」である。

(6) 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱

「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合、

ランクは「H」である。

「水素燃焼」では、

ランクは

「H」である。

「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」では、

[redacted] ランクは「M」である。

「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対しては、評価目的に照らしてランクは「L」である。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対しては、高圧溶融物放出を防止する目的で1次冷却材圧力を 2.0MPa[gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としており、当該物理現象は評価指標である1次冷却材圧力に影響しないため、ランクは「I」である。

(7) 溶融炉心とコンクリートの伝熱

「溶融炉心とコンクリートの伝熱」は、[redacted]
[redacted]「溶融炉心・コンクリート相互作用」及び「水素燃焼」の場合、ランクは「H」である。また、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」では、[redacted]
[redacted]
[redacted]ランクは「M」である。

「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対しては、評価目的に照らしてランクは「L」である。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対しては、高圧溶融物放出を防止する目的で1次冷却材圧力を 2.0MPa[gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としており、当該物理現象は評価指標である1次冷却材圧力に影響しないため、ランクは「I」である。

(8) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生

「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」は、溶融炉心により加熱された際のコンクリート分解による発生熱及び非凝縮性ガス発生であり、

「溶融炉心・コンクリート相互作用」及び「水素燃焼」の場合、ランクは「H」である。「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」の場合は、

ランクは「M」である。

「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」に対しては、評価目的に照らしてランクは「L」である。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対しては、高圧溶融物放出を防止する目的で1次冷却材圧力を2.0MPa[gage]以下まで低下させる観点での評価を主体としており、当該物理現象は評価指標である1次冷却材圧力に影響しないため、ランクは「I」である。

(9) 原子炉格納容器内FP挙動

ランクは「M」である。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (1/4)

評価事象・評価指標	炉心損傷防止		格納容器破損防止					
	原子炉格納容器の除熱機能喪失	ECCS 再循環機能喪失	格納容器過圧・過温破損	高圧放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融物格納気作用	溶融燃料冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コネクタ相互作用
分類・物理現象	原子炉格納容器圧力	燃料被覆管温度	原子炉格納容器圧力・温度	1 次冷却材圧力	原子炉格納容器圧力	原子炉格納容器圧力	水素濃度	コネクタリート侵食量
	核分裂出力	I	I	I	I	I	I	I
	反応度帰還効果	L	I	I	I	I	I	I
	制御棒効果	L	I	I	I	I	I	I
	崩壊熱	H	H	H	H	H	H	H
	燃料棒内温度変化	L	L	H	H	H	H	H
	燃料棒表面熱伝達	L	H	H	H	H	H	H
	燃料被覆管酸化	L	M	H	H	H	H	H
	燃料被覆管変形	I	L	H	H	H	H	H
	沸騰・ボイド率変化	L	H	H	H	H	H	H
	気液分離 (炉心水位)・対向流	L	H	H	H	H	H	H
	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L
	圧力損失	L	L	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (2/4)

評価事象・評価指標 分類・物理現象	炉心損傷防止		格納容器破損防止				
	原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循環 機能喪失	格納容器過 圧・過温破損	高压溶融 物格納 放出/格納 容器零閉 直接加熱	溶融燃料- 冷却材相互 作用	水素燃焼	溶融炉心・コ ンクリーター 相互作用
1次冷却系	原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次冷却材 圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリー ター侵食量
	冷却材流量変化 (強制循環時)	I	I	L	L	L	L
	冷却材流量変化 (自然循環時)	L	I	L	L	L	L
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	L	L	L	L	L	L
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L	L
	気液分離・対向流	L	H	L	L	L	L
	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L
	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	構造材との熱伝達	L	L	H _(注) /L _(注)	H	L	L
	ECCS 強制注入	L	H	I	I	I	I
	ECCS 蓄圧タンク注入	L	L	M _(注) /L _(注)	M	L	L
	気液熱非平衡	I	I	L _(注) /I _(注)	L	I	I
	水位変化	L	I	L	L	L	L
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	I	H _(注) /I _(注)	H	I	I
加圧器							

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (3/4)

評価事象・評価指標 分類・物理現象	炉心損傷防止		格納容器破損防止				
	原子炉格納容器の除熱機能喪失	ECCS再循環機能喪失	格納容器過圧・過温破損	高圧放出/格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コネクタ相互作用
蒸気発生器	原子炉格納容器圧力	燃料被覆管温度	原子炉格納容器圧力・温度	1次冷却材圧力	原子炉格納容器圧力	水素濃度	コネクタ・コネクタ相互作用
	1次側・2次側の熱伝達	L	H _(I) /L _(II)	H	L	L	L
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	M _(I) /I _(II)	M	I	I	I
	2次側水位変化・ドライアウト	I	H _(I) /I _(II)	H	I	I	I
	2次側給水 (主給水・補助給水)	L	I _(I) /L _(II)	I	L	L	L
	区画間・区画内の流動 (蒸気, 非凝縮性ガス)	L※	I	H	L	H	I
	区画間・区画内の流動 (液体)	L※	L※	L	L	M	L
	気液界面の熱伝達	L	L	L	L	L	L
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	H	L	H	L	L	L
	スプレイ冷却	I	I	H	L	M	M
原子炉格納容器	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	H	L	L	L	L
	放射線水分解等による水素発生	I	I	I	I	I	I
	水素濃度変化	I	I	M	L	L	H
	水素処理	I	I	I	I	I	I

※ 多区画モデルを採用する場合のランク。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (4/4)

評価事象・評価指標 分類・物理現象	炉心損傷防止		格納容器破損防止				溶融炉心・コ ンクリート相 互作用
	原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS 再循環 機能喪失	格納容器過 圧・過温破損	高圧溶融物 放出/格納気 容器雰囲気 直接加熱	溶融燃料- 冷却材相互 作用	水素燃焼	
	原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次冷却材 圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリート 侵食量
リロケーション	I	I	H	H	H	H	H
原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	I	I	L	M	L	L	L
原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	I	I	L	M	L	L	L
下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	I	I	M	H	M	M	M
原子炉容器破損, 溶融	I	I	H	H	H	H	H
1次系内 FP 挙動	I	I	M	M	M	M	M
原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出	I	I	I	I	I	I	I
格納容器雰囲気直接加熱	I	I	I	I	I	I	I
原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	I	I	M	I	H	M	H
原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	I	I	M	I	H	M	H
原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり	I	I	L	I	L	H	H
溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	I	I	M	I	L	H	H
溶融炉心とコンクリートの伝熱	I	I	M	I	L	H	H
コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	I	I	M	I	L	H	H
原子炉格納容器内 FP 挙動	I	I	M	M	M	M	M

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

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

MAAP コードは、シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し、原子炉、1次冷却系、原子炉格納容器内で起こると考えられる重要な事故時の物理現象をモデル化するとともに、工学的安全設備や炉心損傷防止策あるいは格納容器破損防止策で想定する各種の機器についてのモデルを備えている。また、FP に関する物理現象をモデル化しており、事故時に炉心溶融に伴って1次冷却系や原子炉格納容器に放出される FP の挙動についても取り扱うことが可能である。このように、広範囲の物理現象を取り扱うことが可能な総合解析コードであり、シビアアクシデントで想定される種々の事故シーケンスについて、起因事象から安定した状態、あるいは過圧や過温により原子炉格納容器の健全性が失われる状態まで計算が可能であることが特徴である。また、MAAP コードの PWR プラント用解析モデルは、ウェスチングハウス型、CE 型、三菱型等の PWR プラントに適用可能なよう、開発されたものであり、プラント設計や運転状態に基づき設定される入力条件及びそれらに基づく過渡計算中のプロセスの値の変動範囲を考慮したものである。

MAAP コードの熱水力モデルでは、質量及びエネルギー保存則を解く一方、運動量方程式を準静的な取扱いとしているため、流体慣性が重要となる現象、例えば LOCA 直後の炉心の流動等、短期間に発生する現象を精緻に取り

扱うような場合には適していないものの、系内の質量及びエネルギーの収支を適切に取り扱っており、長期的な原子炉及び原子炉格納容器の応答の評価には適用性を有する。

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

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において、重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (1/2)

分類	重要現象	解析モデル	
炉心 (核特性)	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱) (3.3.2 (2)) FP 拳動モデル (FP 移動に伴う崩壊熱) (3.3.8 (3))	
	炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	炉心モデル (炉心熱水力モデル) (3.3.2 (3)) 溶融炉心拳動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.7 (1))
		燃料棒表面熱伝達	
		燃料被覆管酸化	
燃料被覆管変形			
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル (炉心水位計算モデル) (3.3.2 (4))	
	気液分離 (炉心水位)・対向流		
	気液分離・対向流		
1次冷却系	構造材との熱伝達	1次冷却系モデル (1次冷却系の熱水力モデル) (3.3.3 (2))	
	ECCS 強制注入	1次冷却系モデル (1次冷却系破損モデル) (3.3.3 (4))	
	ECCS 蓄圧タンク注入	安全系モデル (ECCS) (3.3.6 (1))	
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	安全系モデル (蓄圧タンク) (3.3.6 (2))	
	加圧器	1次冷却系モデル (加圧器モデル) (3.3.3 (3))	
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	蒸気発生器モデル (3.3.4)	
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		
	2次側水位変化・ドラライアウト		

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

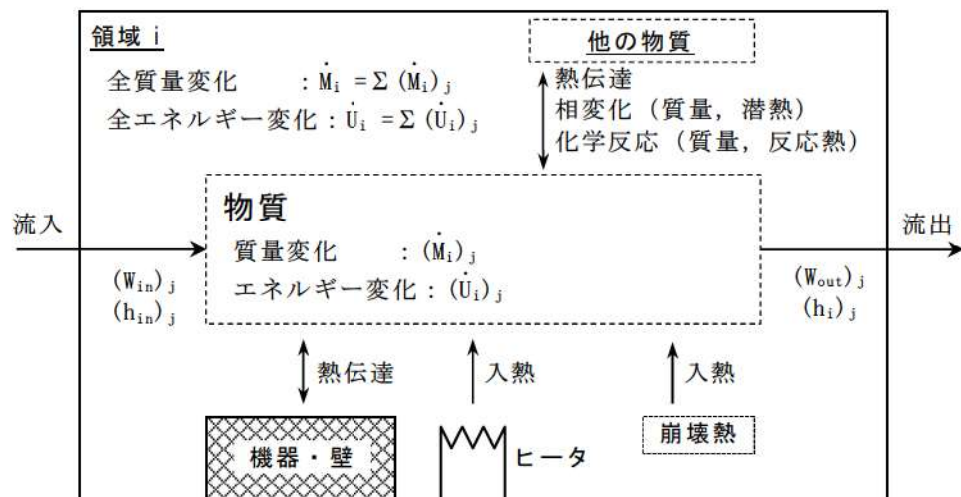
分類	重要現象	解析モデル
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動 (蒸気, 非凝縮性ガス)	原子炉格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル) (3.3.5 (2)) 安全系モデル (格納容器スプレイモデル) (3.3.6 (3)) 格納容器再循環ユニットモデル (3.3.6 (5)) 原子炉格納容器モデル (水素発生) (3.3.5 (4)) 溶融炉心挙動モデル (リロケーション) (3.3.7 (2)) 溶融炉心挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心挙動) (3.3.7 (3)) 溶融炉心挙動モデル (原子炉容器破損モデル) (3.3.7 (4)) FP 挙動モデル (3.3.8)
	区画間・区画内の流動 (液体)	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	スプレイ冷却	
	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	
	水素濃度変化	
	リロケーション	
	原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	
	原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	
原子炉容器 (炉心損傷後)	原子炉容器破損, 溶融	
	1 次系内 FP 挙動	
	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	
	原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	
	原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり	
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱	
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	
	原子炉格納容器内 FP 挙動	

3.3 解析モデル

3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

MAAP コードの炉心，1次冷却系，蒸気発生器，原子炉格納容器モデルは，ノードとジャンクションにより構成しており，ノードにおいて，水，水蒸気，非凝縮性ガスの質量とエネルギーから状態方程式により圧力及び温度を計算し，ジャンクションにおいては流量を計算する。運動量の収支は準定常を想定し代数的に取り扱っている。

各ノード（領域）の質量及びエネルギーは，下図の概念で，物質ごとに計算される。



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

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

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

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

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

により求める。 $(h_i)_j$ は対象領域*i*の物質*j*の比エンタルピーである。上式の化学反応熱とは、ジルコニウムの酸化反応熱や上部プレナム内のスチールの酸化反応熱等である。崩壊熱については、FPの気体中での浮遊、水中での沈着、ヒートシンクへの沈着、熔融炉心での沈着等の状態も含み、各ノードでの熱源として取り扱う。

各ジャンクションの流量は、

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

により求める。ここで、 W_j はジャンクション流量、 K_j は流路の抵抗係数、 Δz_i はノード高さ、 ρ_i はノード密度、 g は重力加速度である。この式の左辺は1次冷却系全体の流動抵抗の合計で、右辺は密度差による駆動力の合計で、これがバランスすると仮定してジャンクションの流量 W_j を計算する。ここで、ジャンクションは、図 3.3-3 の隣接するノード同士を接続するものである。

MAAP コードが適用される事故シーケンスにおいて流体慣性が重要となる事項としては、大破断 LOCA における破断流量の計算、破断口の位置（低温側配管破断と高温側配管破断）の感度（言い換えると、炉心の逆流と流動の停滞）及び ECC バイパス等が挙げられる。これらは LOCA 直後のブローダウン期間中の炉心の流動（炉心の露出と炉心ヒートアップ）に影響する。このような短期間に発生する現象の模擬には不確かさが大きい。その後の炉心再冠水以降は、崩壊熱による冷却材の蒸散が主た

る支配因子となることから、圧力損失及び静水頭のバランスが適切に考慮されることにより、その流動は十分に模擬でき、適用性を有する。

3.3.2 炉心モデル

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

(1) ノード分割

炉心モデルは、径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Z の 2 次元モデルであり、ノードごとに燃料、燃料被覆管、制御棒、冷却材を模擬し、それぞれの間の熱伝達、冷却材、冷却材の減少と回復、水素発生、自然対流、炉心あるいは炉心内部の輻射及び対流熱伝達、燃料被覆管の変形や膨れ、溶融プールの形成といった重要なプロセスについて計算している。

ノード分割は、図 3.3-1 に例示するとおりである。径方向及び高さ方向に、構造材としては、燃料 (FP 組成含む)、燃料被覆管、制御棒及び構造材の質量を入力条件として与え、流体の流路としては、炉心の流路面積及び炉心バイパス領域の流路面積を与え、これらに基づき熱水力挙動、炉内構造物応答を計算する。なお、FP 組成については、元素ごとに質量を入力値で与える。ノードの分割数は、入力値により与えることが可能であり、径方向に□、高さ方向に□としている。これは MAAP コードの標準的な分割数である。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響

するため 10 以上が推奨される。なお、径方向の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が等断面（体積）の差があまり大きくなるように設定することが推奨されている。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力条件である。炉心は、R-Z の 2 次元でノード分割され、個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向及び軸方向の炉心出力分布を入力値として与える。その炉心出力分布は各ノードの崩壊熱割合（熱出力割合）として表現され、炉心全出力が各ノードの崩壊熱割合に応じて分配される。炉心の溶融により炉心質量が移動しても、質量の移動に応じて崩壊熱割合も移動するので炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

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

崩壊熱については、時間に対するテーブルデータとして与える。また、炉心溶融後に炉心領域から外に輸送された FP や溶融炉心については、表 3.3-2 に示す核種グループごとに崩壊熱の割合を与える。

(3) 炉心熱水力モデル

炉心の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。

熱水力のうち炉心特有なものに炉心が露出する場合の挙動がある。炉心露出部と冷却材の熱伝達については、Dittus-Boelter の相関式を用いた計算を行っている。露出した炉心がヒートアップすると炉心域で気体密度の差ができ、炉心と上部プレナム間で自然循環流れが発生する。

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

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

$$\dot{x} = \frac{294}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-\frac{1.654 \times 10^8}{RT}} \quad T \leq 1850K$$

$$\dot{x} = \frac{3330}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-\frac{1.884 \times 10^8}{RT}} \quad T > 1875K$$

ここで、 $T[K]$ は燃料被覆管温度、 $x[m]$ は酸化厚さ、 $\rho_{Zr} [kg/m^3]$ はジルコ

ニウム密度， R [J/kg-mole/K]は気体定数である。燃料被覆管温度が1850K から 1875K の間は内挿によって求める。

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

炉心状態		伝熱面積	熱伝達
健全形状炉心	冠水時	円柱形状から計算	水への対流及び輻射熱伝達
	露出時		ガスへの対流及び輻射熱伝達
崩壊炉心	冠水時	炉心崩壊に応じて段階的に定義された炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量割合から計算	限界熱流束
	露出時		ガスへの対流及び輻射熱伝達

(4) 炉心水位計算モデル

1次冷却系が気液分離した後の原子炉容器内の水位及び二相水位の概要を図 3.3-2 に示す。

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

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

原子炉容器内の二相水位は，断面積の異なる下部プレナム，炉心内，上部プレナム内の平均ボイド率と水の体積から計算される。平均ボイ

ド率は水蒸気から計算される気泡上昇速度及びガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算される。平均ボイド率は水蒸気速度の関数として表され、

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

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

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

により評価される。ここで、 σ は液相の表面張力、 g は重力加速度、 ρ_l は液相密度、 ρ_g は気相密度である^[2]。

上記のように原子炉容器内の二相水位は、流体の占める断面積及び体積が異なる下部プレナム、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率及びそれぞれ水温の関数である水の比体積と水質量とから計算される水の体積を基に計算される。

具体的な水位は、下部プレナムにある場合、下部プレナムよりも高く炉心よりも低い場合、炉心内でサブクール領域の場合、炉心内で二相領域の場合、炉心よりも高い場合のそれぞれに対して計算される。

水位 z_w が下部プレナムにある場合、以下の式で計算される。

$$V_w = \frac{\pi}{3} z_w^2 (3R_x - z_w)$$

ここで、 V_w は水の体積、 R_x は下部プレナムの半径である。

水位 z_w が下部プレナムよりも高く炉心よりも低い場合、以下の式で計算される。

$$z_w = z_{cyl} + \frac{M_{cr} v_{wcr}}{A_{lowcr} (1 - \alpha_{lp})}$$

ここで、 z_{cyl} は原子炉容器胴部下端高さ、 M_{cr} は炉心の水の質量、 v_{wcr} は

炉心の水の比体積， A_{lowcr} は炉心下端の流路面積， α_{lp} は下部プレナムの平均ボイド率である。

水位 z_w が炉心内でサブクール領域の場合，以下の式で計算される。

$$z_w = z_{crl} + \frac{(M_{cr} - M_{lpfl})v_{wcr}}{A_{cr}}$$

ここで， z_{crl} は炉心下端高さ， M_{cr} は炉心の水の質量， M_{lpfl} は下部プレナム上端よりも高く炉心下端よりも低い位置の水の質量， v_{wcr} は炉心の水の比体積， A_{cr} は炉心の流路面積である。

水位 z_w が炉心内で二相領域の場合，以下の式で計算される。

$$z_w = z_{crsub} + \frac{(M_{cr} - M_{sub})v_{wcr}}{A_{cr}(1 - \alpha_{cr})}$$

ここで， z_{crsub} は炉心のサブクール領域の高さ， M_{cr} は炉心の水の質量， M_{sub} は炉心のサブクール領域の水の質量， v_{wcr} は炉心の水の比体積， A_{cr} は炉心の流路面積， α_{cr} は炉心の平均ボイド率である。

水位 z_w が炉心よりも高い場合，以下の式で計算される。

$$z_w = z_{cru} + \frac{(M_{cr} - M_{crfl})v_{wcr}}{A_{up}(1 - \alpha_{acr})}$$

ここで， z_{cru} は炉心上端高さ， M_{cr} は炉心の水の質量， M_{crfl} は炉心を冠水させる水の質量， v_{wcr} は炉心の水の比体積， A_{up} は上部プレナムの流路面積， α_{acr} は炉心上部の平均ボイド率である。

3.3.3 1次冷却系モデル

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

却系モデルについて述べる。

(1) ノード分割

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

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

(2) 1次冷却系の熱水力モデル

1次冷却系の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。

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

冷却材の流動様式は、冷却材中のボイド分布に応じて計算される。1次冷却材ポンプ運転中は強制対流であり、冷却材中に一様にボイドが生じる仮定としている。1次冷却材ポンプが停止するとボイド率が低い場合には自然循環が発生する。1次冷却系全体平均のボイド率（グローバルボイド率）が高くなり、自然循環により液相を蒸気発生器伝熱管の頂部まで運ぶことができなくなると気液分離が発生する。なお、この時のボイド率は [] を根拠として、有効性評価では [] を与えている。なお、参考文献[3]では、Westinghouse タイプの原子炉は実験に基づくと0.4~0.7であることが示されている。このボイド率は、1次冷却系の流動様式が切り替わるしきい値であり、1次冷却系の平均ボイド率が徐々に変化する場合に流動様式が切り替わる時期への影響が現れる。大破断 LOCA の再冠水以降は気液分離状態であり、このボイド率の設定は影響しない。全交流動力電源喪失の場合には、蒸気発生器2次側がドライアウトして1次冷却系からの除熱が失われる時点から1次冷却系のボイド率が早期に上昇するため、ボイド率の設定による気液分離のタイミングに大きな差は生じないことから、事象進展への影響は小さい。

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

水と1次冷却系ヒートシンクの熱伝達係数は、強制対流時や自然循

環時を個別に取り扱っている。気体と1次冷却系ヒートシンクの熱伝達は、輻射と対流熱伝達を考慮している。対流熱伝達について、自然循環時及び強制対流時（乱流域、層流域及びそれらの遷移域）に分けて取り扱い、熱伝達係数を求める。

1次冷却材ポンプ流量は入力値として与え、その流量が1次冷却材ポンプのトリップまで維持される。1次冷却材ポンプのトリップに伴い、入力値として与えたコストダウン曲線に従って自然循環へと移行する。

(3) 加圧器モデル

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

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

なお、加圧器は、破断側ループに接続されており、非破断側ループに接続される場合に比べて、非破断側ループ高温側配管から上部プレ

ナムに流れ込む流量が小さく、上部プレナム保有水量が少なくなり、炉心冷却が悪化する傾向となるが、大破断 LOCA の場合は、加圧器が早期に空となり、短期的な影響に限定される。

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

加圧器逃がしタンクは、加圧器逃がし弁に接続する体積要素として模擬しており、加圧器逃がし弁が開放した際に、気相及び液相の流量及びそれに伴うエネルギーの授受を計算している。ここで、臨界流には Henry-Fauske モデル^[4]を使用している。加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャディスクが破損し、以降、冷却材が原子炉格納容器の下部区画に放出される。

(4) 1次冷却系破損モデル

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

(5) 破断流モデル

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

差圧流の場合は、3.3.1 に示した流動の式に、1次冷却系と原子炉

格納容器の差圧を考慮して流量を計算する。

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

※出典：NUREG/CR-2671 MXC-301

3.3.4 蒸気発生器モデル

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

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

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

露出した場合の気相部との熱伝達は、気体と1次冷却系ヒートシンクと同様の計算方法を用いる。

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

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

給水ライン及び主蒸気ラインについては、境界条件として取り扱っている。主蒸気流量は、内部計算により初期原子炉出力に相当した流量が設定され、主蒸気隔離弁の閉止による隔離を模擬している。また、蒸気発生器2次側が加圧される場合は、主蒸気逃がし弁や主蒸気安全弁により原子炉格納容器内に蒸気が放出される。主給水流量は、入力値を与えており、原子炉トリップ等の信号による給水隔離を模擬している。補助給水は、蒸気発生器水位がプログラム水位に一致するよう自動制御を行っており、最大流量は、設計値に基づき入力値として与える。

3.3.5 原子炉格納容器モデル

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

(1) ノード分割

壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬

したジャンクションを組み合わせて原子炉格納容器のモデル化を行う。原子炉格納容器のノード分割は、1次冷却系モデルのようなプリセットではなく、入力値によって、分割数を与え、各ノードについては設計値に基づき、有効体積、形状、高さ等を各ジャンクションについては、等価直径、長さ、ノードに対する接続位置等を与える。また、各ノードでは、スプレイ、ファンクーラ等の機器も配置できる。ヒートシンクとして、原子炉格納容器壁及び床、金属機器を模擬するが、区画の境界に存在する原子炉格納容器壁及び床については、両区画に配分するよう設定する。

原子炉格納容器のノード分割例を図 3.3-7 に示す。壁や床によって囲われた空間ごとに分割し、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定し、同じ特徴を有する空間では、物理パラメータも同等となることから、緩やか、あるいは、長期的な応答を模擬できる。有効性評価では、上部区画、下部区画、アニュラ区画、原子炉下部キャビティ区画及び圧力ヘッダ室区画（2及び3ループプラント）の4若しくは5ノードとしている。

3.3.3 に示した1次冷却系のノード分割（図 3.3-3、図 3.3-4）との関係では、原子炉容器（頂部ヘッドを除く）は原子炉下部キャビティ区画に存在し、その他の1次冷却材配管等は下部区画に存在する。なお、頂部ヘッドは上部区画、加圧器逃がしタンクはアニュラ区画に存在する。低温側配管破断では、破断流は下部区画に放出される。一方、炉心溶融後に原子炉容器が破損する場合、下部プレナムからのデブリジェットは原子炉下部キャビティ区画に放出される。

(2) 原子炉格納容器の熱水力モデル

MAAP コードの原子炉格納容器内モデルは、区画内の代表する状態量を 1 点で模擬し、区画間の流動を解析するランプドモデルである。

原子炉格納容器の熱水力応答は、3.3.1 に示した基礎方程式により計算するが、気相部の流動の式に関しては、

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

を用いている。ここで、 K_j はジャンクションの抵抗係数、 W はジャンクションの流量、 P はノード圧力、 ρ はノード密度、 Z はジャンクションの接続位置、 L はジャンクション長さである (図 3.3-8)。

各ノードでは、区画間の気体、水、非凝縮ガスの移動に伴う質量及びエネルギーの変化、気体及び水の間での熱伝達、ヒートシンク (原子炉格納容器壁及び床、金属機器) に基づき、質量及びエネルギーバランスを計算する。その際、気液界面での水の蒸発及び水蒸気の凝縮、破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシング、スプレイ水の蒸発、スプレイ水による凝縮並びに原子炉格納容器内のヒートシンク表面の凝縮も模擬している。水プールと原子炉格納容器床及び壁、気体と原子炉格納容器内ヒートシンクの熱伝達係数は、1 次冷却系と同様の計算方法を用いている。

大破断 LOCA の場合、破断口から下部区画に放出された水は原子炉格納容器圧力に応じて一部はフラッシングにより蒸気となり、破断口から放出された蒸気 (水素ガスを含む) とあいまって上部区画へ流出し、残りの水は下部区画から圧力ヘッド室区画を経て最終的には原子炉下部キャビティ区画に流出する (2 及び 3 ループプラントの場合)。一方、炉心溶融後に原子炉容器が破損する場合、原子炉下部キャビティ区画に放出 (落下) したデブリジェットにより発生した多量の蒸気

(水素ガスを含む)は、下部区画及びアニューラ区画を経て上部区画へと流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールの場合は、格納容器再循環ランプ等の区画が満水になると他の区画に流出する。例えば、格納容器スプレイにより原子炉格納容器上部区画に注入された水は、他の区画を経由して、最終的には原子炉下部キャビティ区画に流入する。

原子炉格納容器内は1次元ヒートシンクモデル及びランプドヒートシンクが用いられ、これらの表面では気相との対流熱伝達、凝縮熱伝達及び輻射熱伝達が、冠水部分では水との対流熱伝達が考慮される。1次元ヒートシンクは主にコンクリート壁へ適用し、片面あるいは両面が区画に接して熱交換を行う。1次元分割は温度勾配の大きい表面は細かいメッシュで、それ以外は粗いメッシュで分割される。ランプドヒートシンクは主に熱伝導率の高い金属ヒートシンクに適用する。ランプドヒートシンクは、熱伝導率が高く内部温度が一様であると仮定できるとし温度を1点で代表する。

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

(3) 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル

格納容器再循環ユニットを用いた格納容器内自然対流冷却は、格納容器再循環ユニット冷却コイルに冷却水を通水することで生じる格納容器再循環ユニットの出入口の密度差を駆動力として自然循環を発生させるものである。MAAP コードでは、原子炉格納容器上部区画とアニューラ区画の間の流路として格納容器再循環ユニットを模擬しており、除熱特性としては、原子炉格納容器内温度と流速及び原子炉格納容器内温度と除熱量の関数を入力値により与え、原子炉格納容器内温度に対応した格納容器再循環ユニットの流量及び除熱量を計算する。ここで得られた流速及び除熱量から、原子炉格納容器内の質量及びエネルギーバランスを計算する。概念を図 3.3-9 に示す。ここで、MAAP コードに与える除熱特性は、国内で実施された凝縮熱伝達実験で確認された評価式を用いて格納容器再循環ユニットの形状に基づき設定されるものである。

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却によって発生する凝縮水は、アニューラ区画の液相部に混合され、原子炉下部キャビティに流入する。

(4) 水素発生

原子炉容器内及び原子炉格納容器内の水素発生源として、

- ・炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム-水反応による

水素発生 (3.3.7(1) 参照)

- ・溶融炉心によるコンクリート分解に伴う水素発生 (3.3.7(5) 参照)

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

- ・放射線水分解による水素発生
- ・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

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

なお、水の放射線分解による水素ガスの発生は、有効性評価では線源強度を用いた評価としている。

(5) 原子炉格納容器破損モデル

原子炉格納容器圧力と最高使用圧力の2倍あるいは原子炉格納容器内温度と200℃との比較により原子炉格納容器の破損を判定する。また、熔融炉心によるコンクリートの侵食がある場合には、侵食深さを考慮して原子炉格納容器の破損を判定する。

3.3.6 安全系モデル

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

(1) ECCS

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

(2) 蓄圧タンク

入力値として、タンク数、体積、注入ライン高さ、注入ライン長さ、注入ライン面積、注入ライン圧力損失を与える。また、初期状態としてタンク圧力、温度、水位を与える。蓄圧注入系が作動した場合、気相変化プロセスとして等温変化を仮定し、状態方程式により蓄圧タンク圧力を評価し、1次冷却材圧力との差圧及び配管圧力損失から注入流量を評価する。ここで、配管圧力損失は、逆止弁、止め弁やエルボも含めた配管全体の圧力損失係数を与える（図 3.3-10）。

(3) 格納容器スプレイ

格納容器スプレイモデルは、入力として台数、作動設定圧力、作動遅れ時間、定格流量を与え、原子炉格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(4) 燃料取替用水タンク

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

(5) 格納容器再循環ユニット

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に関する現象モデルについては、3.3.5(3)で述べたとおりである。

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

(6) 加圧器逃がし弁, 安全弁

加圧器逃がし弁, 安全弁については, 入力としてそれぞれの弁個数, 設計圧力及び流量, 作動設定圧力を与える。弁の流路面積は, 3.3.3(3)で述べたとおり, 上記の設計圧力及び流量に整合するよう設定される。弁が作動する場合, その時刻の圧力に応じて流量が計算される。

(7) 主蒸気逃がし弁, 安全弁

加圧器逃がし弁, 安全弁と同様の入力項目である。

(8) 補助給水

3.3.4 参照。

3.3.7 溶融炉心挙動モデル

溶融炉心の状態として粒子ベッド(粒子状堆積物), 溶融プール, クラスト(固化状物質)を模擬し, 溶融炉心モデルとして, 炉心溶融及びリロケーション, 下部プレナムでの挙動, 原子炉下部キャビティでの挙動を評価する。これらの挙動モデルの概要について以下に述べる。なお, 有効性評価では高圧溶融物放出(HPME)及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱(DCH)は, その防止が評価モデルであり, 現象モデルとしては考慮しない。

(1) 炉心ヒートアップ

炉心は R-Z の 2 次元ノードで構成しており, 炉心のヒートアップに伴って燃料棒, 燃料被覆管, 制御棒, 構造材の溶融の計算を行い, ノ

ード内で溶融が発生した場合にリロケーションの計算を行う。炉心ヒートアップ及び溶融進展モデルを図 3.3-2 に示す。なお、炉心がヒートアップするまでの燃料棒と冷却材との伝熱挙動に関しては、3.3.2(3)に記載している。

炉心ヒートアップ及び燃料溶融の模式図を図 3.3-11 に示す。過熱した燃料棒は燃料棒内と1次冷却系内の圧力差で膨れによる破損が開始される。露出し過熱された燃料棒表面ではジルコニウムが水蒸気と酸化反応を行い酸化ジルコニウムの層が形成されるとともに水素が発生する。この酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱される。ペレットとジルコニウムの界面ではジルコニウムがペレット内部へ溶け込んだ層が形成される。酸化ジルコニウムの層厚さの変化率は Baker-Just の相関式（高温時）及び Cathcart-Pawel の相関式（低温時）により評価される。また、ジルコニウムのペレットへの溶け込み深さの変化率も取り扱っており、各層厚さの変化速度は質量の変化速度へ換算される。ジルコニウム-水反応速度の計算では炉心の健全形状や溶融状態に応じて計算された幾何形状表面積（伝熱面積）を用いており、これに係数を乗じることにより、燃料被覆管の直径、長さ等の幾何形状に影響を与えることなく、ジルコニウム-水反応速度、すなわち、酸化反応熱の発生速度、水素発生速度及び酸化ジルコニウム生成速度を変化させることができる。

ペレット及びペレットにジルコニウムの溶け込んだ層が融点に達すると溶融しリロケーションを開始する。

(2) リロケーション

炉心溶融物のリロケーションは軸方向及び径方向に質量及びエネルギー

ギーの移動を考慮している。移動させる質量は UO_2 の他に炉内の構成物 (Zr , ZrO_2 , ステンレス等) が含まれ、混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応したエネルギーや FP の崩壊熱割合 (初期炉心出力分布から評価) も移動させる。これら質量, エネルギー及び崩壊熱割合の移動によりリロケーション後も各ノード内の炉心溶融物のエネルギー保存式が計算できる。

軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動させる。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し, 隣接ノードに空隙があり, かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され, 水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動させる。

リロケーション時に想定する炉心状態の概念を図 3.3-12 に示す。炉心ノードは空隙率と溶融度に応じて, 以下に示すようなタイプに分類される。

タイプ 1 : 燃料が自立した状態

タイプ 2 : 燃料が崩壊した状態

タイプ 3 : 流路が減少した状態

タイプ 4 : 流路が閉塞した状態

タイプ 5 : 溶融プール状態

(タイプ 0 : 空洞)

炉心がヒートアップすると, 各炉心ノードでは温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる。燃料崩壊が判定されると, 当該ノードはタイプ 2 へと遷移し, 燃料崩壊位置から上のすべての燃

料は下方へ落下し、タイプ0の状態となる。炉心溶融進展に従い、蒸気の流路が減少すると、タイプ3又は4の状態となり、炉心ノード内の燃料が溶融した場合、タイプ5の状態となる。

タイプ1からタイプ2への遷移では、Larson-Millerパラメータ手法（温度と破損時間の関係を整理したパラメータを利用して燃料崩壊を予測する手法）によって、各炉心ノードの累積損傷割合を計算し、それが1となれば、当該炉心ノードが崩壊し、タイプ2となる。

タイプ1又はタイプ2からタイプ3又はタイプ4への遷移では、流路の減少は、キャンドリングで流下した溶融燃料及び崩壊で落下する固形物によって、それを受け取る炉心ノードの空隙が減少することによって発生する。このとき、炉心ノードの空隙率によって、タイプ3（流路が減少した状態）であるか、タイプ4（流路が閉塞した状態）であるかが判定される。

タイプ5への遷移では、炉心ノード内の燃料が溶融した場合に当該タイプに判定される。

以下に炉心ノードのタイプ間の遷移について整理する。

流れ出した燃料被覆管及び燃料は、冠水か露出及び崩壊形状に応じて、周囲と対流熱伝達、輻射熱伝達及び限界熱流束（冠水部）によって伝熱しつつ冷却されて、燃料棒の周囲で再固化する、いわゆる、キャンドル状態となる（図 3.3-12の③：タイプ3）。このとき燃料棒間の隙間が減少し、炉内の蒸気の流れは、流路面積に応じて再配分されるため、キャンドル状態では蒸気による冷却の効果も低下する。炉心損傷初期段階では、蒸気流れの再分配により、閉塞部（あるいはキャンドル状態）の熱が蒸気を介して非閉塞部に運ばれることで、炉内の温度が平坦化する現象が生じ、炉心損傷の進展を遅らせる効果がある

が、MAAP コードの炉心は 2 次元化しており、多次元的な実現象に比べ、その効果は小さく、保守的な取扱いとなる。

燃料棒の燃料被覆管が薄くなると、燃料ペレットが崩壊して堆積する（図 3.3-12 の②：タイプ 2）。キャンドル状態の進行あるいは溶融した燃料が崩壊した燃料ペレット間の隙間に流れ込むと、固体と液体で閉塞した二相が共存する状態となる（図 3.3-12 の④あるいは⑤：タイプ 4 あるいは 5）。この固体と液体の体積割合はノードの炉心温度と固化及び液化温度から求められる。この状態では蒸気による冷却ができなくなり、さらに高温になり液体割合が増加する。閉塞した状態で冷却される固体割合が増加しクラストを形成する（図 3.3-12 の④：タイプ 4）。ここで、クラストは溶融プールの周囲に形成されると仮定している。なお、燃料棒間や燃料ペレット間の隙間で蒸気による冷却が可能な状況では、ジルコニウム－水反応によって水素が発生するが、その隙間が閉塞すると水素生成も停止する。

閉塞した状態（図 3.3-12 の④あるいは⑤：タイプ 4 あるいは 5）から温度が上昇すると二相状態から完全溶融（図 3.3-12 の⑥：タイプ 5）になり溶融プールを形成する。溶融プールはノード間で自然対流熱伝達を計算する。クラストは過熱及び溶融プールによる水頭でクリーブ破損すると、溶融物は下方の炉心部あるいは下部プレナムへ移動する。

(3) 下部プレナムでの溶融炉心挙動

溶融炉心が下部炉心支持板に達し、下部炉心支持板上部のクラストが融解する場合、炉心支持板の隙間から下部プレナムへ落下する。落下する溶融炉心の量は、デブリジェット径（開口部の面積）、溶融炉心

の密度，冷却材の密度，差圧，重力加速度により計算する。

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

下部プレナムでの溶融炉心の堆積については，成層化した状態を模擬している。すなわち，堆積過程の初期，エントレインされたデブリ粒子が下部プレナムに堆積し，その後，崩壊熱により再溶融する過程で密度差により金属層が形成され，溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。また，TMI-2 の調査やその後の実験から，堆積した溶融炉心と下部ヘッドの間には 100 μ m 程度のギャップが存在することが確認されている。このギャップが溶融物からのクラストを介した加熱による原子炉容器のクリープと共に大きくなり，このギャップに冷却材が浸入するとギャップ幅に応じた熱除去が生じクラストから原子炉容器への熱伝達が抑制される。これらの挙動は原子炉容器内保持として TMI-2 以降研究が行われている。MAAP コードでは，原子炉容器のクリープ量に基づきギャップ幅を計算し，冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プレナムでの溶融炉心の概念を図 3.3-13 に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化した熔融炉心のそれぞれに対して次の模擬を行っている。上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束又は Henry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。粒子ベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式を用いる。また、下部ヘッドと熔融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式、クラスト側面及び原子炉容器壁からの熱除去を考慮している^[6]。

熔融炉心を冷却できない状態が継続すると、原子炉容器が破損し、原子炉下部キャビティへの落下を開始する。その落下量（落下速度）は、破損口の口径、原子炉容器内外の圧力差、熔融炉心の水頭及び重力加速度により計算する。

炉心部から下部プレナムへのリロケーションは断続的に発生し、原子炉容器破損は後述のとおり 2 回考慮しており、原子炉下部キャビティへの熔融炉心の落下は、これらの組合せで発生する。例を図 3.3-14 に示す。

(4) 原子炉容器破損モデル

下部プレナムに熔融炉心が堆積し、熔融炉心が冷却されない状態が継続すると、原子炉容器の破損に至る。原子炉容器の破損判定は、圧力、原子炉容器壁温度、熔融炉心温度、材料物性及び形状から計算されるが、MAAP コードでは、原子炉容器の破損について、計装用案内管溶接部の破損、原子炉容器のクリープ破損等、複数の破損形態を模擬しており、最も早く判定される破損モードが適用される。下部ヘッドは径方向及び厚さ方向に分割しており、これにより破損位置を模擬している。なお、MAAP コードでは、原子炉容器の最初の破損後、原子炉

容器内に残存した溶融炉心による2回目の破損も計算する。

以下、有効性評価において想定される破損モードの解析モデルについて述べる。

a) 計装用案内管溶接部の破損

原子炉容器の貫通部（計装案内管）の溶接部が溶融炉心により加熱されることで機械的強度が低下し、貫通部が飛び出し破損する破損モードである。MAAPコードでは、この破損モードについて以下の2種類の判定を行っている。

第一は、せん断応力による判定である。貫通部は、1次冷却系と原子炉格納容器の間の差圧と、原子炉容器の壁の温度勾配にさらされている場合、1次冷却系と原子炉格納容器間の差圧は、溶接部のせん断応力と釣り合った状態となっているが、せん断応力が限界せん断応力を超える場合に、破損が発生したと判定している。溶融炉心からの伝熱による溶接部の機械的強度の低下は、限界せん断応力を温度の関数とすることで考慮している。

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

b) 原子炉容器のクリープ破損

原子炉容器が、加熱により不可逆の歪みが生じ、その歪みが拡大することにより破損に至る、いわゆるクリープ破損を模擬している。MAAPコードでは、このクリープ現象を Larson-Miller パラメータ手

法（応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する手法）により評価している。なお、ここで考慮している応力は、圧力、温度、溶融炉心の荷重による応力である。

溶融炉心が、炉心部から下部プレナムに落下し、下部ヘッド上に堆積して、原子炉容器破損に至る過程は次のように整理できる。①下部プレナムへの溶融炉心の移行、②水中へ落下する溶融物の細粒化及び冷却、③堆積した溶融炉心と下部プレナム内構造物との熱的相互作用、④堆積した溶融炉心上面からのプール水による冷却、⑤溶融プール周囲のクラスト形成と溶融プール内での自然対流熱伝達、⑥下部ヘッドと溶融炉心のギャップ形成及びギャップ冷却、⑦原子炉容器の破損。

下部ヘッドの破損後は、破損口を溶融炉心が通過する際に、溶融炉心により破損口の側面が溶かされ、破損口が拡大する現象（アブレーション）も模擬している。アブレーション量に基づき原子炉下部キャビティへのデブリジェット径が決定され、これにより、原子炉下部キャビティへの溶融炉心落下量が変化し、原子炉容器外 FCI による細粒化量に影響する。なお、原子炉下部キャビティ内には計装案内管等の構造物が存在するが、デブリジェットとの干渉は模擬していない。一方、アブレーションの程度により、DCH に関係する、原子炉容器からのガス放出流量及び継続時間が影響を受けるが、有効性評価においては、高圧の事故シーケンスにおいても、HPME 及び DCH を防止する目的で、加圧器逃がし弁の開放による 1 次冷却系減圧操作を行い、原子炉容器破損時点の 1 次冷却材圧力を低下させている。

なお、日本原子力学会や EURSAFE^[7]等のシビアアクシデント研究に

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

(5) 原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動

下部プレナムに溶融炉心が堆積し、溶融炉心を冷却できない状態が継続し、原子炉容器が破損すると、溶融炉心は、1次冷却系と原子炉格納容器の圧力差及び水頭に応じた速度で原子炉下部キャビティへの落下を開始する（「デブリジェット」を形成する）。

この溶融炉心の原子炉下部キャビティへの落下過程及び落下後に床への堆積状態の挙動に関して、以下に示す現象がある。

- ・ 溶融炉心－冷却材の相互作用（FCI）
- ・ 溶融炉心・コンクリート相互作用（MCCI）

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

断されることから、MAAP コードでは取り扱わない。

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

これらの現象に関する MAAP コードのモデルについて以下に示す。

a) 溶融炉心と冷却材の相互作用モデル

溶融炉心が原子炉容器下部プレナムあるいは、原子炉下部キャビティ内に溶融物のジェットとして落下した時、溶融炉心は静止する水プールとの運動量交換に伴うエントレインメントにより急速に細粒化し、水プールに大きな伝熱量を与える。これらの挙動は MAAP コードでは以下のモデルから構成される。本モデルの概念を図 3.3-15 に示す。

① デブリジェットの細粒化モデル

Ricou-Spalding モデルをベースにしたモデル。ただし、エントレインメント係数は FCI 実験に基づいた値を与える。本モデルにより細粒化速度とジェット落下速度及び水位から細粒化する割合が評価される。細粒化径はウェーバ数に基づき決定される。

② 細粒化粒子と水との伝熱モデル

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

Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント速度（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、

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

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

細粒化したデブリ粒子の径は、デブリ粒子の密度、水の密度及び表面張力、重力加速度、ジェット速度並びにウェーバ数（慣性力と表面張力の比を表す無次元数）により計算する。デブリ粒子の径に関する相関式における経験係数は、海外での大規模 FCI 実験に基づき設定される。

水中に拡散したデブリ粒子は高温かつ発熱しており、蒸気膜に覆

われた状態にあることから、原子炉下部キャビティ水とデブリ粒子の伝熱には、粒子周囲の二相状態を考慮し膜沸騰熱伝達及び輻射熱伝達モデルを適用している。デブリ粒子から原子炉下部キャビティ水への伝熱量は、デブリ粒子の数と径（表面積）に影響される。落下した熔融炉心の温度は 3,000K 程度と非常に高温であるのに対しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数 10°C と小さいため、水温が伝熱挙動には影響しにくいモデルになっている。ただし、次に述べるように、伝熱量が水の顕熱上昇と水蒸気発生に使用される場合は水温度に影響される。

デブリ粒子は混合領域の水が飽和水になるまでエネルギーを与え、残りが水蒸気発生に使用される。発生した水蒸気の気泡は上昇過程でサブクール度に応じて凝縮が考慮され残りが気相に放出される。すなわち、発生した水蒸気の気泡が周囲の水を巻き込み、それによる水蒸気の凝縮を模擬している。

b) 熔融炉心・コンクリートの相互作用モデル

本モデルの概要を図 3.3-16～図 3.3-18 に示す。本モデルは大きく次の 3 のモデルから構成される。

① 熔融プールモデル

- ・原子炉下部キャビティ床上に落下した熔融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは熔融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定
- ・熔融プールは図 3.3-16 に示すように平板を仮定
- ・上部、下部及び側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵

食を考慮

- ・内部の溶融プールの温度は1点で模擬
- ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似（図 3.3-17）
- ・侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化及び固化温度を評価（図 3.3-18）
- ・炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素，二酸化炭素）の発生を評価
- ・溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

②溶融プール伝熱モデル

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

③コンクリート侵食モデル

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

ア) 溶融プールモデル

原子炉下部キャビティ水に落下した溶融炉心(デブリジェット)は、粒子化せず原子炉下部キャビティの床に達し、溶融プールを形成するものと、粒子状となって水中に拡散するものがある。MAAP コードのモデルでは、前者は、原子炉下部キャビティ床面に達した時点で、入力変数により与える面積に拡がる仮定としている。後者は、水により冷却されつつ、原子炉下部キャビティ床面に重力落下し、原子炉下部キャビティの床面上の溶融プールに達するが、MAAP コードのモデルでは、溶融プールと一体化する仮定としている。

原子炉下部キャビティの床面上の溶融プールは、組成が均質の平板として模擬しており、落下量と拡がり面積から堆積厚さが算出される。溶融プールの状態は、その温度に応じて、液相と固相の割合が計算され、液相は内部の溶融プール、固相は外側のクラストとして取り扱っている。溶融炉心の相変化の概念を図 3.3-18 に示す。縦軸は温度であり、液化温度 T_L と固化温度 T_S は、各物質の物性値及び混合割合から計算される。溶融炉心温度が液化温度 T_L よりも高い場合はすべて液体となり、固化温度 T_S よりも低い場合は固化した固体となり、その中間が二相の状態、すなわち、溶融プールとクラストを形成した状態であることを表す。横軸は、(酸化ウランウム、酸化ジルコニウム)とコンクリートスラグの混合割合である。なお、MAAP コードでは、コンクリート侵食により発生するガス(水蒸気及び二酸化炭素)やスラグも考慮しており、これらは、直ちに溶融プールに浸入すると仮定している。

このように、溶融プールのクラスト量の変化は、溶融プール温度(及び組成)により計算されるが、言い換えれば、溶融プール

からクラストに伝熱されるエネルギー、クラスト内で発生するエネルギー、クラストからコンクリートに伝達するエネルギーのエネルギーバランスにより計算される。

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

イ) 溶融プールの伝熱モデル

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

溶融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図 3.3-16 に示す。溶融プールは単一ノードとしているが、クラストは上面、下面、側

面に分割して、それぞれ温度分布を持つ仮定としている。

まず、コンクリートと溶融炉心の伝熱について述べる。図 3.3-17 に伝熱の概念を示す。溶融プールとクラストの界面は、対流熱伝達を仮定し、クラスト内部は熱伝導を仮定し、2次関数の温度勾配を持つと仮定し、クラストとコンクリートの界面が、コンクリート表面温度となる。コンクリート内では、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。従って、クラストからコンクリートへの熱流束が、コンクリート内部の熱伝導を上回る場合にコンクリート温度は上昇する。また、溶融炉心の冷却が進み、コンクリート温度の方が高くなる場合には、コンクリートから溶融炉心への伝熱も仮定している。

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

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

で表される。 q は熱流束、 L は蒸発の潜熱、 σ は表面張力、 g は重力加速度、 ρ_L 及び ρ_V は液体及び蒸気の密度である。ここで、 C_K は係数であり、Kutateladze は 0.16 を Zuber は 0.12~0.16 の範囲、あるいは、 $\pi/24$ (=0.131) を与えている。係数 C_K については、経

験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米
国国立サンディア研究所（SNL）で実施された溶融炉心・コンクリ
ート相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験である SWISS 実験に
おいて報告されている溶融物から水プールへの熱流束が 0.8
MW/m²であることに基づき $C_K = 0.1$ としている。

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

ウ) コンクリート侵食

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

コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は
直ちに溶融プールに浸入し、溶融プール中の金属との化学反応と
して炉内構造物や燃料を構成する金属（Zr, Cr, Fe 等）の酸化反
応が発生する。その結果発生する非凝縮性ガス（水素、一酸化炭
素及び二酸化炭素）は、原子炉格納容器内に放出される。これら
のガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。
また、ガスによる影響として、コンクリートと溶融炉心間にクラ
ックや空隙が形成され、溶融炉心冷却を促進する効果があること

が実験的に確認されているが、解析モデルでは考慮しない。

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

3.3.8 FP 挙動モデル

過熱された炉心から FP はガス状として 1 次冷却系内に放出される。なお、希ガス以外のほとんどの FP は単体を作らないため化合物の化学種として放出される。炉心から放出された FP のうち希ガス以外の FP は揮発性の高い CsI においても沸点は 1,277°C であり、1 次冷却系あるいは原子炉格納容器内ではガス状態を維持できなく気相中で凝縮しエアロゾル（微粒子）化する。エアロゾルであるため気相中での落下速度は低くガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下した FP エアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状 FP は後述するよう素を除き気相へ出てくることはない。FP エアロゾルは重力沈降以外に微粒子特有の移動（熱泳動や拡散泳動）で構造物表面に付着し、また、加圧器逃がしタンク内や SGTR 時の水中のスクラビングやスプレーによっても気相から除去される。以上は MAAP コードの FP 挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には、CsI 等のような素化学種のエアロゾルでは、原子炉格納容器内に形成されるプール水中に溶解し、放射線により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I_2 （沸点 184.3°C）や水中に溶けた有機物（塗装材等）と反応し有機よう素が生成され、一部が気相に時間をかけて移動する。なお、水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測

が非常に難しいことはよう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このため MAAP コードはよう素反応モデルを試験的にオプションとして組み込まれているものの、よう素反応の結果は参照用として FP 計算にフィードバックされない。

本 FP 挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

炉心燃料からの FP 放出モデル

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

FP の状態変化及び輸送モデル

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

FP 移動に伴う崩壊熱分配モデル

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

また、本 FP モデルにおける概要を以下に示す。

- ・FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類され、各 FP グループの質量保存が考慮される。
- ・1 次冷却系及び原子炉格納容器内の FP 形態は各グループに対しガス状、エアロゾル状、沈着を考慮する（希ガスはガス状のみ）。また、水中及び溶融炉心内の FP を考慮する。
- ・溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心と共に移動する。
- ・水中の FP は区画間の水の流れと共に移動する。

- ・崩壊熱は各位置の FP 量に応じて分配され各エネルギー保存式に考慮される。
- ・FP の崩壊による発生エネルギーは入力 of 崩壊熱データで考慮する。
- ・FP の崩壊による各 FP グループの質量の変化は考慮しない。

(1) 炉心燃料からの FP 放出モデル

炉心燃料からの FP 放出モデルでは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて表 3.3-2 のように 12 グループに分類される。MAAP コードはモデルの選択が可能であり、希ガス、CsI、CsOH に対しては 、他の核種グループについては の FP 放出速度モデルを使用する。本モデルにより燃料各ノードの温度に対応した各 FP の放出速度が計算される。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP は、燃料被覆管が破損すると 1 次冷却系内に放出され、また、原子炉容器破損後の熔融炉心・コンクリート相互作用によって FP が原子炉格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出された FP グループの内、希ガス以外は、雰囲気温度に依存してガス状からエアロゾルへ遷移する。ガス状及びエアロゾルは 1 次冷却系内及び原子炉格納容器内のガス流動と共に移動する。これら FP の状態変化及び移動挙動については後述する。

(2) FP の状態変化及び輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外の FP 蒸気は雰囲気温度に依存して凝固しエアロゾル（微粒子）へ変化する。気相及び液相中の FP の輸送は、熱水力計算から求まる体積流量から FP 輸送量を計算する。FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って、1 次冷却系内と原

子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着した FP の場合は、区画間の水の領域間の移動に伴って輸送される。また、炉心あるいは溶融炉心中の FP の場合は、溶融炉心の移動量に基づき輸送される。

FP の輸送モデルは上述の仮定であり、炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器上部に到達する経路としては、次のとおりである。燃料から 1 次冷却系内に放出された FP は、原子炉容器破損前には 1 次冷却系破断口あるいは加圧器逃がしタンクから原子炉格納容器へ放出される。また、原子炉容器破損後には原子炉容器破損口若しくは原子炉下部キャビティに落下した溶融炉心から FP が原子炉格納容器へ放出される。原子炉格納容器へ放出された FP は、気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行し、原子炉格納容器上部に到達する。

一方、原子炉格納容器及び 1 次冷却系内での気体、エアロゾル及び構造表面状（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内の FP 輸送モデル概要を図 3.3-19 に示す。

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

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

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じる Stefan 流（壁面へ

向かう流体力学的気流)のみを考慮して沈着率を求める。

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

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

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

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

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

(3) FP 移動に伴う崩壊熱分配モデル

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

揮発性 FP (希ガス，CsI，RbI，CsO₂，TeO₂，Te₂等) が炉心から放出されると，炉心の崩壊熱は減少する。炉心の温度が上昇して FP が放出されると，それらの崩壊熱は移動先の 1 次冷却系又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギー計算に用いられる。

溶融炉心に含まれる FP もまた崩壊熱を持ち，溶融炉心のエネルギー

一計算において考慮される。原子炉格納容器内気相部の FP も崩壊熱を生成し、原子炉格納容器内の気相エネルギーに加えられ、原子炉格納容器の温度上昇に寄与する。

沈着した気体とエアロゾル FP は、水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの付着を考慮し、発生した崩壊熱は水プールあるいはヒートシンクに加えられる。水プールが存在する場合、その温度は再蒸発の判断に使用される。ヒートシンク上に沈着した FP はその崩壊熱をそのヒートシンクのエネルギーに付与する。その際、ヒートシンクの表面温度は再蒸発の判断に使用される。

(4) FP 化学形態の取扱いとその影響

過熱炉心から放出された希ガス以外の FP の沸点は揮発性 FP であっても 1,000°C 以上であり、1 次冷却系及び原子炉格納容器内の気相では固化してエアロゾル（微粒子化）化する。エアロゾルは凝集して大きくなるにつれ、ゆっくり沈降して構造物表面あるいはプール水中に移動する。これらの現象に対して、MAAP コードの FP 挙動モデルでは、前述のとおり、各種のエアロゾル挙動を模擬している。

水中に移動した微粒子状 FP は気相へ出てくることはないが、実際には、特に CsI エアロゾルにおいては水中で溶解し、放射線による水の分解により生成した反応性の高い化学種（OH 等のラジカル）により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I_2 （沸点 184.3°C より全量 は気体にならない）や水中に溶けた有機物（塗装材等）と反応し有機よう素が生成される。それらは、一部が時間をかけて気相に移動するが、水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が

非常に難しいことは、よう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このような背景により、MAAP コードでは、有機よう素や無機よう素の化学形態を模擬せず、粒子状よう素のみを考慮している。なお、MAAP コードにおいて、簡易的なよう素反応モデルを試験的なオプションとして備えているものの、各 FP グループの保存則の計算にフィードバックされない、いわゆる、参照用の結果を出力する。

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

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

原子炉格納容器内の圧力や温度を評価する観点では、FP の崩壊熱が重要であり、上述の解析モデルにより、FP の輸送量及びそこでの発熱（崩壊熱）を計算する。ここで、崩壊熱は大部分が溶融炉心及び原子炉格納容器液相部で発生する。原子炉格納容器気相部に放出された有機よう素、無機よう素及び粒子状よう素のうち、無機よう素及び粒子状よう素はスプレー及び沈着によって原子炉格納容器気相部から速やかに除去される一方、有機よう素はスプレー及び沈着により速やかに除去されない。従って原子炉格納容器気相部の崩壊熱に対するよう素化学形態の影響としては有機よう素の寄与を評価する。本影響評価については、表 3.3-3 に示すとおり有効性評価に用いる希ガスとよう素の崩壊熱割合を前提としてよう素に対しては有機よう素の存在割合を保守的に高めに設定して行う。よう素の存在割合は、炉内の pH 環

境で存在割合が大きく異なることが知られており、有機よう素の存在割合は、 $\text{pH} > 7$ の場合、NUREG-1465^[8]に示されているとおりの 0.15%であるが、 pH に依存せず保守的に評価するため、RG1.195^[9]に示される 4%を有機よう素の存在割合として用いる。評価の結果、原子炉格納容器気相部の崩壊熱割合については、有効性評価解析に用いた気相部に浮遊している主要な元素である希ガスの割合が 4%であるのに対し、有機よう素の寄与を見込んだ場合は 0.8%であることから、よう素の化学形態の差異は原子炉格納容器内の圧力や温度の評価にはほとんど影響しない。

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

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

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (1/5)

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	<ul style="list-style-type: none"> ・ 径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力 ・ 原子炉トリップまで初期値を維持
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・ 炉心全体の崩壊熱曲線を入力 ・ 径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力 ・ リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動 ・ FP は 12 の核種グループを設定
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 健全形状炉心 (露出時): 対流熱伝達及び輻射熱伝達 ・ 健全形状炉心 (冠水時, ペレット-燃料被覆管): ペレット内熱伝導+ギャップ熱伝達 (輻射熱伝達含む) ・ 健全形状炉心 (冠水時, 燃料被覆管-冷却材): 対流熱伝達+輻射熱伝達 ・ 崩壊炉心 (露出時): 熱伝導, (対流+輻射熱伝達) の平均 ・ 崩壊炉心 (冠水時): 限界熱流束 ・ 崩壊炉心 (伝熱表面積): 炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量から計算 ・ 燃料被覆管酸化: Baker-Just 相関式 (高温時) Cathcart-Pawel 相関式 (低温時) ・ 燃料棒内と 1 次冷却系内の圧力差で膨れによる破損を考慮 ・ ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮
	水位計算モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ ダウンカム部と炉心部で同じ水頭を仮定 ・ 炉心内の平均ボイド率は気泡上昇速度及びガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算
1 次冷却系モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> ・ 質量及びエネルギー保存則 ・ 流量は圧力損失, 静水頭バランスにより計算 ・ 気相の自然循環, リフラックス冷却を考慮 ・ 強制対流時はボイド率一定を仮定。自然循環時はボイド率に基づく気液分離を考慮
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 1 次冷却系ヒートシンクとして, 原子炉容器, 1 次冷却系配管及び炉内構造物を考慮 ・ 冷却材と 1 次冷却系ヒートシンク: 強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・ 水蒸気と 1 次冷却系ヒートシンク: 強制対流熱伝達, 自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
	加圧器モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 気相部 (水素及び気体 FP 含む), 液相部 (溶解 FP 含む) に分割された熱非平衡モデル ・ 気相部, 液相部の界面でのフラッシング及び気相の凝縮を考慮 ・ 加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出流は加圧器逃がしタンクに導かれ, 加圧器逃がしタンク内圧力が破損圧力に達するとラプチャディスクの破損を仮定
	1 次冷却系破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を評価
	破断流モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 差圧流 ・ 臨界流 (Henry-Fauske モデル)

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (2/5)

項目	計算モデル	
蒸気発生器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧力損失，静水頭バランスにより計算
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・1次側 (単相及び二相均質流) <ul style="list-style-type: none"> 強制対流時：Dittus-Boelter 相関式 自然対流時：一定の熱伝達係数を仮定 ・1次側 (気液分離) <ul style="list-style-type: none"> リフラックス冷却を模擬 ・2次側 (伝熱管冠水部 (液相部)) <ul style="list-style-type: none"> Jens-Lottes 相関式 ・2次側 (伝熱管露出部 (液相部)) <ul style="list-style-type: none"> 強制対流熱伝達，自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
原子炉格納容器モデル	熱水力モデル (流動)	<ul style="list-style-type: none"> ・ノード及び物質ごとに以下を適用 <ul style="list-style-type: none"> － 質量保存則 － エネルギー保存則 － 流量は圧力損失，静水頭バランス及び圧力差により計算 ・1次冷却系からの破断口からの水と蒸気の放出，放出された水のフラッシングを考慮 ・気液界面の水のフラッシング，蒸気の凝縮を考慮
	熱水力モデル (伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉格納容器ヒートシンクとして，原子炉格納容器壁及び床，金属機器を考慮 ・水と原子炉格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・水蒸気と1次冷却系ヒートシンク：強制対流熱伝達，自然対流熱伝達及び輻射熱伝達
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉格納容器上部区画とアニュラ区画の間の流路として格納容器再循環ユニットを模擬 ・除熱特性：原子炉格納容器内温度と流速及び原子炉格納容器内温度と除熱量の関数を入力
	水素発生	<ul style="list-style-type: none"> ・水素発生源： <ul style="list-style-type: none"> ・炉心ヒートアップ及び熔融炉心のジルコニウム－水反応 (Baker-Just 相関式 (高温時) 及び Cathcart-Pawel の相関式 (低温)) ・熔融炉心によるコンクリート分解 (放射線水分解による水素発生，原子炉格納容器内での金属腐食による水素発生，原子炉格納容器内でのヒドラジン分解による水素発生については，上記の水素発生量に比べて，ごく小規模であることから，解析モデル上，考慮していない)
原子炉格納容器破損モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉格納容器圧力と最高使用圧力の2倍あるいは原子炉格納容器内温度と200℃との比較により原子炉格納容器の破損を判定 	

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (3/5)

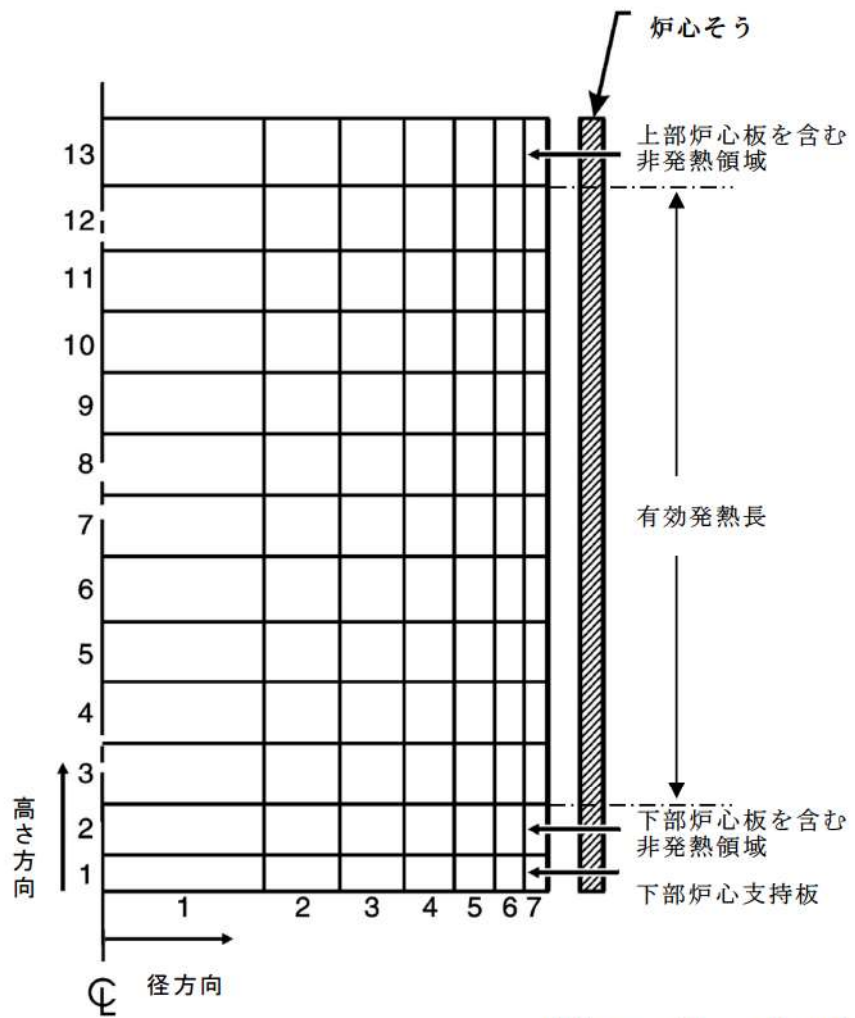
項目	計算モデル	
安全系モデル	ECCS	・注入特性を入力し1次冷却材圧力に応じて注入流量を計算
	蓄圧タンク	・状態方程式により蓄圧タンク圧力を計算し1次冷却材圧力との差圧及び配管圧力損失から注入流量を計算
	格納容器スプレイ	・原子炉格納容器圧力に応じて注入流量を計算
	加圧器逃がし弁, 安全弁	・設計値(設計圧力に対する流量)から臨界流モデル(蒸気単相)に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・加圧器内の二相水位に応じて臨界流モデルを選択(蒸気単相から二相まで)しながら気相と液相の流量を計算
	主蒸気逃がし弁, 安全弁	・設計値(設計圧力に対する流量)から臨界流モデル(蒸気単相)に基づき各弁の実効的な流路面積を計算 ・蒸気発生器2次側二相水位に応じて臨界流モデルを選択(蒸気単相から二相まで)しながら気相と液相の流量を計算
	補助給水	・境界条件(蒸気発生器水位がプログラム水位に一致するよう自動制御)
溶融炉心挙動モデル	ヒートアップ	(炉心モデル(熱水力モデル(伝熱))に記載)
	リロケーション	<ul style="list-style-type: none"> ・軸方向及び径方向に質量及びエネルギーの移動を考慮 ・炉心ノード内の状態として、「健全状態」、「崩壊状態」、「キャンドリング」、「クラスト」及び「溶融」を考慮 ・軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・キャンドリングの進展、クラスト及び溶融の各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬 ・ノード内のクラスト及び溶融の比率はノード平均温度により計算 ・クラストは過熱及び溶融プールによる水頭でのクリープ破損を考慮
	下部プレナムでの溶融炉心挙動	<ul style="list-style-type: none"> ・下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度により計算 ・デブリジェットと水のエントレインを計算 <ul style="list-style-type: none"> ・エントレイン量：Ricou-Spaldingモデル ・水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・成層化した溶融炉心を模擬 ・上部の水による熱除去は Lipinski ドライアウト熱流束又は Henry- Epstein-Fauske 相関式 ・粒子ベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した CHF 相関式 ・下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については、Monde 相関式

表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (4/5)

項目	計算モデル
溶融炉心挙動モデル (つづき)	<ul style="list-style-type: none"> ・計装用案内管溶接部の破損として、関数化されたせん断応力あるいは歪みがしきい値を超える場合に破損を判定 ・原子炉容器下部ヘッ드의破損として、Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を考慮 ・破損後、溶融炉心の加熱による破損口拡大を模擬
原子炉容器破損後の 高圧溶融炉心放出	<ul style="list-style-type: none"> ・高圧溶融物放出を防止が評価目的であり、高圧溶融炉心放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない。
格納容器雰囲気 直接加熱	
原子炉下部キャピティでの 溶融炉心挙動 (落下及び溶融プール)	<ul style="list-style-type: none"> ・デブリジェットと水のエントレインを計算 エントレイン量：Ricou-Spalding モデル 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・原子炉下部キャピティ床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定 ・原子炉下部キャピティ床での拡がり面積は入力値で設定 ・溶融プールは厚さ均一の平板を仮定、内部温度は1点で模擬 ・上部、下部及び側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮 ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似 ・侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化及び固化温度を評価 ・炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）の発生を評価
原子炉下部キャピティでの 溶融炉心挙動 (溶融プールの伝熱)	<ul style="list-style-type: none"> ・上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮 ・水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮 ・内部の溶融物から上部、下部及び側部クラストへは対流熱伝達を考慮
原子炉下部キャピティでの 溶融炉心挙動 (コンクリート侵食)	<ul style="list-style-type: none"> ・コンクリート温度は、深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つと仮定 ・コンクリート温度がコンクリート融解温度を超えると侵食開始。その際、コンクリート融解熱及び化学反応熱発生を考慮。 ・コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに浸入すると仮定し、溶融プール中の金属との酸化反応を考慮 ・コンクリートのスラグも溶融プールに浸入し、ウラン、ジルコニウム等と混合すると仮定

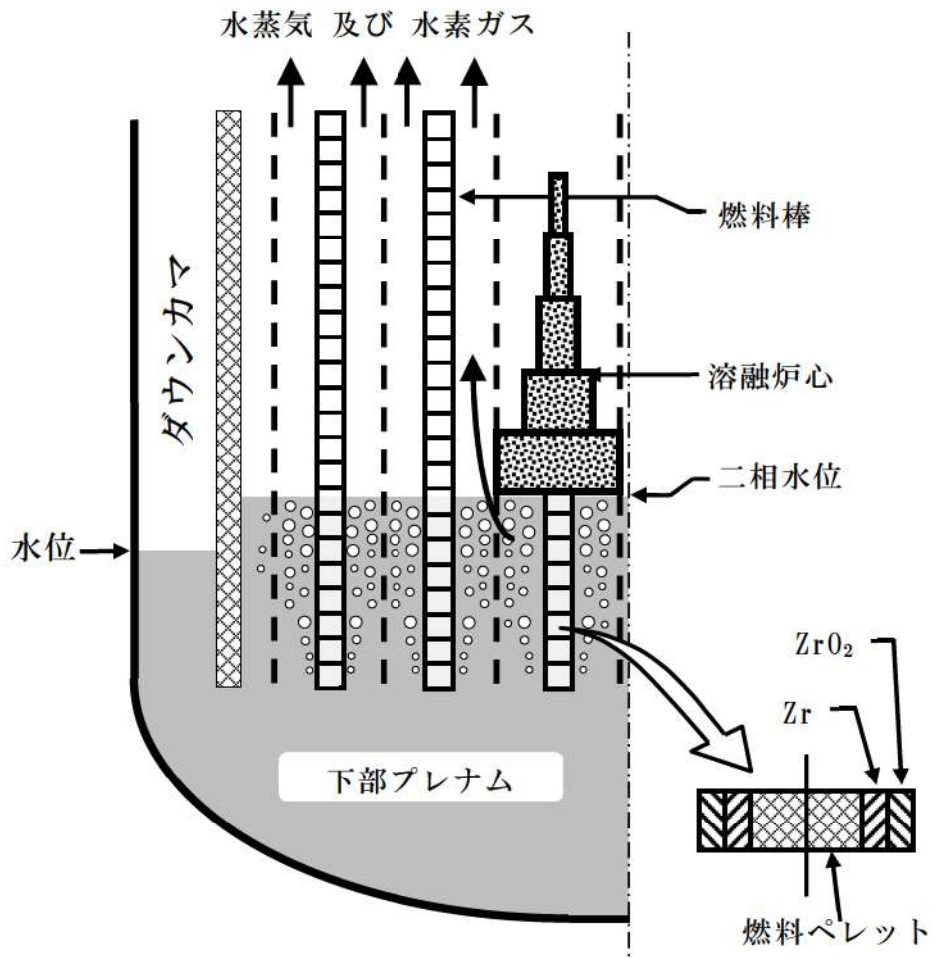
表 3.3-1 MAAP コードのモデル一覧 (5/5)

項目		計算モデル
FP 挙動モデル	FP 放出	<ul style="list-style-type: none"> ・ FP は炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類。各 FP グループの質量保存を考慮 ・ ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP の放出（ギャップ放出を模擬） ・ 溶融炉心・コンクリート相互作用に伴う FP 放出を模擬
	遷移及び輸送	<ul style="list-style-type: none"> ・ 1 次系及び原子炉格納容器内の FP 形態は各グループに対しガス状、エアロゾル状、沈着を考慮（希ガスはガス状のみ）。また、水中及び溶融炉心内の FP を考慮 ・ 気相及び液相中の FP の輸送は、熱水力計算から求まる体積流量から FP 輸送量を計算 ・ FP がガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って移動 ・ 溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心と共に移動 ・ 水中の FP は区画間の水の流れと共に移動 ・ 原子炉格納容器及び 1 次冷却系内での気体、エアロゾル及び構造表面状（沈着）の状態間の遷移を模擬 ・ エアロゾルの沈着は、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、FP ガス凝縮、FP ガス再蒸発を模擬。沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない ・ よう素の化学形態として、粒子状よう素のみを考慮
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> ・ 崩壊熱は各位置の FP 量に応じて分配され、各エネルギー保存式に考慮 ・ FP 崩壊による発生エネルギーは入力 of 崩壊熱データで考慮 ・ FP 崩壊による各 FP グループの質量の変化は考慮していない



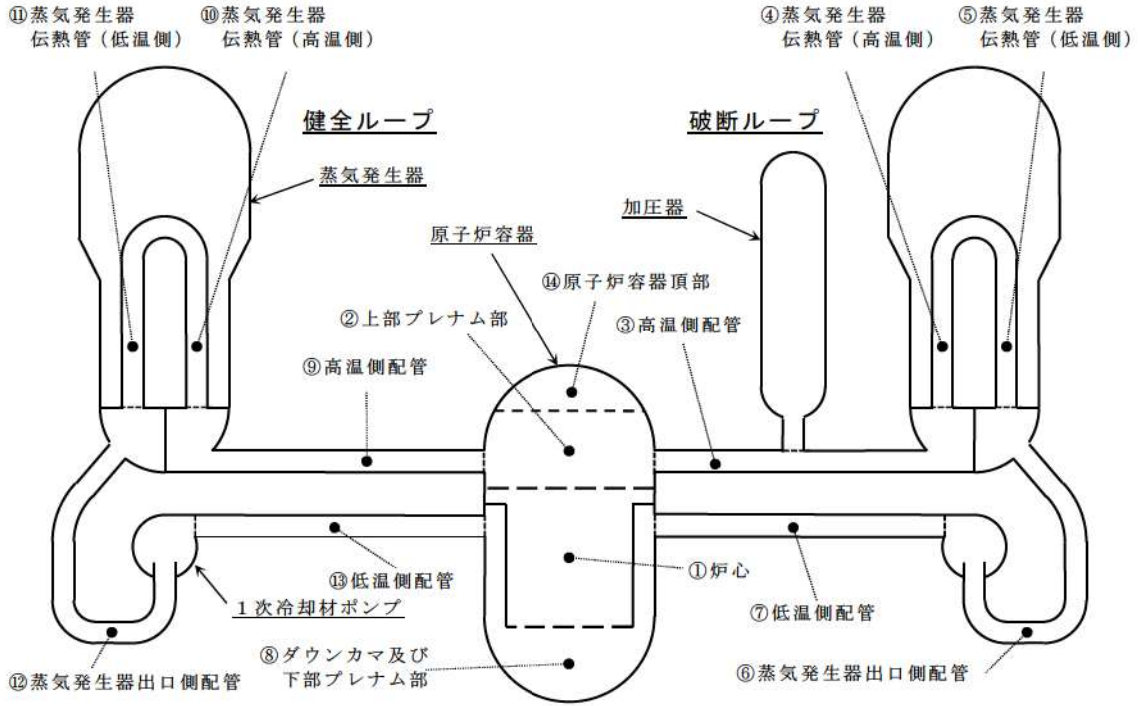
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-1 MAAP コード ノード分割例（炉心モデル）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-2 炉心水位モデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-3 MAAP コード ノード分割図（1次冷却系モデル）

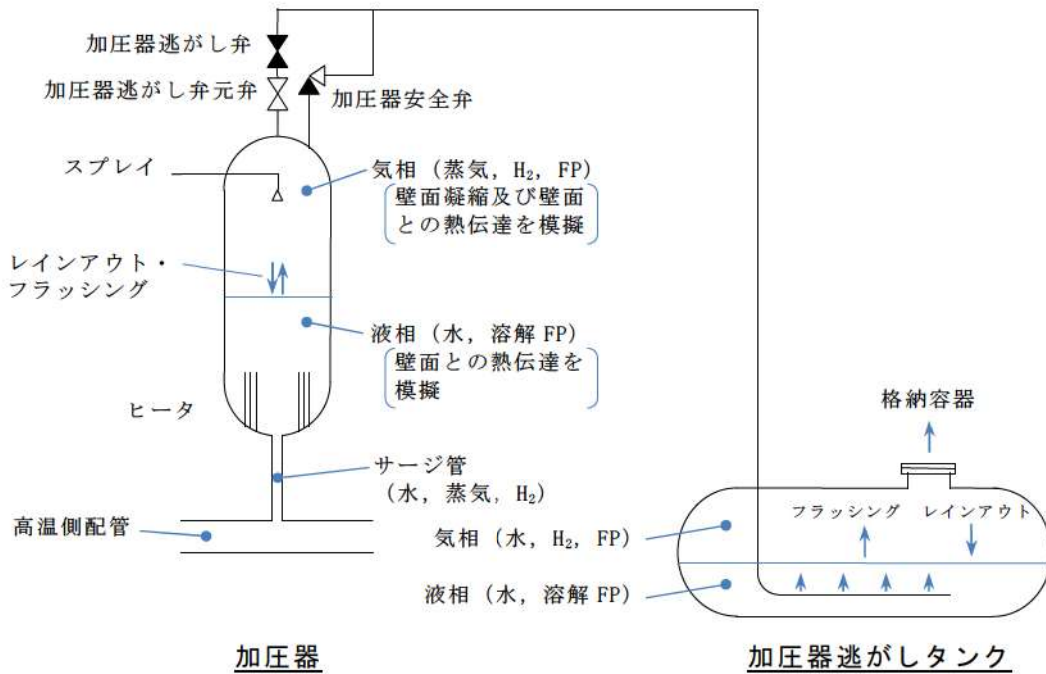
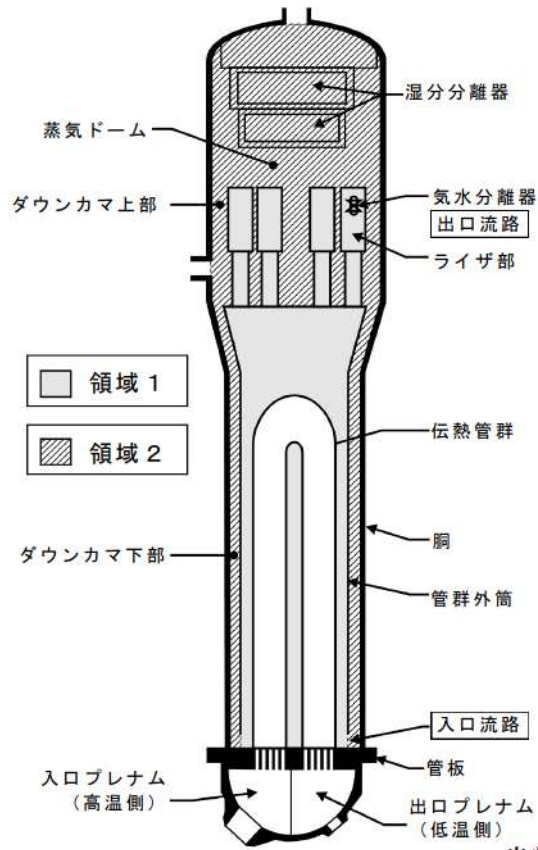
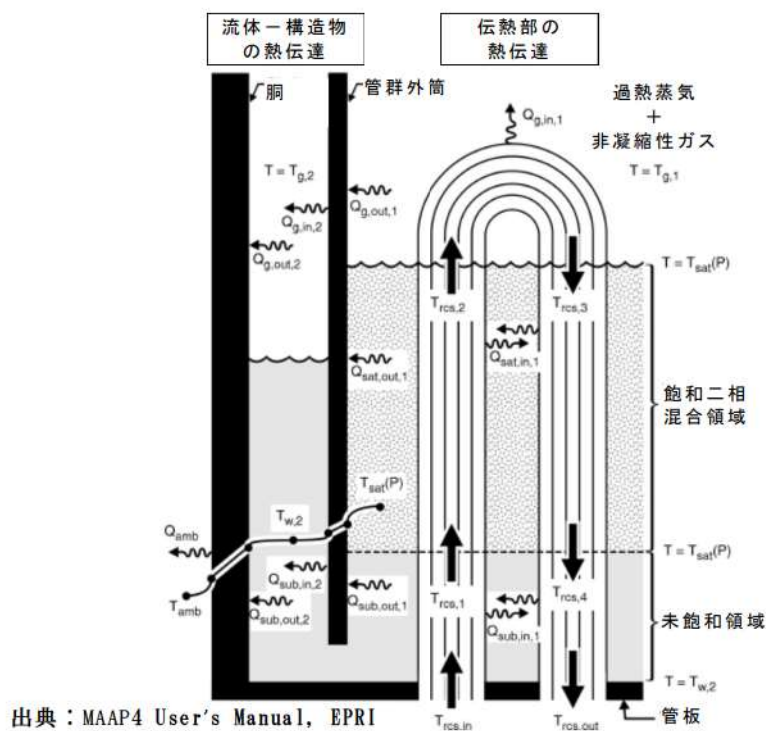


図 3.3-4 加圧器及び加圧器逃がしタンクモデル



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAP コード ノード分割図（2次冷却系モデル）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-6 蒸気発生器の伝熱モデル

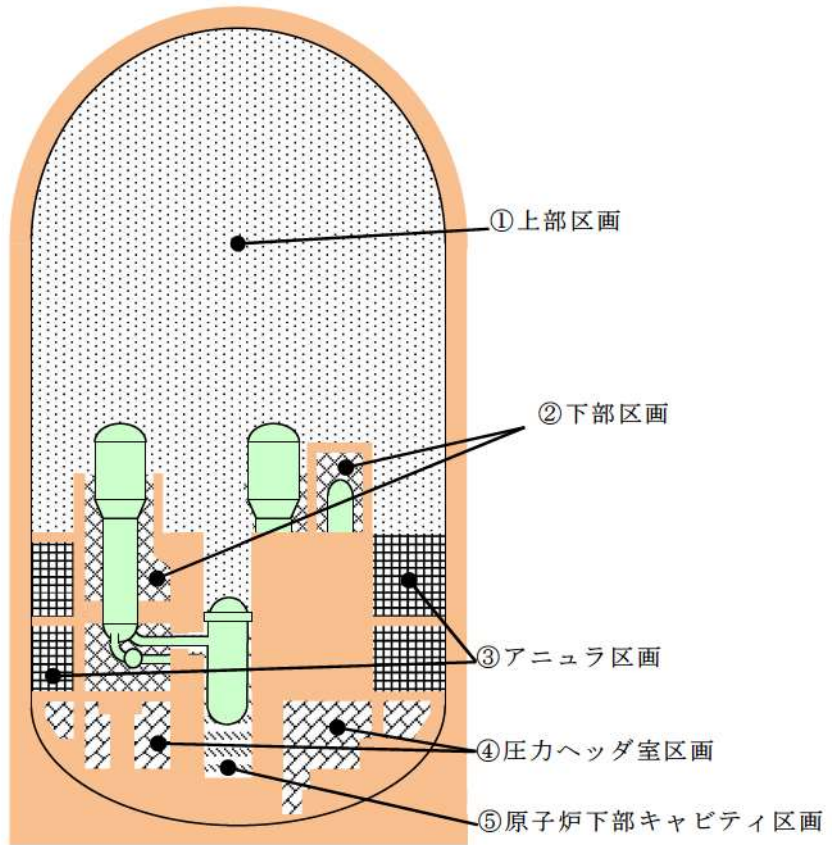
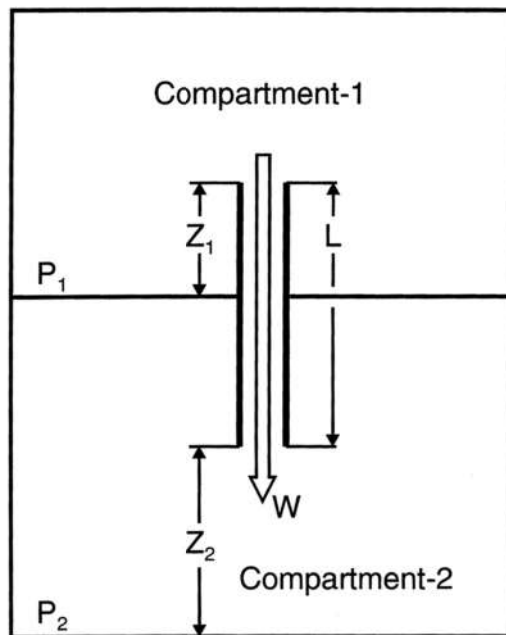


図 3.3-7 MAAP コード ノード分割図

(原子炉格納容器モデル：3 ループプラントの例)



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-8 ジャンクションの接続関係

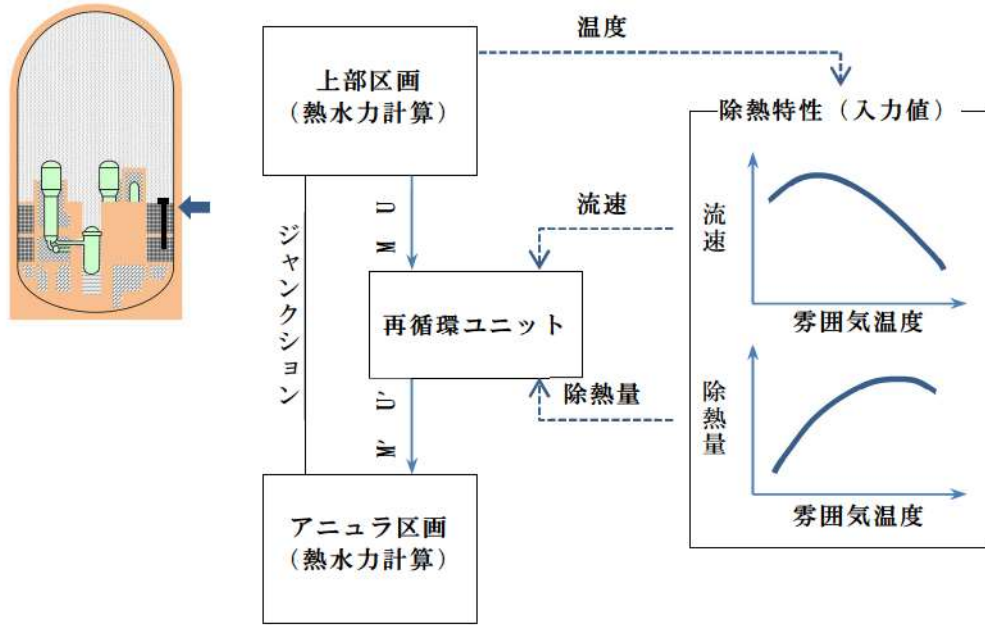


図 3.3-9 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデル

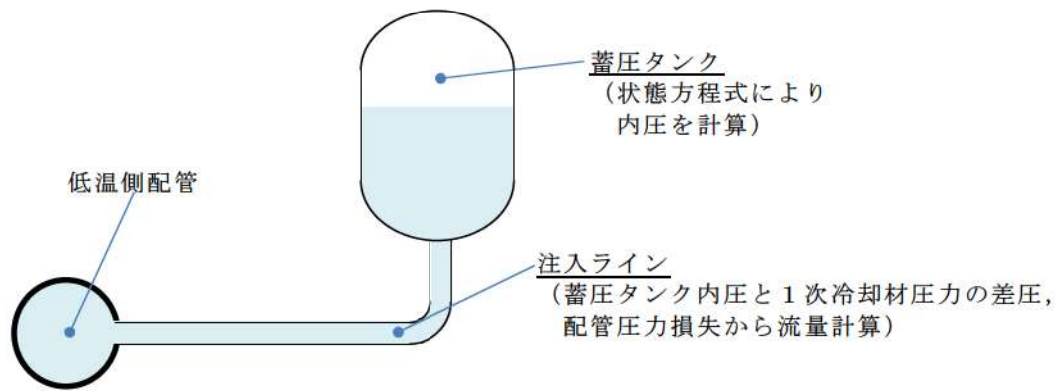


図 3.3-10 蓄圧注入系モデル

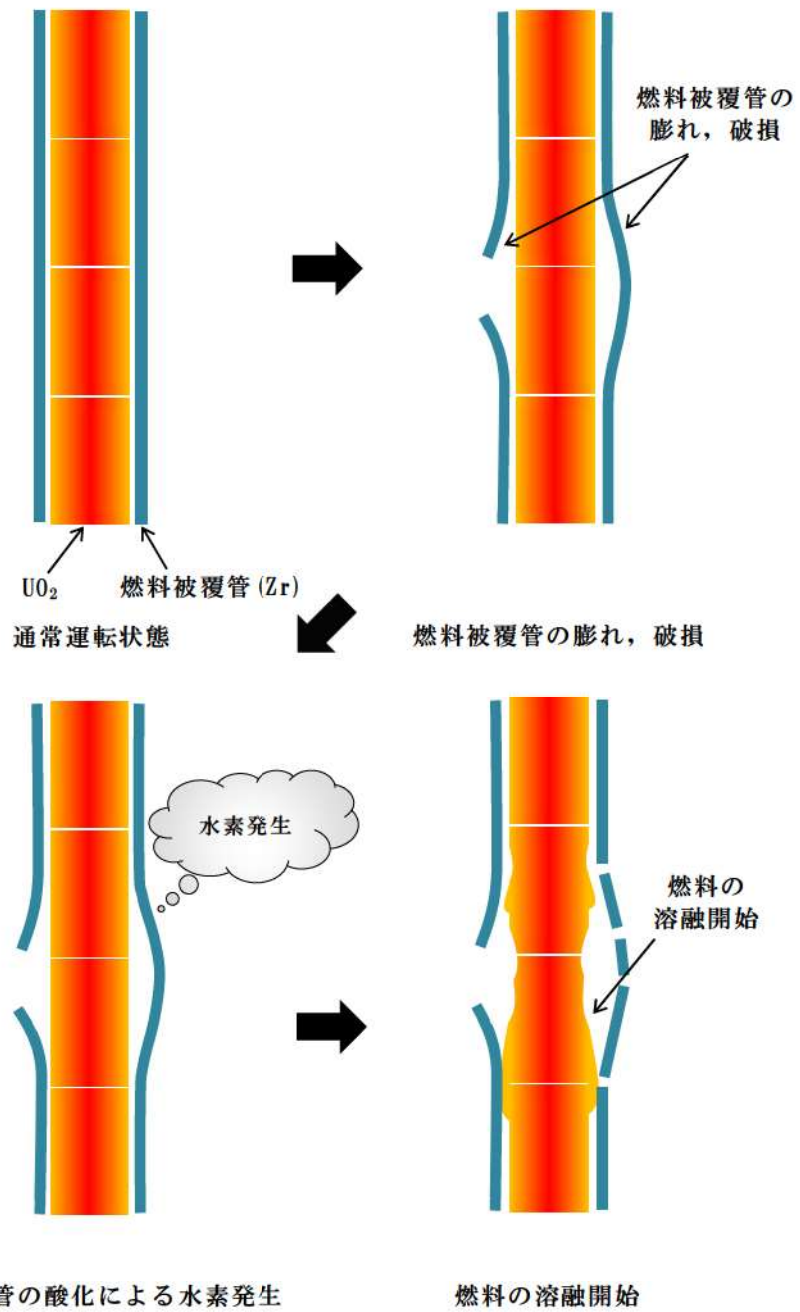


図 3.3-11 炉心ヒートアップ及び燃料溶融の模式図

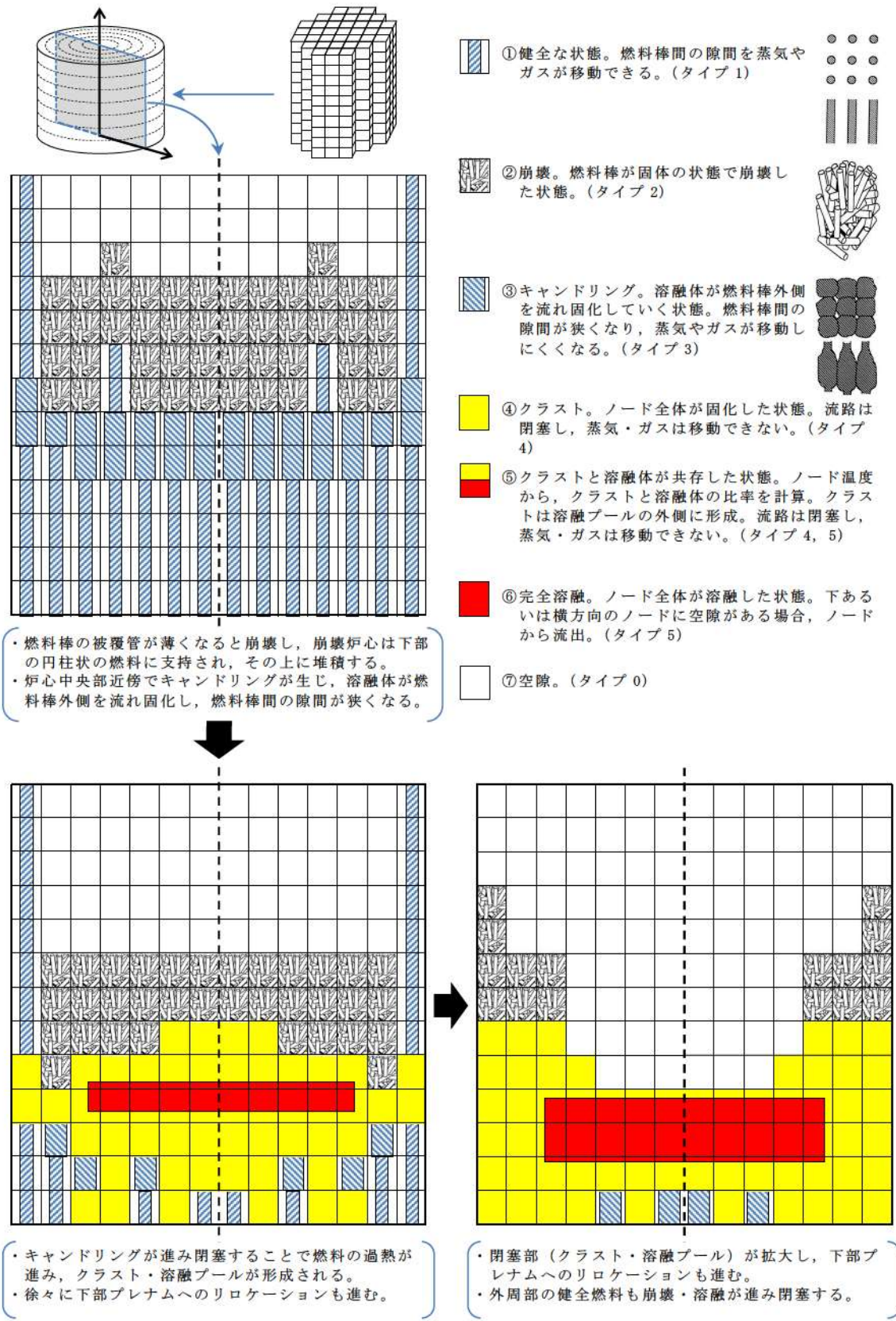


図 3.3-12 リロケーション時の炉心の状態 (例)

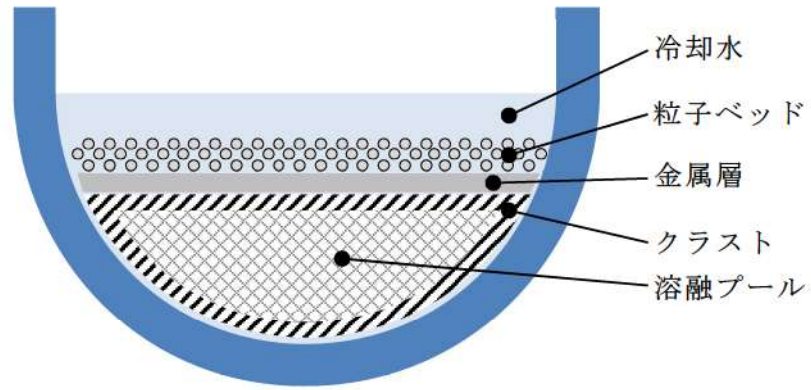


図 3.3-13 下部プレナムでの熔融炉心の概念

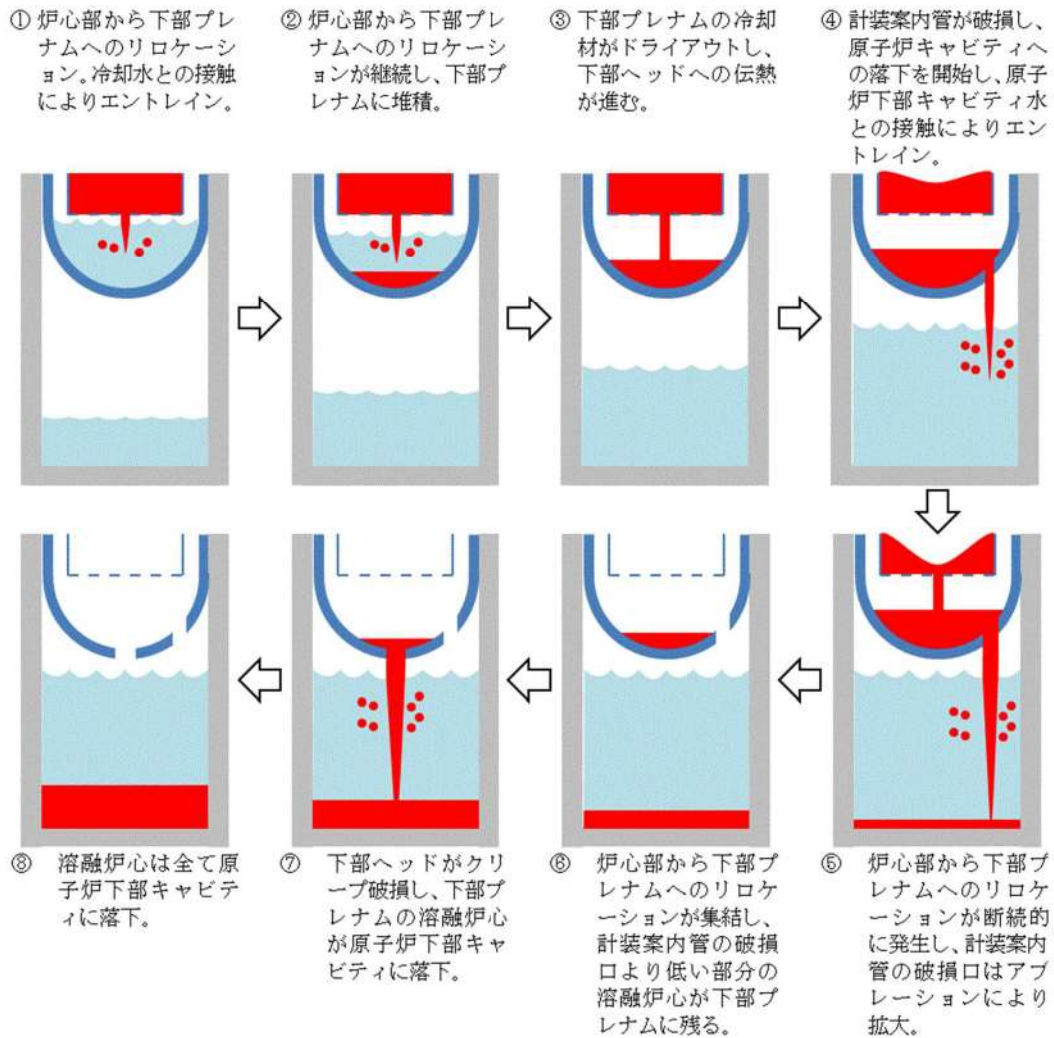


図 3.3-14 原子炉下部キャビティへの熔融炉心の落下の例

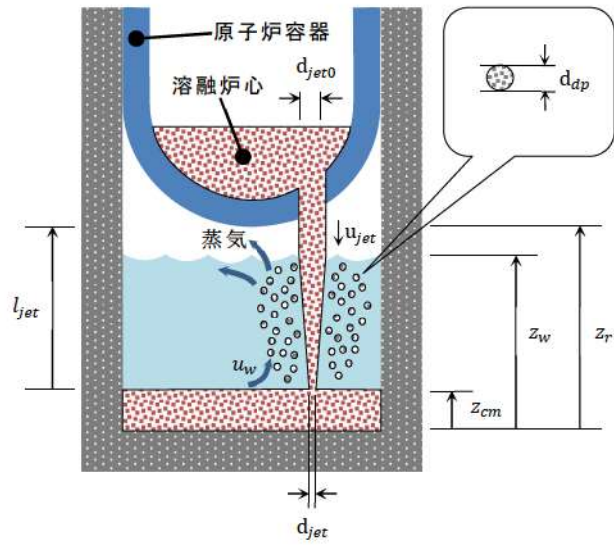


図 3.3-15 原子炉下部キャビティにおける溶融炉心挙動の概念

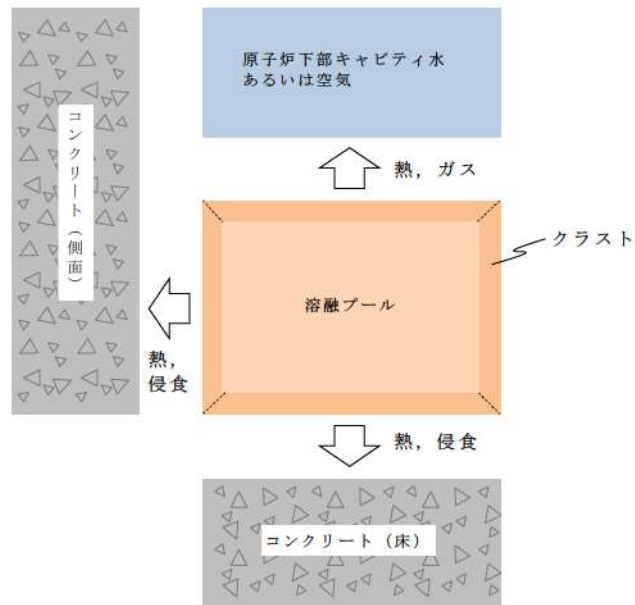


図 3.3-16 溶融炉心の伝熱の概念

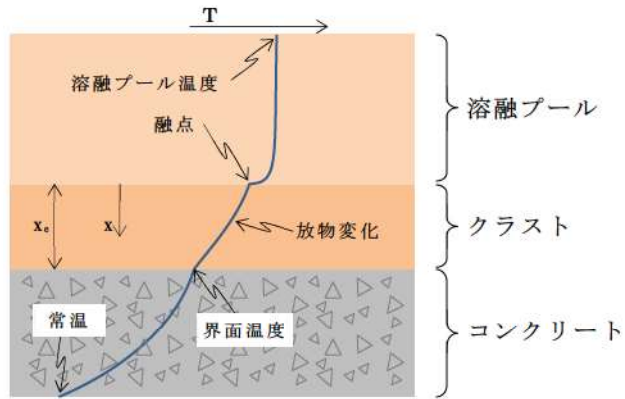


図 3.3-17 溶融炉心の温度分布の概念

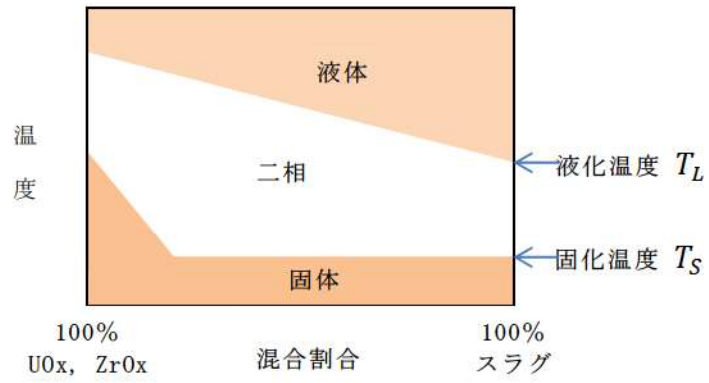
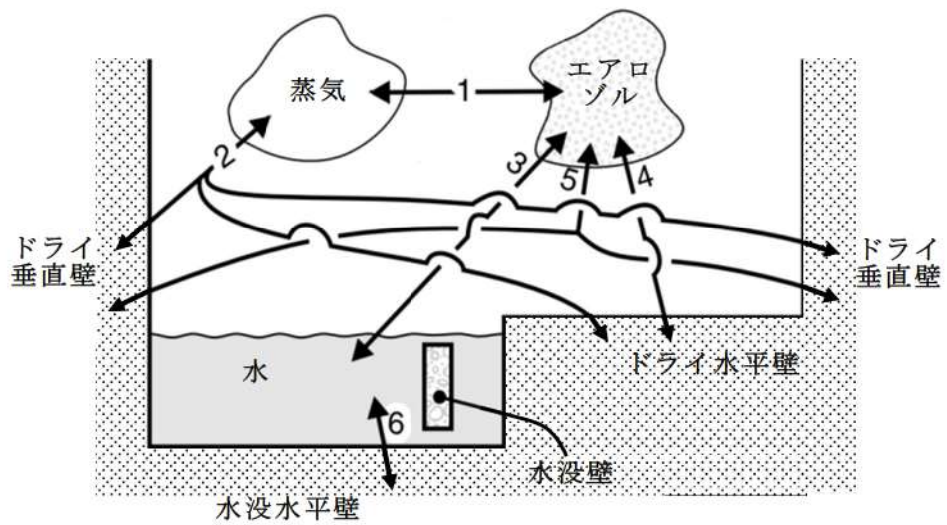


図 3.3-18 溶融プールの相変化の概念



FP 輸送パス :

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

出典 : MAAP4 User's Manual,

図 3.3-19 原子炉格納容器内 FP 遷移モデル

表 3.3-2 MAAP コードの FP の核種グループ

グループ	代表核種	説明
1	希ガス	希ガス (Xe, Kr)
2	CsI	CsI 及び RbI。ヨウ素はすべてアルカリ FP と結合すると仮定。また、セシウムがほとんどであるため、CsI の物性を用いる。
3	TeO ₂	酸化テルル (TeO ₂)。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO ₂ となると仮定。圧力容器外で放出されたテルルは元素状態にあると仮定するが、蒸気や酸素が存在する場合には酸化されて TeO ₂ になるものと仮定。
4	SrO	ストロンチウムは主として圧力容器外から元素状態で放出されるが、原子炉格納容器内で酸化されて SrO になるものと仮定。圧力容器内放出についても、酸化されて SrO になると仮定。
5	MoO ₂	二酸化モリブデン (MoO ₂)。モリブデンが主にコンクリート接触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは、ヨウ素と結合した後に放出される Cs と Rb を表す。
7	BaO	酸化バリウム (BaO) を表す。Ba は化学的周期性から、Sr と同じような挙動を示す。
8	La ₂ O ₃	La を表す。La 類の全三酸化物の化学的挙動は同様であるので一つのグループとする。これらは不揮発性であるが、圧力容器内放出は許容されている。主として一酸化物の状態で圧力容器外に放出されるが、原子炉格納容器内でさらに酸化する。
9	CeO ₂	Ce の挙動は La と同様であるが、化学量及びガス分圧が異なるため、違うグループとしている。
10	Sb	アンチモンは元素の形態のまま圧力容器内及び圧力容器外へ放出される。
11	Te ₂	圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te ₂ のままとする。
12	UO ₂	ウラン及び超ウラン元素は放射特性が異なるため他の FP とは区別してグループ化する。これらは圧力容器外のみで放出され、原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

表 3.3-3 原子炉格納容器気相部の崩壊熱の影響評価

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

(注1) 有効性解析に用いる崩壊熱割合

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

3.4 ノード分割

実機解析に用いるノード分割の考え方を表 3.4-1 に示す。

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

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

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

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

ノード分割の考え方は、2、3 及び 4 ループプラントに共通して適用するものである。

表 3.4-1 MAAP コードのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心	<p>径方向及び高さ方向にノード分割した、R-Zの2次元モデルであり、分割数は、径方向に□、高さ方向に□としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が等断面(体積)の差があまり大きくなるないように設定することが推奨されている。</p>
1次冷却系	<p>原子炉容器、ループ配管、加圧器、蒸気発生器等の1次冷却系の構成要素ごとにノード分割(コードのプリセット)。LOCA事象の初期の複雑な流況を高い精度で予測をするものではないが、その後の崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となる段階においては、適用性を有する。なお、破断側ループと健全側ループの2ループでの模擬であり、3ループプラントや4ループプラントのように健全側ループが複数ある場合は、それらを1ループに縮約して取り扱う。</p>
蒸気発生器	<p>蒸気発生器2次側を伝熱部とドーム部の2ノードに分割したモデル(コードのプリセット)。ダウンコマ水位と伝熱部2次側の二相水位の水頭バランスを考慮し、これにより1次冷却系と2次冷却系の伝熱量を計算し、MB-2実験に対するベンチマーク解析により妥当な結果が確認されており、適用性を有する。</p>
原子炉格納容器	<p>壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ、上部区画、下部区画、アニュラ区画、原子炉下部キャピティ区画及び圧力ヘッド室区画(2及び3ループプラント)の4若しくは5ノードとしている。このノード分割は、同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定し、同じ特徴を有する空間では、物理パラメータも同等となることから、緩やか、あるいは、長期的な応答を模擬できる。</p>

3.5 入出力

MAAP コードの入出力を図 3.5-1 に示す。MAAP コードのインプットデータは、以下のとおり構成される。MAAP コードのインプットデータの元となる「プラントデータ」, 「事故条件」, 「事象収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を別紙-1 に示す。

- ①燃料質量, 燃料被覆管質量等
- ②FP 質量等
- ③1次冷却材圧力及び温度, 原子炉格納容器圧力及び温度等の初期条件
- ④1次冷却系, 原子炉容器内, 加圧器, 蒸気発生器の形状等
- ⑤工学的安全設備, 格納容器スプレイの特性等
- ⑥原子炉格納容器内の区画形状, 原子炉格納容器内の区画間の形状等
- ⑦原子炉格納容器内のヒートシンクの材質及び形状等
- ⑧起因事象, 緩和設備等の情報 等

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

- ①1次冷却材圧力
- ②原子炉容器水位
- ③原子炉格納容器圧力
- ④原子炉格納容器内温度
- ⑤原子炉格納容器内水素濃度
- ⑥原子炉格納容器内水量
- ⑦コンクリート侵食深さ 等

MAAP コードの入力のうち、核分裂生成物 (FP) 質量の入力は、前処理コード (ORIGEN コード) を使用して得られた結果に基づいて設定している。具体的には、MAAP コードで考慮している FP の各元素に対して、サイクル末期の質量を算出し、それを MAAP コードの入力としている。

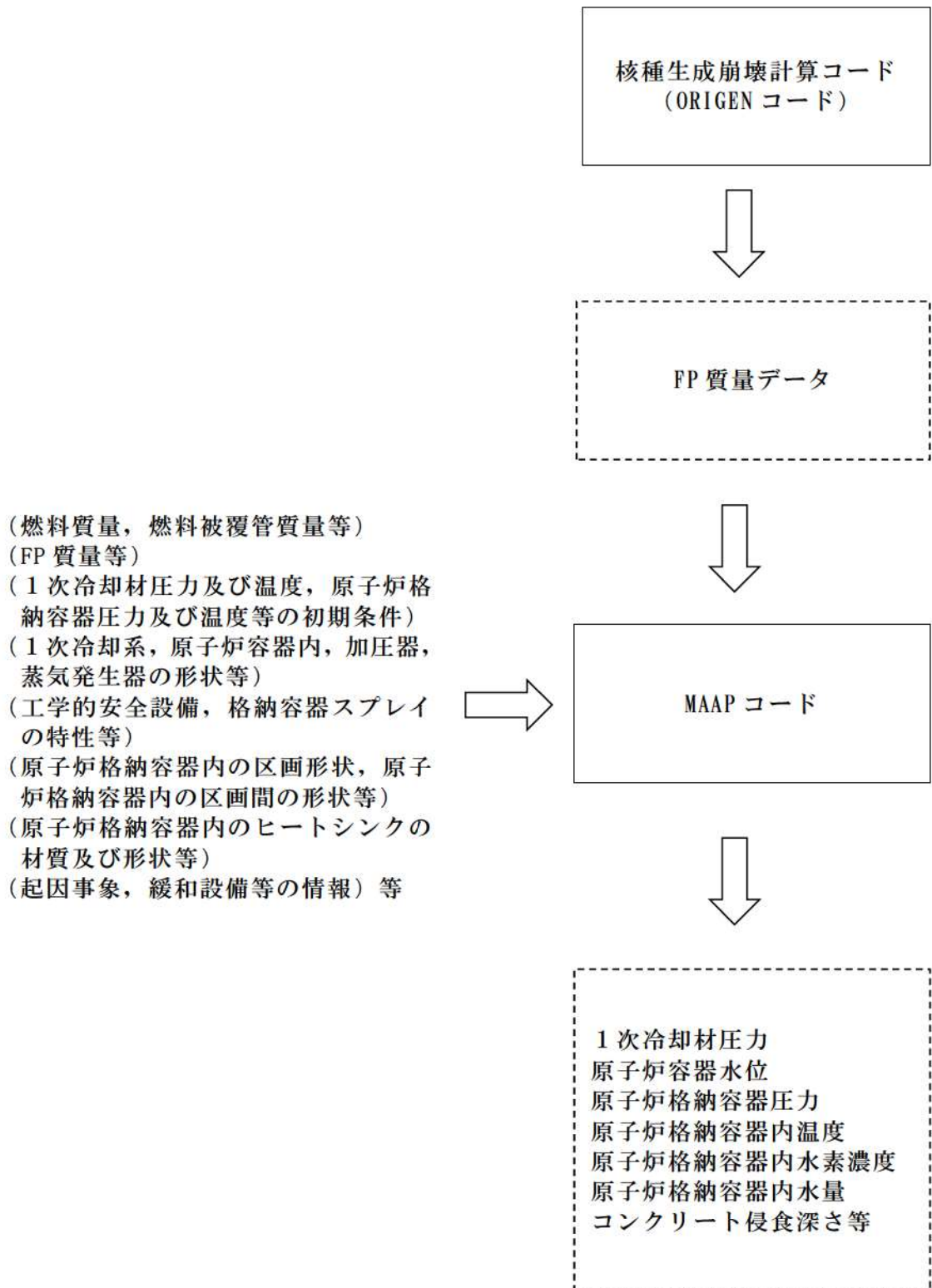


図 3.5-1 MAAP コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認方法

2.3 において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。なお、各重要現象の妥当性確認においては、事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本とするが、物理現象の特性が設備性能に基づき妥当性確認が不要なものや MAAP コード以外のコードに依存して妥当性確認が不要なものがある。

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

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

4.1.1 崩壊熱

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

有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する評価指標を厳しく評

価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、参考文献[10]に示すように、アクチニド崩壊熱は ORIGEN-2 コード、FP 崩壊熱は AESJ 推奨値により評価された崩壊熱曲線を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は 20%、FP 崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度（ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料は Pu 含有率等）や燃焼度が考慮されている。これにより、有効性評価においては崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動が考慮された崩壊熱曲線が適用されることから、5 章においては、入力条件の不確かさとして、評価指標や運転員等操作への影響を整理する。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化、気液分離（炉心水位）・対向流（炉心（熱流動））、気液分離・対向流（1次冷却系）

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（炉心水位）・対向流」は、炉心水位に関連する物理現象である。また、1次冷却系の「気液分離・対向流」について、蒸気発生器でのスチームバイディングは、高温側配管のボイド率が高く、蒸気発生器伝熱管への冷却材流入量が増加すると冷却材が伝熱管内で蒸発して圧力損失を増大させるため、炉心水位を下げる方向に働く。これらの現象は、いずれも炉心水位に関連する現象であり、「ECCS 再循環機能喪失」における ECCS 再循環失敗以降の炉心水位挙動に対して影響が大きいと考えられることから、コード間比較により評価を行う（4.3.1 参照）。

4.1.3 構造材との熱伝達（1次冷却系）

1次冷却系の「構造材との熱伝達」は、炉心露出後に炉心で発生した

過熱蒸気から1次冷却系配管等への熱伝達による1次冷却系配管のクリープ破損の観点で、重要な現象として抽出されたものである。

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

4.1.4 ECCS 強制注入（1次冷却系）

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

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

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

4.1.5 ECCS 蓄圧タンク注入（1次冷却系）

蓄圧タンク注入流量は、1次冷却系との圧力差及び注入配管の圧力損

失に基づき計算され、注入開始後の蓄圧タンク圧力は状態方程式により計算されるため、一般的な状態方程式及び差圧流モデルという意味で不確かさは小さく妥当性確認は不要である。

ただし、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」（及び「格納容器過温破損」）においては、1次冷却系強制減圧時の1次冷却材圧力の挙動に影響を与える可能性があるため、感度解析によりその影響を確認する（4.3.2及び添付1参照）。

4.1.6 冷却材放出（加圧器）

加圧器逃がし弁からの放出量については、加圧器逃がし弁設定圧における放出係数に基づき圧力に応じて流量計算されるため、TMI 事故に対するベンチマーク解析において、事故発生から加圧器逃がし弁元弁閉止までの挙動に着目して妥当性の確認を行う。具体的には、1次冷却材圧力及び加圧器水位の挙動に着目して考察を行う（4.2.1参照）。

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

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

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

当性確認を行う（4.2.6 参照）。

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

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

「区画間・区画内の流動（蒸気，非凝縮性ガス）」、「構造材との熱伝達」は、廃炉となった独国の HDR 炉を用いた HDR 実験（国際標準問題 ISP-29）及び米国のハンフォード工学研究所で実施された CSTF 実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。なお、「構造材との熱伝達」に関しては、直接的データが得られていないことから、原子炉格納容器圧力や温度の挙動から考察を行うものとする（4.2.2 及び 4.2.3 参照）。

4.1.9 区画間・区画内の流動（液体）（原子炉格納容器）

「区画間・区画内の流動（液体）」は、原子炉格納容器の形状（流路高低差や堰高さ）に基づく静水頭による流動計算には不確かさは小さいため、妥当性確認は不要である。

4.1.10 スpray 冷却（原子炉格納容器）

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

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

4.1.11 水素濃度変化（原子炉格納容器）

原子炉容器内での水素の発生量は、「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」に応じて全炉心内ジルコニウムの75%反応に相当する水素量を使用する。水素の発生速度はMAAPコード解析結果に応じた補正を行うため、水素発生速度の妥当性を確認する必要がある。水素発生速度は炉心損傷進展挙動に大きく依存するため、MAAPコードの炉心溶融モデルについて、TMI-2の炉心溶融過程の時間経過並びに発生した水素量に対する評価の模擬能力から、水素発生期間及び水素発生速度の時間変化について一定の妥当性が確認できる（4.2.1参照）。

4.1.12 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却（原子炉格納容器）

雰囲気ガス温度に対する格納容器再循環ユニットの除熱特性をMAAPコードの入力データとして模擬している。格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の除熱データは、国内の凝縮熱伝達実験において確認された評価式を用いて、格納容器再循環ユニットの形状等に基

づき算出した除熱特性を使用しているため、妥当性評価は不要である。

一方、格納容器再循環ユニットの冷却特性は、原子炉格納容器内のガス流動モデルにも影響される。そこで、原子炉格納容器内のガス流動挙動に妥当性の検討結果も踏まえ感度解析により確認する（4.3.3 参照）。

4.1.13 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）及びリロケーション，下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

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

TMI 事故では炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）及びリロケーションを直接表す測定値はないものの、それらの挙動が間接的に影響する 1 次冷却系及び 2 次冷却系挙動や、事故後の調査研究で各時刻の溶融進展状況が推定されており、それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる（4.2.1 参照）。

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

一方、炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループに関しては、「ECCS 再循環機能喪失」の事故シーケンスに対して、炉心が露出する場合の重要現象として「燃料棒表面熱伝達」が挙げられているが、有効性評価では炉心露出を判断基準とし、炉心が冠水した状態を取り扱い、その場合

には、「燃料棒表面熱伝達」が炉心水位や燃料被覆管温度に与える影響は小さい。なお、再循環機能喪失後の崩壊熱による冷却材の蒸散に伴う炉心水位低下の挙動の妥当性については、4.3.1において確認する。

4.1.14 原子炉容器破損，溶融

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

TMI 事故では、溶融炉心が下部プレナムへ落下したものの、原子炉容器と溶融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉容器壁を冷却できたと推定されている。MAAP コードでは TMI 事故の調査研究や溶融炉心から原子炉容器壁への伝熱挙動を模擬した実験に基づいて、原子炉容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また、原子炉容器破損形態として、原子炉容器のクリープ破損及び計装案内管溶接部の破損が考慮されている。原子炉容器破損モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用される Larson-Miller パラメータ手法に基づくものであり、計装案内管溶接部の破損は単純な熱伝導問題であり、これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを鑑み、不確かさの整理を行うとともに、感度解析による影響の確認を行う（4.3.8 参照）。

4.1.15 1次系内 FP 挙動，原子炉格納容器内 FP 挙動

炉心からの FP 放出モデルについては、これまでに実験や検討がなされてきており、MAAP コードではその知見に基づく FP 放出モデルが採用

されている。燃料から1次冷却系へ放出されるFP挙動について PHEBUS-FP 試験のベンチマークによって妥当性を確認する(4.2.7 参照)。また、原子炉格納容器内に放出されたエアロゾル挙動について ABCOVE 実験のベンチマークによって妥当性を確認する(4.2.8 参照)。

また、有効性評価で採用しているFP放出モデルの不確かさを考慮し、炉心からの放出速度を変更した場合に対する感度解析によって、炉心損傷検知判断の観点から特に原子炉格納容器空間に放出される希ガスの挙動を比較し、感度解析による影響の確認を行う(4.3.11 参照)。

4.1.16 原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達)

溶融炉心の細粒化及びデブリ粒子から水への熱伝達については、溶融物の粘性や冷却材条件には違いはあるものの、幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見を基に MAAP コードのモデルは構成されているので、妥当性評価は不要と考えられる。また、原子炉容器内 FCI により生じる圧カスパイクについては、専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

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

4.1.17 原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達)

原子炉容器外 FCI に関する現象について、知見の整理、不確かさの分

析及び感度解析による総合的な評価を行い添付2にまとめており、
4.3.9に概要を示す。

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

溶融炉心伝熱モデルは，溶融プールとその周囲の固化したクラストの間の対流熱伝達，上部クラストと上部の原子炉下部キャビティ水あるいは気相への熱伝達，下部クラスト及び側部クラストとコンクリートとの伝熱モデルから構成される。また，コンクリート分解及び非凝縮性ガスの発生は，分解コンクリートと炉心材の混合物の化学平衡計算によりモデル化されている。

「溶融炉心とコンクリートの伝熱」，「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」については，ACE実験及びSURC実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う（4.2.4及び4.2.5参照）。また，これらの物理現象も含めたMCCIに関する現象について，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による総合的な評価を行い添付3にまとめており，
4.3.10に概要を示す。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

物理領域	重要現象	妥当性確認方法											
		TMI 事故	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC 実験	MB-2 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実 験	感度解析	その他*		
炉心	崩壊熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.1
	燃料棒内温度変化	図 4.2-5 図 4.2-6 図 4.2-10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.4
	燃料被覆管酸化		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	沸騰・ボイド率変化	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液分離 (炉心水位)・対向流	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.1
	気液分離・対向流	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.3
	ECCS 強制注入	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.4
ECCS 蓄圧タンク注入	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	流動抵抗 4.3.2	
加圧器	冷却材放出	図 4.2-1 図 4.2-2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	1次側・2次側の熱伝達	-	-	-	-	-	-	-	-	図 4.2-30	-	-	-
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	-	-	-	-	-	-	-	-	図 4.2-31	-	-	-
気 蒸 発 器	2次側水位変化・ドラライアウト	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

物理領域	重要現象	妥当性確認方法										その他*		
		TMI 事故	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC 実験	MB-2 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実 験	感度解析				
原子炉 格納容器	区画間・区画内の流動 (蒸気, 非凝縮性ガス) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	図 4.2-20	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		-	図 4.2-13 図 4.2-15	図 4.2-21 図 4.2-22	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.9	
	図 4.2-5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.1.10	
	格納容器再循環ユニットによる格納容 器内自然対流冷却	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.3	-	
原子炉 器 容 (炉心損傷後)	リロケーション	図 4.2-6 図 4.2-10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.5	-
	原子炉容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.6	-
	原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.6	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	図 4.2-7	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.7	-
	原子炉容器破損, 溶融 1次系内 FP 挙動	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.8	-
原子炉 格納容器 (炉心損傷後)	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	-	-	-	-	図 4.2-38 図 4.2-42 図 4.2-43	-	-	4.3.11	-
	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.9	-
	原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.9	-
	原子炉下部キャビティ床面での溶融炉 心の拡がり	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.10	-
	溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の 伝熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.10	-
原子炉 格納容器 (炉心損傷後)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	4.3.10	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発 生	-	図 4.2-25 図 4.2-26	-	図 4.2-25 図 4.2-26	図 4.2-28	-	-	-	-	-	-	-	-

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）

4.2.1 TMI 事故解析

(1) 事故の概要

TMI 事故については、事故発生から 300 分後までの事故シナリオを以下の 4 つのフェーズに分けて考えることができる。なお、この事故シナリオの分類は、参考文献[11]に基づくものである。

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

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

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

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

(2) 解析条件

本解析では、TMI の体系を模擬し、事故前のプラント状態を初期値として設定している。炉心のノード分割は、炉心は径方向4，軸方向16のR-Z 2次元ノードである。1次冷却系及び蒸気発生器は、貫流型蒸気発生器の冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。原子炉格納容器は、上部区画，下部区画，アニュラ区画及び原子炉下部キャビティ区画の4ノードとしている。

境界条件としては、蒸気発生器水位と高圧注入系からの注入流量を時間関数として与え、加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁の開閉操作並びに1次冷却材ポンプの運転の時刻をそれぞれ入力値として与えている。

(3) 解析結果

代表的なパラメータに関してベンチマーク解析結果について述べる。

1次冷却材圧力について事故データと解析結果の比較を図 4.2-1 に示す。炉心露出（～112分後）から1次冷却材ポンプ2Bを起動する174分後までは、1次冷却材ポンプの全台停止（100分後）による圧力の緩やかな低下、加圧器逃がし弁元弁の閉止（139分後）による圧力の上昇、1次冷却材ポンプ2Bの一時的な運転（174分～193分）による圧力の急上昇等の主要挙動が事故データとよく一致している。1次冷却材ポンプ2Bの手動起動から高圧注入系の再起動（200分～217分）までは解析結果の方が高い値で推移するが、これは炉心損傷を保守的に評価するために水素発生量が多いことから、非凝縮性ガスによる凝縮抑制を過大に評価しているためである。その後の加圧器逃がし弁元弁の開閉操作による圧力挙動及び溶融炉心の下部プレナムへの移行

(226 分後) による圧力の一時的な上昇等は、全体的に事故データの応答の特徴をよく模擬している。

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

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

水素発生量に関しては、図 4.2-5 に示すように、解析では 1 次冷却材ポンプ 2B 起動の直前に 700 Lb. (約 318 kg)、最終的には 1,125 Lb. (約 510 kg) 生成される結果となった。TMI 事故では水素が 1,100～1,200 Lb. (約 499～544 kg) 生成されたと考えられているが、事故データは水素が生成されている間の 150 分時点一点のみであり、その時は多量の水素が蒸気発生器 A に蓄積されていたと考えられている。事故後 10 時間経って原子炉格納容器内で水素燃焼が生じたことから、解析結果は妥当である。

原子炉容器内の炉心状態の解析結果（約 220 分後）を図 4.2-6 に示す。約 220 分後には、炉心の外周部は 8 番目の高さ位置に固体クラストが形成され、この 6 分後（事故初期から 226 分後）に固体クラストが破損し、熔融炉心が下部プレナムへ流出する。

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

熔融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した熔融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に 1,200°C（2,200°F）まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形することで熔融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果、ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の解析結果を図 4.2-7 に示す。1,200°C まで上昇した後、急冷するこの温度挙動は、TMI-2 Vessel Investigation Project^[12]の観察結果と一致している。

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

原子炉格納容器圧力に関しては、図 4.2-9 に示すように、解析では原子炉格納容器内のヒートシンクを簡略化していることから圧力変化はデータの方が緩慢であるが、全体的な挙動は良く一致しており、

ファンクーラ等の原子炉格納容器の除熱機能が適切に模擬できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における物理現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析の結果から MAAP コードの不確かさについて考察した。

a) 加圧器からの冷却材放出

1次冷却材圧力及び加圧器水位より、加圧器からの冷却材放出について考察する。

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

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

以上のとおり，1次冷却材圧力及び加圧器水位の挙動は，事故データを模擬しており，加圧器からの「冷却材放出」を伴った場合の1次冷却系保有水量が適切に評価されていることを示している。

b) 水素濃度変化，燃料被覆管酸化

TMI事故の分析では，約139分に水素の発生が開始され，ジルコニウム-水反応による水素発生率が約175分の時点で最大となった。約203分で炉心が冠水した以降は再露出することは無いが，クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上昇しており，約224分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素が発生したと分析されている。全水素発生量は約499～544kgの範囲であったと分析されている。

一方，MAAPコードの解析では，水素発生期間が約145～230分で，全水素発生量が510kgであった。水素の発生率が高いのは図4.2-5より155～185分の期間であり，また，水素の発生が停止したのは約230分の時点であり，水素発生期間及び水素発生量共にTMI事故結果と概ね一致している。

よって，炉心ヒートアップ速度，ヒートアップした炉心に関連するモデルは妥当と考えられる。

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

※推定時間。224分まで溶融固化領域は温度上昇をしているため。

c) 燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，下部プレナムの溶融炉心の熱伝達

TMI 事故では，炉心溶融後早期に注水が回復したため，原子炉容器の破損には至らなかった。そこで，炉心ヒートアップ時の水素発生，炉心領域での溶融進展，下部プレナムへの落下，及び，原子炉容器の加熱状況を確認した。

MAAP コード解析結果として，図 4.2-6 に 220 分時点の炉心状態を示す。TMI 事故の分析により推定された約 220 分時点の炉心状態図（図 4.2-10）と比較すると，中央の溶融プール位置は解析の方がやや高い位置となっているものの，上部の空隙領域，その下の上部崩壊領域，中央の溶融プール（二相及び単相の溶融プール），並びに，下部の非溶融領域の各状態は，TMI 事故の推定結果をよく模擬している。よって，炉心溶融及びリロケーションに関する MAAP コードの解析モデルは，一定の妥当性を有すると考えられる。

溶融炉心から原子炉容器壁への熱伝達に関しては，原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の解析結果（図 4.2-7）から妥当性を考察する。TMI 事故の分析によると，炉心出口温度の急上昇による警報発信，及び，中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から，約 224 分時点で溶融炉心が下部プレナムに落下を開始し，その後，ECCS による注入水等により約 20 分以内に冷却されたと分析されている。

MAAP コードの解析結果では，原子炉容器（下部ヘッド）の壁温は，約 224 分時点で急上昇し，約 240 分時点で低下傾向となっており，TMI 事故の分析結果と一致する結果を得ている。また，原子炉容器（下部ヘッド）の壁温の最高温度は，ステンレス鋼の融点（約

1,350°C)よりわずかに低い約1,200°C(2,200°F)であり、圧力容器に損傷がなかったという結果と一致する。

このように、「炉心ヒートアップ(燃料棒内温度変化,燃料棒表面熱伝達,燃料被覆管酸化,燃料被覆管変形)」、「リロケーション」及び「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」に関しては、TMI事故の分析結果と比較して妥当であり、MAAPコードの解析モデルは炉心損傷過程を適切に評価できる。

表 4.2-1 TMI 2号炉と国内 PWR の比較

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

※ 代表3ループプラントの場合

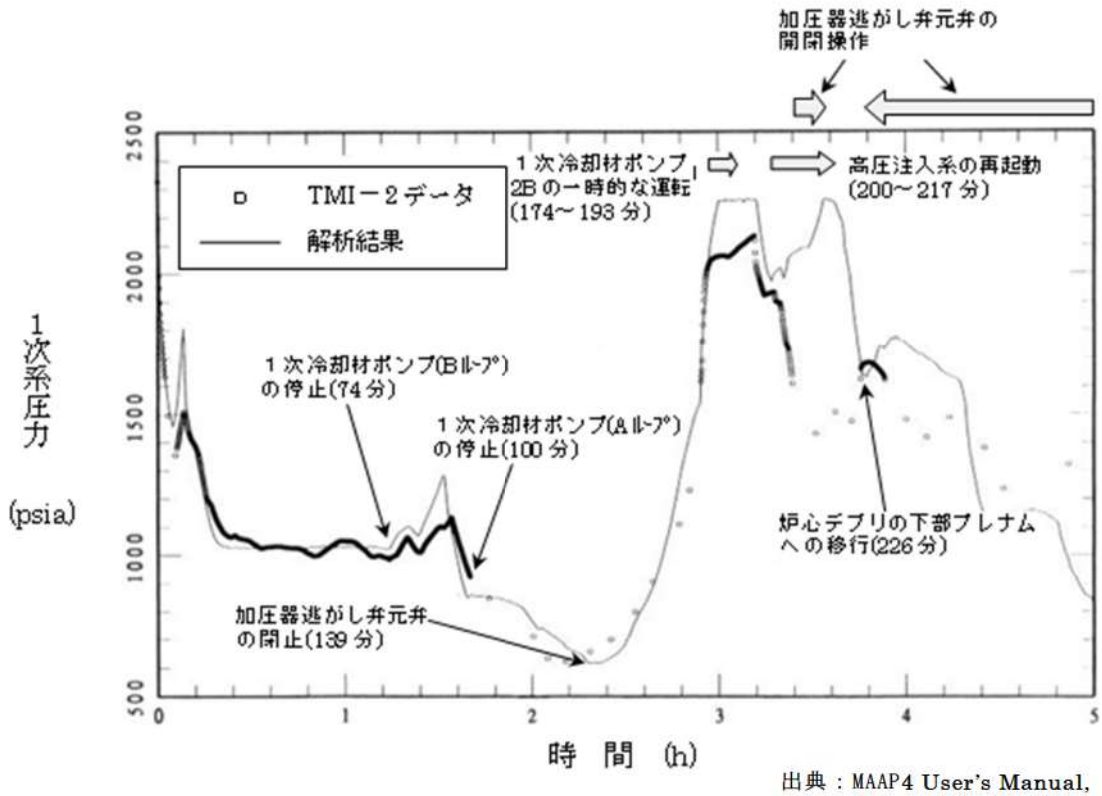


図 4.2-1 TMI 事故のベンチマーク解析結果：1次冷却材圧力

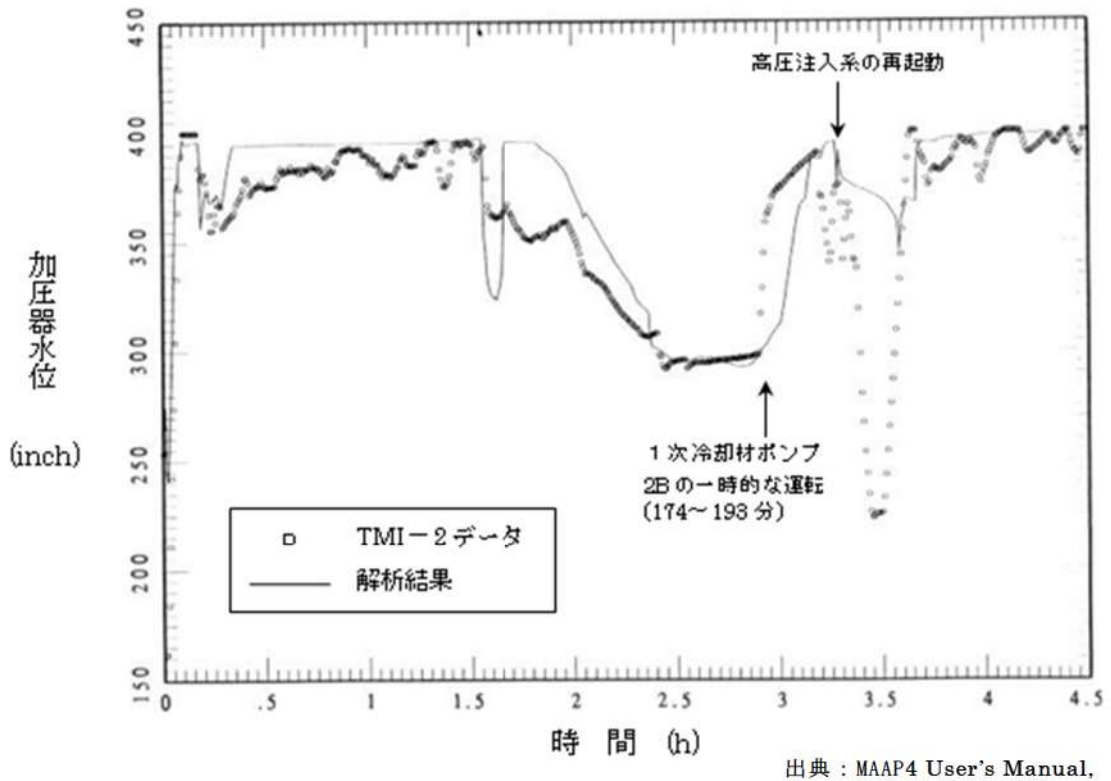
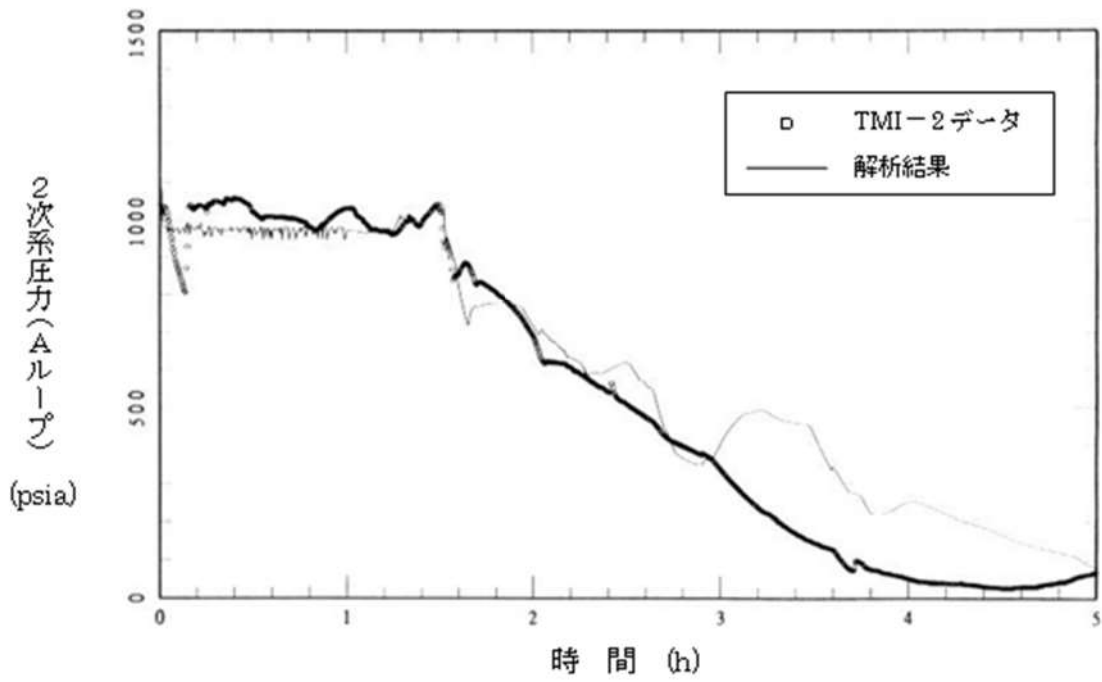
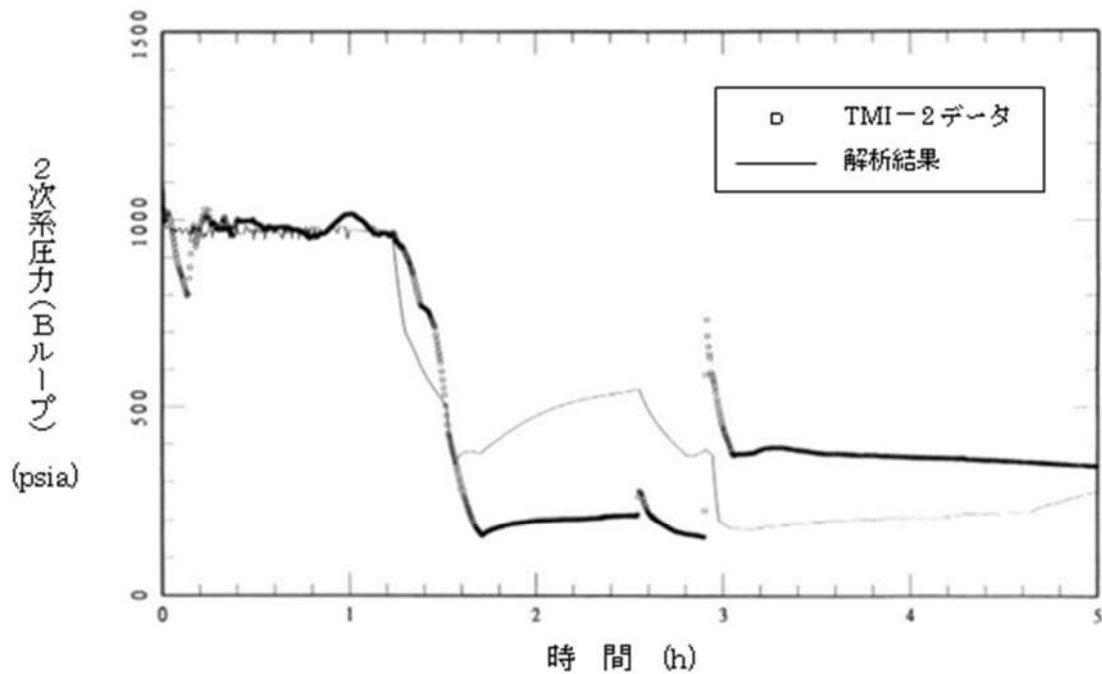


図 4.2-2 TMI 事故のベンチマーク解析結果：加圧器水位



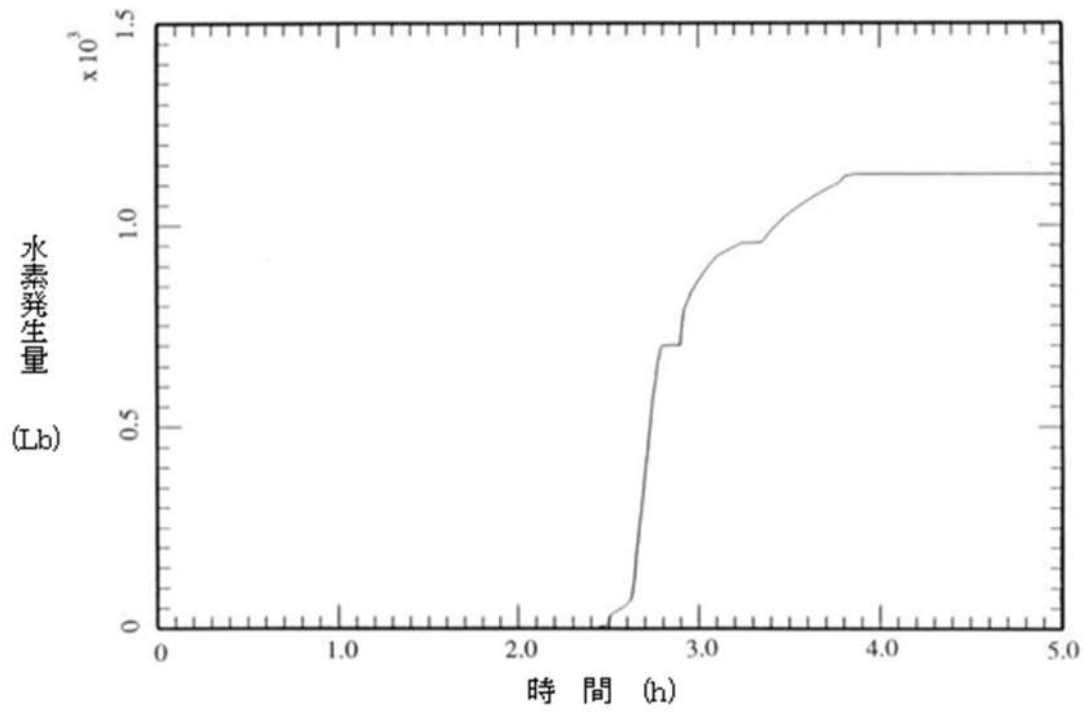
出典：MAAP4 User's Manual,

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



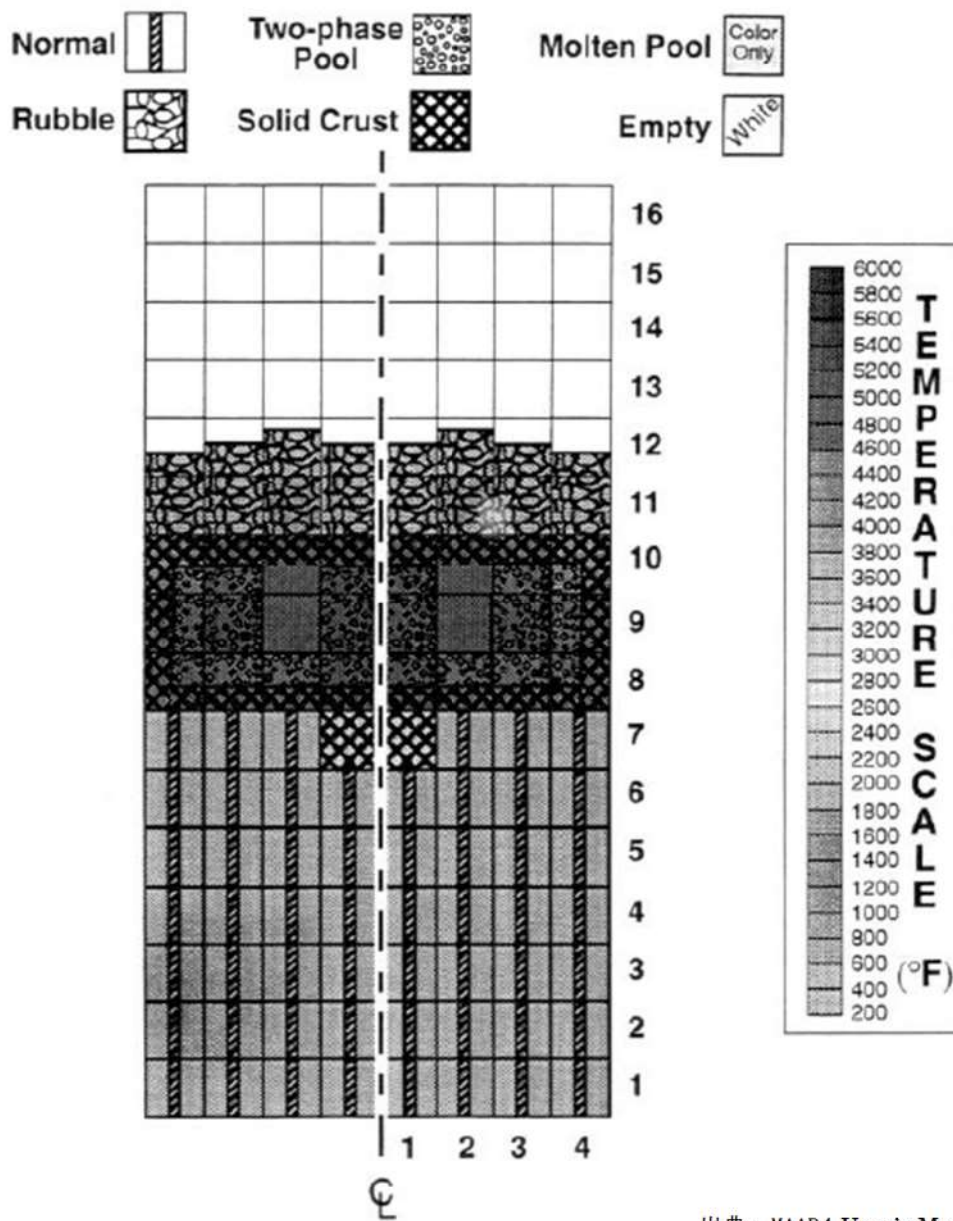
出典：MAAP4 User's Manual,

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



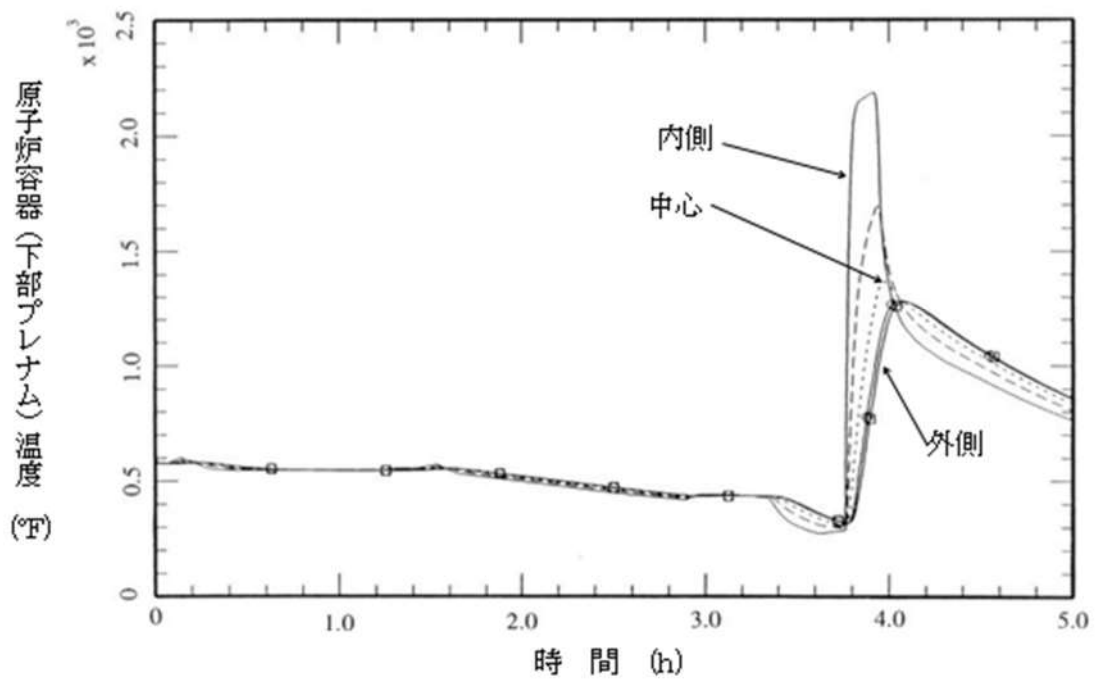
出典：MAAP4 User's Manual,

図 4.2-5 TMI 事故のベンチマーク解析結果：水素発生量



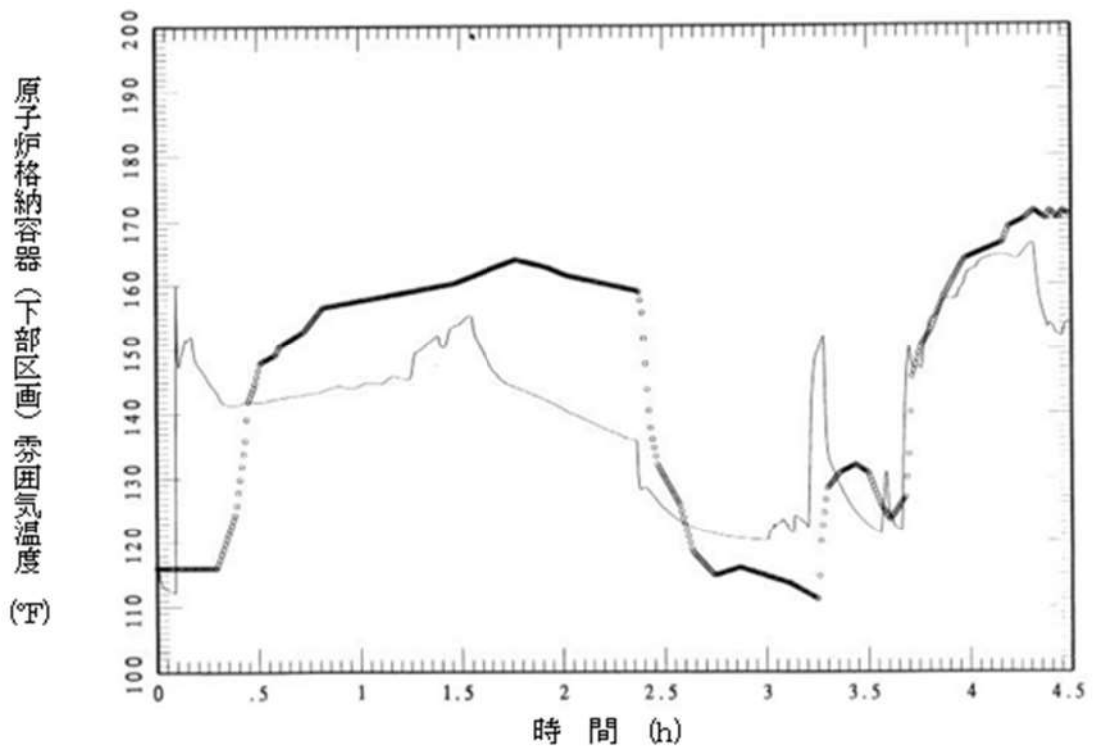
出典：MAAP4 User's Manual,

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



出典：MAAP4 User's Manual,

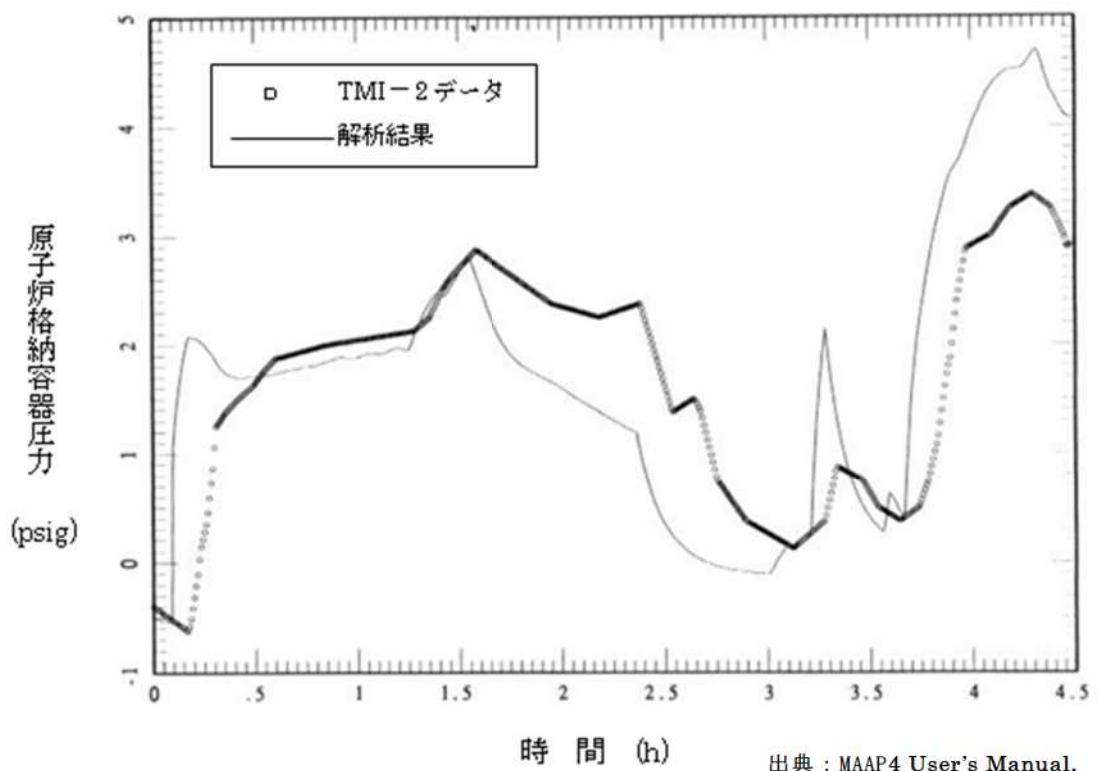
図 4.2-7 TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉容器下部ヘッド壁温



出典：MAAP4 User's Manual,

図 4.2-8 TMI 事故のベンチマーク解析結果：

原子炉格納容器下部区画雰囲気温度



出典：MAAP4 User's Manual,

図 4.2-9 TMI 事故のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力

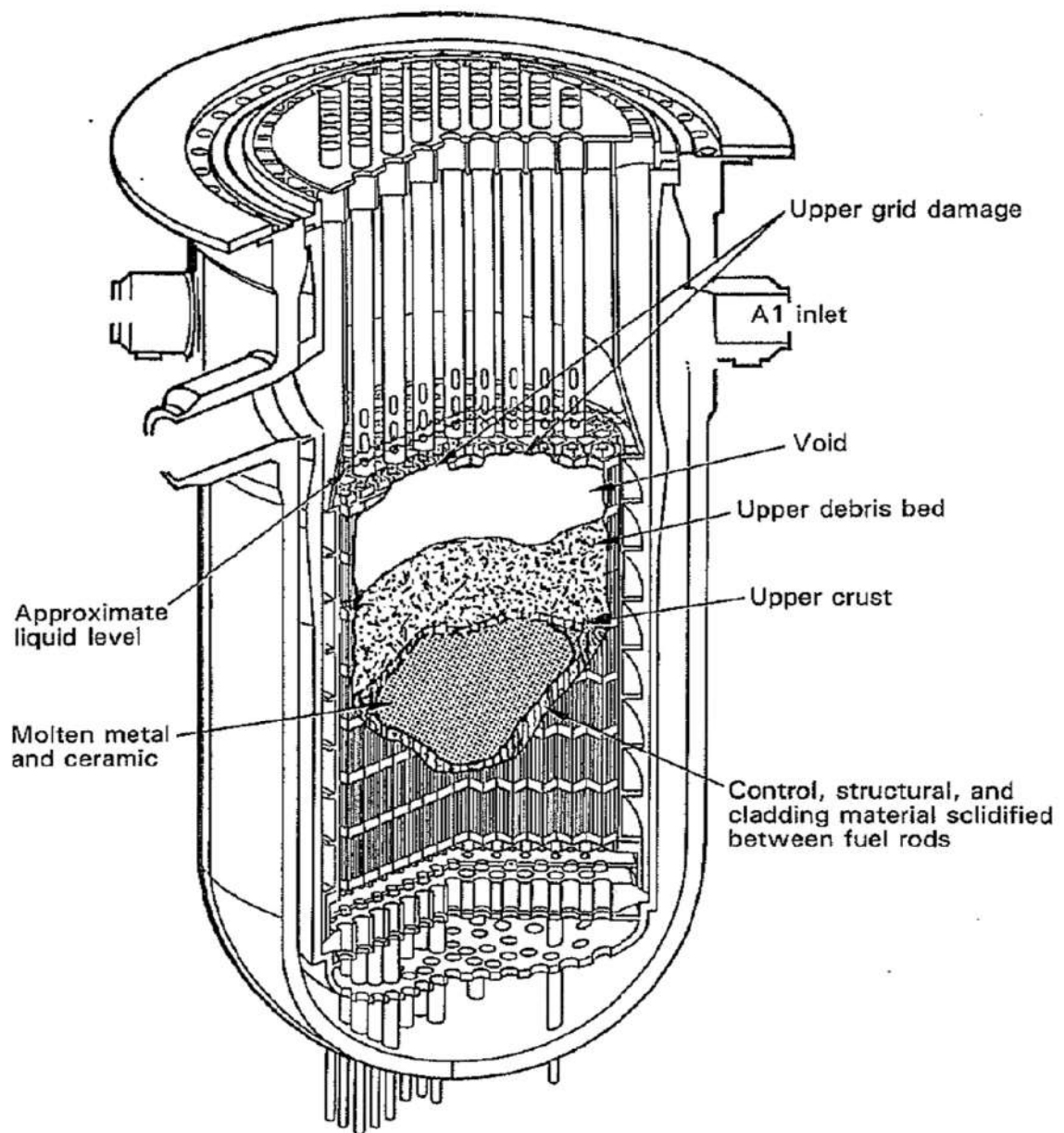


図 4.2-10 炉心溶融状況の比較（炉心溶融 220 分後，TMI 事故）^[13]

4.2.2 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験^{[14] [15]}は、廃炉となったドイツの HDR (Heiss Dampf Reaktor) で行われた実験であり、様々なタイプの LOCA に関する実機規模の実験が行われている。HDR の原子炉格納容器の概要を図 4.2-11 に示す。原子炉格納容器は、高さ 60m、直径 20m であり、半球状のドームを持ち、全自由体積 11,400 m³のうち 5,000 m³を占める。原子炉格納容器内は、約 70 区画が流路で連結されている。支配的な流路は、対称位置にある下部からドーム部へ立ち上がっている対の階段室と設備シャフト室である。また、原子炉格納容器圧力バウンダリは厚さ 17mm のスチールシェルであり、シェルとコンクリート外壁のギャップは 0.6m である。

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

(2) 解析条件

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

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

(3) 解析結果

原子炉格納容器圧力の解析とデータとの比較を図 4.2-13 に示す。最初の子熱期間（0 秒から 41,400 秒）の圧力上昇は解析結果の方が高く、ピーク圧力も解析結果の方が高くなっている。その後のガス注入期間（41,400 秒から 46,200 秒）では、圧力低下幅は解析結果の方が大きくなっている。2 回目の蒸気注入期間（46,200 秒から 57,600 秒）では、MAAP コードは圧力低減度合いをよく模擬している。外部スプレイ冷却期間（58,500 秒から 71,400 秒）では、圧力低下幅は解析結果の方がやや大きくなっている。

上部ドーム部と下部区画の雰囲気温度の変化を

図 4.2-14 に示す。(a) 上部区画については、最初の子熱期間（0 秒から 41,400 秒）の温度上昇は解析結果の方が高く、ピーク温度も解析結果の方が高くなっている。その後の低下挙動については、解析結果の低下幅は実験結果と同等である。(b) 下部区画については、同様に最初の子熱期間の温度上昇幅が実験よりも大きめになっているが、総じて実験結果をよく再現している。

この HDR 原子炉格納容器は図 4.2-11 に示されるように縦長の形状である。また水蒸気及び水素ヘリウム混合ガスの注入点は同図上の高いエレベーションにある 1805 室（ノード 23）である。これらの条件においては、PWR の原子炉格納容器に比べ、原子炉格納容器内全体のガス混合はあるものの、相対的に水蒸気及び混合ガスは密度が低いためにドーム部に成層化されやすい傾向にある。解析結果のドー

ム部の温度が相対的に下部区画の温度より高めに評価しているのは、温度の高いガスをドーム部近傍で高位置に注入することにより、MAAP コードで温度の成層化を大きめに評価しているためであると考えられる。この温度成層化に伴い原子炉格納容器内のガス流動（主にエネルギーの移動）が抑制され、水蒸気凝縮も抑制される方向に働き、圧力の解析結果も実験値より高くなったものと考えられる。図 4.2-16 に MAAP コードで計算された注入水蒸気エネルギーの分配割合の時間変化を示す。水蒸気注入中は、分配割合はほぼ一定の関係で推移し、蒸気の注入を停止させた状態や外部冷却を行っている場合は、蒸気の凝縮が進み、気相のエネルギー割合が低下する傾向となっている。最初の予熱終了時点（41,400 秒）での割合を表 4.2-4 に示す。注入水蒸気の 7% がガスの加圧に寄与し、残りは凝縮熱としてヒートシンクや原子炉格納容器壁等に吸収され、その内 50% がコンクリート壁に吸収され割合が高い。また、感度解析でコンクリートの熱伝導率を 2 倍にした結果が実験結果と良く一致している（

図 4.2-13)。これらのことは成層化に伴うガス流動の抑制によりコンクリートへの伝熱が低下したこと及び圧力が高めに解析されたことを裏付けている。なお、この HDR の縦長格納容器と高い放出点は PWR と類似性は低く、これらの傾向が PWR でも同じように現れるとは考えにくい。

上部ドーム部と下部区画の水素ヘリウム混合ガス濃度の変化を

図 4.2-15 に示す。0 秒から約 45,000 秒の間、下部区画に水蒸気が注入されており、原子炉格納容器内は水蒸気雰囲気である。約 44,000 秒から約 46,300 秒の間、下部区画に水素ヘリウム混合ガスが

注入され、下部区画の混合ガス濃度は上昇するが、軽いガスは上部ドーム部に移動するため、混合ガスの注入が終了すると、下部区画の混合ガス濃度は低下に転じる。一方、上部ドーム部の混合ガス濃度は、混合ガスの注入終了後も上昇を続け、57,600 秒に外部スプレイが作動すると、上部ドーム部の水蒸気が急速に凝縮するため上部ドーム部へのガス流入が増加し、混合ガス濃度は上昇する。外部スプレイによる冷却の継続によりガス温度が低下すると上部ドーム部のガス密度が相対的に高くなり、原子炉格納容器内の自然対流とそれに伴うガス混合が促進される。そうして約 65,000 秒以降は、上部ドーム部の混合ガス濃度は低下し、下部区画の混合ガス濃度は上昇する。MAAP コードによる解析結果（破線）は、初期のガス成層とガスの入れ替わりの一連の挙動をよく模擬できており、実験結果と同等の応答が得られている。

以上のとおり、MAAP コードの原子炉格納容器内の伝熱、流動（水素ガス挙動を含む）に関する現象モデルは、HDR 特有の縦長の形状と放出点が高い条件によると考えられるが、ガス成層化を大きめに評価し圧力を若干高めに評価しているものの、各部の温度及び混合ガス濃度の挙動を比較的適切に模擬できており、MAAP コードは、原子炉格納容器内の気相混合挙動を妥当に評価できる能力を持つと判断できる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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

HDR 実験 (E11.2 実験) では、原子炉格納容器内に水蒸気及び非凝縮ガスを注入し、外部スプレイを実施している。このため原子炉格納容器内の圧力挙動、ガスの移流挙動、外部スプレイによるヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動、及び非凝縮性ガスの移流及び水蒸気凝縮に伴う濃度変化等多様な挙動の総合的な効果が現れる実験である。

この実験ではドーム部直下の区画から水蒸気及び水素ヘリウム混合ガスを注入し、温度がガス組成の不均一から生じる自然対流や注入による強制流により、原子炉格納容器全体にガスのエネルギー及び質量が分散される挙動となっている。解析結果のエネルギーバランスは水蒸気による流入エネルギーの 93% がガス以外の構造物等や構造物を通じて原子炉格納容器外へ放出されることを示している。この結果はガスの密度及び熱容量の小ささからも理解できる。例えば HDR 原子炉格納容器内の初期ガスの質量を考えると、 $11,400\text{m}^3$ は気体の密度を $1\text{kg}/\text{m}^3$ とすれば、 11t であり金属ヒートシンクでは 1m^3 強に相当する非常に小さい質量である。このためガス質量の持つ熱容量はヒートシンクの熱容量と比べ遙かに小さい。従って、水蒸気、水素ヘリウム混合ガスの熱容量はヒートシンクと比べ非常に小さく、エネルギーを蓄積するより、原子炉格納容器全体にエネルギーを運ぶ働きが主であり、圧力はガスが受け取る熱とヒートシンク等へ熱移動のバランスの結果維持されると考えられる。この HDR の実験は注入ガスの質量及びエネルギーの自然対流及び強制流による原子炉格納容器全体への広がりヒートシンクの吸熱が重要現象として挙げられこれらに着目して検討を行う。

「区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」としては、

図 4.2-15 に示した上部ドーム部と下部区画の水素ヘリウム混合ガス濃度の変化において、注入過程や外部スプレーによる水蒸気凝縮に起因したドーム部の混合ガス濃度の上昇挙動及びドーム部の温度低下及び凝縮によるガス体積の減少に伴った自然対流による混合挙動等、実験データとよく一致している結果が得られている。これらのことから原子炉格納容器内の非凝縮性ガスの移流挙動や水蒸気凝縮に伴う濃度上昇挙動並びに自然対流による混合挙動が比較的良く模擬できると推測される。

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

以上の結果より、MAAP コードでは、「区画間・区画内の流動（蒸気、非凝縮性ガス）」については適正に評価する。「構造材の熱伝達」については、やや過小評価し、それに起因して原子炉格納容器内温度については十数℃程度高めに、原子炉格納容器圧力を 1 割程度高めに評価する傾向が確認された。これらは、HDR の縦長格納容器

形状及び高い注入点の条件により温度成層化を高め評価した結果生じた可能性があり、PWRの原子炉格納容器及び低位置の1次冷却系では、上記の傾向は緩和され、より適切に模擬する方向になると考えられる。

表 4.2-2 HDR 実験（ケース E11.2）の操作イベント

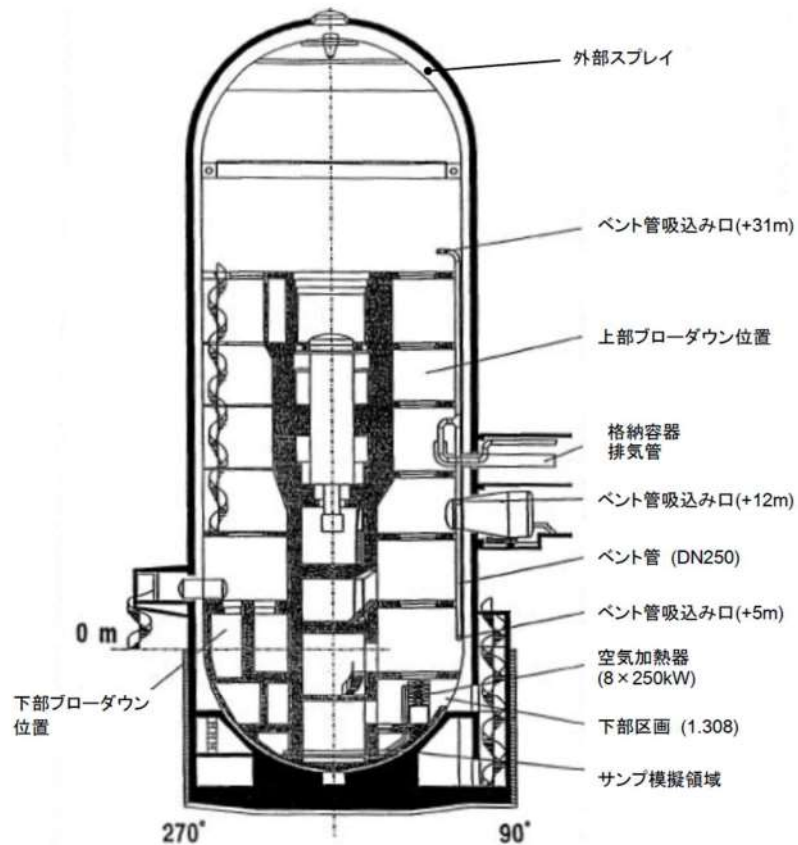
0.0 分	小破断 LOCA の発生とほぼ同時（1~2 分の遅れ）に，第 1805 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s] の一定流量，仕様では 3.3 [kg/s]）
693.82 分	LOCA の終了と水蒸気の注入流量を 1.20 [kg/s] まで削減
739.4 分	混合ガスの注入開始（第 1805 室）
749.98 分	水蒸気の注入終了
772.3 分	混合ガスの注入終了
772.93 分	第 1405 室への水蒸気の注入開始（2.06 [kg/s]）
958.77 分	水蒸気の注入終了
975.0 分	外部スプレイ期間の開始（流量 21[t/h]=5.83[kg/s]）
1,095.0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

表 4.2-3 実験施設と国内 PWR の比較

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

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

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



出典：HDR 実験 NEA/CSNI レポート

図 4.2-11 HDR 実験設備

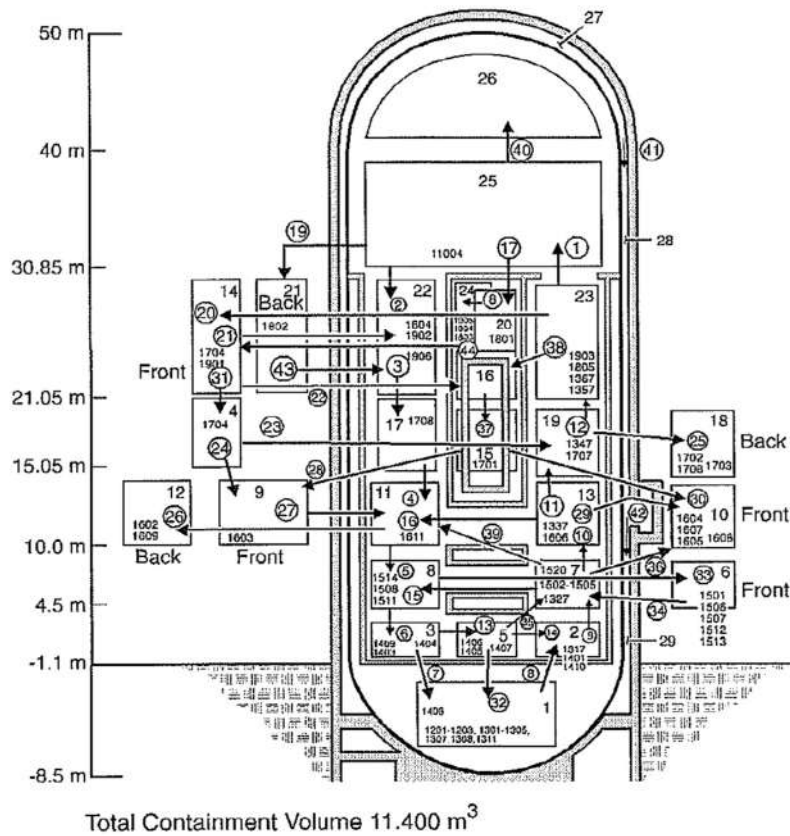
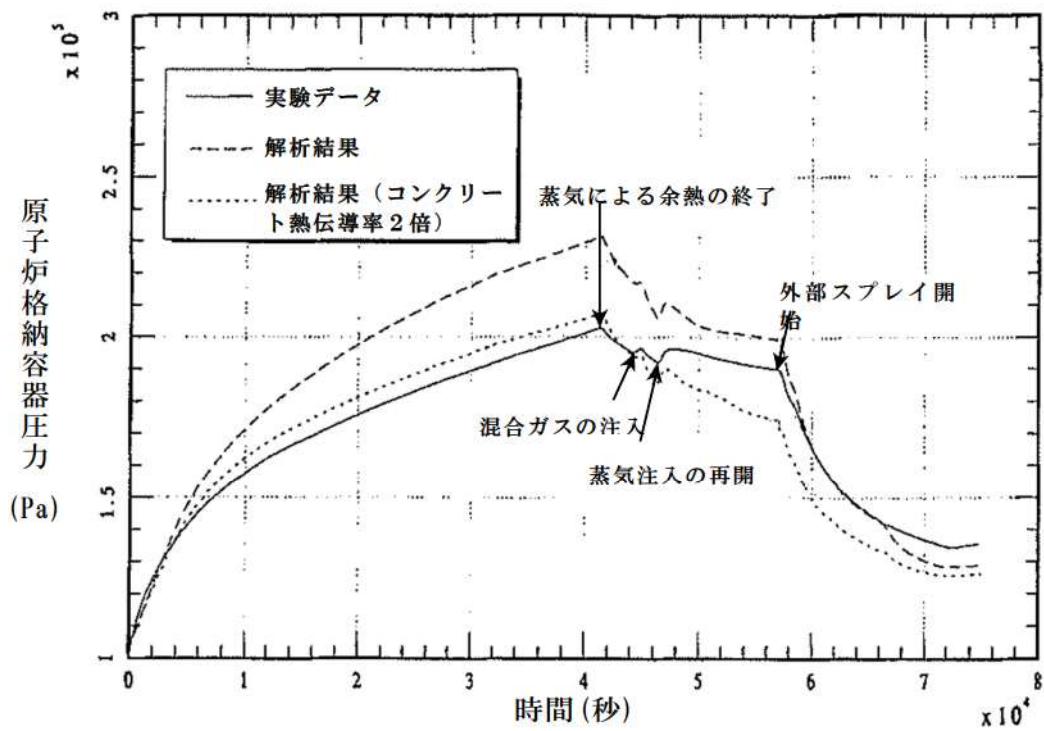


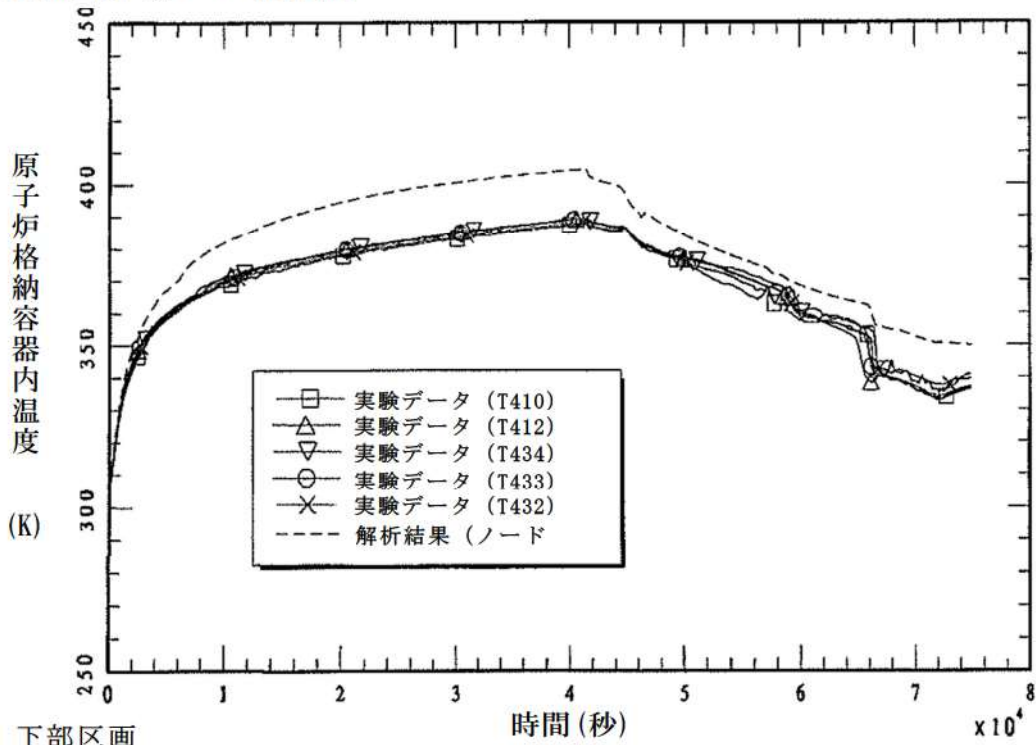
図 4.2-12 ノード分割図^[15]



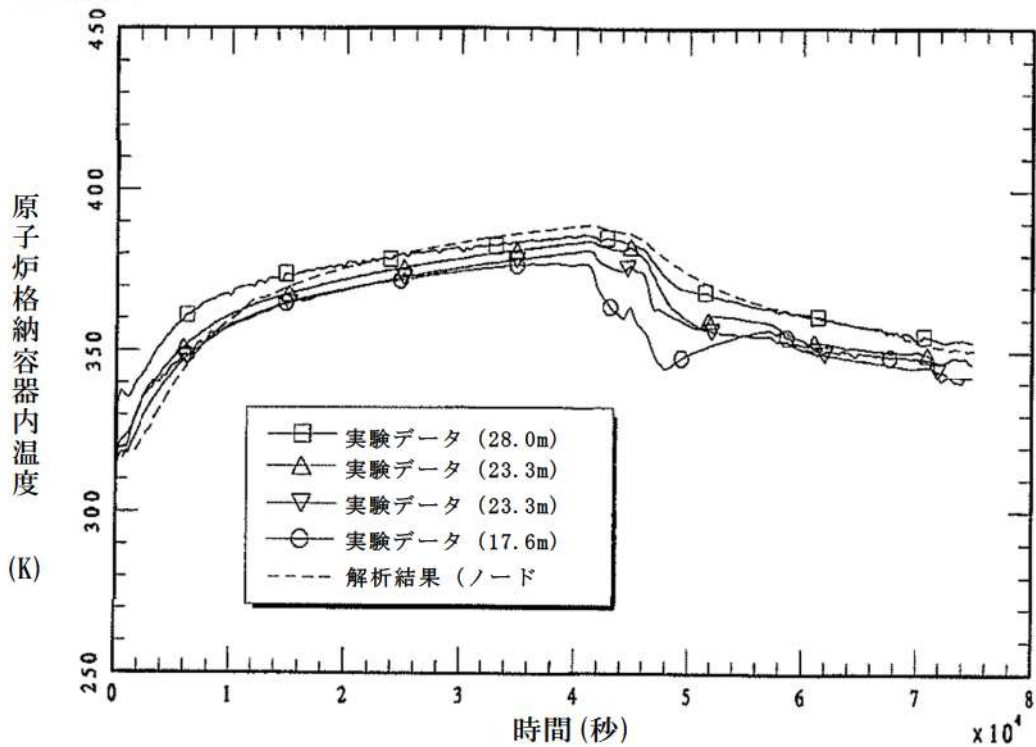
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-13 HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器圧力^[15]

(a) 上部区画 (ドーム部下部)



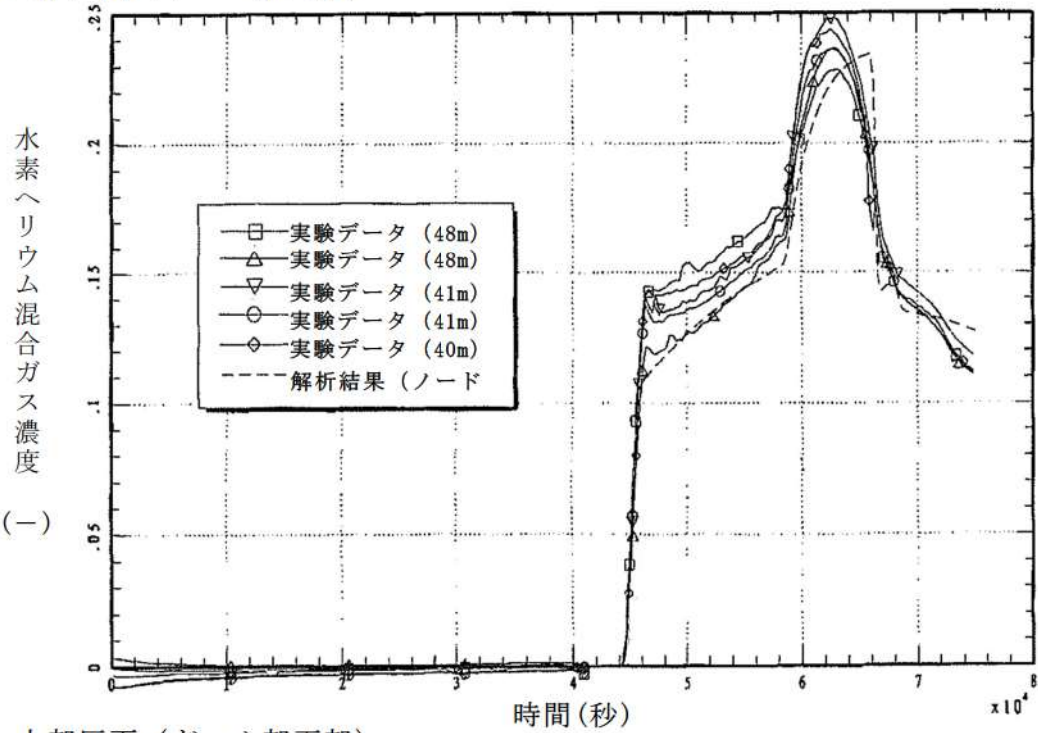
(b) 下部区画



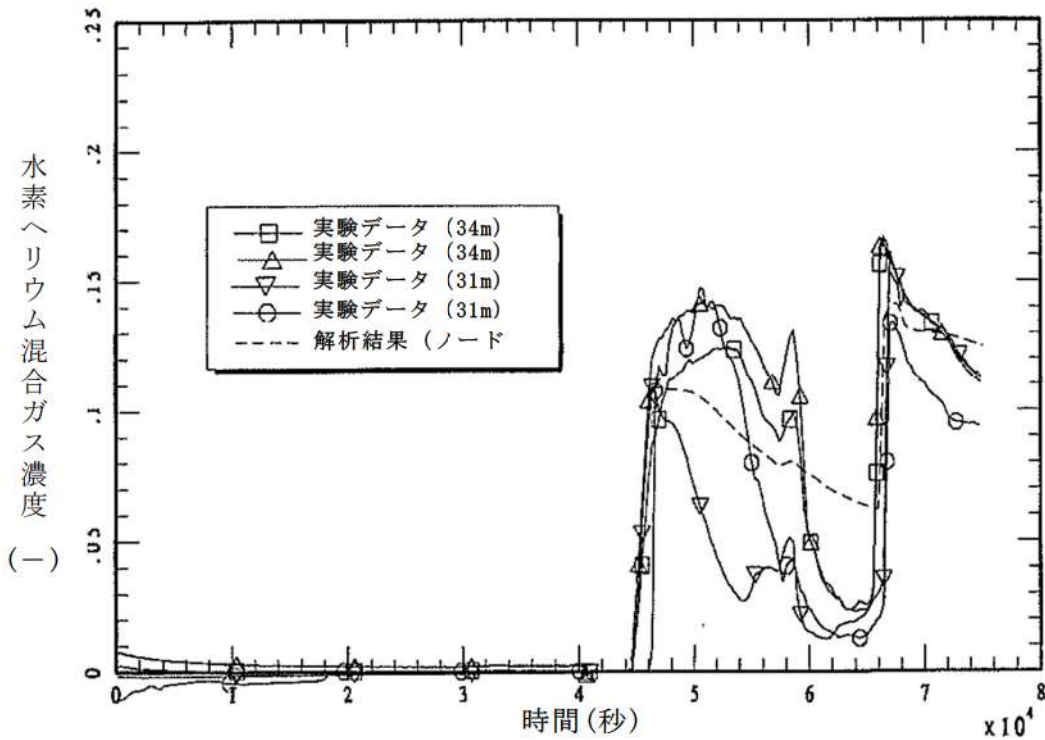
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-14 HDR 実験のベンチマーク解析結果：原子炉格納容器内温度^[15]

(a) 上部区画 (ドーム部上部)



(b) 上部区画 (ドーム部下部)



出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-15 HDR 実験のベンチマーク解析結果: 水素ヘリウム混合ガス濃度^[15]

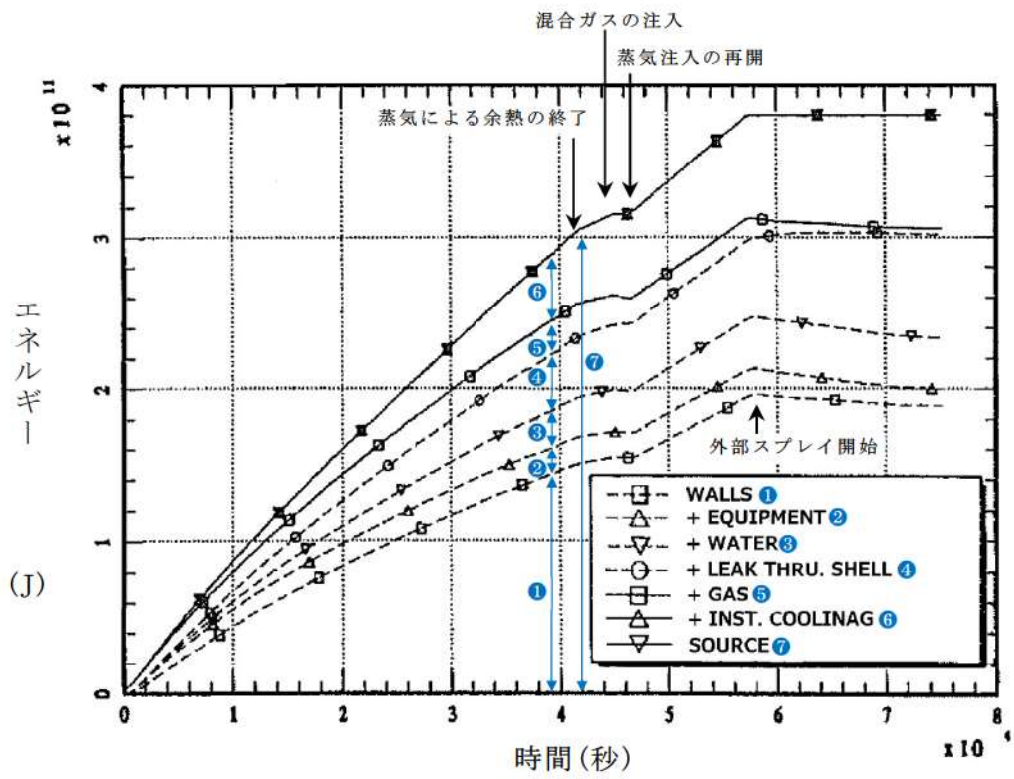


図 4.2-16 HDR 実験のベンチマーク解析結果：エネルギーバランス
(MAAP コード) [15]

4.2.3 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験^[16]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型原子炉格納容器構造を模擬した Containment Systems Test Facility (CSTF) を用いて、シビアアクシデント時の原子炉格納容器内水素制御に関する研究を行ったものである。この実験では、強制対流の有無を含め複数の事故シナリオを想定して、水素ポケット又は水素リッチ混合ガス成層の可能性を調査している。CSTF 容器は下部と上部に分かれ、部分開口したアイスコンデンサ扉と再循環ファンを模擬している（アイスコンデンサ区画とアイス自体は模擬していない）。CSTF 実験では、小破断 LOCA 時の破断口からの冷却材放出及び加圧器逃がしタンクの破損ラプチャディスク経由の冷却材放出を想定して、各々水平方向及び垂直方向のジェットノズルからヘリウム（又は水素）及び水蒸気の混合ガスを放出して模擬している。

CSTF 設備の概要を

図 4.2-17 及び図 4.2-18 に示す。高さ 20.4m、外径 7.6m、容積は 850m³、設計圧力 0.52MPa の圧力容器であり、参照プラントに対する線形スケールファクタは 0.3、外壁はプラントのクレーン壁を模擬し、高さと径の割合は同等である。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いた MAAP コードのノード分割を図 4.2-19 に示す。ノード分割は、V1:下部区画、V2:下部区画（ジェットノズル含）、V3:上部プレナム区画（仮想アイスコンデンサ区画含）、V4:

原子炉（燃料取替）キャビティ模擬区画（デッドエンド区画）の4ノードに分割している。

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

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

(3) 解析結果

CSTF 実験のケース HM-1，HM-4 及び HM-6 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べる。

HM-1 実験

この実験は，水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA を想定しているが，再循環ファンは模擬しておらず，気相混合に寄与する

のは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。

図 4.2-20 に示すように、下部区画のガス温度については、初期は計算結果もデータもともにヒートシンクの影響でなだらかに低下する。14 分後に急に温度低下するのは、アイスコンデンサ下部扉が開き、下部区画の高温ガスと上部区画の低温ガス間で自然対流が開始されたからである。その後混合ガスの注入が開始（約 18 分）されてから終了（約 30 分）までの温度変化は、解析結果の方が若干高く評価するものの概ね良く一致していると考えられる。混合ガス注入終了から約 10 分間の温度低下は、解析の方が実験より若干急峻であるが、これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量が高めに評価されたためと考えられる。全般的にはアイスコンデンサ下部扉が開いたあとの実験における温度低下挙動を再現できおり、温度差のあるガスの混合挙動を模擬できる。

実験開始後及び注入終了後の温度低下は、ヒートシンクへの伝熱挙動に起因する。注入終了後、実験では熱成層化の影響で若干の差が生じているものの、全体的な温度低下挙動は実験結果と解析結果で比較的良く一致しており、ヒートシンク挙動モデルも妥当なものである。

下部区画のヘリウムガス濃度に関しては、図 4.2-20 に示すように、解析結果は実験結果と良く一致する挙動を示すが、若干濃度は高い傾向を示す。これは、MAAP コードはランプトモデルであるため区画内均一混合となるが、実験では密度の低いヘリウムガスが下部区画でも上方に移行して上部区画へ流入しやすい状況にあったこ

とが推測できる。全体的に混合挙動は良く模擬できており，非凝縮性ガスの混合挙動モデルは妥当と考えられる。

HM-4 実験

この実験は，HM-1 と同様に水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA 想定であるが，再循環ファンが模擬されており，HM-1 と比較して再循環ファンによる強制対流も気相混合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画のヘリウムガス濃度について，解析結果と実験データの比較を図 4.2-21 に示す。

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

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

下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致性を示しており，強制循環による非凝縮性ガスの混合挙動モデルは妥当である。

HM-6 実験

この実験は，垂直方向ジェットノズルにより加圧器逃がしタンクのラプチャディスク破損を模擬し，再循環ファンも模擬している。垂直方向ジェットノズルが上部区画と下部区画の気相混合に寄与す

る。下部区画のガス温度と下部区画のヘリウムガス濃度について、実験結果において区画内高さの違いが表れているが、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下、注入終了時のピーク温度及びその後の温度低下等全体的に解析結果は実験データと良く一致している。上部区画ガス温度については、ガス注入期間は解析結果が実験結果より若干高いが、その後は同様になっている。これは、実験では下部区画内で高さ方向に温度分布がついていることが影響したと考えられる。

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

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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

CSTF 実験は、上部区画と下部区画で仕切られた区画を持つ原子炉格納容器の下部区画に水平あるいは垂直ジェットにより水蒸気及び非凝縮性ガスを注入し、再循環ファンあるいはアイスコンデンサ扉による強制対流と自然対流による混合を確認した実験である。HM-1 は水平方向ジェットによる強制対流とアイスコンデンサ扉開放による自然対流を考慮し、HM-4 及び HM-6 実験は水平方向あるいは垂直ジェットによる強制対流、アイスコンデンサ扉開放による自然対流及び再循環ファンによる強制対流を考慮している。

それぞれの実験解析結果において、実験では区画内高さ方向に温度差がある場合でも、MAAP コードはランプモデルとして一様に扱うモ

デリングに依存した差異は見られるものの、全般的には自然循環及び強制対流での混合挙動は良好に模擬できている。

実験開始後及び注入終了後の温度低下はヒートシンクへの伝熱挙動に起因しており、流れの無い条件下での「構造材（ヒートシンク）との熱伝達」はやや過小に評価される傾向があると考えられるが、全体的な温度低下挙動は実験結果と解析結果で比較的良く一致しており、ヒートシンク挙動モデルの不確かさは大きくないものと判断できる。

表 4.2-5 CSTF 水素ガス濃度混合実験 実験ケースの一覧

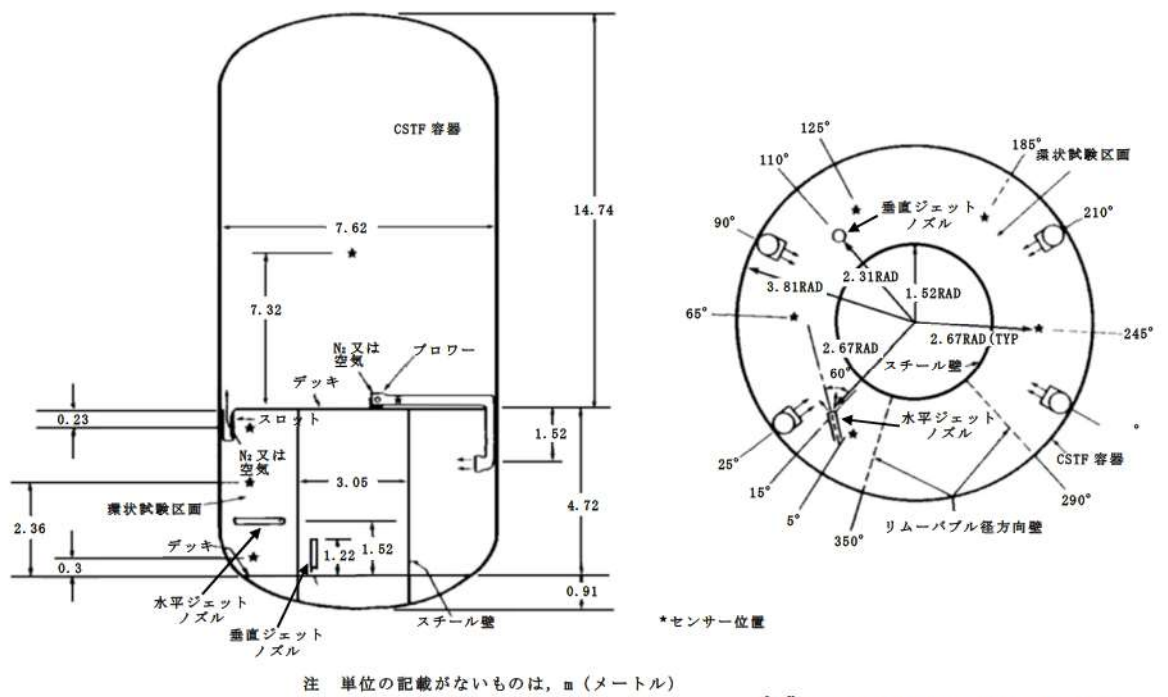
実験 ケース	雰囲気 ガス	再循環流量		注入ガス 組成	ガス流量 (ヘリウム又は水 素)		水蒸気流量		下部区画 ガス 初期温度	
		m ³ /min.	ft. ³ /min.		kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェット試験（水平方向）						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

※ 下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

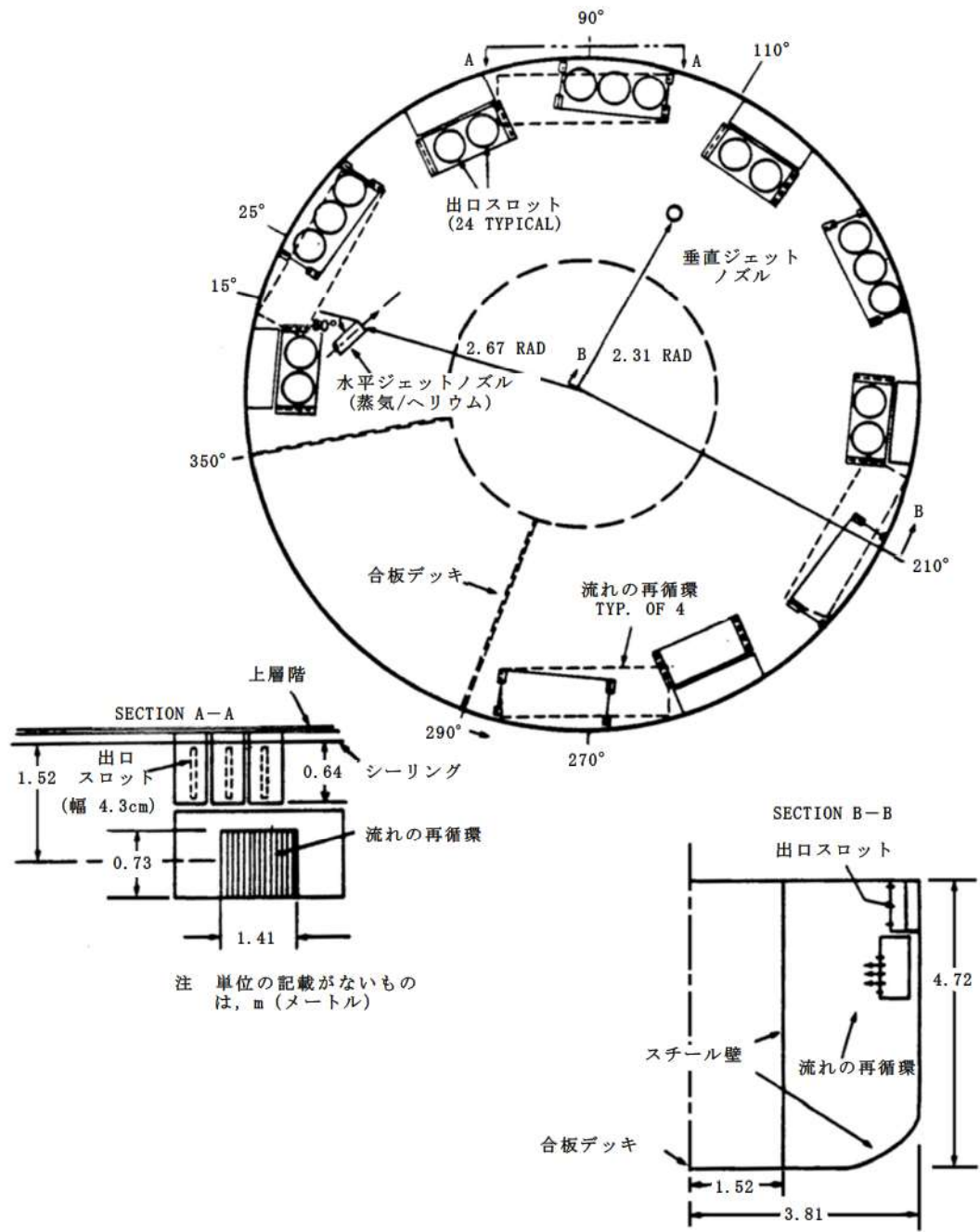
表 4.2-6 実験施設と国内 PWR の比較

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



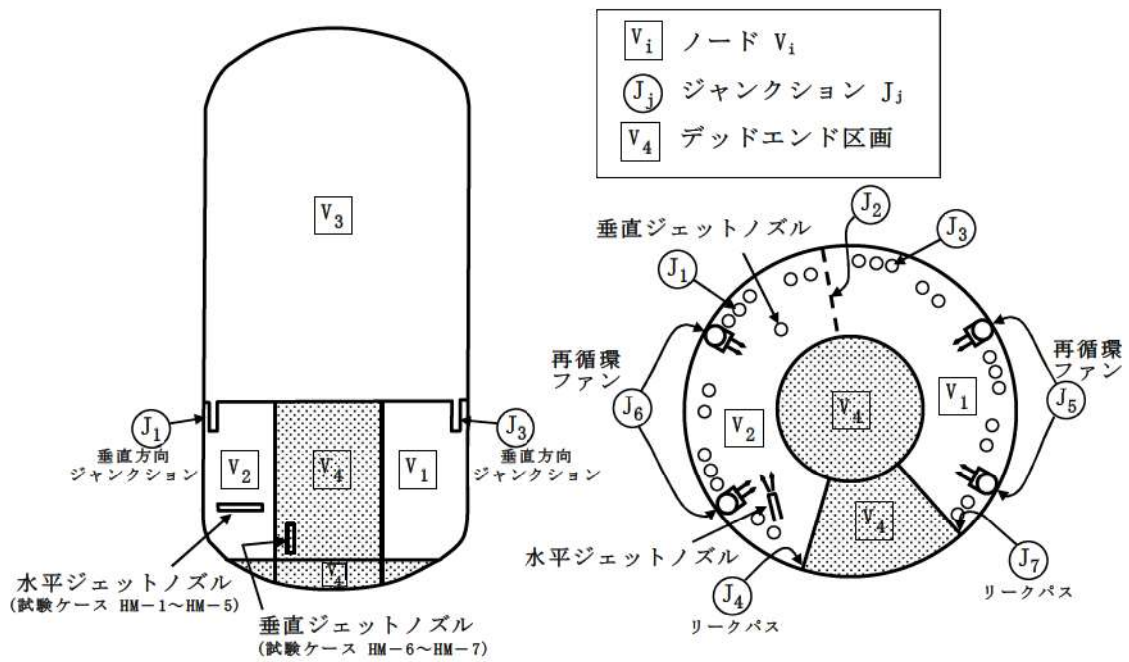
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 CSTF 実験装置の区画構成（全体）



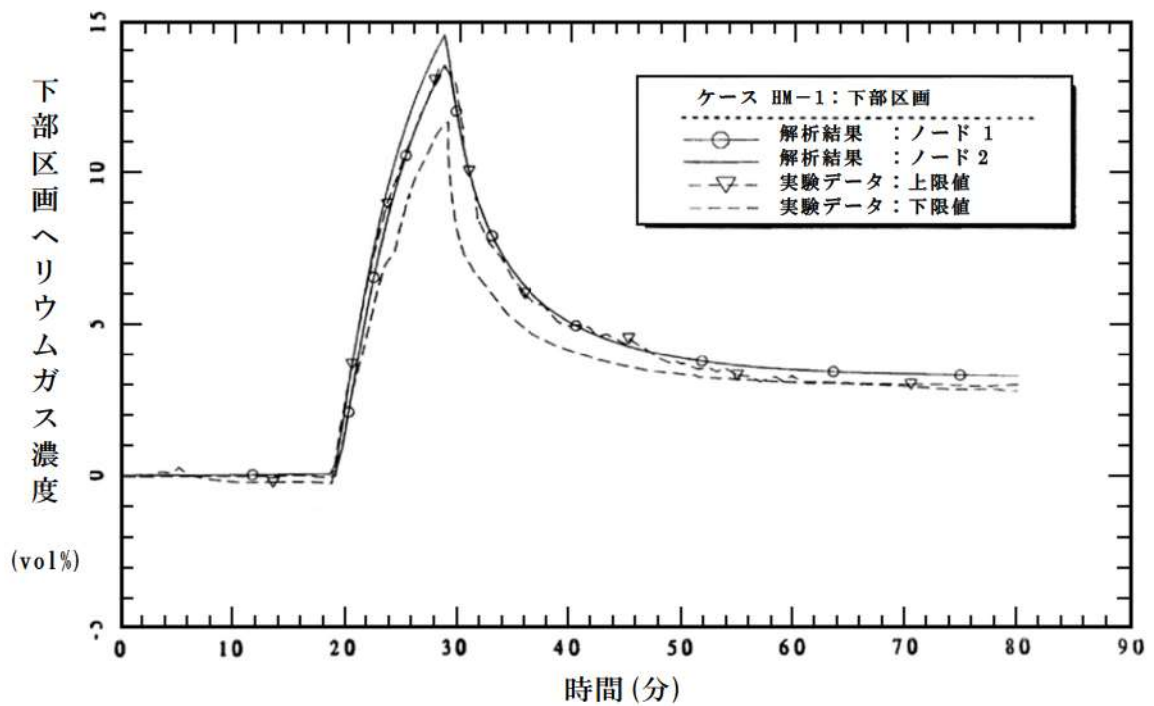
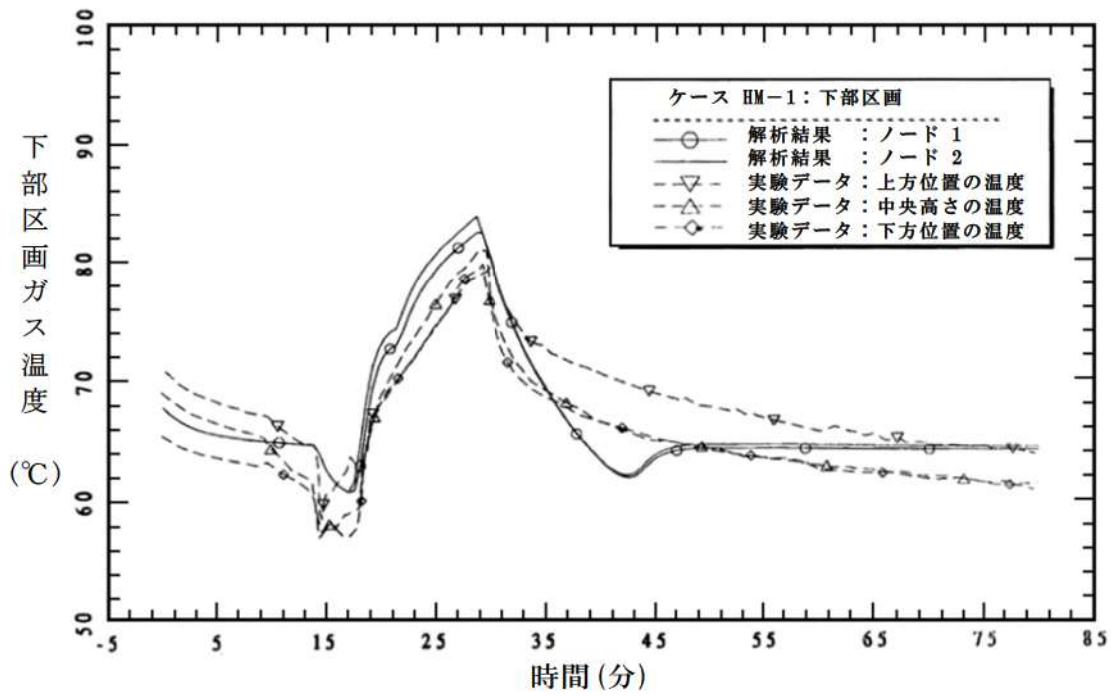
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 CSTF 実験装置の区画構成 (詳細)



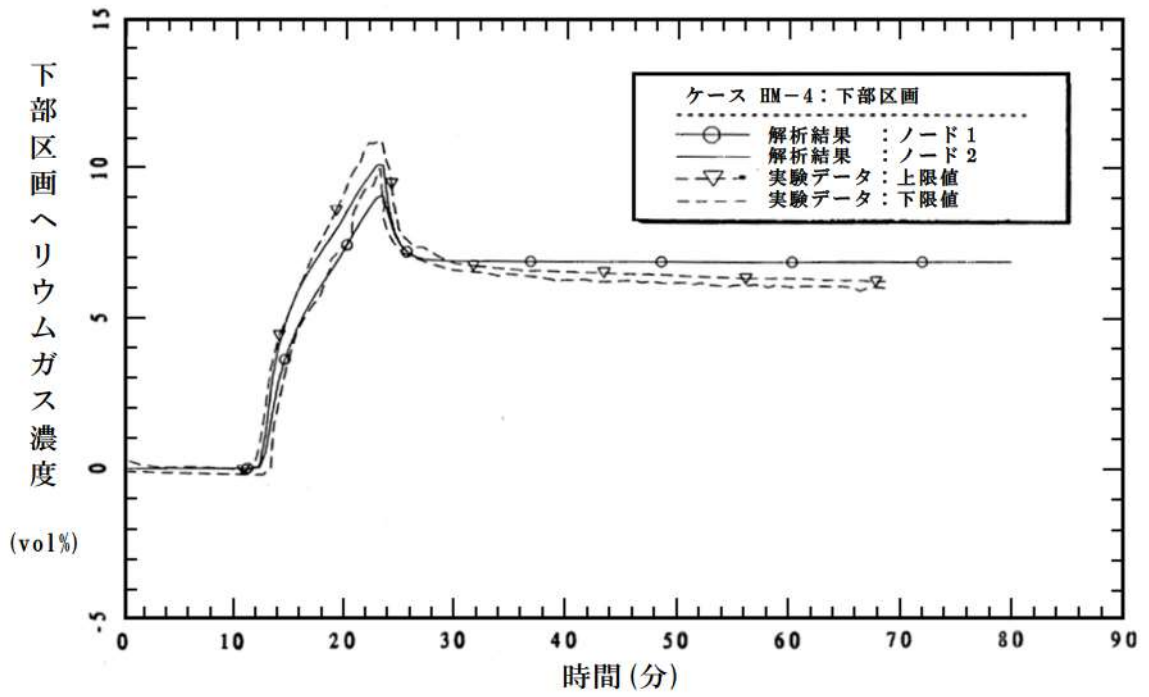
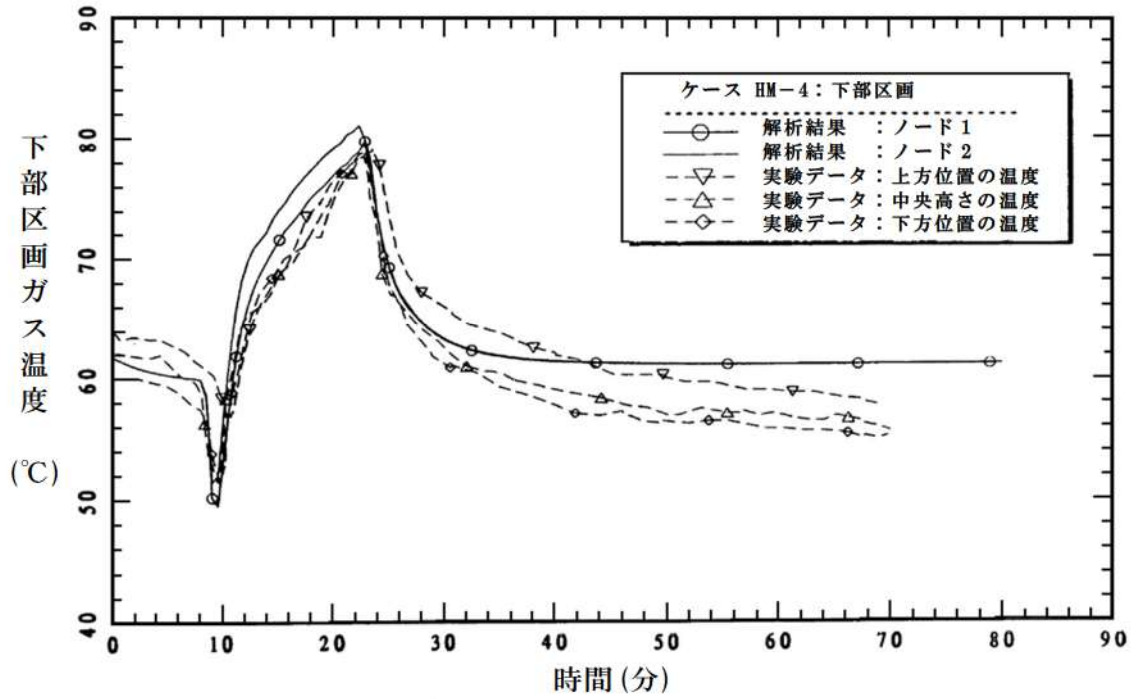
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-19 CSTF 実験ベンチマーク解析 MAAP コード ノード分割



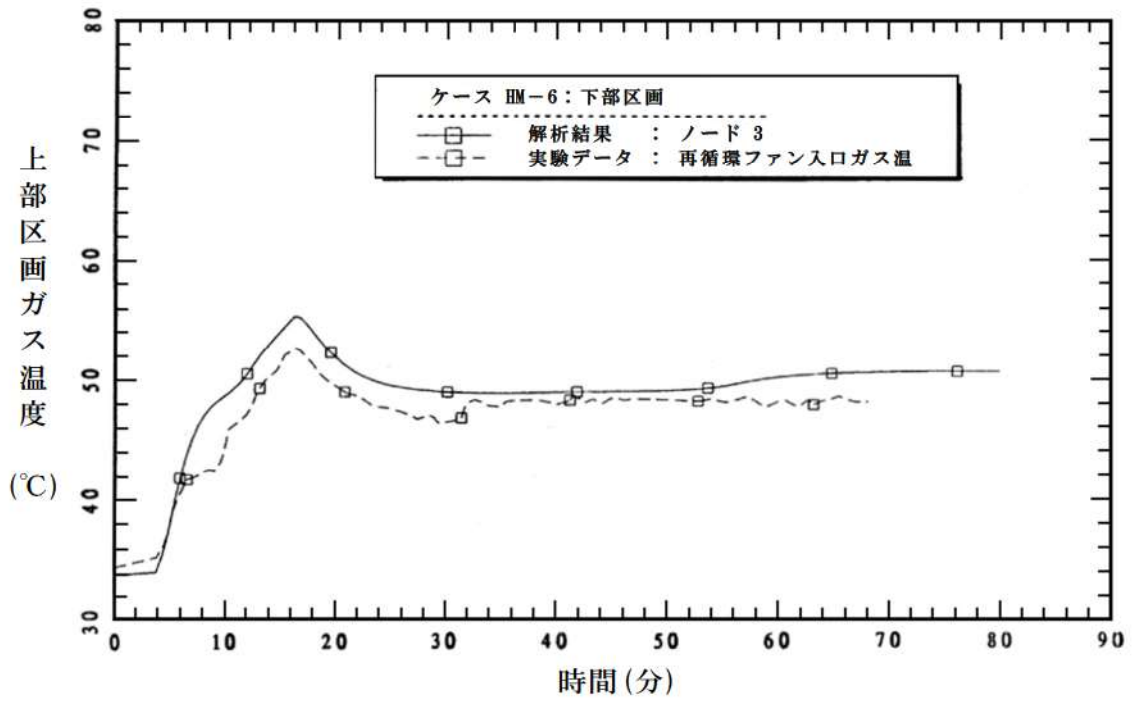
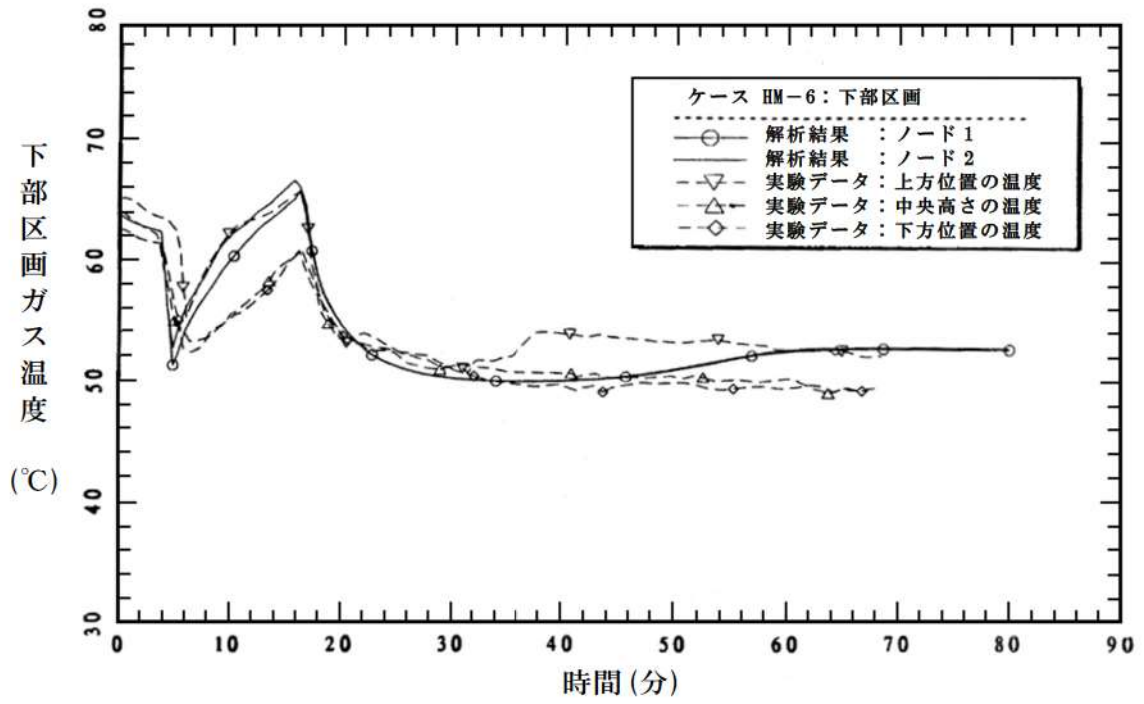
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-20 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-1)



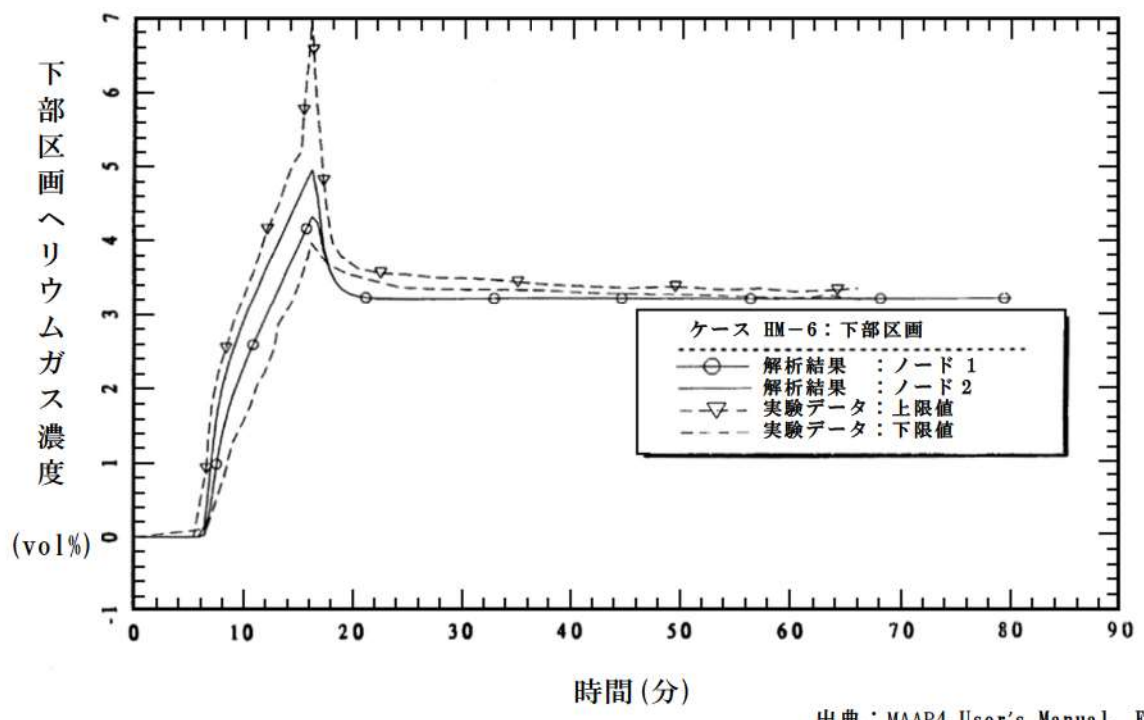
出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-21 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-4)



出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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

4.2.4 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

ACE 実験^[17]は、MCCI における熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的として、国際的に支援された ACE (Advanced Containment Experiments) プログラムの一部として米国アルゴンヌ国立研究所で実施されたものである。

図 4.2-23 に実験装置を示す。4 方向の壁（水冷式パネル）で囲まれた中には、コンクリートベースマット、コンクリートメタル挿入物、コリウム溶融物が入っている。内側表面には 25 個のタングステン電極を備えた額縁型アセンブリがあり、それらは 4 つのタングステンコイルでコリウム溶融物頂部付近に接続されて、コリウム模擬物が溶融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。設備の大きさは 53.0cm×50.2cm である。長方形の 2 枚式の蓋（水冷式）があり主ガス管に繋がっている。蓋には、エアロゾル収集並びにガスサンプリング及び排気口用のポートが 1 つと、コリウム溶融物監視用ポート（光学温度計とビデオカメラ付き）が 3 つ付いている。

コリウム溶融物の組成は UO_2 を含み、粉末状で均一にブレンドされた状態である。ACE 実験のうち、PWR 向けに実施されたケース L2 及び L6 のコリウム溶融物組成及びコンクリート成分を表 4.2-7 に示す。実験中、コリウム溶融物はタングステンの電極で加熱され溶融プールを形成する。コンクリート侵食はベースマットの中にある熱電対によりモニターされる。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析の解析モデルは、図 4.2-24 に示すように、ノード、ジャンクション及びヒートシンクを配置したものである。実験設備のガスプレナムを1つのノードとし、ガスプレナムと外部環境とのジャンクションを1つ設けている。ベースマット、るつぼの蓋及び壁はヒートシンクである。

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを0秒として取り扱い、実験におけるその時点の状態（初期ガス温度等）を境界条件として与えている。0秒でのコリウム溶融物温度は、ケース L2 が 2,400K、ケース L6 が 2,500K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は、コリウム溶融物との界面をコンクリート融点、底面を室温とし、コンクリート内部は放物線状の温度分布としている。

(3) 解析結果

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

ケース L2

ケース L2 は、一部酸化した PWR 燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験における伝熱量は平均 220 kW、側壁への熱損失は平均 120 kW で、これらを境界条件として与えている。侵食開始時の溶融プール温度は 2,400 K でその後もその温度を維持している。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-25 に示す。コリウム溶融物温度は、実験データをよく再現できている。また、侵食深さについても、実験データをよく再現できており、垂直方向へのコンクリート侵食率の平均は 7.8 mm/min である。

ケース L6

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

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図 4.2-26 に示す。コリウム溶融物の温度は、実験データとよく一致している。一方、侵食深さは、初期段階において深めの傾向となっているが、これは、初期段階のコンクリートベースマットへの熱損失がわずかに大きいためである。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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

ACE 実験では、注水がなく、かつ、溶融炉心の堆積状態が既知であることから、注水による冷却や粒子ベッド形状といった他の要因の影

響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認でき、「溶融炉心とコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」の現象モデルの確認として有効である。

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

以上より、ACE 実験のような溶融炉心の形状が既知の場合に、MAAP コードのモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認された。

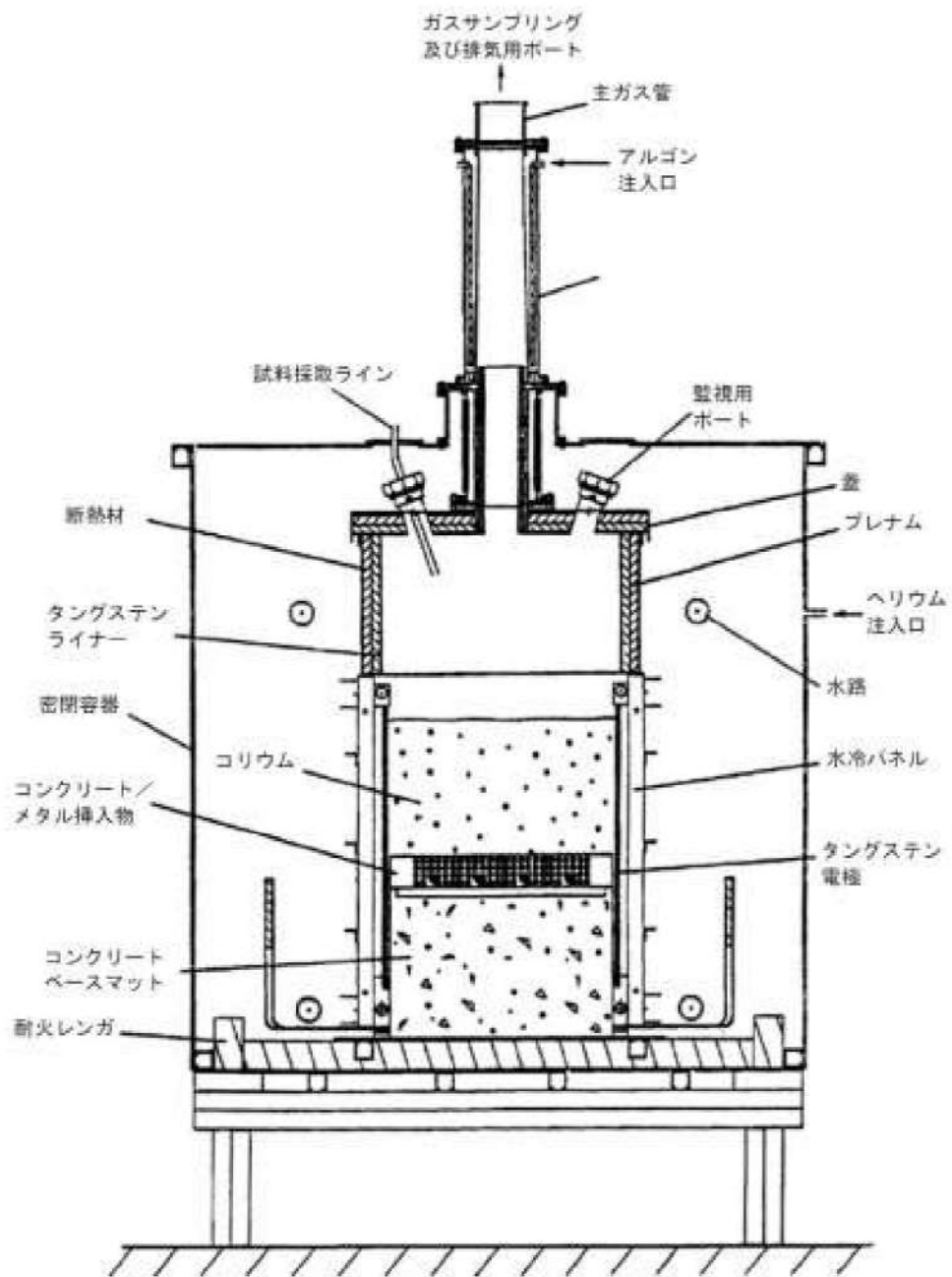
表 4.2-7 ACE 実験：コリウム溶融物組成及びコンクリート組成

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

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

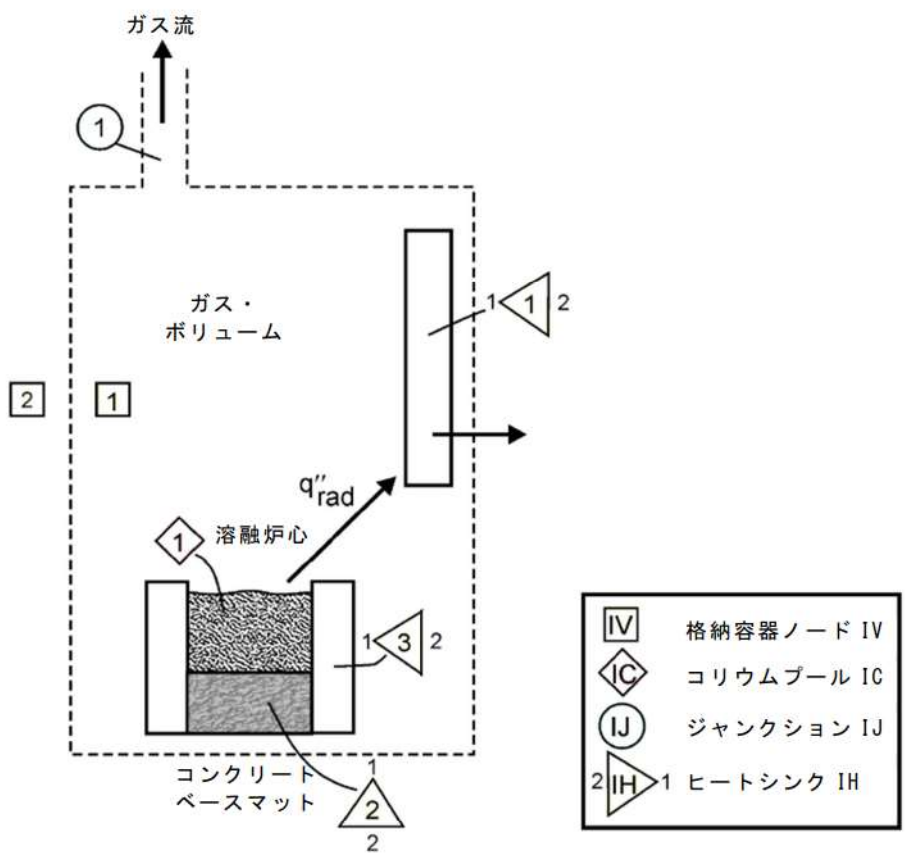
※ コンクリートタイプ
S¹ : ケイ土系

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

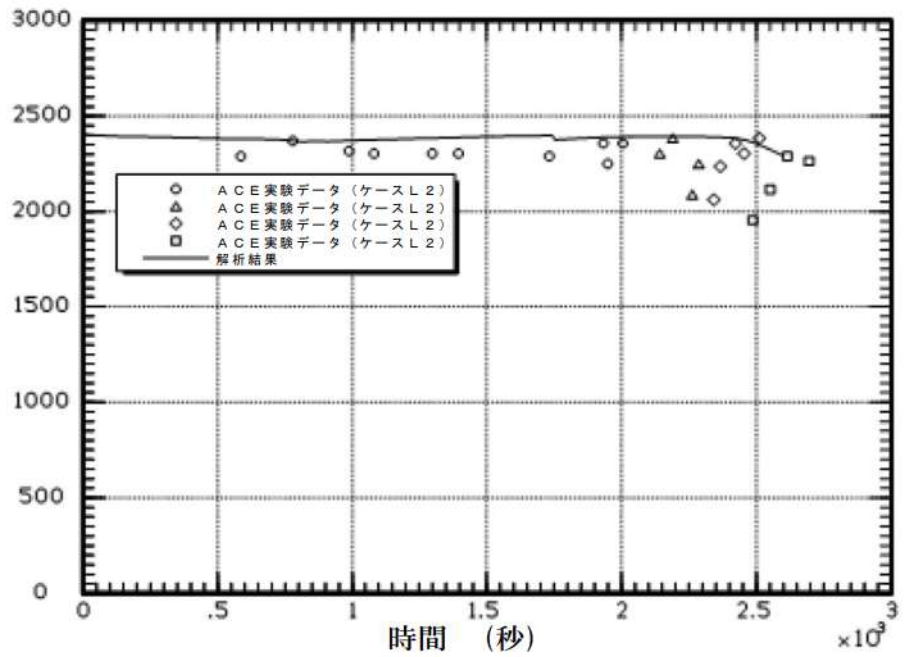
図 4.2-23 ACE 実験装置の概要



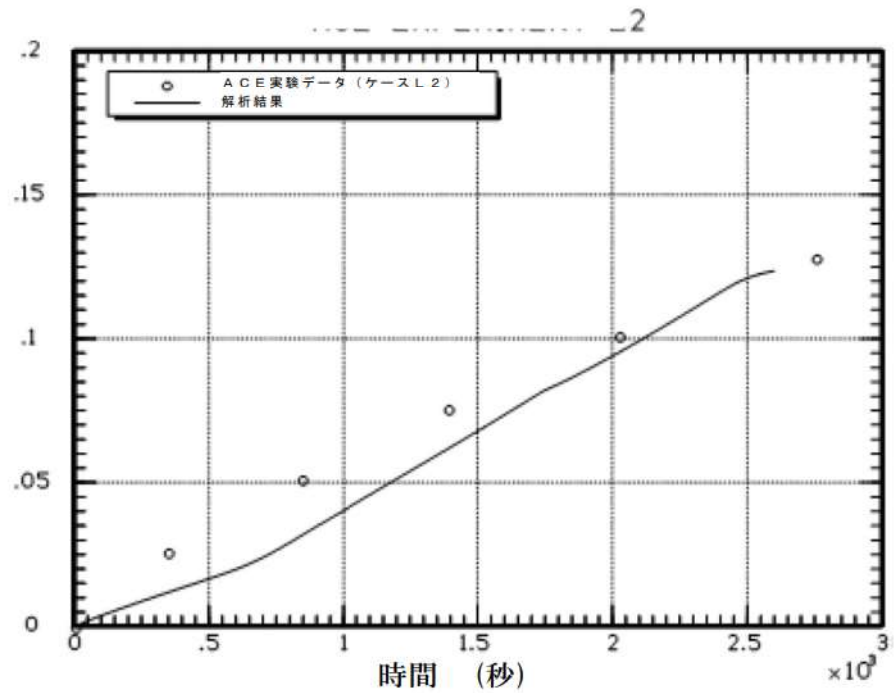
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 ベンチマーク解析モデル (MAAP コード)

コリウム溶融物温度 (K)



侵食深さ (m)

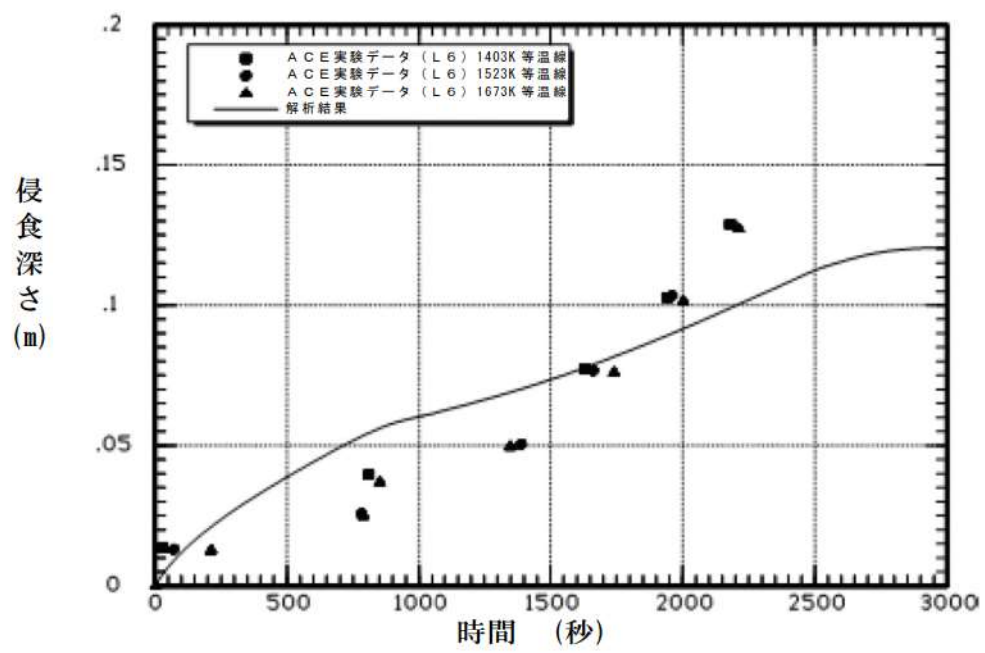
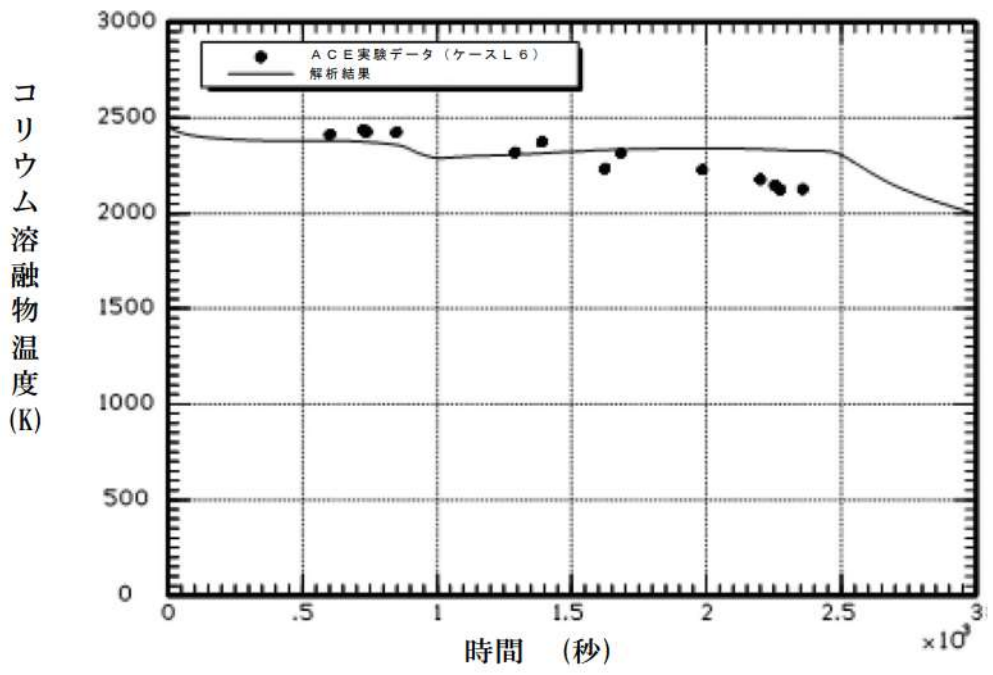


出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-25 ACE 実験ベンチマーク解析結果 (ケース L2)

コリウム溶融物：PWR コリウム溶融物 (部分酸化)

コンクリート：ケイ土系コンクリート



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-26 ACE 実験ベンチマーク解析結果 (ケース L6)

コリウム溶融物：PWR コリウム溶融物 (部分酸化, 制御棒材質を含む)

コンクリート：ケイ土系コンクリート

4.2.5 SURC 実験解析

(1) 実験の概要

SURC (Sustained Urania-Concrete Interaction) 実験^[18]はサンデ
ィア国立研究所で行われた MCCI 実験の 1 つである。本実験は、コード
比較のための国際標準問題 (ISP-24) に選定されている。実験装置の
概要を図 4.2-27 に示す。円筒状の反応るつぼがアルミ容器内に設置
されている。アニュラス部とるつぼの蓋は MgO でできている。反応る
つぼの床は厚さ 40cm の玄武岩系コンクリートであり、温度記録用の
熱電対が設置されている。

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

(2) 解析条件

解析モデルは、ACE 実験と同様の体系で模擬できることから、図
4.2-24 に示したものを採用している。

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタ
イミングを 0 秒として取り扱い、実験におけるその時点の状態 (初期
ガス温度等) を境界条件として与えている。0 秒でのコリウム溶融物
温度は、1,750K である。コンクリート侵食開始時のベースマットの温
度は、コリウム溶融物との界面はコンクリート融点とし、底面は室温
とし、コンクリート内部は放物線状の温度分布としている。

(3) 解析結果

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを0秒として取り扱い、実験におけるその時点の状態（初期ガス温度等）を境界条件として与えている。0秒でのコリウム溶融物温度は1,750Kである。コンクリート侵食開始時のベースマットの温度は実験から得られた準静的な温度プロファイルを基に、熱境界層において放物線を描くと想定し、その頂部（コリウム溶融物との接触面）はコンクリート融点、底部は環境温度と想定している。

実験データとベンチマーク解析結果の比較を図4.2-28に示す。解析によるコンクリート侵食深さは実験データをよく再現できている。

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

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

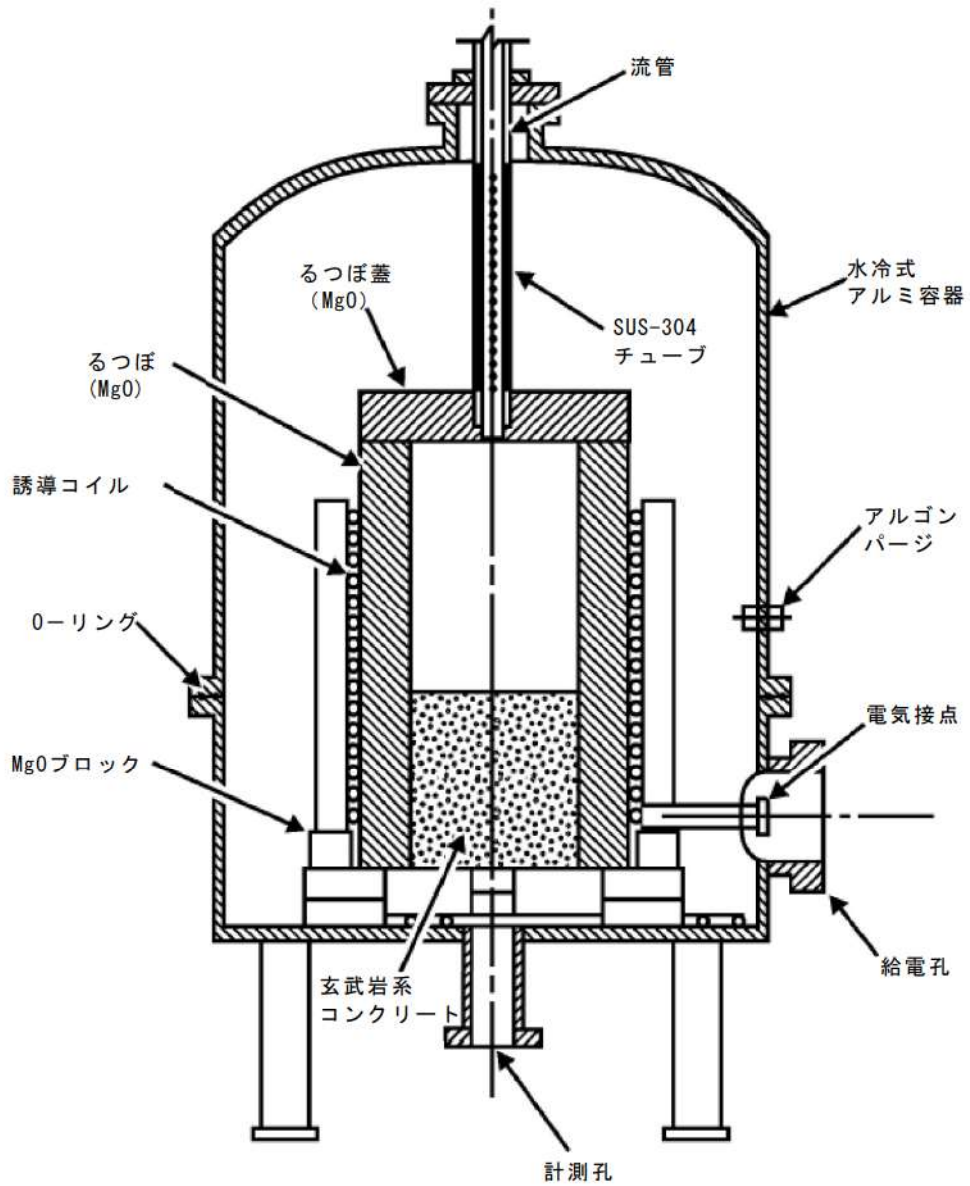
有効性評価に関わる重要現象として抽出された項目に対し、本ベンチマーク解析から考えられるMAAPコードの不確かさについて考察した。

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

ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現した結果となっている。SURC実験ではステンレス鋼の模擬FPが使用されており、実機の材質と異なるが、熱的にも実機に近い

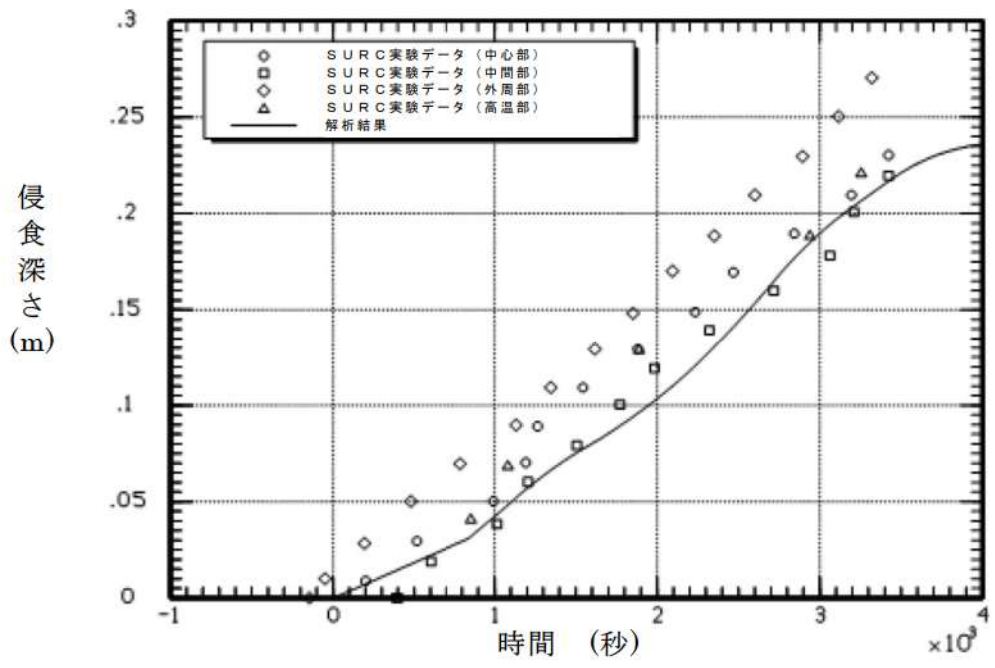
条件となっている。溶融炉心からコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導や溶融炉心に接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

以上より、SURC 実験のような溶融炉心の形状が既知の場合に、MAAP コードのモデルにおいて実験で観測されたコンクリート侵食挙動を再現できることが確認された。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27 SURC-4 実験装置図



出典：MAAP4 User's Manual,

図 4.2-28 SURC-4 実験の模擬解析結果

4.2.6 MB-2 実験解析

(1) 実験の概要

MB-2 実験^{[19][20]}は、PWR プラントの過渡時及び事故時の蒸気発生器 2 次側の応答を模擬した実験である。設備の概略を図 4.2-29 に示す。本実験設備は、ウェスチングハウスのモデル F 型蒸気発生器の 1/7 スケールモデルで、幾何的かつ熱水力的には同等に設計されている。高さは 14.625 m で、内部構造物も模擬されている。52 本のチューブが長方形にアレンジされ、F 型モデルと同様、インコネル 600 製、外径 17.5 mm、厚さ 1 mm である。ダウンカマ下部は、F 型蒸気発生器のダウンカマ下部アニュラスの断面積を模擬した独立した配管 2 本でモデル化されている。1 次冷却系の熱供給システムは、ポンプ、制御弁、10 MW ガスヒータを備えた加圧水ループにより行っている。

(2) 解析条件

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

解析ケース及び解析条件は、次のとおりである。

100% 主蒸気管破断

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

給水流量喪失解析

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

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

(3) 解析結果

MB-2 実験のベンチマーク解析結果について以下に述べる。

a) 100%主蒸気管破断解析

蒸気発生器圧力、破断流量、伝熱部コラプスト水位、1次冷却系から2次冷却系への伝熱量について、実験データと解析結果の比較を図 4.2-30 に示す。

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

初期の応答（～約 50 秒）に着目すると、実験データでは、蒸気ドームの二相水位が 2.5 秒後に蒸気発生器頂部に達することで液相放出が開始し、約 30 秒まで継続した後に蒸気放出へと移行するが、MAAP コードにおいても実験データと同等の応答が得られており、これは、MAAP コードの解析モデルが、伝熱部入口での逆流（伝熱部か

らダウンカマへの流れ)と、上部ドームでの二相水位膨張を考慮できているためである。33秒時点での放出質量は実験データが363kg(初期質量の約66%)であるのに対し、MAAPコードでは330kg(初期質量の約60%)となっており、よく一致した結果が得られている。

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

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

b) 給水流量喪失解析

蒸気発生器圧力、1次冷却材低温側配管温度、ダウンカマ水位、伝熱部コラプスト水位についての実験データと解析結果の比較を図4.2-31に示す。

蒸気発生器圧力は、実験データの特徴を捉えた応答であるが、やや低めに推移する傾向がある。1次冷却材低温側温度は、実験結果とよく一致している。ダウンカマ水位は、実験データとよく一致している。また、伝熱部コラプスト水位は、実験データの特徴を捉えているものの、高めに推移している。これは、伝熱部でのボイド率を線形分布と仮定しているためである。ダウンカマ水位と伝熱部コ

ラプスト水位の応答は、両者の質量や流動圧力損失が釣り合った結果であり、実験結果の応答の特徴をよく捉えた推移となっていることから、事故条件下の蒸気発生器の応答を適切に模擬できている。

(4) 不確かさの整理

以上の結果より、MB-2 実験結果に対する MAAP コードによる解析結果は、実験結果の応答の特徴を捉え、よく模擬できていると判断できる。これは、シンプルな蒸気発生器の領域分割と内部再循環やボイド率計算モデルが、これらの事故条件下の蒸気発生器の応答を適切に模擬できることを示している。

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

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

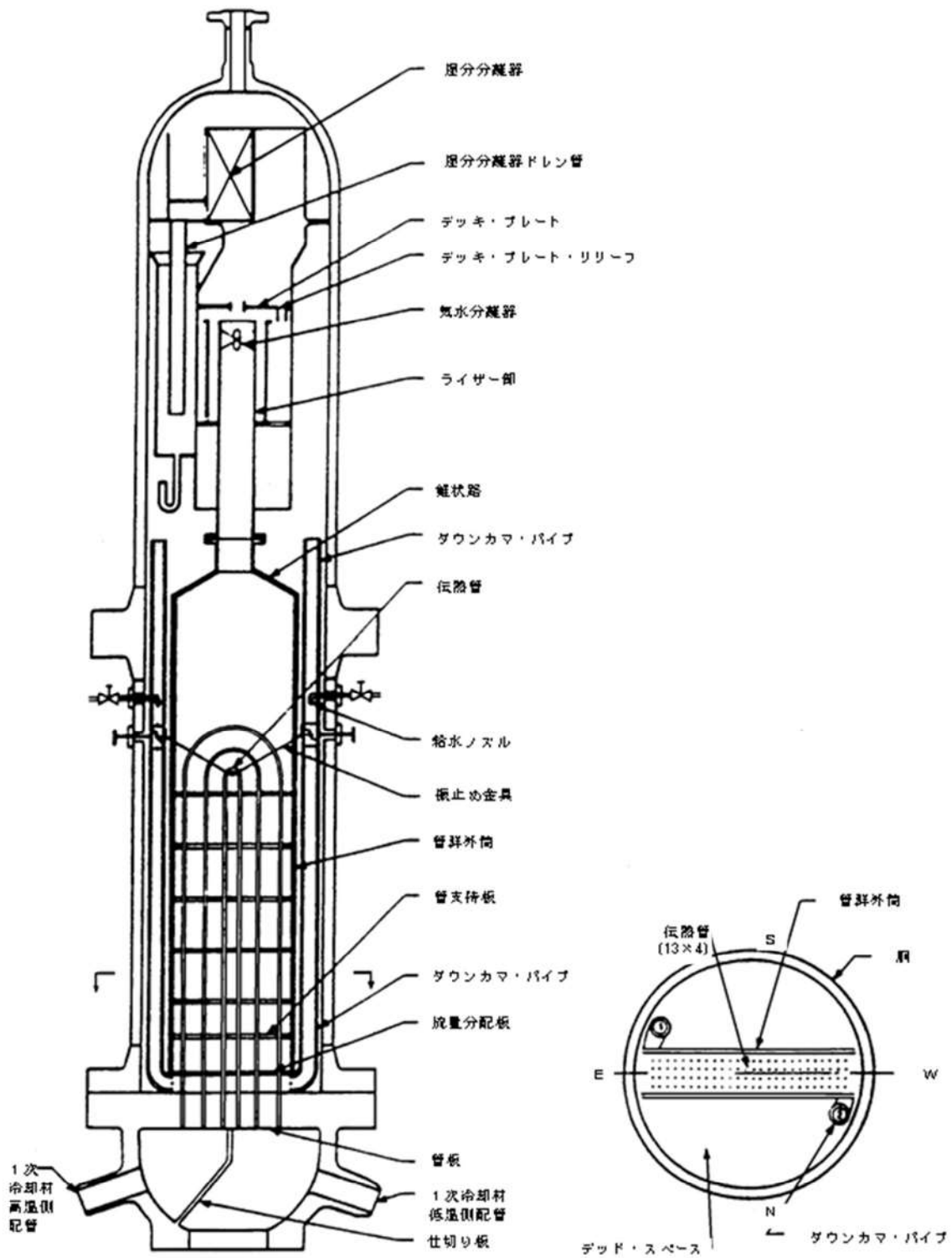
マ水位，伝熱部コラプスト水位ともに，実験データよりわずかに高めに推移するものの，概ね一致した挙動である。

以上より，「1次冷却系・2次冷却系の熱伝達」については，MAAPコードの蒸気発生器2次側モデルによる計算結果の有する不確かさは小さいといえる。

一方，全交流動力電源喪失において2次側が昇温及び昇圧した場合，2次冷却系からの冷却材放出が発生するが，これについては，MB-2実験の100%主蒸気管破断のケースから考察する。図 4.2-30 (1/2) に示すように，主蒸気管破断とともに蒸気発生器圧力は低下しており，蒸気ドームの二相水位が早期に蒸気発生器頂部に達するために，液相も放出されている。破断流量は，概ね実験データと一致する結果が得られているが，液相放出質量としては，実験データよりやや高めに推移する傾向があり，この結果，図 4.2-30 (2/2) に示すように，初期のコラプスト水位がやや低めに，伝熱量が高めに推移する結果となっている。これは，前述のとおり，湿分分離器がモデル化されていないために蒸気発生器出口のクオリティが，蒸気ドーム部の二相水位と蒸気発生器頂部のボイド率に依存するためである。

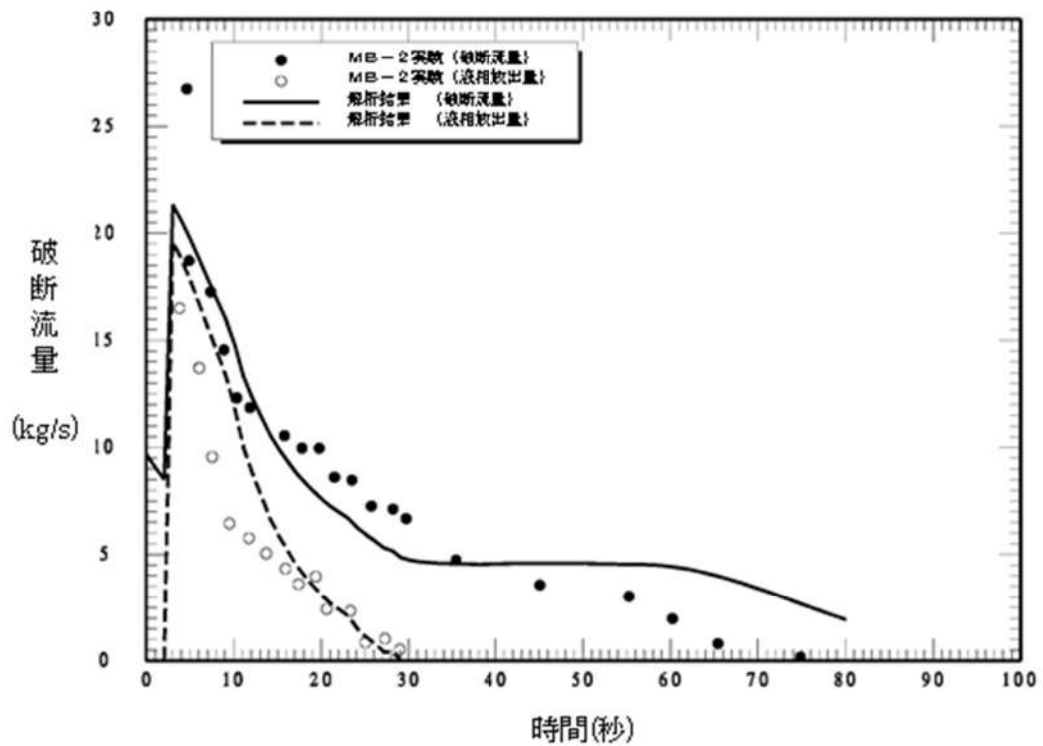
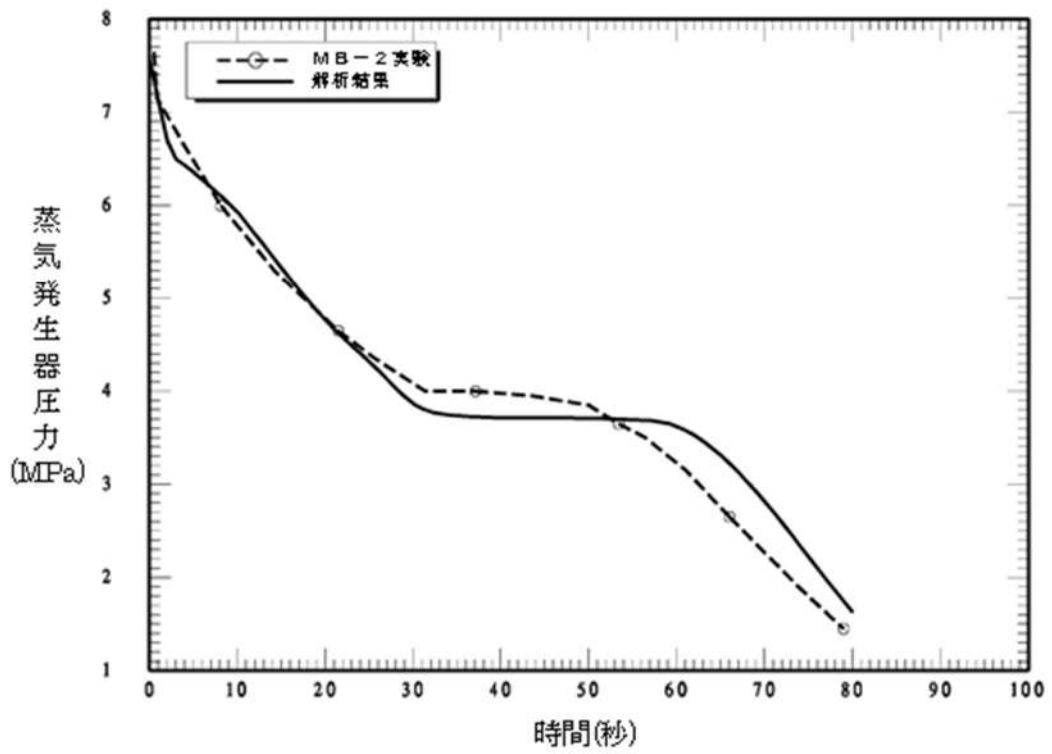
以上より，「冷却材放出」については，放出質量自体はほぼ適正に評価できるが，液相放出については過大に評価するため，その結果，「1次冷却系・2次冷却系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

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



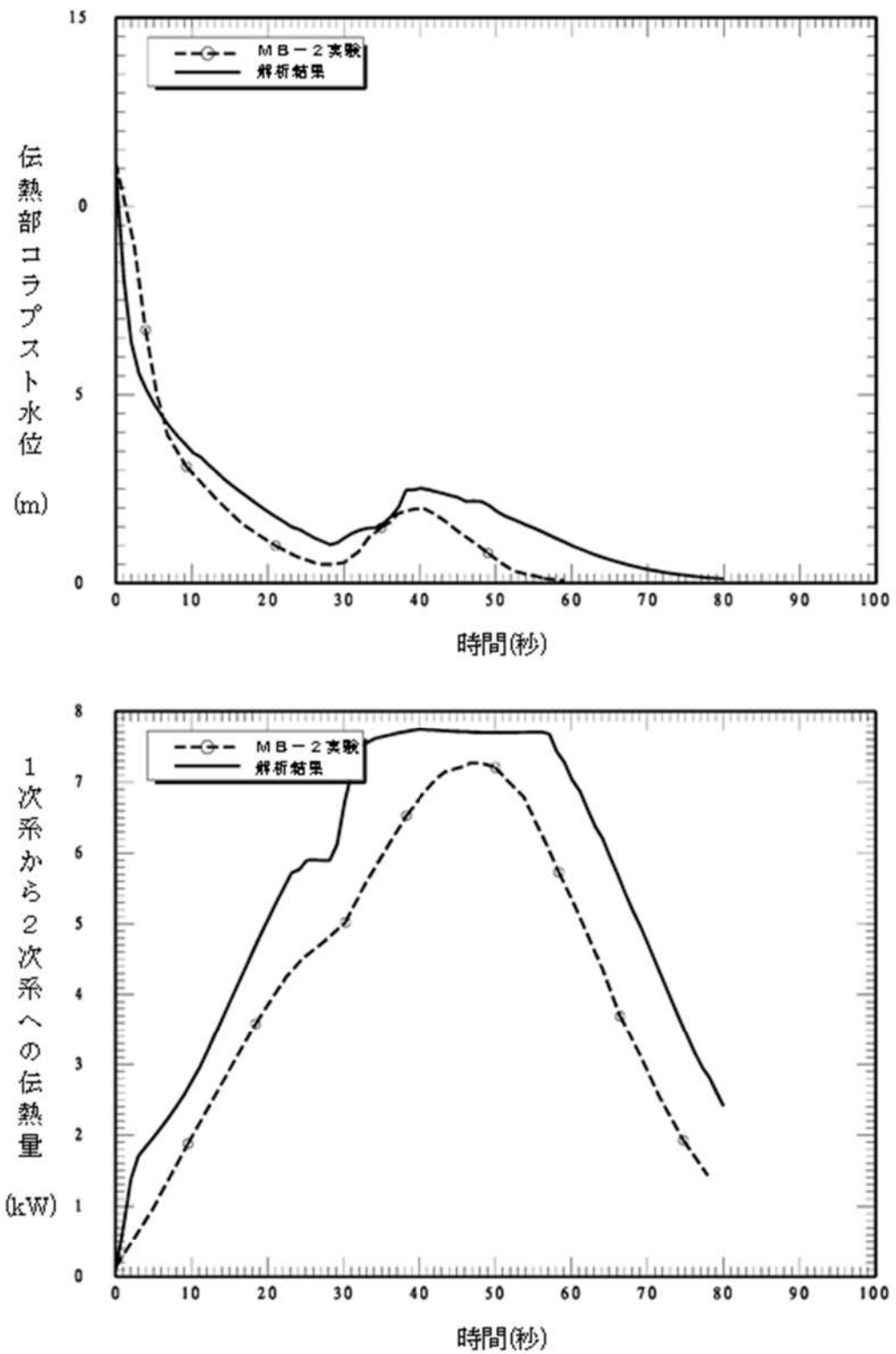
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 MB-2 実験装置の概略



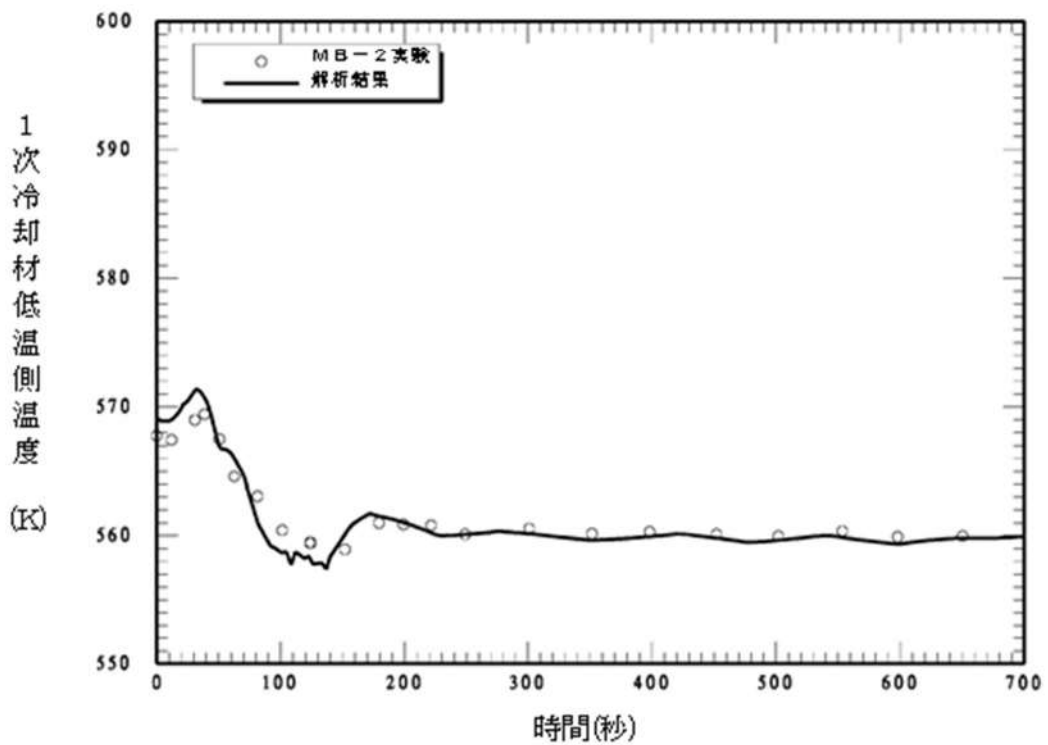
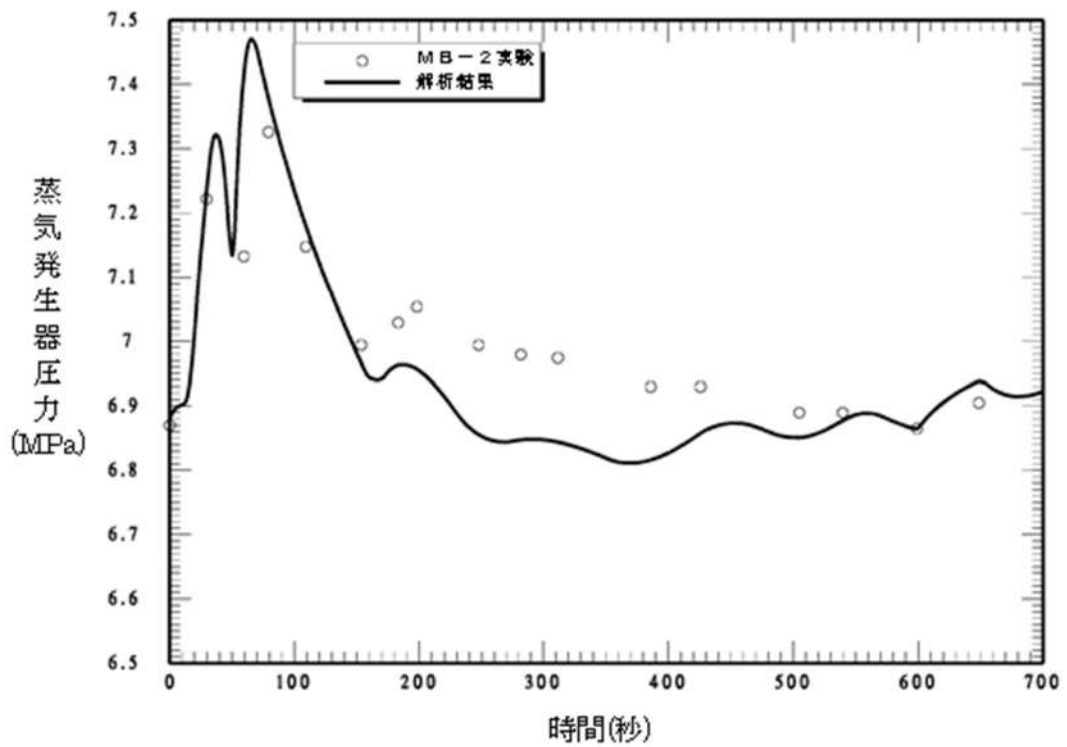
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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



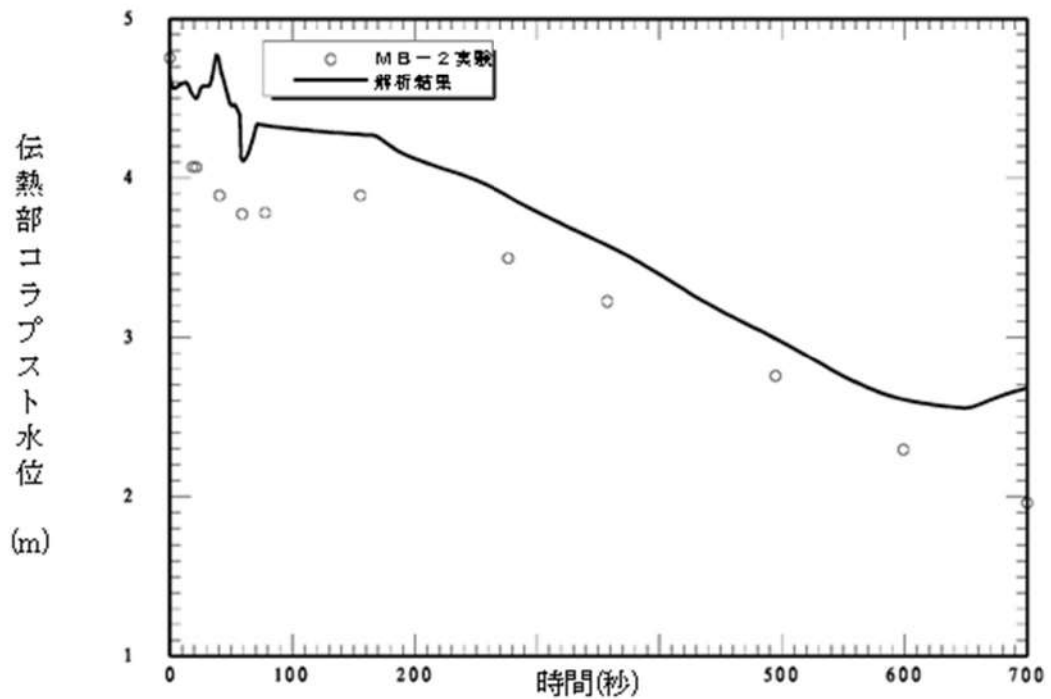
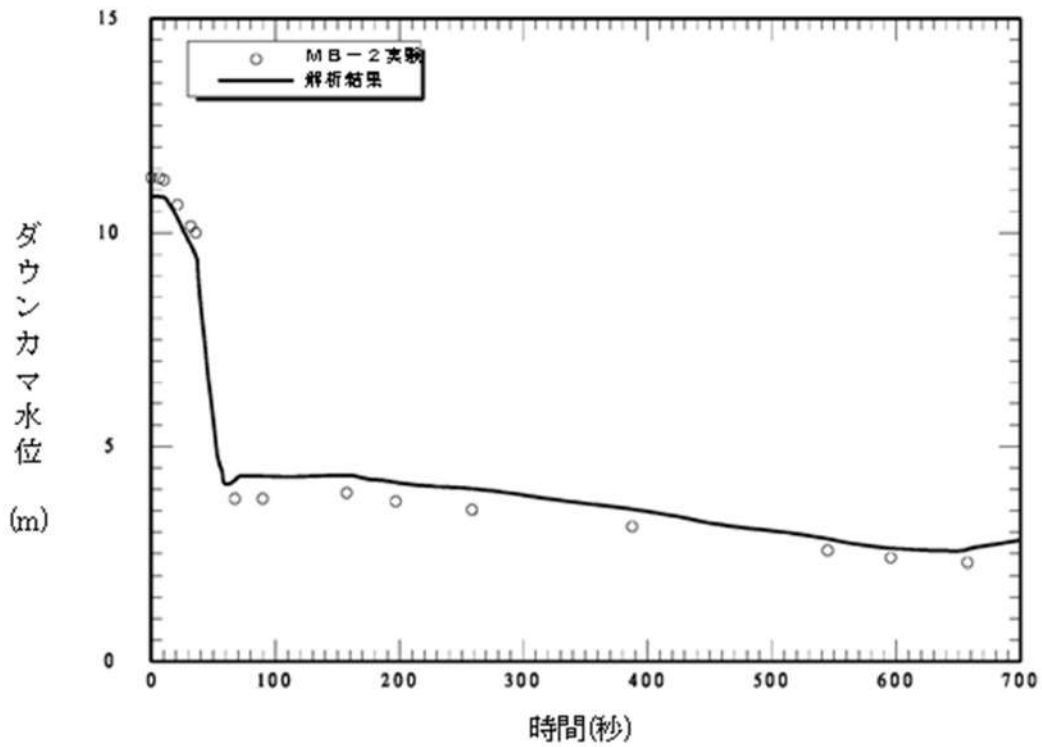
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-31 MB-2 実験ベンチマーク解析結果（給水流量喪失）（1/2）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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

4.2.7 PHEBUS-FP (FPT1) 実験解析

MAAP コードの FP 挙動モデルに関し、燃料から 1 次冷却系へ放出される FP 挙動について、PHEBUS-FP 実験に対するベンチマーク^[21]によって妥当性を確認する。

PHEBUS-FP 計画^{[22][23]}は、放射線防護・原子力安全研究所 (IRSN, フランス)、フランス電力庁及び EU を中核とする国際協力プログラムで、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から 1 次冷却系を経て原子炉格納容器に至るまでの FP 挙動を調査した総合試験である。PHEBUS-FP 計画では、FPT0, 1, 2, 3 及び 4 の計 5 実験から構成されており、それぞれの実験ごとに実燃料 (酸化ウラン燃料) を用いている。FPT0 試験は未照射燃料が対象、FPT4 試験は溶融炉心が対象である試験であること、FPT2 及び 3 試験は水蒸気枯渇状態が対象であることから、ここでは、使用済燃料を対象にし、水蒸気雰囲気下で実施された FPT1 実験を対象とする。なお、FPT1 実験は、OECD/NEA の国際標準問題 (ISP-46) にも取り上げられている。

(1) 実験の概要

PHEBUS-FP (FPT1) の実験体系は、炉心、1 次冷却系及び原子炉格納容器を模擬したものである。実験設備の概要を図 4.2-32 に示す。実験設備は、炉心部、1 次冷却系及び模擬格納容器を模擬した 3 領域からなる。本試験では原子炉容器の破損は模擬されていないので、LOCA 破断口 (低温側配管) が原子炉格納容器への FP 放出パスとなる。

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

ができる。

1次冷却系は高温側配管、低温側配管及び蒸気発生器伝熱管を模擬した配管より構成される。高温側配管及び低温側配管は内径 3cm、長さ約 13.3m であり、蒸気発生器伝熱管は内径 2cm、長さ約 10m である。模擬格納容器は体積 10m³を有する。

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

(2) 解析条件

MAAP コードでは、炉心部は図 4.2-34 に示すように、径方向に 2 ノード、軸方向に 11 ノードに分割している。FP 放出モデルは、 を用いている。

。1次冷却系は図 4.2-35 に示すように、炉心、上部プレナム、高温側配管、蒸気発生器伝熱管（高温側配管側チューブ、低温側配管側チューブ）、蒸気発生器出口側配管等でモデル化しているが、PWR 用のノード数が固定の1次冷却系モデルを使用しており、体積や流路断面積等はある程度変えられるものの、実験の1次冷却系体系の形状のモデル化の精度は低いと考えられる。また、模擬格納容器は、図 4.2-36 に示すように、上部区画と下部区画の2区画としている。

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

(3) 実験及び解析の考察

燃料被覆管温度，希ガス及びよう素の模擬格納容器への放出割合及び発生水素流量に対する実験と解析結果の比較を図 4.2-38～図 4.2-45 に示す。

A) 実験結果の考察

実験結果と解析結果の比較の前に，実験結果について考察する。

図 4.2-38～図 4.2-41 は，燃料被覆管温度であり，1m 長の燃料において下から 700mm，600mm，400mm 及び 300mm の高さ，最外周角部の燃料被覆管温度を示したものである。8,000 秒までの水蒸気の注入及び低いレベルでの加熱により安定した実験装置の初期状態を達成し，その時点（8,000 秒）から水蒸気注入及び炉心加熱を増加させ実験をスタートさせており，炉心の加熱に伴い燃料被覆管温度の測定値が上昇している。その後も温度上昇を続け，約 11,000 秒で約 1,500°C を超えると温度が急上昇している（約 11,000 秒で 1,500°C に達していない 300mm の場合を除く）。約 9,000 秒の燃料被覆管温度が 1,000°C を超えた時点において，水素流量の測定値（図 4.2-44）がわずかに上昇を始め，約 11,000 秒で燃料被覆管温度が 1,500°C を超えるタイミングで水素流量が急速に上昇している。約 11,000 秒において加熱エネルギーに変曲点は無いかことや，温度上昇と水素発生タイミングが一致していることから急激な温度上昇は燃料被覆管のジルコニウムの酸化反応熱が原因であることが推定できる。

燃料被覆管温度及び水素発生量がピークを過ぎるとすぐに減少して，急上昇する以前と同程度に戻る。これは，熔融燃料のキャンド

リングが開始することで燃料被覆管と水蒸気の接触面積が低下し、酸化反応も減少したためと推測される。高さ 300mm の場合に、1,500°Cに到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも、上部からのキャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかったものと推測される。つまり、ジルコニウム-水反応の進展により燃料被覆管外面には酸化ジルカロイ層が形成されるが、燃料被覆管内面の金属ジルカロイは 1,800°C程度で溶融するため、それ以上の温度になると酸化ジルカロイ層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約 2,200°Cを超えると溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解現象が進み、燃料被覆管内部は溶融物割合が高まる。そのような状況では酸化ジルカロイ層では燃料被覆管形状を維持できずに破損し、溶融物が流下することになると考えられている。同時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。主要な酸化反応の時間幅は約 1,000 秒であり、水素発生量の総量から初期ジルカロイの約 64%が酸化したと推定されている。

一方、FP ガスの発生に関し、図 4.2-42 及び図 4.2-43 に希ガス及びよう素の挙動を示す。燃料被覆管は約 6,000 秒、約 850°Cで破損しており、ギャップ中の FP の放出が始まり、その後、約 11,000 秒でジルコニウム酸化反応熱により燃料温度も急上昇すると、希ガス及びよう素の放出量が大きく上昇を始める。これは、約 11,000 秒でジルコニウム酸化反応熱により燃料温度も急上昇し、燃料ペレットからの希ガスや高揮発性 FP の放出が急増したことを示す。その後も、希ガス及びよう素ともに概ねバンドル過熱履歴との相関をもった形で放出を継続するが、約 17,000 秒で加熱が無くなると、燃料被覆管温度は急激に低下し、FP 放出はほとんど停止する。希ガス及

びよう素の放出割合は放出開始時にともに 0.08 程度，総放出量は 0.8 前後となっている。希ガスとよう素の最終的な放出割合には若干の差が生じている点については，次に述べる理由による。図 4.2-47 に実験結果の分析から整理されたよう素の回路内質量バランスを示す。1 次冷却系への放出割合は試験前のよう素量から，試験後の燃料中よう素の残存量を差し引くことで求めている。γ ースペクトロメトリを用い，燃料に残存したよう素からの放射線を測定することでその量を評価する手法が採られており，燃料中よう素の残存量は 13%±4%と評価されている。従って，燃料から放出されたよう素は 87%±4%と評価されている。γ ースペクトロメトリの結果からは，残存部分は燃料の損傷がない燃料バンドル下部に多く存在する。一方，希ガスは，模擬格納容器に設置されたサンプリング装置により収集した量から約 77.4%と評価されているが，PHEBUS-FPT1 実験最終報告書^[23]においては，燃料の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から，やや過小評価であり，実際はよう素と同等の 80～85%程度であったと推定されている。

このように，燃料からの FP 放出過程としては，ギャップ放出（約 6,000 秒～），燃料破損後（約 11,000 秒～）の 2 段階に分けることができるが，FP 放出の大部分は後者で起こり，かつ，燃料破損の進展とともに上昇する。

B) 解析結果の考察

次に実験結果と解析結果の比較について考察する。

燃料被覆管温度挙動（図 4.2-38～図 4.2-41）については，燃料被覆管破損時（約 6,000 秒）の温度は実験結果と同等であり，ギャ

ップ放出の時期については、よく模擬できている。11,000 秒近傍でジルコニウム-水反応により温度は急上昇し 1,500°Cを超える時刻は解析が実験より 500 秒程度早くなっている。これは水素流量が急増するタイミングの違いと強い相関があるので、解析ではジルコニウム-水反応の増加挙動を大きめに評価し、その結果生じる反応熱でバンドル外周部の燃料被覆管の温度上昇も速くなったと考えられる。図 4.2-45 に水素積算量を示すように、解析の方が 3 割程度、水素発生量が大きくなっていることから、ジルコニウム-水反応による酸化反応熱を大きめに評価している結果となっている。

MAAP コードの解析では燃料被覆管温度が 1,580°C以上で Baker-Just モデル、それ以下で Cathcart モデルを使用しているが、燃料被覆管温度が 1,500°C程度から急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから、1,500°C以下で使用している Cathcart モデルによる酸化速度が大きめの傾向を持つことが考えられうる。しかし、燃料被覆管温度は燃料棒間あるいは外周構造材との輻射熱伝達や、蒸气流との熱伝達によっても影響を受けていると考えられる。すなわち、実験のバンドル形状は 5×5 配列で四隅は温度計若しくは流路となっているのに対して、解析では内側 12 本、外側 8 本を 2 チャンネルで模擬したドーナツ状の体系となっていることから、解析ではバンドル内の半径方向温度分布をかなり平均化した扱いとなるために、伝熱流動の観点から要因となりうる。実験後の X 線トモグラフィによると、バンドル内部では半径方向にも軸方向にも複雑に損傷しており、2 チャンネルでモデル化しきれない様相は示していない。

約 11,000 秒付近の燃料被覆管温度のピーク値については、解析

結果が実験結果より数十℃高めになっている。また、高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング開始タイミングは、燃料棒内で熔融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解速度と、二酸化ジルカロイによる形状維持の限界タイミングに依存しており、後者の二酸化ジルカロイ層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では 2,500K (2,227℃) にて熔融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに二酸化ジルカロイ層の破損によるキャンドリング開始をモデル化している。この温度が実験での観察結果より若干高い設定になっていることになるが、二酸化ウランの融点 (2,800℃程度) より低い温度で液化するという観点で模擬性は高いといえる。

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

この理由として、解析では、放出開始時の水素流量が実験に比べて大幅に高くなっていることから、直接的な原因としてはジルコニウム-水反応による燃料温度上昇が急激に起き、それにより燃料からの揮発性 FP の放出が促進されたと考えられる。実験では現象に非均質性や不等方性が起きていることが考えられ、それらばらつきが全体で見れば連続的な変化として表れているのに対して、解析ではバンドルを径方向 2 ノードで模擬しているため、チャンネル単位で現象が変化する。そのため、実験での非均質性や不等方性を有する変化に比べて、解析では初期の放出量を多めに評価する結果とな

っていると考えられる。

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

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

(4) 不確かさの整理

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

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

実験と解析の結果を比較すると、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されるが、その後の燃料被覆管酸化反応熱を大きめに評価し、燃料被覆管温度が高めに推移し、燃料破損後の FP 放出開始のタイミングも早く評価する結果となっている。燃料からの FP 放出割合では、最終的な放出割合について実験と同程度となっているものの、燃料被覆管温度を高めに評価し、放出の時間変化に相違がある。これらは、小規模な炉心体系の模擬性に起因していると考えられる。

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

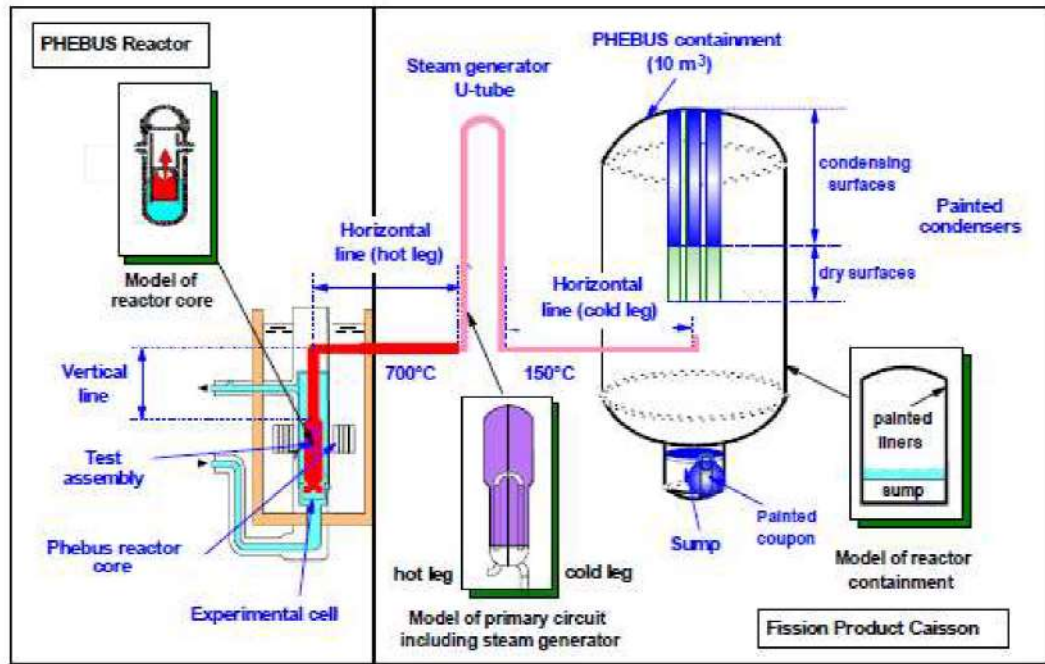


図 4.2-32 PHEBUS-FP 実験設備概要

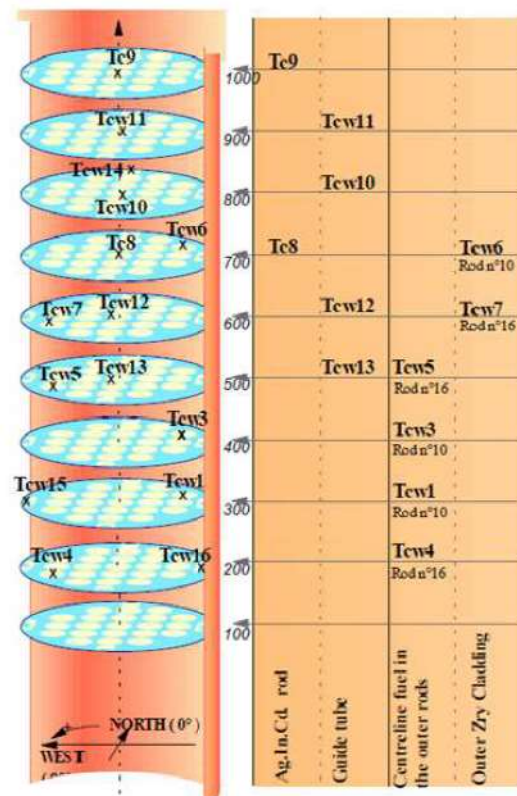


図 4.2-33 FPT1 試験炉心部の熱電対設置位置

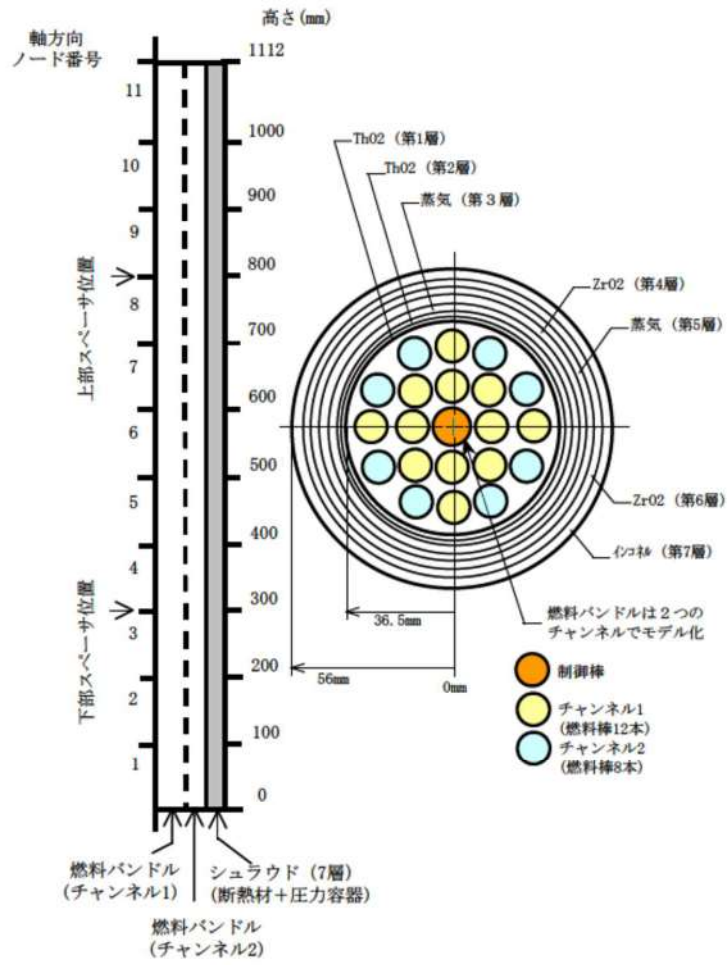


図 4.2-34 炉心 (燃料バンドル) モデル

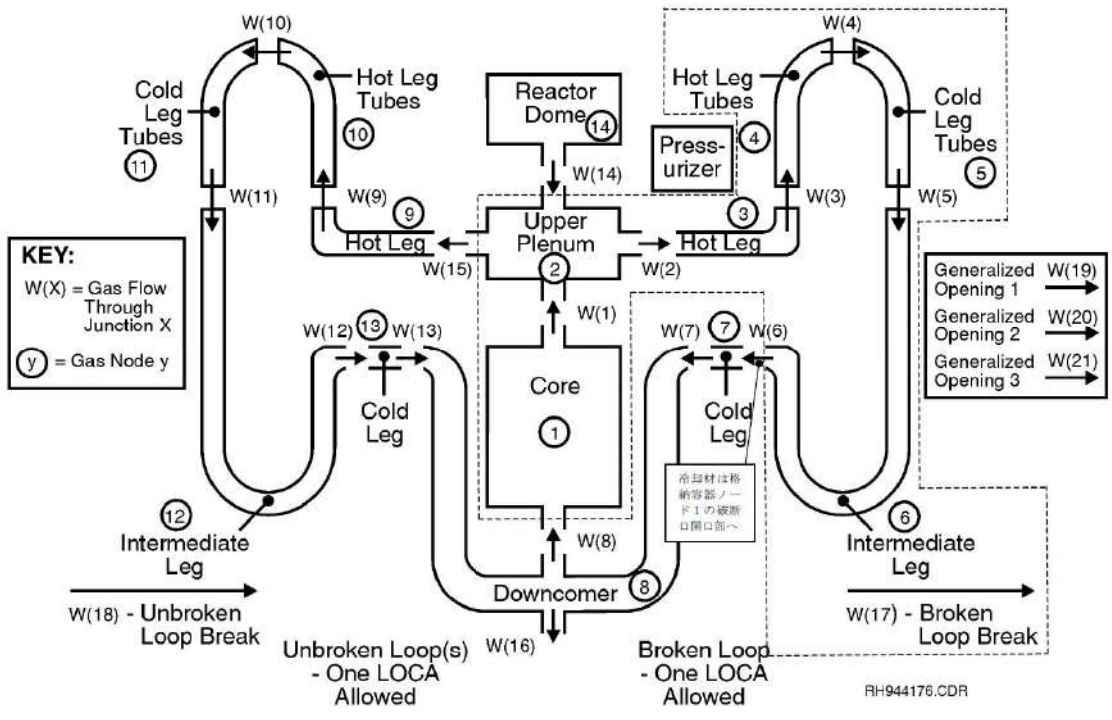


図 4.2-35 1次冷却系モデル

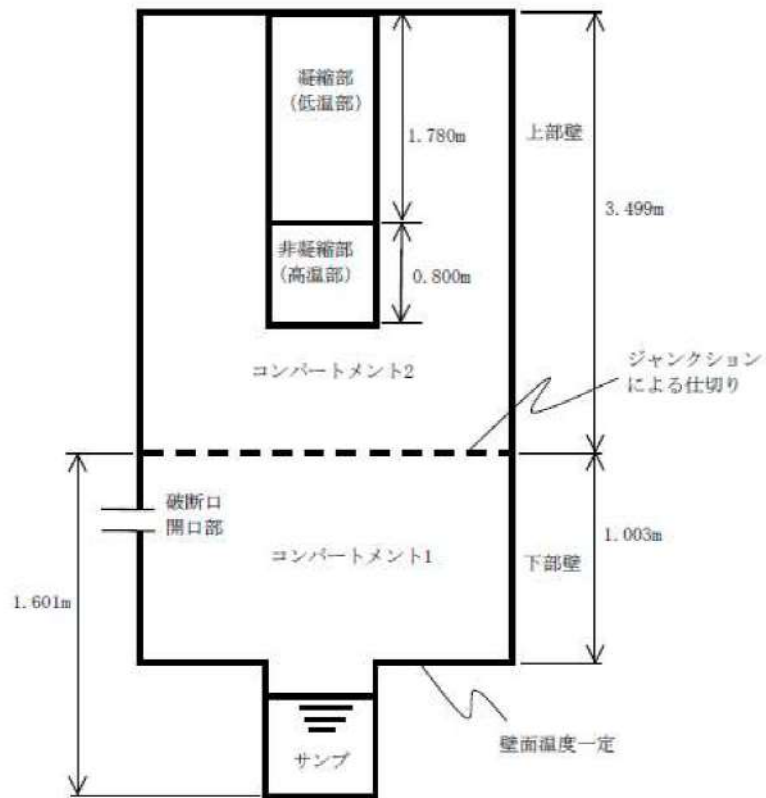


図 4.2-36 格納容器モデル

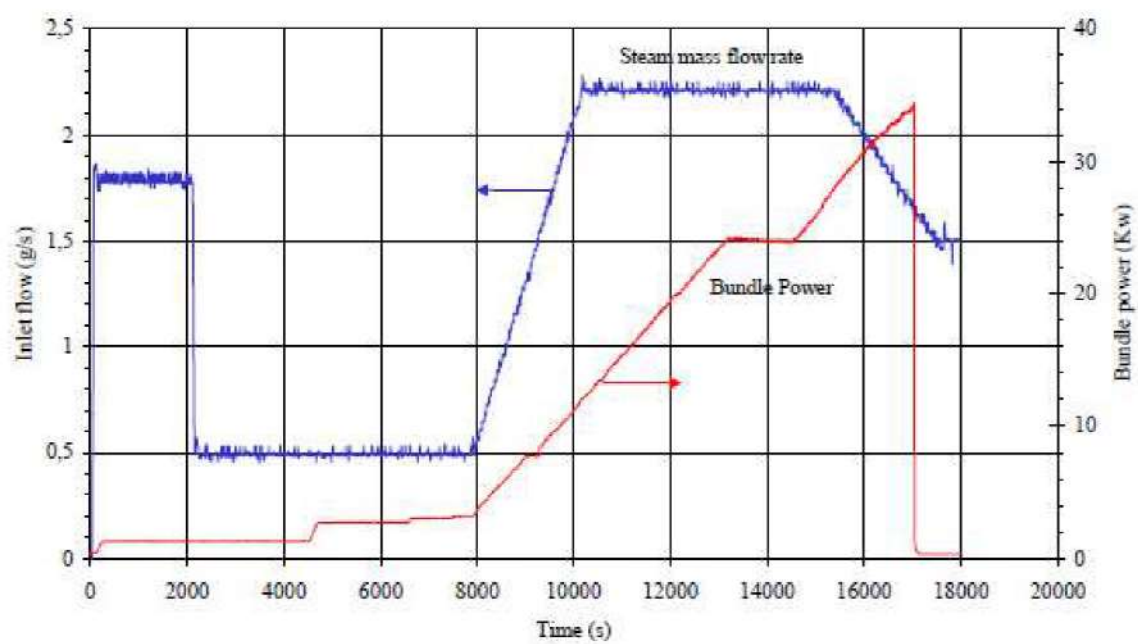


図 4.2-37 境界条件（バンドル出力と蒸気流量）

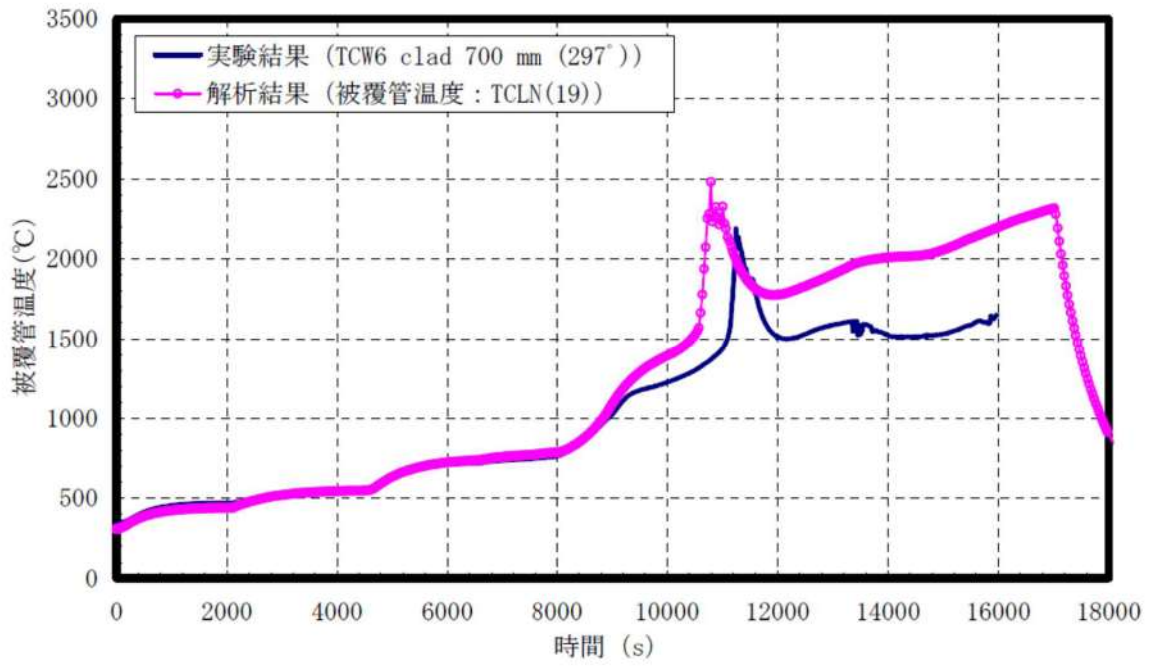


図 4.2-38 燃料被覆管温度 (700mm) の比較

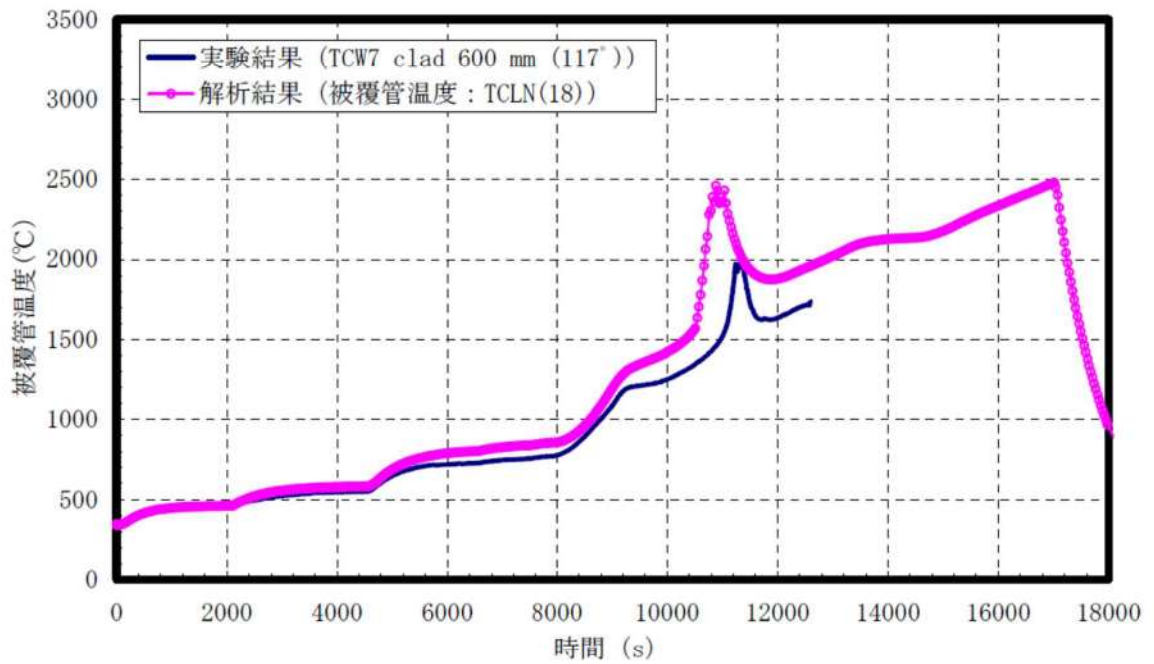


図 4.2-39 燃料被覆管温度 (600mm) の比較

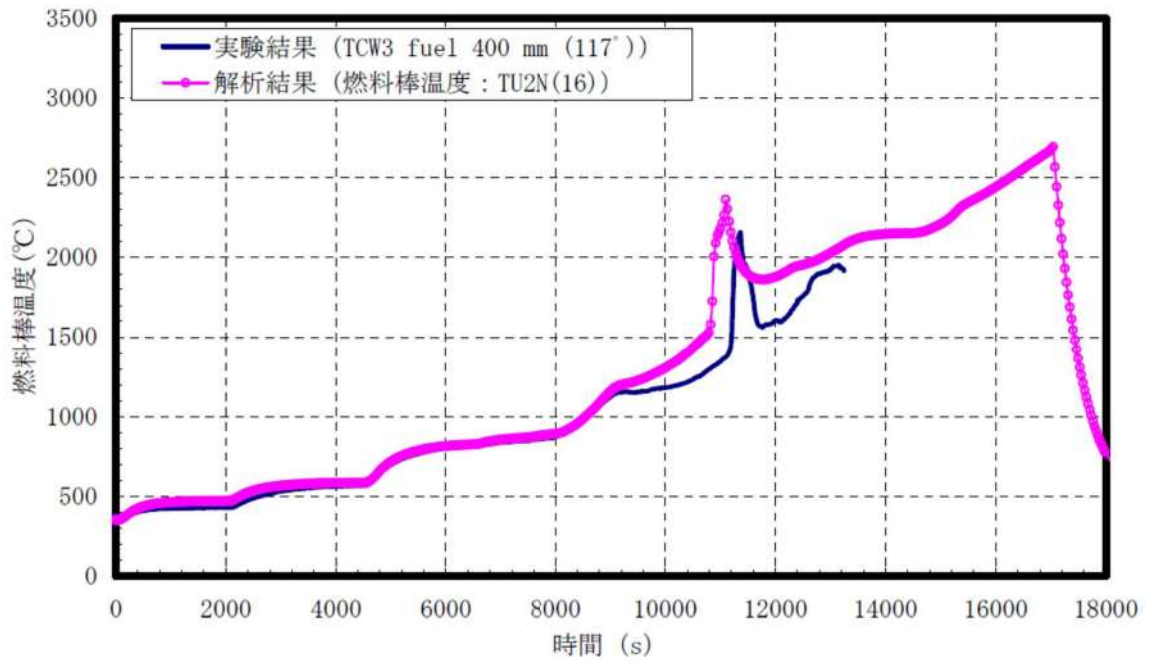


図 4.2-40 燃料被覆管温度 (400mm) の比較

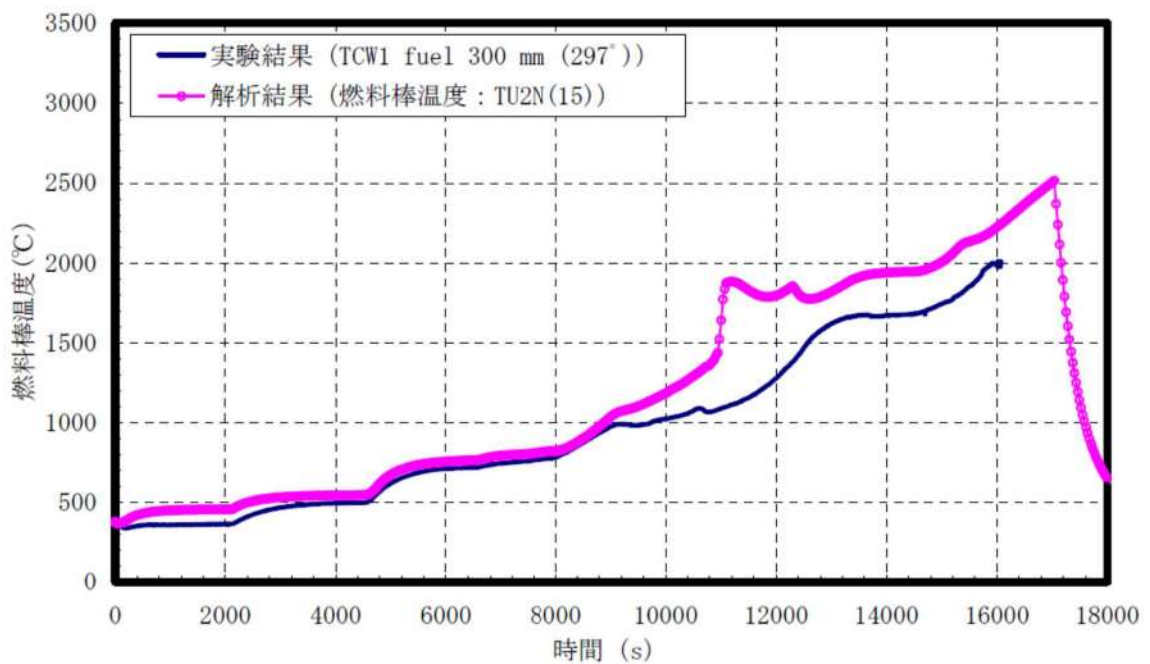


図 4.2-41 燃料被覆管温度 (300mm) の比較

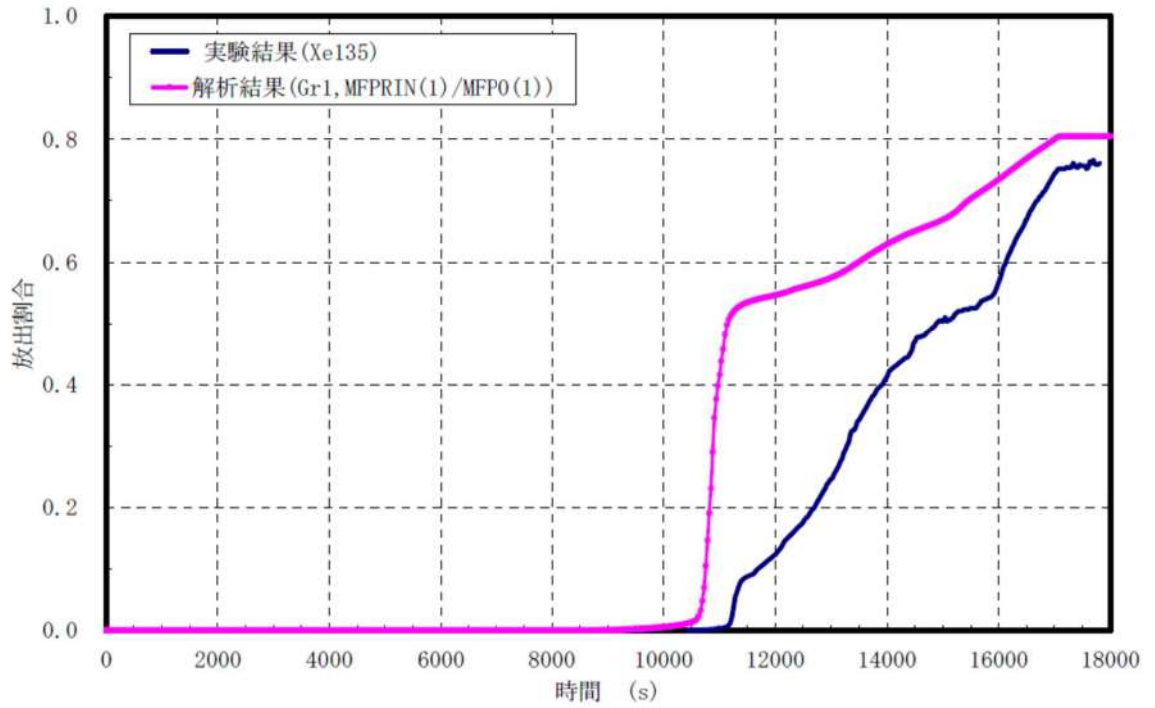


図 4.2-42 希ガス放出割合の比較

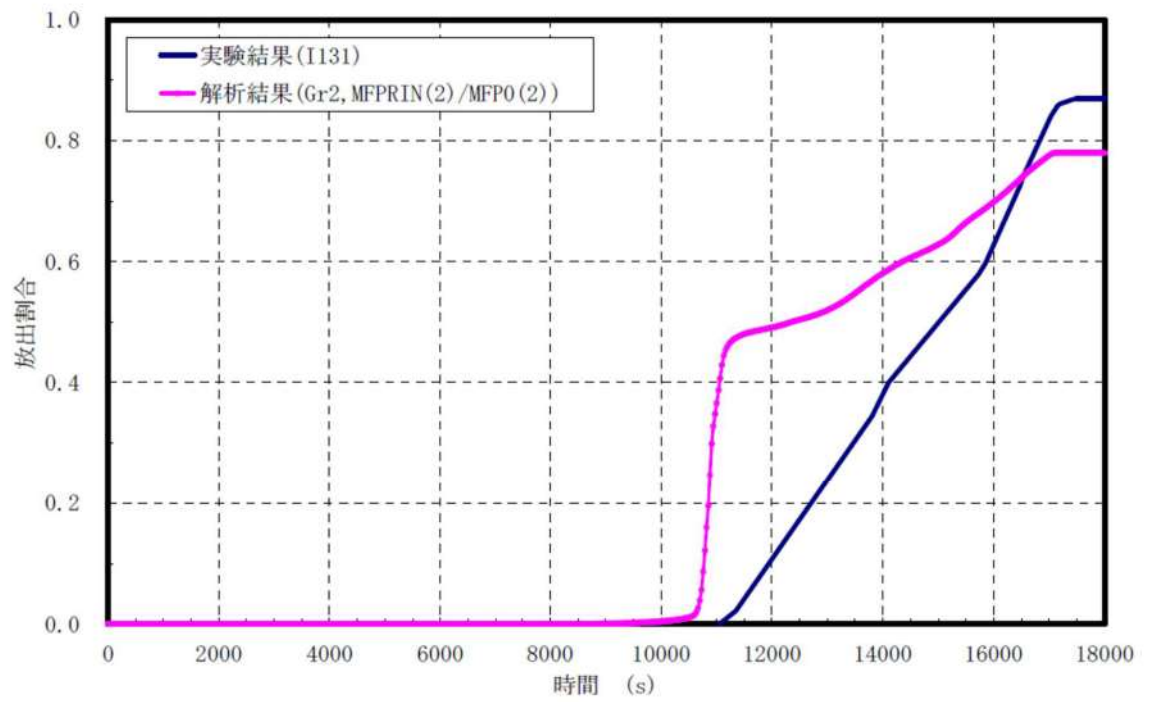


図 4.2-43 よう素放出割合の比較

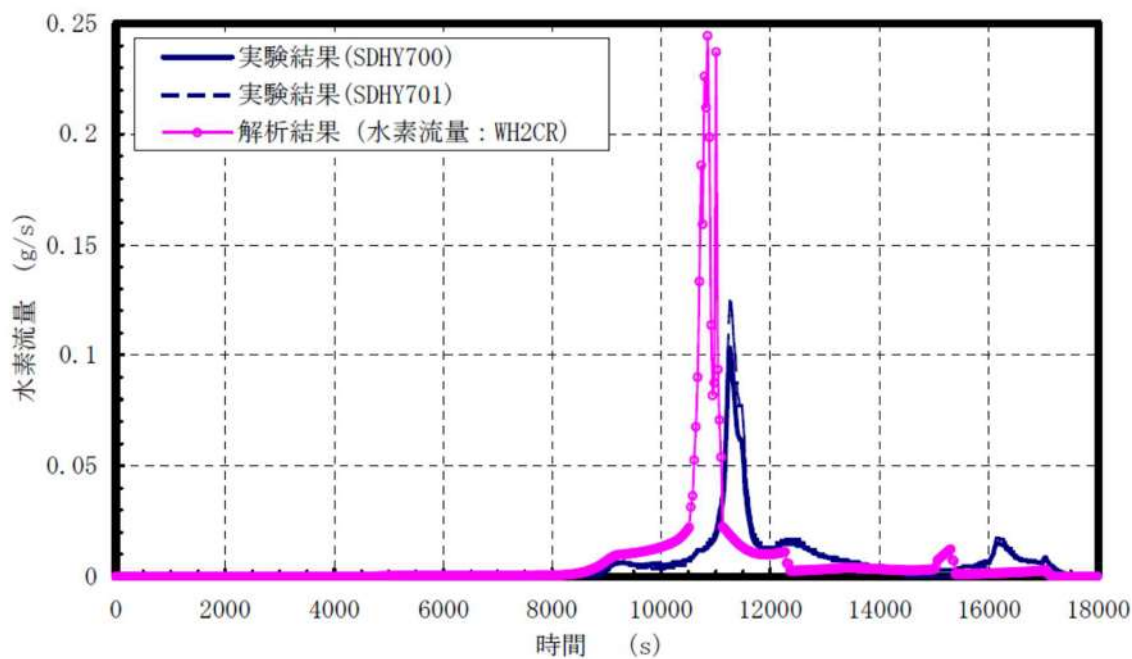


図 4.2-44 1次冷却系での水素流量の比較

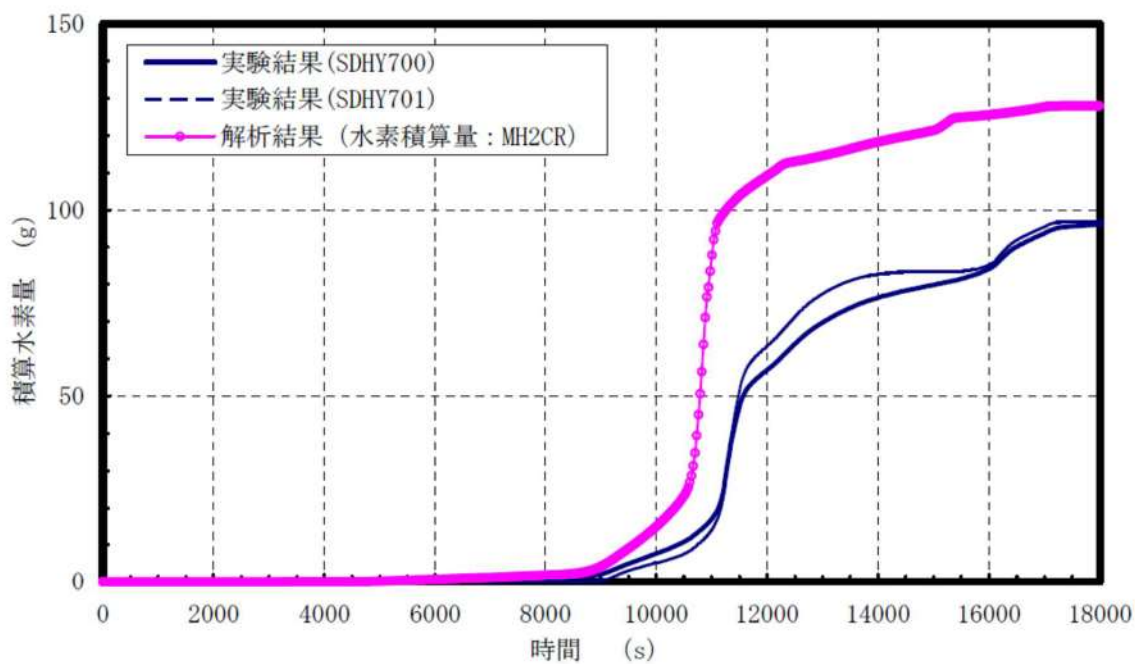


図 4.2-45 水素積算量

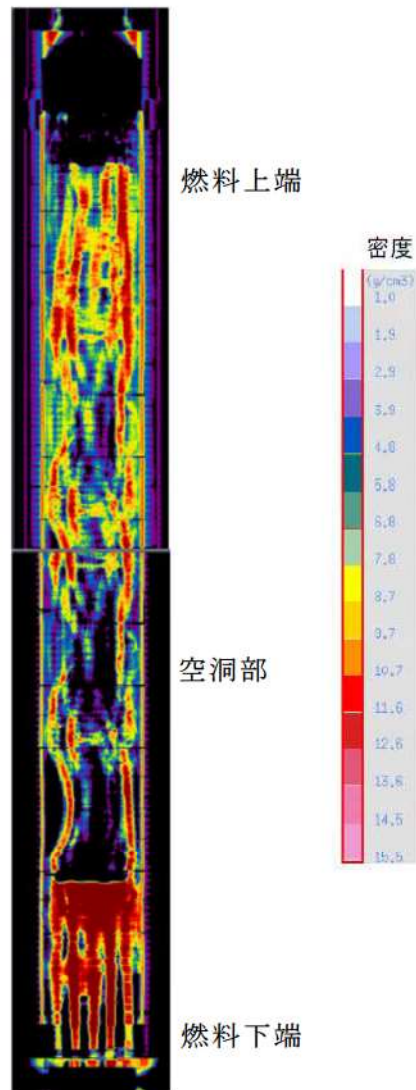
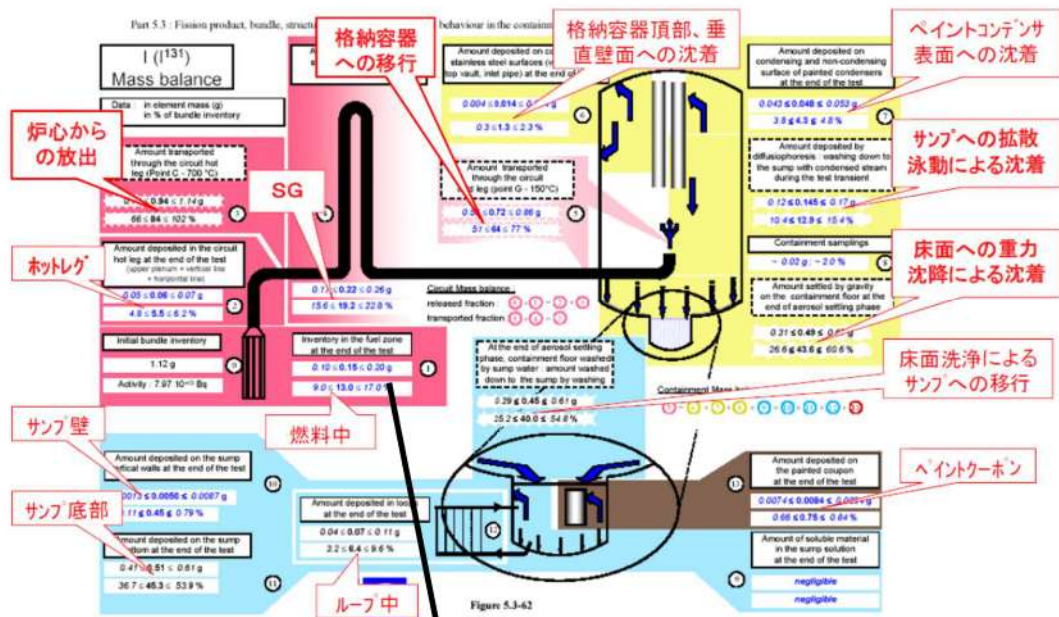


図 4.2-46 燃料バンドルの X 線トモグラフィ



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

図 4.2-47 回路内質量バランス（よう素）

4.2.8 ABCOVE 実験解析

(1) 実験の概要

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

ABCOVE (aerosol behavior code validation and evaluation) 試験^[24]は、格納容器体系試験装置 (CSTF : Containment System Test Facility) で実施された大規模エアロゾル挙動試験である。この試験装置は容積 852m^3 、直径 7.62m の大規模試験容器で、これを用いて乾燥状態のエアロゾルの試験 (AB5) が実施された。この試験では試験容器内にエアロゾルを発生させ、その凝集及び沈着挙動による気相中のエアロゾル質量の減少挙動が測定されている。なお、エアロゾルの発生は Na スプレイを燃焼させ酸化 Na エアロゾルを生成させている。

(2) 解析条件

ABCOVE-AB5 の試験装置及び試験条件をそれぞれ図 4.2-48 及び表 4.2-8 に示す。試験装置は、体積 852m^3 で、高さ 20.3m の円筒型の試験容器である。その試験容器の下部 (EL. 4.36m) から上向きに Na スプレイを注入させ Na を酸化させることにより、メジアン粒子半径が $0.25\mu\text{m}$ の酸化ナトリウムエアロゾルが 445 g/s の速度で生成される。ナトリウムの注入によるエアロゾル生成は $13\sim 885$ 秒まで継続される。

(3) 解析結果の検討

実験結果と MAAP コード及び厳密解の比較を図 4.2-49 に示す。実験では 885 秒まではエアロゾルの生成があるため、気相中のエアロゾルは最高で 10^{-4} g/cc まで増加する。その後はエアロゾルの生成が無くなるため、凝集及び重力沈降により 10^5 秒で 5×10^{-9} g/cc まで減少している。厳密解及び MAAP コードの解析結果はエアロゾル質量がピークになる 900 秒からその後に減衰して 10^5 秒に至るまでの間、実験結果を良く模擬できている。また、実験結果が無い場合についても、MAAP コードの解析結果は 10^6 秒まで厳密解と良く一致している。無次元相関式を使用した MAAP コードのモデルでも厳密解と同等に、エアロゾルの凝集とそれによる重力沈降による気相からの離脱を良く模擬できていることを示している。

(4) 不確かさの検討

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

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

表 4.2-8 試験装置及び初期条件

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

表 4.2-9 エアロゾル生成条件

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

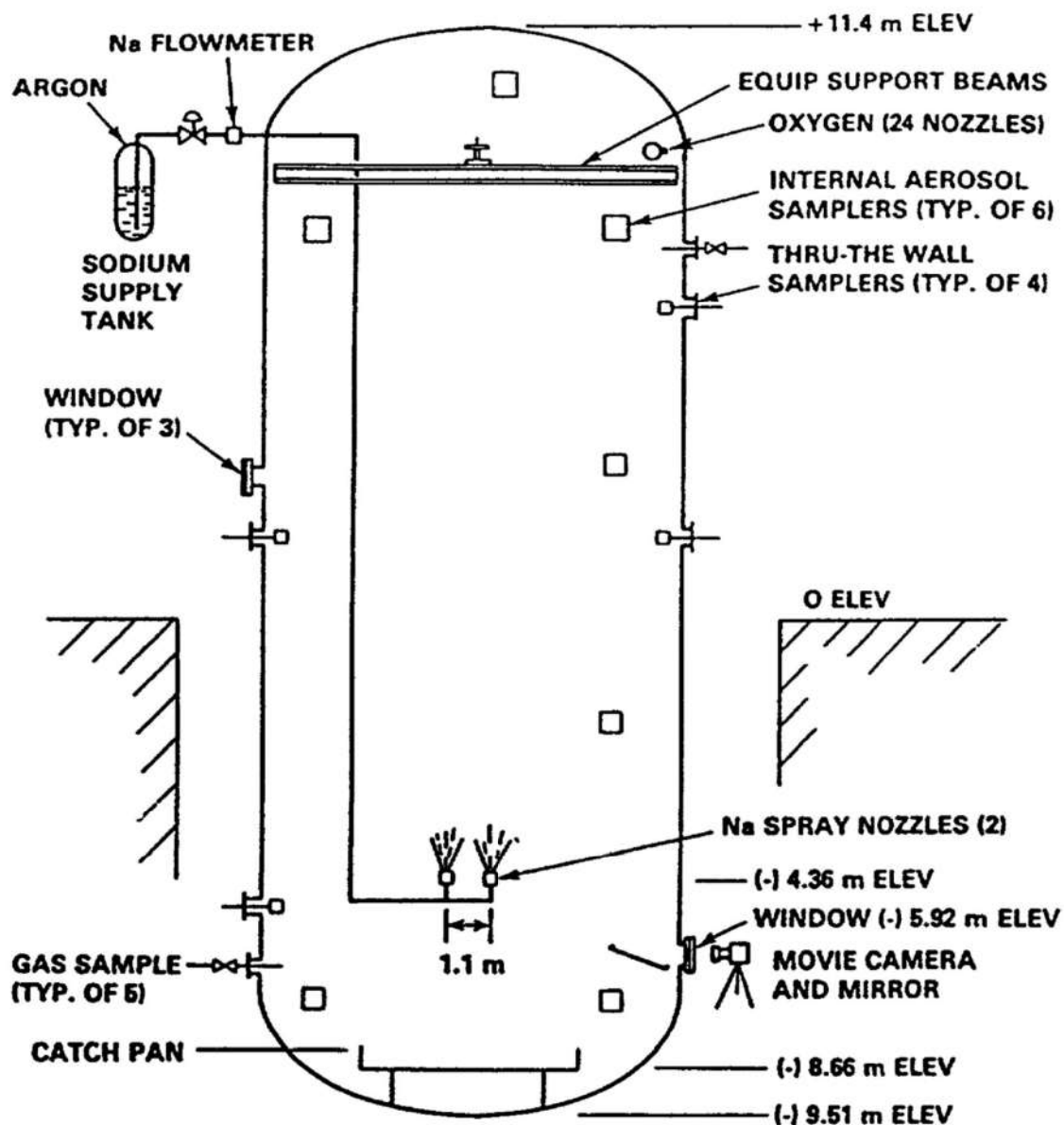
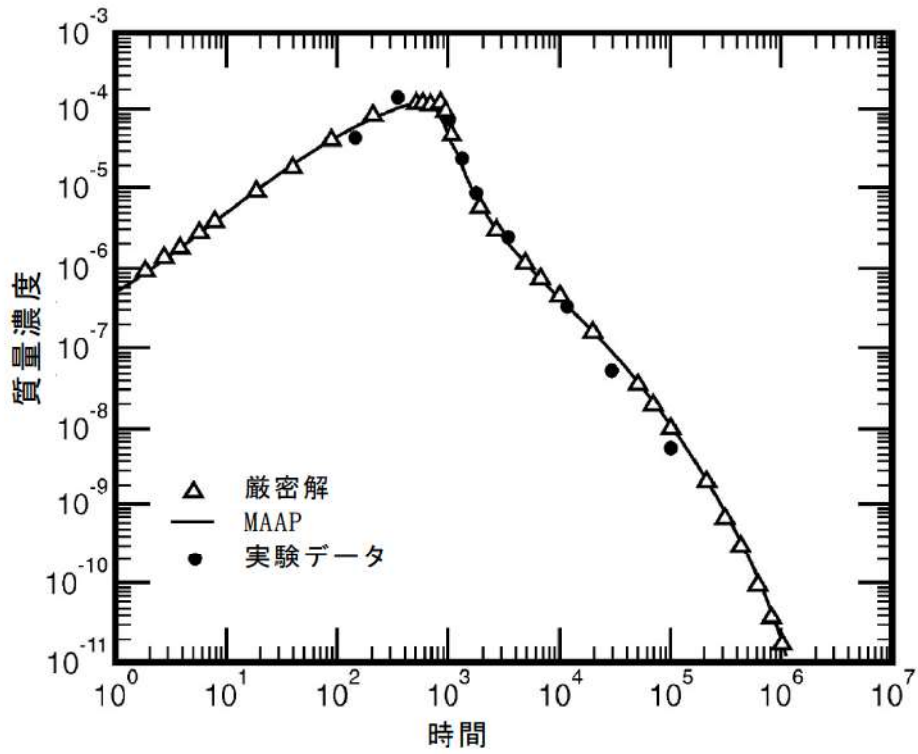


图 4.2-48 ABCOVE-AB5 試驗裝置

出典：Francisco J. Souto, F. Eric Haskin, Lubomyra N. Kmetyk, "MELCOR 1.8.2 Assessment: Aerosol Experiments ABCOVE AB5, AB6, AB7, and LACE LA2", SAND-94-2166.



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-49 エアロゾル質量濃度の時間変化

4.3 妥当性確認（感度解析）

4.3.1 沸騰・ボイド率変化，気液分離（炉心水位）・対向流（炉心（熱流動）），気液分離・対向流（1次冷却系）

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

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

「ECCS再循環機能喪失」では，再循環失敗から代替再循環による注水開始の間の炉心水位の低下に伴う燃料被覆管温度の上昇が，判断基準（1200℃）を下回ることで炉心損傷が防止できることを確認することが目的であり，評価に当たっては，再循環切替失敗以降の炉心の冠水状態が維持されることにより燃料被覆管温度の上昇が抑えられることから，炉心露出に至らないことを確認している。

従って，「ECCS再循環機能喪失」の評価では炉心水位が重要であり，妥当性確認においては，「崩壊熱による冷却材の蒸散」，「炉心領域の気泡水位（炉心及び上部プレナムのボイド率）」及び「1次冷却系内保有水分

布」に着目する。

MAAP コードの解析モデルにおいて、崩壊熱による冷却材の蒸散については、3.3.2(3)で述べたとおり、沸騰挙動に応じた燃料棒から液相への伝熱と蒸気発生量を計算する。炉心水位（気泡水位）は、3.3.2(4)で述べたとおり、炉心とダウンカマの静水頭のバランスにより計算される。上部プレナム領域についても同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から気泡水位が計算され、炉心水位と合わせて原子炉容器内水位として計算される。1次冷却系内保有水については、3.3.3(2)で述べたように、流路の流動抵抗の合計とノードの静水頭のバランスにより流動計算から求められるが、運動量の収支は準定常を想定し代数的に取り扱い、運動方程式は解いていないモデルであることから、1次冷却系内で炉心や高温側配管よりも高い位置（蒸気発生器伝熱管の鉛直部等）に液相が持ち上がり難いところに不確かさがあると考えられる。

以上を踏まえ、MAAP コードの解析モデルの不確かさについて、原子炉1次冷却系のシステム応答を模擬した総合効果実験データにより検証されてきたM-RELAP5 コード^[25]との比較により評価する。なお、M-RELAP5 コードは、大破断 LOCA に特有の ECCS 注入水のバイパスや再冠水挙動等の複雑かつ急激な現象に対して検証が十分ではないが、炉心冠水後のプラント応答には適用できる。

(1) M-RELAP5 コードとの比較

1次冷却系の挙動をより精緻に評価可能な M-RELAP5 コードとの比較を通じて、MAAP コードによる評価の特性について、代表3ループプラントを例として確認した。なお、M-RELAP5 コード単体では、原子炉格納容器内の挙動が取り扱えないことから、MAAP コードにより計算さ

れた原子炉格納容器圧力，格納容器再循環サンプル水の水温等を境界条件として与えている。

MAAP コード及び M-RELAP5 コードによる「ECCS 再循環機能喪失」の比較（原子炉容器内水位）を図 4.3-1 に示す。MAAP コードによる計算結果（実線）では，再循環切替失敗（約 19 分）から 30 分後に代替再循環運転を開始することに伴い，約 49 分後から炉心水位が回復し炉心は露出しない。一方，M-RELAP5 コードによる計算結果（破線）では，代替再循環運転を開始する以前（約 35 分）に炉心露出となる。MAAP コードによる計算では水位の低下を外挿すると約 50 分に炉心は露出すると考えられることから，MAAP コードは M-RELAP5 コードよりも炉心露出を約 15 分遅く評価すると考えられる。

図 4.3-2～図 4.3-6 に 1 次冷却系内の各領域の保有水量の比較を示す。以下，コード間差異について考察する。

A) ECCS 再循環切替失敗までの状態

ECCS 再循環切替失敗（約 19 分）時点の炉心領域の保有水量（図 4.3-2）とダウンカマ領域の保有水量（図 4.3-3）は両コードで同等である。

一方，高温側配管の保有水量（破断側：図 4.3-5，健全側：図 4.3-6）に関しては，MAAP コードの方が多い。MAAP コードでは差圧バランスを基本とした簡略なモデルにより 1 次冷却系内の液相分布が定まることから，高温側配管（水平部）の保有水量が多く，蒸気発生器伝熱管への液相の流入が少ない結果となる。一方，M-RELAP5 コードでは，詳細に分割された各ノードにおいて流動様式を考慮した流動，質量分布を計算しており，蒸気発生器伝熱管に流入した液相は鉛直

部への蓄水による差圧の増加と2次側からの伝熱により発生した蒸気による1次側の圧力損失の増加（いわゆる「スチームバインディング効果」）を生じていることから高温側配管領域（水平部から蒸気発生器伝熱管まで）の保有水量は少ない結果となる。このように、高温側配管領域に関しては、M-RELAP5コードよりも保有水量を多く評価し、代表3ループプラントの場合、約 $15 \times 10^3 \text{kg}$ 多い。

B) ECCS 再循環切替失敗以降の状態

再循環切替失敗まではダウンカマは入口ノズル下端まで満水（図4.3-4）であり、ダウンカマ領域の保有水量（図4.3-3）は同等である。一方、再循環切替失敗直後、MAAPコードに比べ、M-RELAP5コードではダウンカマ水位が大きく低下している。これは、再循環切替失敗に伴い蒸気発生器伝熱管への液相の流入が減少することからスチームバインディング効果が低下し、ダウンカマから炉心への流量が増加するためである。さらに、破断口からの流出を質量バランスから与えるMAAPコードに対し、運動量バランスから解かれるM-RELAP5コードでは、再循環切替直後に崩壊熱に伴う冷却材の蒸散に見合った流量に低下するまでに遅れがあることも要因となっていると考えられる。

その後の崩壊熱による冷却材の蒸散に伴う、炉心領域の保有水量やダウンカマ水位の低下速度（保有水量の減少速度）は両コードで同等である。

C) ボイド率予測

原子炉容器内の気泡水位は、炉心及び上部プレナムの水量に加え、

これら領域のボイド率より定まる。MAAP コードでは、実績があるドリフトフラックスモデルに基づいて炉心平均及び上部プレナムのボイド率が計算され、当該事象の炉心再冠水以降の期間では、炉心平均で約 50%、上部プレナム（炉心上端から出口ノズル上端まで）で約 60%である。M-RELAP5 コードの水位予測及びボイド率計算は ORNL/THTF 実験データを用いた検証解析によりその妥当性が示されている。M-RELAP5 コードでの再冠水以降の期間は炉心平均で約 50%、上部プレナム領域で約 65～70%である。

(2) 不確かさの検討

MAAP コードの「ECCS 再循環機能喪失」への適用に当たって考慮すべき不確かさを検討する。

「ECCS 再循環機能喪失」の MAAP コードと M-RELAP5 コードの解析結果の比較から、MAAP コードの解析モデルに関して、以下を確認した。

- ・崩壊熱による冷却材の蒸散について、その影響として現れる炉心水位の低下速度は両コードでほぼ同じであり、MAAP コードで計算される沸騰挙動に応じた燃料棒から液相への伝熱と蒸気発生量は、M-RELAP5 コードと同等である。
- ・炉心領域の気泡水位については、MAAP コードではドリフトフラックスモデルにより計算されるボイド率を用い、そのボイド率について、炉心領域は同等の予測となるが、上部プレナム領域ではやや過小評価となっている。
- ・1次冷却系内保有水分分布のうち炉心領域及びダウンコマ領域の保有水量については、両コードは同等といえるが、高温側配管領域

の保有水量については、MAAP コードの方が多く評価され、不確かさが大きいと考えられる。

- ・高温側配管領域の保有水量を MAAP コードの方が多く評価する要因としては、MAAP コードで蒸気発生器伝熱管への液相の流入が少ないのに対して、M-RELAP5 コードでは蒸気発生器伝熱管への液相の流入があり、それによる差圧の増加と伝熱管でのスチームバインディング効果が生じているためであると考えられる。

これらから、MAAP コードの「ECCS 再循環機能喪失」への適用に当たって考慮すべき不確かさとしては、

- ①炉心及び上部プレナム領域のボイド率
- ②高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域の保有水分布
- ③蒸気発生器伝熱管の圧力損失

の3項目に整理される。①項のボイド率については、上部プレナム領域ではやや過小評価するものの大きな差ではなく、②項の高温側配管領域の保有水量を多めに評価することが炉心露出までの時間を長く評価する主要因であると考えられる。また、③項の蒸気発生器伝熱管の圧力損失については、ダウンカマの水頭圧との釣り合いに考慮され、高温側配管領域の液相分布に影響することから②項に含まれている。これらの影響として、MAAP コードは、M-RELAP5 コードに比べ、炉心露出までの時間を長く評価しており、代表3ループプラントの場合は約15分と定量化される。

このような1次冷却系保有水量の差は、1次冷却系から原子炉格納容器へ放出されるエネルギーにも影響すると考えられる。すなわち、炉心の崩壊熱により加熱された ECCS 注入水が1次冷却系に留まるか

原子炉格納容器内に放出されるかの違いが、原子炉格納容器への放出エネルギーの差となることから、1次冷却系保有水量を多く評価する傾向がある MAAP コードの方が、原子炉格納容器への放出エネルギーが少なくなり、原子炉格納容器圧力が低めに推移することが考えられる。従って、比較対象に用いた M-RELAP5 コードでは、MAAP コードにより計算した原子炉格納容器圧力等を境界条件に使用しており、M-RELAP5 コードにより計算した放出エネルギーに対する原子炉格納容器圧力は、MAAP コードで計算された原子炉格納容器圧力より高くなる傾向がある。両コードの計算結果から得られる放出エネルギーの差は約3%であり、放出エネルギーには原子炉格納容器の液相部に入る流出水のエネルギーも含まれすべてが原子炉格納容器圧力の上昇に寄与することはないこと、原子炉格納容器内温度の上昇分に応じてヒートシンクによる抑制効果が働くことから、原子炉格納容器圧力の上昇幅はわずかであり、影響は小さいと考えられるが、1次冷却系内の挙動への影響を以下のとおり整理する。

- ・崩壊熱による冷却材の蒸散に関しては、燃料棒から冷却材への伝熱量により決まることから、原子炉格納容器圧力は影響しない。
- ・炉心領域の気泡水位に関しては、原子炉格納容器圧力が高くなると1次冷却材圧力も高くなることから、炉心領域、上部プレナム領域等のボイドが圧縮され、ボイド率は低くなるため、気泡水位としては低下する傾向であるが、高温側配管からの流入があり、影響は小さい。
- ・1次冷却系保有水分布に関しては、炉心部のボイド率が低下するため、ダウンコマとの静水頭のバランスから、蒸気発生器伝熱管

への液相の流入が減り，スチームバインディング効果が小さくなるため，1次冷却系の保有水量としては増加する方向となる。

- ・同じく1次冷却系保有水分布に関して，破断口からの冷却材放出については，炉心の冠水以降は，1次冷却材圧力は原子炉格納容器圧力とバランスして変化しており，放出流量は1次冷却系内の質量バランスから ECCS による注水と崩壊熱による蒸散に相当する流量となるため，原子炉格納容器圧力はほとんど影響しない。

このように，1次冷却系保有水分布の違いにより，原子炉格納容器に放出される質量に差が生じることで，1次冷却系内の挙動への影響が考えられるが，原子炉格納容器圧力の差としてはわずかである。よって，M-RELAP5 コードで MAAP コードの不確かさを含む原子炉格納容器圧力等を境界条件に用いることが，解析結果に与える影響は軽微であると考えられる。

また，M-RELAP5 コードの「ECCS 再循環機能喪失」の評価の不確かさについて，「第1部 M-RELAP5 コード」では以下を確認している。

- ・旧日本原子力研究所（旧 JAERI）で実施された CCTF (Cylindrical Core Test Facility, 円筒炉心試験装置) 実験の実験データと実機解析結果との比較により，M-RELAP5 コードは蒸気発生器での圧力損失を大きく計算するため，炉心及び高温側配管での保有水量を実際より少なく計算し，保守的な結果を与える。
- ・旧 JAERI で実施された TPTF (Two-Phase Flow Test Facility, 二相流試験装置) 実験より M-RELAP5 コードは水平配管でボイド率を高く計算する傾向があることを確認し，その結果を基に実機の

感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えない。

- M-RELAP5 コードは低圧時の炉心のボイド率予測に不確かさを有する。その不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさの影響により原子炉容器内の水位に影響するが、「ECCS 再循環機能喪失」における 15 分での代替再循環開始により炉心は冠水状態を維持でき、不確かさの感度は小さい。

従って、M-RELAP5 コードによる解析により評価した「ECCS 再循環機能喪失」での代替再循環開始の時間は、コードのボイド率計算の不確かさを考慮しても非保守的とはならないことを確認している。

以上より、MAAP コードが高温側配管の保有水量を多めに評価することに伴って炉心露出を遅めに予測する傾向を MAAP コードの不確かさとして取り扱う。

(3) 判断基準における裕度

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

この評価基準の差による裕度を確認する目的から、代表 3 ループプラントを対象に M-RELAP5 コードにより代替再循環開始までの時間を 15 分、20 分とした解析結果を示す。この解析では、PCT 評価のため、出力分布を考慮した高温燃料棒を模擬している。代替再循環開始を 15 分とした場合（図 4.3-7）では炉心は露出せず、再循環機能喪失以降

の燃料被覆管温度に変化は見られない。代替再循環開始を 20 分とした場合（図 4.3-8），事象発生約 35 分後に炉心が再露出し燃料被覆管温度が上昇する。その後，代替再循環による炉心への注水が開始されることで燃料被覆管温度の上昇は抑えられ，低下に転じる。炉心の再露出後の燃料被覆管最高温度は約 550℃であり，炉心損傷の判断基準の 1,200℃に対して余裕がある。従って，炉心露出の防止を基準としていることで，炉心損傷に至るまでにはさらに 5 分以上の時間余裕がある。

(4) まとめ

「ECCS 再循環機能喪失」の評価において，MAAP コードは高温側配管の保有水量を多めに評価する傾向があり，ECCS 再循環切替失敗後の炉心露出までの時間を長く評価する。この影響は，代表 3 ループプラントの場合約 15 分である。また，原子炉格納容器圧力を低めに評価することにも影響するが，MAAP コードと M-RELAP5 コードの計算結果から得られる放出エネルギーの差から見積もられる原子炉格納容器圧力の差はわずかである。

比較に用いた M-RELAP5 コードについては，MAAP コードの計算結果を境界条件に用いることが解析結果に与える影響は軽微であること，炉心露出予測について非保守的な傾向を与えないことを確認している。

以上より，炉心露出までの時間を長く評価することを MAAP コードの不確かさとして取り扱い，MAAP コードの評価結果に対して，この不確かさを考慮することで，「ECCS 再循環機能喪失」に係る炉心損傷防止対策の有効性を確認することが可能である。

なお、「ECCS 再循環機能喪失」に対する炉心損傷防止対策の評価では、炉心露出の防止を基準としていることで、代表3ループプラントの場合、炉心損傷に至るまでにはさらに5分以上の時間余裕があることを確認した。

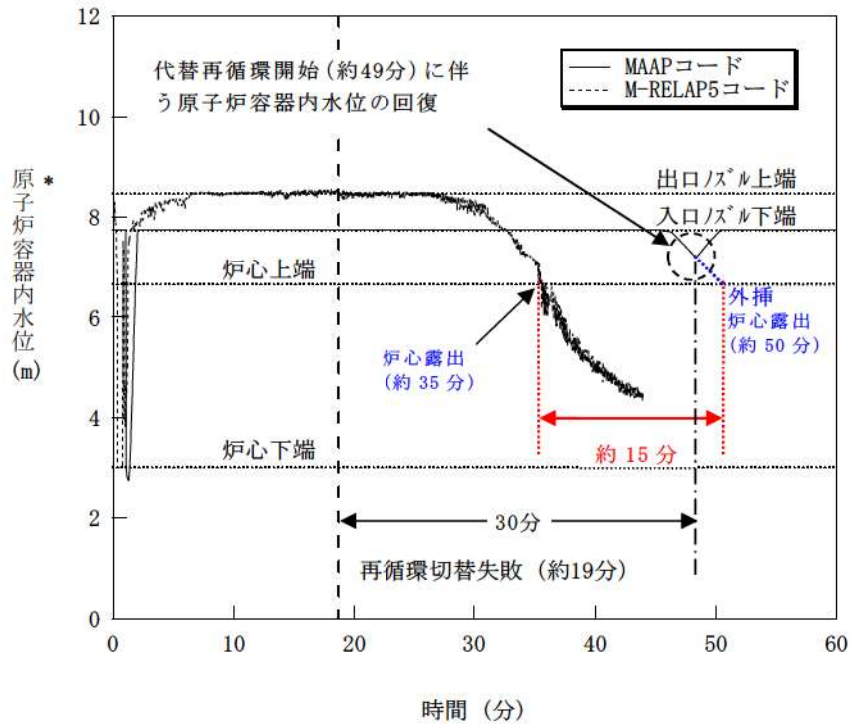


図 4.3-1 ECCS 再循環機能喪失 コード間比較 (原子炉容器内水位)
 * : MAAP コードによる原子炉水位は入口ノズル下端を上限とした表記となる

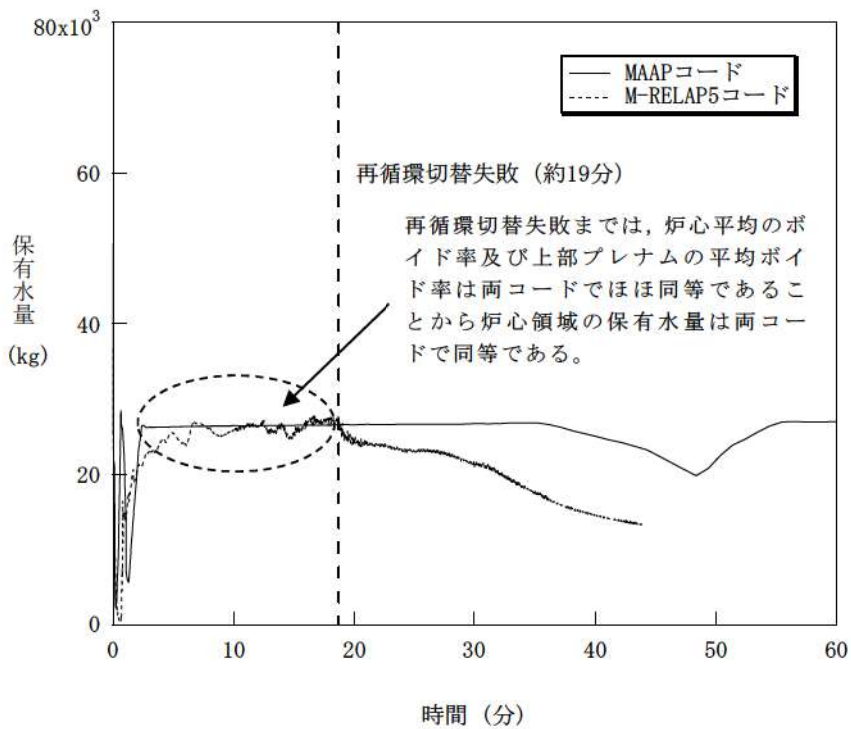


図 4.3-2 炉心領域 (炉心入口～出口ノズル) 保有水量のコード間比較

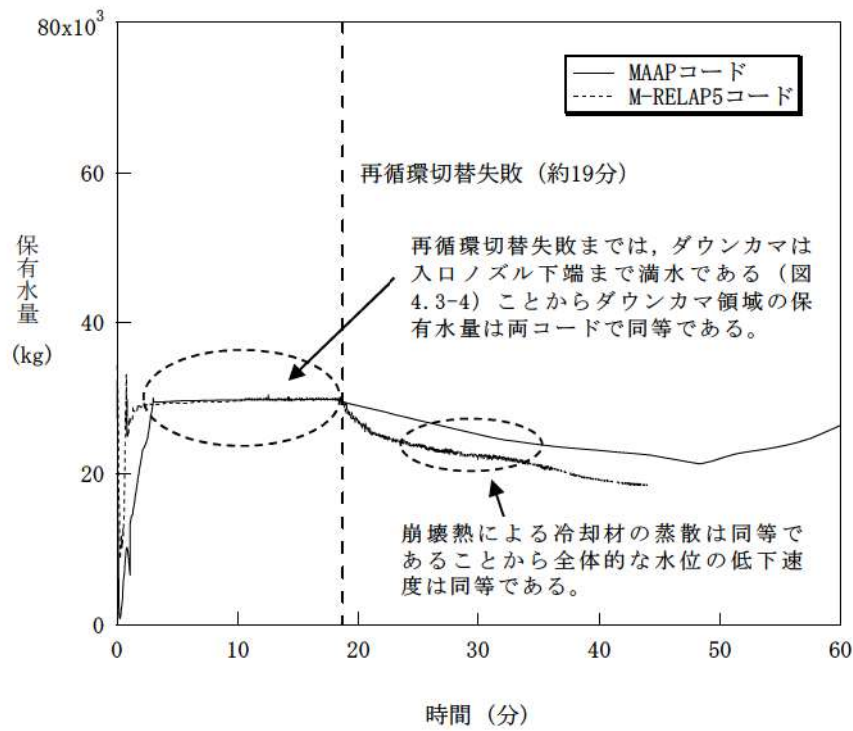


図 4.3-3 ダウンカマ領域 (低温側配管～下部プレナム) 保有水量のコード間比較

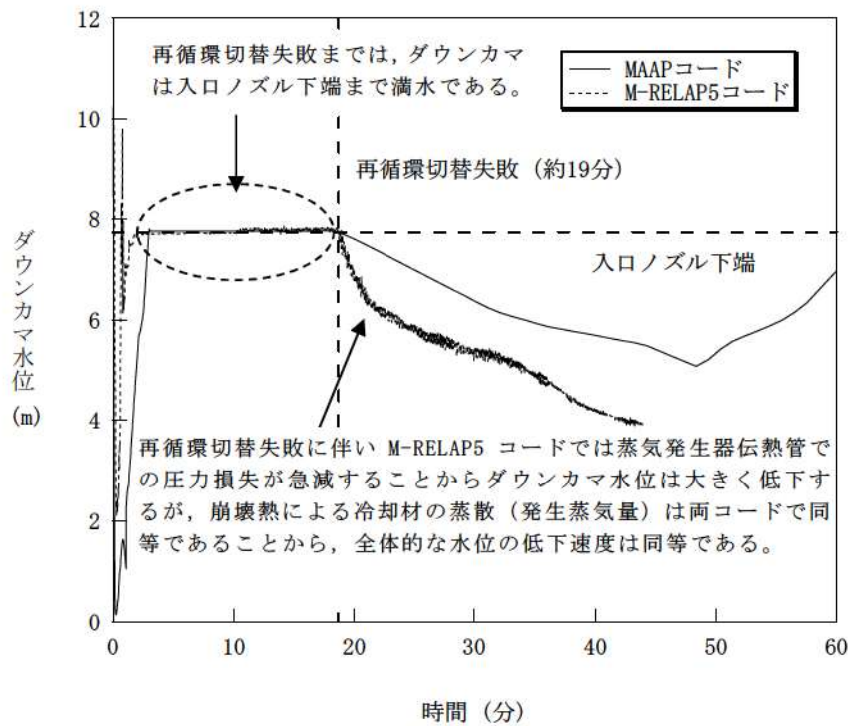


図 4.3-4 ダウンカマ水位のコード間比較

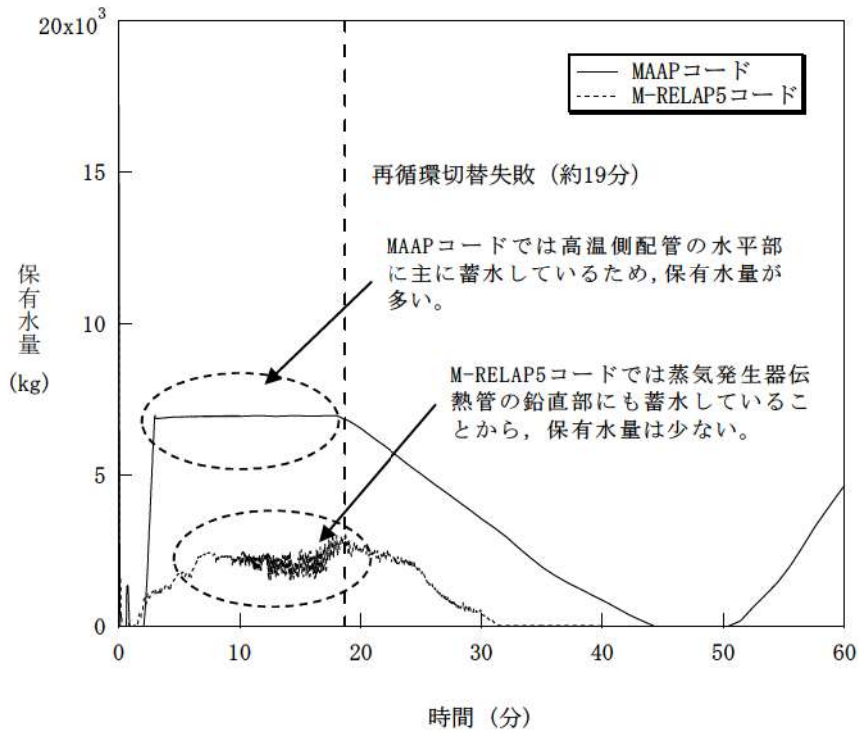


図 4.3-5 高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（破断側）保有水量のコード間比較

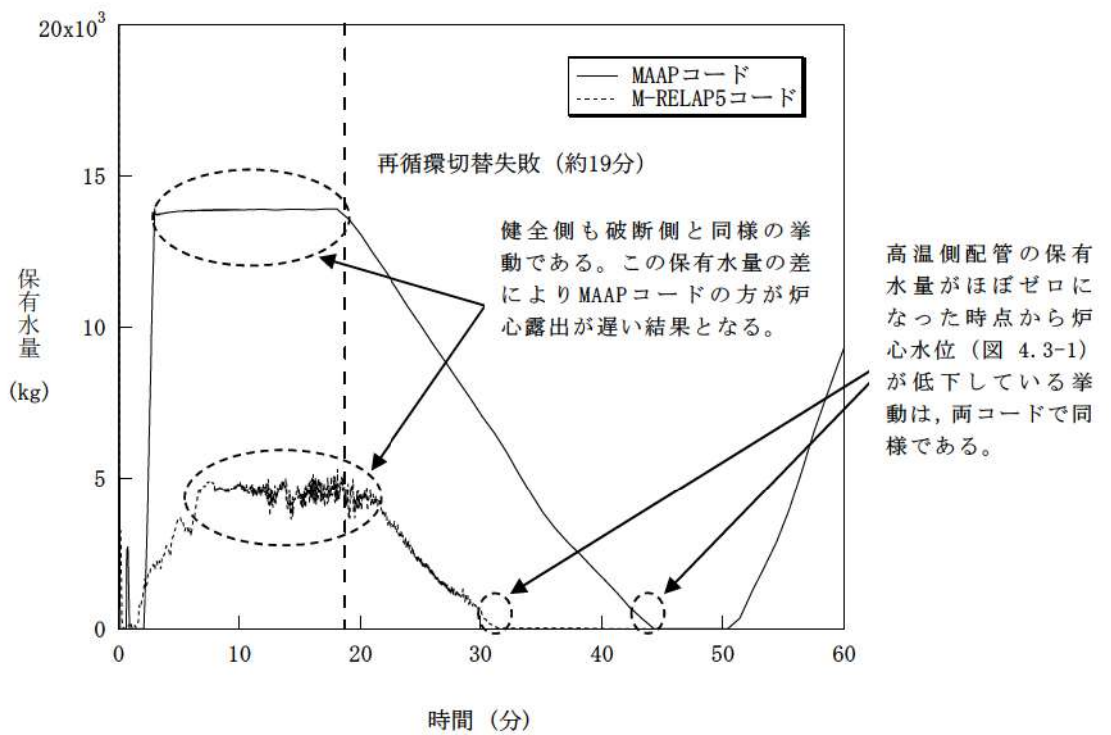


図 4.3-6 高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（健全側）保有水量のコード間比較

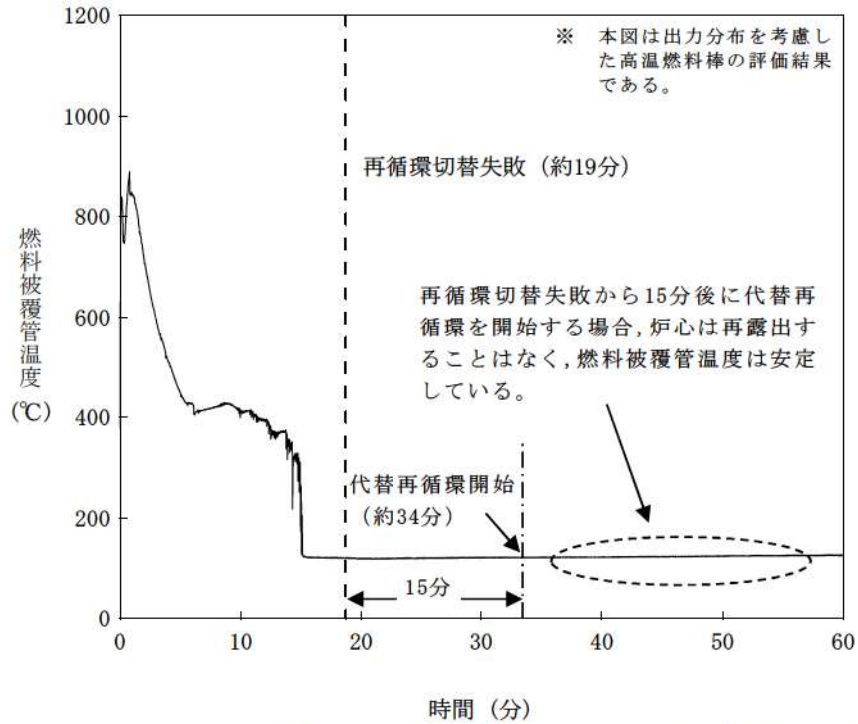


図 4.3-7 3 ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 15 分 (燃料被覆管温度)

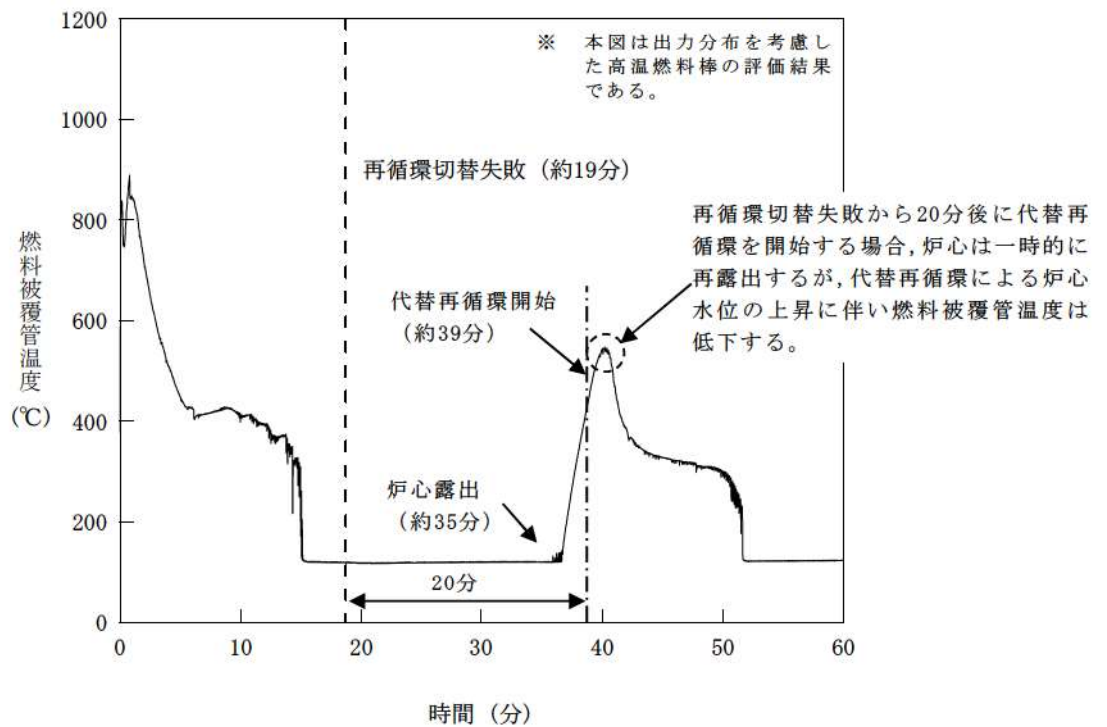


図 4.3-8 3 ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 20 分 (燃料被覆管温度)

4.3.2 ECCS 蓄圧タンク注入

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

(1) 解析条件

ベースケースでは圧力損失としてプラント設計に基づく□を与えているが、感度解析では感度を確認する目的から、その50%増の□を設定する。

項目	流動抵抗係数	設定根拠
ベースケース	□	プラント設計に基づく値
感度解析ケース	□	プラント設計に基づく値の50%増

(2) 解析結果

図 4.3-9 に、流動抵抗係数の感度解析結果を示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は蓄圧注入開始以降に現れる。約 3.3 時間時点で、加圧器逃がし弁開による1次冷却系強制減圧により1次冷却材圧力は急減し、約 3.6 時間の時点で蓄圧注入系が作動する。その時刻までは、ベースケースと感度解析ケースとで挙動は同等である。3.6 時間以降の挙動については、1次冷却材圧力と蓄圧タン

ク圧力がバランスした緩やかな応答であるため、流動抵抗係数を大きくすることで蓄圧タンクからの注入量が少なくなることの影響はわずかであり、溶融炉心の下部プレナムへの移行から原子炉容器破損までの一連の挙動にほとんど影響を与えず、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力に対しても有意な感度はない。

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

(3) まとめ

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

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

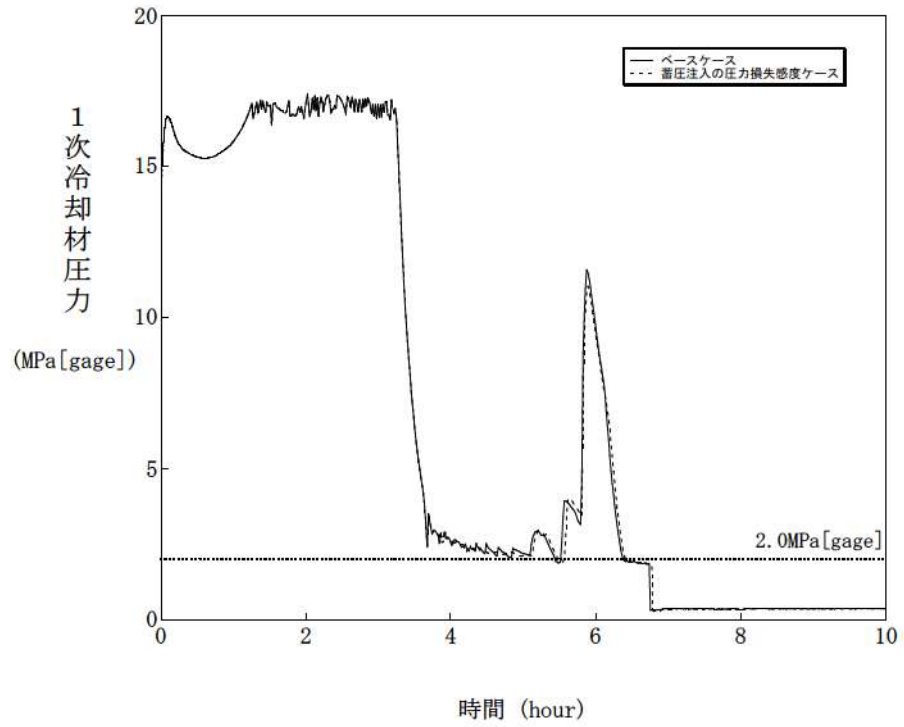


図 4.3-9 蓄圧注入の流動抵抗感度解析

4.3.3 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

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

(1) 不確かさの整理（モデル化の観点）

実機の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は、冷却コイルに冷却水を通水することで気相部の水蒸気を凝縮させ、出入口の密度差を自然対流力（ドラフト力）として、自然対流を確立させるものである。

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

この方式では、入力値により除熱特性を与えているので、不確かさは小さいと判断できる。すなわち、3.3.1で述べたとおり、質量の式では、相変化による質量変化をエネルギーの式では、相変化による

エネルギー変化（潜熱）をそれぞれ考慮していることから，入力された除熱特性から演算された流速及び除熱量に見合った質量，エネルギー及び相変化を適切に取り扱うことが可能であり，モデル化の観点での不確かさは存在しない。

(2) 不確かさの整理（水素影響の観点）

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

有効性評価においては，原子炉格納容器での水素燃焼による爆轟の判定基準であるドライ換算で 13vol% の水素濃度を超えないことを確認していることから，ドライ換算 13vol% の水素が存在する場合，すなわち，水素濃度が最大限増加した場合を想定して検討する。なお，水素については，水素処理装置によって処理できることから，水素濃度がドライ換算で 13vol% に至ることはないと考えられ，以下の検討の前提は水素濃度の観点からは厳しい条件となっている。

A) 解析モデルへの影響

MAAP コードの格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルでは，格納容器再循環ユニット入口のガス温度（すなわち，原子炉格納容器内温度）を入力値として除熱量と吸い込みガス速度を計算するモデルであるため，水素ガスが存在する場合でも，影響はなく，除熱量及び速度は，除熱特性に従って計算される。

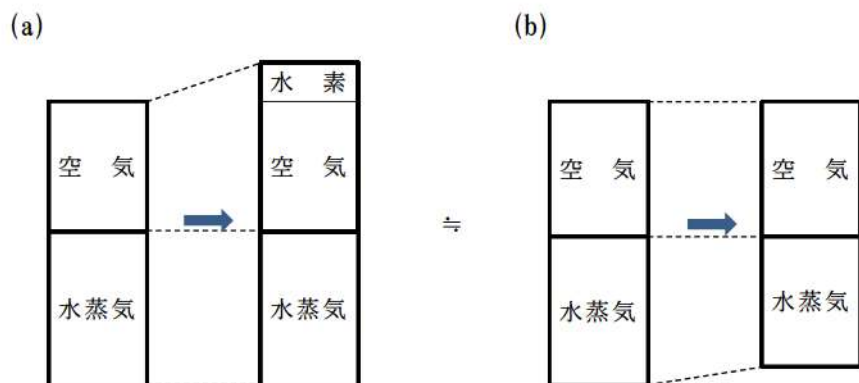
原子炉格納容器上部区画に水蒸気が混合したウェットな条件において，格納容器再循環ユニットでの除熱量の大部分が水蒸気の凝縮に消費されることから，水素ガスが増加した場合には，非凝縮性ガ

スの冷却に消費される割合が増加する方向となるが、その影響は、わずかであり無視しうる。

B) 除熱量への影響

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

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



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

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

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

C) 流速への影響

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

自然対流の駆動力及び格納容器再循環ユニットのダクトにおける圧力損失を以下に示す。この2つの式がバランスする点で自然対流が成立する。

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

$$\text{圧力損失の式： } \Delta P = \frac{\zeta \times V^2 \times \rho_m}{2g}$$

ここで、 P_d ドラフト力

h 冷却コイルとダクト開口高さ

ρ 密度

ΔP	圧力損失
ζ	抵抗係数
V	ユニット正面流速
g	重力加速度

原子炉格納容器内密度 ρ_1 及び格納容器再循環ユニット出口密度 ρ_2 は、それぞれの空気密度と水蒸気密度の和であり、

$$\text{原子炉格納容器内密度} \quad : \quad \rho_1 = \rho_{a1} + \rho_{v1}$$

$$\text{格納容器再循環ユニット出口密度} : \quad \rho_2 = \rho_{a2} + \rho_{v2}$$

で示される。 ρ_m は、原子炉格納容器内密度 ρ_1 と格納容器再循環ユニット出口密度 ρ_2 の平均値であり、

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

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

ρ_{a1} 原子炉格納容器内空気密度（原子炉格納容器内空気分圧に対する密度）

ρ_{v1} 原子炉格納容器内水蒸気密度（原子炉格納容器内飽和温度に対する密度）

ρ_{a2} 格納容器再循環ユニット出口空気密度（格納容器再循環ユニット出口空気分圧に対する密度）

ρ_{v2} 格納容器再循環ユニット出口水蒸気密度（格納容器再循環ユニット出口飽和温度に対する密度）

により定義され、格納容器再循環ユニット出口の空気分圧は、全圧と水蒸気分圧との差である。また、格納容器再循環ユニット出口水蒸気分圧は飽和温度から求める。

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

a) 水素を含まない場合

流速を評価するため、原子炉格納容器内密度 ρ_1 及び格納容器再循環ユニット出口密度 ρ_2 を算定する。

気体の密度 ρ_a は、状態方程式を用い、

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

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

まず、原子炉格納容器内密度 ρ_1 を求める。原子炉格納容器圧力が3.97 atmの場合の原子炉格納容器内の条件は、

《原子炉格納容器内条件》

- ・原子炉格納容器内温度：
130 °C（原子炉格納容器圧力の飽和温度）
- ・原子炉格納容器内水蒸気分圧： 2.67 atm
- ・原子炉格納容器内空気分圧： 1.31 atm
- ・原子炉格納容器内水蒸気密度 ρ_{v1} ：
1.50 kg/m³（飽和蒸気密度）
- ・原子炉格納容器内空気密度 ρ_{a1} ： 1.14 kg/m³

である。ここで、原子炉格納容器内空気密度 ρ_{a1} は、

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

により求めている。原子炉格納容器内密度 ρ_1 は、 ρ_{a1} と ρ_{v1} の和で

あり,

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

を得る。

次に、格納容器再循環ユニット出口密度 ρ_2 を求める。原子炉格納容器圧力が 3.97 atm の場合の格納容器再循環ユニット出口の条件は、

《格納容器再循環ユニット出口条件》

- ・ 格納容器再循環ユニット出口温度：
74.2 °C (冷却コイルバランス計算値)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口水蒸気分圧：
0.37 atm (格納容器再循環ユニット出口温度の飽和蒸気圧力)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口空気分圧：
3.61 atm (全圧－飽和蒸気分圧)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口水蒸気密度 ρ_{v2} ：
0.23 kg/m³ (飽和蒸気密度)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口空気密度 ρ_{a2} ： 3.64 kg/m³

である。ここで、格納容器再循環ユニット出口空気密度 ρ_{a2} は、

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

により求めている。格納容器再循環ユニット出口密度 ρ_2 は、 ρ_{a2} と ρ_{v2} の和であり、

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

を得る。

b) 水素を含む場合（水素混合空気の場合）

a) の状態から，ドライ換算濃度 13vol% の水素が混入した場合の評価を行う。

水素が混入した場合の密度変化は，

原子炉格納容器内密度（水素混入後）：

$$\rho'_{1} = \rho'_{a1} + \rho_{v1}$$

格納容器再循環ユニット出口密度（水素混入後）：

$$\rho'_{2} = \rho'_{a2} + \rho_{v2}$$

であり，このときの，気体の密度 ρ'_{a} は，

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

により計算する。

まず，水素混入後の原子炉格納容器内密度 ρ'_{1} を求める。原子炉格納容器圧力は，3.97atm から水素混入により加圧された状態であり 4.17 atm とする。このときの原子炉格納容器内の条件は，

《原子炉格納容器内条件》

・原子炉格納容器内温度：

130 °C（原子炉格納容器圧力の飽和温度）

・原子炉格納容器内水蒸気分圧： 2.67 atm

・原子炉格納容器内空気分圧：

1.50 atm（水素濃度を 13vol%）

・原子炉格納容器内水蒸気密度 ρ'_{v1} ：

1.50 kg/m³（飽和蒸気密度）

・原子炉格納容器内空気密度 ρ'_{a1} ： 1.15 kg/m³

である。ここで、原子炉格納容器内空気密度 ρ'_{a1} は、

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

により求めている。原子炉格納容器内密度 ρ_1 は、 ρ_{a1} と ρ_{v1} の和であり、

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

を得る。

次に、水素混入後の格納容器再循環ユニット出口密度 ρ'_2 を求める。原子炉格納容器圧力が 4.17 atm の場合の格納容器再循環ユニット出口の条件は、

《格納容器再循環ユニット出口条件》

- ・ 格納容器再循環ユニット出口温度： 74.2 °C
(水素を含まない場合の冷却出口温度を第一近似として設定)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口水蒸気分圧：
0.37 atm (雰囲気温度の飽和蒸気圧力)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口空気分圧：
3.80 atm (全圧 - 飽和蒸気分圧)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口水蒸気密度 ρ'_{v2} ：
0.23 kg/m³ (飽和蒸気密度)
- ・ 格納容器再循環ユニット出口空気密度 ρ'_{a2} ： 3.38 kg/m³

である。ここで、水素混入後の格納容器再循環ユニット出口空気密度 ρ'_{a2} は、

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

により求めている。水素混入後の格納容器再循環ユニット出口密度 ρ'_2 は、 ρ'_{a2} と ρ'_{v2} の和であり、

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

を得る。

c) 流速への影響評価

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

自然対流流量（流速）は、自然対流力の式及び圧力損失の式、すなわち、

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

$$\text{圧力損失の式： } \Delta P = \frac{\zeta \times V^2 \times \rho_m}{2g}$$

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

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

を得る。ここで、 α は定数をひとまとめにしたものである。

上式に、A) 及び B) の結果を代入することで、

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

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

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

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

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

D) 水素影響評価のまとめ

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

除熱量の低下 : 約 7 %

流速の低下 : 約 10 %

が見込まれる。

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

(3) 感度解析

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルに関する不確かさとしては、水素が存在する場合に性能低下が見込まれることから、代表 3 ループプラントを例として、感度解析により原子

炉格納容器内の圧力及び温度への影響を評価する。

A) 解析条件

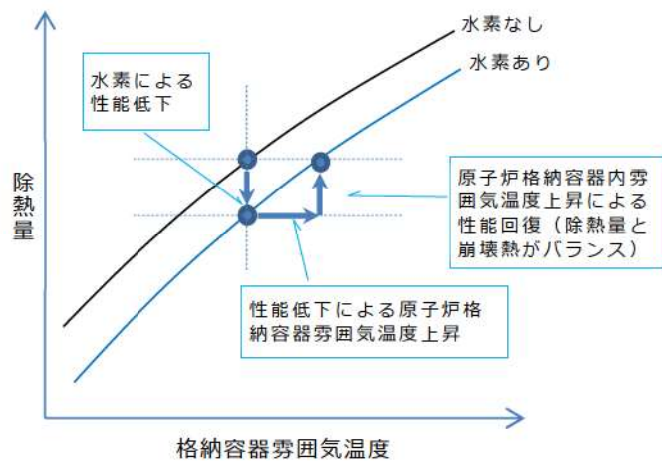
感度解析のベースケースは、「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧破損)」である。ベースケースでは、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づく除熱特性（雰囲気温度に対する流速及び除熱量の関係）を与えている。また、(2)の検討より、最大限水素濃度が増加するとした場合の除熱特性の低下は、除熱量で約7%、流速で約10%である。感度解析ケースとしてこれらの性能低下を考慮した解析を実施した。

	除熱特性	設定根拠
ベースケース	設計に基づく除熱特性	設計値
感度解析ケース	設計に基づく除熱特性に対し、以下を見込む 除熱量： -7% 流速： -10%	水素による除熱特性への影響の検討結果(4.3.3)を包絡するよう設定

B) 解析結果

解析結果を図 4.3-10 に示す。事象発生の24時間後に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を開始することにより、原子炉格納容器圧力を長期的に低下させる。感度解析ケースにおいては、除熱量を7%、流速を10%低下させているため、原子炉格納容器圧力及び温度が高めに推移する傾向があり、原子炉格納容器最高圧力は約0.351MPa[gage]で、ベースケース（約0.335MPa[gage]）よりも約0.016MPa高めに評価する結果となる。原子炉格納容器内温度は約135℃であり、ベースケース（約133℃）よりも約2℃高め

に評価する結果となる。このように、性能低下幅（除熱量：7%，流速：10%）に対して、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇はわずかであった。その理由は、格納容器再循環ユニットでの除熱量が低下したことで原子炉格納容器内温度が高めとなるためにヒートシンクへの伝熱量が増加すること、及び、格納容器再循環ユニットの除熱効果が改善されることが考えられる。後者は、下図に示すとおりであり、性能低下により原子炉格納容器内温度が上昇するが、それにより除熱性能が改善されることによる。



原子炉格納容器再循環ユニット除熱特性 概念図

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

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

(4) まとめ

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルに関する不確かさの検討を行い，原子炉格納容器内に水素が存在する場合に除熱性能の低下が見込まれることから，代表3ループプラントを例として，最大水素濃度（ドライ条件換算で13vol%）を想定した場合，水素が存在しない場合に対して，

- ・ 除熱量の低下 : 約7%
- ・ 流速の低下 : 約10%

の不確かさがあることを確認した。なお，本評価は，最大限水素濃度が増加するとした場合（ドライ条件換算13vol%）に対する評価であり，実際の性能低下は水素濃度に依存する。

上記の不確かさについて，感度解析により，有効性評価への影響を確認した。その結果，原子炉格納容器最高圧力で約0.016MPa，原子炉格納容器内最高温度で約2℃の感度があり，原子炉格納容器の最高使用圧力の2倍及び原子炉格納容器内温度200℃までの余裕は少なくなる傾向となるが，原子炉格納容器内温度が高めとなることで，ヒートシンクへの伝熱量の増加，及び，格納容器再循環ユニットの除熱効果の改善の効果があり，不確かさの影響は，最高使用圧力の2倍及び200℃に対する余裕に比べて1桁程度小さい。

	ベースケース	感度解析ケース
原子炉格納容器 最高圧力 (MPa[gage])	約 0.335 (0.231)	約 0.351 (0.215)
原子炉格納容器内 最高温度 (°C)	約 133 (67)	約 135 (65)

※ 括弧内は最高使用圧力の2倍（0.566MPa[gage]）あるいは200℃までの余裕を示す。

上記の評価は、代表3ループプラントを対象とした結果であり、ループ数によらず各プラントで同様の格納容器内自然対流冷却の方式（メカニズム）を採用していることから、原子炉格納容器内に水素が存在する場合に圧力及び雰囲気温度を高め評価する傾向については各プラントでも同様であり、MAAPコードの自然対流冷却に関するモデルは、水素が存在する場合の影響評価手法も含め、実機解析に適用できる。ただし、格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の冷却性能等の条件はプラントによって異なることから、不確かさの幅（水素による性能低下の幅）及びその影響程度は、プラントごとに評価を要する。

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

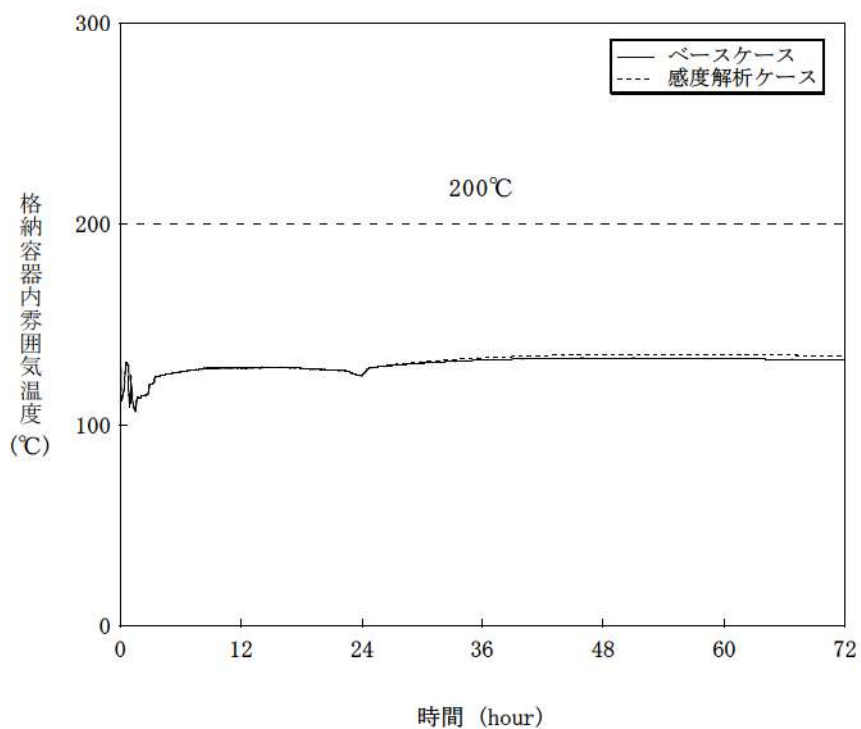
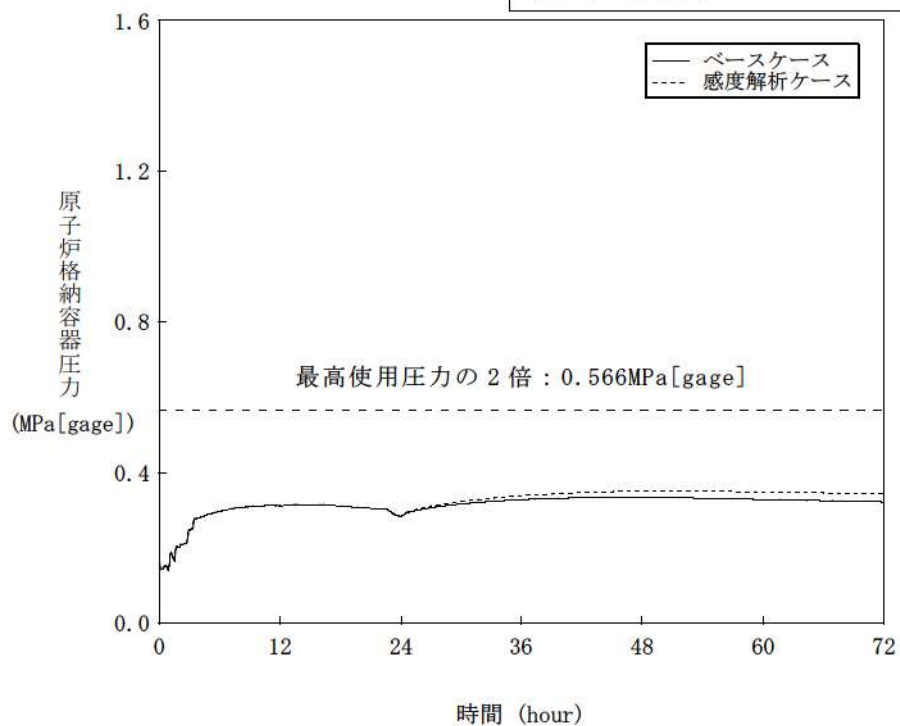


図 4.3-10 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルに関する感度解析結果

4.3.4 炉心ヒートアップ

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

(1) 解析条件

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

この感度解析では，ジルコニウム－水反応が一旦開始すると，この反応熱は崩壊熱よりも大きく，ヒートアップに最も寄与することから，ジルコニウム－水反応の速度に着目する。ジルコニウム－水反応速度の感度をみるため，ジルコニウム－水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウム

－水反応速度の係数）はジルコニウム－水反応の計算のみに使用され、熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径、長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより、酸化反応熱の発生速度、水素発生速度、酸化ジルコニウム生成速度が高くなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が早まる方向へ作用する。この係数は、ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき1倍を与えている。これは、ヒートアップ時には燃料被覆管バーストが発生する場合にバースト部の燃料被覆管内面の酸化もあるが、燃料被覆管内面の酸化は、限定されたバースト部のみで生じること、炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから、炉心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。これに対し、感度解析のパラメータの振り幅としては、炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として、仮想的な厳しい想定ではあるが、2倍とする。

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

(2) 解析結果

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

A) SBO シーケンス (添付 1 に詳細を記載)

解析結果を図 4.3-11 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。ジルコニウム-水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、ジルコニウム-水反応による酸化反応熱が増加することから、炉心溶融は感度解析ケースにおいて約 4 分早くなっている。さらに、酸化反応熱が増加することでその後の炉心溶融の進展も早くなることから、下部プレナムへのリロケーション開始は約 14 分早くなっている。この影響として、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力はわずかに高くなるが 2.0 MPa [gage] 以下である。また、原子炉格納容器圧力・温度に対しては、酸化反応熱が増加したため、原子炉格納容器に放出された熱量の増加によりベースケースより高めになるが、その差はわずかである。

B) LOCA シーケンス

解析結果を

図 4.3-12 に示す。ジルコニウム-水反応速度の係数を 2 倍にしたことで、ジルコニウム-水反応による酸化反応熱が増加する。炉心溶融は、ベースケースと感度解析ケースでほぼ同時刻に発生する。リロケーション開始は感度解析ケースの方が約 30 秒早くなるにとどまり、SBO シーケンスと比較して感度が小さい結果となっている。LOCA シーケンスでは、1 次冷却系保有水量が減少し除熱が悪化することから、SBO シーケンスと比較してより早い時間よりヒートアップが進展する。SBO シーケンスでは、1 次冷却系保有水量の減少がより緩やかであることから、ヒートアップ挙動はより緩慢となる。

このため、ジルコニウム－水反応速度の係数の感度は SB0 シーケンスの方が大きくなったものである。

(3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウム－水反応が促進される場合の影響を確認するため、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム－水反応速度の係数を2倍とした感度解析を行った。運転員等操作の起点となる炉心溶融については、SB0、LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は、SB0 シーケンスで約14分の感度があるが、SB0 シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは3～4時間程度の時間がかかることから、原子炉容器破損時点で原子炉下部キャビティに十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、SB0 シーケンスでは、原子炉容器破損時の1次冷却材圧力も2.0 MPa[gage]以下であり、原子炉格納容器圧力の上昇もわずかとなることから、実機解析への影響はない。水素発生観点では、感度解析においては燃料被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的にジルコニウム－水反応速度の係数を大きくしているものであり、実機の燃料被覆管反応面積は形状により決まること、また、水素生成量は全炉心内のZrの75%が酸化反応するという条件に包絡されることから影響しない。

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

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

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

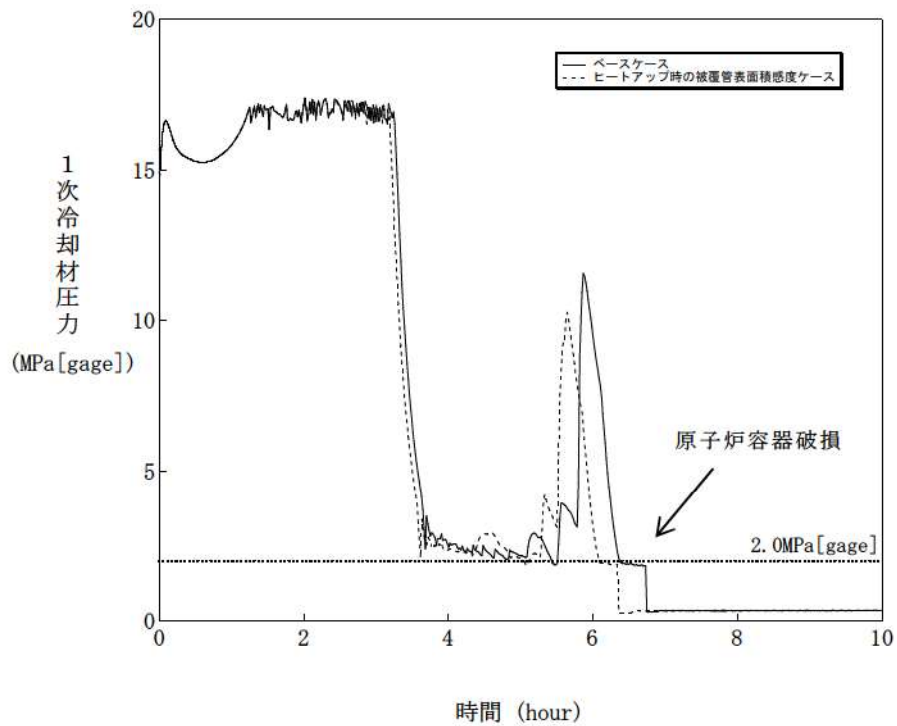
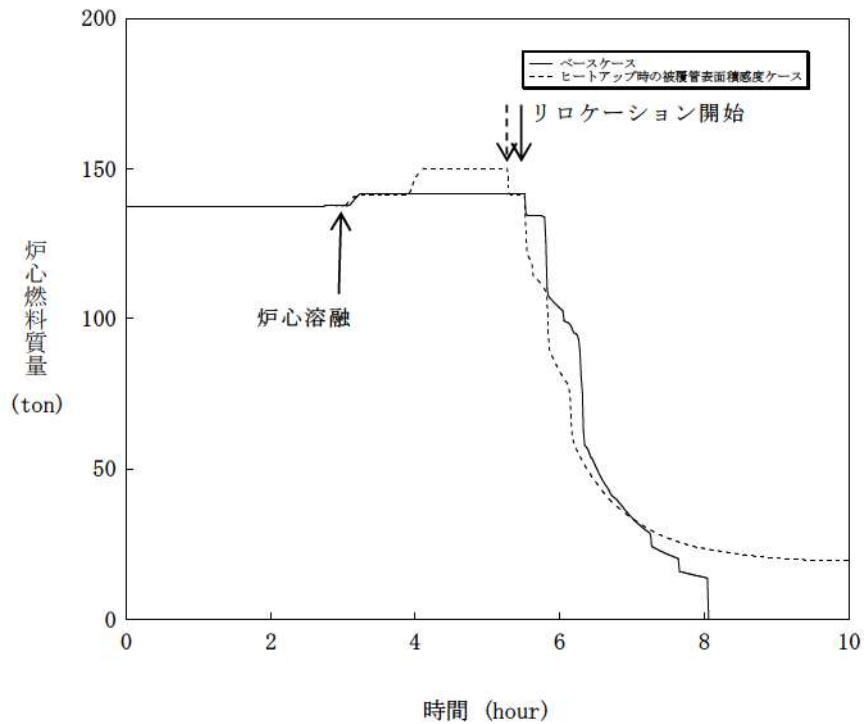


図 4.3-11 炉心ヒートアップに関する感度解析結果（SB0 シーケンス）
（1 / 2）

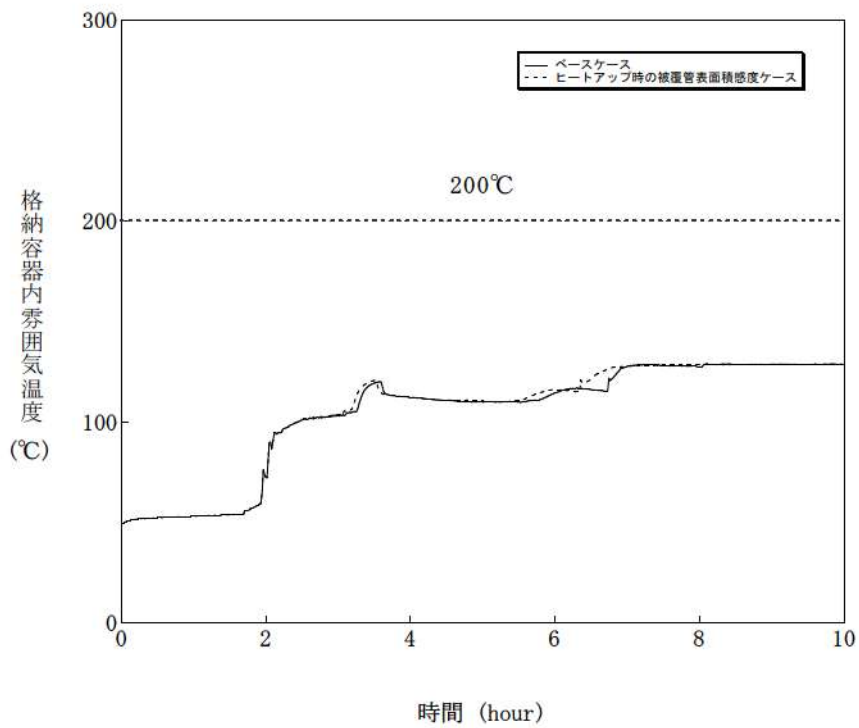
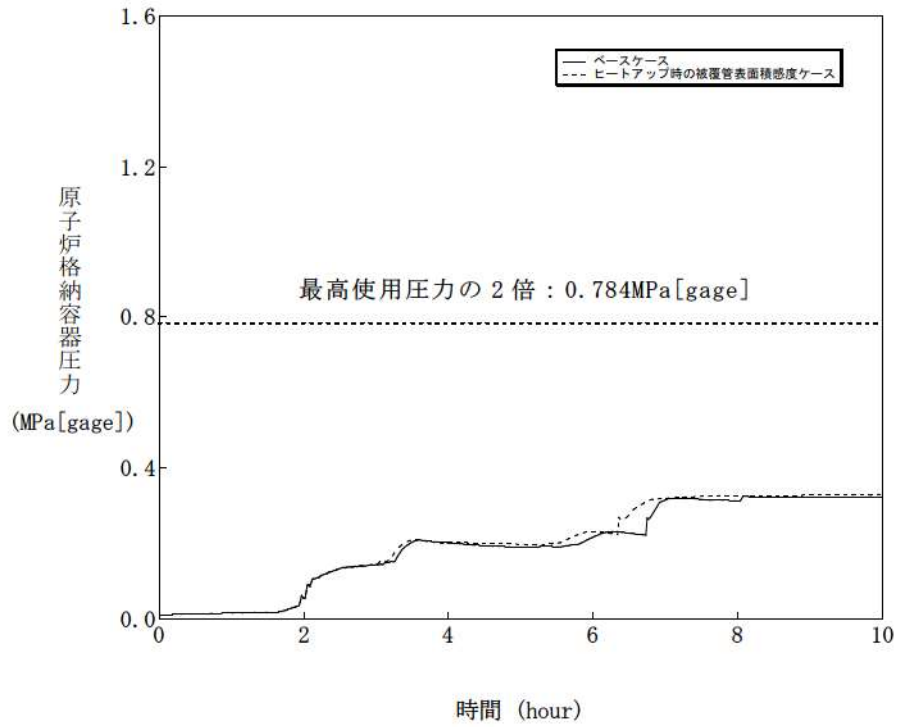


図 4.3-11 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (SB0 シーケンス)
(2 / 2)

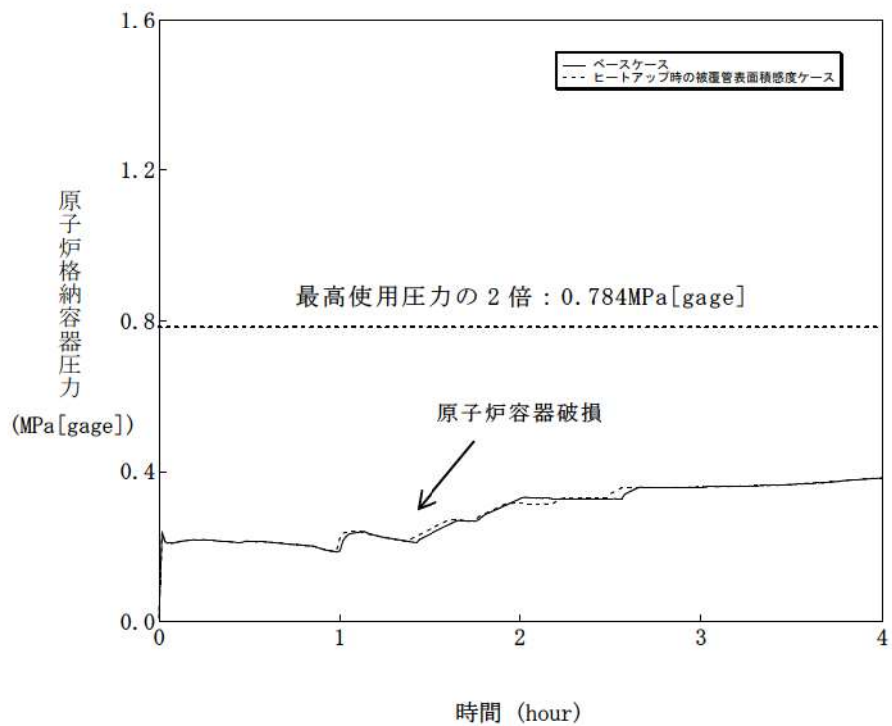
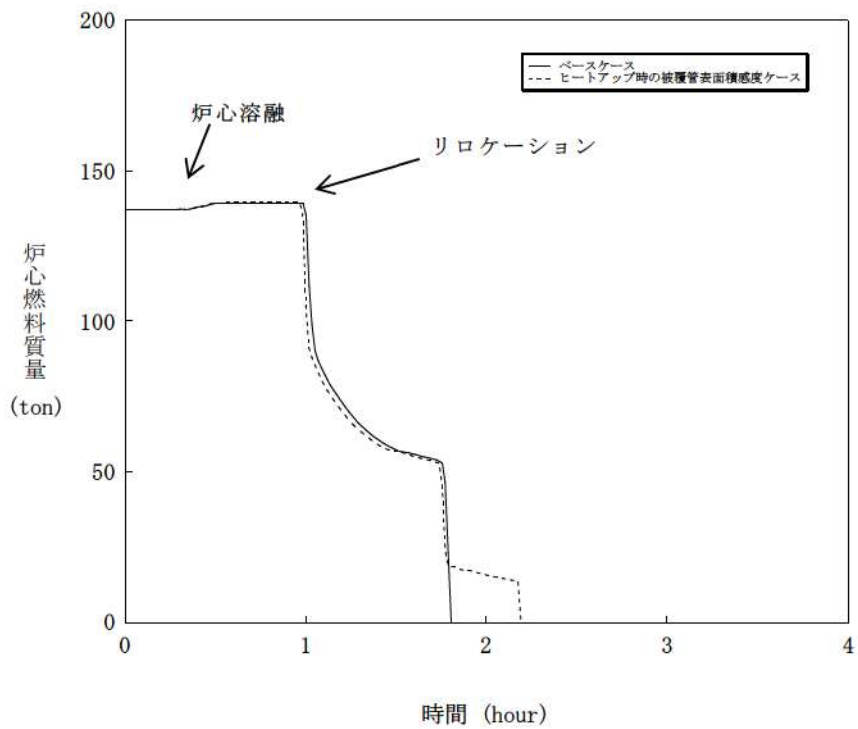


図 4.3-12 炉心ヒートアップに関する感度解析結果 (LOCA シーケンス)

4.3.5 リロケーション

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

(1) 解析条件

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

ベースケースでは、炉心ノードが K 一定と仮定した場合に 時間で炉心が崩壊することを想定しているが、感度解析では、炉心崩壊が早く進むことを想定し、炉心ノードが K 一定と仮定した場合に 時間（あるいは K 一定で 秒）経過すると炉心が崩壊

枠囲みの内容は商業機密に属
しますので公開できません。

する場合の影響を確認する。これは、炉心崩壊の判定条件を K 早くするものであり、炉心ヒートアップ時の燃料及び燃料被覆管の融点は精度よく予測できるため、 K 低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが、リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお、実際には温度履歴に応じて、燃料ペレットが崩壊するまでの時間を計算している。

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

(2) 解析結果

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

A) SBO シーケンス（添付 1 に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-13 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展するが、炉心溶融時刻はほぼ同時刻である。リロケーション時刻は、約 17 分感度解析ケースの方が早いものの、図から分かる通り感度解析ケースでリロケーション直後の溶融炉心の移動量はわずかであり、事象全体の進展

に大きな影響は無い。原子炉容器破損時刻は、感度解析ケースの方が約 26 分早くなっている。このときの 1 次冷却材圧力は、ベースケースよりも高くなるものの、2.0MPa [gage] 以下である。また、原子炉格納容器圧力に対しては、溶融炉心の原子炉下部キャビティへの落下時刻が早まるために、原子炉格納容器圧力や温度の上昇時期も早くなるものの、到達する圧力値の差はわずかである。

B) LOCA シーケンス

解析結果を図 4.3-14 に示す。感度解析ケースにおいては、燃料ペレットが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展する。ベースケースと感度解析ケースにおいて、炉心溶融時刻は同時刻である。リロケーションは約 24 秒、原子炉容器破損は約 3 分と、わずかながら感度解析ケースの方が早いものの、ほぼ同時刻である。LOCA シーケンスでは、1 次冷却系保有水量が減少し除熱が悪化することから炉心のヒートアップが促進され、SBO シーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。また、溶融炉心の原子炉下部キャビティへの落下のタイミングが変化することで、原子炉格納容器圧力の挙動にも影響するがわずかである。

(3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として、非常に厳しい条件ながら、炉心崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。運転員等操作の起点となる炉心溶融については、SBO、LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、原子炉容器破損の時点では SBO シーケンス

で約 26 分の感度があるが、SBO シーケンスは事象進展が遅く、炉心溶融開始から原子炉容器破損までは 3~4 時間程度の時間がかかることから、原子炉容器破損時点で原子炉下部キャビティに十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、SBO シーケンスでは、原子炉容器破損時の 1 次冷却材圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、原子炉格納容器圧力の上昇幅もわずかであり、実機解析への影響はない。

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

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

以上より、有効性評価への適用性に問題は無いと判断した。

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

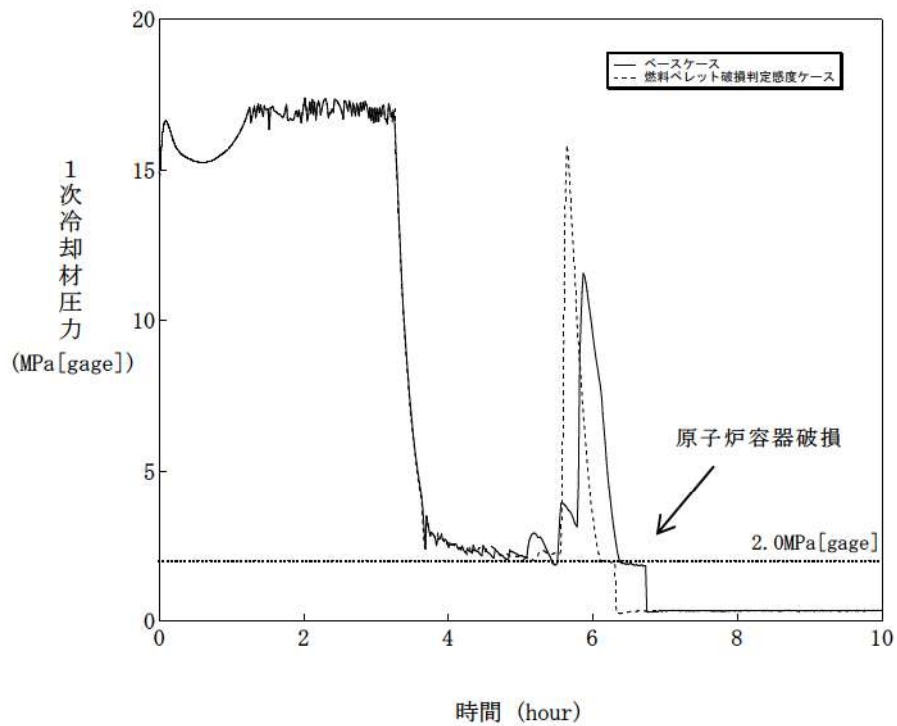
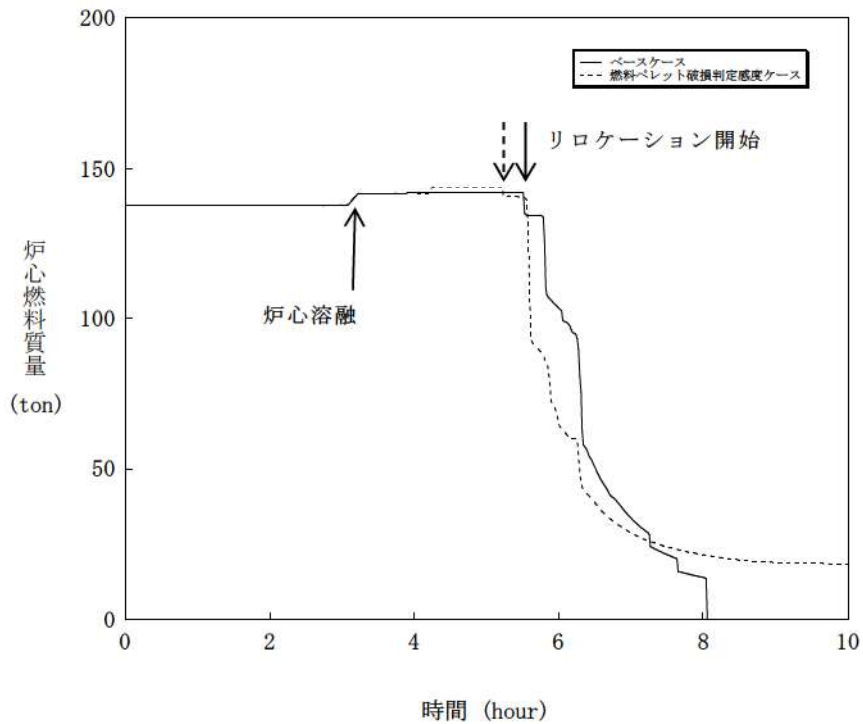


図 4.3-13 リロケーションに関する感度解析結果（SBO シーケンス）
（1 / 2）

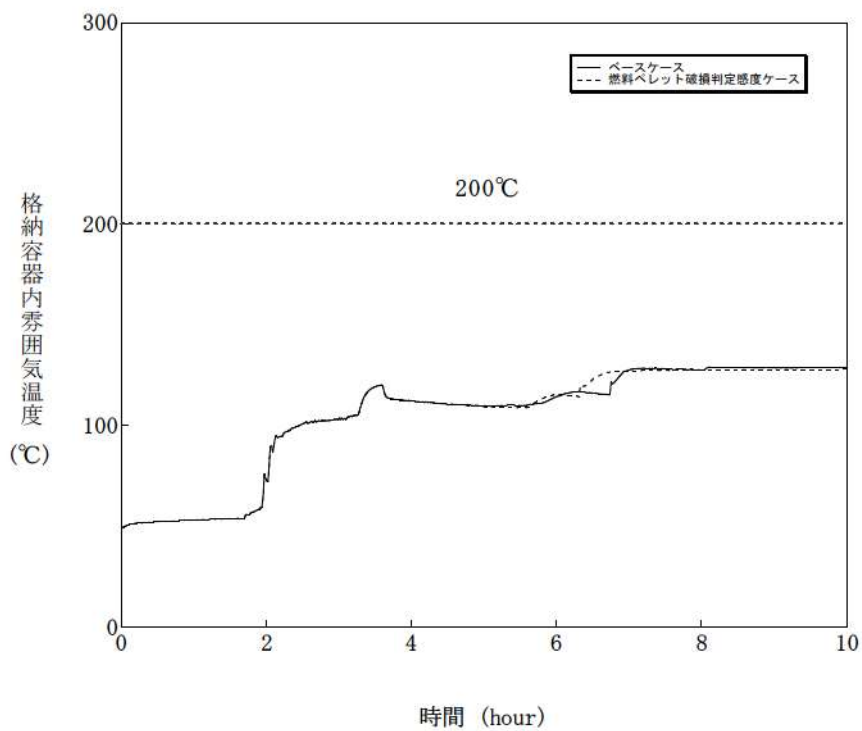
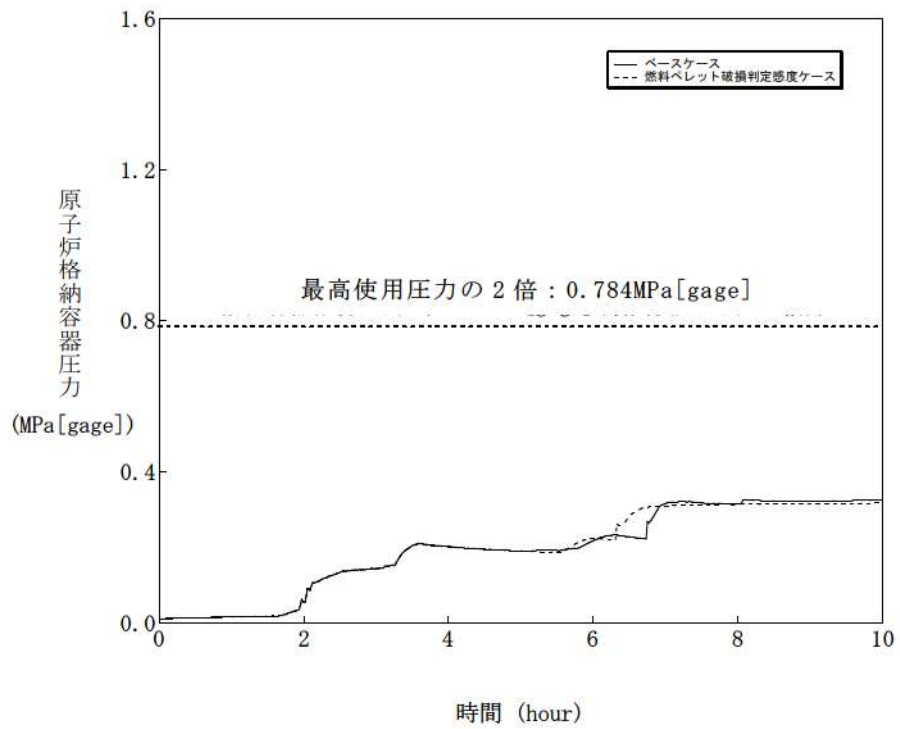


図 4.3-13 リロケーションに関する感度解析結果 (SB0 シーケンス)
(2 / 2)

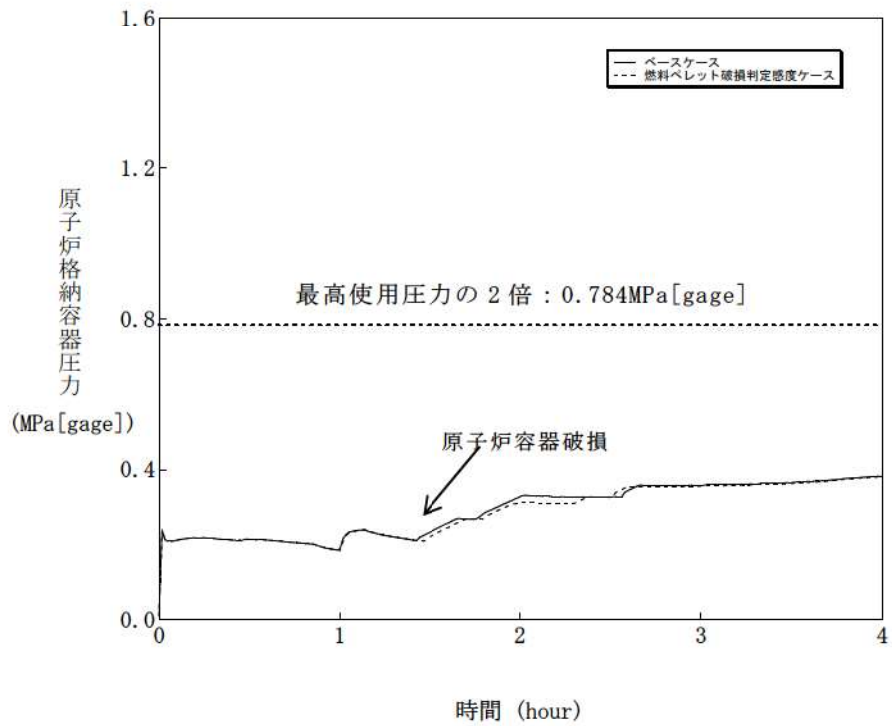
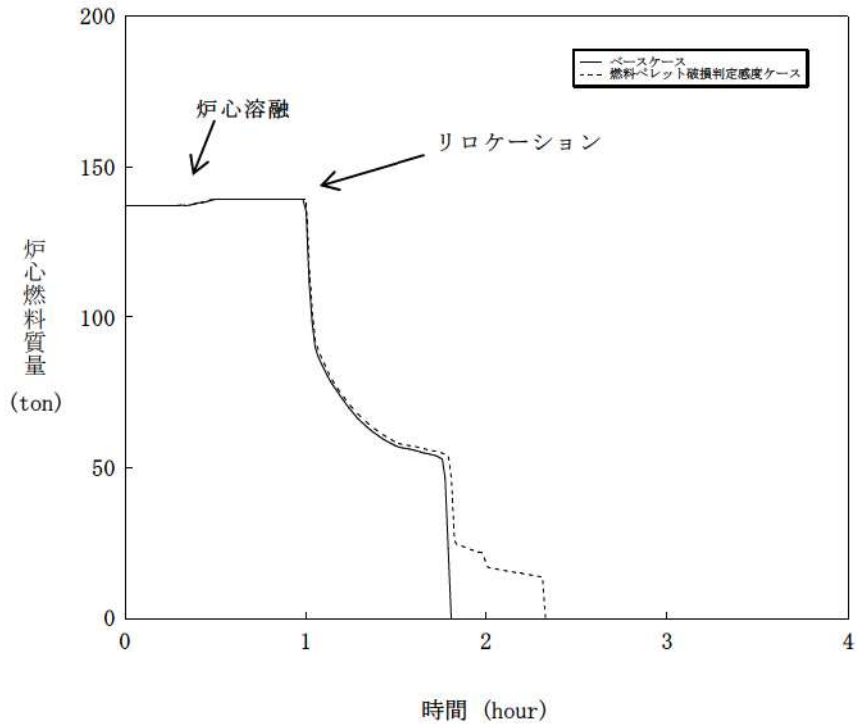


図 4.3-14 リロケーションに関する感度解析結果 (LOCA シーケンス)

4.3.6 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化，熱伝達）

原子炉容器内 FCI により生じる圧力スパイクは，原子炉冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが，高圧溶融物噴出を防止する観点で，原子炉容器破損の時期とあいまって，影響するものと考えられることから，添付 1 において不確かさの整理と感度解析による影響評価を行っている。

以下に概要をまとめる。

(1) 不確かさの整理

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

(2) 感度解析及び結果

A) デブリジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，物理現象としては，溶融炉心のリロケーションにより下部炉心支持板の上部に堆積した溶融炉心のクラストが融解し，そこから溶融炉心が下部炉心支持板の開口部を通過して下部プレナムへ落下する過程である。これに対し，解析

モデルでは、ノード単位でクラストの融解を取り扱い、溶融ジェット
の落下径は、下部炉心支持板の開口部の面積を等価直径として入
力条件として与えたものから計算される。従って、実現象では解析
よりもデブリジェットの落下径が小さい場合が考えられる。

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

解析結果を図 4.3-15 に示す。感度解析ケースでは、溶融ジェッ
ト径を小さくしたことにより、細粒化割合が高くなり、粒子ベッ
ドの質量が増加しているため、圧カスパイクによる圧力上昇幅が約
3.7MPa となっているが、過渡的な変化であり、原子炉容器破損時点
での 1 次冷却材圧力は 1.8MPa [gage] 程度であり大きな感度は無い
ことが確認された。

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

B) エントレイン量

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

エントレイン量は Ricou-Spalding により計算しており、その比
例係数（エントレインメント係数）を変化させる。エントレインメ
ント係数は、大規模実験に対するベンチマーク解析により検討され
た設定範囲があり、有効性評価の解析ではその最確値を設定してい

る。よって、感度解析としては、エントレイン量が最大となるよう、設定範囲の最大値とする。

解析結果を図 4.3-16 に示す。感度解析ケースでは、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化割合が高くなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧カスパイクによる圧力上昇幅が約 1.8MPa となっているが、過渡的な変化であり、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力は 1.8MPa [gage] 程度であり大きな感度は無いことが確認された。

C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は、膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが、その伝熱量は、デブリ粒子の表面積、すなわち、粒子径に依存する。有効性評価の解析では、デブリ粒子の径を UO_2 及び ZrO_2 を用いた大規模実験に基づき、その平均的な値を使用しているが、実験ケースによってばらつきが存在していることから、この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって、感度解析ケースでは、大規模実験に基づき検討された設定範囲の最小値とする。

解析結果を図 4.3-17 に示す。感度解析ケースでは、粒子径を小さくしたことにより、冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより、圧カスパイクによる圧力上昇はわずかに高くなるが、ベースケースとの差はわずかであり大きな感度はないことが確認された。従って、原子炉容器破損時点での 1 次冷却材圧力にもほとんど影響がない。

(3) まとめ

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

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

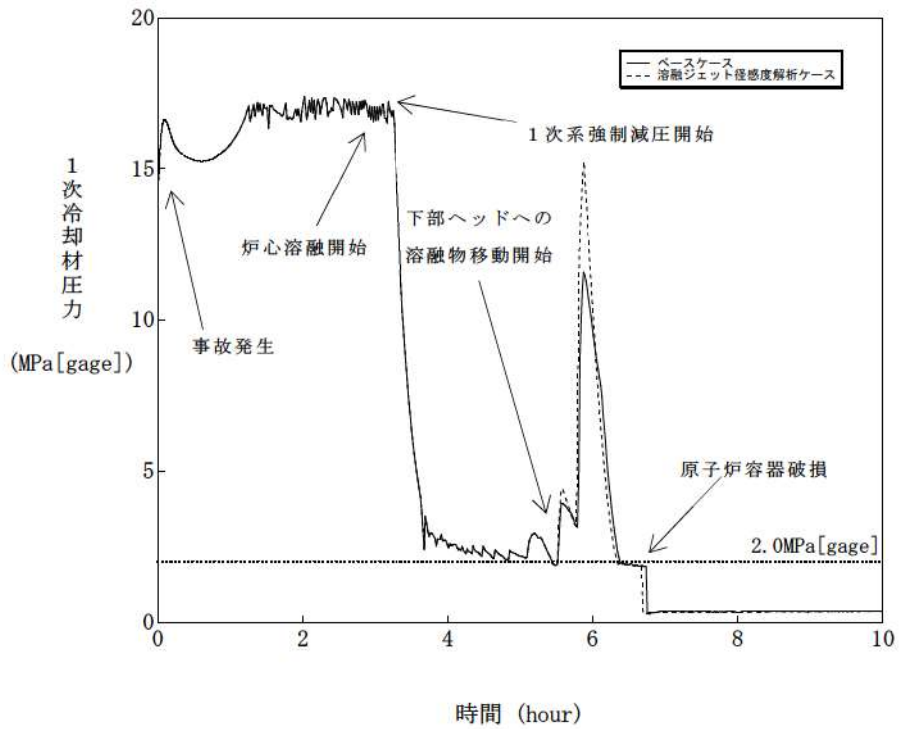


図 4.3-15 原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（デブリジェット径）

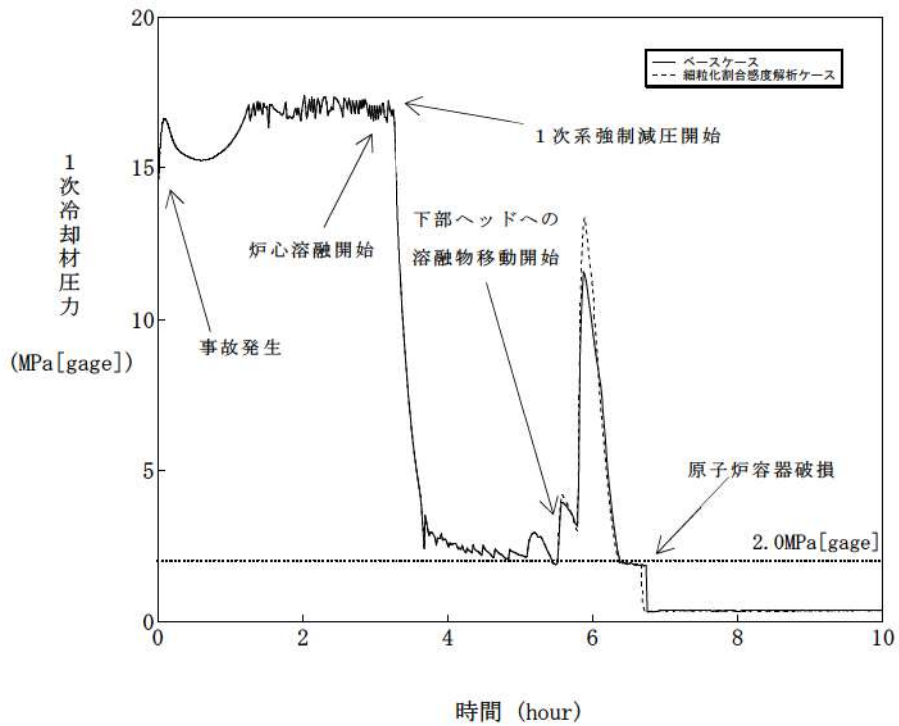


図 4.3-16 原子炉容器内 FCI に関する感度解析結果（エントレイン量）