

(3) 解析結果

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

HM-1 実験

この実験は、水平方向ジェットノズルにより小破断 LOCA を想定しているが、再循環ファンは模擬しておらず、気相混合に寄与するのは、ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。

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

実験開始後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など、全体的に解析結果は実験データと良く一致している。

アイスコンデンサ下部扉が開いたあとの温度低下挙動、実験開始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など全体的に解析結果は実験データと良く一致している。上部区画ガス温度については、ガス注入期間に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コードはランプト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

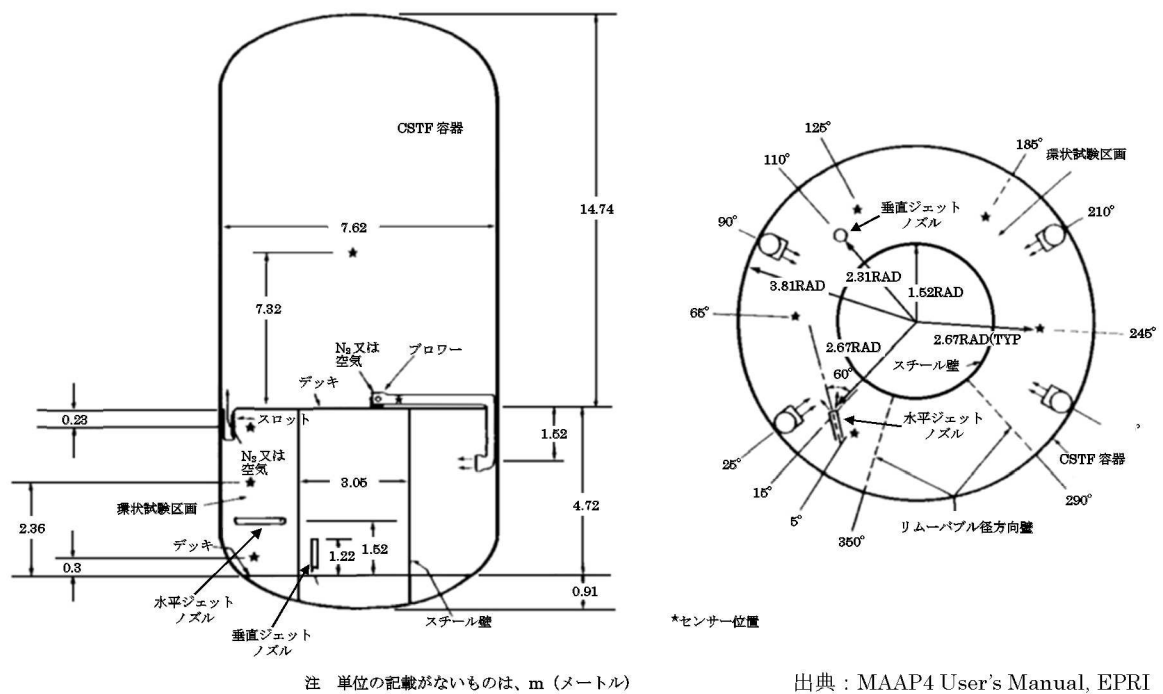
実 験 ケース	雰囲気 ガス	再循環流量		注入ガス 組成	ガス流量 (ヘリウム又は水素)		水蒸気流量		下部区画 ガ ス 初期温度	
		m ³ /min.	ft. ³ /min.		kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェット試験（水平方向）										
<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

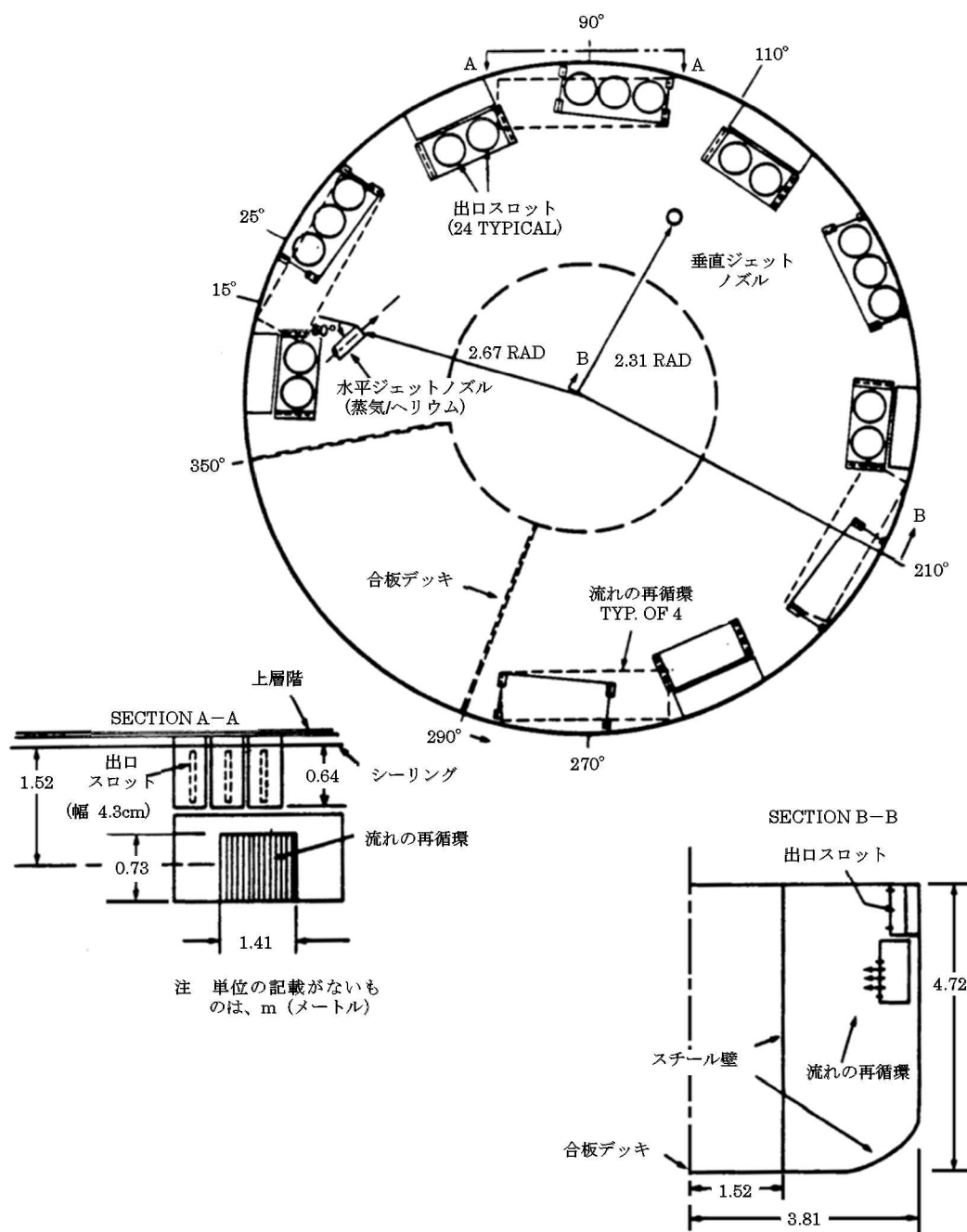
※ 下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

表 4.2-6 実験施設と実機条件の比較

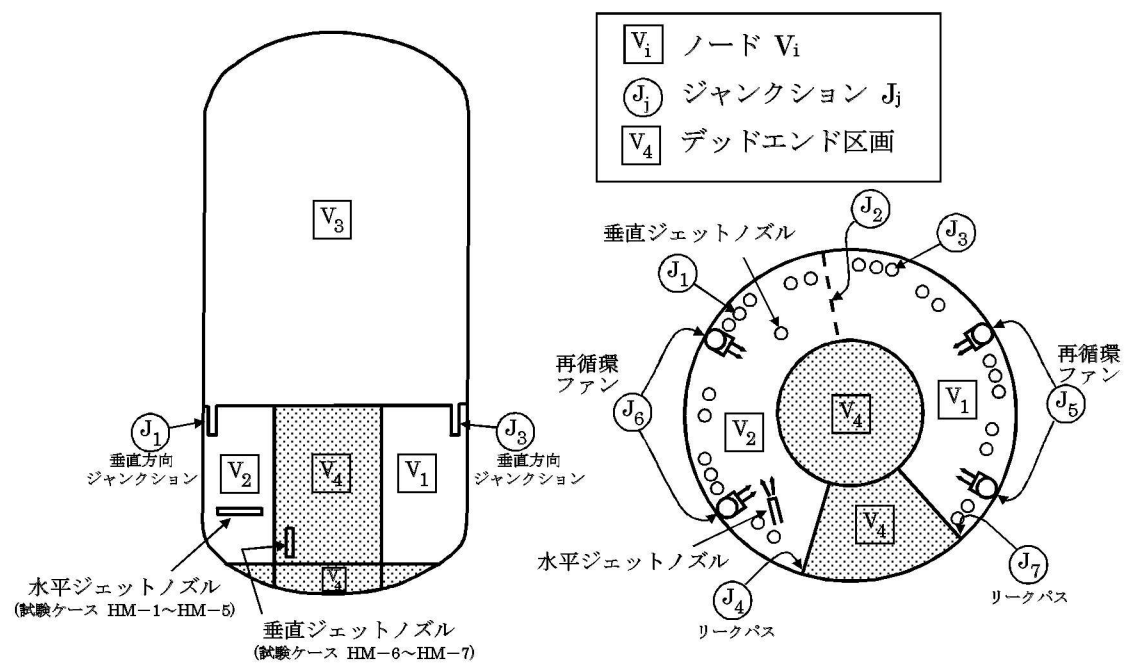
項目	国内 PWR プラント			実験施設	
	2 ループ	3 ループ	4 ループ	HDR	CSTF
プラント熱出力 (MWt)	1,650	2,652	3,411	—	—
原子炉格納容器 内自由体積 (m ³)	42,400	67,900	73,700	11,400	850





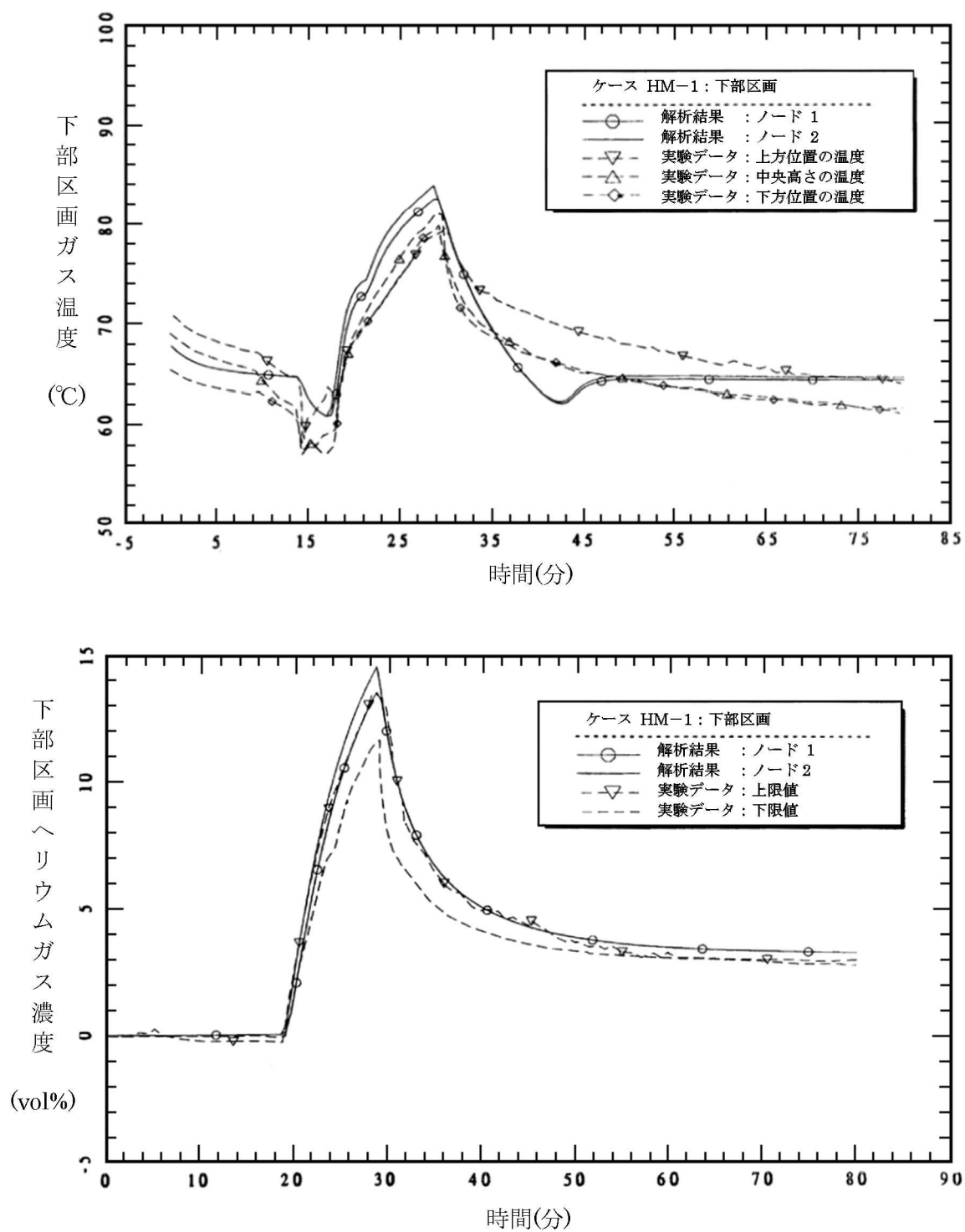
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 CSTF 実験装置の区画構成 (詳細)



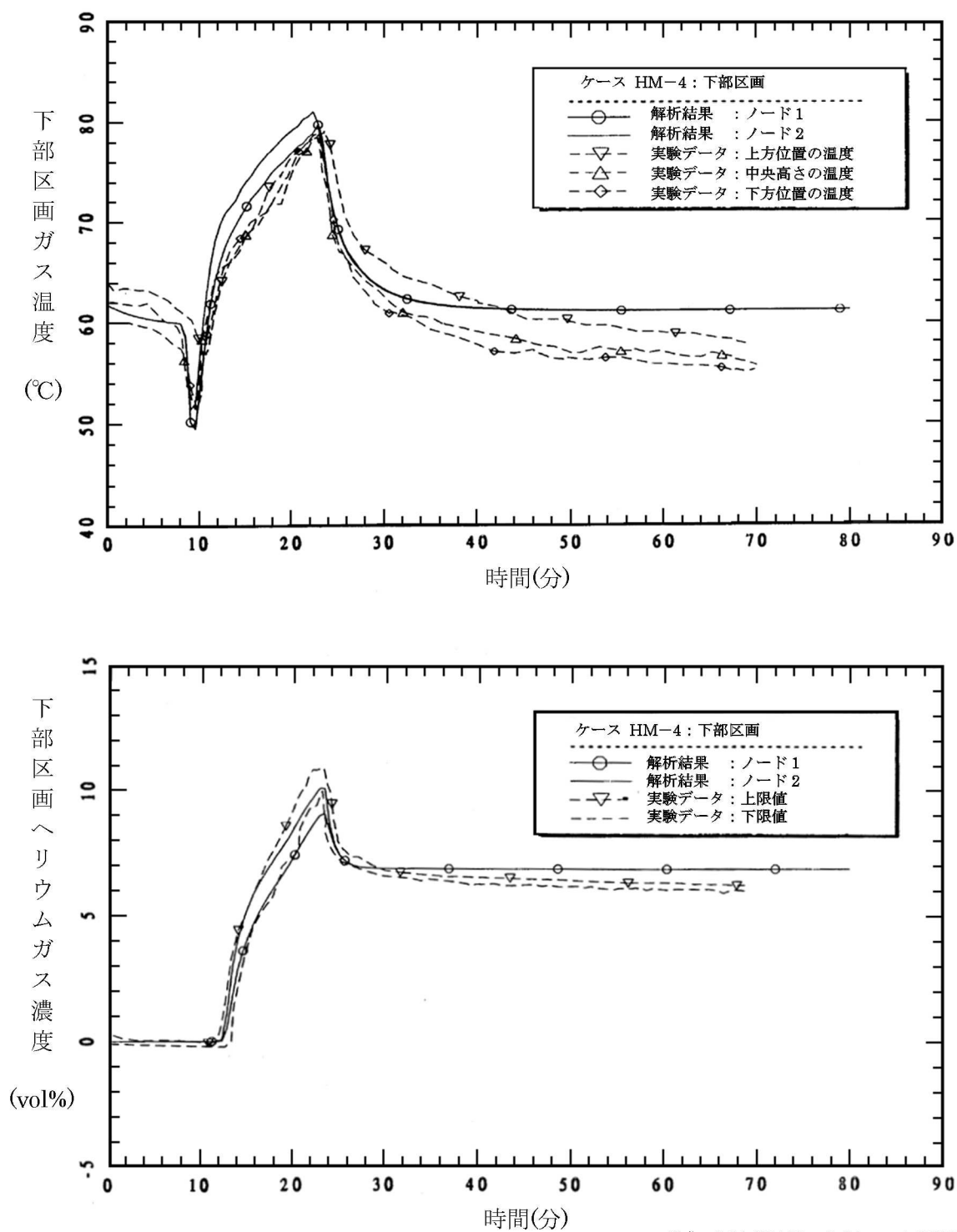
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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



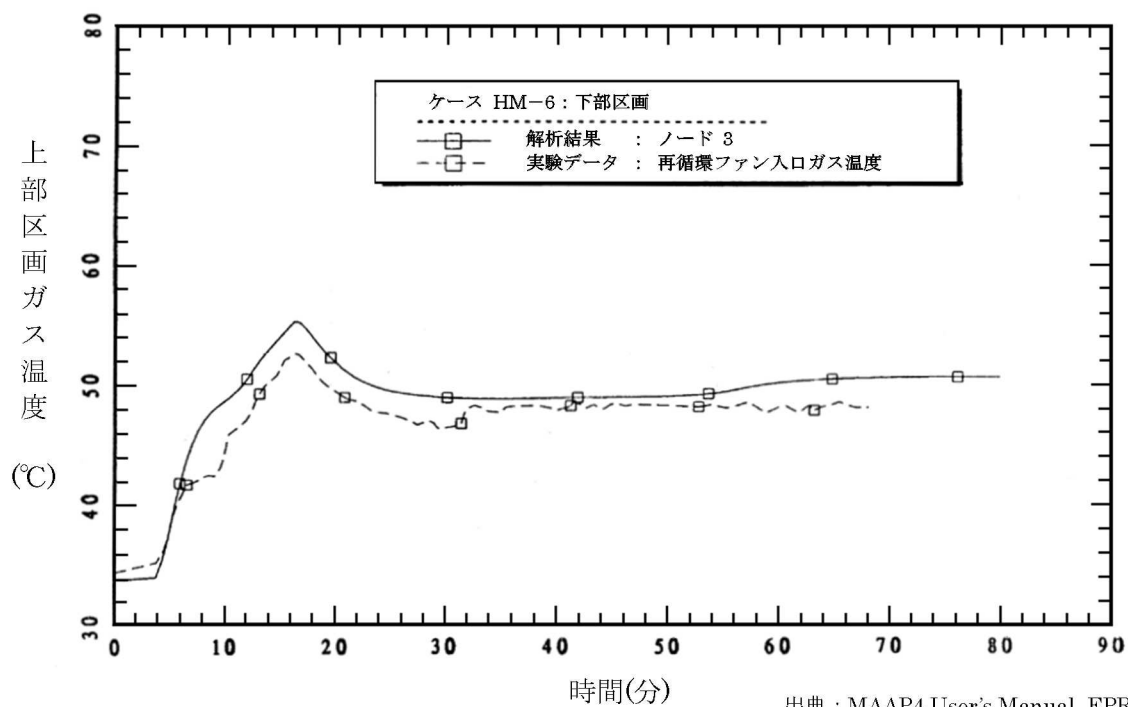
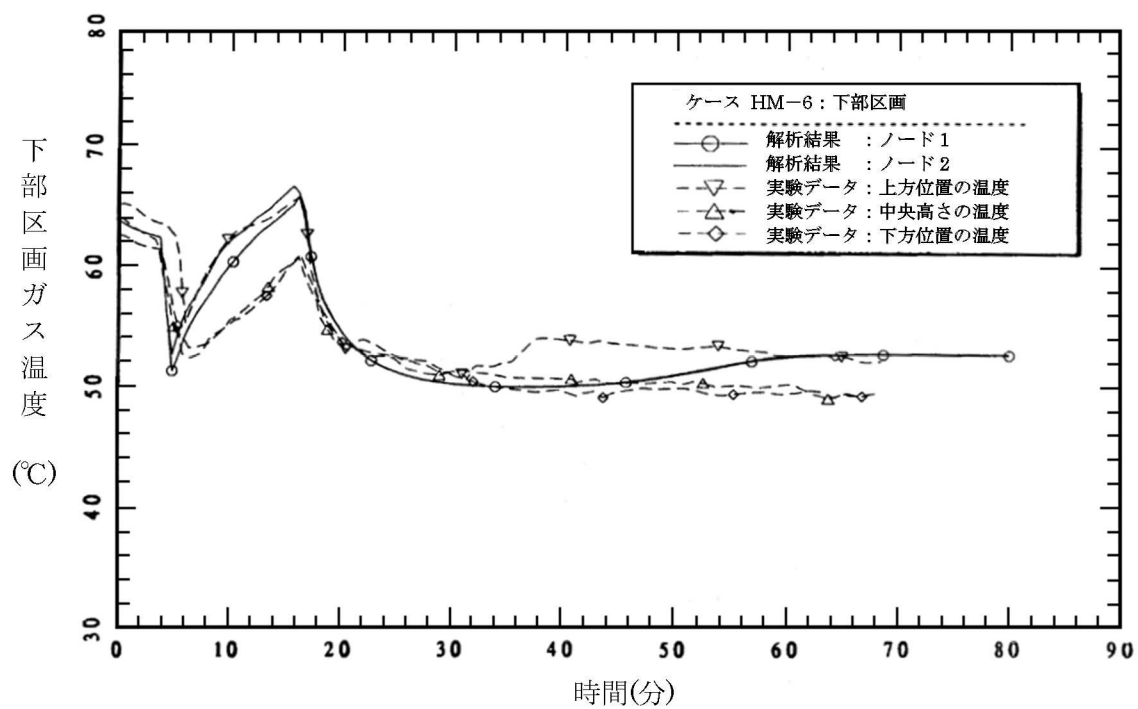
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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)

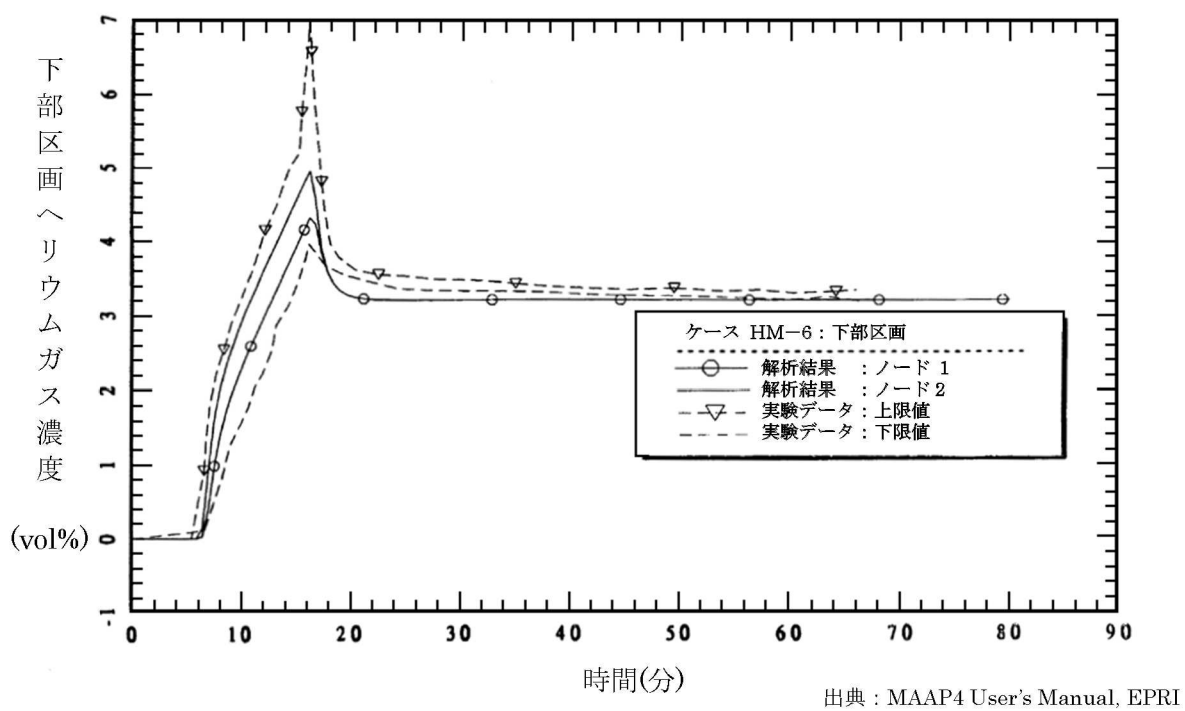


図 4.2-22 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-6) (2/2)

4.2.4 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

ACE 実験^[18]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、エアロゾル収集なら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おり、垂直方向へのコンクリート侵食率の平均は 7.8 mm/分である。

ケース L6

ケース L6 は、制御棒の材質を含む一部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 MAA P 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コイなどの混合物が使用されており、熱的物性も実機に近い条件となっている。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

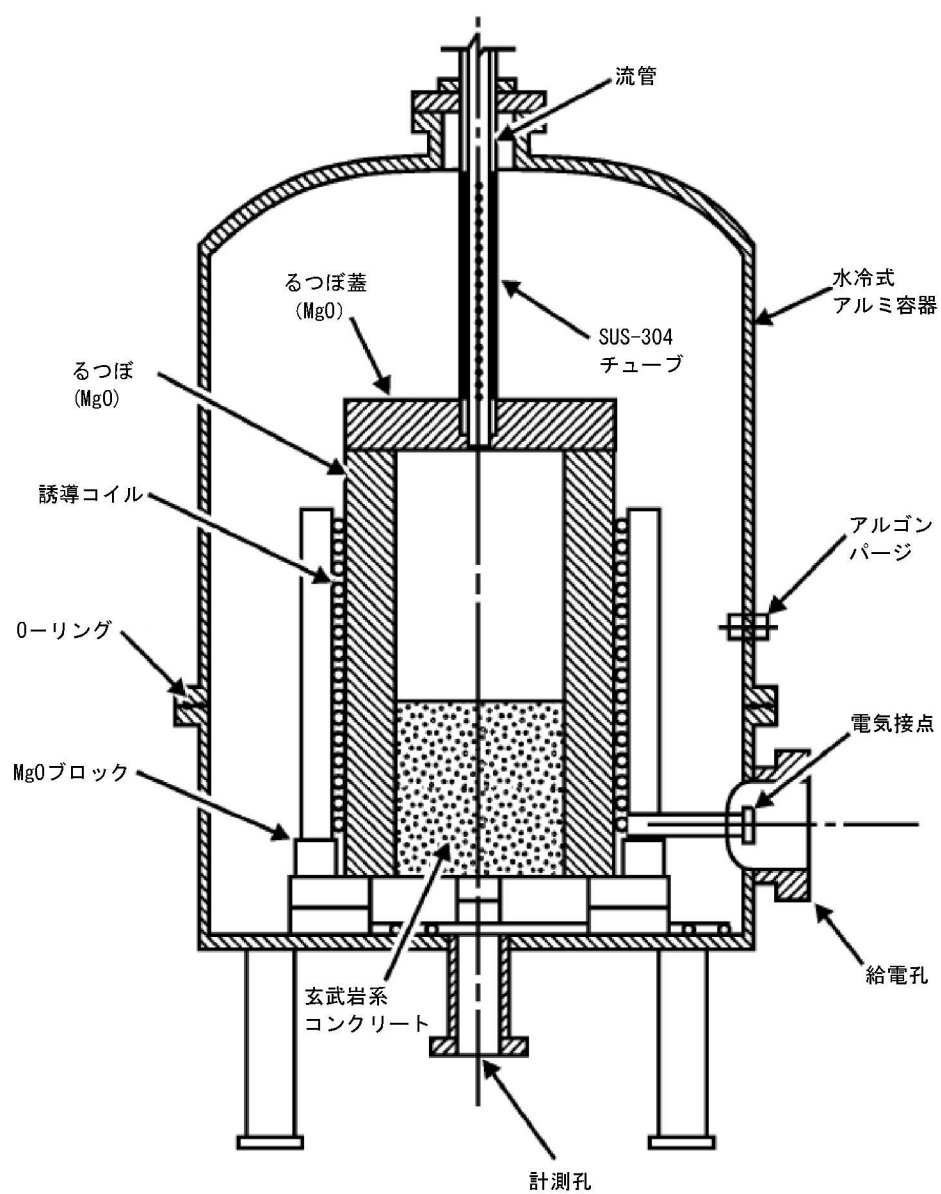
Constituent (kg)	L2	L6
UO ₂	216	219
ZrO ₂	42.5	18.5
Zr	13.4	21.1
Zirc-4	-	1.8
Fe ₂ O ₃	-	-
NiO	-	-
Cr ₂ O ₃	-	-
SS-304	-	9.1
CaO	3.0	7.3
MgO	-	-
SiO ₂	20.9	16.9
BaO	0.8	0.79
La ₂ O ₃	0.6	0.6
SrO	0.5	0.5
CeO ₂	1.3	1.3
MoO ₂	0.9	0.94
SnTe	0.2	-
ZrTe ₂	-	0.2
Ru	-	0.38
B ₄ C	-	-
Ag	-	1.19
In	-	0.22

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

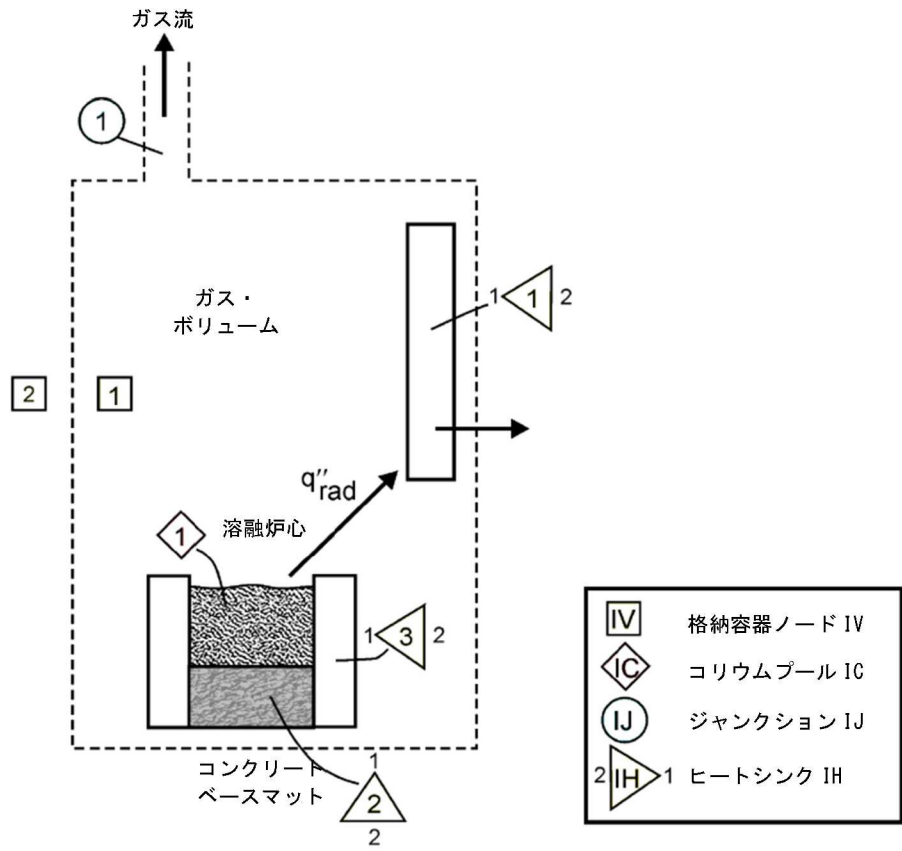
S¹ : ケイ土系

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



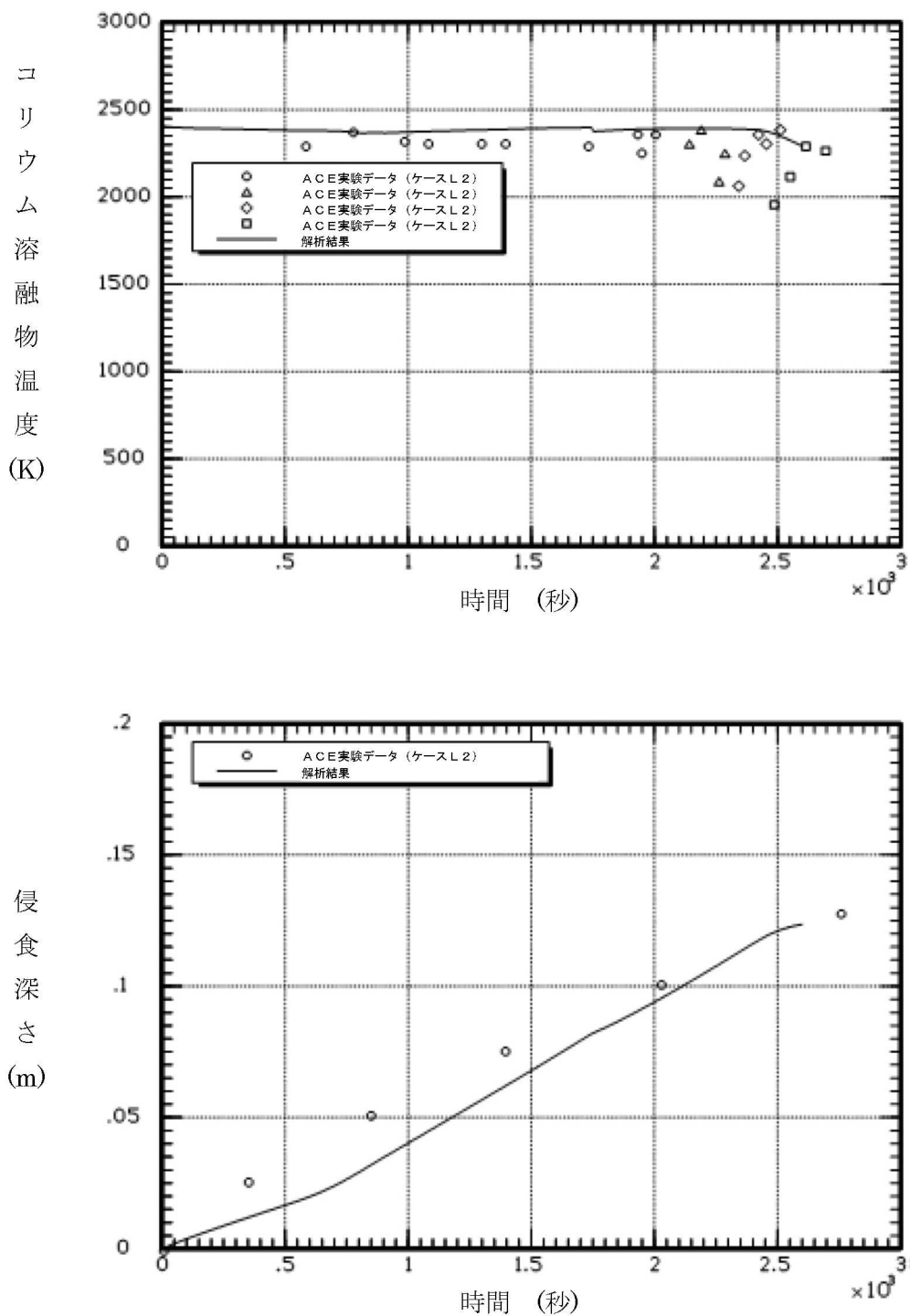
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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)

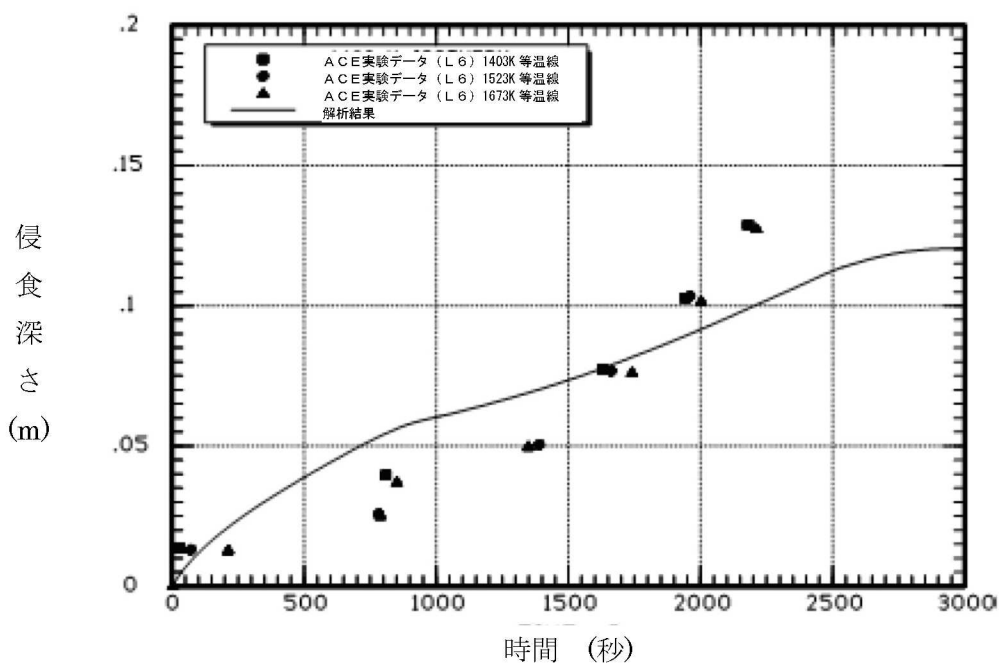
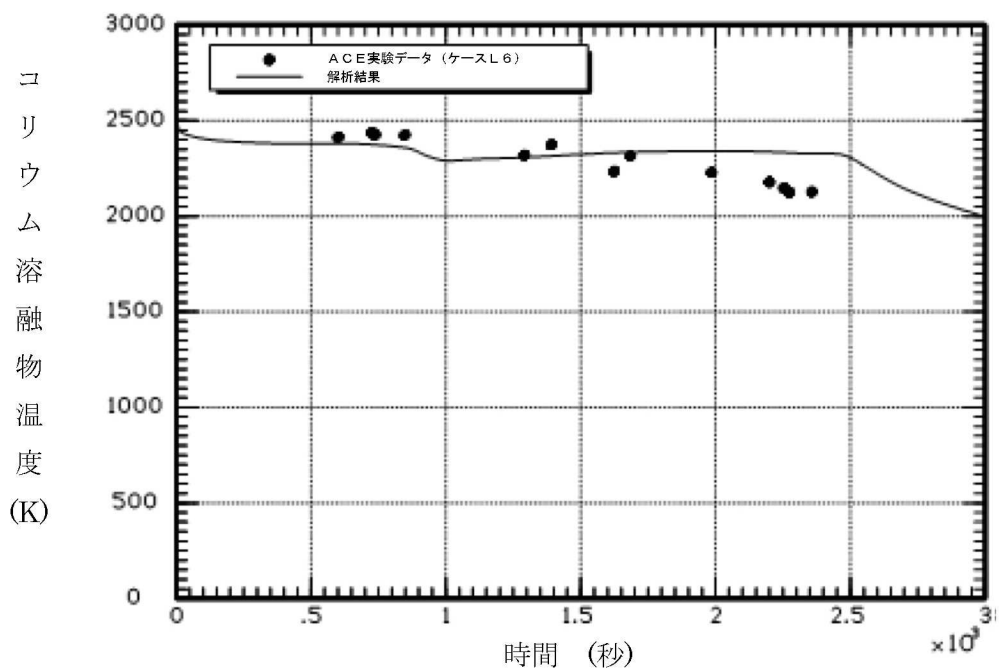


出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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^[19]はサンディア国立研究所で行われた MCCI 実験の一つである。本実験は、コード比較のための国際標準問題 (ISP-24) に選定されている。実験装置の概要を図 4.2-27 に示す。円筒状の反応るつぼがアルミ容器内に設置されている。アニュラス部とるつぼの蓋は MgO でできている。反応るつぼの床は厚さ 40cm の玄武岩系コンクリートであり、温度記録用の熱電対が設置されている。

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

(2) 解析条件

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

ベンチマーク解析の初期状態としては、コンクリート侵食開始のタイミングを 0 秒として取り扱い、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もとに、熱境界層において放物線を描くと想定し、その頂部（コリウム溶融物との接触面）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 MAA P コードの MCCI モデルの妥当性を確認した。

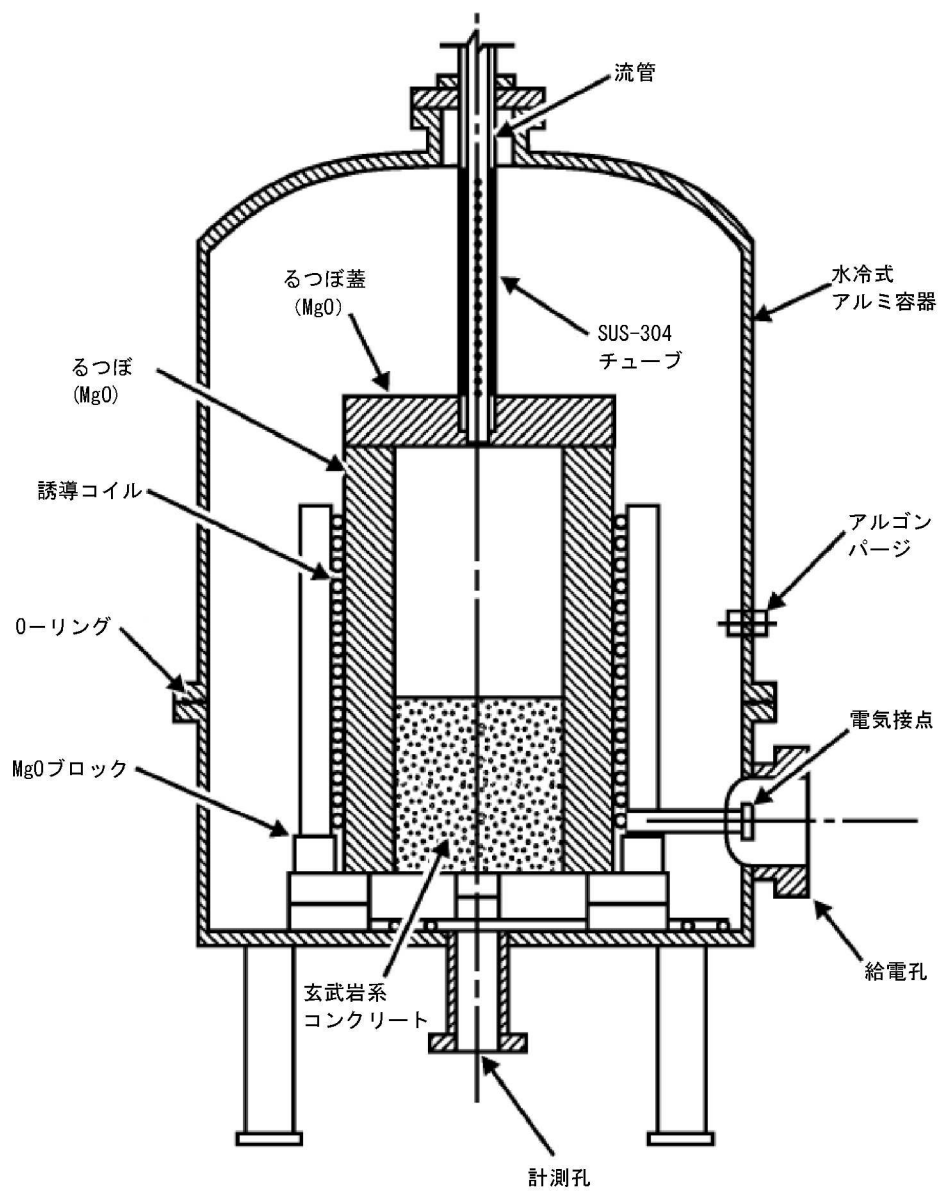
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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 MAA P 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。

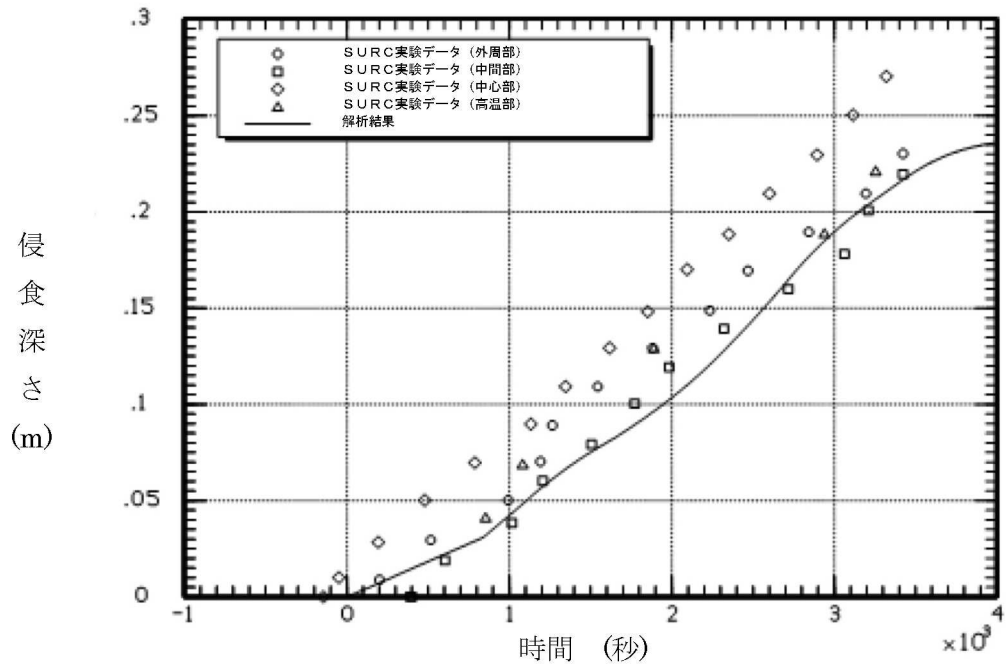
ベンチマーク解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度をよく再現した結果となっている。SURC 実験ではステンレス鋼の模擬 FP が使用されており、実機の材質と異なるが、熱的にも実機に近い条件となっている。溶融炉心からコンクリートへの熱移動は、基本的にクラスト内の熱伝導や溶融炉心に接するコンクリート内の熱伝導が主要な熱移動挙動になるため、下方向の侵食挙動に関しての不確かさは比較的小さいと考えられる。

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, EPRI

図 4.2-28 SURC-4 実験の模擬解析結果

4.2.6 MB-2 実験解析

(1) 実験の概要

MB-2 実験^{[20][21]}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 次系の流量や温度は境界条件として与えている。

解析ケース及び解析条件は、次のとおりである。

100%主蒸気管破断

本ケースは、高温停止状態からの 100%主蒸気管破断である。初期の蒸気発生器圧力は 7.64 MPa、1 次系圧力は 14.48 MPa である。1 次冷却材高温側温度は 293.2℃、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 次系圧力が 13.79 MPa、1 次冷却材高温側温度が 325℃、ダウンカマ水位は 11.18 m である。また、1 次冷却材高温側温度は 325℃で維持される。

(3) 解析結果

MB-2 実験のベンチマーク解析結果について以下に述べる。

a) 100%主蒸気管破断解析

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

蒸気発生器圧力は、全体的に実験データと一致しているが、実験では約 50 秒に伝熱管が露出して減圧するのに対して、MAAP 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 363 kg（初期質量の約 66%）であるのに対し、MAAP コードでは 330 kg（初期質量の約 60%）となっており、よく一致した結果が得られている。

その後の応答（約 50 秒～）については、蒸気発生器圧力及び破断流量は、MAAP 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。即ち、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 次系から 2 次系への伝熱量は、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次系保有水量が早期に減少し、1次系と2次系の伝熱量の事象進展に与える影響は小さいことから、全交流動力電源喪失に関して考察する。

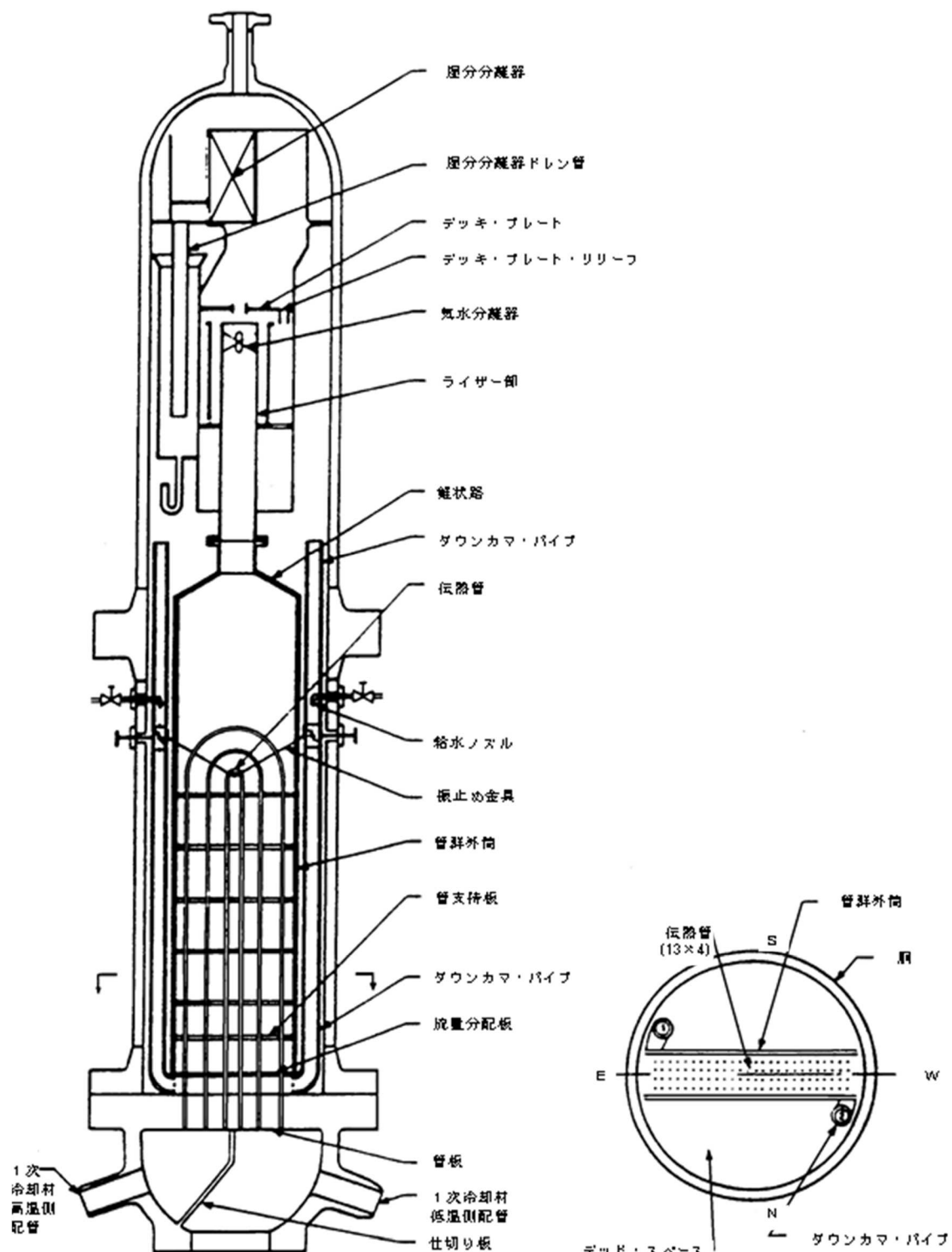
全交流動力電源喪失が発生し、補助給水に失敗する場合は、1次側からの伝熱により2次側が昇温及び昇圧される状態であり、MB-2実験の給水流量喪失のケースから考察する。図4.2-31(1/2)に蒸気発生器圧力と1次冷却材低温側温度の比較を示している。1次冷却材低温側温度は、1次系と2次系の伝熱による1次側への影響が現れたものであり、実験データとほぼ一致した挙動である。また、蒸気発生器圧力は、1次系と2次系の伝熱による2次側への影響が現れたものであり、実験データと0.2MPaの範囲で一致する挙動となっている。また、1次系と2次系の伝熱において、蒸気発生器2次側水位も影響する要因であり、図4.2-31(2/2)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

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次側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。

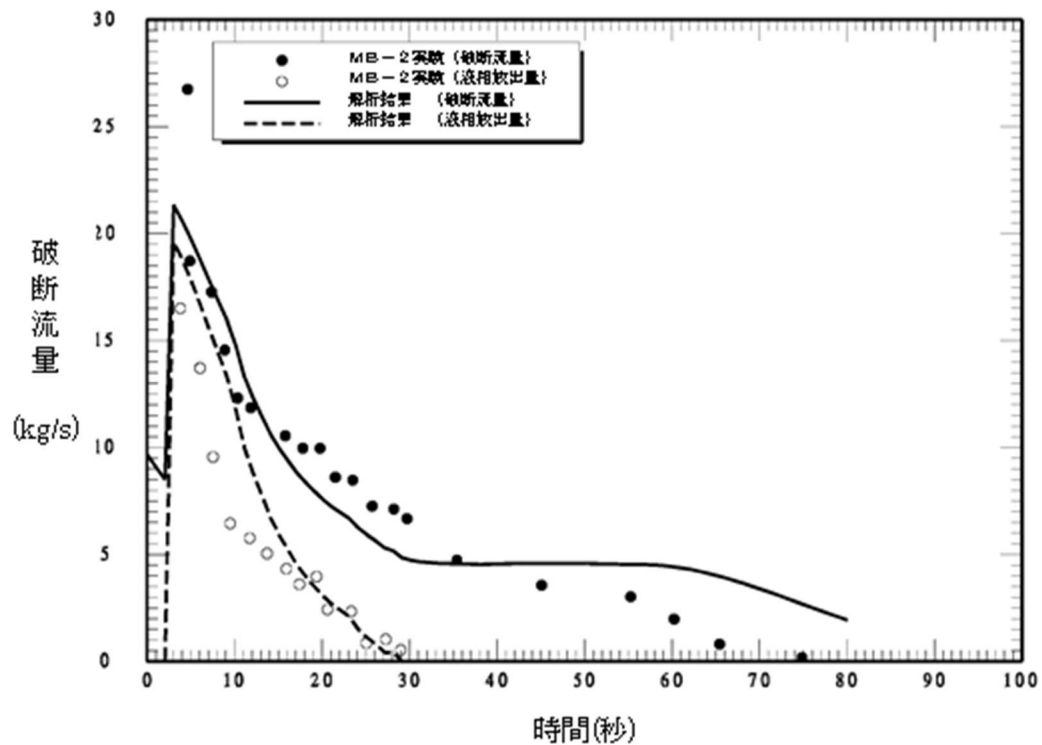
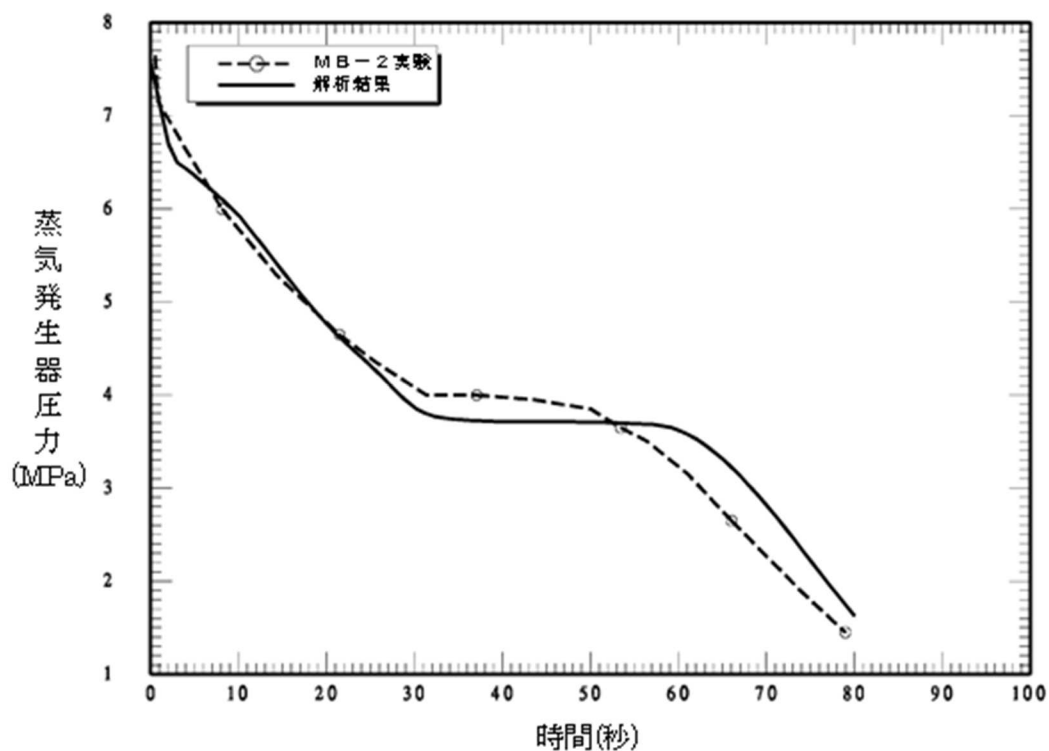
以上より、「冷却材放出」については、放出質量自体はほぼ適正に評価できるが、液相放出については過大に評価するため、その結果、「1次系・2次系の熱伝達」についても過大に評価する可能性がある。

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



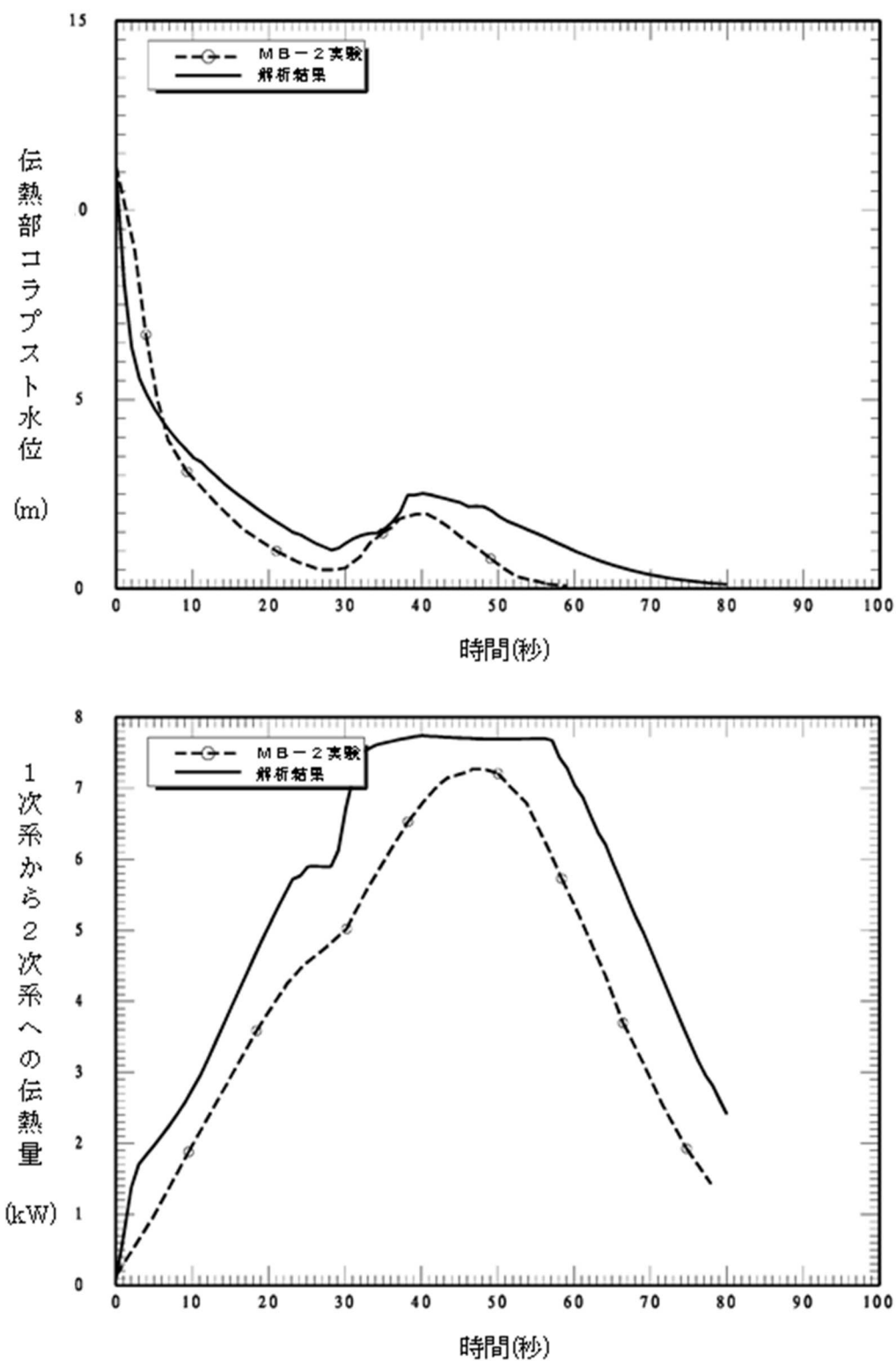
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-29 MB-2 実験装置の概略



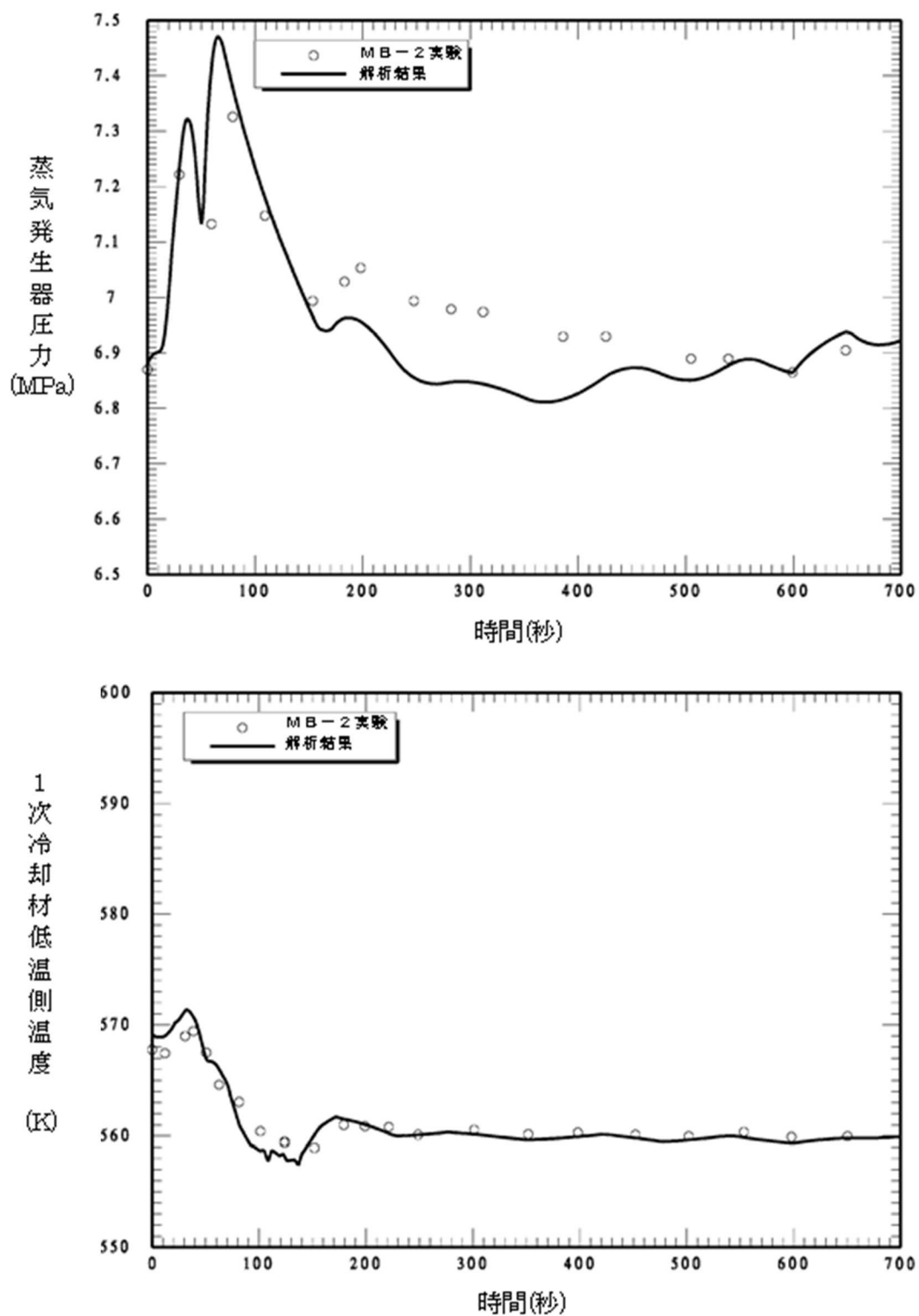
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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



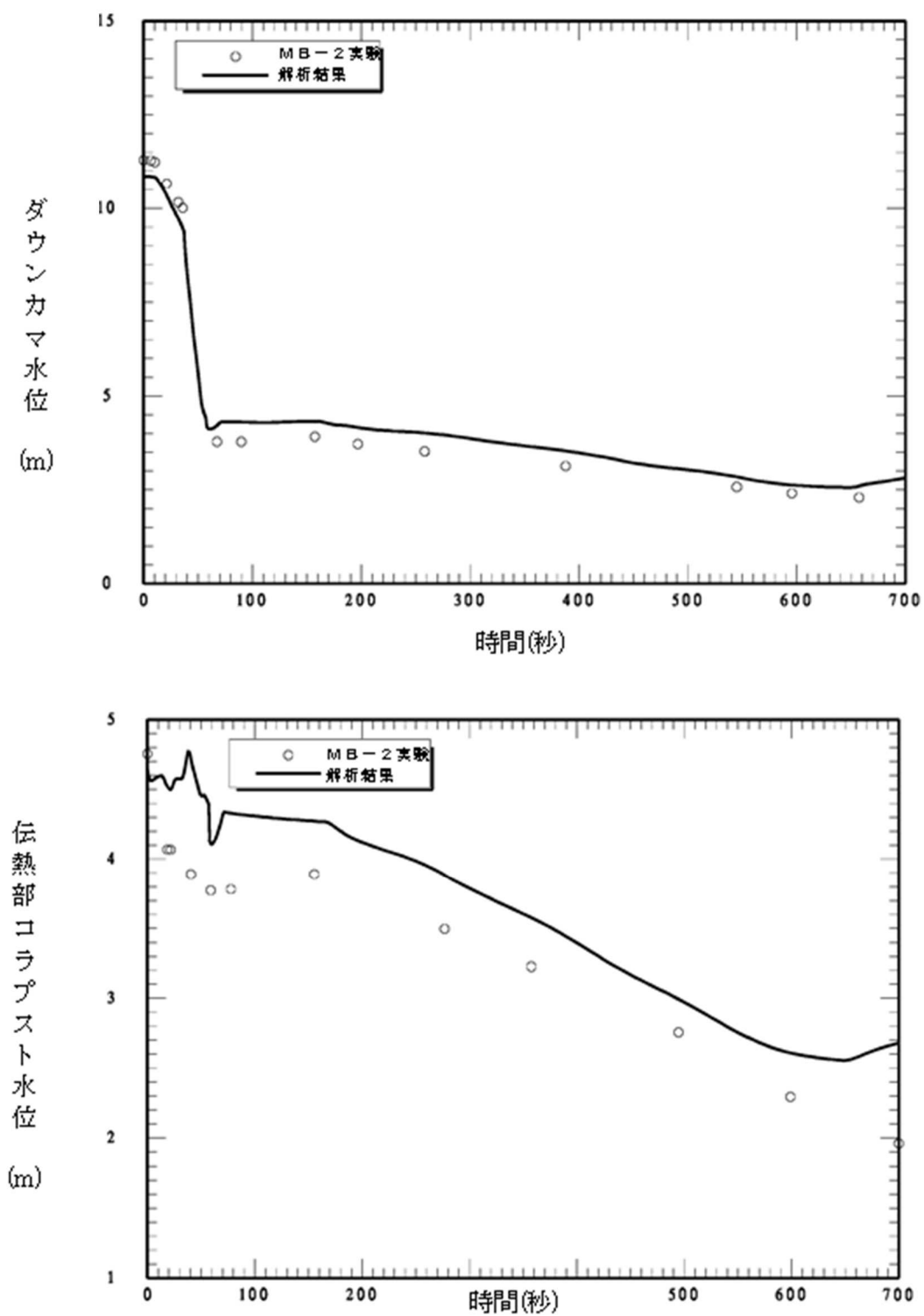
出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

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



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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

4.2.7 PHEBUS-FP (FPT1) 実験解析

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

PHEBUS-FP計画^{[23][24]}は、放射線防護・原子力安全研究所（IRSN、フランス）、フランス電力庁及びEUを中核とする国際協力プログラムで、シビアアクシデント条件下での炉心燃料から1次系を経て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、OECE/NEAの国際標準問題（ISP-46）にも取り上げられている。

(1) 実験の概要

PHEBUS-FP (FPT1) の実験体系は、炉心、1次系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が供給されることができる。

1次系は高温側配管、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 次系モデルを使用しており、体積や流路断面積等はある程度変えられるものの、実験の 1 次系体系の形状のモデル化の精度は低いと考えられる。また、模擬格納容器は、図 4.2-36 に示すように、上部区画と下部区画の 2 区画としている。

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

(3) 実験及び解析の考察

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℃を超えると温度が急上昇している（約 11,000 秒で 1,500℃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℃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℃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、溶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℃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℃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℃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℃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、希ガス及びよう素共に概ねバンドル過熱履歴との相関をもった形で放出を継続するが、約 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共に 0.08 程度、総放出量は 0.8 前後となっている。希ガスとよう素の最終的な放出割合には若干の差が生じている点については、次に述べる理由による。図 4.2-47 に実験結果の分析から整理されたよう素の回路内質量バランスを示す。1 次系への放出割合は試験前のよう素量から、試験後の燃料中よう素の残存量を差し引くことで求めている。γ ースペクトロメトリを用い、燃料に残存したよう素からの放射線を測定することでその量を評価する手法が採られており、燃料中よう素の残存量は 13%±4%と評価されている。したがって、燃料から放出されたよう素は 87%±4%と評価されている。γ ースペクトロメトリの結果からは、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^[24]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、蒸気流との熱伝達によっても影響を受けていると考えられる。即ち、実験のバンドル形状は 5×5 配列で四隅は温度計もしくは流路となっているのに対して、解析では内側 12 本、外側 8 本を 2 チャンネルで模擬したドーナツ状の体系となっているため、解析ではバンドル内の半径方向温度分布をかなり平均化した扱いとなるために、伝熱流動の観点から要因となりうる。実験後の X 線トモグラフィによると、バンドル内部では半径方向にも軸方向にも複雑に損傷しており、2 チャンネルでモデル化しきれない様相は示していない。

約 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度高めになっている。また、高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング開始タイミングは、燃料棒内で溶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°C) にて溶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°C 程度) より低い温度で液化するという観点で模擬性は高いといえる。

FP 挙動については、実験結果ではほぼ一定の割合で放出割合が増大しているが、解析結果では放出開始時に希ガス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みれば連続的な変化として表れているのに対して、解析ではバンドルを径方向 2 ノードで模擬しているため、チャンネル単位で現象が変化する。そのため、実験での非均質性や不等方性を有する変化に比べて、解析では初期の放出量を多めに評価する結果となっていると考えられる。

実験終了時の放出割合については、解析結果は実験と同程度の 0.8 前後となっているが、図 4.2-42 に示した希ガス放出割合の実験結果及び解析結果の比較については、実験に対し若干上回り、図 4.2-43 に示したよう素放出割合の実験結果及び解析結果の比較については実験に対し若干下回っている。MAAP 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。即ち、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などに誤差が生じやすく、放出割合に若干の差が生じたと推定している。

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

(4) 不確かさの整理

PHEBUS-FP 実験に対する MAAP 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る。

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。即ち、連続的な物理現象を不連続な解析モデルに分割するにおいて、体系の大きさによってはモデル化方法が結果に及ぼす影響が大きくなると推測できる。なお、実機スケールでは、ノード分割数が多く、連続的な挙動に近づくため、この種の不確かさは小さくなると考えられる。

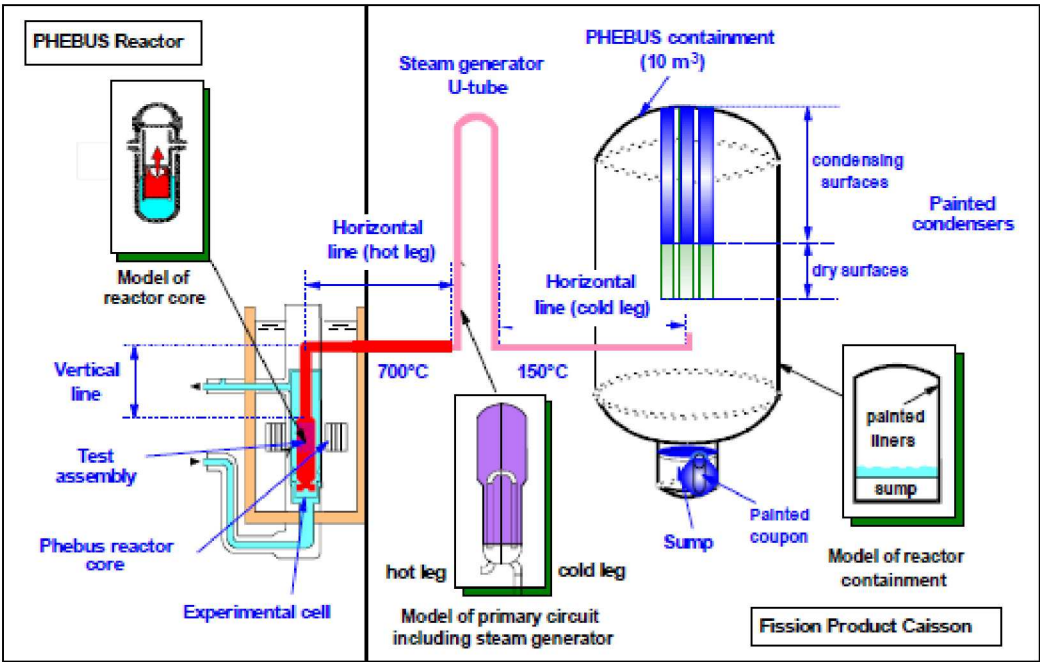


図 4.2-32 PHEBUS-FP 実験設備概要

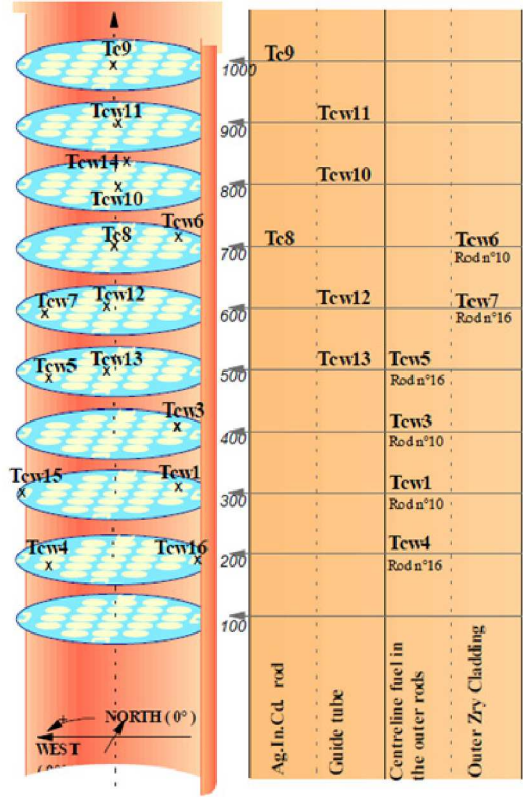


図 4.2-33 FPT1 試験炉心部の熱電対設置位置

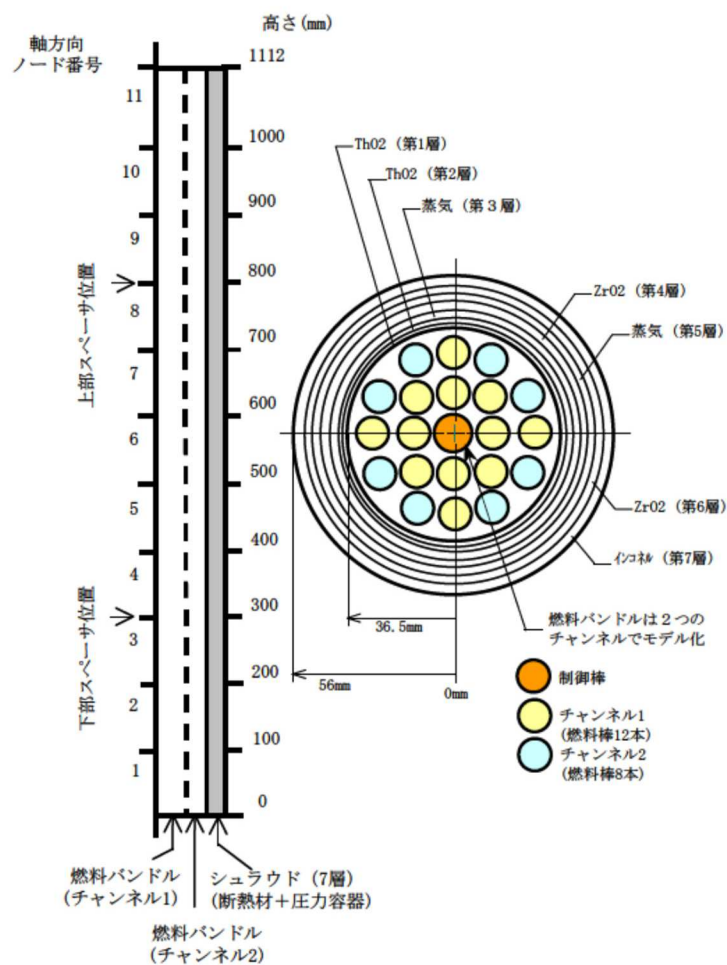


図 4.2-34 炉心 (燃料バンドル) モデル

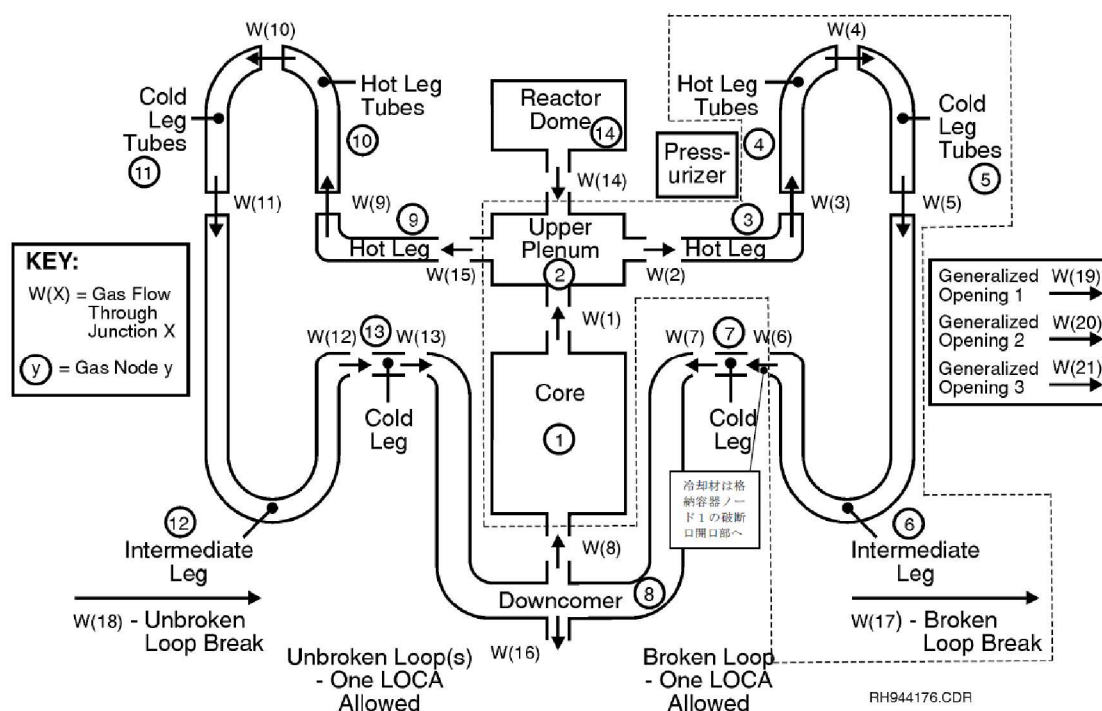


図 4.2-35 1次系モデル

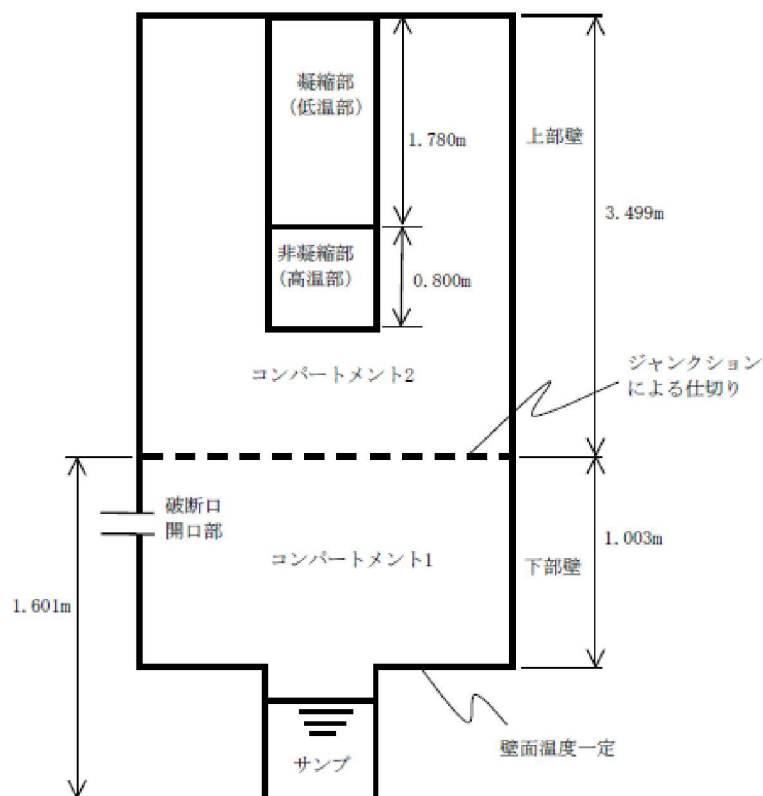


図 4.2-36 格納容器モデル

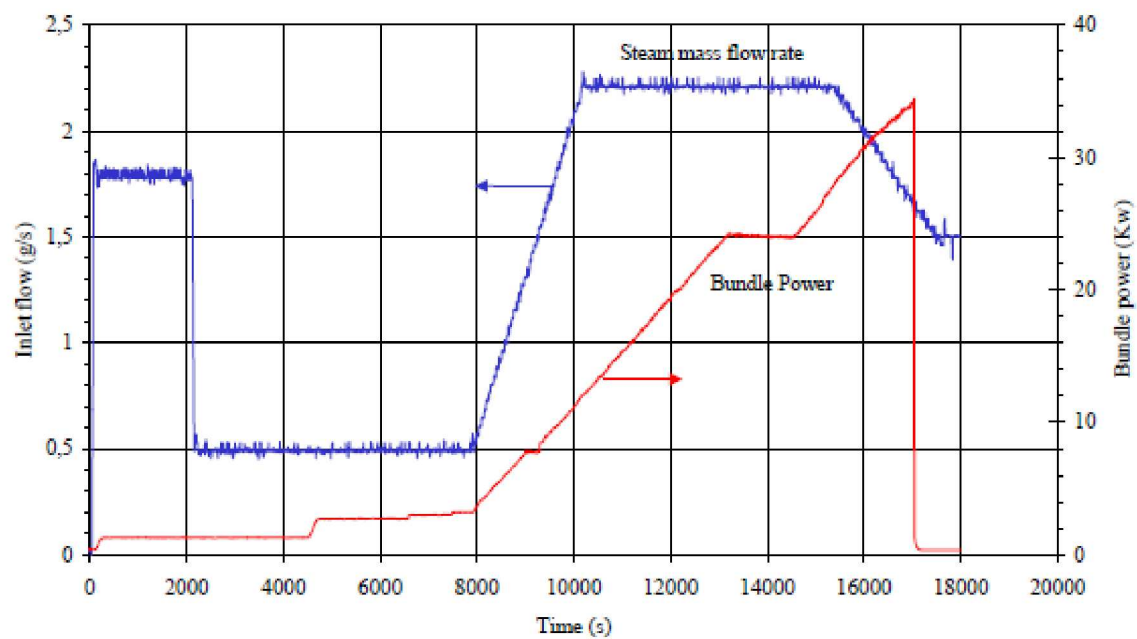


図 4.2-37 境界条件（バンドル出力と蒸気流量）

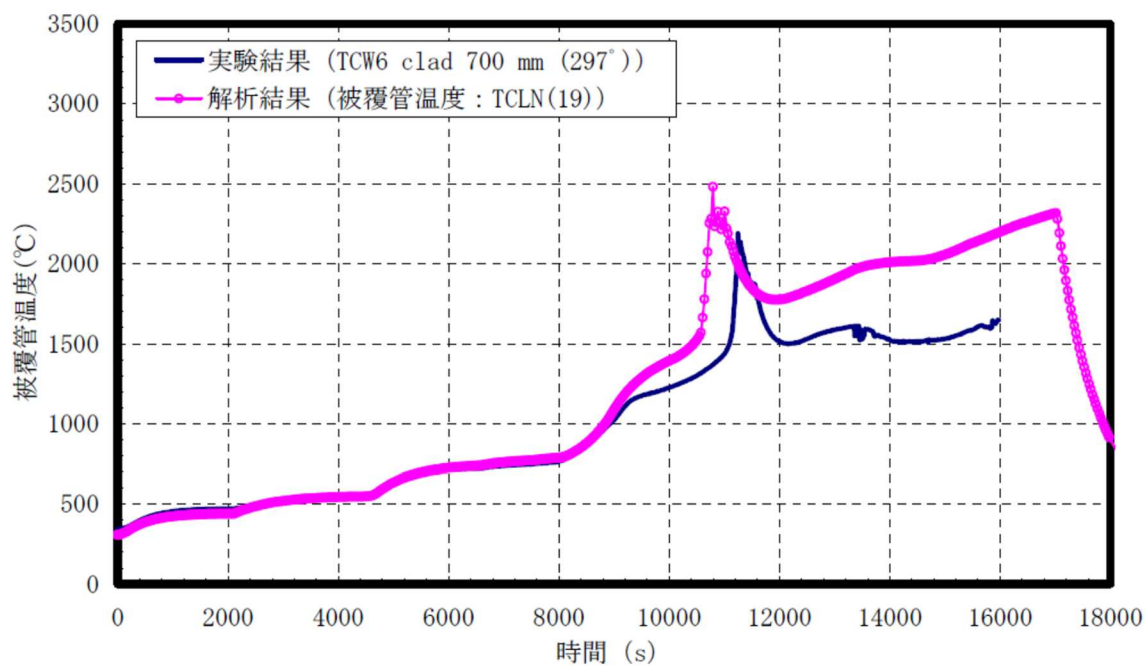


図 4.2-38 燃料被覆管温度 (700mm) の比較

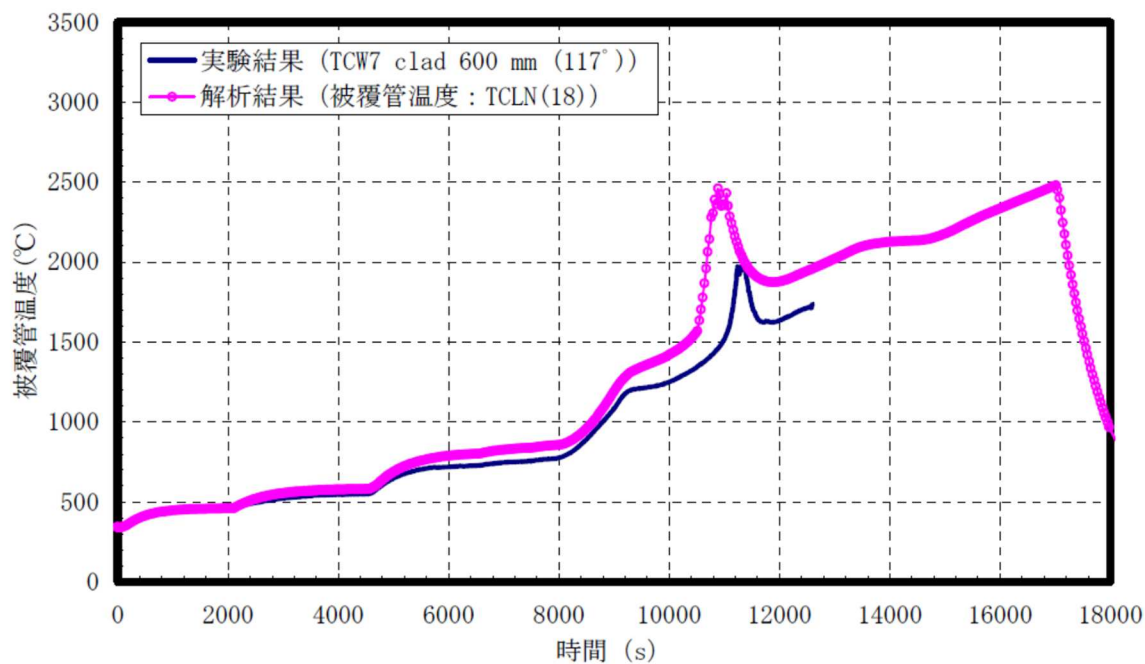


図 4.2-39 燃料被覆管温度 (600mm) の比較

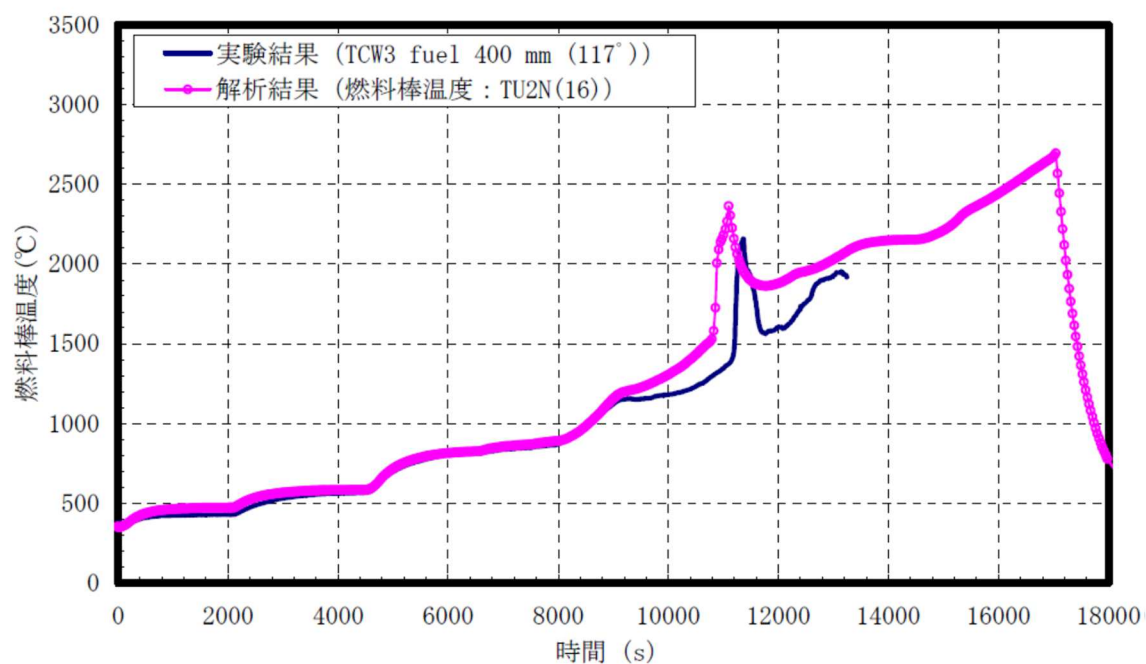


図 4.2-40 燃料被覆管温度 (400mm) の比較

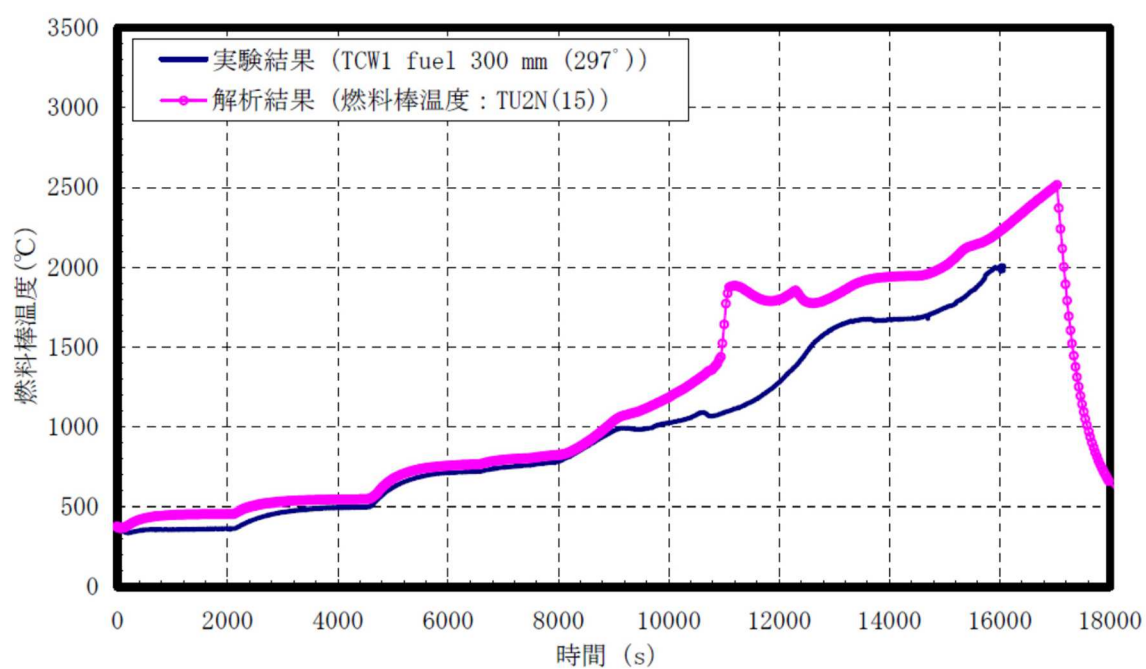


図 4.2-41 燃料被覆管温度 (300mm) の比較

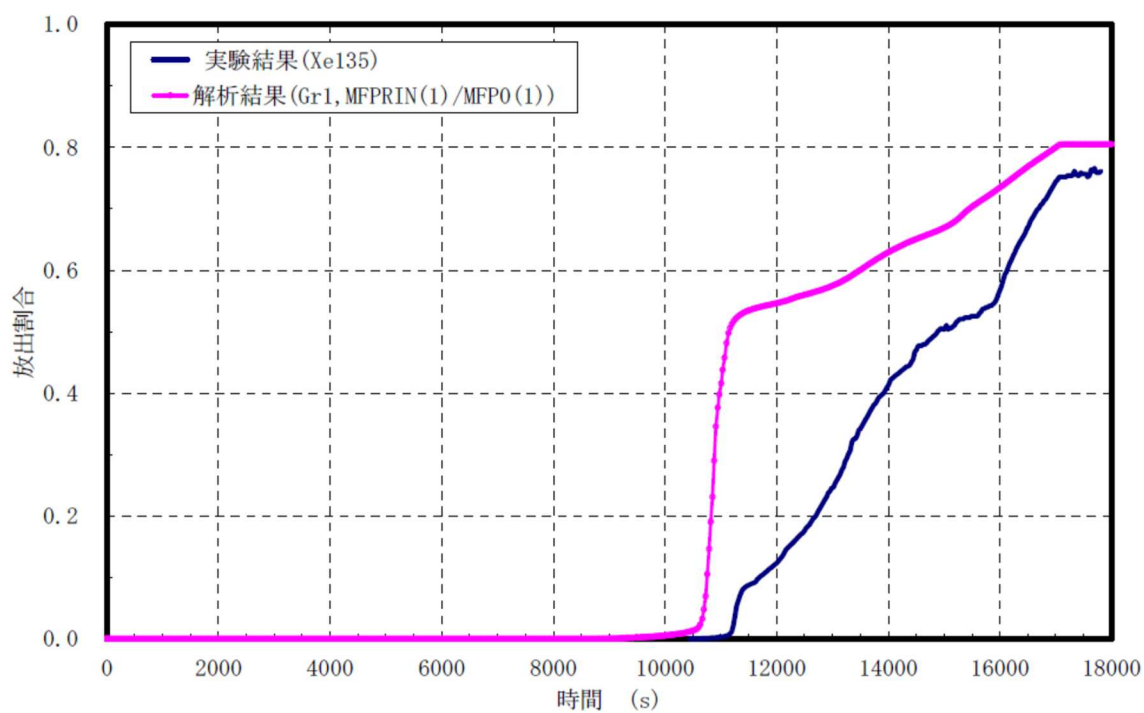


図 4.2-42 希ガス放出割合の比較

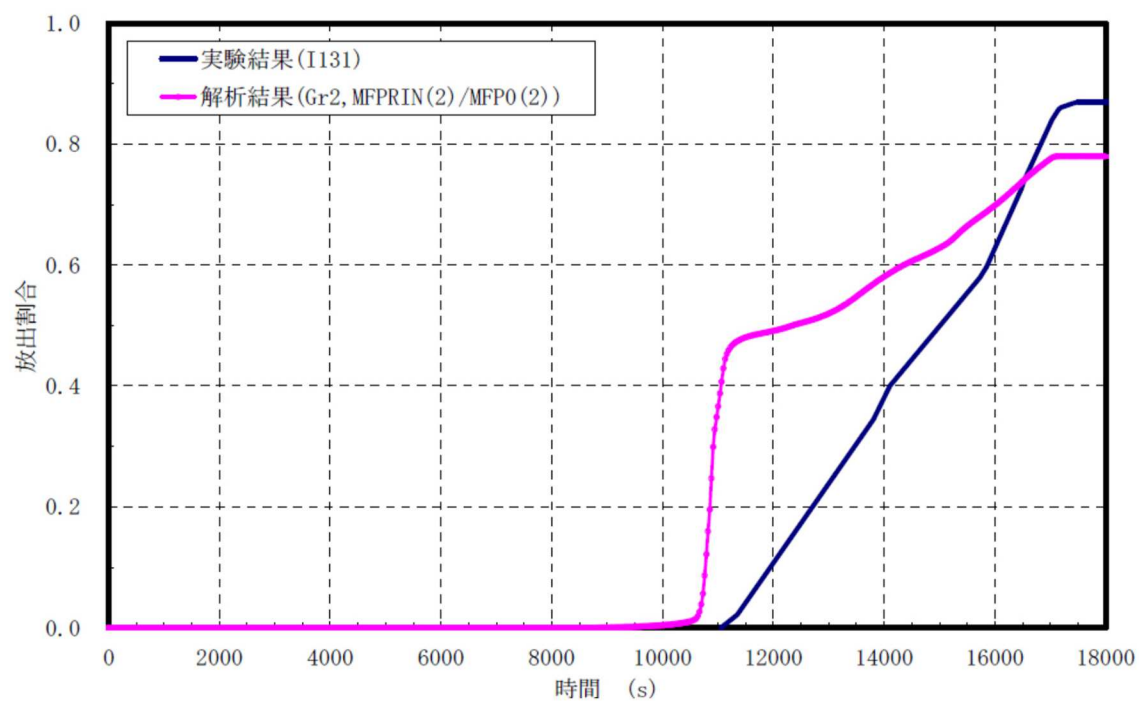


図 4.2-43 よう素放出割合の比較

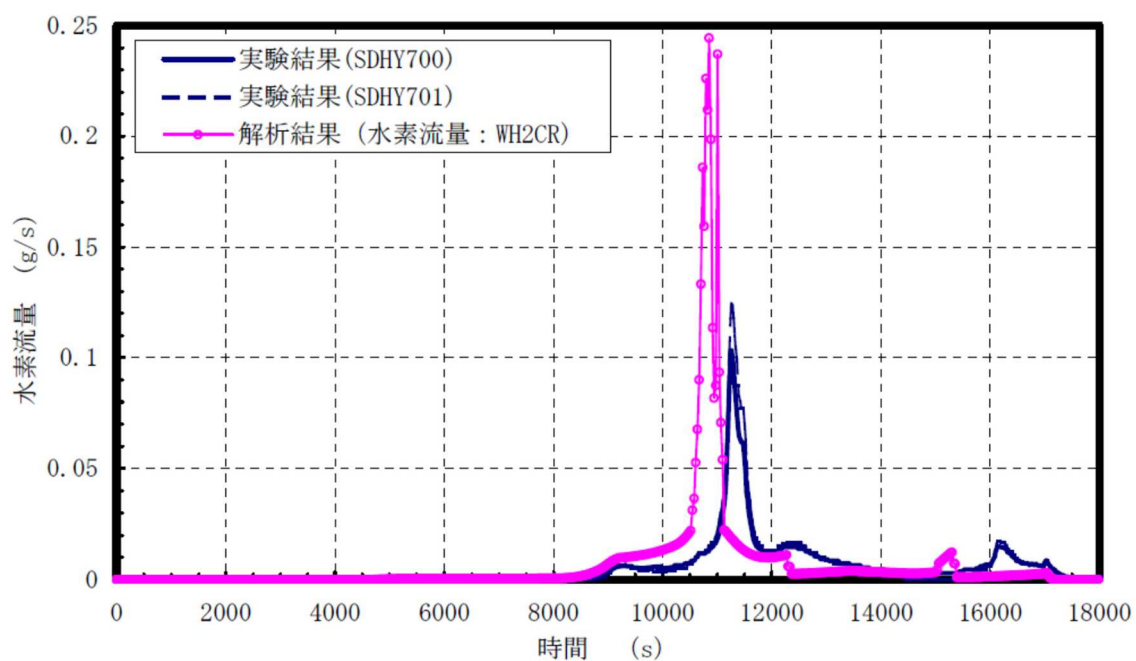


図 4.2-44 1次系での水素流量の比較

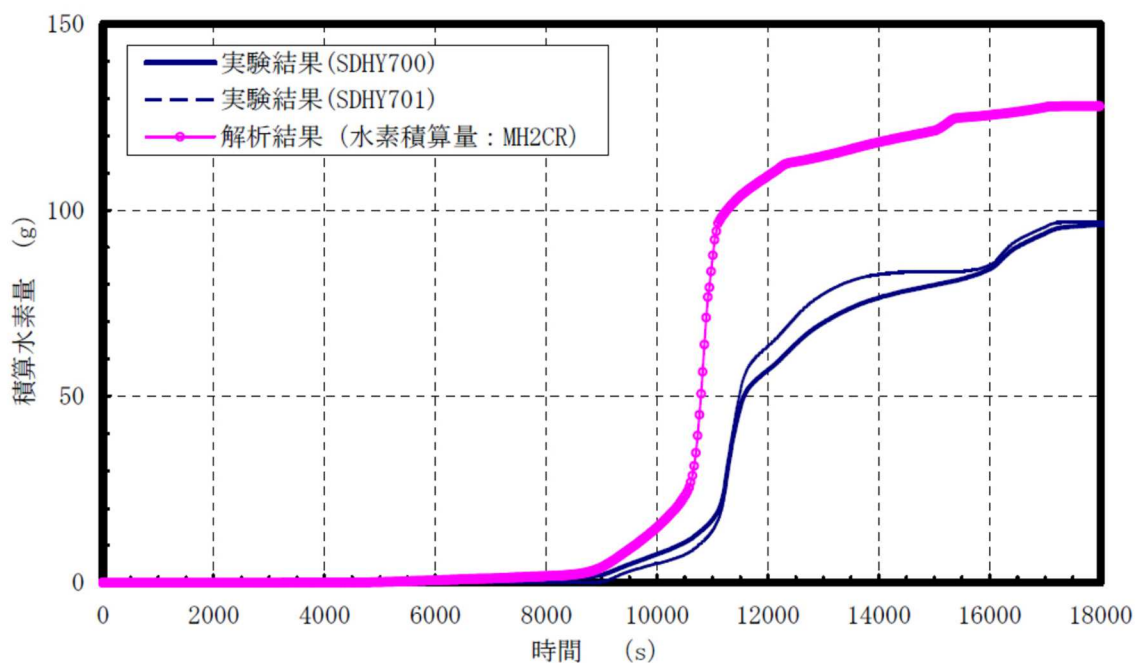


図 4.2-45 水素積算量

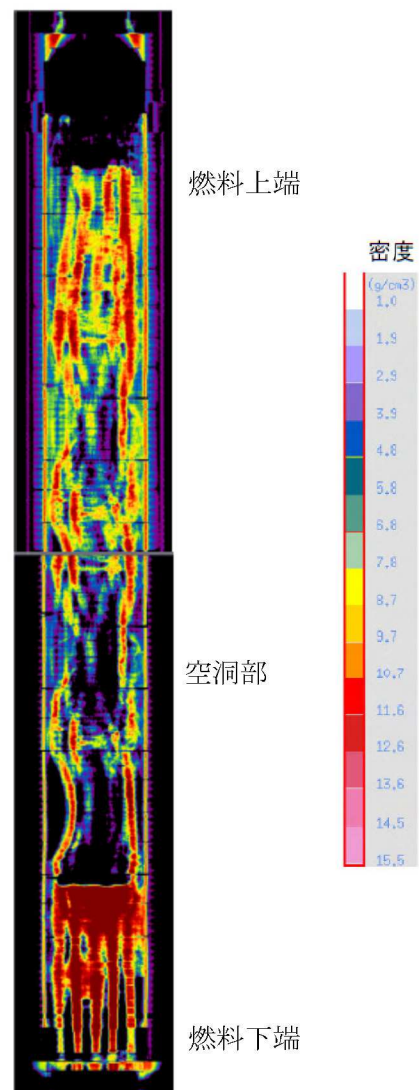
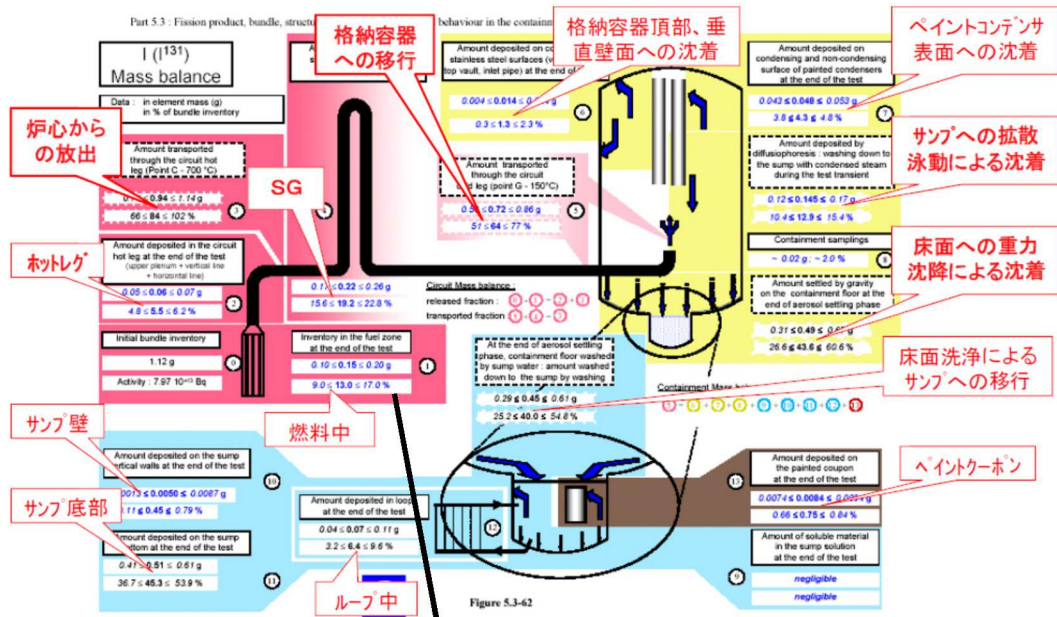


図 4.2-46 燃料バンドルの X 線トモグラフ



燃料に残存したよう素の量は、 $13\% \pm 4\%$ と評価されている。即ち、1次系に放出されたよう素の量は試験前のよう素量から残存量を減じれば算定できるため、 $87\% \pm 4\%$ 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などにより気相中から 1 次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^[25]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 20.6m の円筒型の試験容器である。その試験容器の下部 (EL.4.36m) から上向きに Na スプレイを注入させ 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 445g/s の速度で生成させる。ナトリウムの注入によるエアロゾル生成は 13~885 秒まで継続される。

(3) 解析結果の検討

実験結果とMAAP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 $5 \times 10^{-9}\text{g/cc}$ 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、「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

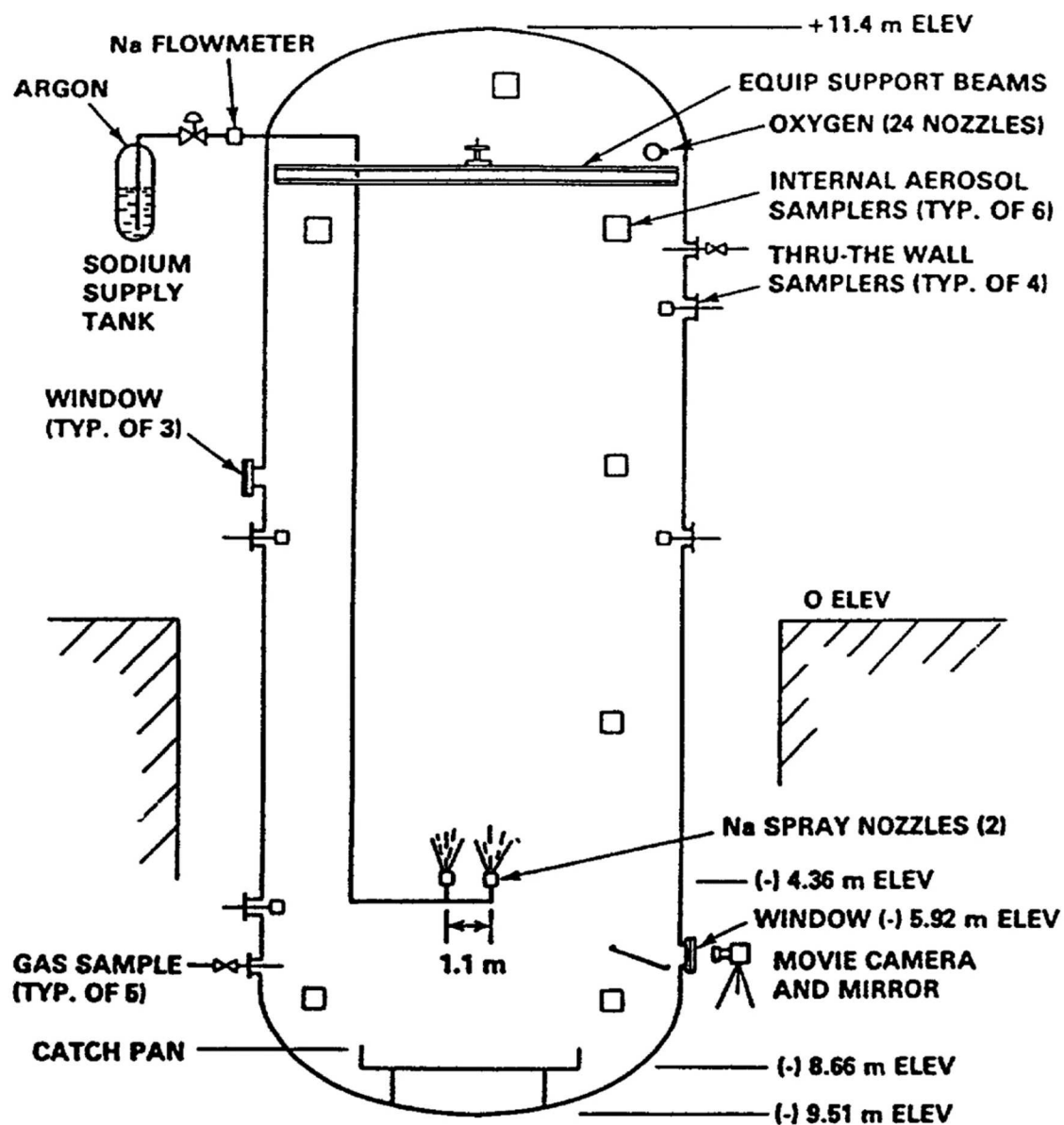
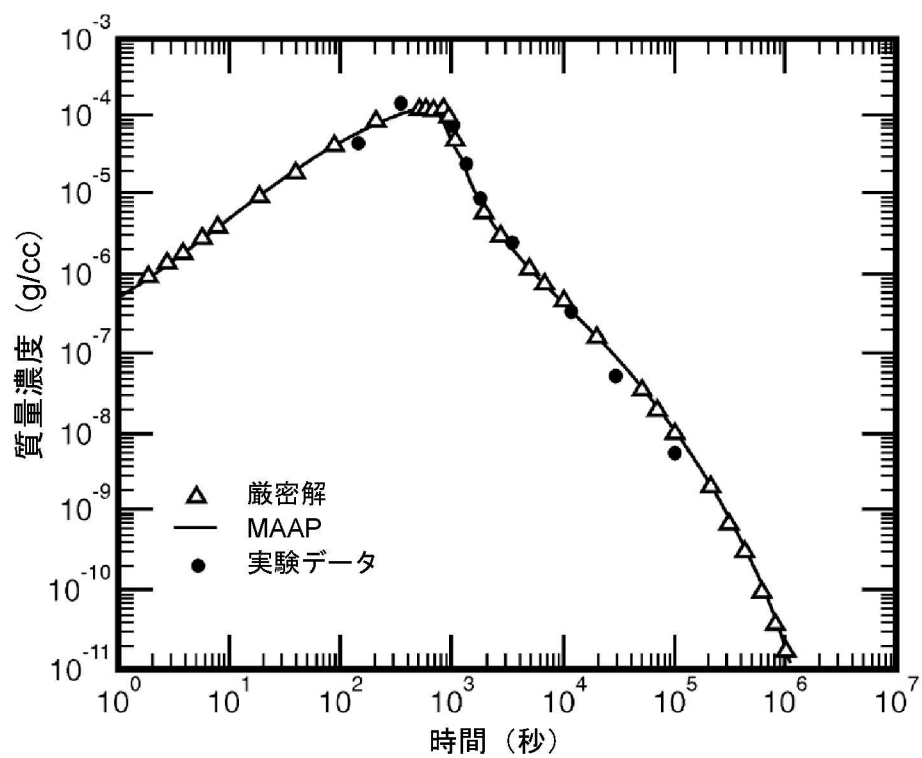


図 4.2-48 ABCOVE-AB5 試験装置



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-49 エアロゾル質量濃度の時間変化

4.3 妥当性確認（感度解析）

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

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コードを適用する重要事故シーケンスにおいて、炉心水位が評価指標に直接影響するのは、「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスである。「ECCS 再循環機能喪失」シーケンスでは、本資料の本文の「5. 有効性評価に適用するコードの選定」で述べたように、再循環切替時点では、大破断 LOCA 直後のブローダウン事象よりも緩やかな挙動となることから、基本的に適用可能と考えられ、さらに、再循環切替時には水源である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次系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」シーケンスでは、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℃）を下回ることによって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。

したがって、「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次系内保有水分分布」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^[27]との比較により評価する。なお、M-RELAP5コードは、大破断

LOCA に特有の ECC バイパスや再冠水挙動等の複雑かつ急激な現象に対して検証が十分ではないが、炉心冠水後のプラント応答には適用できる。

(1) M-R E L A P 5 コードとの比較

1 次系の挙動をより精緻に評価可能な M-R E L A P 5 コードとの比較を通じて、M A A P 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-R E L A P 5 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、M A A P 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水の水温等を境界条件として与えている。

M A A P コード及び M-R E L A P 5 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。M A A P 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-R E L A P 5 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。M A A P 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、M A A P コードは M-R E L A P 5 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、M A A P コードの方が多い。M A A P コードでは差圧バランスを基本とした簡略なモデルにより 1 次系内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-R E L A P 5 コードでは、詳細に分割された各ノードにおいて流動様式を考慮した流動、質量分布を計算しており、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-R E L A P 5 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再循環機能喪失シーケンスのMAAPコードとM-RELAP5コードの解析結果の比較から、MAAPコードの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次系内保有水分分布のうち炉心領域及びダウンカマ領域の保有水量については、両コードは同等と言えるが、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次系保有水量の差は、1次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。即ち、炉心の崩壊熱により加熱された ECCS 注入水が1次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。したがって、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量の差は約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次系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、ダウンカ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次系の保有水量としては増加する方向となる。
- ・同じく1次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次系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、その結果をもとに実機の感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えない。
- ・M-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 再循環機能喪失での 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。

したがって、M-R E L A P 5 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、M A A P 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 M A A P コードの不確かさとして取り扱う。

(3) 判断基準における裕度

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

この評価基準の差による裕度を確認する目的から、代表 3 ループプラントを対象に M-R E L P A 5 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）、事象発生の約 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。したがって、炉心露出の防止を基準としていることで、炉心損傷に至るまでには更に 5 分以上の時間余裕がある。

(4) まとめ

ECCS 再循環機能喪失シーケンスの評価において、M A A P 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、M A A P コードと M-R E L A P 5 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-R E L A P 5 コードについては、M A A P 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、同シーケンスに対する炉心損傷防止対策の評価では、炉心露出の防止を基準としていることで、代表3ループプラントの場合、炉心損傷に至るまでには更に5分以上の時間余裕があることを確認した。

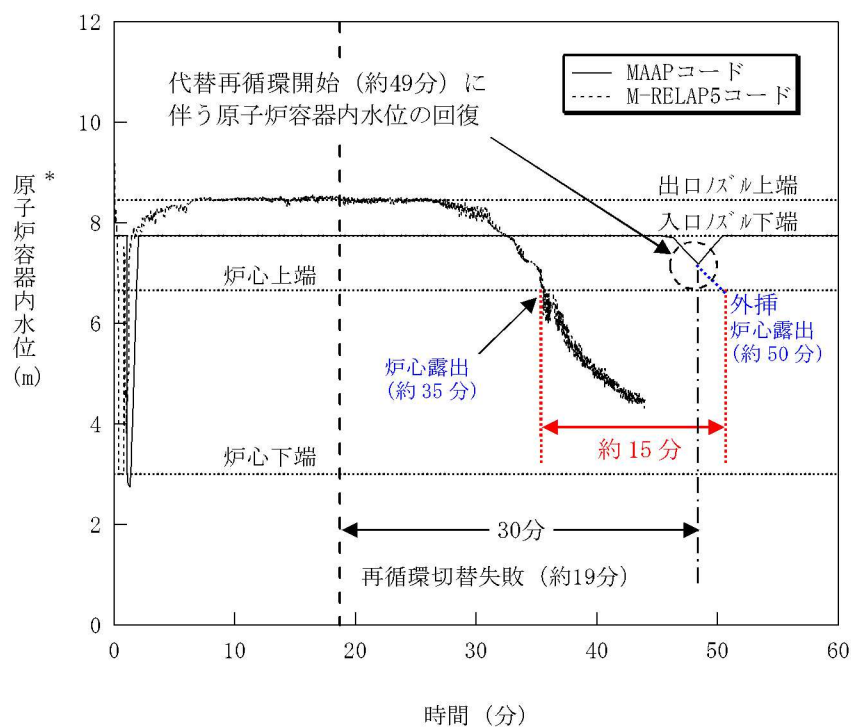


図 4.3-1 ECCS 再循環機能喪失 コード間比較 (原子炉容器内水位)

* : 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

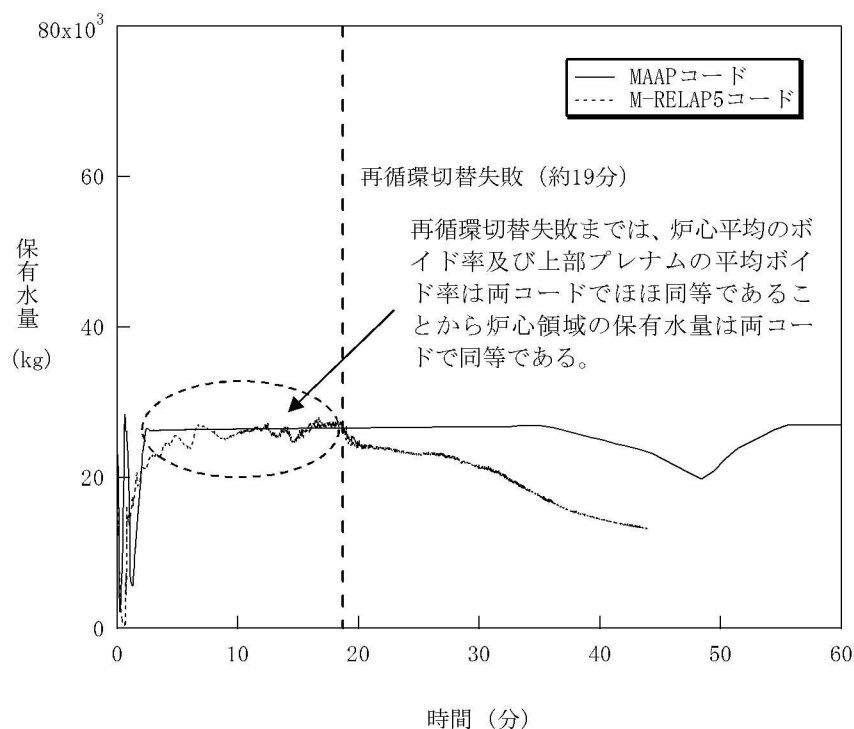


図 4.3-2 炉心領域 (炉心入口～出口ノズル) 保有水量のコード間比較

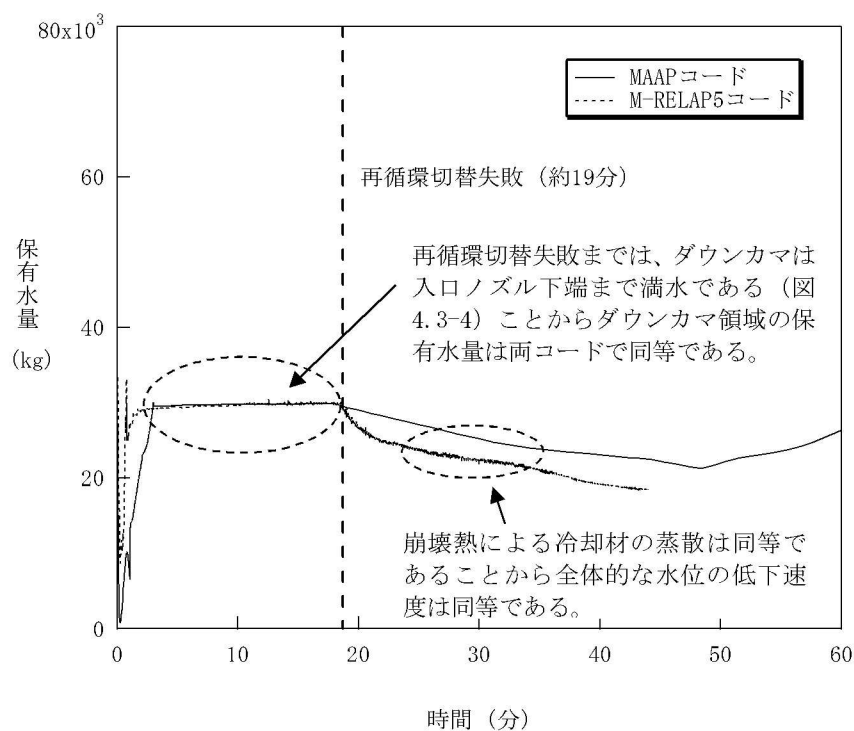


図 4.3-3 ダウンカマ領域 (低温側配管～下部プレナム) 保有水量のコード間比較

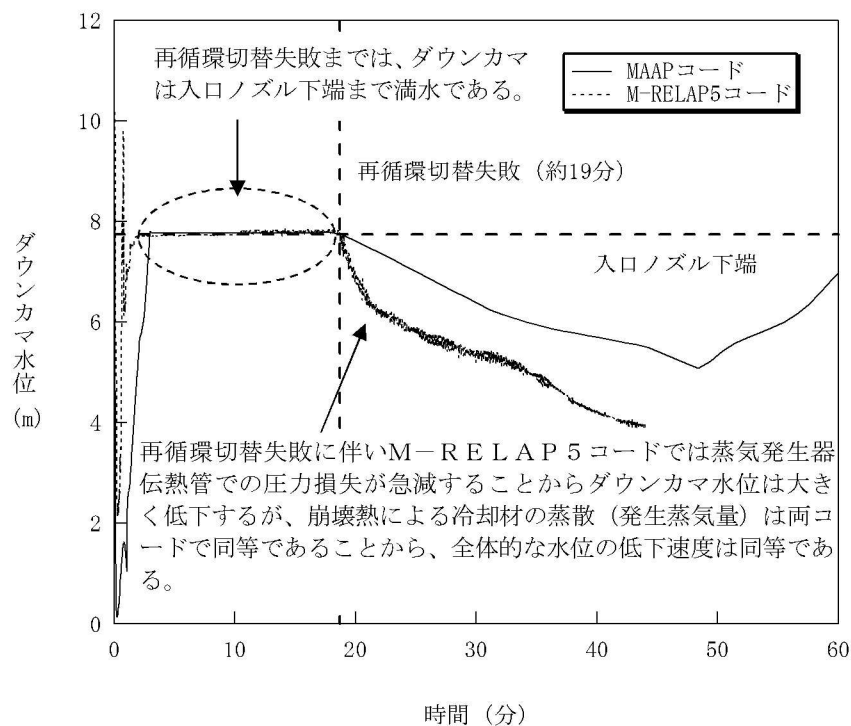


図 4.3-4 ダウンカマ水位のコード間比較

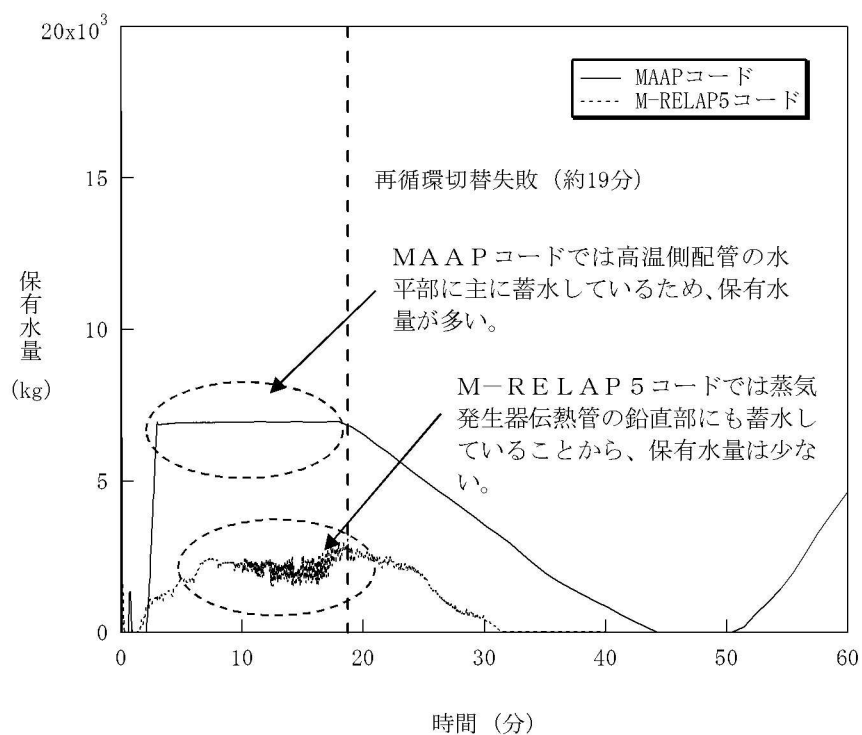


図 4.3-5 高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（破断側）保有水量のコード間比較

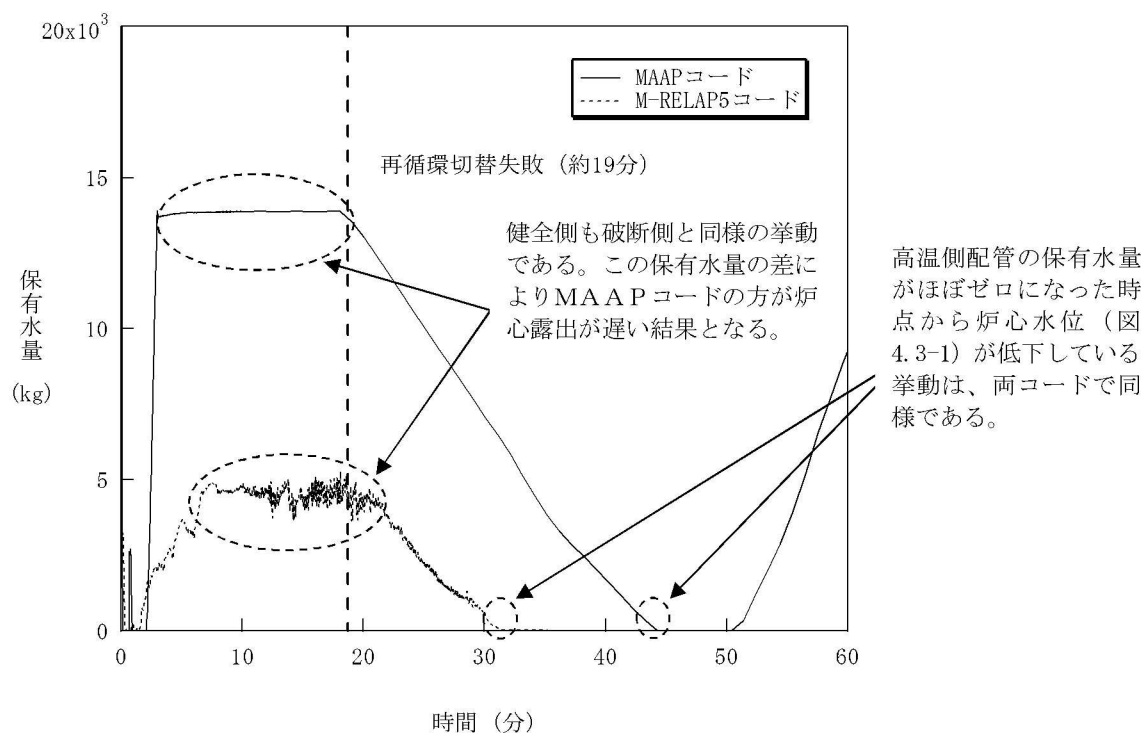


図 4.3-6 高温側配管～蒸気発生器伝熱管領域（健全側）保有水量のコード間比較

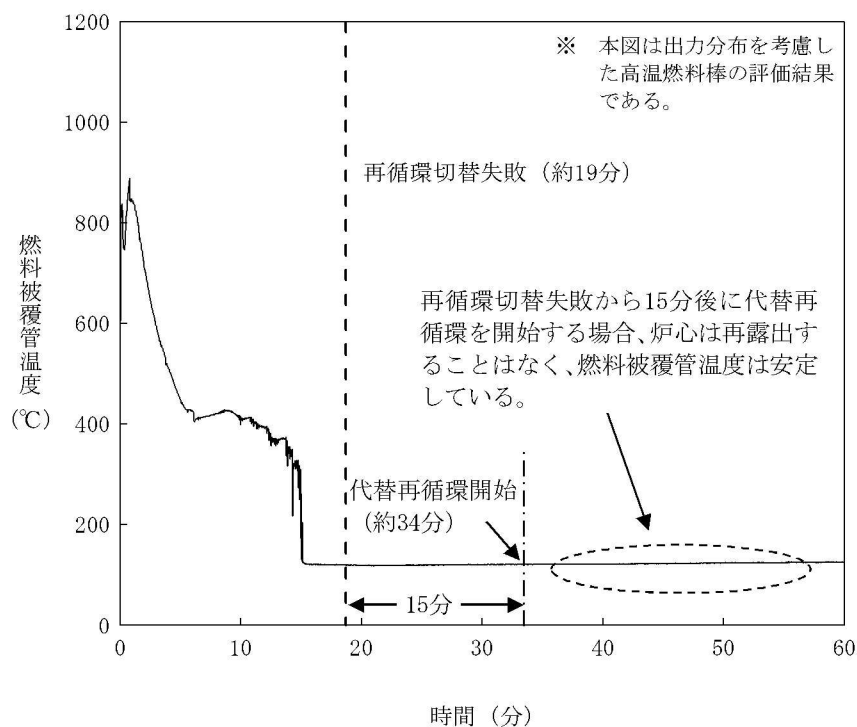


図 4.3-7 3 ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 15 分（燃料被覆管温度）

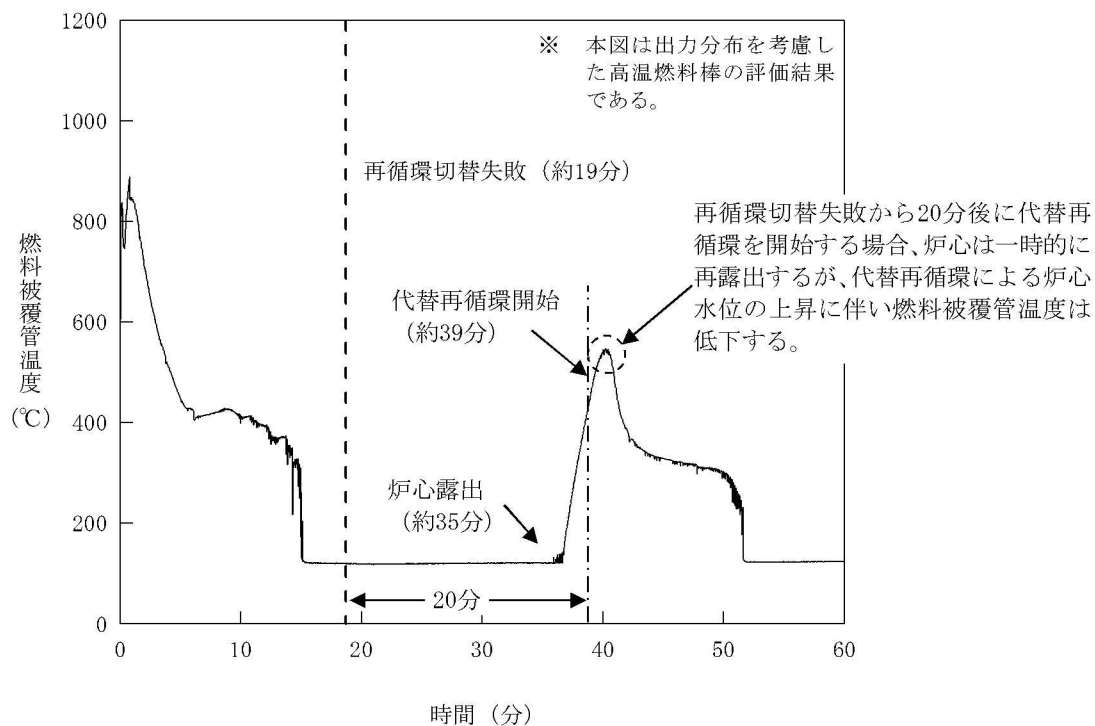


図 4.3-8 3 ループ PWR・ECCS 再循環機能喪失・代替再循環 20 分（燃料被覆管温度）

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次系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次系強制減圧時の1次系圧力に影響を与える可能性があるため、添付1において感度解析により影響評価を行っている。以下、概要をまとめる。

(1) 解析条件

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次系強制減圧により1次系圧力は急減し、約 3.6 時間の時点で蓄圧注入系が作動する。その時刻までは、ベースケースと感度解析ケースとで挙動は同等である。3.6 時間以降の挙動については、1次系圧力と蓄圧タンク圧力がバランスした緩やかな応答であるため、流動抵抗係数を大きくすることで蓄圧タンクからの注入量が少なくなることの影響はわずかであり、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次系圧力に対しても有意な感度はない。

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

(3) まとめ

蓄圧注入の流動抵抗に関する感度解析を行い、1次系強制減圧時の1次系圧力挙動への影響を確認した結果、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次系圧力に対しても有意な感度はないことを確認した。

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

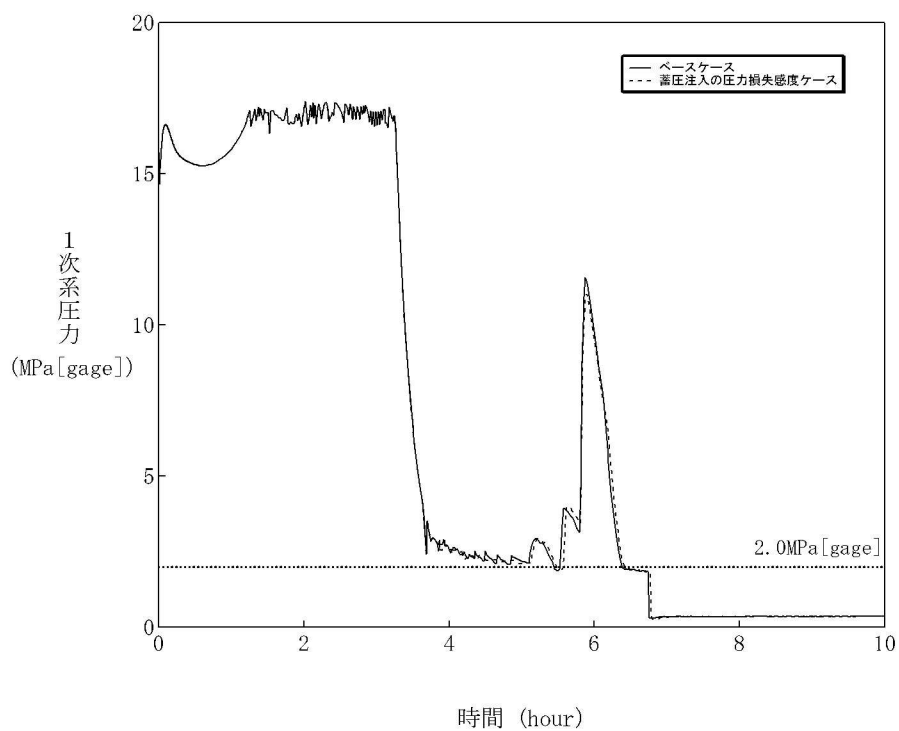


図 4.3-9 蓄圧注入の流動抵抗感度解析

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、最適値であると言えるが、モデル化の観点から不確かさの整理を行う。また、入力値に用いている除熱特性は、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。即ち、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、即ち、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

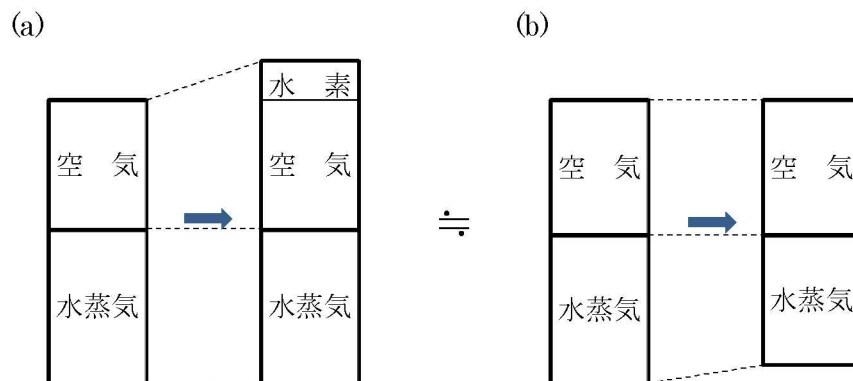
MAAPコードの格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却モデルでは、格納容器再循環ユニット入口のガス温度（即ち、原子炉格納容器内温度）を入力値として除熱量と吸い込みガス速度を計算するモデルであるため、水素ガスが存在する場合でも、影響はなく、除熱量及び速度は、除熱特性に従って計算される。

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、即ち、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℃	3.1 気圧	5.25×10^6 kcal/h
130℃	2.7 気圧 (−13%)	4.78×10^6 kcal/h (−9%)

の関係を得る。この関係を内挿し、蒸気分圧が 10%低下する場合の凝縮伝熱量は約 7%低下すると評価できる（最大限水素濃度が増加する場合（ドライ換算で 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	雰囲気密度
	ΔP	圧力損失
	ζ	抵抗係数
	V	ユニット正面流速
	g	重力加速度

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

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

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

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

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

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

ρ_{a1} 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雰囲気空気密度（格納容器再循環ユニット出口雰囲気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雰囲気水蒸気密度（格納容器再循環ユニット出口雰囲気飽和温度に対する密度）

により定義され、格納容器再循環ユニット出口雰囲気の空気分圧は、全圧と雰囲気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雰囲気水蒸気分圧は雰囲気飽和温度から求める。

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

a) 水素を含まない場合

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

気体の密度 ρ_a は、状態方程式を用い、

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

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

まず、原子炉格納容器内雰囲気密度 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》

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

である。ここで、雰囲気空気密度 ρ_{a1} は、

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

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

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

を得る。

次に、格納容器再循環ユニット出口条件雰囲気気密度 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》

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

である。ここで、雰囲気空気密度 ρ_{a2} は、

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

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

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

を得る。

b) 水素を含む場合 (水素混合空気の場合)

a) の状態から、ドライ換算濃度 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、

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

$$\text{格納容器再循環ユニット出口雰囲気気密度 (水素混入後)} :$$

$$\rho'_2 = \rho'_{a2} + \rho_{v2}$$

であり、このときの、気体の密度 ρ'_a は、

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

により計算する。

まず、水素混入後の原子炉格納容器内雰囲気気密度 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》

- ・ 温度： 130 °C (原子炉格納容器圧力の飽和温度)
- ・ 雰囲気水蒸気分圧： 2.67 atm
- ・ 雰囲気空気分圧： 1.50 atm (水素濃度を 13vol%)

- ・ 雰囲気水蒸気密度 ρ'_{v1} : 1.50 kg/m³ (飽和蒸気密度)
- ・ 雰囲気空気密度 ρ'_{a1} : 1.15 kg/m³

である。ここで、雰囲気空気密度 ρ'_{a1} は、

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

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

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

を得る。

次に、水素混入後の格納容器再循環ユニット出口条件雰囲気密度 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》

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

である。ここで、水素混入後の雰囲気空気密度 ρ'_{a2} は、

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

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

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

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、即ち、

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

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

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、

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

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

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

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